

GEFÖRDERT VOM



Bundesministerium
für Bildung
und Forschung



SAR Electronic GmbH, Prozess- und Umwelttechnik
Gobener Weg 31
D-84130 Dingolfing

VOKos - Effizienzsteigerung durch verfahrenstechnisch optimierende Korrosionsschutzkonzepte in Verbrennungs- anlagen mit heterogenen Festbrennstoffen

- Abschlussbericht -

Förderkennzeichen: 03X3589F

Bewilligungszeitraum: 01.07.2013 – 30.04.2017

Berichtszeitraum: 01.07.2013 – 30.04.2017

Projektleiter: Martin H. Zwiellehner, Dipl.-Ing.(FH), M.Sc.(Univ.)

Hauptsächlich beteiligte
wissenschaftliche Bearbeiter: Martin H. Zwiellehner, Dipl.-Ing.(FH), M.Sc.(Univ.)

Datum: 31.10.2017

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN geplant	2. Berichtsart (Schlussbericht oder Veröffentlichung) Schlussbericht
3. Titel VOKos - Effizienzsteigerung durch verfahrenstechnisch optimierende Korrosionsschutzkonzepte in Verbrennungsanlagen mit heterogenen Festbrennstoffen	
4. Autor(en) [Name(n), Vorname(n)] Zwiellehner, Martin H., Dipl.-Ing.(FH), M.Sc.(Univ.)	5. Abschlussdatum des Vorhabens 30.4.2017
	6. Veröffentlichungsdatum 30.11.2017
	7. Form der Publikation u. a. Homepage, Download
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) SAR Electronic GmbH Gobener Weg 31 D-84130 Dingolfing	9. Ber. Nr. Durchführende Institution -
	10. Förderkennzeichen 03X3589F
	11. Seitenzahl 199
12. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) 53170 Bonn	13. Literaturangaben siehe Abschnitt VIII, Seite 178
	14. Tabellen siehe Abschnitt V, Seite 171
	15. Abbildungen siehe Abschnitt III, Seite 167
16. Zusätzliche Angaben -	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) Projektträger Jülich, Forschungszentrum Jülich GmbH, Fr. Dr. Karen Otten, 31.10.2017	
19. Schlagwörter Thermische Abfallbehandlung, Verfahrenstechnik, Modellierung, Simulation, Feuerungsmodell, Feuerungsregelung, Brennstoffbeschickung, Brennstoffeigenschaften	
20. Verlag -	21. Preis -
18. Kurzfassung Das Gesamtziel des Vorhabens ist also eine ganzheitliche Betrachtung der Hochtemperatur Korrosions-Problematik. Dazu werden werkstofftechnische wie auch verfahrenstechnische Untersuchungen verwendet, die in ein umfassendes Korrosionsmodell und Korrosionsmonitoring münden sollen. Das hier angestrebte Korrosionsminderungskonzept zielt auf eine Reduzierung der korrosionsrelevanten Spezies bei gleichzeitigem Werkstoffschutz gegen den verbleibenden Rest-Korrosionsangriff ab, mit dem Ziel einer höchstmöglichen Effizienz bestehender und neuer Anlagen und der Vermeidung eines unnötigen Ressourcenverbrauches. [32] Stichpunktartige Inhaltsbeschreibung der vom Projektpartner bearbeiteten Aufgabenstellungen: <ul style="list-style-type: none"> - Parallelbetrieb Feuerungsmodell CombAte - Anlage via OPC und Acron (BDE) - Betriebsdatenanalyse über OPC-Acron (BDE)-Kopplung - Kesselnachrechnungen mittels "Boiler-Designer" zur Berechnung der lokalen Kesselschmutzung und Kopplung mit der Prozessleittechnik - Modellierung des Brennstoffeintrags in die Feuerung und Berücksichtigung der Brennstoffeigenschaften 	

Inhalt

I	Kurze Darstellung des Vorhabens	4
I.1	Aufgabenstellung	4
I.2	Voraussetzungen, unter denen das Vorhaben durchgeführt wurde.....	5
I.3	Planung und Ablauf des Vorhabens	7
II	Eingehende Darstellung des Vorhabens	8
II.1	Einleitung, Zielstellung und Randbemerkungen	8
II.2	Randbemerkungen zur Brennstoffsituation	10
II.3	Randbemerkungen zu den durchgeführten Versuchsfahrten	11
II.4	Beeinflussung der Partikelfreisetzung durch Primärmaßnahmen (Arbeitspaket 2.6)	13
II.4.1	Begriffsdefinitionen	13
II.4.2	Partikelmessungen	29
II.5	Datenanalyse (Arbeitspaket 4.1)	31
II.6	Modellierung des Brennstoffeintrags in die Feuerung (Arbeitspakete 2.3 und 6.4)	45
II.6.1	Details zur Beschickeeinrichtung als Brennstoffdosiersystem	47
II.6.2	Verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz	48
II.6.3	Einfluss von Brennstoffänderungen.....	84
II.6.4	Interpretation einzelner Versuchsfahrten.....	119
II.6.5	Erkenntnisse aus den Versuchsfahrten.....	137
II.6.6	Gesamtgleichung und Anwendungsergebnisse	139
II.6.7	Fazit & Ausblick	143
II.7	Kopplung Modell – FLR (Arbeitspakete 2.3 und 6.4)	144
II.7.1	Einleitung und Motivation – Modelltheorie.....	144
II.7.2	Kopplung des Modells mit der Feuerungsregelung.....	147
II.7.3	Aufbau der Kopplung.....	147
II.7.4	Kopplungsparameter Ausgangszustand	149
II.7.5	Parallel-Betrieb des Feuerungsmodells mit der Verbrennungslinie 11	156
II.7.6	Optimierte Kopplungsparameter.....	160
II.7.7	Fazit & Ausblick	164
III	Zusammenfassung	167
III.1	Voraussichtlicher Nutzen, insbesondere Verwertbarkeit der Ergebnisse	167
III.2	Während der Durchführung des Vorhabens dem Zuwendungsempfänger bekannt gewordener Fortschritt auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen	167
III.3	Erfolgte oder geplante Veröffentlichungen der Ergebnisse.....	167
IV	Abbildungsverzeichnis	169
V	Tabellenverzeichnis	171
VI	Symbolverzeichnis	172
VII	Abkürzungsverzeichnis	177
VIII	Literatur	178
IX	Anhang	183
IX.1	Betriebsdaten und allgemeine Angaben zu den untersuchten Verbrennungslinien	183
IX.2	Auswertung der angefragten Anlagenstandorte.....	185
IX.3	Auszugsweise Übersicht der ausgewerteten Anlagendaten	188

I Kurze Darstellung des Vorhabens

I.1 Aufgabenstellung

Wie bereits in der Projektbeschreibung des gegenständlichen Vorhabens unter [32] aufgeführt, zählt die Hochtemperatur-Korrosion in Kesseln und Feuerungen zu den Korrosionsformen mit dem höchsten Werkstoffverbrauch und bewirkt damit einen besonders hohen Verlust an Ressourcen, sei es auf der Seite der in großen Mengen für Kessel, Wärmetauscher und Rohrleitungen eingesetzten metallischen Werkstoffe oder sei es energieseitig durch korrosionsbedingte Beschränkungen hinsichtlich der Erzielung eines optimalen Anlagenwirkungsgrades und einer maximalen Verfügbarkeit. Dies gilt neben der Nutzung fossiler Energieträger insbesondere für biobasierte Energielieferanten wie auch für die thermische Nutzung von Abfällen. Die in diesem Projekt durchgeführten Untersuchungen haben daher sowohl die Seite der korrosionsverursachenden Spezies als auch die Werkstoffseite der Hochtemperatur-Korrosion im Fokus. Darüber hinaus wird die Wechselwirkung von Korrosionsspezies und Werkstoffen mittels Korrosionsmonitoring und Modellbildung bearbeitet. [32]

Um den Hochtemperatur-Korrosionsangriff auf die Werkstoffe richtig verstehen, beurteilen und ihm entgegenwirken zu können, sind einerseits sowohl praxisorientierte Beobachtungen in realen Anlagen als auch Versuche unter wohl definierten Bedingungen erforderlich und andererseits eine theoretische Erfassung, Verarbeitung und Interpretation der Erkenntnisse notwendig.

Die Aufgabenstellungen von der Fa. SAR Elektronik GmbH im Rahmen des Verbundprojektes waren vielfältig. Das Projekt des Partners SAR Elektronik GmbH (nachfolgend SAR genannt) versteht sich als integratives Teilprojekt des gesamten Vorhabens. Demnach leistet das (Teil-)Projekt von SAR u. a. zu mehreren Themenkomplexen seinen Beitrag. Das heißt, das SAR-Projekt besteht wiederum aus mehreren differenzierten Teilprojekten, die sich sowohl thematisch als auch terminlich an unterschiedlichen Stellen nahtlos in das Gesamtprojekt integrieren. Ziel soll sein, durch eine Reihe von durchzuführenden Maßnahmen Input für andere Verbundprojektpartner zu schaffen und durch Input von anderen Verbundprojektpartnern dem übergeordneten Ziel einer „korrosionsmindernden Feuerleistungsregelung“ näher zu kommen. Das Ziel, eine „korrosionsmindernde Feuerleistungsregelung“ zu etablieren, scheint erstrebenswert, weil diese Eigenschaft bis dato von Feuerleistungsregelungen (FLR) nicht abgedeckt werden kann. Auch durch weitere Primärmaßnahmen (z. B. Feuerraumgeometrie) kann in Ermangelung ausreichender Kenntnisse nicht gezielt auf das Korrosionsgeschehen Einfluss genommen werden.

Wesentliche Bestandteile der Arbeitspakete waren u. a. die Kopplung der bestehenden Anlage mit einem Feuerungsmodell, ausführliche Untersuchungen zur Brennstoffaufgabe, Betriebsdatenanalysen von verschiedensten Anlagenstandorten.

I.2 Voraussetzungen, unter denen das Vorhaben durchgeführt wurde

Die in [32] ausführlich beschriebene Aufgabenstellung wurde von einem Projektkonsortium mit jeweils unterschiedlichen, den verschiedenen Teilfragestellungen zugehörigen Kompetenzen bearbeitet. Die folgenden Projektteilnehmer waren an dem Projekt verantwortlich beteiligt:

1. Partner (Verbundkoordinator):

GKS – Gemeinschaftskraftwerk Schweinfurt GmbH
Dr.-Ing. Ragnar Warnecke
Hafenstr. 30
97424 Schweinfurt
Tel.: 09721/6580-120
Fax.: 09721/6580-160
Email: ragnar.warnecke@gks-sw.de

2. Partner:

Universität Augsburg
Prof. Dr. Ferdinand Haider
Lehrstuhl: Experimentalphysik II
Universitätsstr. 1
86135 Augsburg
Tel.: 0821/598-3313
Fax.: 0821/598-3225
Email: ferdinand.haider@physik.uni-augsburg.de

3. Partner:

Ruhr-Universität Bochum
Lehrstuhl für Energieanlagen und Energieprozesstechnik (LEAT)
Prof. Dr.-Ing. Viktor Scherer, Dr.-Ing. Siegmart Wirtz
Universitätsstraße 150
44780 Bochum
Tel.: 0234/32-26323
Fax.: 0234/32-14227

Email: scherer@leat.rub.de, wirtz@leat.rub.de

4. Partner:

IUTA e.V.

Dr.-Ing. Stefan Haep

Bliersheimer Str. 60

47229 Duisburg

Tel.: 02065/418-204

Fax.: 02065/418-200

Email: haep@iuta.de

(Unterauftragnehmer: Weghaus GmbH und Ing.-büro Benker)

5. Partner:

bifa Umweltinstitut GmbH

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Rommel, Dipl. Chem. Hermann Nordsieck

Am Mittleren Moos 46

86167 Augsburg

Tel.: 0821/7000-232

Fax.: 0821/7000-100

Email: wrommel@bifa.de, hnordsieck@bifa.de

6. Partner:

SAR Electronic GmbH

Dipl.-Ing.(FH) Martin Zwiellehner, M. Sc.

Gobener Weg 31

84130 Dingolfing

Tel.: 08731/704-132

Fax.: 08731/704-102

Email: martin.zwiellehner@sar.biz

7. Partner:

DFI - DECHEMA-Forschungsinstitut

Prof. Dr. Michael Schütze

Theodor-Heuss-Allee 25

60486 Frankfurt a. Main

Tel.: 069/7564 - 361

Fax.: 069/7564 - 388

Email: schuetze@dechema.de

Als sehr wichtig für die Bearbeitung der Aufgabenstellung hat sich der vertrauensvolle Kontakt von SAR zu vielen Betreibern von Müllverbrennungsanlagen herauskristallisiert. Nur dadurch war es möglich, die sehr zeitaufwändigen Versuchsfahrten auf den Anlagen durchzuführen. Auch für die Beschaffung der Betriebsdaten waren die Kontakte zu den Anlagenbetreibern unabdingbar.

Da auch die MVA am Standort des GKS Schweinfurt für div. Versuche genutzt werden konnte, hat dies die Abwicklung vereinfacht.

I.3 Planung und Ablauf des Vorhabens

Die Planung des Vorhabens wurde in enger Abstimmung mit dem Projektkoordinator zu Beginn festgelegt. Im Rahmen eines Pre-Meetings und eines Kick-Off-Meetings wurden Projektplan, Arbeitsplan und Zeitplan vorgestellt. Auf die Darstellung der gesamthaften Zeit- und Arbeitspläne sei auf den Abschlussbericht des Projektkoordinators GKS Schweinfurt verwiesen. Die Dauer des Vorhabens erstreckte sich über einen Zeitraum von 01.07.2013 bis zum 31.04.2017.

Im Rahmen der nachfolgend im Abschnitt II beschriebenen Bearbeitung der Aufgabenstellungen musste der vorab skizzierte Projektablaufplan punktuell verlassen werden. Prinzipbedingt kristallisierten sich einige der zu bearbeitenden Fragestellungen als deutlich aufwändiger heraus, als zu Beginn des Vorhabens prognostiziert. Da SAR insbesondere bei der Bearbeitung des AP 4.1 auch oft an den Input von Dritten (nicht am Projekt Beteiligten) angewiesen war, hat dies zusätzliche Verzögerungen und Mehraufwendungen verursacht.

Auch in Abstimmung mit anderen Projektpartnern musste festgestellt werden, dass sich Arbeitspakete (hierbei insbesondere das AP 2.6) nicht in der Form umsetzen ließen, wie es ursprünglich geplant war.

Dennoch konnten weitgehend alle Fragestellungen bearbeitet werden und der Ablauf des Vorhabens ging trotz der Vielzahl an Partner und nicht am Projekt Beteiligten ohne größere „Reibungsverluste“ von statten.

II Eingehende Darstellung des Vorhabens

II.1 Einleitung, Zielstellung und Randbemerkungen

"Die Hochtemperatur-Korrosion in Kesseln und Feuerungen zählt zu den Korrosionsformen mit dem höchsten Werkstoffverbrauch und bewirkt damit einen besonders hohen Verlust an Ressourcen, sei es auf der Seite der in großen Mengen für Kessel, Wärmetauscher und Rohrleitungen eingesetzten metallischen Werkstoffe oder sei es energieseitig durch korrosionsbedingte Beschränkungen hinsichtlich der Erzielung eines optimalen Anlagenwirkungsgrades und einer maximalen Verfügbarkeit. Dies gilt neben der Nutzung fossiler Energieträger insbesondere für biobasierte Energielieferanten wie auch für die thermische Nutzung von Abfällen. Die in diesem Projekt geplanten Untersuchungen haben daher sowohl die Seite der korrosionsverursachenden Spezies als auch die Werkstoffseite der Hochtemperatur-Korrosion im Fokus. Darüber hinaus wird die Wechselwirkung von Korrosionsspezies und Werkstoffen mittels Korrosionsmonitoring und Modellbildung bearbeitet. Um den Hochtemperatur-Korrosionsangriff auf die Werkstoffe richtig verstehen, beurteilen und ihm entgegenwirken zu können, sind einerseits sowohl praxisorientierte Beobachtungen in realen Anlagen als auch Versuche unter wohl definierten Bedingungen erforderlich und andererseits eine theoretische Erfassung, Verarbeitung und Interpretation der Erkenntnisse notwendig. Das beantragte Projekt weicht von klassischen Werkstoffentwicklungen/-untersuchungen ab, weil zunächst die korrosionsverursachenden Spezies und deren zeitliche und räumliche Verteilung sicher detektiert werden sollen, da nur auf dieser Basis kausale Zusammenhänge aufgedeckt werden können. Einen Werkstoff, der gegen alle Einflüsse resistent ist, kann es nicht geben, daher muss ein Werkstoff auf den jeweiligen Angriff optimiert sein, wobei die Art des Angriffes bekannt sein muss. Alle im Projektverlauf erlangten Erkenntnisse fließen in eine Modellierung ein, die die Methoden der CFD-, Echtzeit- und DEM-Simulation mit integrierten chemischen, physikalischen und elektrostatischen Modellen nutzt. Das Gesamtziel des Vorhabens ist also eine ganzheitliche Betrachtung der Hochtemperatur-Korrosions-Problematik. Dazu werden werkstofftechnische wie auch verfahrenstechnische Untersuchungen verwendet, die in ein umfassendes Korrosionsmodell und Korrosionsmonitoring münden sollen. Das hier angestrebte Korrosionsminderungskonzept zielt auf eine Reduzierung der korrosionsrelevanten Spezies bei gleichzeitigem Werkstoffschutz gegen den verbleibenden Rest-Korrosionsangriff ab, mit dem Ziel einer höchstmöglichen Effizienz bestehender und neuer Anlagen zur deutlichen Verminderung des Ressourcenverbrauches." [32]

Das Projekt des Partners SAR Elektronik GmbH (nachfolgend SAR genannt) versteht sich als integratives Teilprojekt des gesamten Vorhabens VOKos. Demnach leistet das (Teil-)Projekt

von SAR u. a. zu mehreren Themenkomplexen seinen Beitrag. Das SAR-Projekt besteht wiederum aus 4 differenzierten Teilprojekten, die sich sowohl thematisch als auch terminlich an unterschiedlichen Stellen nahtlos in das Gesamtprojekt integrieren.

Durch eine Reihe von durchzuführenden Maßnahmen soll Input für andere Verbundprojektpartner geschaffen werden. Durch Input von anderen Verbundprojektpartnern soll dem übergeordneten Ziel einer „korrosionsmindernden Feuerungsregelung“ näher gekommen werden. Das Ziel, eine „korrosionsmindernde Feuerungsregelung“ zu etablieren, scheint erstrebenswert, weil diese Eigenschaft bis dato von Feuerungsregelungen nicht explizit erfüllt werden kann.

Auch durch andere Primärmaßnahmen wie z. B. Feuerraumgeometrie, Rosttyp, Kesselgeometrie usw. kann in Ermangelung ausreichender Kenntnisse nach derzeitigem Kenntnisstand nicht gezielt auf das Korrosionsgeschehen Einfluss genommen werden. Auch in [31] beschäftigt man sich intensiv mit diesem Thema, worauf in weiterer Folge noch näher eingegangen wird.

Eine Feuerleistungsregelung¹ (FLR) ist unabdingbar für einen automatisierten und effizienten Anlagenbetrieb. Die klassischen Anforderungen an ein FLR sind u. a.:

- konstante Energiefreisetzung bei unterschiedlichen Heizwerten
- Minimierung der feuerungsabhängigen Emissionen wie z.B. CO
- geringer Verbrennungsluftüberschuss
- optimaler Ausbrand von Gas und Feststoffen
- Vermeidung von zu hohen Feuerraumtemperaturen und thermischem NO_x
- Einhaltung der Mindest-Verbrennungstemperatur
- Verschleißminimierung und materialschonende Fahrweise

Gelingt es, zu den unter Abbildung 1 aufgeführten „klassischen“ Optimierungszielen einer FLR auch noch die *korrosionsmindernde Eigenschaft* hinzuzufügen, so würde es erstmals möglich sein, divergierenden Anforderungen gerecht zu werden, was bestehenden Verfahren zur Feuerleistungsregelung nicht möglich bis dato nicht möglich ist.

¹ "Eingebürgert" hat sich der Begriff der Feuerleistungsregelung, abgekürzt FLR, obwohl diese Begrifflichkeit nicht korrekt ist. Die FLR regelt wesentlich mehr als "die Leistung des Feuers", weshalb Feuerungsregelung eigentlich korrekte Bezeichnung wäre. Feuerungsregelung und Feuerleistungsregelung werden im Folgenden synonym verwendet.

Die Randbemerkungen in den Abschnitten II.2 und II.3 sollen aufzeigen, welche Maßnahmen und Überlegungen im Vorfeld getroffen worden sind, um möglichst allgemeingültige und repräsentative Analysen und Versuche durchführen zu können. Auch wenn in einigen Punkten an dieser Stelle dem eigentlichen Thema vorgegriffen wird, so scheint es doch zielführend und notwendig, diese Randbemerkungen bereits am Beginn des Textes zu platzieren.

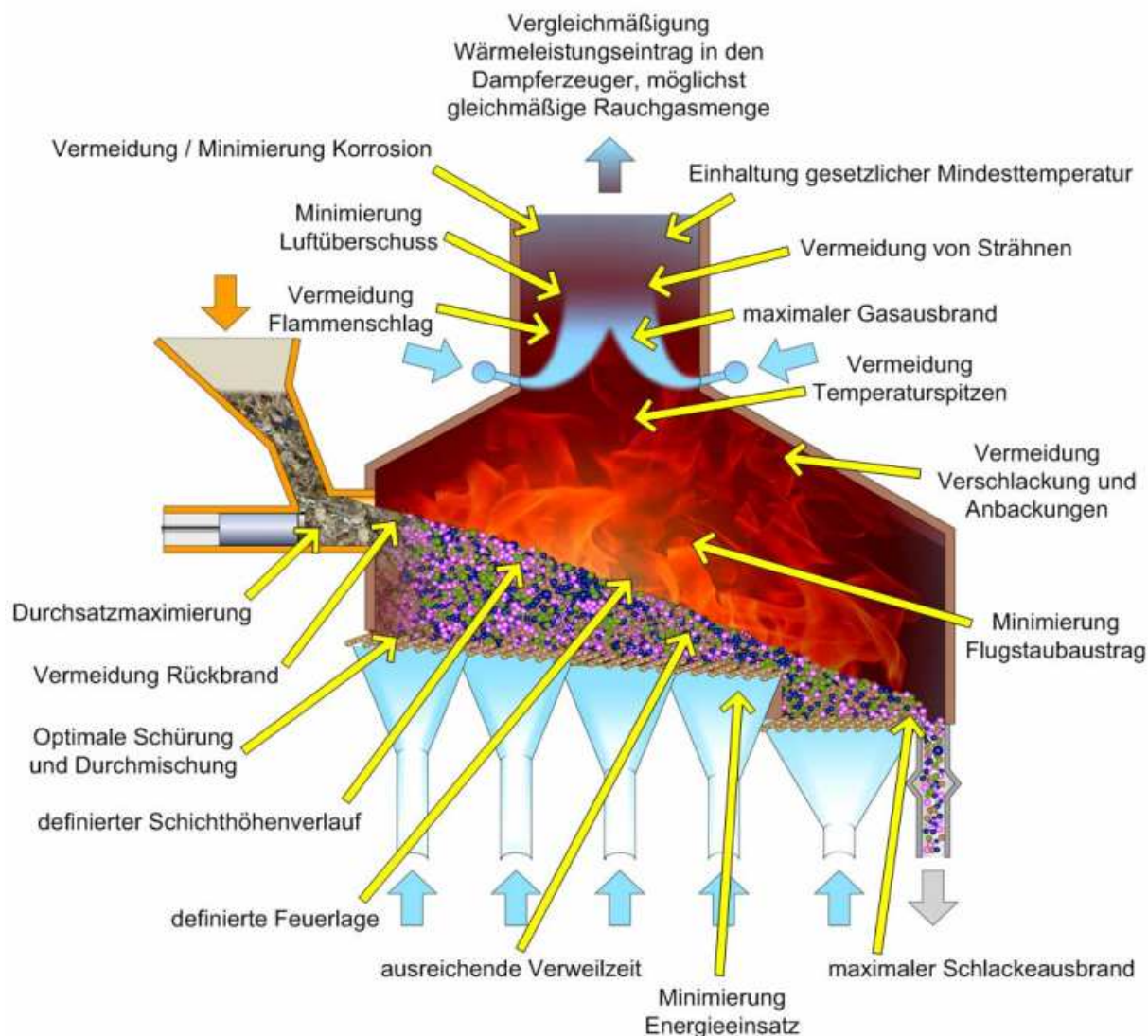


Abbildung 1: Spannungsfeld der Feuerungsregelung innerhalb der thermischen Abfallbehandlung

II.2 Randbemerkungen zur Brennstoffsituation

In weiterer Folge wird dem Leser des Öfteren auffallen, dass gewisse Randbedingungen angenommen werden, die nicht unmittelbar auf *jede* an der betreffenden Anlage vorkommende Brennstoffsituation übertragbar ist. Als plakatives Beispiel sei an dieser Stelle die unterschiedliche Zusammensetzung zweier Brennstoffgemische genannt: Hausmüll / Sperrmüll bzw. der

der thermischen Behandlung zugeführte Restmüllanteil daraus. Diese beiden Brennstoffe unterscheiden sich sowohl in ihrer physikalischen und chemischen Eigenschaften grundlegend und weisen demnach auch in ihrer Fließ- und Förderfähigkeit deutliche Unterschiede auf.

Die annähernd unendlichen Kombinationen mit weiteren Brennstoffen bzw. Brennstoffanteilen (z. B. gewerbliche Siedlungsabfälle, Produktionsabfälle usw.) müssen von den thermischen Abfallbehandlungsanlagen – innerhalb gewisser Grenzen – problemlos bewältigt werden. Dies bedingt jedoch zum Teil eine grundlegend andere Parametereinstellung an der Feuerung – je nach vorherrschender Brennstoffzusammensetzung, die jedoch nicht bekannt ist.

Da es beinahe unmöglich erscheint, Anlagenzustände und Betriebsparameter für *jede* vorherrschende Brennstoffsituation aufzunehmen und zu analysieren, wird durch zwei Maßnahmen versucht, einen möglichst repräsentativen Querschnitt über die Variationen der Brennstoffe abzubilden:

- eine sorgfältige Auswahl des Zeitraumes für Versuchsfahrten und Betriebsdatenanalysen, d. h. auch Berücksichtigung von saisonalen Einflüssen,
- ein möglichst langer Zeitraum für Betriebsdatenanalysen und Versuchsfahrten, um kurzfristig auftretende Effekte und / oder Sonderzustände möglichst auszublenden.

Bei den gegenständlichen Untersuchungen wird also immer ein möglichst repräsentativer Mittelwert des an der jeweiligen Verbrennungslinie gefahrenen Brennstoffbandes herangezogen. Extremfälle wie z. B. gewisse Monochargen kommen zweifelsohne vor und führen demnach auch zu völlig anderen Betriebszuständen als bei „normalem“ Brennstoff. Diese Sonderfälle werden jedoch im Moment nur im Rahmen der Mittelwertbildung und nicht explizit berücksichtigt.

II.3 Randbemerkungen zu den durchgeführten Versuchsfahrten

Insbesondere die im Abschnitt II.6.2 und II.6.4 durchgeführten Versuchsfahrten tragen wesentlich zum erreichten Erkenntnisgewinn bei. Aus diesem Grund scheint es zielführend, nicht ausschließlich auf die Ergebnisse einzugehen, sondern auch auf die Modalitäten der Versuchsplanung und deren Durchführung. Wie bereits erwähnt, handelt es sich bei den Anlagen zur Versuchsdurchführung um großtechnische Anlagen im Regelbetrieb und um keine Versuchs- bzw. Laboranlagen.

Da die Durchführung von Versuchen im Bereich der Brennstoffaufgabe latent die Gefahr von Leistungsschwankungen bis hin zu unerwünschten Zuständen mit Emissions-, Ausbrandproblemen, Stützbrennereinsätze usw. mit sich bringt, mussten diese Versuchsfahrten minutiös

geplant und in Abstimmung mit der Betriebsleitung und der Betriebsmannschaft mit größter Sorgfalt durchgeführt werden.

Die z. B. im Abschnitt II.6.4 beschriebenen Versuchsfahrten sind anlagenspezifisch nur wert- und vergleichbar, bei annähernd gleichbleibenden Eigenschaften des Brennstoffs. Aus diesem Grund musste durch eine Reihe von Maßnahmen eine hohe Qualität der durchgeführten Versuchsfahrten sichergestellt sein:

- Die Konsistenz und Qualität des Brennstoffs wurde – soweit möglich – vor und während den Versuchsfahrten visuell im Bunker, im Greifer und im Aufgabetrichter überwacht.
- Die Bediener des Müllkrans wurden darauf hingewiesen, während den Versuchszeiträumen ausschließlich eine möglichst konstante Brennstoffqualität aus bereits vorkonditionierten Chargen aufzugeben.
- Es wurde versucht, die Zeiträume der mehrstündigen Versuchsfahrten in eine „anlieferchwache“ Periode zu legen, so dass sich die Bediener des Müllkrans nicht auf das Freiräumen der Abkippstellen konzentrieren müssen, was sonst zweifelsohne zu starken Schwankungen in der aufgegebenen Brennstoffqualität führen würde.
- Bei Verdacht auf eine stark schwankende Brennstoffqualität bzw. bei Verdacht auf Auftreten eines (unter II.2 beschriebenen) Extremfalls, wurde die Versuchsfahrt abgebrochen und konsequent wiederholt.
- Beim Auftreten von anlagen- und / oder betriebsbedingten Störungen bzw. wenn die Gefahr des Herbeiführens eines gefährlichen oder dem Betreiber nicht mehr zumutbaren Zustands bestand, mussten Versuchsfahrten abgebrochen und ggf. wiederholt werden.

Trotz dem alle Versuchsfahrten mit größter Sorgfalt geplant und durchgeführt worden sind, ist es nicht auszuschließen, dass es zu – von den versuchsdurchführenden Personen unbemerkten – Unregelmäßigkeiten gekommen ist, die u. U. ein Ergebnis entsprechend verfälschen können. Es ist jedoch nicht davon auszugehen, dass systematische Fehler bei allen durchgeführten Versuchsfahrten gemacht wurden.

II.4 Beeinflussung der Partikelfreisetzung durch Primärmaßnahmen (Arbeitspaket 2.6)

II.4.1 Begriffsdefinitionen

Im Rahmen dieses Abschnitts sollen insbesondere die Primärmaßnahmen vorgestellt werden und eine Unterteilung vorgenommen werden. Auch für die weiterführenden Abschnitte II.5, II.6 und II.7 ist es notwendig, diese Begrifflichkeiten vorab zu erläutern.

Primärmaßnahmen können unterteilt werden in verfahrenstechnische und betriebliche; siehe dazu Abbildung 2.

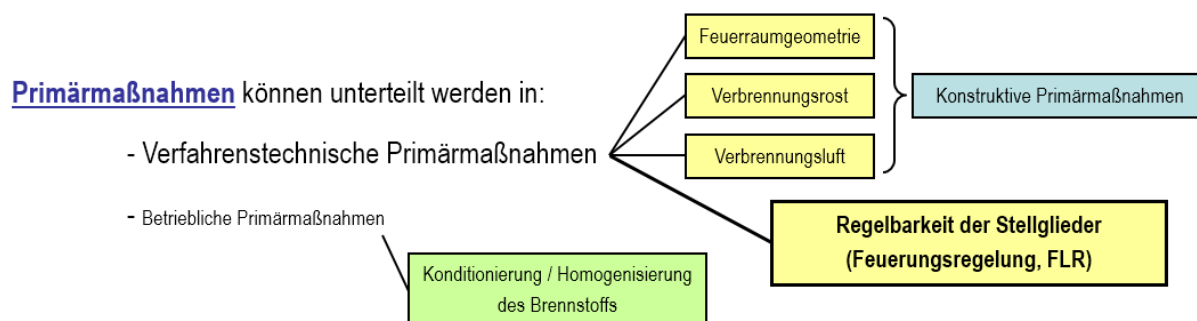


Abbildung 2: Einteilung von Primärmaßnahmen

II.4.1.1 Verfahrenstechnische Primärmaßnahmen

Zu den verfahrenstechnischen Primärmaßnahmen zählen:

- Feuerraumgeometrie bezüglich Rauchgasführung und Durchmischung
- Verbrennungsroste für gleichmäßiges Müllbett mit beeinflussbarer Transport- und Schürwirkung sowie detailliert regelbarer Beschickung
- Primärluft-, Unterwindmenge sowie deren Verteilung und Temperatur
- Lagen, Mengen, Verteilungen der sonstigen Verbrennungsluft wie Sekundärluft, Tertiär- oder Seitenwandluft
- Feuerungsabhängige Regelbarkeit aller vorhandenen Stellgrößen durch Feuerungsleistungsregelung und grundsätzlicher Automatisierung der Feuerung

II.4.1.1.1 Feuerraumgeometrie

Die bei der Abfallverbrennung entstehenden Reststoffe, zu denen auch die gasförmigen Schadstoffe zählen, die im Rauchgas enthalten sind, gilt es gezielt zu führen, möglichst zu

vermischen, mit ausreichend hohen Temperaturen zu verbrennen und ohne Störung der Rostfeuerung abzuleiten. Bei der Rauchgasableitung werden *Gleichstrom-, Gegenstrom- und Mittelstromführung* unterschieden (siehe dazu Abbildung 3). Ein Rauchgasabzug in der Nähe der Müllaufgabe wird als Gegenstromführung, über der Hauptverbrennungszone als Mittelstromführung und in der Nähe des Schlackeabwurfs als Gleichstromführung bezeichnet [25].

Besondere Beachtung bei Abbildung 3 verdient dabei der mit Pfeilen angedeutete *kritische Teilgasstrom*. *Kritisch* darum, weil es sich bei dem eingezeichneten Teilgasstrom um relativ niedrige Temperaturen handelt. Die Gleichstromführung scheint hier Vorteile aufzuweisen, da der kritische Teilgasstrom durch das eingezeichnete Temperaturmaximum geführt wird und so die aus dem Brennbett am Rostanfang ausgetragenen Produkte unvollständiger Verbrennung in die heiße Flamme über der Hauptbrandzone zwangsgeführt werden, wo unter gezielter Oberluftzugabe die Nachverbrennung bei hohen Temperaturen stattfindet [38, 39]. In [39] wird postuliert, dass durch diese Flammenführung ein erheblicher Flugstaubanteil wieder ins Brennbett zurückgeführt und in der Schlacke eingebunden wird, d. h. die Flugstaubfracht soll sich – insbesondere im Vergleich zur Mittelstromfeuerung – erheblich reduzieren.

Nachteilig wirkt sich bei der Gleichstromführung ein niedriger Heizwert aus, da die heißen Rauchgase von der Trocknungszone weg in Richtung Rauchgasabzug gezogen werden und somit nur bedingt für die Trocknung genutzt werden können, d. h. eine Gleichstromfeuerung würde sich anbieten für trockene, schnellzündende und / oder heizwertreiche Brennstoffe.

Gemäß [40] leitet die Gegenstromführung die heißen Verbrennungsgase in Richtung Trocknungs- und Zündzone, so daß auch heizwertarme Brennstoffe relativ schnell zünden können und gut ausbrennen.

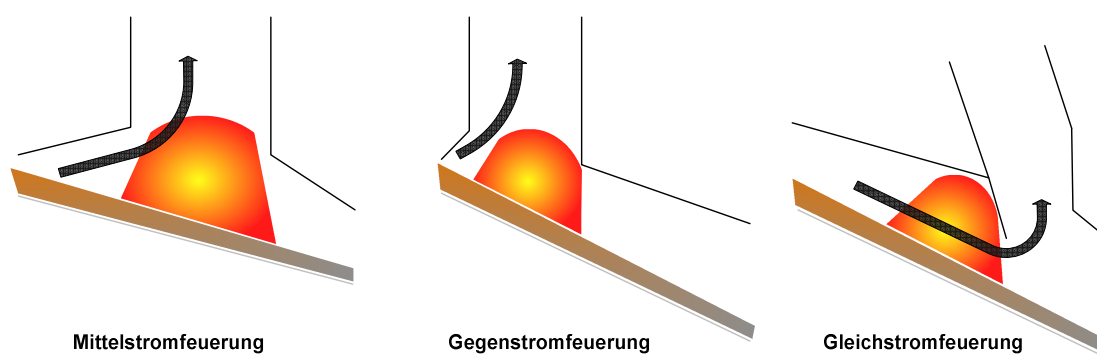


Abbildung 3: Feuerraumgeometrien

Beim Einsatz der Mittelstromfeuerung lassen sich die relativ kalten Rauchgase aus der Trocknungszone durch die heißeste Verbrennungszone führen – die Mittelstromfeuerung ist ein

Kompromiss zwischen Gegenstrom- und Gleichstromfeuerung und für ein relativ breites Heizwertband ausgelegt. Das Gegenstromkonzept ist historisch bedingt, da es eine Umsetzung der Abfälle mit niedrigen Heizwerten am besten beherrscht. Die Trocknung, Entgasung und Zündung des Abfalls werden durch die Strahlungswärme aus der Flammenzone und durch die heißen Rauchgase die im Gegenstrom in Richtung des Zündbereichs geführt werden, unterstützt [41].

Interessant scheint auch eine in der Praxis häufig anzutreffende Kombination aus Feuerraumgeometrie und Bauform des Verbrennungsrostes. Folgende Kombinationen treten de facto am häufigsten auf:

- Mittelstromfeuerung mit Vorschub- oder Horizontalrost
- Gleichstromfeuerung mit Walzenrost
- Gegenstromfeuerung mit Rückschubrost

Diese Kombinationen werden insbesondere im Abschnitt II.5 noch von größerer Bedeutung sein.

II.4.1.1.2 Mechanik

Das Rostsystem bei der Abfallverbrennung ist der zentrale Bauteil, durch den unter anderen gewährleistet werden muss, dass die oben genannten Anforderungen an das Müllverbrennungsverfahren eingehalten werden können. Der Rost hat zwei wesentliche Funktionen zu erfüllen [38]:

- Transport, Durchmischung, Schürung und gleichmäßige Verteilung des Brennstoffes
- Verteilungsorgan für Zugabe der Primärluft zur Feuerung

Schubroste, zu denen der Vorschubrost, der Rückschubrost sowie der Horizontal-Gegenlauf-Überschubrost (siehe Abbildung 4) gehören, sind die am häufigsten eingesetzten Rostsysteme, bei denen der Transport und die Schürung des Abfalls durch unterschiedliche diskontinuierlich Rostbewegungsabläufe mit oder ohne sog. Abstürze erfolgt. Der Abfall durchläuft die Trocknungs-, Zünd-, Hauptverbrennungs- und Ausbrandzone und wird dabei durch die Bewegung und auch - falls vorhanden - durch die Neigung des Rostes, laufend geschürt und in Richtung Schlackeabwurf transportiert.

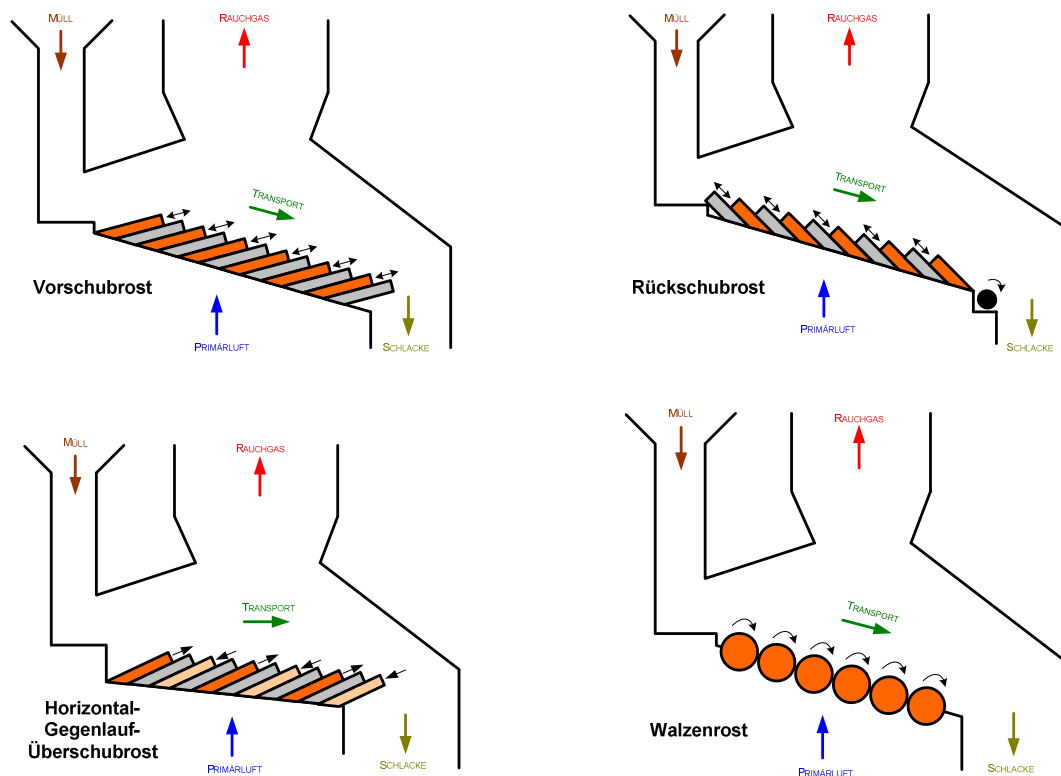


Abbildung 4: Gebräuchliche Rostsysteme in MVA

Grundprinzip eines Vorschubrostes ist es, dass der Rostbelag aus einzelnen Roststäben besteht, die in mehreren Roststabreihen – je nach Konzept mehr oder weniger dicht miteinander verbunden sind – und schuppenförmig übereinanderliegen. Dabei wechselt immer eine bewegliche Roststabreihe mit einer feststehenden Reihe ab. Durch eine Relativbewegung der beiden Reihen wird der Brennstoff in Richtung Schlackeabwurf transportiert. Die Bewegung (= der Transport) hat gleichzeitig eine Schürwirkung zur Folge. Eine Sonderstellung nimmt hier der Horizontal-Gegenlauf-Überschubrost ein, bei dem die beweglichen Stufen gegenläufige Bewegungen durchführen: Führt eine bewegliche Stufe eine Bewegung in Richtung Rostanfang durch, so bewegt sich die folgende bewegliche Stufe immer in Richtung zum Rostende hin und umgekehrt².

Eine „Rostzone“ ist mit einem eigenen Antrieb ausgestattet, so dass die Rostgeschwindigkeit individuell an die Abfallqualität angepasst werden kann [29]. Zu den Exoten gehören Roste mit „Einzelstufenantrieb“, d. h. jede bewegliche Rostzone besitzt einen eigenen Antrieb.

Je nach Hersteller und Konzept werden Roste bis zu einer Breite von > 10 m einbahnig ausgeführt, jedoch auch mit mehrbahnigen Konstruktionen. Je nach Hersteller und Konzept können Rostkonstruktionen baukastenartig von 2 bis 7 Bahnen parallel erweitert werden. Dies ist

² Im weiteren Verlauf des vorliegenden Berichts wird nicht mehr unterschieden zwischen Vorschubrost und Horizontal-Gegenlauf-Überschubrost. Die Horizontalroste werden zur Gruppe der Vorschubroste gezählt.

darum so entscheidend, weil die Feuerungswärmeleistung einer Rostfeuerung weitestgehend von der Rostbreite definiert wird, d. h. Rosteinheiten für sehr hohe Leistungen werden nicht oder nur unwesentlich länger gebaut als kleinere Einheiten [42].

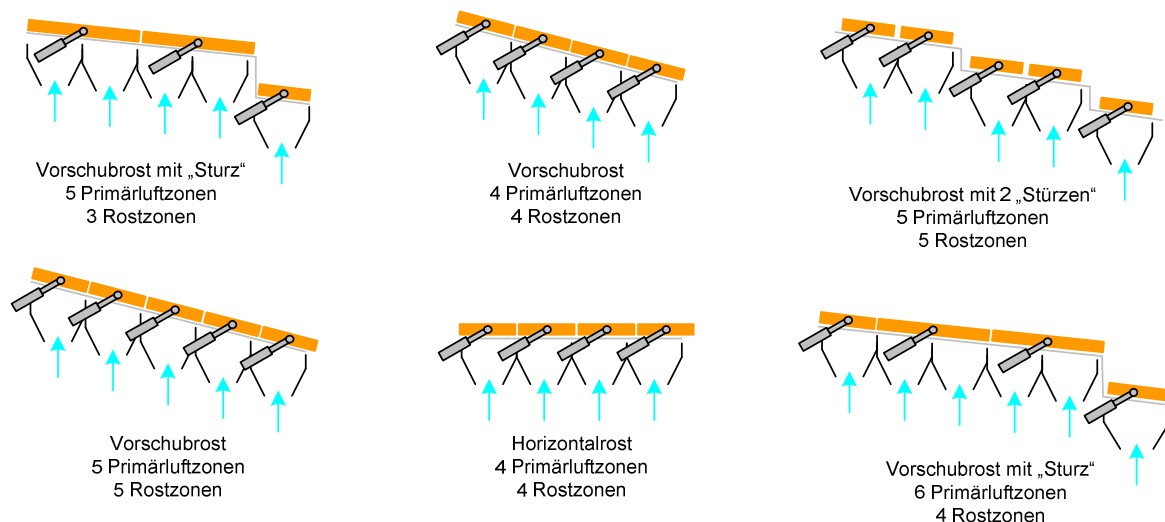


Abbildung 5: Gebräuchliche Bauformen von Vorschubrosten (Auszug)

Im Gegensatz zum Vorschubrost bewegen sich beim Rückschubrost die Roststäbe entgegengesetzt zur Fließrichtung des Abfalls. Diese Verfahrenstechnik beruht auf den Erkenntnissen des Kaskaderostes vom Anfang des 20. Jahrhunderts. Eine so genannte Schlackenwalze dient als Regelorgan für die Schlacke- und in geringerem Maße die Müllschichthöhe.

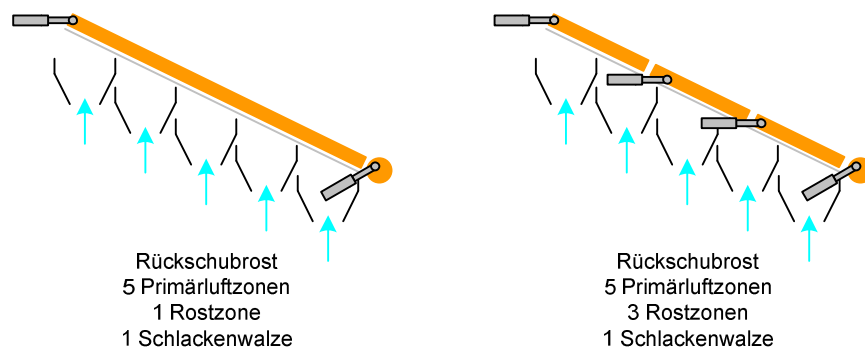


Abbildung 6: Gebräuchliche Bauformen Rückschubrost

Der Vorteil des Rückschubrostes im Vergleich zum Vorschubrost beruht in der verstärkten Durchmischung von heißer Schlacke aus der Hauptbrandzone mit den getrockneten und zündfähigen Abfällen im Bereich der Aufgabe. Die Aufgabe, die Roststeuerung, die Luftverteilung, die Entschlackung und dgl. entsprechen im Prinzip denen des Vorschubrostes - mit dem einen

Unterschied, dass der Rückschubrost im Gegensatz zu den Vorschubrosten nur eine Rostzone besitzt (siehe Abbildung 6), d. h. alle Roststäbe werden bei jedem Hub gleichzeitig bewegt. Der Antrieb des Rostes erfolgt also zentral von der Stirnseite her über (je Bahn) einen Hydraulikzylinder. Die Neigung des Rostes beträgt immer 26° zur Horizontalen. Zusammen mit der Gestaltung der Roststäbe ist diese Schrägstellung verantwortlich für eine Verweilzeit des Brennstoffes auf dem Rost zwischen 45 und 120 min. Interessanterweise wird ferner in [31] angegeben, „dass es prinzipbedingt nicht notwendig sei, die Rostgeschwindigkeiten zonenweise unterschiedlich zu fahren, da die Rostgeschwindigkeit die Transportgeschwindigkeit des Brenngutes über den Rost ohnehin nur geringfügig beeinflusst. Viel wichtiger sei die Rostbewegung für die Schürung des Brennstoffes eingesetzt.“

Der Walzenrost ist ein nicht hubbegrenzter, langsam drehender Vorschubrost (im Regelbetrieb ca. 1 bis max. 6 $\frac{\text{Umdrehungen}}{\text{h}}$), der verfahrenstechnisch und im Bewegungsablauf Wanderrostsystemen mit zylindrischen Rostelementen (\varnothing ca. 1,2 m inkl. Roststäben) entspricht. Entgegen den Schubrosten, welche diskontinuierlich fördern, fördert der Walzenrost kontinuierlich.



Abbildung 7: Blick in den Feuerraum eines Walzenrostes

Ähnlich wie bei hubbegrenzten Rosten erfüllen die Walzen die gleiche Funktion wie Trocknung, Zündung, Hauptverbrennung und Nachverbrennung. Der Walzenrost besitzt annähernd glatte Rostoberflächen und damit nur eine sehr begrenzte Schürwirkung, d. h. der Transport erfolgt nur über die Haftreibung - Walzenoberfläche zum transportierten Material. Voraussetzung für eine Haftreibung ist neben der Randbedingung, dass sich die zwei Medien berühren, dass die Berührungsfläche unter einem gewissen Druck steht - dieser Druck wird nur durch das Eigengewicht des Mülls aufgebracht. Eine Schürung bzw. Umschichtung des Mülls soll in den Zwischenräumen zwischen den Walzen, in den so genannten Zwickeln, erfolgen. Die dichte Belegung des Rostes mit Roststäben verhindert weitgehend den Rostdurchfall. Die Luftversorgung stellen die Schlitze zwischen den Roststäben sicher. Für diese Roststäbe werden sehr lange Standzeiten angegeben, weil die Rostoberfläche während der Drehbewegung nur für kurze Zeiten (ca. 20 % der Zeit die für eine Umdrehung benötigt wird) der hohen Feuerraumtemperaturen ausgesetzt sind und anschließend außerhalb des Feuerraums wieder abkühlen können [38, 43]. Aus diesem Grund kann für die Roststäbe auf kostenintensive hochlegierte Materialien verzichtet werden [39].

Jede Rostwalze besitzt einen regelbaren Antrieb, der es erlaubt jede Rostwalze im Verhältnis 1:20 zu steuern [39]. Auch die Luftmenge lässt sich zonenweise, d.h. zu jeder Walze individuell einstellen (siehe Abbildung 9). Bei neueren Anlagen ist auch eine zweigeteilte Verteilung (links - rechts) über die Breite der Rostwalze möglich.

Als Antriebskonzept haben sich bei Vorschub- und Rückschubrosten hydraulisch betätigte Zylinder durchgesetzt. Der Einsatz von Proportionalventilen in Verbindung mit einer analogen Wegmessung in den Antriebszylindern ermöglicht eine Lageregelung des Zylinders und somit variable Geschwindigkeiten und Zykluszeiten des Rostes. Ursprünglich wurden die Roste von jeweils einer Endlage mit konstanter Geschwindigkeit in die andere Endlage gefahren. Dem Stand der Technik jedoch entsprechen komplexe Fahrweisen mit Wartezeiten (auch während des Hubes) und / oder Rostgeschwindigkeiten die laufend während eines Hubes verändert (= geregelt) werden. Auch z. B. lastabhängig veränderbare Hublängen der Roststufen oder die Durchführung von reinen Schürhüben, die vom eigentlichen Transportprozess entkoppelt sind und lediglich einer Schürung des Brennbetts dienen, sind mittlerweile Stand der Technik.

Die erforderliche Geschwindigkeit einer Rostzone errechnet sich aus den Vorgaben der Feuerleistungsregelung für die Zykluszeit bzw. die Doppelhubanzahl. Sind mehrere regelbare Rostzonen vorhanden, so werden diese unabhängig voneinander angesteuert.

Die notwendige Anpassung an wechselnde Betriebsbedingungen zur optimalen Führung der Verbrennung wird auch bei der Ansteuerung der Beschickung(en) berücksichtigt.

Am weitesten verbreitet sind so genannte Stößelbeschickungen bei denen ein hydraulisch angetriebener Stößel die sich auf dem Beschickstisch befindliche Brennstoffmenge in den Feuer- raum schiebt.

Da die Brennstoffbeschickung einen Schwerpunkt des vorliegenden Berichts darstellt, wird an dieser Stelle nicht näher darauf eingegangen sondern auf den Abschnitt II.6 verwiesen.

II.4.1.1.3 Verbrennungsluft

II.4.1.1.3.1 Primärluft

Die Primärluft – oft auch als Unterwind bezeichnet – ist als der Teil der Verbrennungsluft definiert, die unter dem Rost dem Brennstoffbett zugeführt wird. Sie ist eine der wichtigsten Stellgrößen in der Feuerführung. Die Bedeutung der Primärluft wird augenscheinlich, wenn die unterschiedlichen zur Verbrennung gelangenden Heizwerte betrachtet werden, die unter anderem durch Menge, Verteilung und - wenn anlagen- und regelungstechnisch möglich - Vorwärmung der Primärluft soweit wie möglich ausgeglichen werden.

Anhand der am häufigsten auftretenden Störgröße - unterschiedlichen Heizwerten - soll die Problematik einer richtigen Primärluftverteilung aufgezeigt werden: Bei hohen Heizwerten, d. h. wenig Feuchte, besteht bereits in der Trocknungs- und vor allem in der Zündzone einer Rostfeuerung ein überdurchschnittlich hoher Luftbedarf. In der eigentlichen Hauptverbrennungszone fällt daraufhin der Luftbedarf stark ab, so dass in der Ausbrandzone kaum noch Verbrennungsluft benötigt wird - es stellt sich ein so genanntes „kurzes Feuer“ ein. Bei einer Tendenz hin zu niedrigeren Heizwerten, beispielsweise durch höhere Feuchte, verschiebt sich das Feuer bzw. die Feuerlage von Trocknungs- / Zündzone zur Hauptverbrennungszone hin. In der Ausbrandzone besteht wegen des dann „langen Feuers“ immer noch Verbrennungsluftbedarf, so dass in diesem Fall ein ausreichender Ausbrand nur durch Verschiebung der Luftverteilung und -menge gewährleistet werden kann. Wichtig dabei ist jedoch, dass keine Frischluftstrahlen (vorsätzlich) produziert werden, da diese nachträglich kaum mehr vollständig mit den Verbrennungsgasen vermischt werden können. Aus [36] ist bekannt, dass solche Strahlen die sog. Sauerstoffmangelkorrosion oder CO-Korrosion begünstigen können.

Diese Strahlen können dadurch entstehen, dass im Abfallbett Lücken aufreißen oder ausbrennen, durch die die Primärluft aufgrund des geringeren Strömungswiderstandes verstärkt hindurchströmt. Gleichzeitig bleibt in unmittelbarer Nachbarschaft mit höherer Schichtdicke aufgrund des höheren Strömungswiderstandes die benötigte Sauerstoff- und somit Verbrennungsluftmenge aus [41].

Um Primärluftmengen über die gesamte Rostlänge „verschieben“ zu können, müssen mehrere, getrennt einstell- und regelbare Primärluftzugabestellen vorhanden sein. In der Praxis haben sich 4 bis 6 Primärluftzonen etabliert, die entweder mit steuerbaren Luftklappen oder

mit frequenzumformergeregelten Einzelgebläsen ausgerüstet sind; siehe dazu untenstehende Abbildung 8.

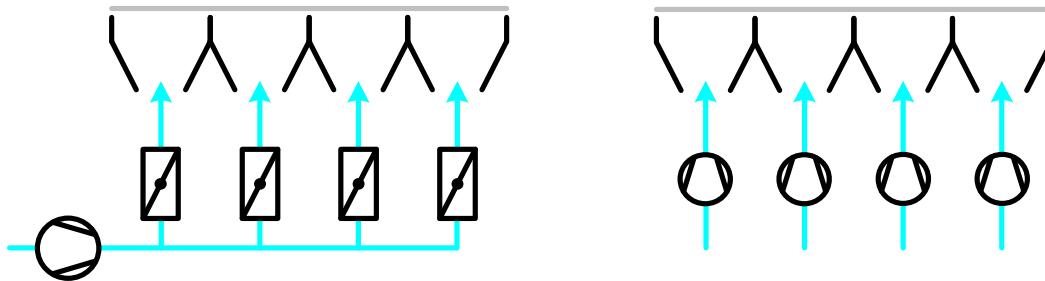


Abbildung 8: Möglichkeiten der Primärluftzugabe (Auszug)

Die meiste Luftmenge wird in der Hauptverbrennungszone gebraucht, die geringste Luftmenge in der Ausbrandzone. Dementsprechend sind auch die Lufttrichter, die Rohre, die Luftklappen bzw. die Gebläse dimensioniert. Abbildung 9 zeigt die gebräuchlichsten Anordnungen der Primärluftzonen, abhängig von der verwendeten Rostbauform.

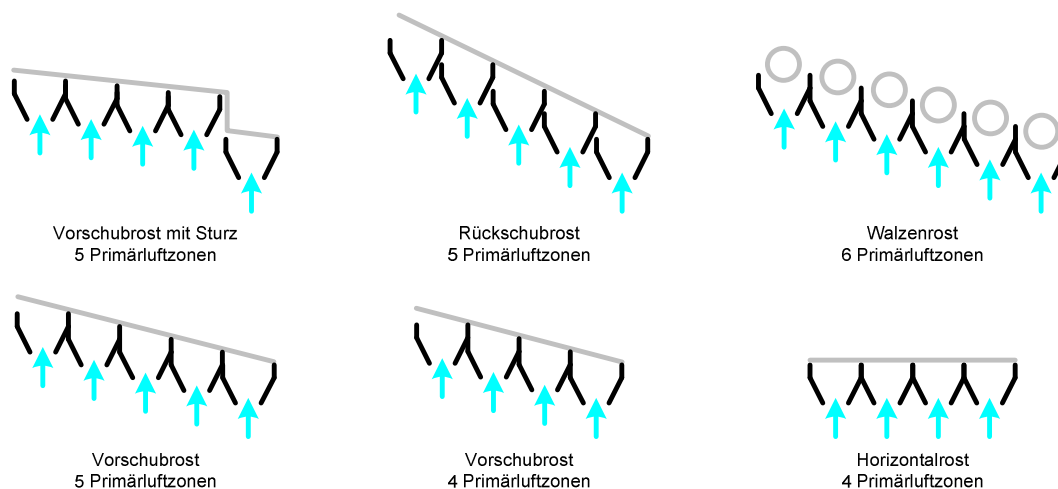


Abbildung 9: Gebräuchliche Anordnungen von Primärluftzonen (Auszug)

Das Primärluftverteilungsprofil könnte – zumindest theoretisch – auch bei unterschiedlichen Heizwerten immer konstant gehalten werden, wenn bei niedrigen Heizwerten durch die Vorwärmung der Primärluft die Trocknungsphase beschleunigt wird und somit die Feuerlänge verkürzt und die Hauptverbrennungszone auf der mittleren Zone gehalten werden. Die Vorwärmung der Primärluft – meist durch Dampf-/Luftvorwärmer – funktioniert jedoch sehr träge und

ist daher nicht geeignet um kurzfristige Heizwertschwankungen auszugleichen sondern eher für mittel- bis langfristige Änderungen im Heizwert bzw. Feuchtegehalt.

Die Primärluftmenge kann jedoch nicht beliebig verfahren werden, denn es ist darauf zu achten dass die Rostkonstruktion auch immer eine gewisse Mindestmenge als Kühlluft benötigt. Dies kann natürlich in gewissen Situationen unvorteilhaft wirken, wenn aus verfahrenstechnischer Sicht wenig(er) Primärluft notwendig wäre, aber die Kühlluftmenge nicht unterschritten werden darf. Ausnahme bilden hier wassergekühlte Roste, denn sie benötigen keine Primärluft zur Kühlung, was zusätzliche Freiheitsgrade in der Feuerführung mit sich bringt.

Im Gegensatz zu den luftgekühlten Rosten, erfolgt also bei den wassergekühlten Konstruktionen eine verfahrenstechnische Trennung zwischen Primärluft zum Kühlen und Primärluft aus verfahrenstechnischer Notwendigkeit. Auch bei der bereits erwähnten Primärluftvorwärmung ist bei luftgekühlten Roste erhöhte Vorsicht ab Primärlufttemperaturen von etwa 150 °C geboten, während dies den wassergekühlten Rosten keinen Schaden zufügen kann. Bei den EBS-Anlagen haben sich – aufgrund der tendenziell höheren Heizwerte wassergekühlte Roste als Standard etabliert.

Grundsätzlich gilt jedoch: Die Primärluftzugabe erfolgt – zumindest in der Hauptbrandzone über dem Rost – unterstöchiometrisch, d. h. die Verbrennung ist unvollkommen. Es entstehen also unverbrannte Gase, welche erst in der Nachbrennkammer unter Zufuhr von Sekundärluft nachverbrannt werden.

Entnommen bzw. angesaugt wird die Primärluft meist aus dem Müllbunker um die Geruchsemissionen aus diesem Anlagenteil zu minimieren.

II.4.1.1.3.2 Sekundär-, Tertiärluft

Mit der Sekundärluft wird beim Übergang vom Feuerraum in den ersten Kesselzug, das heißt also in der Nachverbrennungszone, eine noch erforderliche Sauerstoffmenge zugeführt, welche die Vermischung der Verbrennungsgase intensivieren und den vollständigen Ausbrand der Gase sicherstellen soll [41]. Die Turbulenzen durch die Sekundärluft dringen tief in das Feuer ein und verhindern im oberen Flammenbereich durchlaufende Strähnen und senken damit mögliche CO-Spitzen ab [38].

Der Sekundärluftstrang wird dazu aufgeteilt in mindestens zwei Stränge – beispielsweise Vorderwand und Rückwand – um die Sekundärluft über Düsenreihen in den Feuerraum einzudüsen. Die Abbildung 10 zeigt schematisch die gebräuchlichsten Anordnungen von Sekundärlufteindüsen in Abhängigkeit der Feuerraumgeometrie.

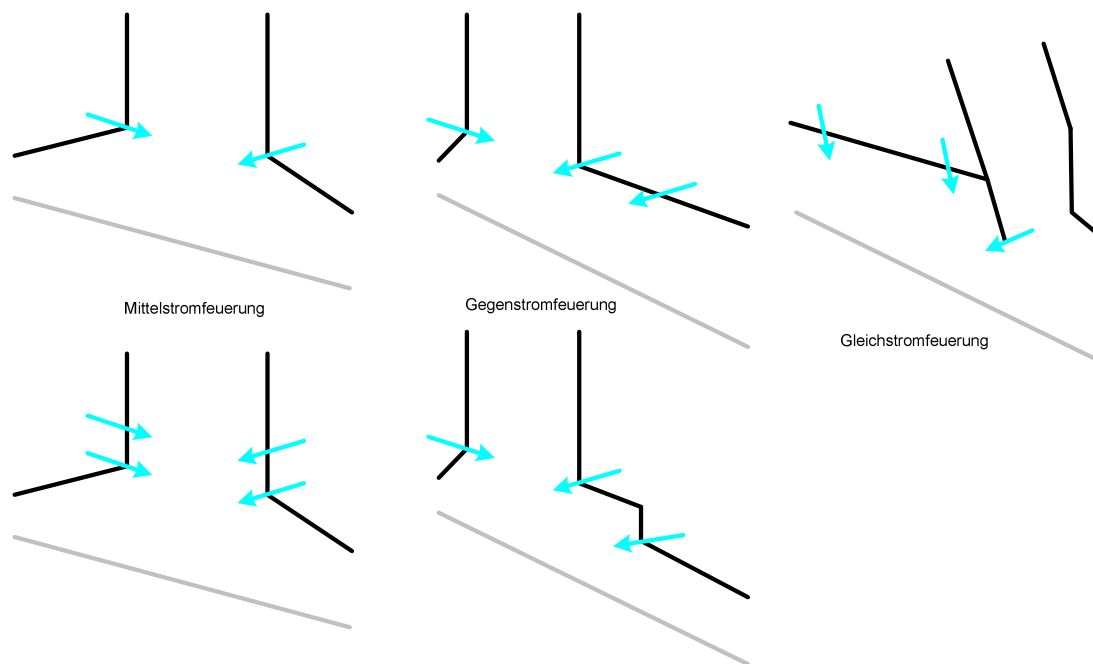


Abbildung 10: Anordnungen von Sekundärlufteinbringungen

Analog zur Primärlufteinbringung gibt es auch bei der Sekundärlufteinbringung verschiedene Möglichkeiten zur Verschiebung der Sekundärluftmengen zwischen den einzelnen Teilsträngen bzw. zur Veränderung der gesamten Sekundärluftmenge – siehe Abbildung 11, auf der die beiden gebräuchlichsten Methoden dargestellt werden.

Zu beachten gilt, dass die Sekundärluft für Durchmischung und Ausbrand der Rauchgase unbedingt notwendig ist, aber eine zu hohe Dosierung zum Kaltblasen des 1. Kesselzuges und somit die Nachverbrennung trotz ausreichendem Sauerstoffangebot verhindern und in weiterer Folge zur Bildung von „kaltem CO“ beitragen kann.

Entnommen bzw. angesaugt wird die Sekundärluft meist aus dem Kesselhaus, von möglichst weit oben, da naturgemäß dort die Temperatur am höchsten ist. Eine Besonderheit stellt die Tertiärluft in Form von Seitenwand- oder Plattenluft dar. Diese wird zum Schutz vor Anbackungen als Schleierluft in den kritischen Abschnitten der Feuerraumwände eingedüst. Gleichzeitig verhindert dieser Schleier reduzierende Rauchgasstrahlen an den Wänden des 1. Zuges und vermindert somit die Korrosionsgefahr [41]. Oft dient die Plattenluft auch nur zum Schutz der gusseisernen Platten die als Auskleidung des Feuerraums Verwendung finden. Eine allenfalls vorhandene Tertiärluft muss unbedingt in den Verbrennungslufthaushalt und in dessen Regelung mit einbezogen werden muss, da sie insbesondere an den knapp über dem Müllbett stattfindenden Entgasungs- und Verbrennungsvorgängen oft intensiv teilnimmt.

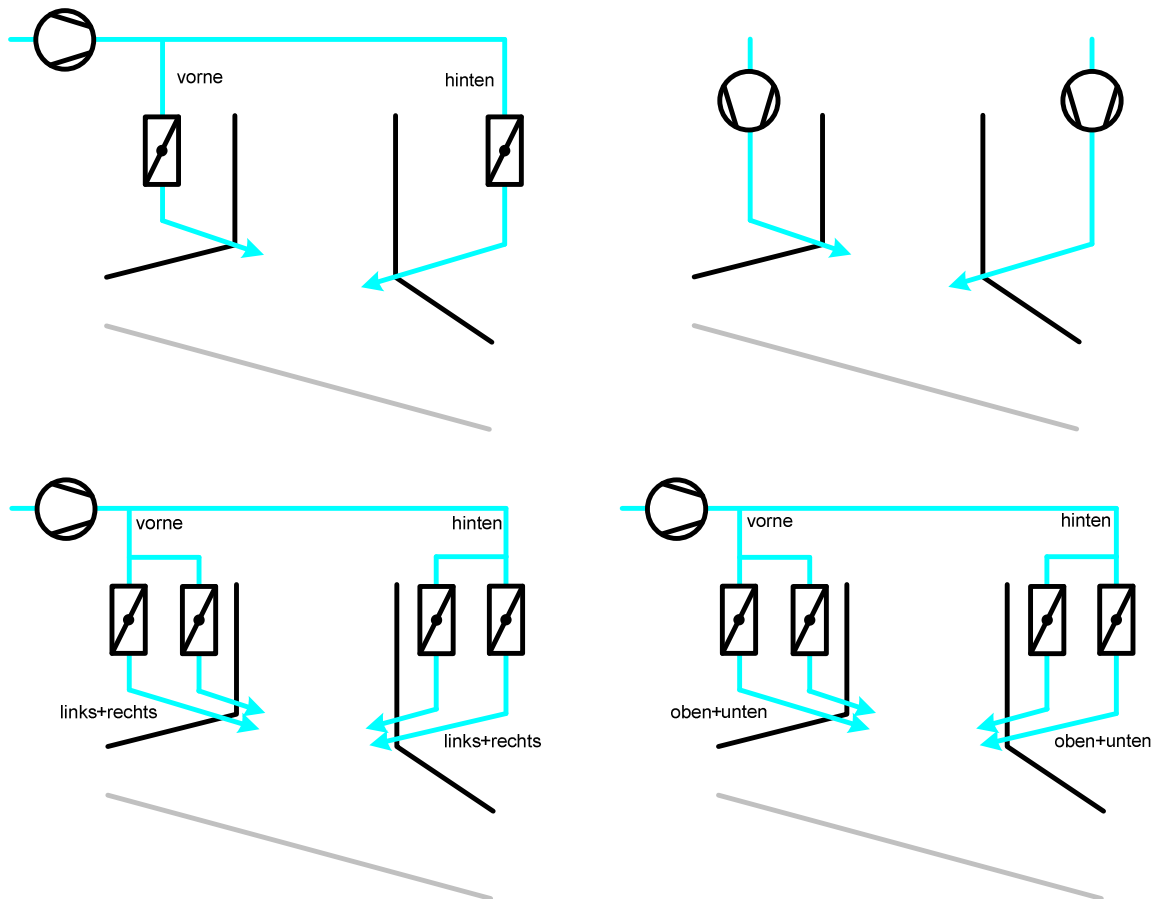


Abbildung 11: Möglichkeiten der Dosierung der Sekundärluftzugabe

II.4.1.1.4 Feuerungsleistungsregelung

Die hohen technischen Forderungen an die thermische Abfallbehandlung sowie die strengen Auflagen bezüglich Emissionen aus Abfallverbrennungsanlagen – vgl. Abbildung 1 – sowie die heute praktizierbare Datenerfassung und Auswertung mittels moderner Informationstechnologie ermöglichen bzw. bedingen die Automatisierung der thermischen Abfallbehandlung. [26] Ein wesentlicher und zentraler Bestandteil in der Automatisierung einer Müllfeuerung ist somit die Feuerungsleistungsregelung (FLR), die u.a. in der Lage sein muss:

- Eine gleichmäßige und kontrollierte Wärmeentbindung - unter Einhaltung aller gesetzlichen Emissionswerte - sicherzustellen, denn diese Art der Wärmeentbindung ist Voraussetzung für eine umweltschonende Verbrennung.
- Die Feuerungsleistung konstant an der oberen Grenze bzw. am gewünschten Wert zu halten, denn der Mülldurchsatz – als meist aktivster Posten zur Kostendeckung – sowie die elektrische und thermische Ausbeute – mit einem Wort die Effizienz der Anlage – sind bei einem konstanten Betrieb am höchsten.

- Auch unter Korrosionsaspekten ist eine möglichst gleichmäßige Feuerführung wünschenswert. [36]

Ganz wesentlich ist die Tatsache, dass die FLR die einzige Primärmaßnahme ist, die nach baulicher Fertigstellung der Anlagentechnik übrig bleibt, um dynamisch entscheidenden Einfluss auf die Feuerführung nehmen zu können.

Grundsätzlich lässt sich eine FLR beschreiben als ein geschlossener Regelkreis mit Sollwertvorgabe, Soll-/Istwertvergleich, Regeleinrichtung (= „Intelligenz“) mit Stellgrößenbildung, Störgrößenaufschaltung und Istwerterfassung mit Rückführung darstellen [44]. Je nach Komplexität der aufgebauten Regelung und je nach vorhandener Anlagentechnik kann die Anzahl von Regelkreisen variieren.

Für eine Regelung sind - ganz allgemein - folgende Funktionen auszuführen:

- Messen der zu regelnden Größe
- Vergleichen der Regelgröße mit dem Sollwert
- Erzeugen eines geeigneten Stellbefehls
- Verstellen des Stellorgans

Verfolgt man nun die einzelnen Stufen des Regelvorganges (siehe Abbildung 12), so stellt man fest, dass es sich um einen geschlossenen Kreis handelt, den so genannten Regelkreis mit Rückkopplungszweig, der das wesentliche Merkmal einer Regelung ist.

Die Regeleinrichtung besteht aus einem Verstärker und einer Einrichtung zur Erzeugung des gewünschten Zeitverhaltens. Die Energie der Regeldifferenz am Eingang des Reglers muss so verstärkt werden, dass am Ausgang genügend Energie zum Betätigen des Stellgliedes zur Verfügung steht. Unter dem Zeitverhalten eines Reglers versteht man die Reaktion des Reglers beim plötzlichen Auftreten einer Regeldifferenz, d. h. ob die Stellgröße sofort erzeugt wird oder erst nach einer gewissen Verzögerungszeit.

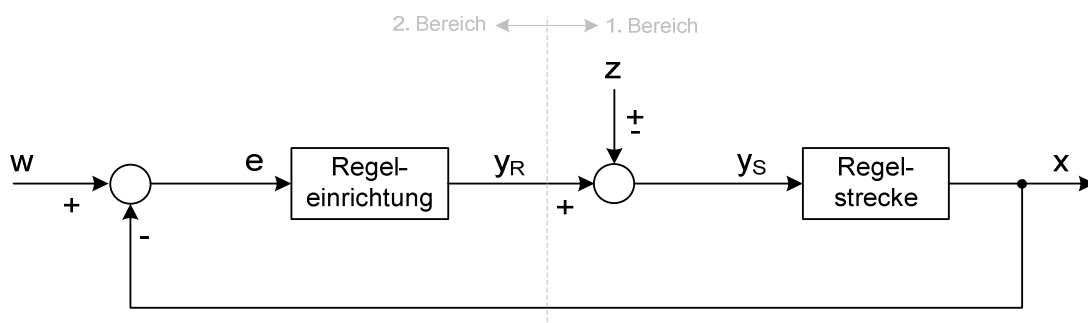


Abbildung 12: Regelkreis (vereinfacht)

Der Regelkreis kann generell in zwei Bereiche unterteilt werden (siehe Abbildung 12). Der 1. Bereich ist durch die Anlage gegeben, in der eine physikalische Größe geregelt werden soll, die so genannte Regelstrecke. Der 2. Bereich ist der Teil, der dazu dient, die Regelstrecke über das Stellglied so zu beeinflussen, dass die Regelgröße den gewünschten Wert er- und behält, die so genannte Regeleinrichtung. Zur Regeleinrichtung zählen also der Messfühler, der Messumformer, der Vergleicher, der Regler und das Stellglied. Das Stellglied lässt sich sowohl der Regelstrecke als auch der Regeleinrichtung je nach Zweckmäßigkeit zuordnen. Die Störgröße z greift am Eingang der Regelstrecke an.

Da die zu regelnden Größen von sehr unterschiedlicher physikalischer Natur sind, wird zur Vereinheitlichung die Regelgröße mit x_{ist} , der Sollwert mit x_{soll} , die Differenz zwischen x_{soll} und x_{ist} als Regeldifferenz e und die Stellgröße mit y bezeichnet. Ferner wird die Regelgröße x_{ist} einfach als x bezeichnet und anstelle des Sollwertes x_{soll} wird die Bezeichnung Führungsgröße w angewandt.

Problematisch bei der Regelung der Vorgänge in der Feuerung einer thermischen Abfallbehandlungsanlage sind die extrem unterschiedlichen Zeiten für das Ansprechen einerseits und für die Dauer der Auswirkungen andererseits bei einer Variation von Stellgrößen (= Totzeiten). Zum Beispiel wirken sich Änderungen in der Abfalldosierung erst nach minutenlanger Verzögerung aus und ein neuer Gleichgewichtszustand kann sich erst nach Durchlaufen aller Rostzonen – also nach rund 2 h – einstellen. Änderungen in der Verbrennungsluftverteilung bzw. den -mengen können relativ schnell eingestellt werden. Bleiben sie auf den Sekundärluftbereich, also die Gasphase, beschränkt, kann sich nach einer kurzen Ansprechzeit von Sekunden ein neuer Beharrungszustand innerhalb von Minuten einstellen. Primärluftänderungen wirken sich ebenfalls sehr schnell aus, haben aber auf den gesamten Verbrennungsprozess eine sehr nachhaltige Wirkung.

Auffällig ist, wie wenige Stellgrößen regelungstechnisch überhaupt ansprechbar bzw. vorhanden sind. Grundsätzlich kann man unterteilen in:

- Verbrennungsluft
- Primärluft
- Sekundärluft
- Tertiär- / Plattenluft
- Rauchgasrezirkulation
- Brennstoff / Transport
- Aufgabe
- Rost

Diese Stellgrößen werden aber durch weitere Untergliederung noch erweitert, z. B. durch mehrere voneinander unabhängig bewegbare Rostzonen oder durch verschiedene Primärluftzonen – für beide gilt, dass die Anordnung sowohl in der Länge, als auch durch mehrbahnige Anordnung in der Breite erfolgen kann. Welche und wie viele Stellgrößen im Detail zur Verfügung stehen, ist jedoch anlagenspezifisch.

Die regelungstechnische Problemstellung ergibt sich also aus den bereits mehrfach erwähnten brennstoffspezifischen „Unzulänglichkeiten“ in Kombination mit den großen Totzeiten zwischen Stelleingriff und der oft nicht reproduzierbaren Prozessreaktion, der begrenzten Änderungsgeschwindigkeit der Stellglieder, Engpässe in der anlagen- und / oder verfahrenstechnischen Auslegung der Anlage und den störbehafteten Messwerten. Des Weiteren beschränken Störeinflüsse und die Anforderung an möglichst verschleißarme Stellgliedansteuerung die Dynamik und Präzision der Regeleingriffe.

Das heißt, die Forderung nach konstanter Dampfproduktion und gleichzeitig minimierten Schadstoff-Emissionen sowie hoher Ausbrandqualität der Schlacke führt zeitweise zu divergierenden Anforderungen. Aus den genannten Gründen arbeiten Müllverbrennungsanlagen mit Regelungsverfahren nach aktuellem Stand der Technik.

II.4.1.2 Betriebliche Primärmaßnahmen

Die betrieblichen Primärmaßnahmen bzw. deren Optimierungsmöglichkeiten zur Verringerung bzw. Vermeidung von Emissionen beschränken sich leider auf eine bestmögliche Homogenisierung des zur Verbrennung gelangenden Brennstoffs im Müllbunker (siehe Abbildung 13) oder in anderen vorgelagerten Einheiten.

Siehe Abbildung 13: Der Müllbunker (1) dient der Zwischenlagerung des angelieferten Abfalls und wird von dort mittels Kränen (2) in den Aufgabeschacht (3) der Verbrennungsöfen gefördert.

Ist der Bunker ausreichend groß dimensioniert, so können neben den Abkipplätzen diverse Haufen gebildet werden, auf denen der Kranführer die direkt abgekippten Müllmengen zwischenlagern kann. Um eine ausreichende Homogenisierung des Abfalls zu erreichen, müsste dieser eigentlich immer gemischt werden, d. h. ein voller Greifer nach dem Abkippen sollte immer über die ganze Bunkerfläche verteilt werden und das dadurch entstehende homogenere Gemisch kann dann in den Aufgabeschacht aufgegeben werden. In Zeiten mit hoher Anlieferfrequenz, bei zu kleinem Bunker, bei hohen Bunkerfüllständen oder mangels Motivation des Kranführers kann es also vorkommen, dass Müllmengen ungemischt zur Verbrennung gelangen, was die eingangs erwähnten, starken Heizwertschwankungen erklärt. Letzterer Kritikpunkt wurde bereits in [37] vor über 100 Jahren bemängelt, da auch schon damals die Intention

bestand sich „von dem Fleiß und der Geschicklichkeit der Ofenarbeiter, von denen die Leistung der bisherigen Öfen wesentlich abhing, möglichst unabhängig zu machen“.



Abbildung 13: Müllbunker

Auch durch die verschiedenen Ablagerungsorte im Bunker und die variable Ablagerungsdauer „entsteht“ unterschiedliches Förder-, Zünd- und Verbrennungsverhalten des Abfalls – siehe in diesem Kontext Abschnitt II.5 wo das Thema "Betrieb am Wochenende" und die damit verbundenen Probleme angerissen wird.

Verweilt Abfall schon sehr lange und damit sehr tief im Bunker, so wird der Heizwert durch hohen Wasseranteil, der durch die hohe Pressung des darüberliegenden Abfalls nach unten im Bunker zunimmt, stark verschlechtert. Die Pressung des gestapelten Abfalls hat auch Einfluss auf das Förderverhalten des Brennstoffs. Je höher die Pressung, desto größer ist die Gefahr der Klumpenbildung, was u. U. zu Brückenbildungen im Aufgabeschacht führen kann oder in weiterer Folge zu nicht reproduzierbaren beschickten Massen. Folge davon können Überschüttungen und Haufenbildungen auf dem Rost sein, was zu starken Schwankungen in der Energieproduktion, unvollständigem Schlackeausbrand und überproportionalen Schadstoffemissionen führen kann.

Durch Mischen des Abfalls vor dem Verbrennen lässt sich also eine deutliche Homogenisierung des Abfalls und somit eine Vergleichmäßigung des Verbrennungsbetriebes, eine Schonung der Anlagentechnik und eine Vermeidung von überproportionalen brennstoffspezifischen Emissionen erreichen.

In der Regel steht für Sperrmüllanlieferungen eine Zerkleinerungsanlage (Shredder) zur Verfügung. Der geshredderte Abfall lässt sich wesentlich besser dosieren und verbrennen, da er eine kleinere (keine Klumpen) und genau definierte Partikelgröße besitzt. Leider ist es oft unmöglich die Durchsatzleistung des Shredders derart zu dimensionieren, dass der gesamte angelieferte Abfall einer MVA geshreddert werden kann.

Der Brennstoff für EBS-Anlagen durchläuft in der Regel schon mehrere Aufbereitungsschritte bevor er in den Bunker gelangt und sollte daher eine definierte, maximale Stückigkeit aufweisen. Die Transport- und Fördereinrichtungen der EBS-Anlagen sind auf diese maximale Stückigkeit ausgelegt, d. h. bei Überschreitungen drohen Beschädigungen im Bereich des Brennstofftransports bzw. der -zuführung.

Weitere betriebliche bzw. organisatorische Primärmaßnahmen beschränken sich eine Steigerung der Effizienz der Anlage durch verkürzte und optimierte Stillstands- bzw. Revisionszeiten. Betriebswirtschaftliche und vertriebstechnische Maßnahmen sollen hier nur am Rande erwähnt werden.

II.4.2 Partikelmessungen

Im Rahmen des Arbeitspakets 1.3 wurden von den Projektpartnern IUATA, bifa und Benker Partikelmesskampagnen an verschiedenen Anlagen durchgeführt. Zum Einsatz kommt ein von IUTA entwickeltes Messverfahren, das es durch die Anwendung einer „trockenen“ Heiß-Verdünnung ermöglicht, Partikel vereinzelt aufzufangen und zu analysieren [32].

Ursprünglich war angedacht, durch gezielte Variation der unter II.4.1.1 aufgeführten Primärmaßnahmen, zu untersuchen, ob dadurch der Partikelaustrag aus dem Brennbett in irgendeiner Art und Weise beeinflusst werden kann. Insbesondere Parameter wie Primärluftpressung, Primärluftmengen, Primärluft-Sekundärluft-Verhältnis, Hubfrequenzen der Roste und Hublängen der Roste sowie der Beschickung scheinen vor diesem Hintergrund grundsätzlich interessant zu sein.

Leider konnten die Versuche nicht in diesem Umfang durchgeführt werden, da es zu aufwändig gewesen wäre, bei jedem gefahrenen Versuch eine vollumfängliche Partikelmessung durchzuführen, auszuwerten usw.

Aus diesem Grund wurden die Partikelmessungen von IUTA im regulären betrieblichen Umfeld durchgeführt. Auf die Modalitäten der Versuchsdurchführung bzw. auf die Ergebnisse daraus, sei auf den Abschlussbericht des Projektpartners IUTA verwiesen.

Dennoch wurde vom Projektpartner GKS eine Alternative aufgezeigt, um die Partikelfreisetzung aus dem Brennbett in Abhängigkeit der Primärmaßnahmen an unterschiedlichen Anlagen rudimentär zu klassifizieren, ohne dass aufwändige Partikelmessungen vonnöten sind. Es handelt sich hierbei um eine Gesamtbilanz einer Verbrennungslinie von Flugstaub-, Asche- und Schlackemengen im Kontext der verfahrenstechnischen Primärmaßnahmen wie z. B. Primärluftverteilung, Primärluftpressung, Primärluft-Sekundärluft-Verhältnis usw. Zusätzlich müssen Rauchgasreinigungsprodukte wie z. B. HOK, AKoks, Kalkmilch, NaBi usw. berücksichtigt werden, denn diese müssen z. B. aus der Gewebefilterasche herausgerechnet werden. Diese Stoffe waren kein originärer Flugstaub aus dem Brennbett und demnach muss deren Reaktion berücksichtigt werden. Aus II.4.2 ist bekannt, dass Daten wie Flugstaubmengen, Asche- und Schlackemengen in der Regel nur über längere Zeiträume wie z. B. als kumulierte Jahresdaten vorliegen. Demnach dient diese Analyseverfahren nicht dazu, kurz- bis mittelfristigen Betriebszustände zu unterscheiden, sondern soll primär dazu dienen, verschiedenste Anlagenstandorte mit unterschiedlichen Betriebszuständen im Hinblick auf die Freisetzung von Partikeln aus dem Brennbett zu untersuchen.

II.5 Datenanalyse (Arbeitspaket 4.1)

Im vorliegenden Bericht werden weitestgehend konventionelle, großtechnische Anlagen zur thermischen Abfallbehandlung (Müllverbrennungsanlage, MVA) behandelt und betrachtet, deren Brennstoff ausschließlich aus Siedlungs-, Gewerbe- und Produktionsabfällen gem. Definition aus [33] besteht. Für Anlagenstandorte ausserhalb Deutschlands ist diese Definition nicht uneingeschränkt übertragbar, sie gilt jedoch sicherlich sinngemäß. So genannte Ersatzbrennstoff- bzw. Sekundärbrennstoff-Kraftwerke (EBS-KW, SBS-KW) und Biomassekraftwerke werden in den vorliegenden Untersuchungen nur punktuell behandelt.

Für die Durchführung der im Abschnitt II.6.2 entwickelten Methodik zur Ermittlung des Brennstoffmassenstroms und der Dichte im Aufgabebereich stützt sich dabei insbesondere der Abschnitt II.6.6 auf Daten, die aus verschiedenen Anlagen stammen. Um belastbare Aussagen treffen zu können, scheint es unabdingbar, dass die betrachteten Anlagen zum einen ihrer Brennstoffsituation vergleichbar sind und zum anderen die maximal mögliche Bandbreite an Anlagengrößen, Rosttechnologien und Feuerraumgeometrien – möglichst auch inklusive den Extremwerten – abdecken.

Um die betrachteten Anlagen möglichst detailliert untersuchen zu können, sollten folgende Unterlagen vorliegen – separiert für jede Verbrennungslinie (VL) am entsprechenden Anlagenstandort:

- Betriebsdaten aus dem laufenden Anlagenbetrieb mit gewissen Anforderungen an Qualität und Quantität.
- Maßstabsgetreue (Konstruktions)Zeichnungen von Aufgabeeinrichtung, Rostsystem, Feuerung und Kessel.
- Allgemeine Angaben zur Verbrennungslinie (Typ, Hersteller, Auslegungsdaten usw.)

Die oben erwähnten Anforderungen an die Betriebsdaten stellen sich wie folgt dar:

- Daten aus dem laufenden Anlagenbetrieb, möglichst ohne Sonderzustände wie geplante oder ungeplante Stillstände bzw. nicht unmittelbar nach Beginn oder kurz vor Ende der Reisezeit, da diese Zeiträume den regulären Anlagenbetrieb oft nicht repräsentieren.
- Betrieb mit konstantem Leistungs-Sollwert, denn nur bei konstantem Leistungs-Sollwert gilt näherungsweise der Zusammenhang, dass ein definierter Brennstoffmassenstrom (bei einem definierten Heizwert) auch in einem definierten Dampfmassenstrom resultiert.
- Möglichst lange Zeiträume sollen vorliegen um eine max. mögliche Schwankungsbreite in den Brennstoffqualitäten abzudecken. Als Mindestkriterium wurden 5 x 24 h (als

nicht zusammenhängender Zeitraum) angesetzt und als optimaler Zeitraum 1 - 6 Monate. Die Datensätze sollten *jedenfalls* die Zeiträume des Wechsels vom Wochenendbetrieb (i. d. R. ohne Anlieferung) auf den Beginn³ der Frischmüllanlieferung (in der Regel Montag Früh bzw. Vormittag) abdecken.

- Da es aufgrund der Datenmenge nicht möglich ist, Momentanwerte zu betrachten, ist es unabdingbar die Daten einer geeigneten Mittelwertbildung zuzuführen. Als geeignete Zeitbasis hierfür wurden 1-Minuten-Mittelwerte oder 5-Minuten-Mittelwerte evaluiert. Punktuell ist es jedoch notwendig, dass einige Datenpunkte in einer höheren zeitlichen Auflösung vorliegen, da ansonsten gewisse Effekte durch die Mittelwertbildung ausgeblendet würden. Als Beispiel hierfür seien die Weg- bzw. Positionsmessungen von hydraulischen Antrieben genannt. Diese bewegen sich oft mit Geschwindigkeiten von $> 10 \text{ mm/Sekunde}$ bei Hublängen von $< 200 \text{ mm}$. Da eine exakte Ermittlung der Hubanzahl wichtig ist, würde selbst eine Zeitbasis von 1-Minuten-Mittelwerten bereits zu einer nicht akzeptablen Verfälschung der Hubanzahl führen.

Eine Auflistung der abgefragten Betriebsdaten und die allgemeinen Angaben zur Verbrennungslinie finden sich im Anhang unter IX.1.

Die Betriebsdaten, die konstruktiven Unterlagen und die allgemeinen Angaben zur Verbrennungslinie können nur vom unmittelbaren Anlagenbetreiber geliefert werden und stellen höchst sensible und z. T. vertrauliche Informationen dar. Aus diesem Grund musste mit allen Betreibern eine Vertraulichkeitsvereinbarung geschlossen werden, mit der Auflage, dass Anlagenstandorte nur anonymisiert und Betriebsdaten z. T. normiert wiedergegeben und ggf. veröffentlicht werden.

Angefragt wurden in diesem Zusammenhang 65 Anlagenstandorte in 11 europäischen Ländern mit in Summe 160 Verbrennungslinien.

Die Kriterien, um die Unterlagen in der erforderlichen Qualität und Quantität verwerten zu können, sind:

- Kriterium Nr. 1: Es muss sich um eine großtechnische MVA handeln, die sich im Regelbetrieb befindet, d. h. keine Versuchsanlage bzw. keine Anlage im Labor- oder Technikumsmaßstab. Die Anlage soll sich auch nicht in einem eventuellen Probebetrieb und / oder in der Gewährleistungsphase eines Anlagenbauers befinden.

³ Der Wechsel vom abgelagerten "Wochenendmüll" auf den frisch angelieferten Müll führt oft zu besonders kritischen Betriebszuständen, da die Verbrennungslinie beinahe schlagartig mit deutlich abweichenden Brennstoffeigenschaften konfrontiert ist.

- Kriterium Nr. 2: Ein direkter Zugang zum unmittelbaren Betreiber der Anlage muss vorhanden sein. Ein gewisses Vertrauensverhältnis ist ebenfalls Voraussetzung.
- Kriterium Nr. 3: Der betreffende Anlagenstandort muss über ein professionelles Betriebsdatenerfassungssystem (BDE-System) verfügen, d. h. die Betriebsdaten werden über lange Zeiträume archiviert.
- Kriterium Nr. 4: Dieses BDE-System muss in der Lage sein, beliebige Datensätze für beliebige Zeiträume in ein gebräuchliches Dateiformat – wie z. B. das XLS-, XLSX- oder das CSV-Format – zu exportieren. Die Zeitbasen für die Datenexporte müssen für eine Auswertung taugliche Mittelwertbildungen vorsehen, wie z. B. 1-Sekunden-Mittelwerte, 1-Minuten-Mittelwerte und / oder 5-Minuten-Mittelwerte.
- Kriterium Nr. 5: An jeder Anlage muss Messtechnik in einer definierten (Mindest-)Quantität und Qualität verbaut sein.
- Kriterium Nr. 6: Innerhalb der Anlagendokumentation müssen maßstabsgetreue (Konstruktions-)Zeichnungen von Rost, Brennstoffaufgabe inkl. Schacht und Trichter, Feuerung und Kessel vorhanden sein.
- Kriterium Nr. 7: Zur detaillierten Untersuchung der Brennstoffdosierung und des Brennstofftransports müssen geeignete Informationen über die erfolgten Dosierbewegungen und die erfolgten Transportbewegungen vorliegen. Konkret bedeutet dies, dass bekannt sein muss, wieviel Dosier- bzw. Transportvorgänge pro Zeiteinheit durchgeführt wurden.
- Kriterium Nr. 8: Als wohl wichtigstes Kriterium gilt, dass seitens der Geschäftsführung des jeweiligen Standortes eine schriftliche Freigabe zur Herausgabe der Betriebsdaten und technischen Zeichnungen erteilt werden muss.

Eine Auswertung über die angefragten Anlagenstandorte und die schlussendlich übernommenen Verbrennungslinien findet sich im Anhang unter IX.2.

Als abschließende Bemerkung sei gestattet, dass es trotz dem alle Betriebsdaten mit größter Sorgfalt evaluiert wurden, nicht vollumfänglich auszuschließen ist, dass es innerhalb des bewerteten Betriebszeitraumes zu Unregelmäßigkeiten gekommen ist, die vorerst einmal un bemerkt bleiben und u. U. zu einer Verfälschung von Ergebnissen führen. Wenn, dann kann es sich hierbei jedoch nur um punktuelle Einzelereignisse handeln. Es ist nicht davon auszugehen, dass systematische Fehler an allen untersuchten Anlagen gemacht wurden.

Schlussendlich konnten nachfolgend aufgeführte Anlagen in die detaillierte Datenanalyse aufgenommen werden. Als Unterscheidungsmerkmal soll der eingesetzte Rost bzw. das eingesetzte Feuerungssystem⁴ dienen.

- Walzenrost: 4 Standorte mit in Summe 14 Verbrennungslinien
- Vorschubrost: 9 Standorte mit in Summe 26 Verbrennungslinien
- Rückschubrost: 2 Standorte mit in Summe 4 Verbrennungslinien
- Beschickung Sonderfall: 1 Standort mit 1 Verbrennungslinie mit Aufgabewanderrost

In Summe ergeben sich 23 Anlagenstandorte mit 44⁵ Verbrennungslinien aus 6 europäischen Ländern.

Hinsichtlich einer unterschiedlichen Feuerraumgeometrie (Gleichstrom-, Mittelstrom-, Gegenstromfeuerung) wurde bis dato noch nicht unterschieden, da davon auszugehen ist, dass die Feuerraumgeometrie für die Brennstoffaufgabe und den Brennstofftransport eine eher untergeordnete Rolle spielt. Des Weiteren ist bekannt, dass in den meisten der betrachteten Fälle ohnehin ein unmittelbarer Zusammenhang zwischen dem eingesetzten Rostsystem und der Feuerraumgeometrie besteht. Konkret bedeutet dies, dass ein Vorschubrost in den meisten Fällen in einer Mittelstromfeuerung zum Einsatz kommt, ein Walzenrost in einer Gleichstromfeuerung und ein Rückschubrost in einer Gegenstromfeuerung.

Ziel war es, aus den gewonnenen Daten Erkenntnisse über Zusammenhänge zwischen Betriebs- bzw. Konstruktionsdaten und dem in der jeweiligen Anlage vorherrschenden Korrosionspotential zu gewinnen. Aus diesem Grund wurde von jeder der o. g. Verbrennungslinie vom Betreiber auch Informationen zum Korrosionsgeschehen angefordert. Analog zu den Autoren aus [31] musste auch hier festgestellt werden, dass es nicht möglich ist "normierte" Angaben zum Korrosionsgeschehen von den Anlagenbetreibern zu bekommen. Die erhaltenen Informationen sind demnach in der Qualität und Quantität derart abweichend, dass diese für einen seriösen Vergleich nicht herangezogen werden konnten.

⁴ Neben der 1 Verbrennungslinie (Beschickung Sonderfall) mit Aufgabewanderrost besitzen alle anderen Verbrennungslinien eine Stößelbeschickung. Details dazu siehe Abschnitt II.6.1.

⁵ Von diesen Anlagen liegen vollständige Datensätze vor; von mehr als 50 Anlagen liegen unvollständige Datensätze vor, die jedoch zur Validierung der in Abschnitt II.6 entwickelten Methodik durchaus verwendet werden können.

Um diese Feststellung zu untermauern, ein Auszug aus den Rückmeldungen der einzelnen Anlagenbetreiber auf die Frage "Abzehrrate an den Verdampfern in $[\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}]$?":

- "Lebensdauer ca. 10 Jahre⁶." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,04 - 0,05 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "keine Abzehrrate wg. Cladding."
- "Austausch alle 2,5 - 8 Jahre." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,16 - 0,05 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "keine Abzehrung an Verdampferwänden."
- "Verdampferwände halten 4,5 Jahre." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,09 - 0,12 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "Abzehrrate = 0,0125 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$."
- "Feuerraum / 1. Zug = 0,11 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$, 2. Zug = 0,12 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$, 3. Zug = 0,0 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$, 4. Zug = 0,0 - 0,07 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$."
- "Feuerraum / 1. Zug = < 0,1 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$, 2. Zug = 0,12 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$,

Auf die Frage "Abzehrrate am End-Überhitzer in $[\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}]$?":

- "Hält ca. 5 Jahre." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,08 - 0,1 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "Hält ca. 18 Monate." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,25 - 0,3 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "Lebensdauer > 10 Jahre." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,04 - 0,05 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "Lebensdauer 2 Jahre." (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,2 - 0,3 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "Abzehrrate = 0,03 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$."
- "Abzehrrate End-ÜH = 0,029 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$."
- "End-ÜH (Rußbläser) = 3,0 - 3,5 mm/a " (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,39 - 0,46 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "End-ÜH (Explosionsgenerator) = 2,0 mm/a " (Abzehrrate_{fiktiv} = 0,27 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$)
- "ca. 0,02 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$."

Die o. a. Werte sind grundsätzlich bekannt und decken sich im Wesentlichen mit den in [31] erhobenen Abzehrungsraten. Allerdings sei an dieser Stelle nochmalig auf die Unschärfe bzgl. Herkunft der Daten hingewiesen.

Es scheint jedoch interessant, ob ein Zusammenhang zwischen den erhobenen Abzehrungen und der Feuerraumgeometrie bzw. dem eingesetzten Rostsystem besteht. Betrachtet man die Gleichstromfeuerungen mit Abzehrungen an den Verdampfern von 0,038 - 0,11 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$ und an den End-Überhitzern mit 0,01 - 0,029 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$ im Vergleich zu den Abzehrungen von Gegenstromfeuerungen mit Abzehrungen an den Verdampfern von 0,06 - 0,2 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$ und an den End-Überhitzern von 0,04 - 0,33 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$, so zeigt sich eine Tendenz zu

⁶ Da von den Verbrennungslinien auch die durchschnittlichen Jahresbetriebsstunden vorliegen, kann unter der Annahme einer max. Abzehrung von 3 - 4 mm bis zum Austausch des Rohres auf eine "fiktive Abzehrung" geschlossen werden. Diese ist in Klammern angegeben. Natürlich kann nicht grundsätzlich ausgeschlossen werden, dass die Abzehrung bei den angegebenen Lebensdauern bis zu einer Wandstärke von 0 mm erfolgt ist.

niedrigeren Abzehraten bei Anlagen mit Gleichstromfeuerungen. Im Vergleich mit den Mittelstromfeuerungen, die Abzehraten aufweisen von 0,01 - 0,15 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$ an den Verdampfern und 0,02 - 0,4 $\text{mm}/1000 \text{ Betriebs-h}$ an den End-Überhitzern, liegen die Gegenstromfeuerungen ebenso tendenziell besser, d. h. mit niedrigeren Abzehraten. Zwischen den Gegenstromfeuerungen und den Mittelstromfeuerungen hingegen, besteht wenig Unterschied.

Die Autoren in [31] kamen ebenfalls zu dem Schluss, dass bei Gegenstromfeuerungen mit einer tendenziell höheren Korrosionsrate zu rechnen sei, als bei Anlagen mit Gleichstromfeuerungen und Mittelstromfeuerungen.

In [36] wird erwähnt, dass "stärker schürende Roste", aufgrund der im Schnitt höheren Brennbetttemperaturen, zu höheren Transferraten von korrosionsrelevanten Stoffen aus dem Brennbett in das Abgas neigen. Nun ist hinlänglich bekannt, dass ein Walzenrost wenig bis keine Schüreeigenschaften aufweist und wie bereits erwähnt Walzenroste häufig (so auch bei den betrachteten Anlagen) in Kombination mit einer Gleichstromfeuerung verbaut sind. Ein weiterer Hinweis auf konstruktionsbedingt niedrigere Korrosionsraten bei Gleichstromfeuerungen in Verbindung mit Walzenrosten.

Des Weiteren wird in [36] angeführt, dass es "keine gesicherten Befunde" hinsichtlich Vorteilen einer der 3 Bauarten. Allerdings wird auch erwähnt, dass ein Durchmischen der Abgase durch die Variante der Gleichstromfeuerung vorteilhaft unterstützt wird.

Natürlich müssen auch die an der jeweiligen Verbrennungslinie *exakt* vorherrschenden Rauchgastemperaturen, Frischdampftemperaturen und Frischdampfdrücke berücksichtigt werden, was bei obiger Aufstellung nicht der Fall ist. Es kann jedoch angemerkt werden, dass zum einen alle betrachteten Anlagen *zumindest im Auslegungspunkt* im Bereich von 400 °C Frischdampf Temperatur und 40 bar Frischdampfdruck liegen und zum anderen bereits in [31] festgestellt wurde, dass diese Größen – zumindest in den genannten Bereichen – nicht die entscheidende Rolle zu spielen scheinen, da es auch Anlagen mit niedrigen Dampfparametern gibt, die hohe Korrosionsraten aufweisen; wenngleich die Wahrscheinlichkeit für höhere Korrosionsraten durch höhere Dampfparameter sicherlich begünstigt wird.

Das heißt, Trends bzgl. einem Korrosionsgeschehen, die an einer Verbrennungslinie eindeutige Zusammenhänge und Abhängigkeiten liefern, werden im Vergleich mit anderen Anlagen deutlich unschärfer oder kehren sich sogar um.

Zusätzlich müsste beachtet werden, dass es zwar theoretisch korrekt ist, die *Auslegungsdaten* hinsichtlich Frischdampfdruck und Frischdampf Temperatur zu den Vergleichen heranzuziehen, diese jedoch im Betrieb oft bei weitem nicht den Auslegungsparametern entsprechen – be-

wusst oder unbewusst. Als klassisches Beispiel seien hier der oder die Einspritzkühler erwähnt, die die Frischdampf Temperatur im End-ÜH gezielt beeinflussen und die sich oft durch eine schlecht funktionierende Regelung oder ungünstige Dimensionierung auszeichnen.

Wie bereits erwähnt scheint der größte Unsicherheitsfaktor in der Betrachtung die unscharfe bzw. nicht oder nur schlecht und aufwändig validierbare Datenbasis hinsichtlich der Abzehraten zu sein. Daher wurde auch von weiteren Korrelationsversuchen der Korrosionsraten mit anderen Anlagenparametern konstruktiver oder betrieblicher Art abgesehen. Auch in [31] kam man zu dem Schluss, dass die (statistische) Auswertung von Betriebs- und Konstruktionsdaten wenig belastbare Rückschlüsse auf das Korrosionsgeschehen bzw. korrosionsinduzierte Abzehraten zulässt.

Dennoch liegt durch die Datenbeschaffung ein vermutlicher einzigartiger Fundus an Betriebs- und Konstruktionsdaten quer durch das vorhandene Anlagenspektrum vor. Da nicht auszuschließen ist, dass im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen – im vorliegenden Bericht und in [31] sowie in [34] – die korrekten Zusammenhänge noch nicht erkannt wurden, kann diese Datenbasis auch für zukünftige Untersuchungen jeglicher Art wertvoll sein.

Da die Betriebsdatenauswertung noch nicht zu den gewünschten Ergebnissen geführt hat, sollen nun schwerpunktmäßig die Konstruktionsdaten der Verbrennungslinien analysiert werden. Die Konstruktionsdaten – insbesondere der Brennstoffbeschickung – stellen die Basis für den unter Abschnitt II.6.2 entwickelten verfahrenstechnisch-konstruktiven Ansatz zur Beschreibung des aufgegebenen Brennstoffmassenstroms dar. Ohne die Kombination aus Betriebs- und Konstruktionsdaten wäre eine Validierung der Brennstoffmassenstromformel nicht möglich (siehe dazu auch Abbildung 75 im Abschnitt II.6.6).

Aus den Konstruktionsunterlagen wurden die relevanten Abmessungen extrahiert und entsprechend diskretisiert.

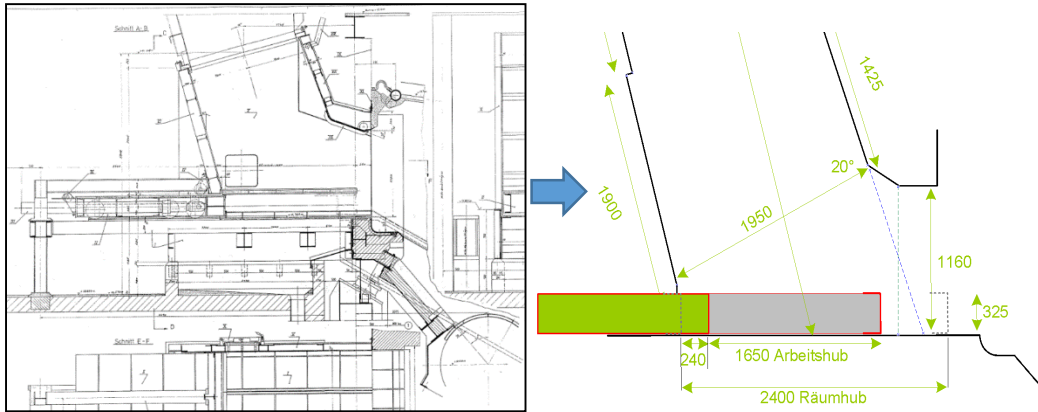
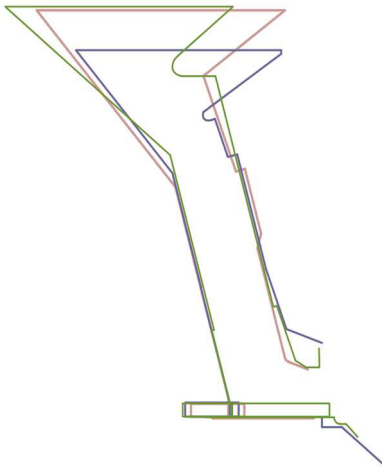


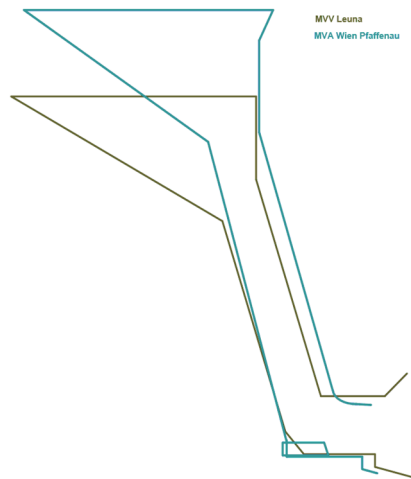
Abbildung 14: Beispielhafte Darstellung der Diskretisierung von Konstruktionsdaten

Um dem Abschnitt II.6.2 vorzugreifen, fiel bereits bei der kombinierten Analyse von Betriebs- und Konstruktionsdaten auf, dass keine Informationen über die im Aufgabebereich vorherrschende Brennstoffdichte vorlagen. Somit wurde für erste Vergleiche über ein angenommenes Hubvolumen und die durchgesetzte Masse pro Jahr eine virtuelle Brennstoffdichte für jede Verbrennungslinie berechnet. Nachfolgend dargestellt auf Abbildung 15 - Abbildung 19 sind auszugsweise unterschiedliche Konfigurationen von Beschickssystemen.



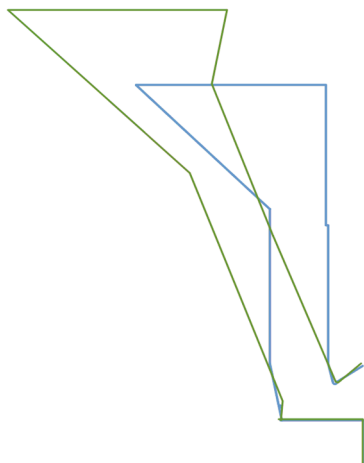
Kennzahl		DE12VL2	DE1VL2
Hubvolumen Aufgabeschieber	[m ³]	2,58	2,19
Hubvolumen maximal	[m ³]	9,54	8,09
Hubvolumen Aufgabe	[m ³]	7,63	6,47
virtuelle Brennstoffdichte	[kg/m ³]	501,0	482,3

Abbildung 15: Beschickssystem bei Walzenrost / Gleichstromfeuerung (Auszug)



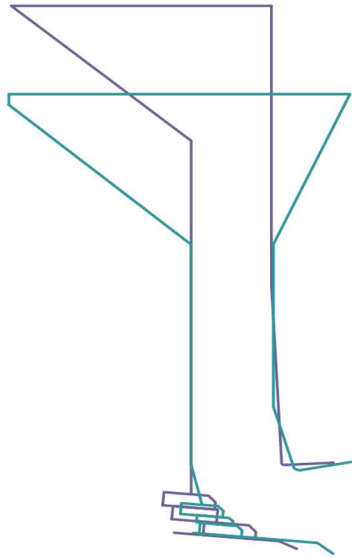
Kennzahl		AT2VL2	DE13VL2
Hubvolumen Aufgabeschieber	[m ³]	0,97	2,25
maximales Hubvolumen	[m ³]	3,88	8,98
Aufgabe Hubvolumen	[m ³]	3,11	7,19
virtuelle Brennstoffdichte	[kg/m ³]	332,15	327,33

Abbildung 16: Beschicksystem bei Vorschubrost / Mittelstromfeuerung (Vorschubrost Kategorie 1; Auszug)



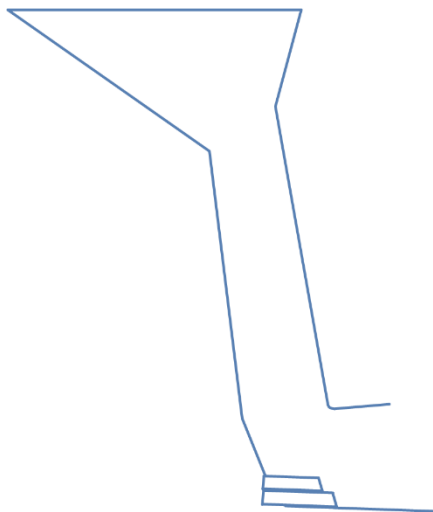
Kennzahl		DE20VL2	CH3VL2
Hubvolumen Aufgabeschieber	[m ³]	0,9	1,0
maximales Hubvolumen	[m ³]	2,6	3,0
Aufgabe Hubvolumen	[m ³]	2,1	2,4
virtuelle Brennstoffdichte	[kg/m ³]	179	553

Abbildung 17: Beschicksystem bei Vorschubrost / Mittelstromfeuerung (Vorschubrost Kategorie 2; Auszug)



Kennzahl		DE18VL1	DE23VL1
Hubvolumen Aufgabeschieber	[m³]	1,04	1,17
Hubvolumen maximal	[m³]	3,73	4,51
Hubvolumen Aufgabe	[m³]	2,98	3,61
virtuelle Brennstoffdichte	[kg/m³]	716,13	730,09

Abbildung 18: Beschickssystem bei Vorschubrost / Mittelstromfeuerung (Vorschubrost Kategorie 3; Auszug)



Kennzahl		DE24VL2
Hubvolumen Aufgabeschieber	[m³]	0,75
maximales Hubvolumen	[m³]	4,40
Aufgabe Hubvolumen	[m³]	3,52
virtuelle Brennstoffdichte	[kg/m³]	150,03

Abbildung 19: Beschickssystem bei Rückschubrost / Gegenstromfeuerung (Auszug)

Nach erfolgter Betrachtung stellt sich die Frage, warum die berechneten virtuellen Brennstoffdichten derart unterschiedlich sind. Die niedrigsten Werte um 150 kg/m^3 weisen die Rückschubroste auf und auch die Vorschubroste der Kategorie 3 liegen mit rund 180 kg/m^3 in diesem Bereich. Vorschubroste der Kategorie 2 liegen im Bereich von ca. 330 kg/m^3 , Walzenroste liegen bei ca. 500 kg/m^3 und die Vorschubroste der Kategorie 1 liegen bei über 700 kg/m^3 .

Um Zusammenhänge zwischen den Geometrien der jeweiligen Anlagen und den berechneten virtuellen Brennstoffdichten zu visualisieren, wurden nachfolgende Auswertungen erstellt (Abbildung 20 - Abbildung 27).

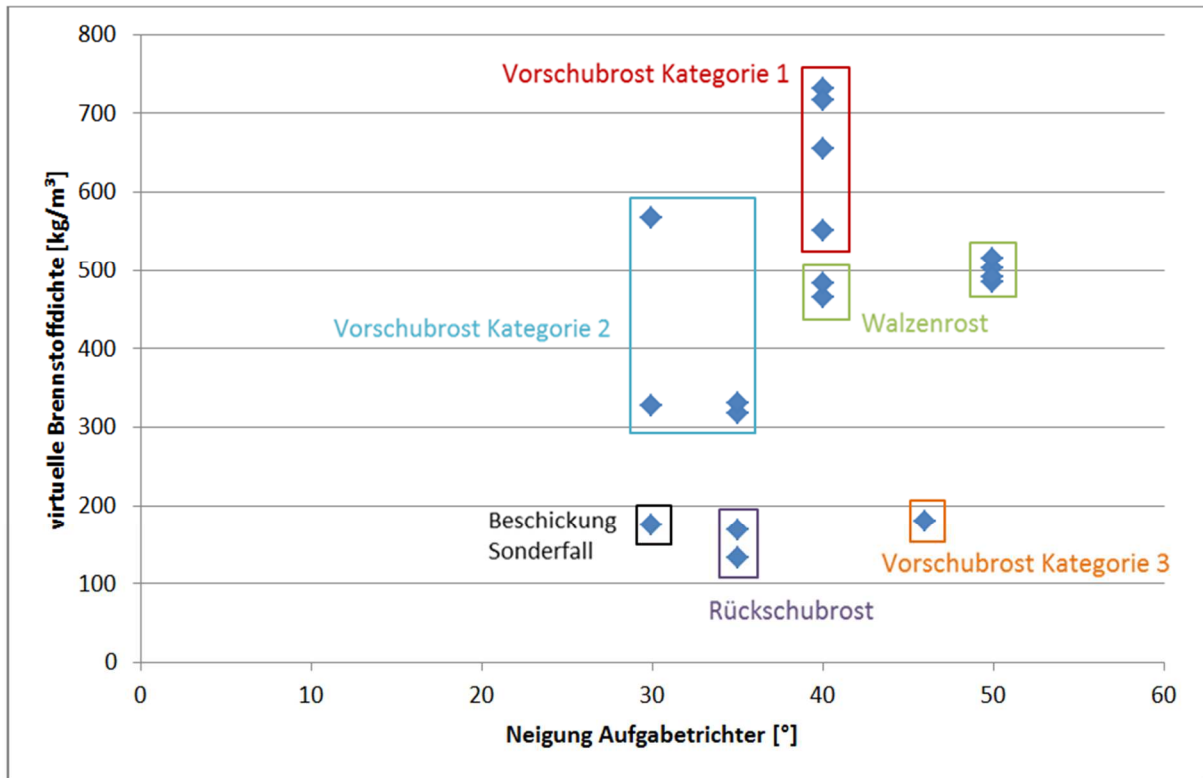


Abbildung 20: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Neigung des Aufgabetrichters

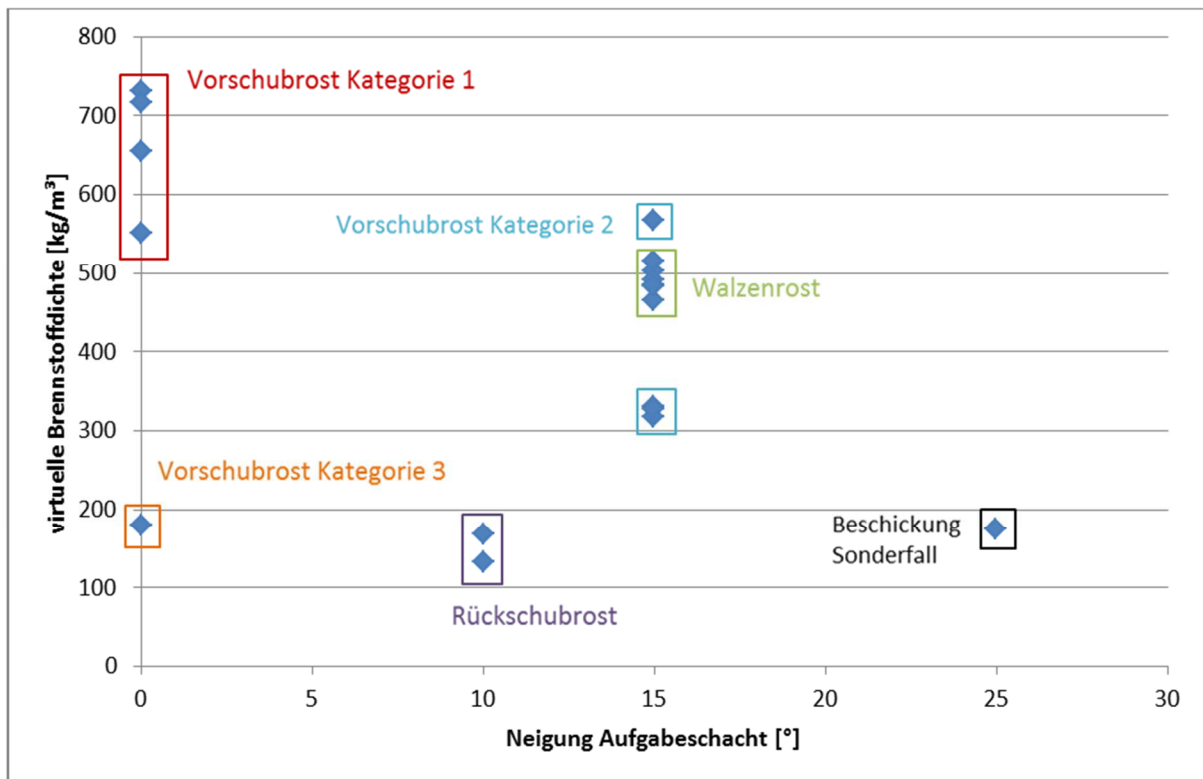


Abbildung 21: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Neigung des Aufgabeschachts

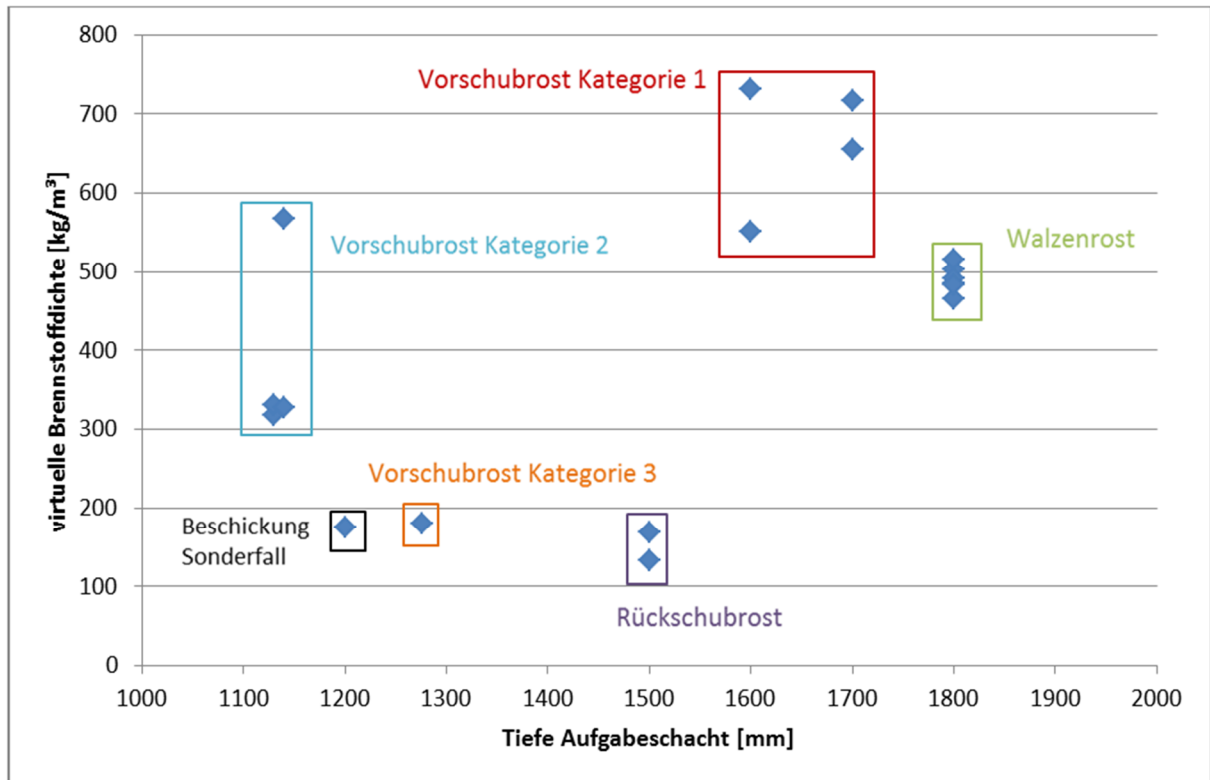


Abbildung 22: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Tiefe des Aufgabeschachts

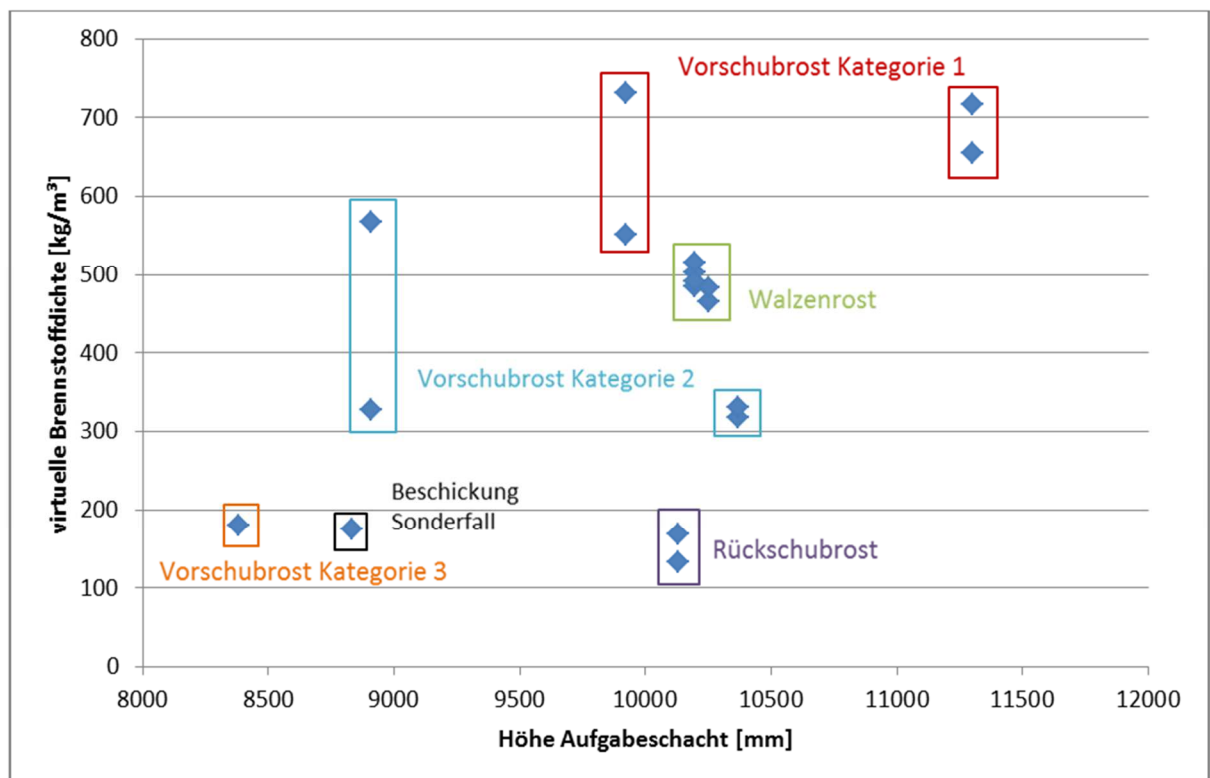


Abbildung 23: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Höhe des Aufgabeschachts

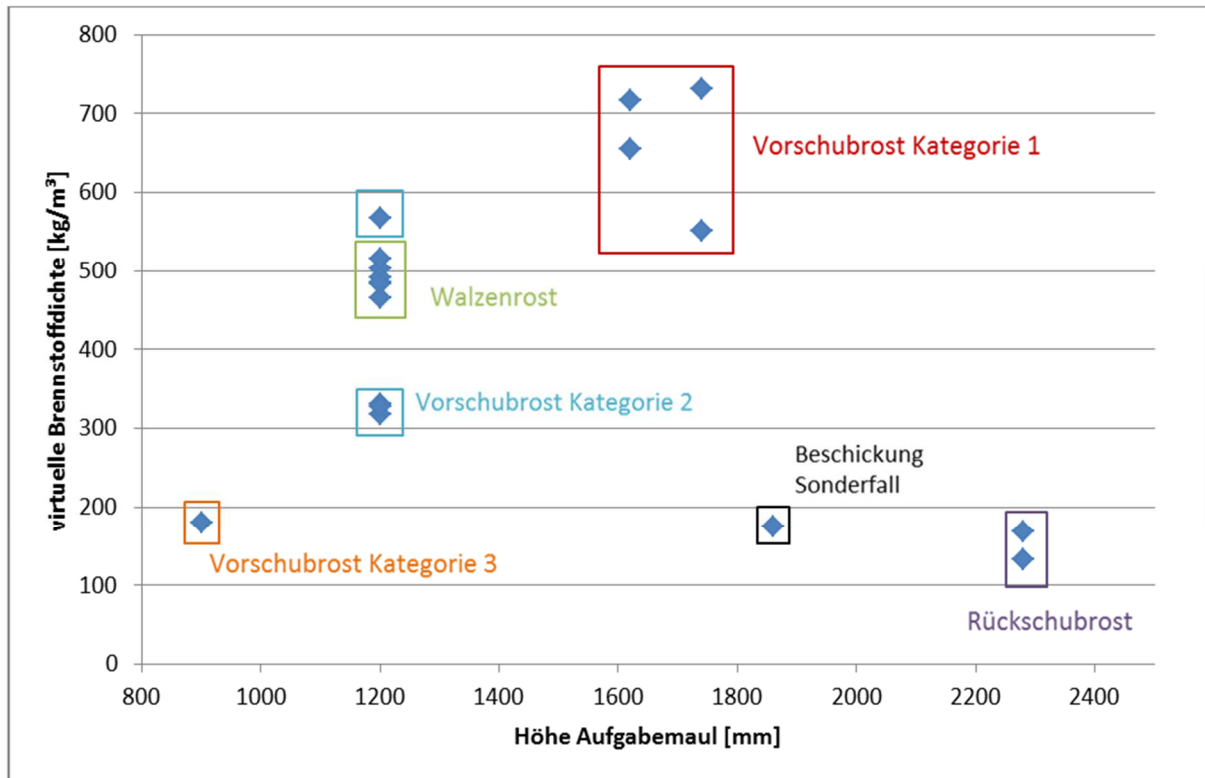


Abbildung 24: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Höhe des Aufgabemauls

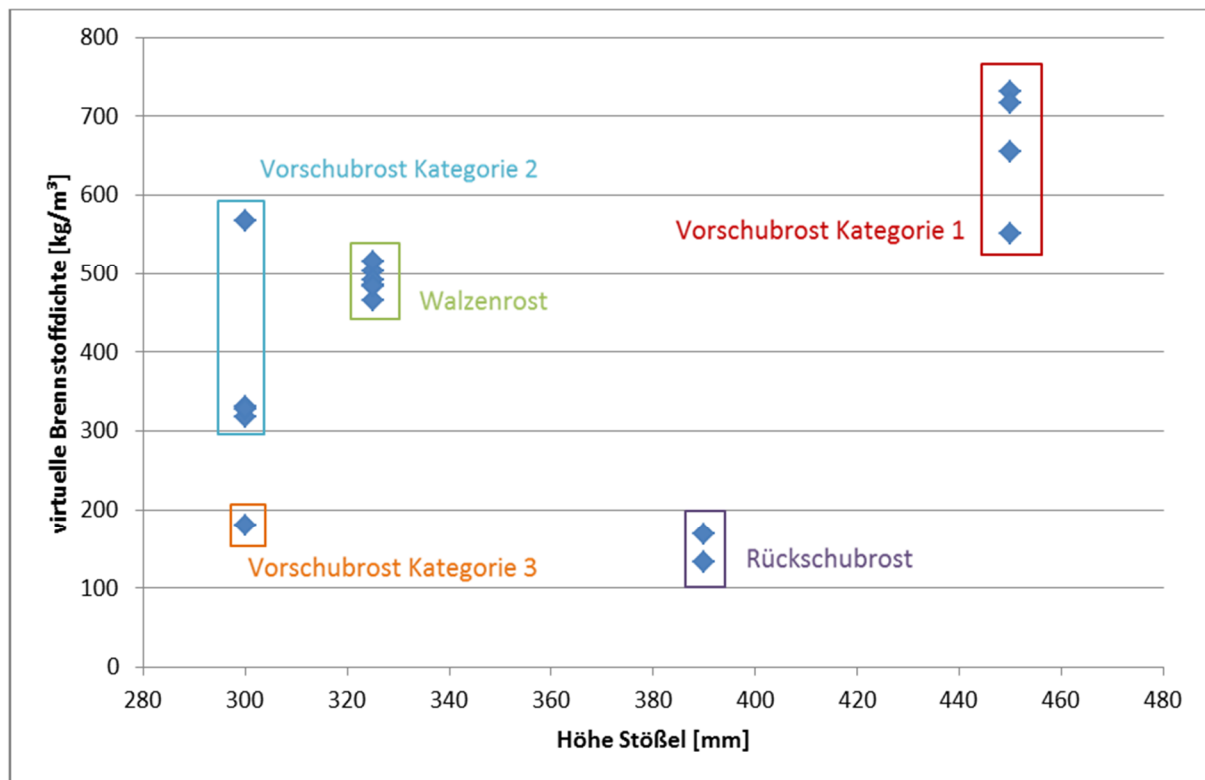


Abbildung 25: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Höhe des Stößels (Aufgabeschieber)

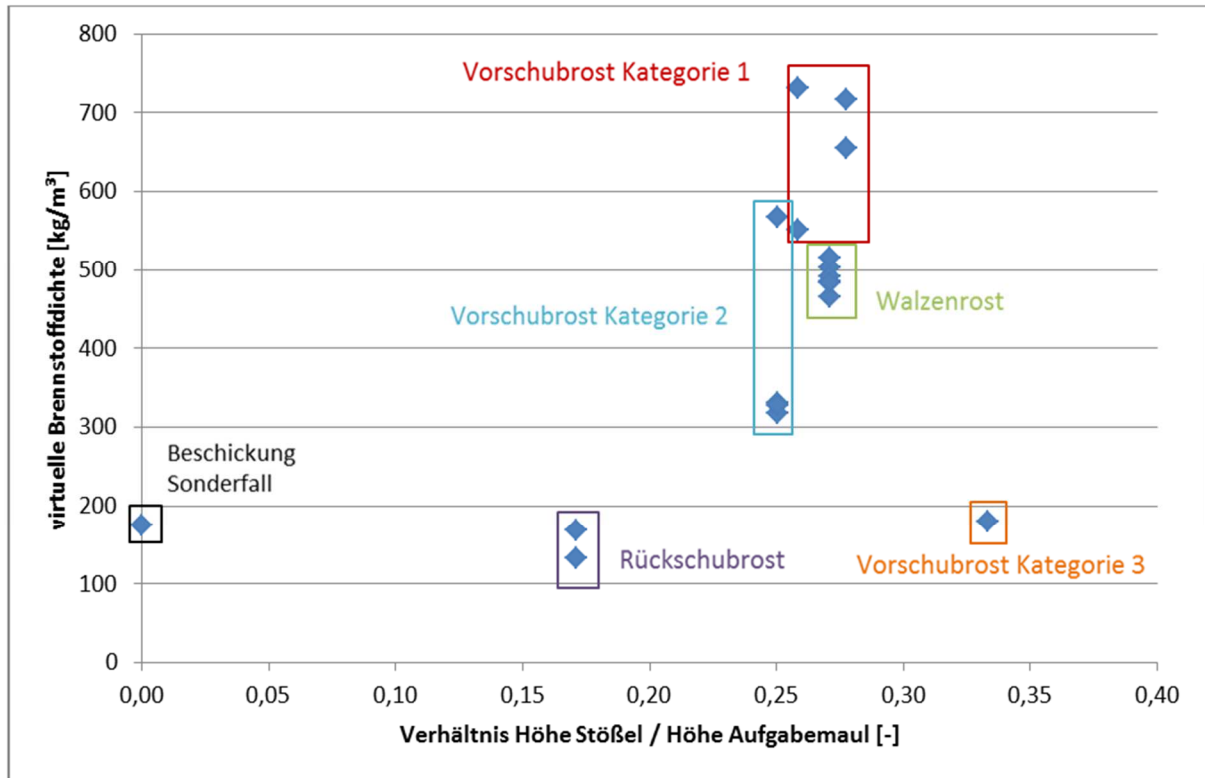


Abbildung 26: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und dem Verhältnis Höhe Stößel (Aufgabeschieber) zu Höhe Aufgabemaul

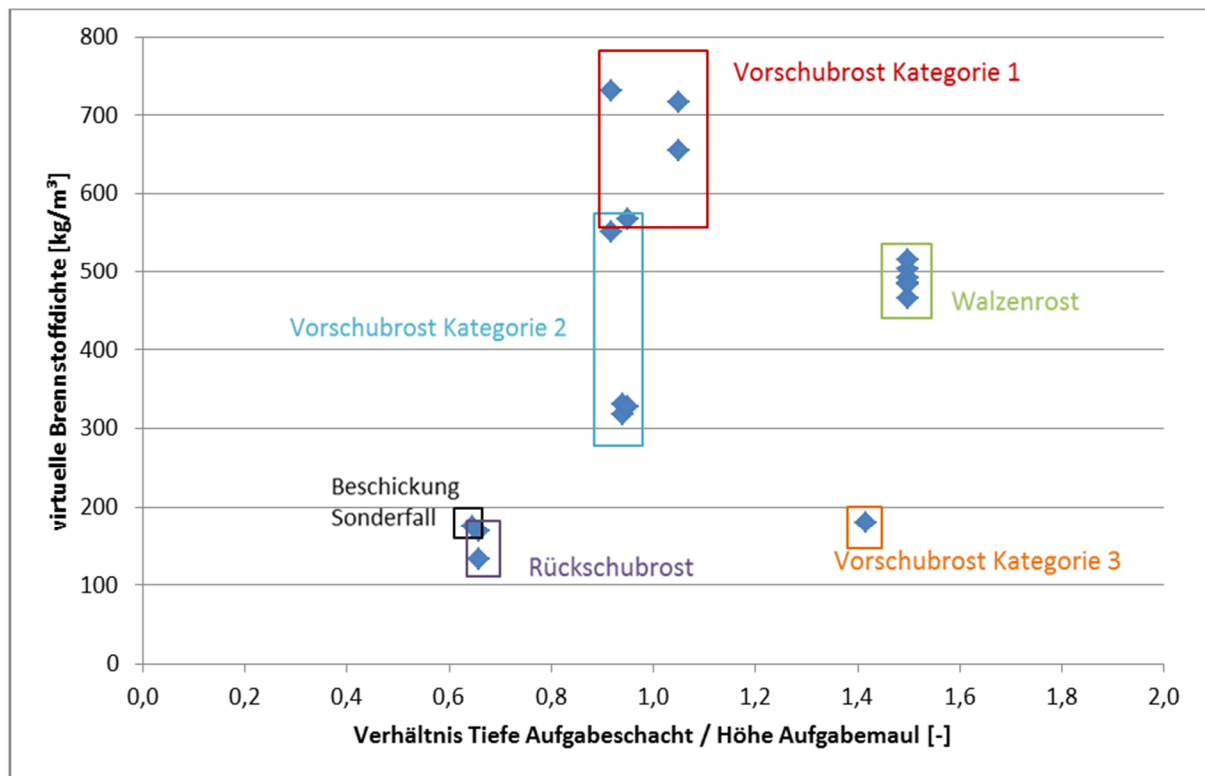


Abbildung 27: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und dem Verhältnis Tiefe Aufgabeschacht zu Höhe Aufgabemaul

Konkrete Zusammenhänge konnten hieraus nicht erkannt werden. Dies lässt den Schluss zu, dass die berechnete virtuelle Brennstoffdichte nicht korrekt sein kann. Da die virtuelle Brennstoffdichte berechnet wird aus einem angenommenen Hubvolumen und einem gemessenen Brennstoffmassenstrom, kann die Unschärfe nur durch ein falsch angenommenes Hubvolumen entstanden sein.

Somit wurde bereits zu diesem deutlich, dass sich die geförderten Volumina von Verbrennungslinie zu Verbrennungslinie zum einen deutlich unterschiedlich sein müssen und zum anderen nicht ohne Weiteres ersichtlich ist, welche beeinflussenden Faktoren diesem Verhalten zugrunde liegen.

Die weitere Annäherung an diese Fragestellung erfolgt im Wesentlichen im Abschnitt II.6.2.

II.6 Modellierung des Brennstoffeintrags in die Feuerung (Arbeitspakete 2.3 und 6.4)

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 werden⁷. 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

⁷ Der Begriff „Beschickung“ wird hier als Vorzugssynonym verwendet.

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.

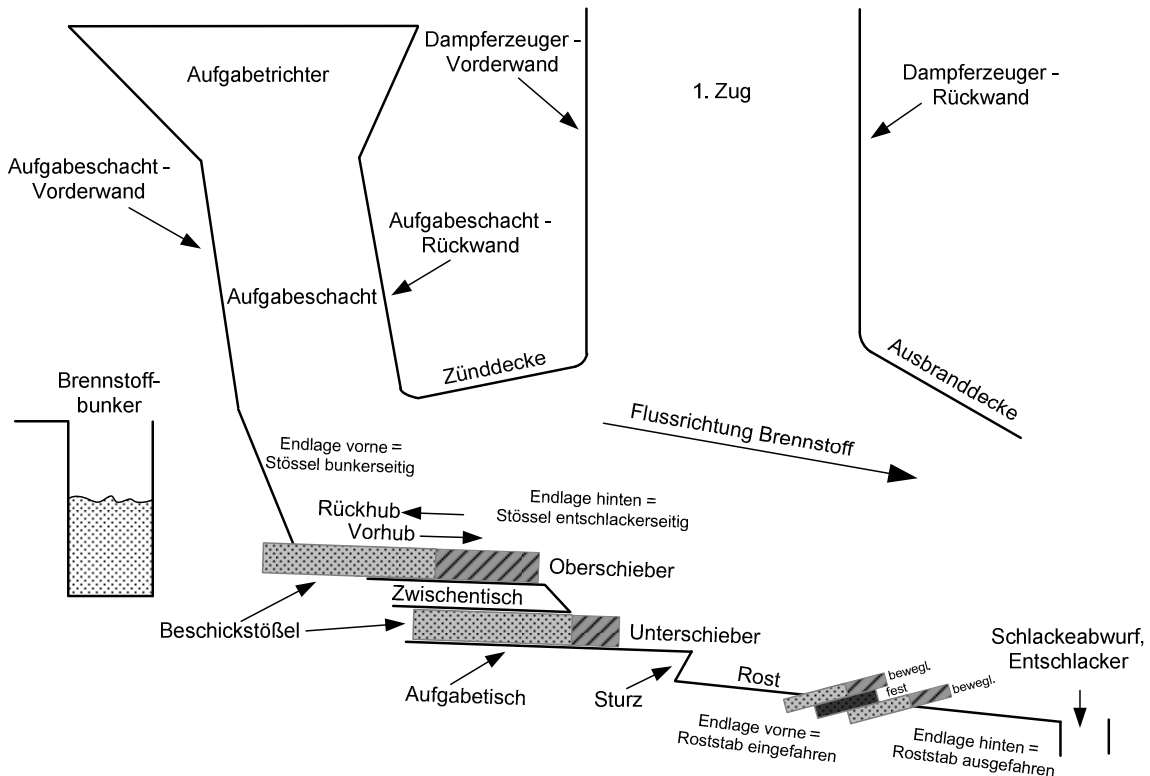


Abbildung 28: Schematischer Aufbau im Längsschnitt und Nomenklatur einer großtechnischen Rostfeuerungsanlage (nicht maßstabgetreu)

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)⁸ 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 gegenständlichen Vorhabens 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.

II.6.1 Details zur Beschickeinrichtung als Brennstoffdosiersystem

In realen, großtechnischen Anlagen werden zwei grundsätzlich unterschiedliche Beschickssysteme⁹ 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 mehrbahinig 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 29 gibt einen auszugsweisen Überblick über 4 deutlich unterschiedliche Konstruktionen von Aufgabeeinrichtungen.

⁸ 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.

⁹ Im Bereich der Biomasseanlagen (bzw. auch bei Kohlefeuerungen – diese sind jedoch nicht das Thema des vorliegenden Berichts) wird auch noch die Wurfbeschickung in Kombination mit einem Wanderrost („Spreader-Stoker“) eingesetzt. Insbesondere bei EBS-Wirbelschichtanlagen und bei Klärschlamm-Monoverbrennungen ist die Brennstoffaufgabe mittels mehreren Beschickerschnecken üblich.

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 II.6.2.11.

II.6.2 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 sind¹⁰. 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.

II.6.2.1 Basis zur Fördergleichung der Beschickung

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} beschrieben¹¹:

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

¹⁰ Hier werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nur einbahnige Einzel- bzw. Doppelkolbenbeschickungen im Detail besprochen. Die Systematik ist aber übertragbar auf mehrbahnige Aufgabesysteme.

¹¹ 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.

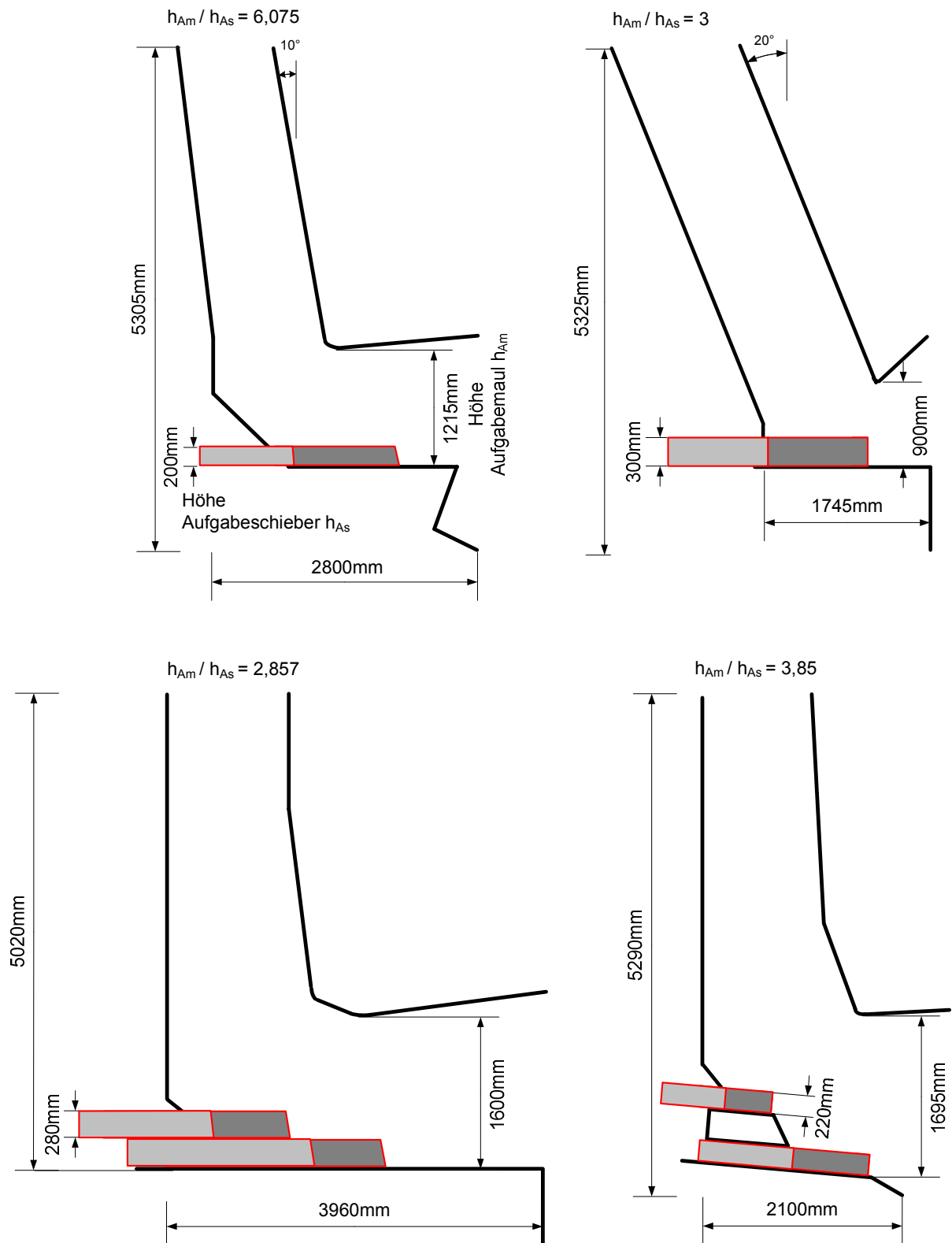


Abbildung 29: Maßstabsgetreue Darstellung von 4 unterschiedlichen Aufgabekonstruktionen

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 II-1 auf eine Summenformel erweitert:

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

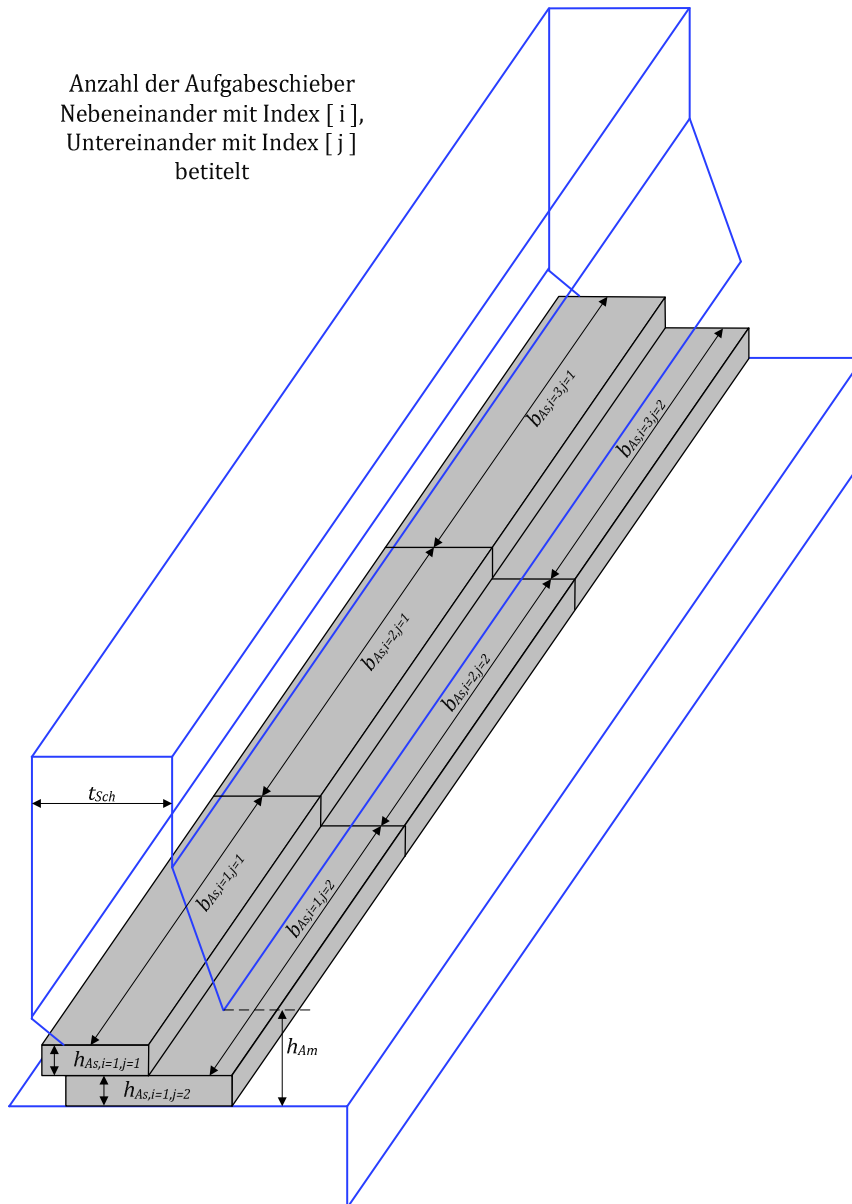


Abbildung 30: Benennungssystem von mehrbahnigen Beschickssystemen

Zur Validierung der Gleichung II-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 bezogen¹².

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

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

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 II-1 bzw. II-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.

¹² Der Index x in den Gleichungen II-3 und II-4 bezieht sich auf den Zeitraum, der den Betrachtungen zugrunde gelegt wird.

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.

Parallel zur Entwicklung der Massenstromgleichung wurden zahlreiche Versuche an verschiedenen Verbrennungslinien unterschiedlichster Anlagen durchgeführt, in denen nahezu alle Parameter der Brennstoffaufgabe variiert wurden. Die Versuche dienten zur Entwicklung der unten vorgestellten Gleichung und zur Bestimmung der notwendigen Koeffizienten. Zusätzlich wurden auch Versuche zum besseren Verständnis der Brennstoffeigenschaften durchgeführt.

Ausgangspunkt für die weitere Entwicklung sind die Formeln II-1 bzw. II-2, deren einzelne Faktoren auf der Basis verfahrenstechnischer Versuche und konstruktiver Analysen im Folgenden konkretisiert werden und die um einen Mitnahmefaktor ergänzt werden.

Das geförderte Volumen pro Doppelhub des Aufgabeschiebers ist demnach bestimmt durch: Den betrieblichen Parameter der Doppelhubzahl \dot{n}_{DH} , sowie den konstruktiven Merkmalen Höhe des Aufgabemauls h_{Am} , Breite der Aufgabeschieber b_{AS} , Höhe des Aufgabeschiebers h_{AS} und den Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme}$. Mit der Dichte multipliziert, kann daraus ein Massenstrom berechnet werden.

An dieser Stelle ist es leicht vorstellbar, dass sich die Dichte des Brennstoffs *direkt vor* dem Aufgabeschieber ($\rho_{BrSt,komp,vor\ AS}$) von der Dichte *oberhalb* des Aufgabeschiebers unterscheidet. Darauf wird im Abschnitt II.6.2.8 bzw. II.6.2.11 genauer eingegangen.

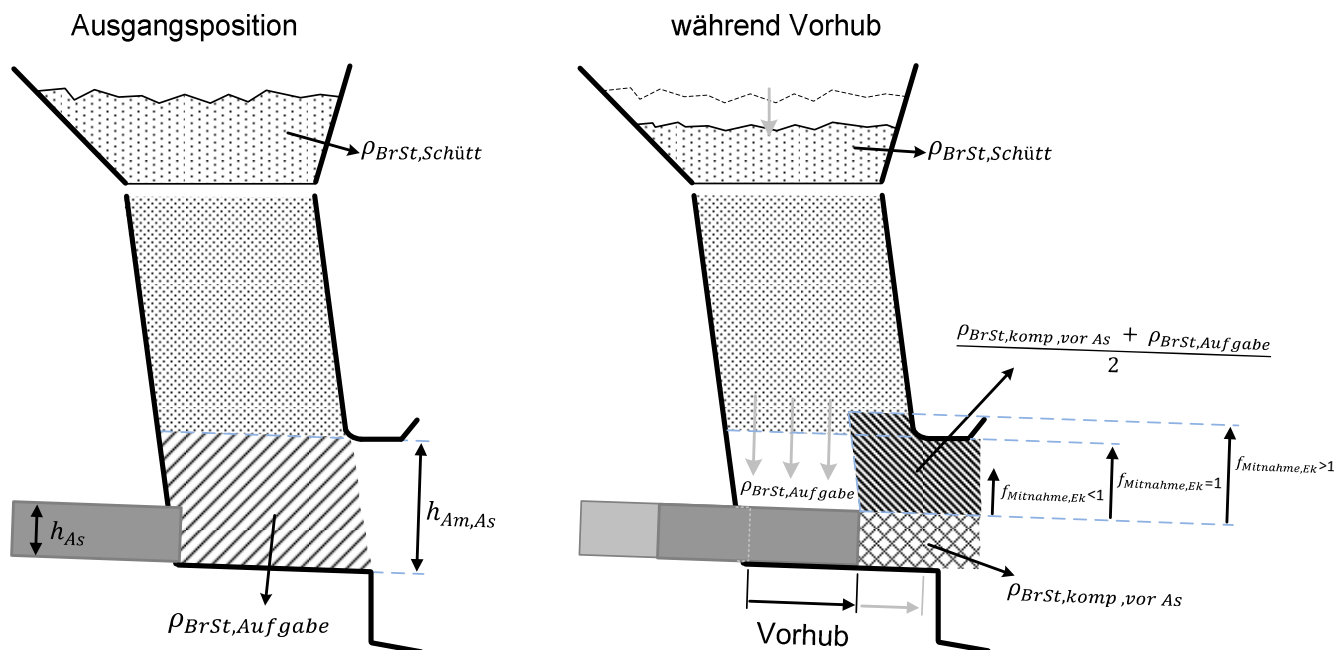


Abbildung 31: Darstellung der Dichten im Aufgabebereich während des Vorhubs

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

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

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

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

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

II.6.2.2 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 Mülltonne¹³ betrug bei eigenen Messungen (ohne zusätzliche Kompression) im Mittel etwa $140,3 \text{ kg/m}^3 \pm 21,8 \text{ kg/m}^3$ ($n^{14} = 8$). Des Weiteren wurden die Dichten von Restmüll in Schubboden- und Müllpressfahrzeugen ermittelt. Die

¹³ V = 120 l gem. EN 840, 4-Personen-Haushalt, ohne Papier und "Bio-Abfälle".

¹⁴ n = Anzahl der Versuche.

durchschn. Dichte von Restmüll im Pressfahrzeug betrug $594 \text{ kg/m}^3 \pm 53 \text{ kg/m}^3$ ($n = 28$). Wird Brennstoff mit einem Schubbodentrailer 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 II.6.3 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:

- Durch die Eigengewichtskraft und dem daraus resultierenden Druck p_{BrStS} (im Aufgabeschacht)
- 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 Aufgabetrichter 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 $0,986 \text{ m}^3$ 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 $1,64 \text{ m}^3 \pm 0,28 \text{ m}^3$ ($n = 11$) 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 $275 \text{ kg/m}^3 \pm 41 \text{ kg/m}^3$ ($n = 5$) 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/m^3 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 Aufgabebereich 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 II.6.2.5.2 konnte der grundsätzliche Unterschied zwischen "unverdichtetem" Brennstoff im Schacht während des Anfahrbetriebs und "endkomprimierten" 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 Portalpresse¹⁵ (Abbildung 32) wurde ein Zusammenhang ermittelt, der die Dichte des Brennstoffs im Zusammenhang mit der aufbrachten 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.

¹⁵ Einkammerballenpresse vom Typ PP1207 der Firma Strautmann Umwelttechnik GmbH, D-49219 Glandorf



Abbildung 32: Portalpresse nach einem Pressversuch mit Brennstoff Hausmüll

Es wurden Versuche mit Hausmüll durchgeführt, dessen Initialdichten unterschiedlich waren. Die untenstehende Abbildung 33 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 II-10) soll an dieser Stelle erwähnt 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 $\rho_{\text{Müll,Schütt}}$ 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 33 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.

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

Die Abbildung 33 zeigt die Verdichtungskurven der Versuchsreihen mit unterschiedlicher Startdichte, sowie eine Berechnung des Dichteverlaufs (nach Gl. II-6) über den Druck bei einer Schüttdichte von 275 kg/m^3 und die Ergebnisse der Hausmülltonnenversuche.

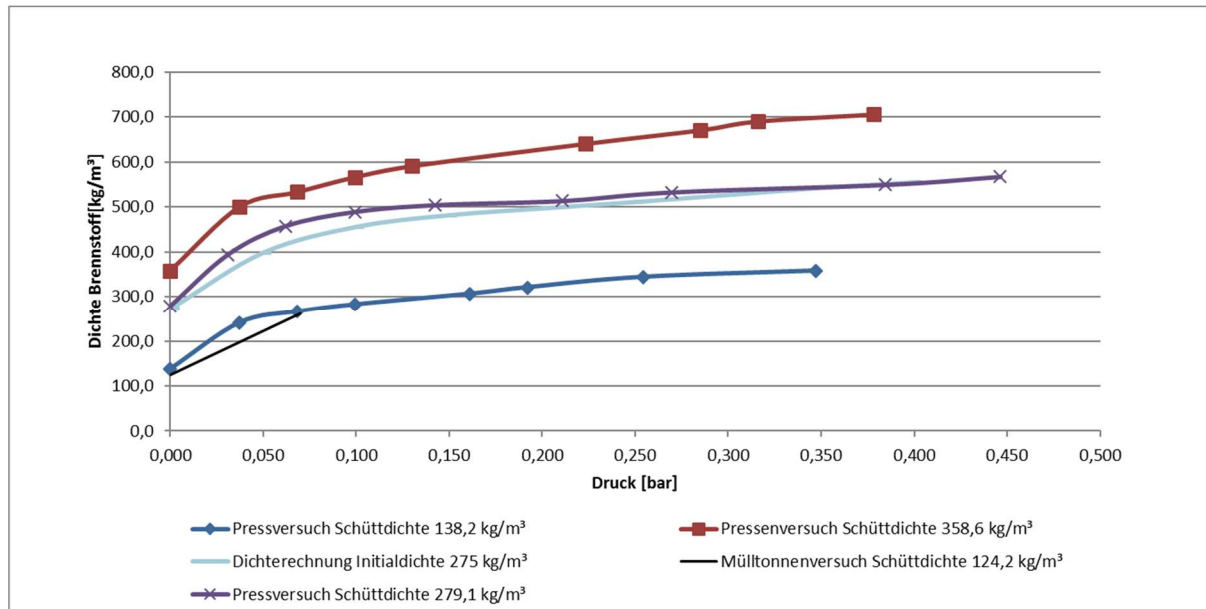


Abbildung 33: Ergebnisse Pressenversuch mit Brennstoff Hausmüll

Des Weiteren wurde mit der Presse die Dekomprimierung bei einer Startdichte von 279 kg/m^3 untersucht (siehe Abbildung 34). Unter der Dekomprimierung ist in diesem Zusammenhang die Expansion, d. h. die Volumenzunahme der Schüttung nach vollständiger Wegnahme der aufgeprägten Kraft zu verstehen.

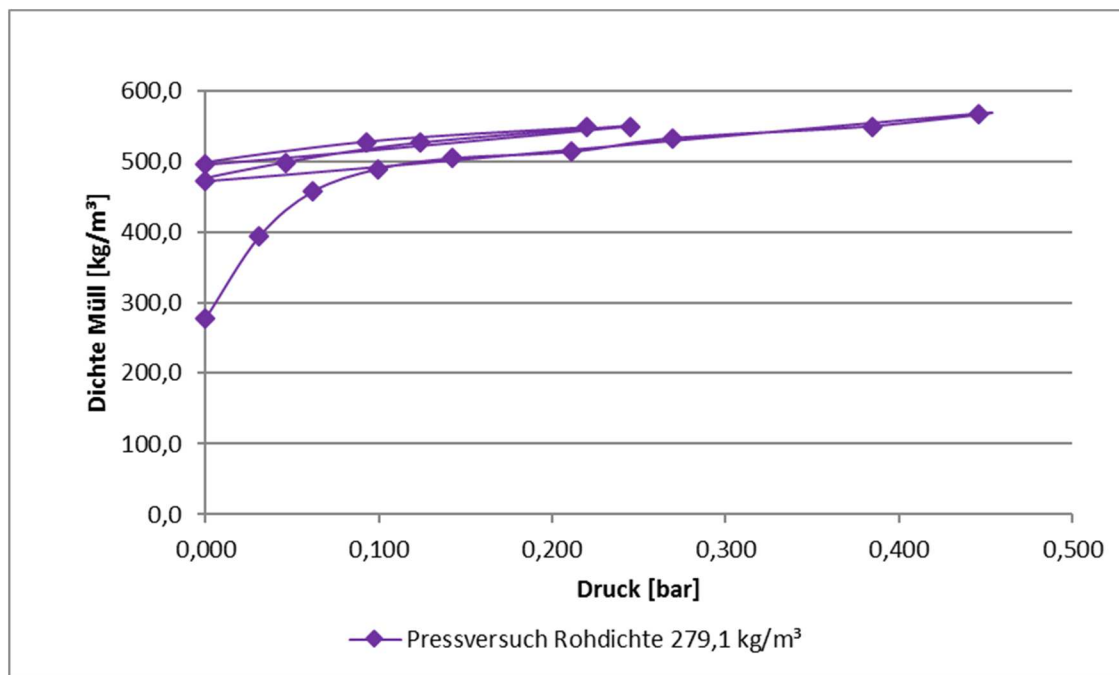


Abbildung 34: Ergebnis Pressenversuch Dekomprimierung

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 33, 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 35 hervorgeht.

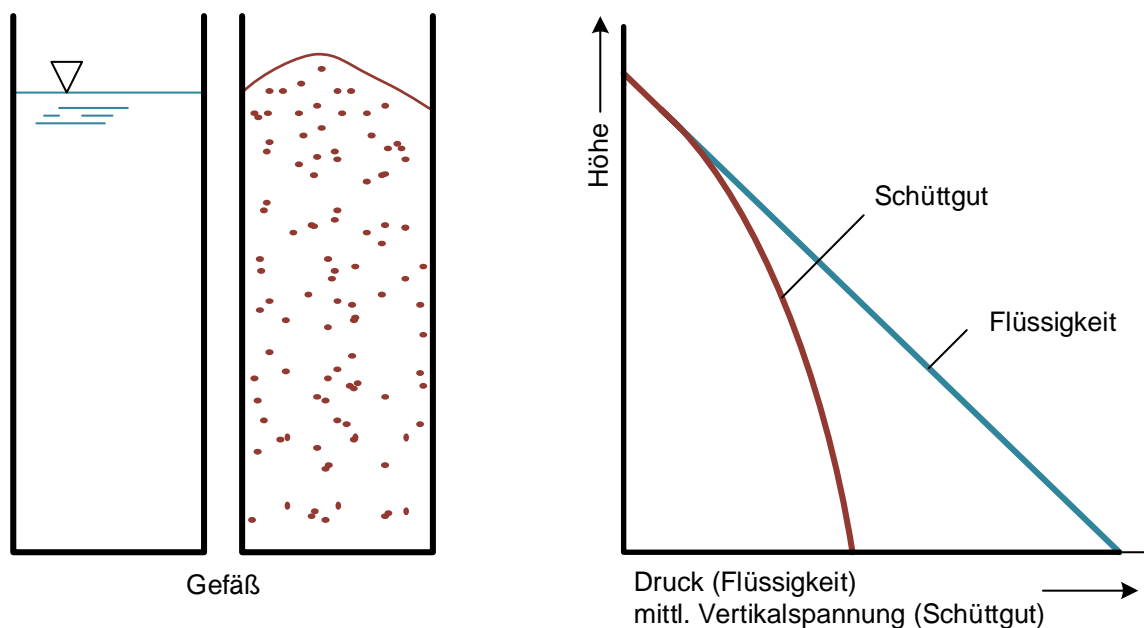


Abbildung 35: Abstützung von Schüttgut an den Schachtseitenwänden nach Schulze [9]

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:

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

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.

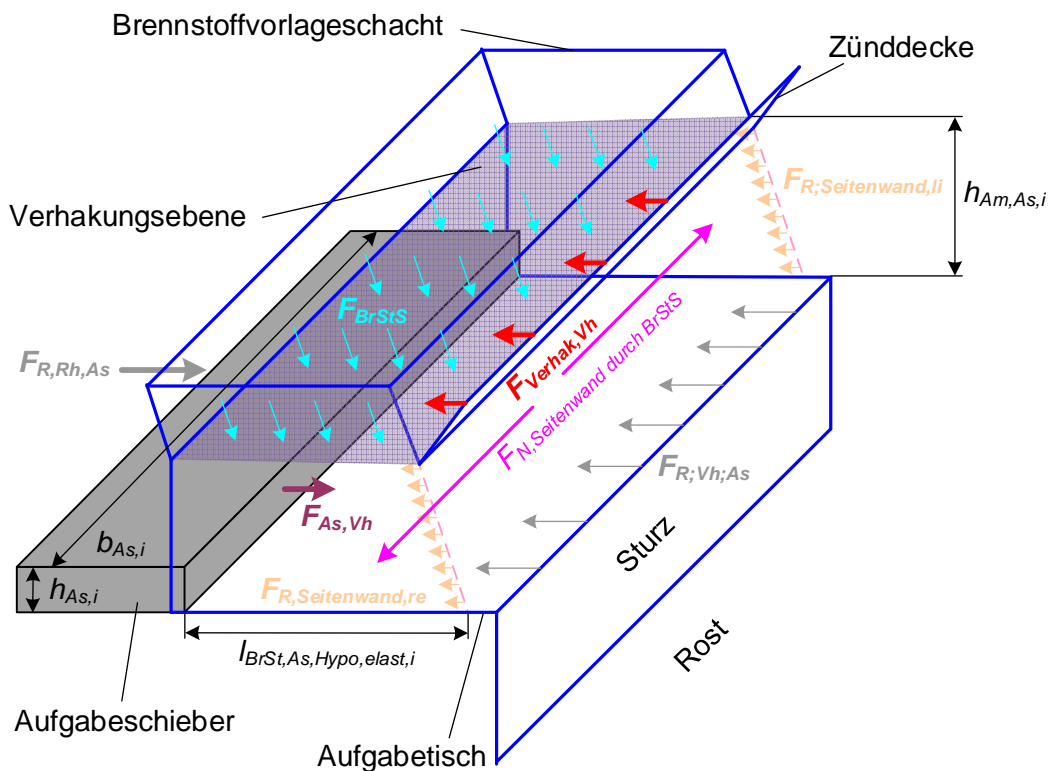


Abbildung 36: Wirkende Kräfte im Aufgabenbereich einer Einzelkolbenbeschickung

Um die aus Abbildung 36 resultierende Kräftebilanz (Gleichungen II-8 und II-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 $F_{Vh,As}$.

$$F_{Vh,As} > \sum F_{R,i} \quad (\text{ II-8 })$$

$$\sum F_{R,i} = F_{R,ges,Seitenwände} + F_{R,Vh,As} + F_{Verhakungsebene} \quad (\text{ II-9 })$$

Um die Reibkräfte im Aufgabebereich aus Gleichung II-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. II-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.

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

Die Reibkoeffizient zwischen Müll und Stahl $\mu_{Gleit,BrSt,Stahl}$ wurde im Regelbetrieb der Verbrennungslinie im Rückhub des Aufgabeschiebers bestimmt. Hierzu wurde der anliegende Hyd-

raulikdruck der Aufgabezylinder im Rückhub aufgenommen. Unter Verwendung der Konstruktionsdaten der Hydraulikzylinder kann analog zur Gleichung II-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 $\mu_{Gleit, \frac{BrSt}{Stahl}}$ zwischen Brennstoff und Stahl berechnet werden.

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

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

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

Die Längen im Nenner $l_{Hub,As,FLR}$ und $l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}$ sind jene Längen (vgl. Abbildung 41 bzw.

Abbildung 42), die sich der Schieber im Rückhub unter der Schüttung (Müllsäule) bewegt. Der Gleitreibungskoeffizient $\mu_{Gleit, \frac{BrSt}{Stahl}}$ 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 werden¹⁶:

$$F_{R,ges,Seitenwände} \quad (\text{ II-14 })$$

$$= 2 \cdot \mu_{Gleit, \frac{BrSt}{Stahl}} \cdot F_{N,Seitenwand \text{ durch } BrStS}$$

$$\cdot \frac{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter}}{\rho_{BrSt,Schütt,Trichter,GKS}}$$

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

¹⁶ 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.

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.

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

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

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

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 $4,6 \text{ kN/m}^2$ 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.

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:

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

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

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:

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

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:

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

II.6.2.3 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. Eine Interpretation der Versuchsfahrten kann erst in Kapitel II.6.3 erfolgen, da hierfür die in den Kapiteln II.6.2.3 - II.6.2.11 gewonnen Erkenntnisse notwendig sind.

II.6.2.4 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 Aufgabetisch getrennt (Abbildung 37). 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.

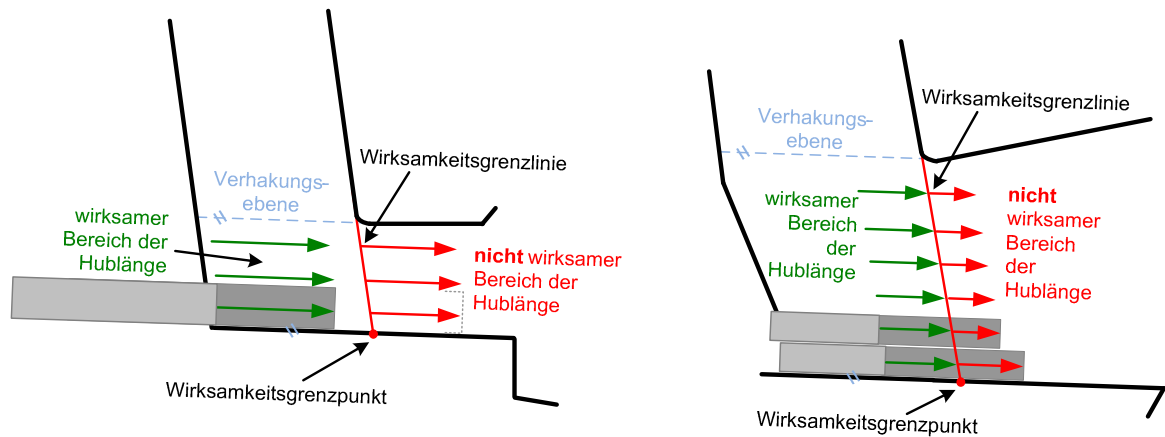


Abbildung 37: Wirksamkeitsgrenzlinie an Einzel- und Doppelkolbenbeschickung

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} (II-21) und die Höhe des Aufgabeschiebers h_{As} verwendet, um die maximale wirksame Hublänge $l_{Sch,Hypo}'$ zu errechnen (II-22). Die Länge des Aufgabebisches bzw. der Aufgabebische 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.

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

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

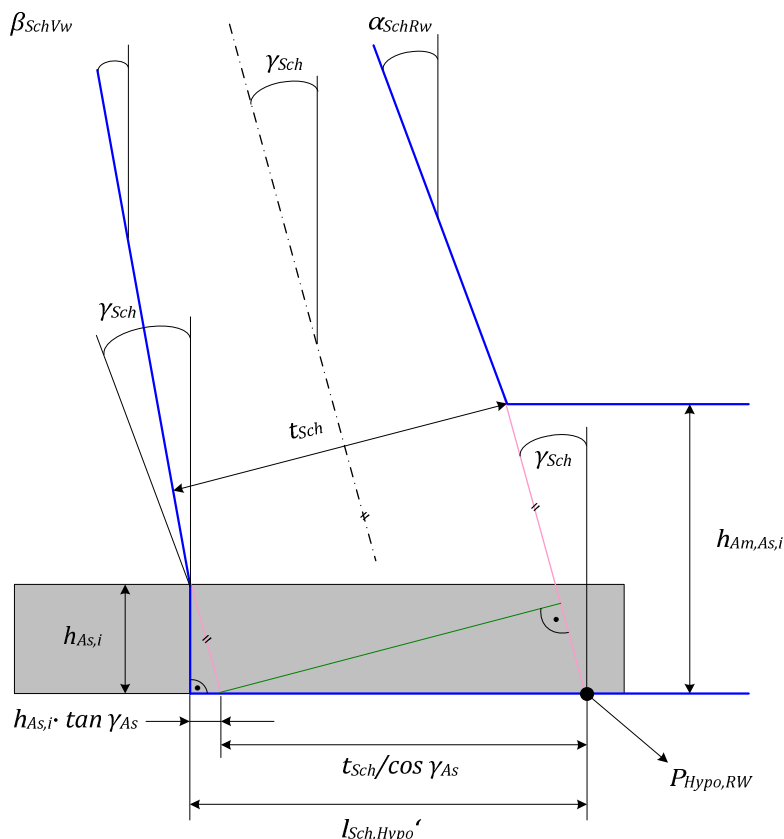


Abbildung 38: Definition und Berechnungskomponenten des Wirksamkeitsgrenzpunktes $P_{Hypo,RW}$

II.6.2.5 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 Aufgabebetisch mehr beobachtet werden, mit der Folge eines völligen Einbruchs der Dampfleistung im Betrieb.

$$l_{Hub,As,leer} = l_{Hub,As,Brück} + l_{Hub,As,Kompr}$$

(II-23)

II.6.2.5.1 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 Brennstoffs einstellen wird (siehe Abbildung 39). Beim Vorfahren des Aufgabeschiebers trägt diese Aufgabeschieberbewegung bis zur Verdichtung der „Brücke“ nicht zum effektiven Brennstofftransport bei.

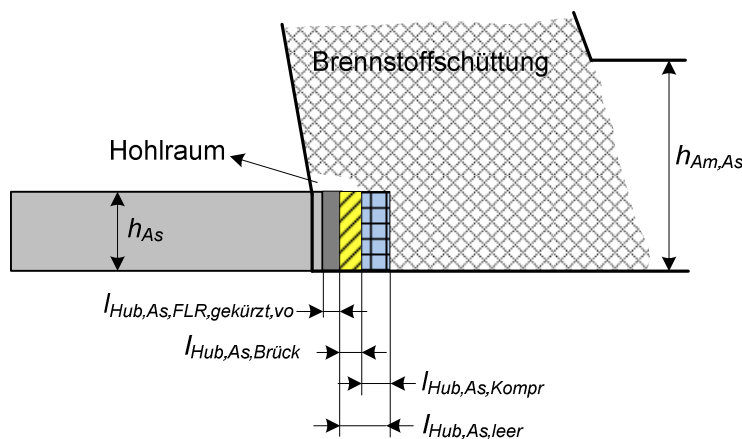


Abbildung 39: Darstellung Brückenhub

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:

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

II.6.2.5.2 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 Aufgabetrichter 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:

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

Um die Länge $l_{BrSt,Hypo,elast}$ zu bestimmen, muss die Startposition des Aufgabeschiebers beschrieben werden.

Abbildung 41 und

Abbildung 42 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:

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

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 Aufgabetisch 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 II.6.2.1 vermutet und konnte hiermit nachgewiesen werden.

II.6.2.6 Variation von Hubposition und Hublänge

Durchgeführte Versuchsfahrten mit der Brennstoffaufgabe an unterschiedlichen Anlagen (siehe Abschnitt II.6.2.4 und II.6.2.5) haben gezeigt, dass nicht nur die Länge des Beschickhubes, sondern auch dessen Position („vorne“, „mittig“, „hinten“) von entscheidender Bedeutung für die geförderte Brennstoffmasse ist.

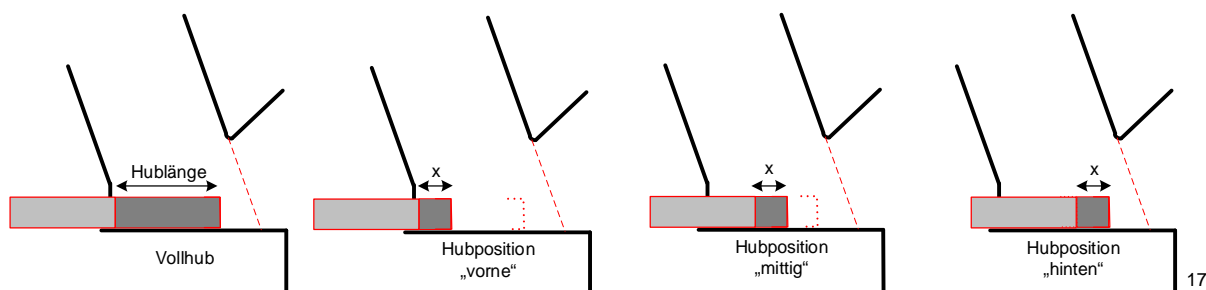


Abbildung 40: Versuchsprogramm zur Variation der Hubposition (symbolisch, auszugsweise)

Es konnte beobachtet werden, dass bei unterschiedlichen Schieberstartpositionen, aber gleicher Wirklänge, die zur Aufrechterhaltung des Dampfmassenstroms benötigte Doppelhubzahl

¹⁷ x soll die identische Hublänge bei unterschiedlicher Hubposition verdeutlichen.

stark variiert. Die Förderleistungen der Brennstoffbeschickung sind insbesondere bei vergleichsweise kurzen Hüben 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 Aufgabeschiebers berücksichtigt werden.

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 34) 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 II.6.2.2) 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.

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

$l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo}$ 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 41) tritt ein, falls der Hub des Aufgabeschiebers vor dem Punkt $P_{Hypo,RW}$ endet, der eine Wirksamkeitsgrenze (vgl. Abbildung 37) darstellt. Aus den Versuchen in Abschnitt II.6.2.4 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 42).

Im Fall 1 gilt:

$$l'_{Sch,Hypo} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo} - l_{SchVw\ zu\ AS} \quad (II-28)$$

$$\geq l_{Hub,As,mech,max} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,hi}$$

$$l_{Hub,As,FLR,eff} = l_{Hub,As,FLR} \quad (II-29)$$

Im Fall 2 gilt:

$$l_{Sch,Hypo}' < l_{Hub,As,mech,max} + l_{SchVw\ zu\ AS} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,hi} \quad (II-30)$$

$$l_{Hub,As,FLR,eff} = l_{Sch,Hypo}' - l_{SchVw\ zu\ AS} - l_{Hub,As,FLR,gekürzt,vo} \quad (II-31)$$

$$l_{Hub,As,Überstand} = l_{Hub,As,FLR} - l_{Hub,As,FLR,eff} \quad (II-32)$$

Die Länge $l_{SchVw\ zu\ AS}$ beschreibt den Abstand der Schachtvorderwand zur vorderen mechanischen Endlage des Aufgabeschiebers und ist konstruktionsbedingt immer ≥ 0 mm.

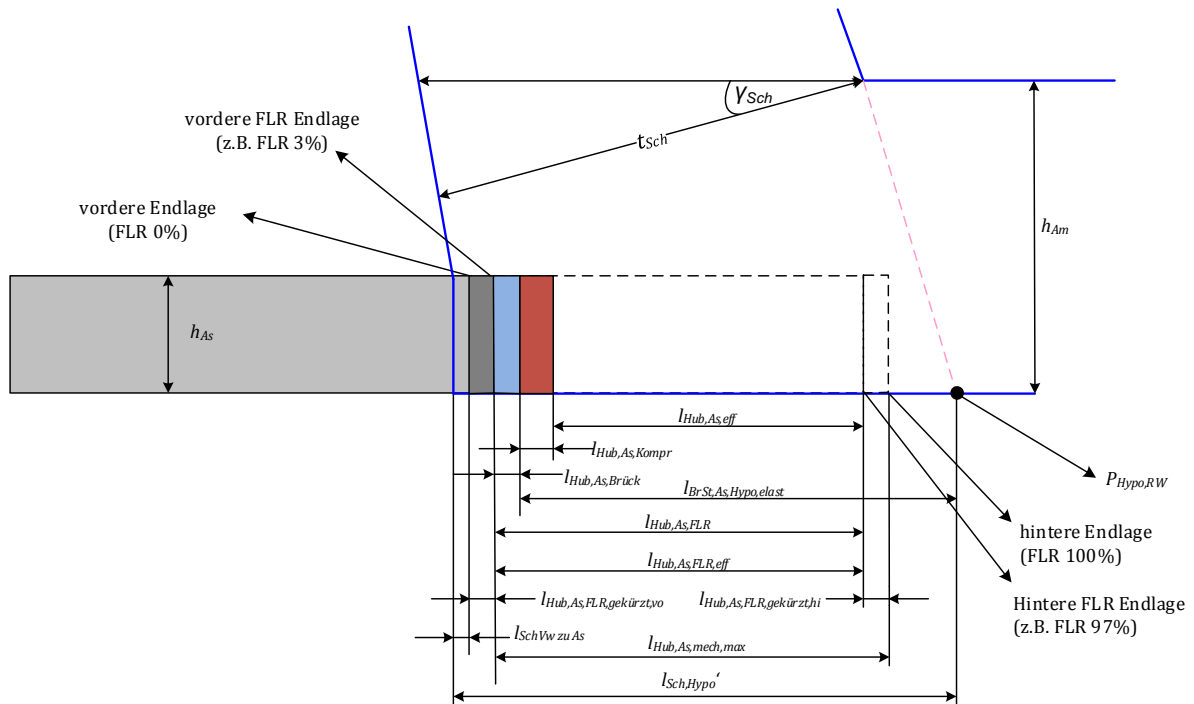


Abbildung 41: Einzelkolbenbeschickung innerhalb der Wirksamkeitsgrenzen „Fall 1: hintere Endlage Aufgabeschieber vor Wirksamkeitslinie“

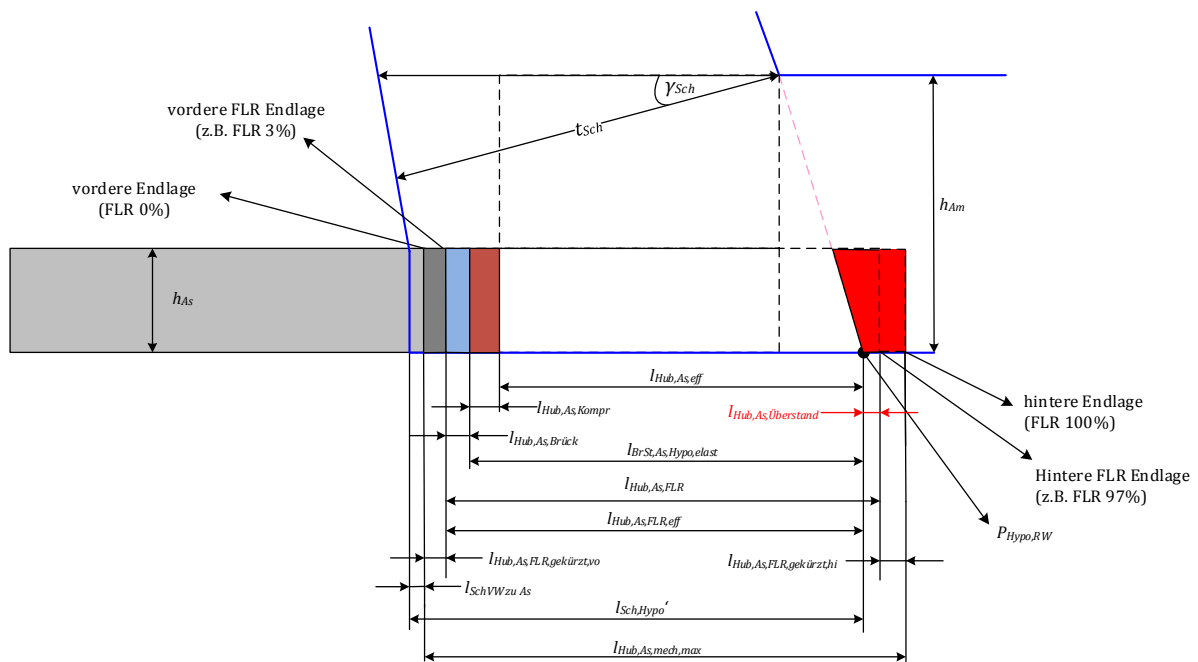


Abbildung 42: Einzelkolbenbeschickung mit Bereichen außerhalb der Wirksamkeitsgrenzen „Fall 2: hintere Endlage Aufgabeschieber hinter Wirksamkeitslinie“

II.6.2.7 Zusammenfassung zum effektiven Hub

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

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

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

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

II.6.2.8 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 Aufgabemaules, 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 Müllmassenstrom¹⁸ 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 II.6.2.1 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. II-19). Dieser Druck führt (in Abhängigkeit von der jeweiligen Initialdichte) zu einer *maximalen* Dichte von rund 700 kg/m³ (vgl. Abbildung 33).

¹⁸ Alle Werte aus diesem Beispiel stammen von der VL11 des GKS Schweinfurt.

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.

II.6.2.9 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 II.6.2.1), errechnet werden.

II.6.2.10 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 Aufgabemaules 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 (II-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.

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

Der konstruktive Term von Gl. II-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:

$n_{Dh,hypothetisch}$

(II-36)

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

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 43. 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 Aufgabemaßes festgestellt wurde.

Eine skizzenhafte Darstellung dieser Beobachtungen bzw. die Änderung des Mitnahmefaktors in Abhängigkeit des Verhältnisses $\frac{h_{Am}}{h_{As}}$ zeigt Abbildung 43, 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 31 und Abbildung 43) ist demnach symbolisch zu verstehen.

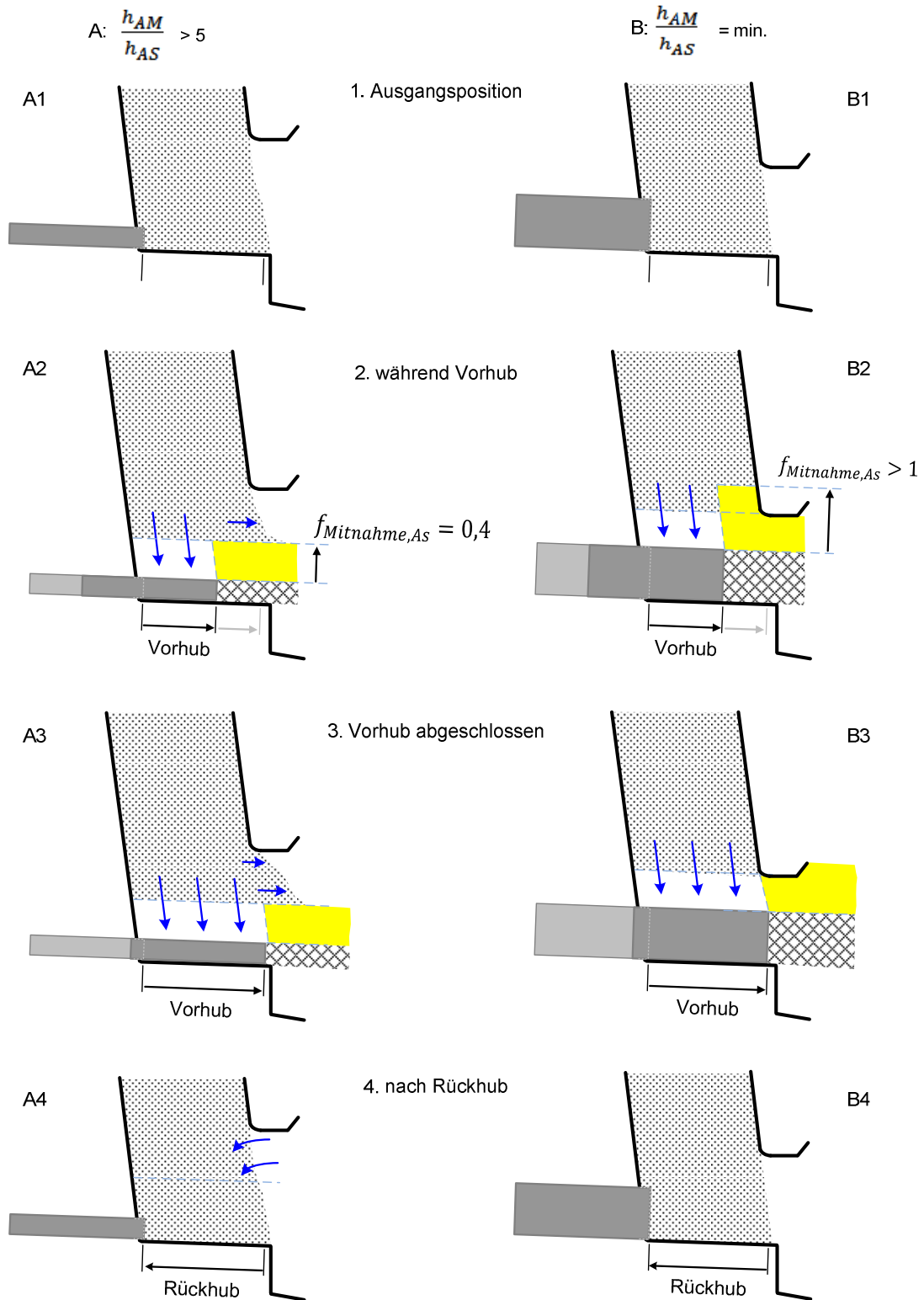


Abbildung 43: Schematische Darstellung von unterschiedlichen Mitnahmefaktoren in Abhängigkeit von Höhe Aufgabemaul zu Höhe Aufgabeschieber

II.6.2.11 Besonderheiten der Doppelkolbenbeschickung

Das Prinzip der Berechnung des Massenstromes beruht grundsätzlich auf der Einzelkolbenberechnung und wird bei einer Doppelkolbenbeschickung auf Gleichung II-37 übertragen, wobei $j = 2$ ist (mit 1 = Oberschieber und 2 = Unterschieber). Es werden somit auf der Basis der Einzelkolbenberechnung aus den Abschnitten II.6.2.9 und II.6.2.10 separat die Massenströme des Oberschiebers (OS) $\dot{m}_{Os,eff}$ und des Unterschiebers (US) $\dot{m}_{Us,eff}$ bestimmt:

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

Wie aus

Abbildung 44 ersichtlich, können auf Basis der untersuchten Anlagen drei Fahrzyklen von Doppelkolbenanlagen unterschieden werden. Erfahrungsgemäß spiegeln die in Abbildung 44 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. Darauf folgend 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).

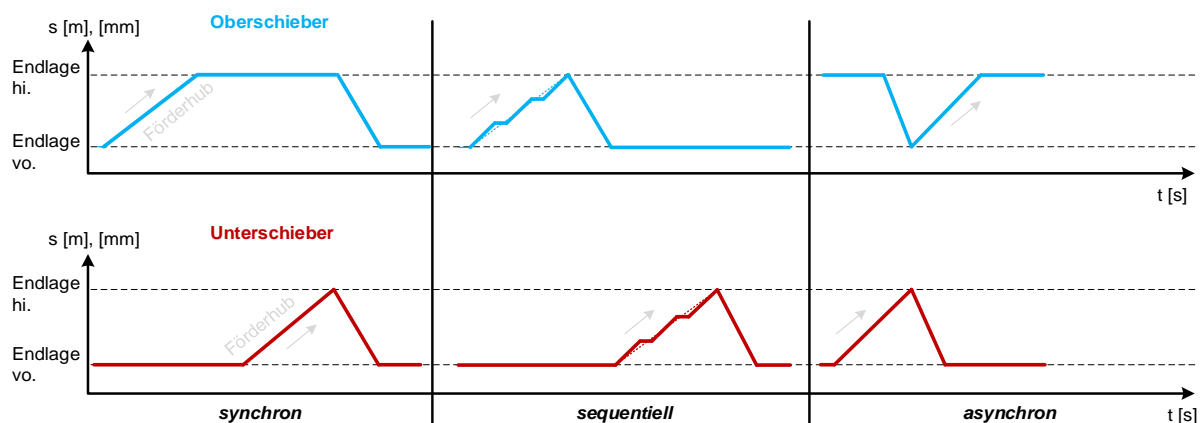


Abbildung 44: Fahrzyklen Doppelkolbenbeschickung (qualitativ)

Es ist leicht vorstellbar, dass die Doppelschieber wechselseitig 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:

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

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

$$(II-39)$$

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

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

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 II-38 für den Vorhub des Oberschiebers und Formel II-39 für den Unterschieber beziehen, zeigen Abbildung 45 und Abbildung 46.

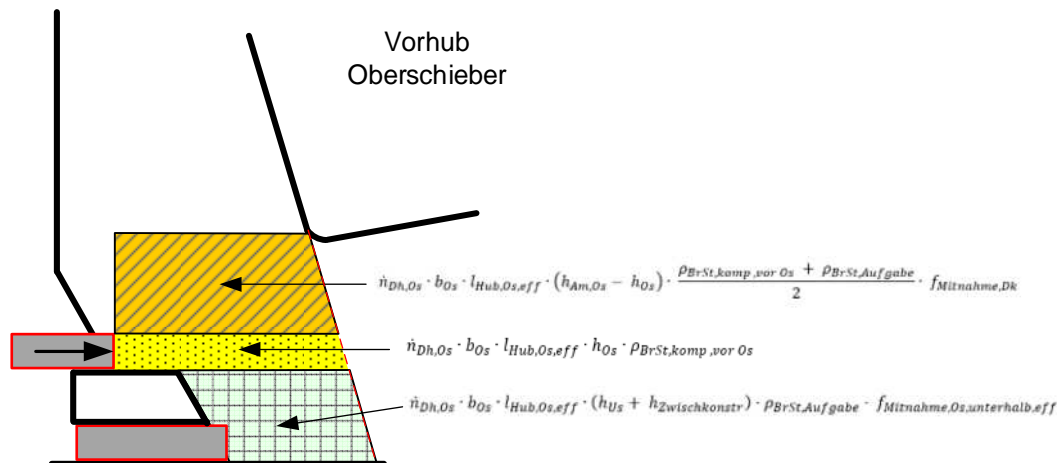


Abbildung 45: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Oberschieber

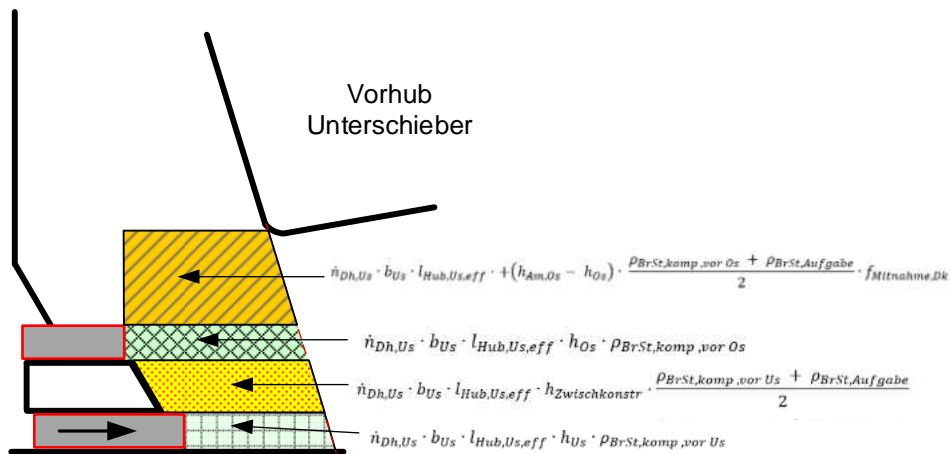


Abbildung 46: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Unterschieber

Der Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme,Dk}$ wird ähnlich der Formel II-35 aus Abschnitt II.6.2.10 berechnet. Jedoch müssen einige Komponenten in der Formel ergänzt werden:

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

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

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.

$$\begin{aligned} \dot{n}_{Dh,hypothetisch,Dk} &= \frac{m_{BrSt,Soll,Anlage}}{b_{As} \cdot (l_{Sch,Hypo'} - l_{SchVW \text{ zu } Os}) \cdot h_{Am,Us}} \\ & \cdot \left[\frac{h_{Os} + h_{Os}}{h_{Am,Us}} \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,komp,vor Us}}{2} + \frac{h_{Am,Us} - h_{Os} - h_{Us}}{h_{Am,Us}} \cdot \frac{\rho_{BrSt,komp,vor Os} + \rho_{BrSt,komp,vor Us}}{2} + \rho_{BrSt,Aufgabe} \right] \end{aligned}$$

Zusätzlich zu dem was er *vor sich* und *über sich* fördert, kann der Oberschieber noch maximal die gesamte Höhe *unter sich* ($h_{Us} + h_{Zwischkonstr}$) herausschieben. Somit muss zusätzlich zum Mitnahmefaktor $f_{Mitnahme,k}$ 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 $f_{\text{Mitnahme},Dk} > 1$ abgefragt werden. Es gilt:

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

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

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 Aufgabemaßes 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 II.6.2.5.1) für den Unterkolben $l_{Hub,Us,Brück}$ zu beachten:

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

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:

$$\dot{m}_{Os,eff} = \dot{n}_{Dh,Os} \cdot b_{Os} \cdot l_{Hub,Os,eff} \quad (II-45)$$

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

(II-46)

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

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

Für die Mitnahmefaktoren gilt weiterhin, der in Abschnitt II.6.2.11 beschriebene Zusammenhang.

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

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

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

(II-48)

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

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

II.6.3 Einfluss von Brennstoffänderungen

Die thermische Abfallbehandlung weist gegenüber der Verbrennung von herkömmlichen fossilen Brennstoffen wie Erdgas, Erdöl, Braun- oder Steinkohle wesentliche Unterschiede auf. So ist insbesondere der eingesetzte Brennstoff durch Heterogenität in Bezug auf seine chemisch-physikalische Zusammensetzung und Korngrößenverteilung gekennzeichnet, die sowohl regionalen als auch saisonalen Schwankungen unterliegen. Dies bedeutet, 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.

Zusammenfassend kann als grundsätzliche, systemimmanente Problemstellung für den Betrieb einer thermischen Abfallbehandlungsanlage postuliert werden, dass die dominierende Störgröße beim Betrieb von Feuerungsprozessen mit Abfall der Brennstoff ist, gekennzeichnet durch:

- Variablen Gehalt an Brennbarem,
- variabler Wassergehalt,
- variabler Gehalt an Inertmaterial und
- variable Körnung bzw. Schüttdichte.

In diesem Zusammenhang ist sei angemerkt, dass für keine der oben genannten Größen eine betriebstaugliche online-Messung verfügbar ist. Es kann also keine qualitativ zufriedenstellende Aussage über Heizwert, Zündwilligkeit und Verbrennungsverhalten getätigt werden. Somit können auch nur schwer geeignete Gegenmaßnahmen gegen wechselnde Heizwerte oder alternierende Brennstofffeuchten eingeleitet werden. Des Weiteren ist auch die Reproduzier-

barkeit der Gegenmaßnahmen und den daraus resultierenden Prozessreaktionen nicht zuverlässig gegeben. Heizwertbilanzierungen liefern nur Vergangenheitswerte und können nur zur Korrektur langfristiger Heizwertschwankungen herangezogen werden.

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 II-1 gibt einen Überblick.

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

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

Betrachtet man ein FLD (Abbildung 47), 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 II.6.1) durch kontinuierliche Adaptierung 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.

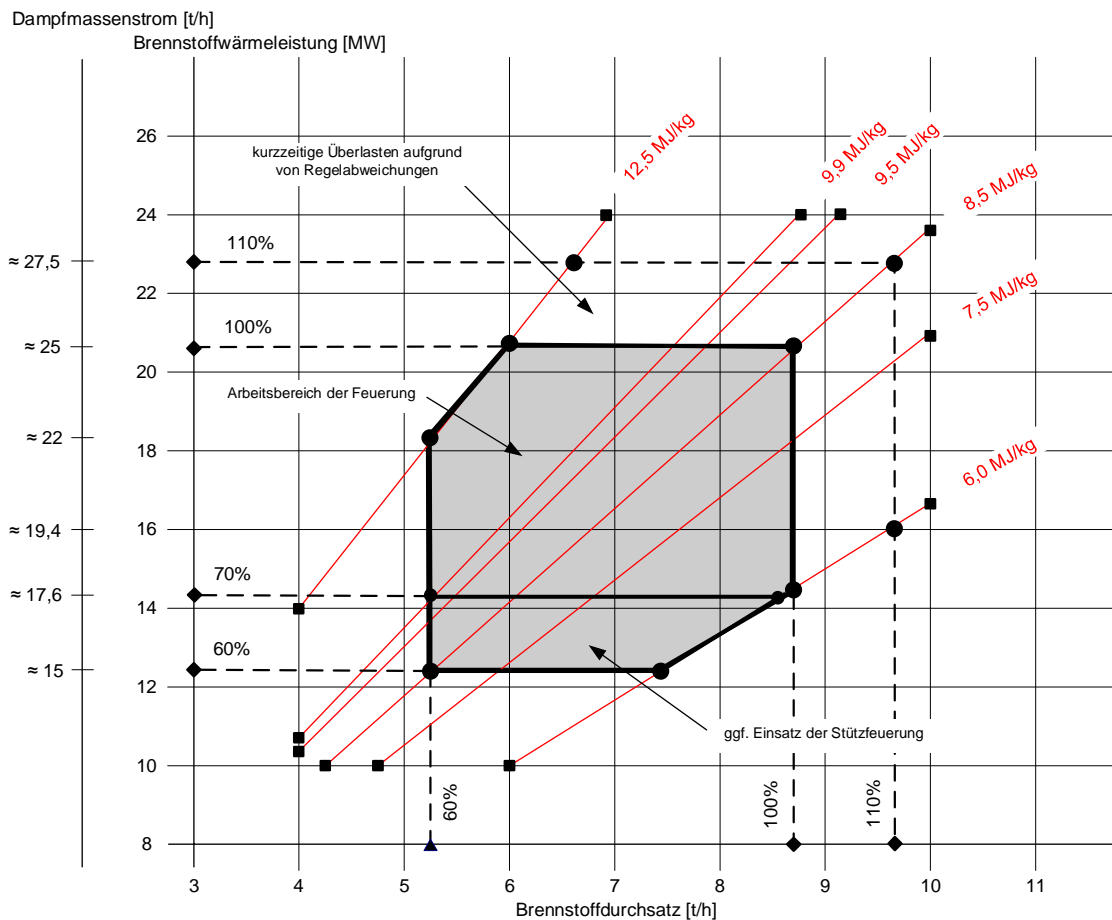


Abbildung 47: Feuerleistungsdiagramm einer Anlage zur thermischen Abfallbehandlung (GKS Schweinfurt)

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 Immediatanalyse¹⁹ bestimmt (symbolisch in Abbildung 48 dargestellt) [29]. Variieren diese Bestandteile, so hat dies auch eine Variation in der Dichte des Brennstoffs zur Folge. Beispielhaft wird in [10] angegeben, dass sich die Schüttdichte von Abfall mehr als verdoppelt, wenn sich der Wassergehalt verfünffacht.

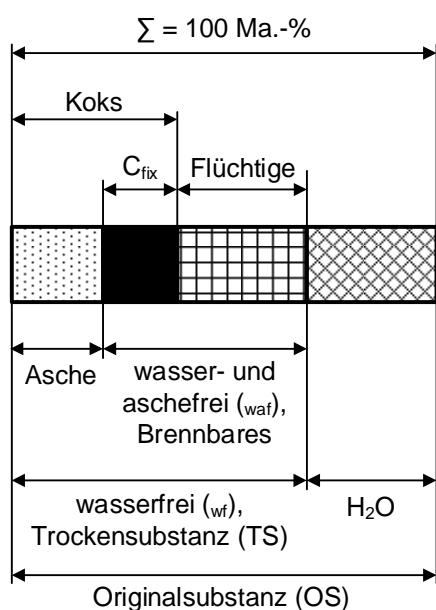


Abbildung 48: Kurz- oder Immediatanalyse eines festen Brennstoffes (Aufteilung beispielhaft) [29]

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 49 können Grenzen des Systems Abfallverbrennung entnommen werden. Der gekennzeichnete Bereich indiziert, innerhalb welcher Grenzen

¹⁹ Die Bestandteile werden durch einfache Analysenschritte (Trocknung, Erhitzen unter Luftabschluss, Veraschen) bestimmt. Das Verfahren wird in DIN 51718 bis DIN 51720 näher beschrieben.

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 die in Tabelle II-2 genannten Bedingungen erfüllt.

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

Parameter	Bedingung
Wassergehalt	< 50 Ma.-%
Aschegehalt ²⁰	< 60 Ma.-%
Gehalt an Brennbarem	> 25 Ma.-%
Heizwert	> 3.900 kJ/kg

Mit der in den nachfolgenden Abschnitten entwickelten Methodik, wird es möglich die Heizwerte der aus Tabelle II-2 bekannten Grenzwerte innerhalb des Mülldreiecks näherungsweise zu berechnen. Die Punkte ③, ④ und ⑤ stellen dies in Abbildung 49 dar. Der Grenz-Heizwert oberhalb dessen der Abfall selbständig und ohne Stützfeuerung brennbar ist, wird in Tabelle II-2 mit $> 3,9 \text{ MJ/kg}$ angegeben. Es zeigt sich, dass die Berechnung durch die nachfolgend vorgestellte Methodik mit $4,48 \text{ MJ/kg}$ (Punkt ③ in Abbildung 49) 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.

²⁰ 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.

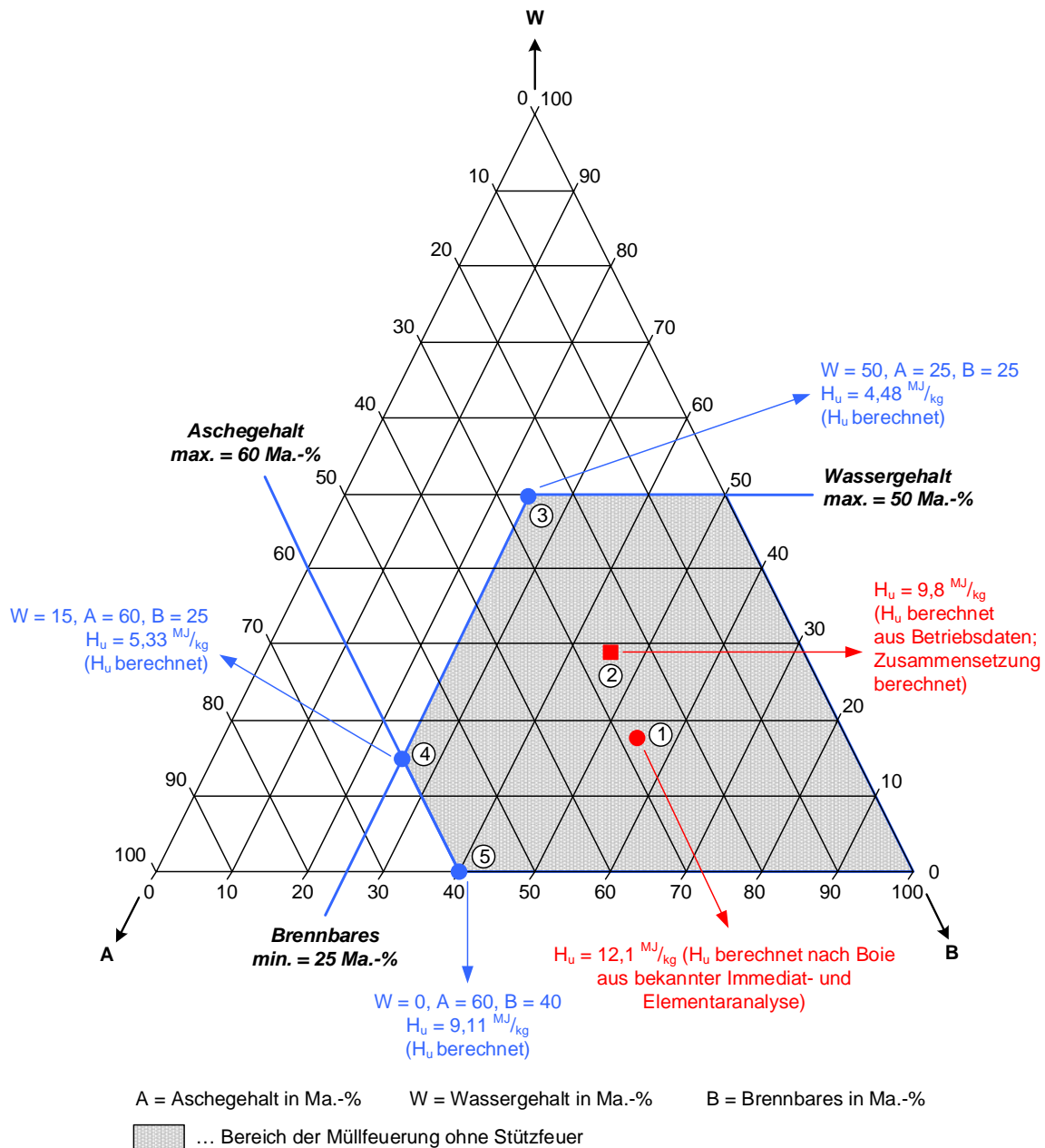


Abbildung 49: Mülldreieck nach Tanner [13]; erweitert um 2 Brennstoffe unterschiedlichen Heizwerts

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 49 liegt (Tabelle II-3).

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

Kurzanalyse	Elementaranalyse ²¹			
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) ²² =		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.-%

$$C:H = 7,2$$

$$C:O = 1,6$$

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

Zur rechnerischen Bestimmung von Heizwerten auf Basis von vorliegender Immediat- und Elementaranalyse gibt es mehrere Möglichkeiten. Die gängigsten Näherungsformeln sind die Heizwertberechnungen nach Boie (II-49) bzw. nach Michel (II-50) sowie die Verbandsformel nach Dulong (II-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, 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 ($h_r = 2440 \text{ kJ/kg H}_2\text{O}$ bei 25 °C) wieder [10]. Hintergründe und die Herleitung der genannten Formeln können u. a. in [11] gefunden werden. Streng genommen gelten die Formeln II-49 bis II-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 in [24] zur näherungsweisen Bestimmung der Elementaranalyse eines wasser- und aschefreien Brennstoffs. Die Näherungsformeln II-52 bis II-57 wurden explizit für den Brennstoff Abfall ermittelt und besitzen einen Gültigkeitsbereich von $14 \text{ MJ/kg} \leq H_{u,waf} \leq 29 \text{ MJ/kg}$.

²¹ Bezogen auf die Originalsubstanz (OS).

²² 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.

Näherungsformel nach Dulong („Verbandsformel“):

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

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

Näherungsformel nach Boie:

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

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

Näherungsformel nach Michel:

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

FDBR-Näherungsformeln:

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

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

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

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

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

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

Die Anwendung der Formeln II-49 bis II-51 zeigt Ergebnisse, die sehr dicht beieinanderliegen, mit einer mittleren Standardabweichung von $\pm 0,08 \text{ MJ/kg}$ ($n^{23} = 11$). Der aus Tabelle II-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 die gefahrene Dampfleistung in Relation zum Brennstoffdurchsatz (über längere Zeiträume) sowie über die in der FLR bzw. der Prozessleittechnik implementierte Heizwertnäherung gut validiert werden.

²³ n = Anzahl der Berechnungen.

Da für diesen „Einheits-Brennstoff-Mix“ jedoch weder Kurz- noch Elementaranalyse vorliegen, soll der (ähnliche) Brennstoff mit der bekannten Zusammensetzung aus Tabelle II-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:

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

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

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

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

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

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

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

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

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.-% ($n^{24} = 173$). Aus weiteren Laboranalysen [17], denen ein Lagerungs-

²⁴ n = Anzahl der Probenahmen.

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 Entschackeraustrag 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 50 dargestellt.

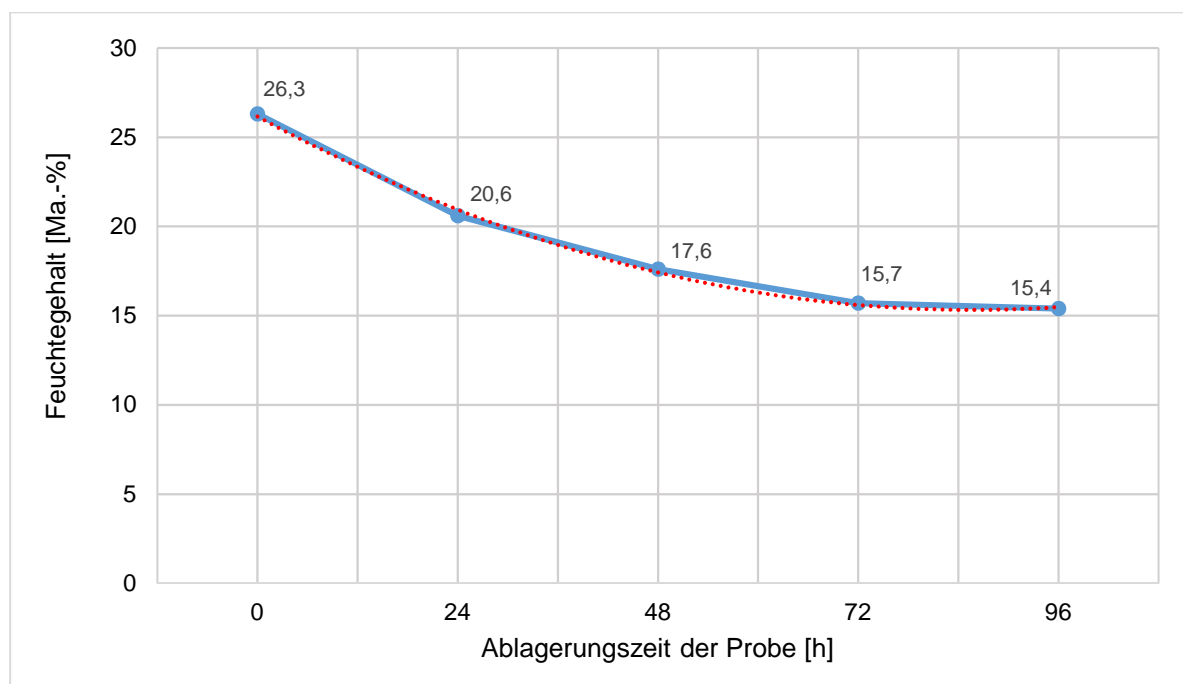


Abbildung 50: Feuchtigkeitsgehalt der Schlacke nach an unterschiedlichen Ablagerungszeiten der Probe

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 Mittel²⁵ 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 2015²⁶ 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,tr.}), die Beläge die im Rahmen der Kesselreinigung abgebaut werden (150 t_{a,tr.}) und der Flugstaub der aus der Rauchgasreinigung ausgetragen wird (900 t_{a,tr.}).

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 II-58 bis II-63 einen Feuchtegehalt ξ_{H_2O} von 28,7 Ma.-% besitzen (iterativ ermittelt) und wird annähernd eine stoffliche Zusammensetzung aufweisen, wie in Tabelle II-4 dargestellt.

Auch die weitere stoffliche Zusammensetzung (vgl. Tabelle II-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).

²⁵ Der 72 h-Wert wurde anhand der Trendlinie ($y = 0,85 \cdot x^2 - 7,77 \cdot x + 33,08$) berechnet.

²⁶ Ermittelt aus den Daten der Ein- und Ausfahrtswaagen, korrigiert um die (abgeschätzten) Bunkerfüllstände

Tabelle II-4: Brennstoff mit $H_u = 12,1 \text{ MJ/kg}$ und bekannter Elementaranalyse umgerechnet auf "GKS-Einheits-Brennstoff" mit $H_u = 9,8 \text{ MJ/kg}$

Kurzanalyse	Elementaranalyse ²⁷			
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.-%

$$C:H = 7,2$$

$$C:O = 1,6$$

$$H_u \text{ (aus Betriebsdaten)} = 9,8 \text{ MJ/kg (validiert nach Boie)}$$

ξ_{H_2O} wurde iterativ bestimmt, um den H_u des „GKS-Einheits-Brennstoffs“ darstellen zu können. Um die in den gem. den Gleichungen II-58 bis II-63 getroffenen Annahmen validieren zu können, ist eine quantitative Bestimmung von ξ_{H_2O} notwendig. Ein praxisorientierter 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 H_2O -Gehalt des Rauchgases in [Vol.-%] mittels Laser-Absorbtionsspektroskopie in situ bestimmt.

²⁷ Bezogen auf Originalsubstanz (OS).



Abbildung 51: Anwendung der kombinierten HCl-H₂O-Messung im GKS (linke Seite) und prinzipieller Aufbau der Messung (rechte Seite) [19]

Es ist zu berücksichtigen werden, dass nicht nur der Feuchtegehalt im Brennstoff die gemessene Rauchgasfeuchte beeinflusst, sondern auch noch zahlreiche andere Faktoren, die nicht vernachlässigt werden dürfen.

Abbildung 52 zeigt die prozesstechnische Anordnung der einzelnen Verfahrensschritte, die Anordnung der Messstellen sowie die Stoffströme, die den gemessenen Feuchtegehalt im Rauchgas beeinflussen²⁸. 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.

Alle in den II-64 bis II-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.

²⁸ Zeiträume während Rußbläser-Betrieb bzw. Nassabreinigung sind exkludiert.

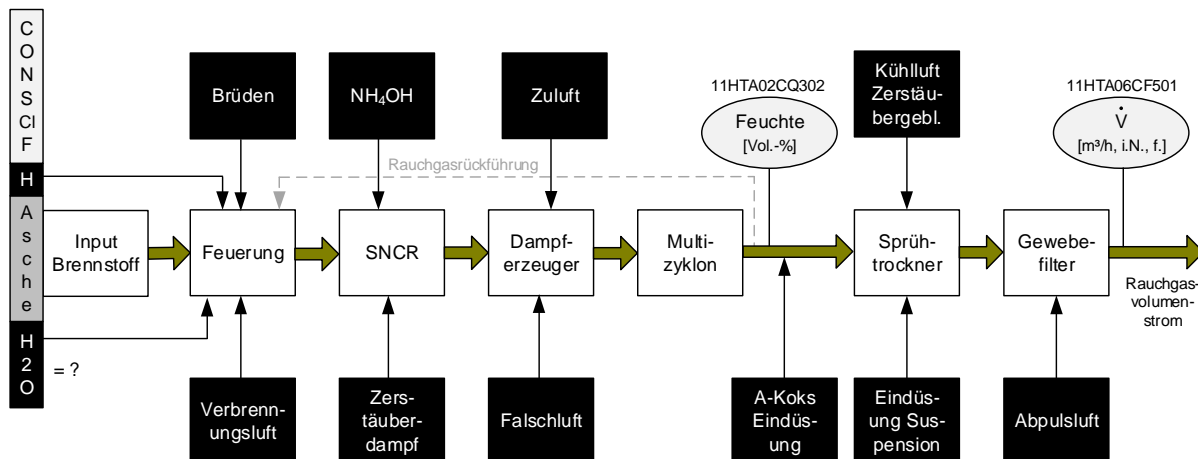


Abbildung 52: Verfahrensschritte und Stoffströme die den Feuchtegehalt im Rauchgas beeinflussen

Der Rauchgasvolumenstrom $\dot{V}_{RG,na\ GeweFi}$ wurde als TMW zu $41.602 \text{ m}^3_{i.N.,f./h}$ 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 ($\dot{V}_{Luft,Akoks} \cong 120 \frac{\text{m}^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Volumenstrom der eingedüsten Suspension (Feststoffanteil vernachlässigbar) in den Sprühtrockner ($\dot{V}_{Susp,SprTro} \cong 1.369 \frac{\text{m}^3_{i.N.,f.}}{h}$)
- Volumenstrom der Abpulsluft im Gewebefilter ($\dot{V}_{Luft,Puls\ GeweFi} \cong 100 \frac{\text{m}^3_{i.N.,tr.}}{h}$)
- Volumenstrom Kühlluft Zerstäuberluftgebläse ($\dot{V}_{Luft,Zerst} \cong 287 \frac{\text{m}^3_{i.N.,f.}}{h}$)

Der Volumenstrom der Rauchgasrückführung (Rezirkulationsgas, $7.592 \text{ m}^3_{i.N.,f./h}$ (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:

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

Die gemessene Rauchgasfeuchte vor der Aktivkoks-Eindüsung beträgt im TMW 18,585 Vol.-%. Somit ergibt sich der Volumenstrom an H_2O $\dot{V}_{H_2O, RG, vor Akoks}$ an dieser Position zu 7.382,89 $m^3_{i.N.,f.}/h$. 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 H_2O im Rauchgas berechnet werden.

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

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



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

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

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

Aus den Betriebsdaten ist weiter die Verbrennungsluftmenge bekannt. Diese setzt sich zusammen aus Primärluft (22.463 $m^3_{i.N.,f.}/h$) und Sekundärluft (6.321 $m^3_{i.N.,f.}/h$). 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 Falschlufte 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 ($\dot{V}_{ZuLu,Ru\beta Bl} \cong 300 \frac{m^3_{i.N.f.}}{h}$)
- sonstige Undichtigkeiten als Falschlufft ($\dot{V}_{FalschLu,div} \cong 200 \frac{m^3_{i.N.f.}}{h}$)
- Spülluftmengen²⁹ 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 Feuchteeintrag 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 II-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 II-70 berechnet. Die nachfolgenden Formeln II-70 bis II-72 wurden aus [27] und [28] entnommen.

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

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

²⁹ Hierbei handelt es sich um getrocknete Druckluft, daher für den Feuchteeintrag nicht relevant.

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

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

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

Mit den Gleichungen II-73 und II-74 kann schlussendlich die Masse an H_2O berechnet werden, die mit dem jeweiligen Luftstrom y eingebracht wird.

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

$$\dot{m}_{\text{H}_2\text{O},\text{Luftstrom},y} = \dot{m}_{\text{Luftstrom},y} \cdot f_{\text{Luftstrom},y} \quad (\text{ II-74 })$$

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

Luftstrom y	Volumenstrom $\left[\frac{\text{m}^3_{i.N.,f.}}{\text{h}} \right]$	Temperatur Ansaugung $\vartheta_{\text{Luft}} [^\circ\text{C}]$	relative Feuchte Luftstrom $\varphi [\%]$	absolute Feuchte Luftstrom $f \left[\frac{\text{g}_{\text{H}_2\text{O}}}{\text{kg}_{\text{Luft}}} \right]$	Dichte Luftstrom $\rho_{\text{Luft}} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$	H_2O - Fracht $\left[\frac{\text{kg}}{\text{h}} \right]$
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 Ruß- bläser	300	34,48 ³⁰	16,46	5,6	1,144	1,96
Falschluf	200	34,48 ²²	16,46	5,6	1,144	1,28

³⁰ 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.

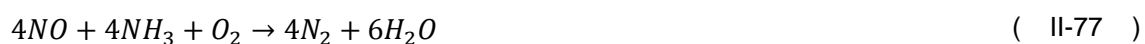
$$\dot{m}_{H_2O,Brüd} \cong \frac{\xi_{Asche} \cdot \dot{m}_{BrSt} \cdot c_{p,Asche} \cdot \Delta T}{h_{V,H_2O}} = 313,35 \frac{kg_{H_2O}}{h} \quad (II-75)$$

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 Feuchteintrag in den Rauchgasstrom bei:

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

Das eingedüste NH₃ reagiert gemäß Reaktionsgleichung³¹ II-76 und erhöht demnach auch den H₂O-Eintrag in den Rauchgasstrom:



Es ergibt sich folgende Gleichung für die Berechnung des H₂O-Massenstroms $\dot{m}_{SNCR,H_2O \text{ aus } NH_3}$:



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

³¹ Der auftretende NH₃-Schlupf ist in der Regel << 10 mg/m³ i.N. und wird daher vernachlässigt.

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

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 $\dot{m}_{H_2O,BrSt}$:

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

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

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

Der absolute Fehler, des mit den aus realen Prozessgrößen aus den Formeln II-64 bis II-82, berechneten Wertes im Vergleich zu dem mit den Formeln II-58 bis II-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 49.

In Abbildung 53 kann somit dargestellt werden, aus welchen Teilmassenströmen sich der Wassergehalt im Rauchgas zusammensetzt (bis vor Aktivkoks-Eindüsung; vgl. Abbildung 52):

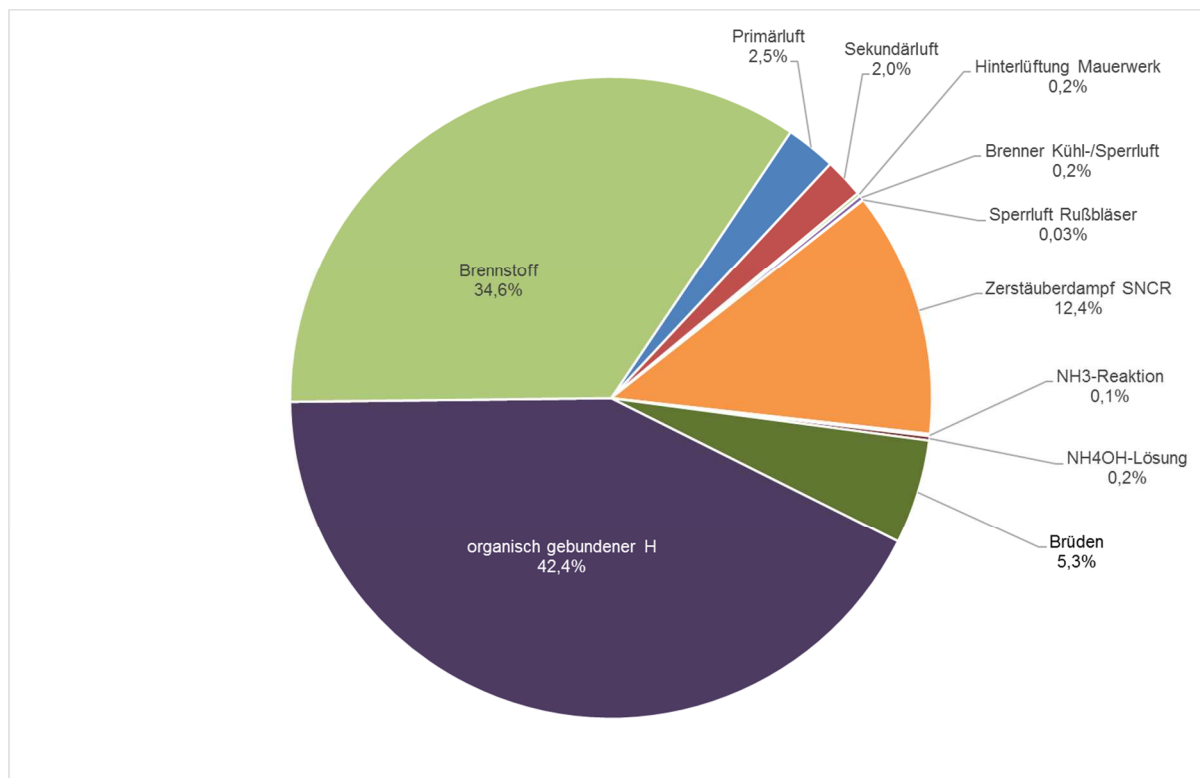


Abbildung 53: Zusammensetzung der Feuchte-Massenströme im Rauchgas

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 53 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 II-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 werden³². 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) $\rho_{BrSt,Schütt,waf,0}$ ³³ bestimmt werden. Dies erfolgt in II-93 bis II-108. Aus dem Abschnitt II.6.2.2 ist die Schüttdichte des „Einheits-Brennstoffs“ mit $\rho_{BrSt,0} = 275 \frac{kg}{m^3}$ bekannt. Es wird zunächst ein Referenz-Volumen $V_{BrSt,0}$ von 1 m³ betrachtet. Die Masse des Referenz-Volumens wird nach Gl. II-83 berechnet.

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

Die schrittweise Annäherung an die volumetrische Brennstoffzusammensetzung sollen Abbildung 54 und Abbildung 55 verdeutlichen.

³² In Abhängigkeit der verfahrenstechnischen Anlagenkonfiguration müssen Anpassungen vorgenommen werden.

³³ 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.

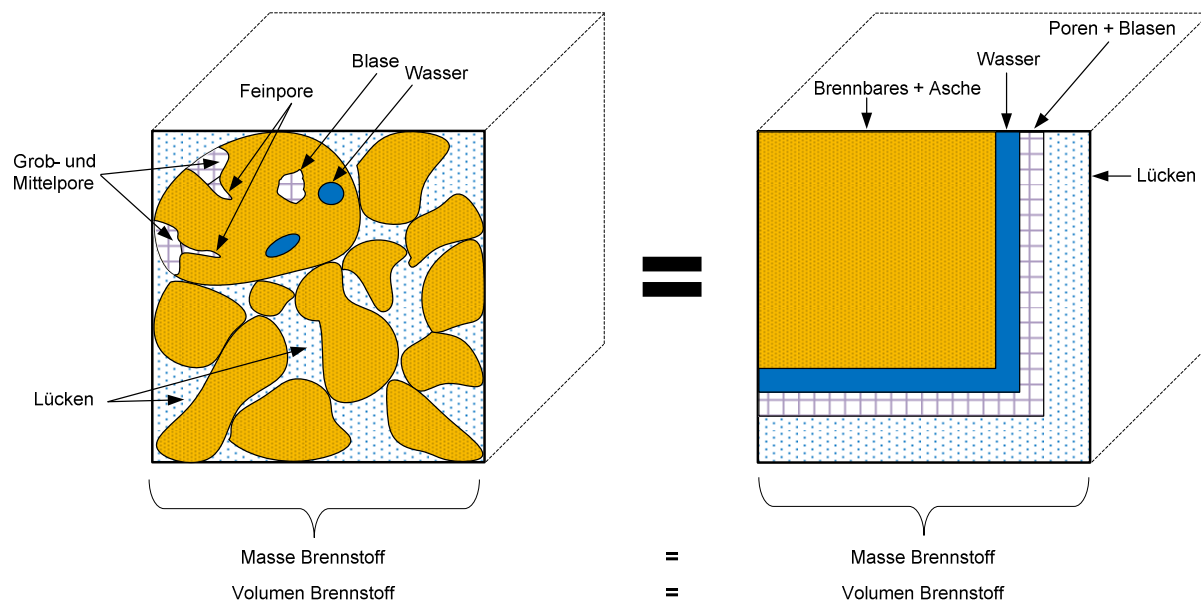


Abbildung 54: Volumetrische Brennstoffzusammensetzung (beispielhaft)

Um einen Übergang des linken in das rechte Volumen darzustellen, werden einzelne Partikel der Schüttung betrachtet (Abbildung 55).

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).

Da Definitionen zu Porosität und Lückengrad nur für individuelle Anwendungsfälle existieren³⁴ 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:

$$V_p^{th} = V_{Rein} + V_{Blasen} + V_{Poren} \quad (\text{II-84})$$

³⁴ Die nachstehenden Ausführungen decken sich im Wesentlichen mit den Inhalten der VDI-Norm 3674 "Abgasreinigung durch Adsorption – Prozessgas- und Abgasreinigung".

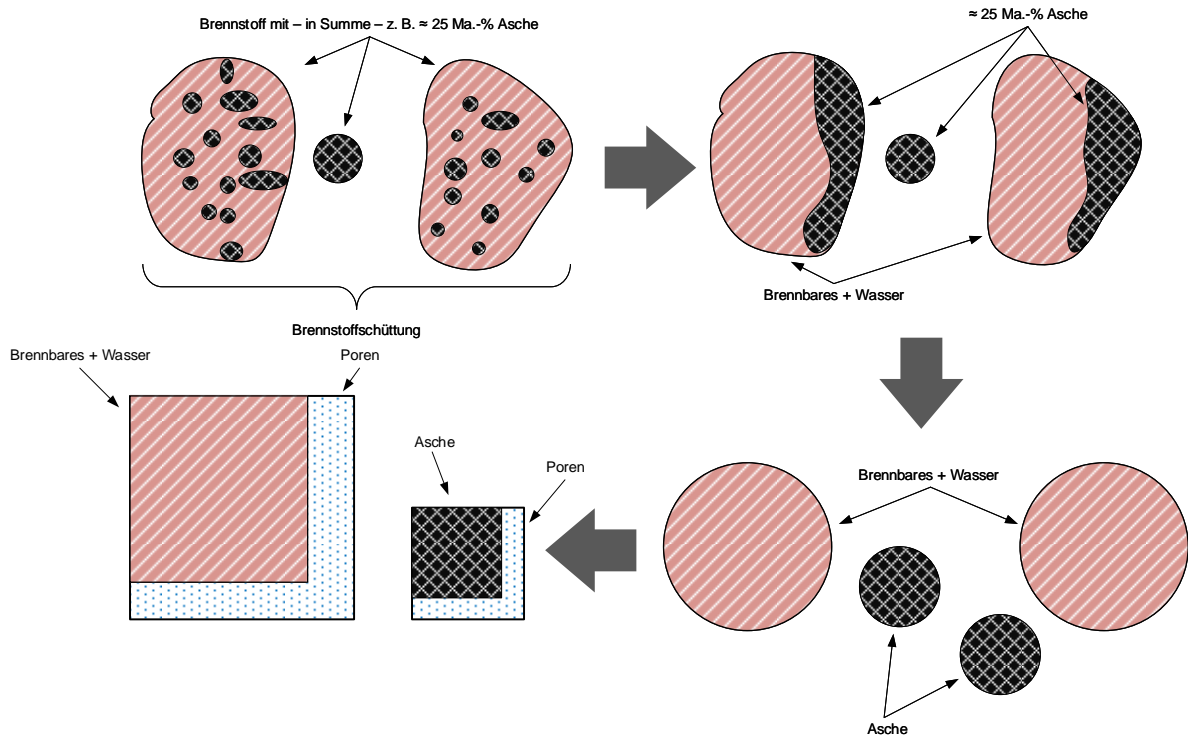


Abbildung 55: Überlegungen zur volumetrischen Brennstoffzusammensetzung

Das „theoretische“ Partikelvolumen kann als das Partikelvolumen angesehen werden, das sich aus einer gedachten Oberfläche der Partikel ergibt (in Abbildung 56 die Partikelkontur mit den gestrichelten Linien).

Poren werden zwischen Fein-, Mittel- und Grobporen unterschieden (Abbildung 56).

$$V_{Poren} = V_{Groporen} + V_{Mittelporen} + V_{Feinporen} \quad (II-85)$$

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 56 bzw. Abbildung 57).

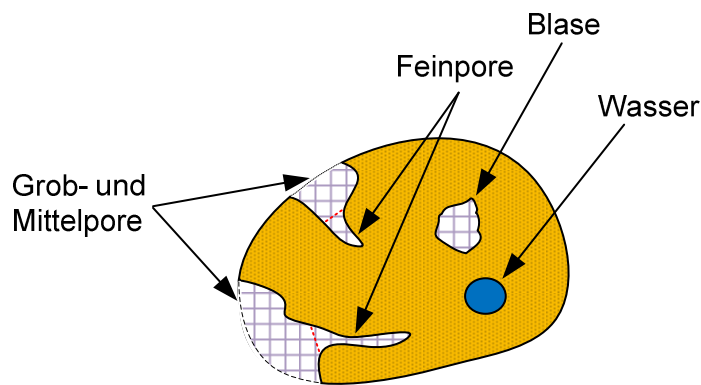


Abbildung 56: Differenzierung Grob-, Mittel-, Feinporen

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 $V_{P,L}^i$ ³⁵ (unter Atmosphärendruck) durch die Summe aus Reinvolumen, Blasenvolumen und Feinporenvolumen berechnet werden.

$$V_{P,L}^i = V_{Rein} + V_{Blasen} + V_{Feinporen} \quad (\text{II-86})$$

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

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

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

³⁵ Der Index *L* kennzeichnet Größen, die über die beschriebene Methode (Zugabe von Wasser unter Atmosphärendruck) bestimmt wurden bzw. bestimmt werden können.

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

Der Lückengrad einer Schüttung $\varepsilon_{\text{Schütt,L}}$ wird in der VDI 3674 [30] definiert und dort durch den Quotienten von Festbettvolumen $V_{\text{Schütt}}$ abzüglich des „Kornvolumens“ $V_{P,L}$ (= Partikelvolumen) durch das Festbettvolumen beschrieben. In Anlehnung an die VDI 3674 [30] und der oben beschriebenen Betrachtungsweise wird der „wässrige“ Lückengrad (im Allgemeinen vereinfacht als „Lückengrad“ bezeichnet), auf der Basis der Bestimmung mit Wasser, definiert.

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

Die Porosität der Schüttung $\Phi_{\text{Schütt}}$ (ohne Blasenvolumen) entspricht dem „gesamten“ Lückengrad $\varepsilon_{\text{Schütt}}^{\text{ges}}$ - also auch inkl. den Hohlräumen die durch die Feinporen eingenommen werden. $\Phi_{\text{Schütt}}$ unterscheidet sich demnach vom „wässrigen“ Lückengrad der Schüttung $\varepsilon_{\text{Schütt,L}}$ durch die Berücksichtigung der Feinporen in den Hohlräumen, da die Porosität i. d. R. mittels Quecksilber- Porosimetrie³⁶ bestimmt wird. Das Volumen der Blasen in den Partikeln bleibt bei der Quecksilber- Porosimetrie trotzdem unberücksichtigt.

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

Bei der „gesamten“ Porosität der Schüttung $\Phi_{\text{Schütt}}^{\text{ges}}$ wird zusätzlich zu II-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:

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

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

³⁶ Bei der Hg- Porosimetrie wird von der physikalischen Eigenschaft einer nicht benetzenden Flüssigkeit wie Quecksilber gebrauch gemacht, die nur unter Druck in die Poren eindringen kann. Der dabei aufzuwendende Druck ist dabei umso höher, je enger die Pore ist.

und soll das „gesamte“ Hohlraumvolumen der Partikel $V_{Hohlraum,P}^{ges}$ im Verhältnis zum „theoretischen“ Partikelvolumen darstellen.

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

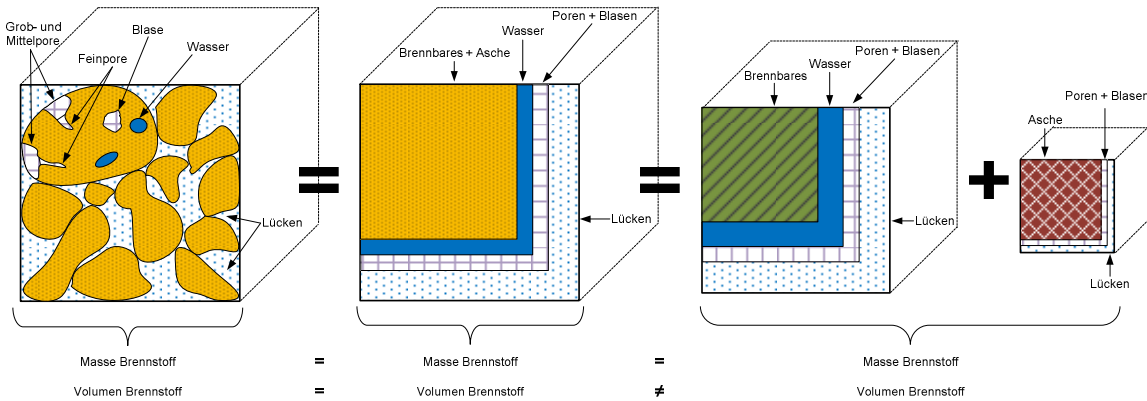


Abbildung 57: Erweiterte volumetrische Brennstoffzusammensetzung mit Lücken, Poren und Blasen

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 58 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. II-93.

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

Berechnung der Massen von Wasser und Asche im Referenz-Brennstoff nach Gl. II-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. II-94 bzw. II-95 und II-115 bzw. II-116.

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

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

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

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

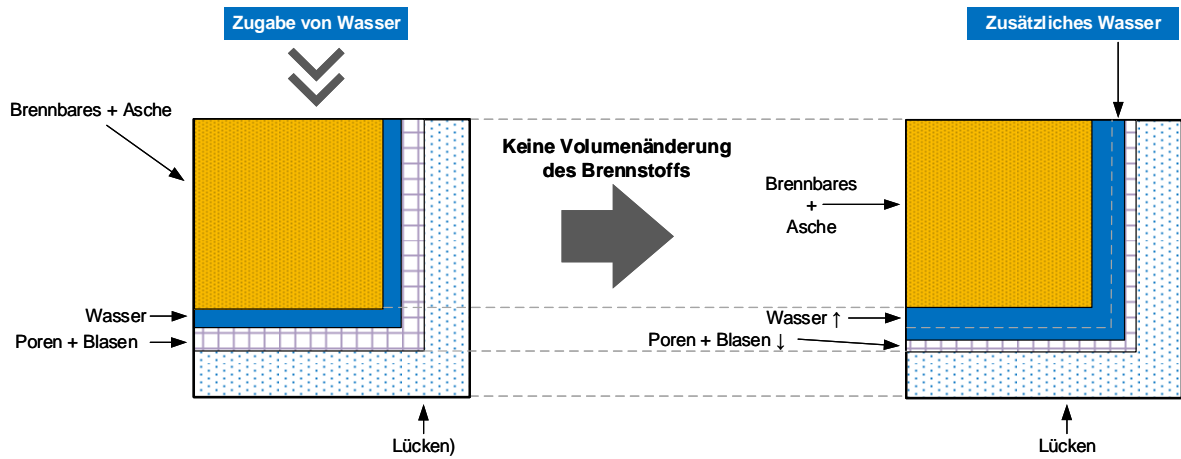


Abbildung 58: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Wasser

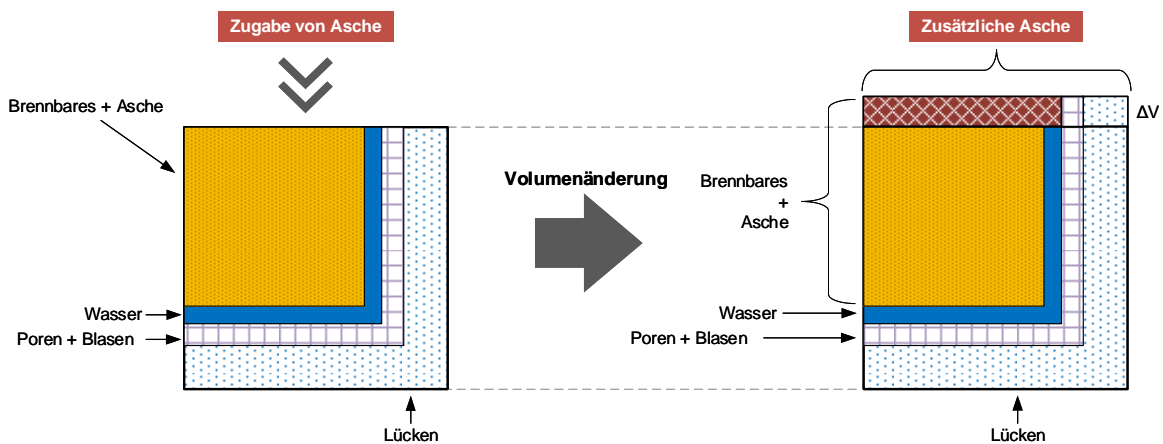


Abbildung 59: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Asche

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

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

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

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

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

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 $\rho_{Asche,rein} = 3.650 \frac{kg}{m^3}$.

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

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

Dieser Lückengrad berücksichtigt die Lücken, wie auch die Grob- und Mittelporenvolumina. Nicht berücksichtigt werden die Feinporen und Blasen (s.o.). Die „innere“ Porosität ϕ_p^i beschreibt das Volumen welches sich aus dem Volumen der Blasen und dem Volumen der Feinporen zusammensetzt. Die „äußere“ Porosität ϕ_p^a enthält zusätzlich für die Partikel die Grob- und Mittelporenvolumina bzw. für die Schüttung das Lückenvolumen. Wie bereits erwähnt, ist eine „innere“ Porosität ϕ_p^i nur durch aufwändige, zerstörende Messmethoden zu bestimmen, was demnach für das gegenständliche Asche-Schlacke-Gemenge nicht in Frage kommt.

Um die in [18] und [26] ermittelte Schüttdichte³⁷ des Asche-Schlacke-Gemenges von $850 \frac{kg}{m^3}$ zu berücksichtigen, kann ein Wert für die „innere“ Porosität der Partikel von $\phi_p^i \cong 0,22$ angesetzt werden³⁸.

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

³⁷ Beurteilt wurde die lockere Schüttung. Procter-Dichte-Bestimmungen (nach DIN 18127) für verdichtete Schüttungen ist nicht geeignet und wurde demnach nicht angewandt.

³⁸ Dieser Wert gilt nur in Verbindung mit einer Lückengradbestimmung die mittels Wasser (+Additiven) erfolgt.

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

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

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

$$\begin{aligned} V_{Rein} &= V_{Schütt} - \varepsilon_{Schütt,L} \cdot V_{Schütt} - \Phi_P^i \cdot (V_{Schütt} - \varepsilon_{Schütt,L} \cdot V_{Schütt}) & (\text{ II-105 }) \\ &= (1 - \varepsilon_{Schütt,L} - \Phi_P^i + \Phi_P^i \cdot \varepsilon_{Schütt,L}) \cdot V_{Schütt} \\ &= (1 - \Phi_P^i) \cdot (1 - \varepsilon_{Schütt,L}) \cdot V_{Schütt} \end{aligned}$$

Bei Einsetzen der oben genannten Zahlenwerte ergibt sich für das gegenständliche Asche-Schlacke-Gemenge nach Gl. II-106 ein Reinvolumen von 23,4 % des Schüttvolumens bzw. eine Dichte nach Gl. II-107.

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

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

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

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 II-109 bis II-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:

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

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

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

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

Aufgrund der Annahme, dass es bis zu einem gewissen Grad bei Wasserzu- bzw. -abnahme zu keiner Volumenänderung (Abbildung 58), aber zu einer Massenänderung kommt, gelten die Gl. II-112 und II-113.

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

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

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

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

Des Weiteren gilt:

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

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

Entgegen der Darstellung in Abbildung 58, 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 59 bzw. Gl. II-117).

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

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

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

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]³⁹:

- 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. II-109 bis II-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. II-109 bis II-119 (bei $\xi_{Asche} = 15 \text{ Ma.-%}$).

Beispielhaft ist in Abbildung 60 und Abbildung 61 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 II-109 bis II-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.

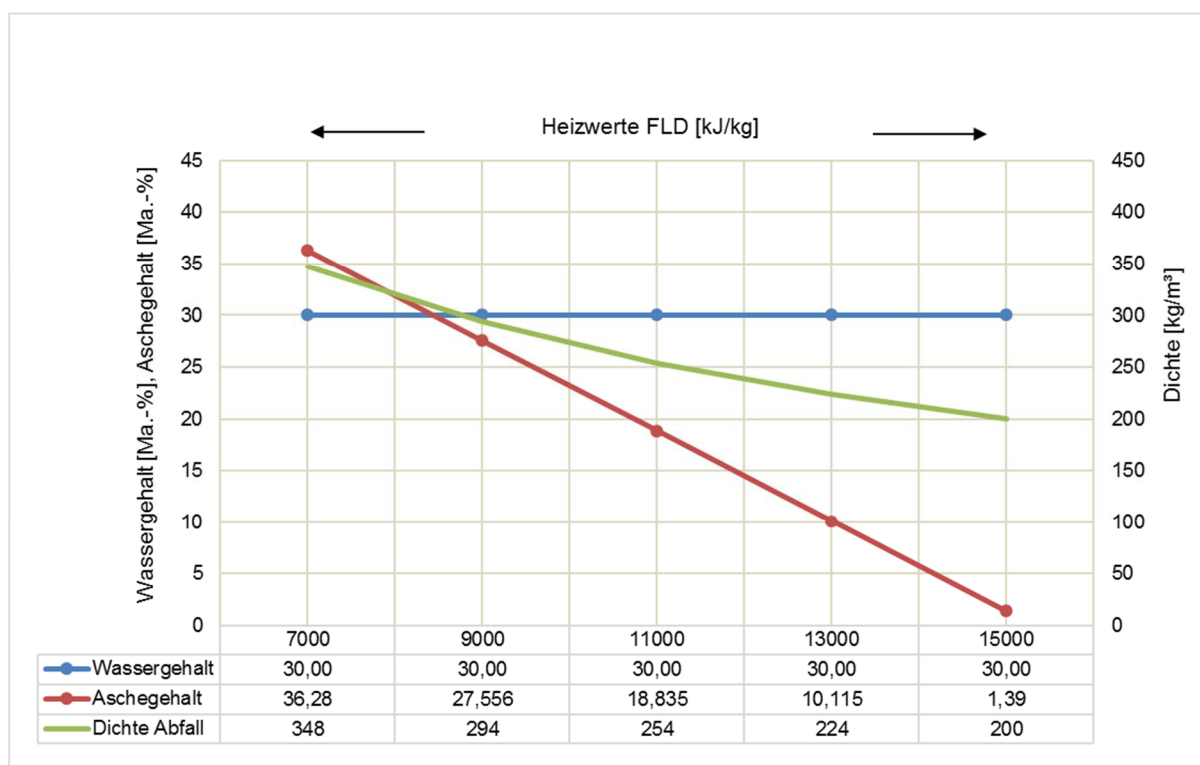


Abbildung 60: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Wassergehalt und variablem Aschegehalt)

³⁹ In [10] findet sich bei der Angabe der Schüttdichten in Abhängigkeit des Wassergehalts keine Angabe zum Aschegehalt. Bei den Ergebnissen nach Gl. II-109 bis II-119 wurde der Aschegehalt exemplarisch auf $\xi_{Asche} = 15 \text{ Ma.-%}$ festgesetzt.

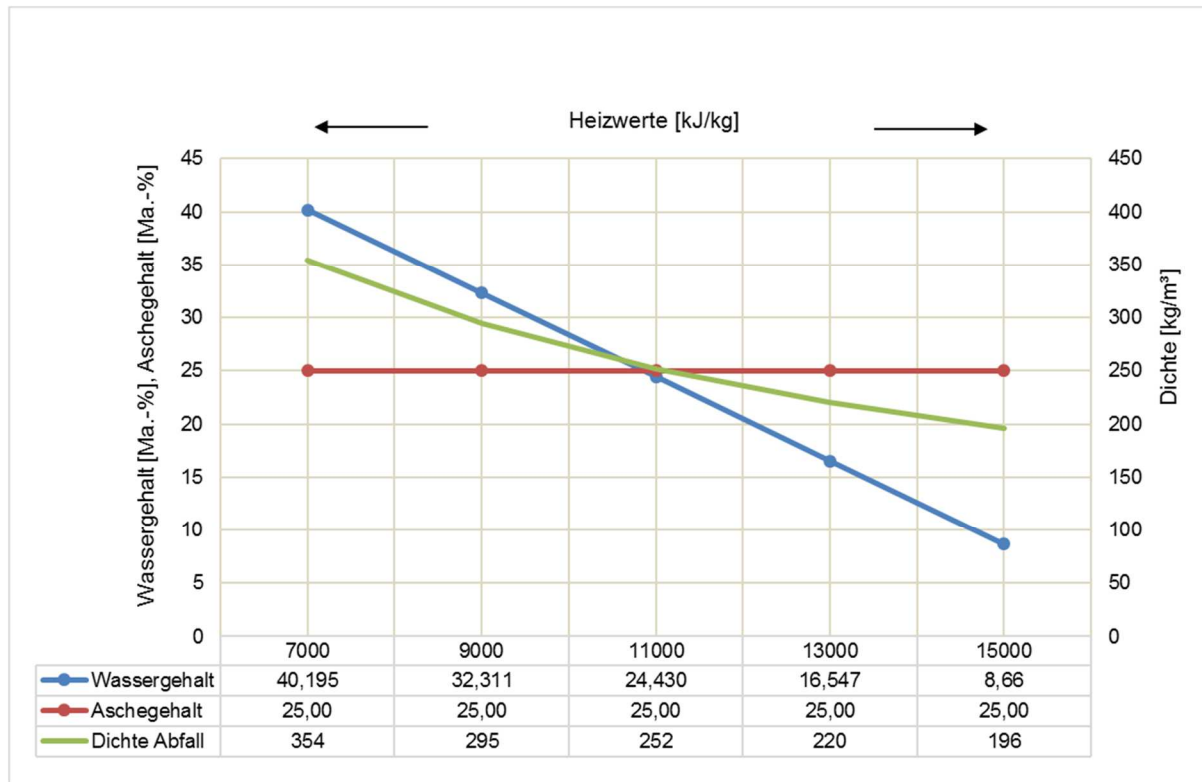


Abbildung 61: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Aschegehalt und variablem Wassergehalt)

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 bei z. B. Hausmüll von $7 \text{ MJ/kg} \leq H_u \leq 15 \text{ MJ/kg}$ ⁴⁰) berechnet werden kann.

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

Für verschiedene Heizwerte gibt die Formel einen Graphen gem. Abbildung 62 aus.

⁴⁰ Es wird davon ausgegangen, dass die Formel auch bei Heizwerten ausserhalb der genannten Grenzen eine ausreichende Genauigkeit aufweist, wie z. B. Hochkalorik im Bereich von 20 MJ/kg .

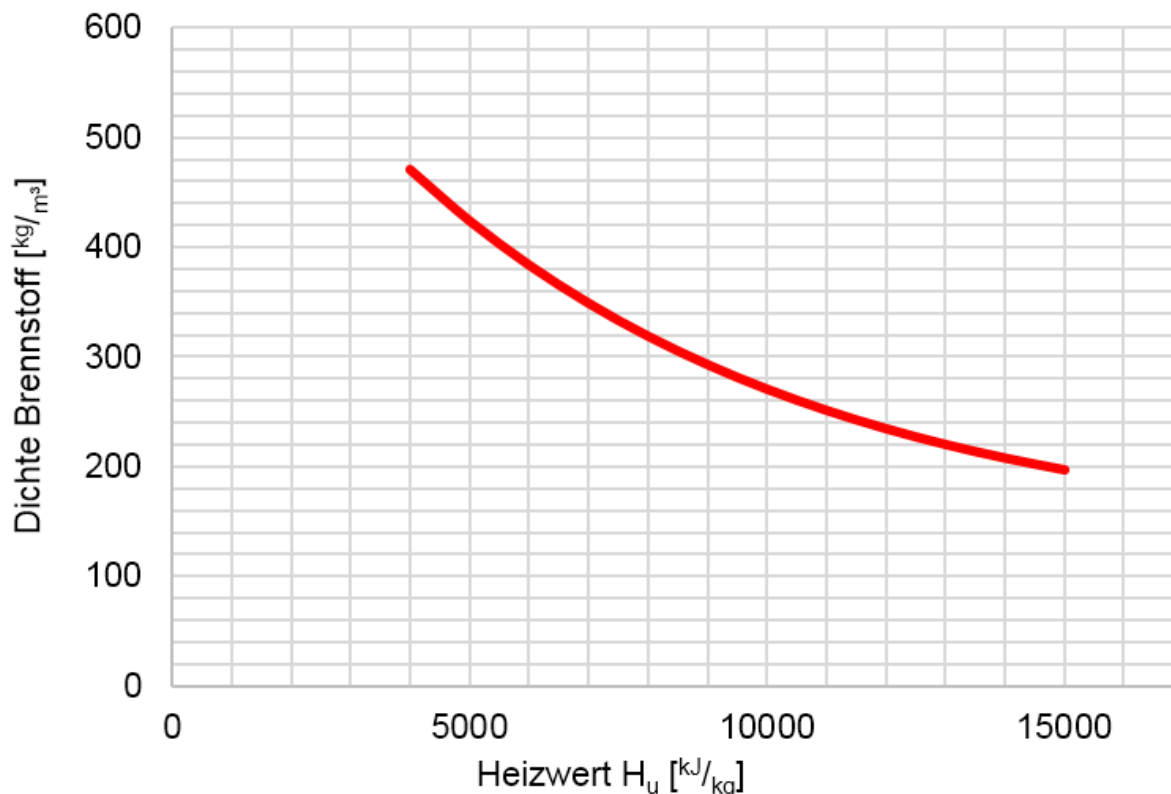


Abbildung 62: Berechnete Dichte (Formel II-120) über Heizwert

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 II-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 47) 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 47 bekannten FLD mit den notwendigen Beschickdoppelhuben vorbelegt werden.

Tabelle II-6: Arbeitspunkte des FLD mit berechneter Brennstoffdichte und Dh/h vorbelegt

	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	8,8	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
	9,9	274	14,52	9,9	4'	17,45	3,58	1,48
	6	386	14,52	8,71	5'	17,45	5,81	1,5
	6	386	14,67	8,8	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
	6	386	12,47	7,48	5	14,98	3,89	1,92

Das grundsätzlich zweidimensionale FLD kann um eine dritte Dimension "Doppelhubzahl Brennstoffaufgabe" erweitert werden, wie Abbildung 63 zeigt.

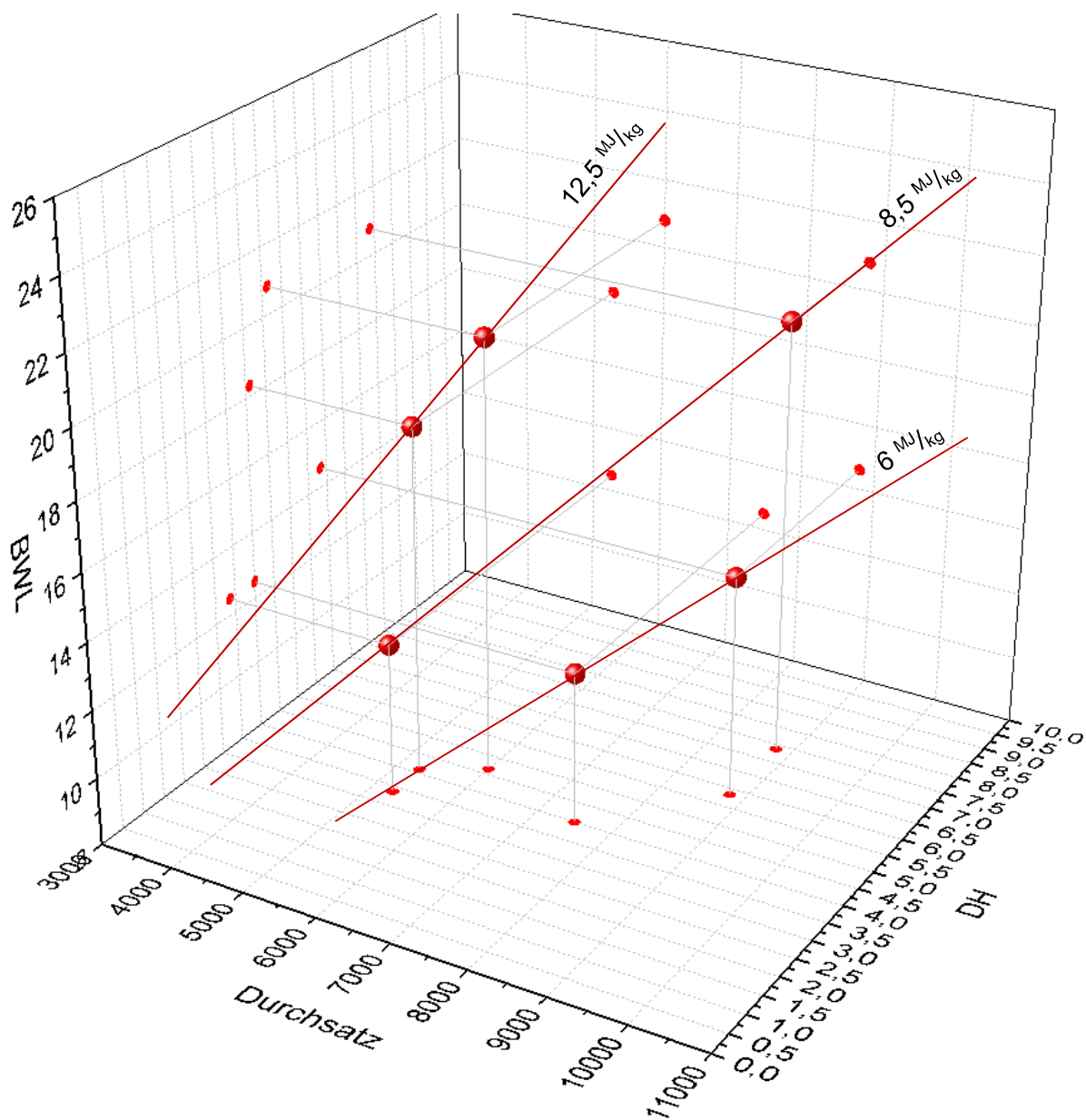


Abbildung 63: Feuerleistungsdiagramm erweitert um die 3. Dimension "Doppelhübe pro Stunde"

Normale betriebliche Heizwertschwankungen treten auf in einem Bereich von ca. 6 MJ/kg bis $12,5 \text{ MJ/kg}$. 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. Zudem ist es auch für die Parametrierung der Feuerungsregelung eine wertvolle Erkenntnis, dass sich z. B. auf-

grund der höheren Dichte die geförderte Brennstoffmasse pro Doppelhub bei schlechten Heizwerten deutlich erhöht. Somit müssen Regeleingriffe bei vergleichsweise schlechten Heizwerten entsprechend konservativer ausgeführt werden, da sonst die Gefahr der mechanischen Überladung des Rostes („Überschüttung“) besteht. Eine drohende „Überschüttung“ des Rostes ist ein äusserst Ernst zu nehmendes Problem, welches von Emissionswertüberschreitungen, einem schlechten Feststoffausbrand bis hin zum kompletten Anlagenstillstand führen kann und ist daher unbedingt zu vermeiden. Andererseits ist nun auch bekannt, inwieweit sich die Dichte bei höheren Heizwerten verringert, d. h. es wird entsprechend weniger Masse pro Doppelhub auf den Rost gefördert. Speziell in diesem Bereich müssen die Regeleingriffe Feuerungsregelung auch langsamer vorgenommen werden, da es sonst zu gefährlichen Leistungsspitzen mit Emissionswertüberschreitungen bis hin zu Kessel- und/oder Rostschäden kommen kann. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass Regeleingriffe in die Beschickfrequenz im unteren sowie im oberen Heizwertbereich geringer vorgenommen werden sollten als beispielsweise im „Normbereich“ des Heizwertes. Mit der vorliegenden Dichtebestimmung in Abhängigkeit des Heizwerts wird dies nun *gezielt* möglich.

II.6.4 Interpretation einzelner Versuchsfahrten

Wie bereits zu Beginn von Abschnitt II.6.2.3 erwähnt, wurden eine Vielzahl Versuchsfahrten an unterschiedlichen Anlagen unternommen, in denen die relevanten Parameter der Brennstoffaufgabe identifiziert sowie deren Einfluss auf das Förderverhalten untersucht wurden. Beispielsweise sollen 2 Anlagen mit Einzelkolbenbeschickungen (UK2VL1, DE20VL1) sowie 1 Anlage mit Doppelkolbenbeschickung (DE31VL2) herausgegriffen werden, um die Ergebnisse der Versuchsfahrten ausführlicher zu interpretieren. In Abbildung 66, Abbildung 68 und Abbildung 72 ist das jeweilige Versuchsprogramm – immer im Kontext der Ausgangssituation – dargestellt.

Als Kriterium für das Gelingen eines Versuches wurde eine – immer im Vergleich zur Ausgangssituation – annähernd identische Brennstoffwärmeleistung (in Form des kontinuierlich gemessenen Dampfmassenstroms) gewertet. Durch manuell ausgewählte und visuell begutachtete Brennstoffchargen soll von einem annähernd konstanten Heizwert während den Versuchsfahrten ausgegangen werden. Zwischen 2 Versuchsfahrten wurden der Verbrennungslinie jeweils Einschwingzeiten von mehreren Stunden zugestanden, um eine gegenseitige Beeinflussung der Versuchsfahrten sicher ausschließen zu können.

Die Umstellung der Hublängen bzw. Hubpositionen vom Ausgangszustand auf die jeweilige „Versuchs-Hublänge“ bzw. „Versuchs-Hubposition“ geschieht verzögerungsfrei und ohne Zwischenschritte (vgl. Abbildung 64). Da zur Auswertung der Versuche der produzierte Dampfmassestrom herangezogen wird⁴¹, kann die Auswirkung der Umstellung, d. h. ob Brennstoff kontrolliert und in ausreichender Masse auf den Rost dosiert wird, erst wesentlich später beurteilt werden. Grund dafür ist zum einen die Totzeit, die zwischen dem Moment der Brennstoffaufgabe und dem Zeitpunkt der hauptsächlichlichen Energiefreisetzung verstreicht und zum anderen die aktive Feuerungsregelung.

Eine Aufgabe der Feuerungsregelung ist es, durch Manipulation der vorhandenen Stellglieder, den Dampfmassestrom möglichst konstant und möglichst am eingestellten Sollwert zu halten. Auch wenn der Brennstoffmassestrom nun abrupt abreißen oder sich stark verringern würde, so wäre die Feuerungsregelung im Stande, mit dem auf dem Rost vorhandenen Brennstoffinventar den Dampfmassestrom für eine gewisse Zeit auf dem Niveau des eingestellten Sollwerts zu halten. Dies hat zur Folge, dass sich die Feuerlänge auf dem Rost verkürzt und die Schichthöhe des Brennbetts verringert. Ist das Brennstoffinventar auf dem Rost aufgebraucht, kommt es dann schließlich zu einem starken Einbruch in der Dampfproduktion. Der Zeitraum zwischen dem Versiegen der Brennstoffförderung und dem Beginn des Einbruchs in der Dampfproduktion beträgt – je nach vorhandener Feuerraumgeometrie bzw. Rostkonstruktion, Belegung des Rostes sowie vorhandener Brennstoffqualität – ca. 20 Minuten bis hin zu >1 Stunde. Während dieses Zeitraums ist es relativ aufwändig u. v. a. nur durch den Einsatz zusätzlicher Sensorik möglich, eine insuffiziente Brennstoffbeschickung zu detektieren bzw. zu quantifizieren.

Beispielhaft ist in Abbildung 64 die Umstellung von einer Hublänge bzw. -position (500 mm – 2000 mm) auf eine Andere (100 mm – 2400 mm) dargestellt. Deutlich erkennbar sind die höheren Doppelhubzahlen bei der kürzeren Hublänge sowie ein konstanter Dampfmassestrom – über beide Hub-Einstellungen hinweg. Dieser Versuch kann in jedem Fall als gelungen gewertet werden.

⁴¹ Um die Vergleichbarkeit zwischen den unterschiedlichen Verbrennungslinien bzw. den Anlagenstandorten zu gewährleisten, muss eine plausible Messgröße verwendet werden die an *jeder* Verbrennungslinie vorhanden ist und die auch die notwendige Qualität hinsichtlich Plausibilität und Reproduzierbarkeit aufweist. Dies trifft nur auf die Messung des Dampfmassestromes zu.

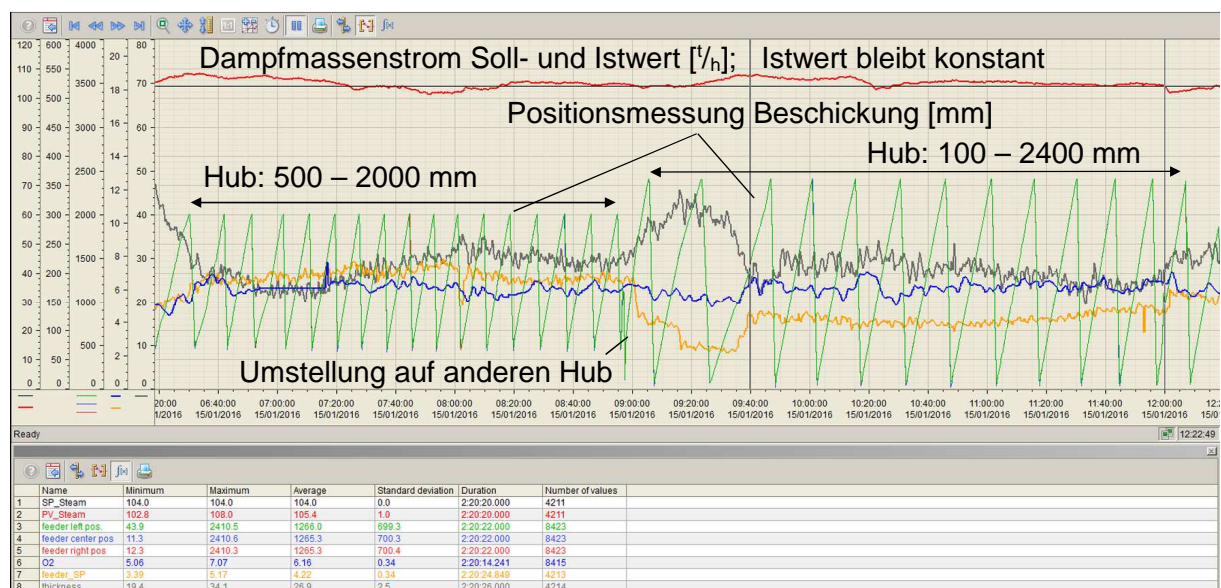


Abbildung 64: Trend-Darstellung einer Umstellung von Hublänge und -position an UK2VL1 (6 h-Trend)

In Abbildung 65 ist ein Beispiel für einen nicht gelungenen Versuch dargestellt. Hier wurde an einer Anlage mit Doppelkolbenbeschickung versucht, vom Doppelkolben-Betrieb auf einen Einzelkolben-Betrieb umzustellen. Konkret wurde der Oberkolben abgeschaltet und in seiner vorderen Endlage belassen. Deutlich zu erkennen ist, wie von der FLR bzw. manuell unterstützt, versucht wird, mittels erhöhter Hubfrequenz des Unterkolbens, den Brennstoffmassenstrom und somit die Dampfleistung aufrecht zu erhalten. Dies gelingt jedoch in keinsten Weise und ein massiver Dampfleistungseinbruch der in einem Einsatz der Stützbrenner gipfelt, ist die Folge. Das "Leerwerden" des Rostes ist sowohl an einer indirekten Schichtdickenmessung⁴² als auch visuell durch Beurteilung des Flammenbildes zu erkennen gewesen.

⁴² Indirekte Schichtdickenmessung durch Bestimmung des Differenzdruckes der Primärluft über das Brennbett.

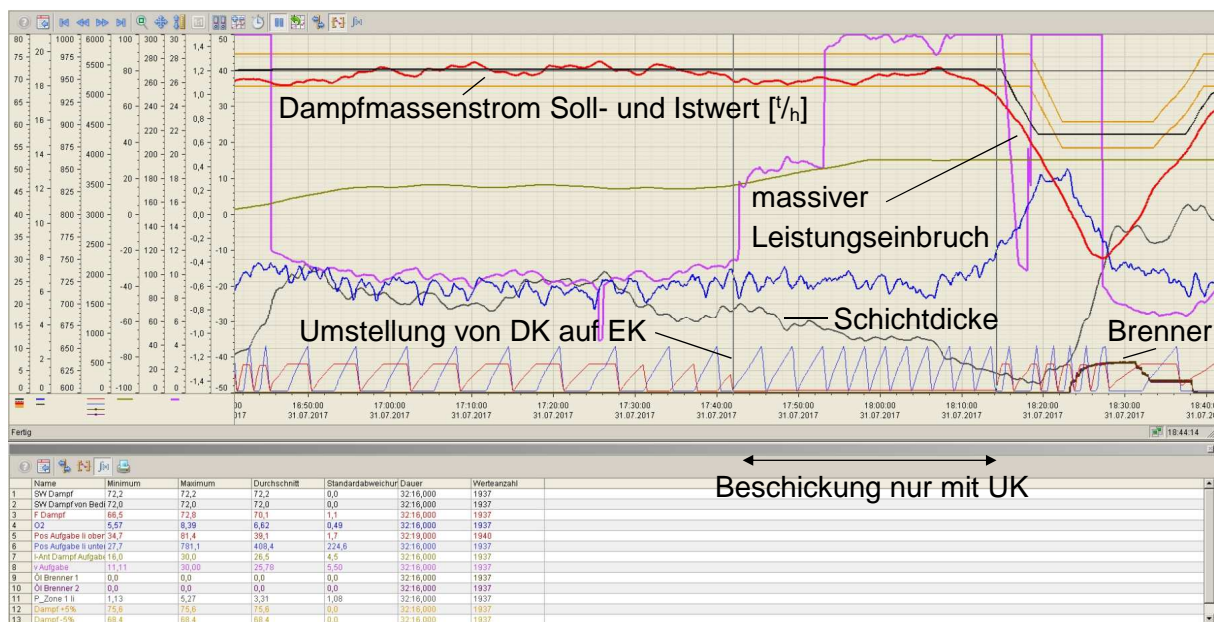


Abbildung 65:Trend-Darstellung einer Umstellung von DK auf EK an DE31VL2 (2 h-Trend)

Da grundsätzlich davon ausgegangen werden kann, dass es bei einer Reduktion der Hublänge (innerhalb des wirksamen Bereiches) zwangsläufig zu einer Erhöhung der Doppelhubanzahl kommen muss, um den Brennstoffmassenstrom (annähernd) konstant zu halten, wird als Hilfsgröße die Vorhubstrecke eingeführt. Die Vorhubstrecke in [m] ist das Produkt aus Doppelhubzahl [D^h/h] und Hublänge [mm].

Wären die in den vorangegangenen Abschnitten postulierten Effekte wie die Wirksamkeitsgrenze, der Leerhub im Brennstoff sowie die Variation des Mitnahmefaktors in Abhängigkeit von Hublänge, Hubposition und Hubgeschwindigkeit *nicht vorhanden*, so müsste die *Vorhubstrecke* bei jedem gefahrenen Versuch *identisch* sein. Die Ergebnisse in Abbildung 67, Abbildung 69 und Abbildung 74 zeigen jedoch ein stark abweichendes Verhalten von dieser theoretischen Vorstellung.

II.6.4.1 Versuche an Verbrennungslinie UK2VL1

Bei Versuch Nr. 1 an UK20VL1 wurde die Hublänge um 30 % (ausgehend von der hinteren Endlage) auf 1750 mm verkürzt. Die Hubposition war mit „vorne“ identisch zur Ausgangssituation. Es zeigt sich gegenüber der Ausgangssituation eine deutliche Reduktion der Vorhubstrecke um ca. 25 %, jedoch keine signifikant unterschiedliche Doppelhubzahl. Dies kann damit erklärt werden, dass die Hublänge um die verkürzt wurde, ausschließlich im nicht wirksamen Bereich lag.

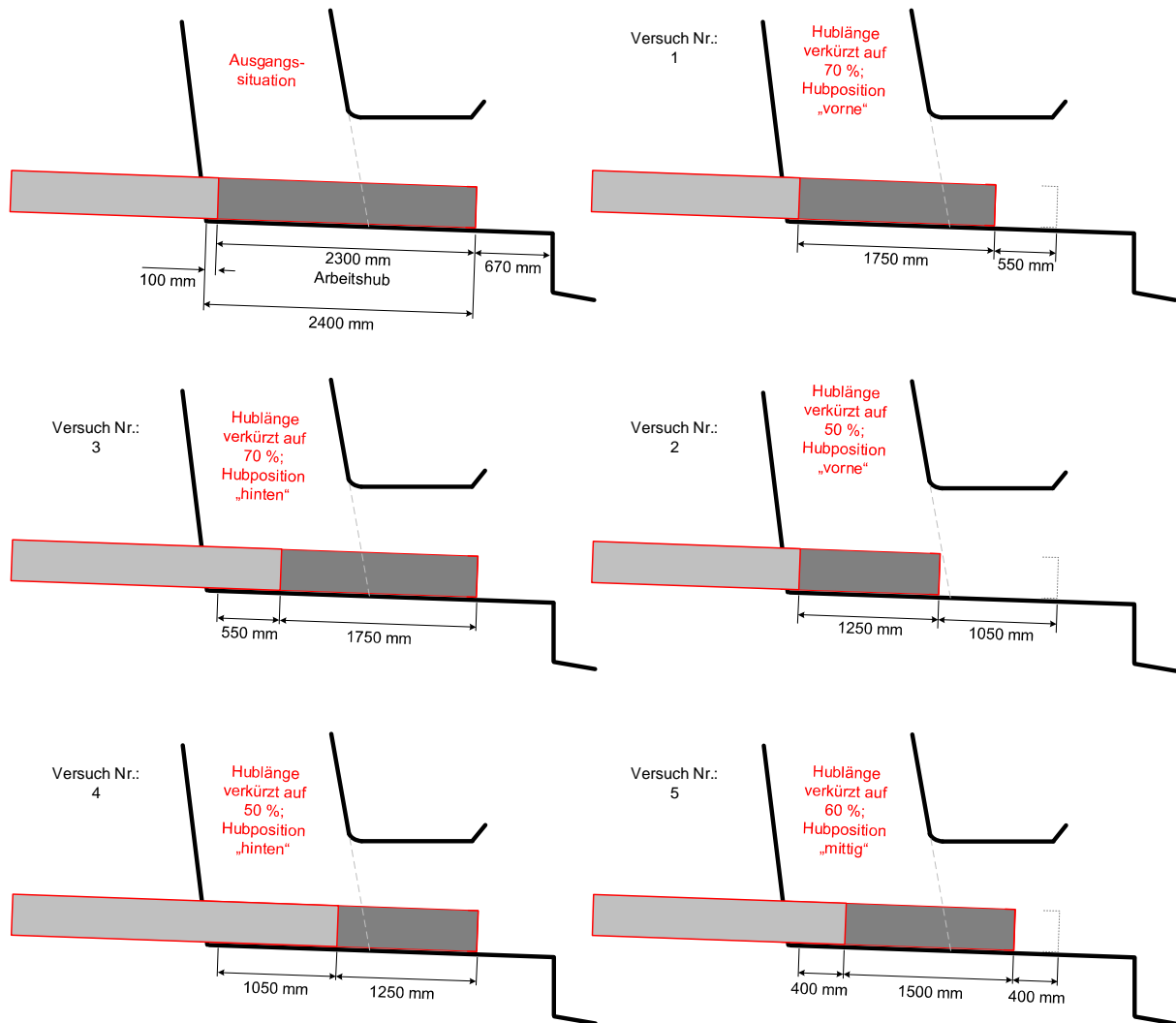


Abbildung 66: Versuchsprogramm mit der Brennstoffbeschickung an UK2VL1

Bei Versuch Nr. 2 wurde die Hublänge weiter verkürzt auf 1250 mm. Dies entspricht nur noch 50 % der Hublänge der Ausgangssituation. Erwartungsgemäß zeigt sich eine weitere Reduktion der Vorhubstrecke sowie ein geringfügiger Anstieg der Doppelhubzahl. Diese Hublänge liegt nun vollständig innerhalb der Wirksamkeitsgrenze bzw. ist sogar kürzer als die effektivste Hublänge, was den Anstieg der Hubzahl erklärt.

Versuch Nr. 3 fährt eine verkürzte Hublänge identisch wie in Versuch Nr. 1 (1750 mm), allerdings auf der hinteren Hubposition, d. h. die Hublänge wurde ausgehend von der vorderen Endlage eingekürzt. Im Vergleich zur Ausgangssituation zeigt sich ein signifikanter Anstieg der Vorhubstrecke um über 20 %, sowie eine um den Faktor 3 größere Doppelhubzahl. Erklärt werden kann dies dadurch, dass sich nun auch wieder in etwa die Hälfte der gefahrenen Hublänge ausserhalb des Wirksamkeitsbereiches befindet und demnach zur Brennstoffförderung keinen relevanten Beitrag leistet. Da sich dadurch die wirksame Hublänge stark verkürzt, spielt der Leerhub nun eine nicht vernachlässigbare Rolle. Der Leerhub ist wesentlich abhängig von

der „Länge“ des Brennstoffs, die vor dem Aufgabeschieber liegt. Da diese „Länge“ gleich bleibt, auch wenn sich die Hublänge verkürzt, wird der prozentuale Anteil des Leerhubes am gesamten Hub umso größer, je kürzer die gefahrene Hublänge ist. Hinzu kommt auch noch, dass sich der Mitnahmefaktor durch die Hubposition entsprechend verringert.

Besonders deutlich wird dieses Verhalten bei Versuch Nr. 4. Die Hublänge wird verkürzt auf 1250 mm in der hinteren Hubposition, d. h. gefahren wird eine verkürzte Hublänge von 1250 mm. Es zeigt sich im Vergleich zur Ausgangssituation eine um über 250 % erhöhte Vorhubstrecke, bedingt durch die sehr hohe Doppelhubzahl. Als wesentlicher Effekt kommt hier zum Tragen, dass, bedingt durch die Hubposition, sich die Hublänge zum wesentlichen Teil ausserhalb des Wirksamkeitsbereiches befindet. Zusätzlich führen der Leerhub und der – ebenfalls bedingt durch die Hubposition – reduzierte Mitnahmefaktor zu einem weiteren Anstieg der Doppelhubzahl. Eine zuverlässige und effiziente Betriebsweise der Anlage, auch über einen kürzeren Zeitraum hinweg, konnte mit dieser Einstellung nicht sichergestellt werden. Die hydraulisch maximal mögliche Hubfrequenz wurde angefahren, jedoch konnte binnen kürzester Zeit ein massiver Einbruch in der Dampfleistung festgestellt werden, der eindeutig auf Brennstoffmangel zurückzuführen war.

Versuch Nr. 5 fährt eine auf 1500 mm verkürzte Hublänge, allerdings in der mittleren Hubposition, d. h. es wurde sowohl ausgehend von der vorderen als auch von der hinteren Endlage die Hublänge eingekürzt. Gegenüber der Ausgangssituation wird eine etwa doppelt so hohe Doppelhubzahl benötigt, um den Brennstoffmassenstrom aufrecht zu erhalten. Der Hub von Versuch Nr. 5 ist grundsätzlich ähnlich positioniert wie bei Versuch Nr. 3. Auch hier spielen sowohl die eingeschränkt Fördereffektivität aufgrund einer Hublänge ausserhalb des Wirksamkeitsbereiches als auch der Leerhub und ein verminderter Mitnahmefaktor aufgrund der Hubposition eine Rolle. Die wirksame Hublänge innerhalb des Wirksamkeitsbereiches ist jedoch bei Versuch Nr. 5 um 150 mm länger, was die – im Vergleich zu Versuch Nr. 3 – weniger Doppelhübe erklärt. Der Leerhub wird geringfügig größer, jedoch durch den deutlich höheren Mitnahmefaktor (aufgrund der Hubposition) überkompensiert.

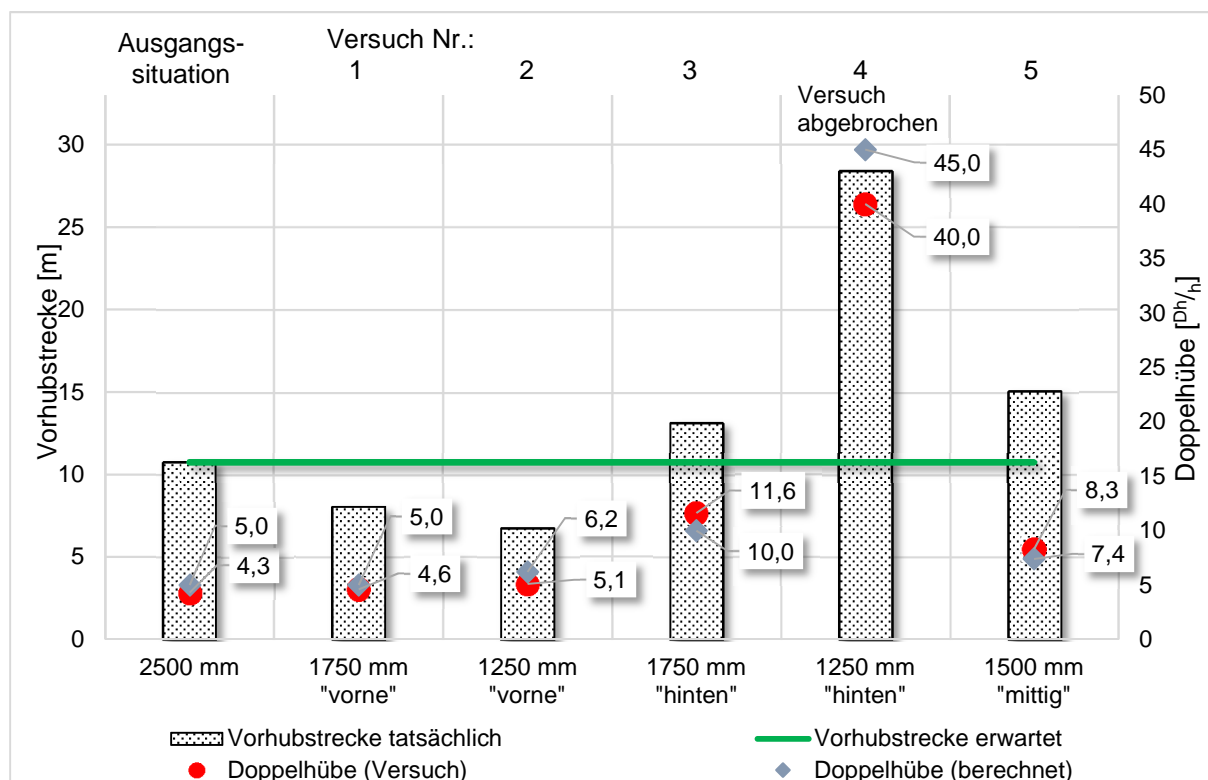


Abbildung 67: Ergebnisse des Versuchsprogramms mit der Brennstoffbeschickung an UK2VL1

II.6.4.2 Versuche an Verbrennungslinie DE20VL1

Betrachtet man das Versuchsprogramm zu den Versuchsfahrten an DE20VL1 (Abbildung 68), so wird deutlich, dass ein Verlassen des Wirksamkeitsbereiches über den Wirksamkeitsgrenzpunkt hinaus, an dieser Anlage keine Rolle spielen kann. Die Anlage DE20VL1 ist konstruktiv so gestaltet, dass es mechanisch nicht möglich ist, Beschickhübe durchzuführen, welche außerhalb des Wirksamkeitsbereiches liegen. Die über die Versuche Nr. 1 – 6 variierenden Vorhubstrecken können nur durch unterschiedliche Leerhübe und Mitnahmefaktoren erklärt werden.

Die Versuche Nr. 1 – 3 wurden allesamt mit einer – gegenüber der Ausgangssituation – um ca. $\frac{1}{3}$ verkürzten Hublänge (713 mm) gefahren.

Versuch Nr. 1 zeigt gegenüber der Ausgangssituation eine signifikante Erhöhung der Vorhubstrecke, die Hubzahl musste mehr als verdoppelt werden. Erklärt werden kann dies damit, dass wirksame Hublänge im hinteren Bereich des Hubes eingekürzt wurde, der Leerhubanteil jedoch ausschließlich im vorderen Bereich des Hubes stattfindet. Zusätzlich wird der Mitnahmefaktor verkleinert durch die geringere Hublänge und die – daraus resultierende – hohe Doppelhubzahl.

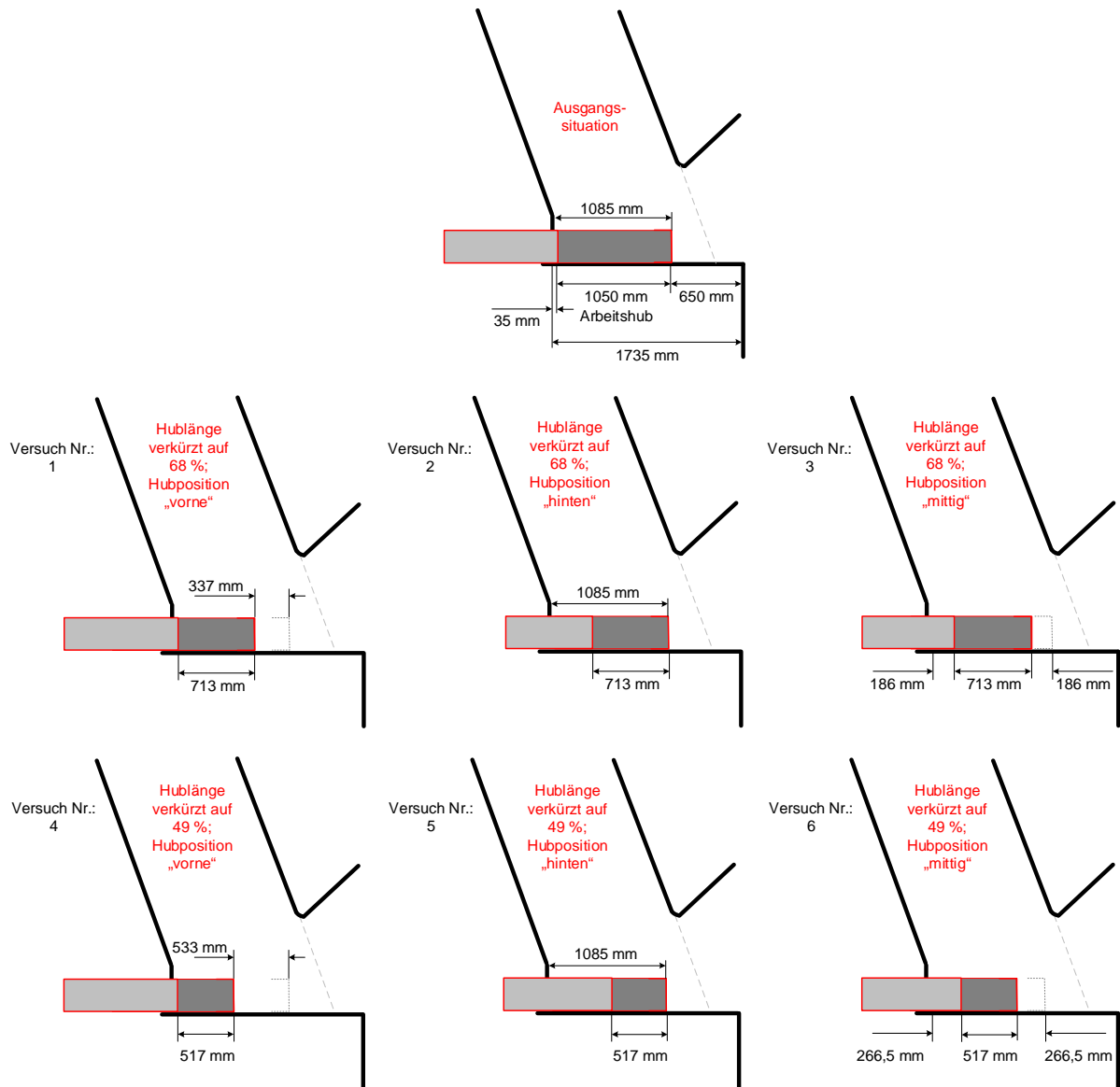


Abbildung 68: Versuchsprogramm mit der Brennstoffbeschickung an DE20VL1

Versuch Nr. 2 wurde mit der identischen Hublänge wie Versuch Nr. 1 gefahren, allerdings in der hinteren Hubposition. Es wird zwar auch hier wirksame Hublänge (im vorderen Bereich des Hubes) eingekürzt, jedoch fällt der Leerhub- bzw. der Kompressionshubanteil geringer aus, weil weniger Brennstoff vor dem Aufgabeschieber liegt. Damit kann erklärt werden, warum Versuch Nr. 2 weniger Doppelhübe benötigt als Versuch Nr. 1.

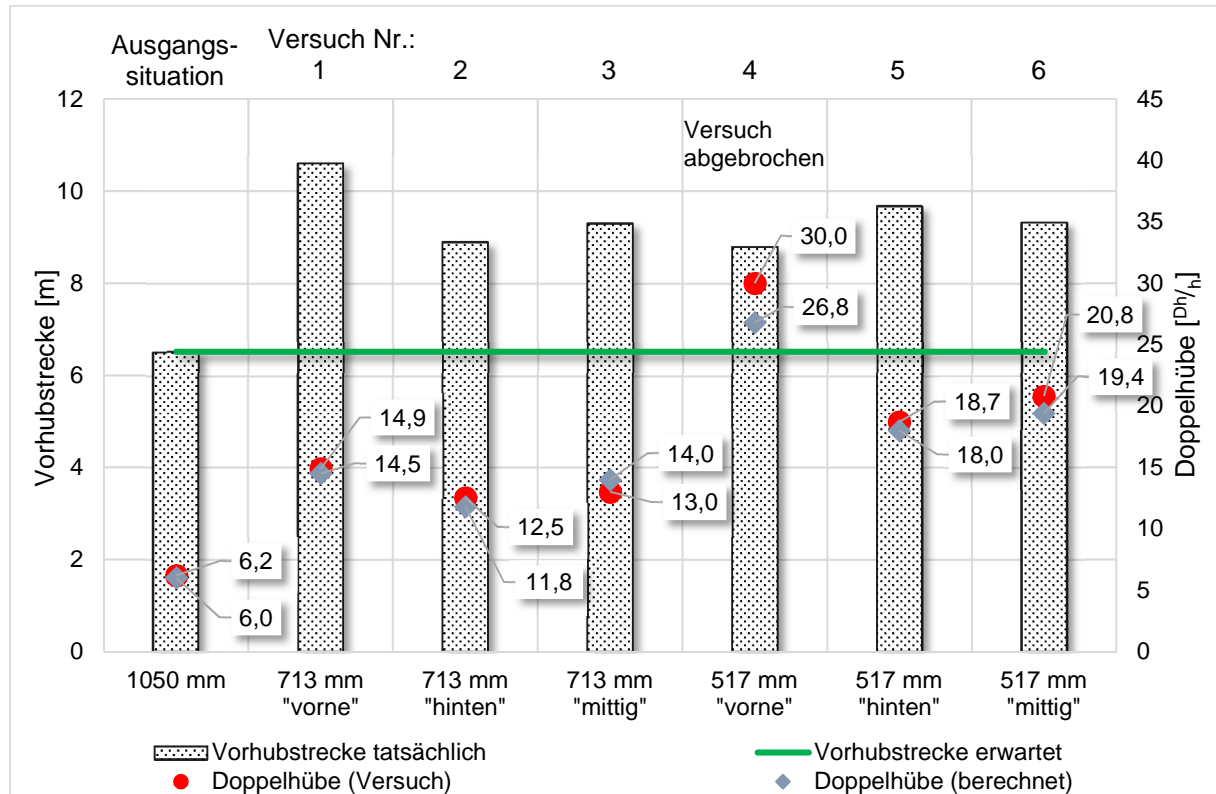


Abbildung 69: Ergebnisse des Versuchsprogramms mit der Brennstoffbeschickung an DE20VL1

Versuch Nr. 3 fährt wiederum mit identischer Hublänge wie Versuch Nr. 1 und Nr. 2, allerdings in der mittigen Position, d. h. es wurde wirksame Hublänge im vorderen als auch im hinteren Bereich des Hubes eingekürzt. In Summe handelt es sich um die identische eingekürzte wirksame Hublänge wie bspw. in Versuch Nr. 1, jedoch mit einem geringeren Kompressionshubanteil, was die geringeren Doppelhubzahlen als bei Versuch Nr. 1 erklärt. Dass ggü. Versuch Nr. 2 eine nur geringfügig höhere Hubzahl und Vorhubstrecke benötigt wurden, liegt daran, dass sich die Kompressionshubanteile der Versuche Nr. 2 und Nr. 3 nicht wesentlich unterscheiden. Auch bei den Mitnahmefaktoren der Versuche Nr. 1 – Nr. 3 gibt es – erwartungsgemäß aufgrund der identischen Hublänge innerhalb des Wirksamkeitsbereiches – keine wesentlichen Unterschiede.

Für die Versuche Nr. 4 – Nr. 6 wurde die Hublänge weiter verkürzt auf 517 mm, was etwa der Hälfte der Hublänge der Ausgangssituation entspricht. Der Ablauf der Versuche Nr. 4 – Nr. 6 ist identisch zum Ablauf der Versuche Nr. 1 – Nr. 3.

Versuch Nr. 4 stellt dabei einen interessanten Sonderfall dar. Dieser Versuch wurde mehrmals wiederholt, musste jedoch immer nachweislich aufgrund von Brennstoffmangel und daraus resultierendem Dampfleistungseinbruch mit darauffolgendem Stützbrennereinsatz abgebrochen werden. Durch den Blick in den Feuerraum wurde auch ersichtlich, dass nicht genug Brennstoff in den Feuerraum gefördert wurde, somit wurde wieder auf die Hublänge der Ausgangssituation umgestellt.

Erwähnenswert ist, dass – wie aus Abbildung 69 (Versuch Nr. 4) ersichtlich – die tatsächlich gefahrene Doppelhubzahl (30 Dh/h) wesentlich größer ist, als die berechnete Doppelhubzahl ($26,8 \text{ Dh/h}$) und die Versuche trotzdem – aufgrund von Brennstoffmangel – abgebrochen werden mussten. Die Berechnung zeigt an, dass mit $26,8 \text{ Dh/h}$ ein ausreichend großer Brennstoffmassenstrom auf den Rost gefördert werden sollte, um den eingestellten Soll-Dampfmassenstrom aufrecht erhalten zu können. Die Praxis zeigt aber, dass es selbst mit 30 Dh/h – die die max. Geschwindigkeit der Hydraulikzylinder darstellen – nicht möglich zu sein scheint, einen ausreichend großen Brennstoffmassenstrom zu fördern.

Dieses Verhalten konnte bei keiner der anderen Versuchsfahrten (auch nicht auf anderen Anlagen) beobachtet werden und soll daher genauer untersucht werden. Es wurden daher die Betriebsdaten der Versuchsfahrten analysiert und ausgewertet, wie auf Abbildung 70 und Abbildung 71 dargestellt. An der Anlage DE20VL1 ist – im Gegensatz zu UK2VL1 – keine *indirekte* Schichthöhenmessung im Einsatz, sondern eine *direkte* und *absolute* Schichthöhenmessung, die radarbasiert in der Lage ist, die Schichthöhe des Brennbetts unmittelbar "nach" der Brennstoffaufgabe zu detektieren.

Bei beiden Versuchsfahrten (Versuch Nr. 4 an DE20VL1 vom 26.11.2015 (Abbildung 70) und vom 24.12.2015 (Abbildung 71)) ist zu erkennen, dass es nach dem Umstellen der Hublänge bzw. der Hubposition zu einer langsamen, aber stetigen Abnahme der Schichthöhe auf dem Rost kommt. Das bedeutet, dass eine suffiziente Brennstoffförderung mit den im Vergleich niedrigen Doppelhubzahlen ($< 20 \text{ Dh/h}$) nicht zu realisieren ist. Dies gibt auch der berechnete Wert wieder, denn lt. Berechnung sind bei dieser Hublänge und dieser Hubposition $26,8 \text{ Dh/h}$ notwendig.

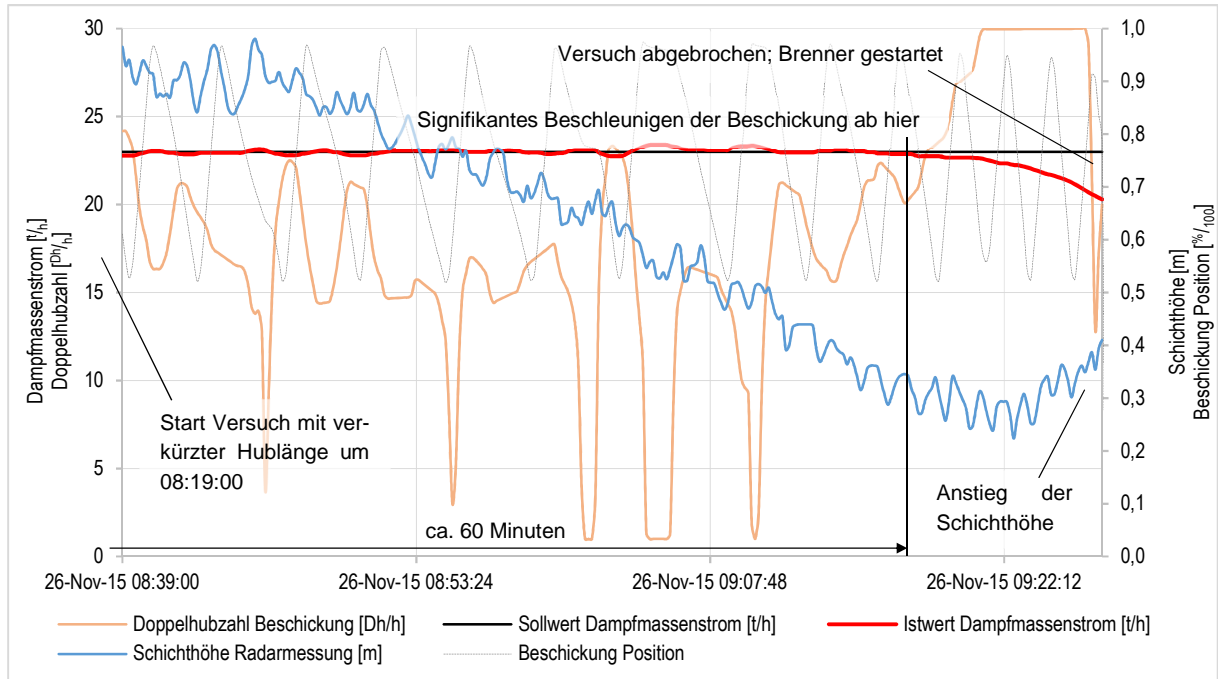


Abbildung 70: Versuch Nr. 4 an DE20VL1 vom 26.11. 2015

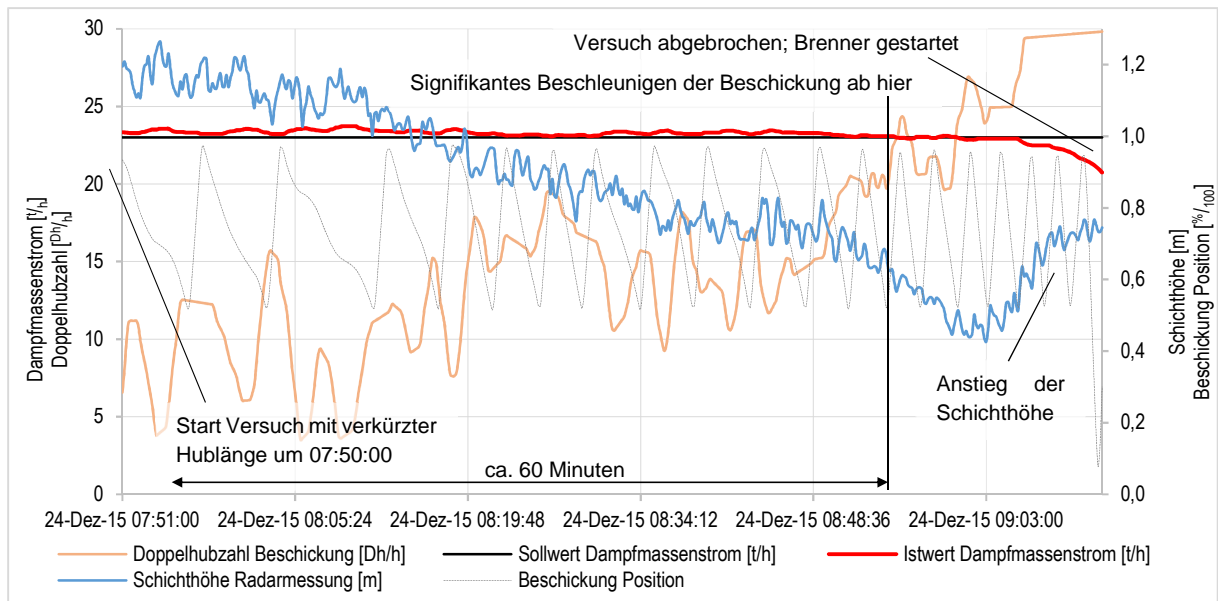


Abbildung 71: Versuch Nr. 4 an DE20VL1 vom 24.12.2015

Der Feuerungsregelung gelingt es jedoch mit anderen (= schnelleren) Stelleingriffen, wie z. B. durch Anpassungen an der Primärluft und / oder den Rostgeschwindigkeiten, den Dampfmassestrom auf dem gewünschten Niveau zu halten. Da in der bestehenden Feuerungsregelung (noch) kein Schichthöhenregelkreis – mit der gemessenen Schichthöhe als Regelgröße – im-

plementiert ist, gibt es demnach für die FLR keine Veranlassung, die Doppelhubzahl der Beschickung längerfristig signifikant zu erhöhen. Es zeigt sich, dass dieser Zustand ca. 1 Stunde lang aufrecht erhalten werden kann. Das heißt, die Schichthöhe im vorderen Bereich des Rostes nimmt stetig ab, während die Dampfleistung annähernd konstant auf dem gewünschten Niveau gehalten werden kann.

Als zusätzlicher negativer Effekt stellt sich eine starke Verkürzung der Feuerlänge auf dem Rost ein. Die Feuerlänge und dabei insbesondere eine (zu) kurze Feuerlänge ist jedoch nur aufwändig messbar und wurde in diesem Fall durch visuelle Beobachtung festgestellt.

Nachdem das Brennstoffinventar auf dem Rost sozusagen "aufgebraucht" ist, beginnt der Dampfmassenstrom zu sinken. Andere Stellgrößen wie z. B. die Primärluft sind zu diesem Zeitpunkt bereits voll ausgesteuert und somit versucht die FLR nun durch eine starke Erhöhung der Anzahl der Beschickdoppelhübe den Soll-Dampfmassenstrom wieder zu erreichen.

Nun ist deutlich zu erkennen, dass ab dem Zeitpunkt, zu dem Beschickdoppelhübe von rund 25 Dh/h gefahren werden, nach einer Totzeit von ca. 5–7 Minuten, die Schichthöhe auf dem Rost wieder signifikant zu steigen beginnt.

Aufgrund des vergleichsweise starken Einbruchs der Dampfleistung und der Tatsache, dass die oben erwähnte zu kurze Feuerlänge zu gefährlichen Rückbränden führen kann, wurde der Versuch jedoch bereits abgebrochen, bevor eine suffiziente Brennstoffförderung – bei ausreichend hohen Doppelhubzahlen – hätte wieder einsetzen können.

Die Tatsache, dass gefahrene Doppelhubzahlen, die im Bereich der vorausberechneten Hubzahlen (ca. $25\text{--}27 \text{ Dh/h}$) gelegen sind, zu einem Anstieg der Schichthöhe geführt haben, lässt auf eine grundsätzliche Korrektheit der Berechnung des Versuchs Nr. 4 schließen.

Trotzdem muss festgestellt werden, dass der Anteil des Kompressionshubes bei dieser kurzen Hublänge in Kombination mit der vorderen Hubposition bereits sehr groß ist, sodass ein – über längere Zeiträume – effektiver und reproduzierbarer Brennstofftransport vermutlich nicht mehr stattfinden würde.

Bei Versuch Nr. 5 wurde die Hublänge, analog zu Versuch Nr. 4, auf 517 mm gekürzt. Der Hub findet wie bei Versuch Nr. 2 auf der hinteren Position statt. Gemäß der Berechnung der entwickelten Massenstromformel werden 18 Dh/h benötigt um genügend Brennstoff zu fördern. Tatsächlich sind über den Versuchszeitraum durchschnittlich $18,7 \text{ Dh/h}$ gefahren worden. Die verringerte Doppelhubzahl gegenüber dem Versuch Nr. 4 kann durch den geringeren Kompressionsanteil erklärt werden, der dementsprechend zu einem Anstieg des effektiven Förderhubes führt.

Versuch Nr. 6, der mit der gleichen Hublänge wie Versuch Nr. 4 und Nr. 5, allerdings auf der mittleren Position gefahren wurde, benötigte in der Realität – wie erwartet – mit $20,8 \text{ Dh/h}$ weniger Doppelhübe als Versuch Nr. 4 und etwas mehr Doppelhübe als Versuch Nr. 5. Die Versuchsvorausberechnung mit der Massenstromformel ergab eine Doppelhubzahl von $19,2 \text{ Dh/h}$. Der Tatsache geschuldet, dass der Kompressionsweg auf der mittleren Hubposition etwas kleiner ist als auf der vorderen Position, jedoch im Vergleich zu Versuch Nr. 5 größer ist, muss sich auch eine Doppelhubzahl einstellen, welche zwischen den Hubzahlen von Versuch Nr. 5 und Nr. 6 liegt.

II.6.4.3 Versuche an Verbrennungslinie DE31VL2

Im Gegensatz zu den Anlagen UK2VL1 bzw. DE20VL1 handelt es sich bei der Anlage DE31VL2 (Abbildung 72) um eine Anlage mit einer Doppelkolbenbeschickung. Zuerst wurde an DE31VL2 der grundsätzliche Einfluss von Ober- und Unterschieber auf den gesamten Beschickvorgang untersucht. Dazu wurden die Versuche Nr. a und Nr. b durchgeführt. Die Fahrweise (synchron, sequentiell, asynchron; vgl. Abbildung 44) ist hierfür nicht relevant, da sich jeweils nur einer der beiden Schieber aktiv im Eingriff befindet.

Für Versuch Nr. a wurde nur mit dem Oberschieber beschickt, während der Unterschieber in seiner vorderen Endlage stehen blieb. Die Hublänge blieb im Vergleich zur Ausgangssituation unverändert. Aus Abbildung 74 ist ersichtlich, dass für diesen Versuch die Doppelhubzahl des Oberschiebers in etwa verdoppelt werden musste um den Brennstoffmassenstrom aufrecht zu erhalten. Die vom Oberschieber zurückgelegte Vorhubstrecke verdoppelt sich dabei ebenso. Bei der visuellen Beurteilung des Brennbettes konnte jedoch verstärkte „Haufenbildung“ auf dem Rost sowie eine zunehmende Feuerlänge erkannt werden. Dies lässt auf eine unregelmäßige Brennstoffbeschickung (sowohl zeitlich als auch mengenmäßig) sowie auf eine erhöhte Kompaktierung des Brennstoffs schließen. Mit anderen Worten, es kommen in unregelmäßigen Abständen größere u. v. a. erhöht komprimierte Brennstoffkonglomerate auf den Rost, was visuell als „Haufenbildung“ wahrgenommen wird. Bis diese Brennstoffkonglomerate aufbrechen und durchzünden können, ist eine längere Verweilzeit auf dem Rost notwendig, was die zunehmende Feuerlänge erklärt. Dennoch kann festgestellt werden, dass sich ein Feuerungsbetrieb mit ausschließlichem Oberschieber-Betrieb aufrecht erhalten lässt, wenngleich die Dampfmengenschwankungen aufgrund der unregelmäßigen Brennstoffbeschickung deutlich zunehmen.

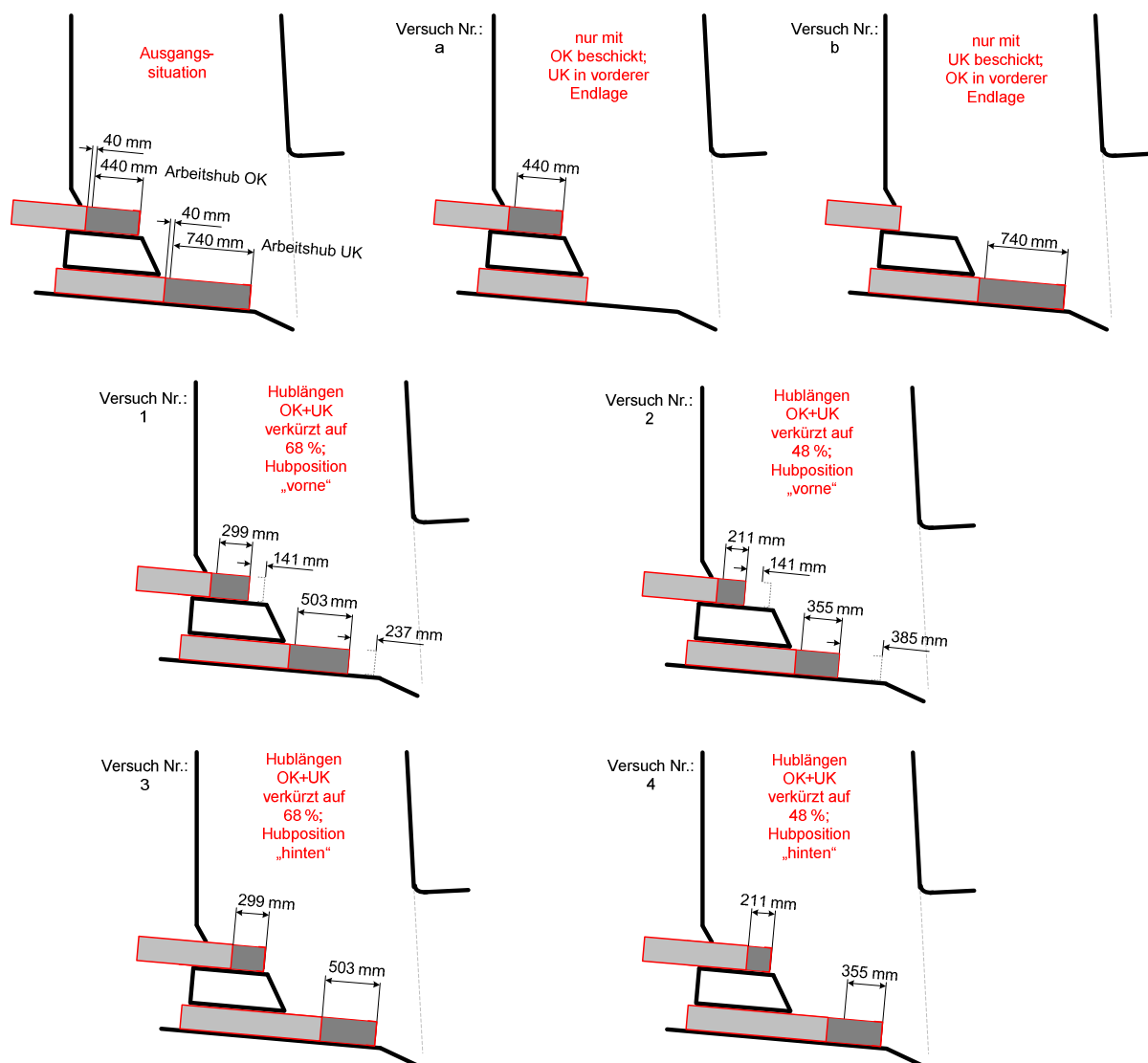


Abbildung 72: Versuchsprogramm mit der Brennstoffbeschickung an DE31VL2

Bei Versuch Nr. b blieb anstatt des Unterschiebers nun der Oberschieber in seiner vorderen Endlage stehen. Der Unterschieber wurde mit seiner regulären Betriebshublänge von 740 mm gefahren. Dabei mussten die Versuche – auch nach mehrmaliger Wiederholung – jedes Mal aufgrund eines reproduzierbar nach ca. 20 Minuten nach Umstellung auftretenden massiven Einbruchs in der Dampfleistung mit darauffolgendem Einsatz der Stützbrenner abgebrochen werden (vgl. Abbildung 65). Dieses Verhalten lässt auf eine fast vollständig zum Erliegen gekommene Brennstoffförderung schließen, was auch optisch beim Blick in die Feuerung bestätigt werden konnte⁴³. Die unzureichende Brennstoffförderung, welche für den massiven Abfall

⁴³ Bei solch massiven Dampfleistungseinbrüchen ist in der Regel die geschlossene Flammenfront, die normalerweise den Blick von hinten auf die Brennstoffbeschickung versperrt, bereits "zusammengebrochen". Deshalb kann in diesen Ausnahmefällen die Quantität und Qualität der Brennstoffförderung visuell durch das an der Ofenrückwand eingebaute Schauglas gut beurteilt werden.

des Dampfmassenstromes verantwortlich ist, kann über eine Brückenbildung im Brennstoffschacht erklärt werden. Die im Müllschacht stehende Brennstoffsäule „stützt“ sich im Wesentlichen oberhalb des Unterschiebers auf der Zwischenkonstruktion und den Schachtwänden ab. Somit gelangt deutlich zu wenig Brennstoff in den Einflussbereich des Unterschiebers. Abbildung 73 soll die gemachte Beobachtung visualisieren.

Die Versuche Nr. a und Nr. b kurz zusammengefasst, kann postuliert werden, dass bei einer Doppelkolbenbeschickung ein reiner Oberschieber-Betrieb grundsätzlich möglich ist. Aufgrund der starken betrieblichen Einschränkungen ist diese Fahrweise jedoch nicht empfehlenswert. Ein ausschließlicher Unterschieber-Betrieb ist nicht möglich, die Brennstoffförderung kommt aufgrund einer reproduzierbar auftretenden Brückenbildung im Schacht fast vollständig zum Erliegen.

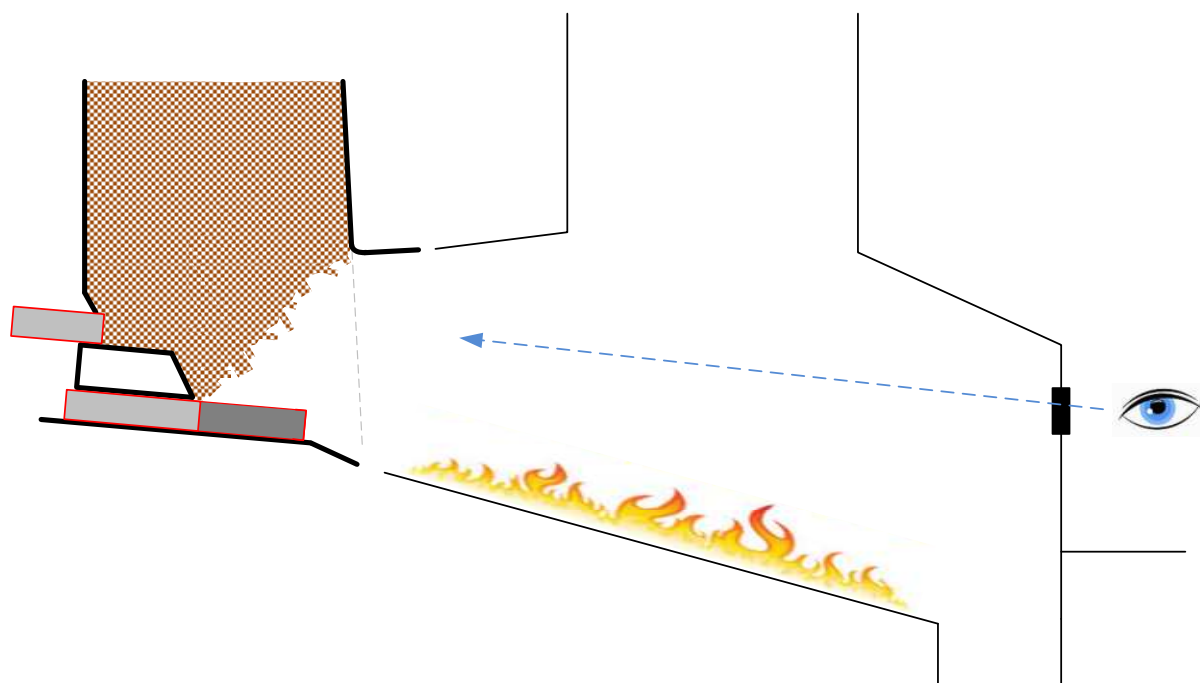


Abbildung 73: "Abstützen" der Müllsäule (Brückenbildung) auf dem Zwischentisch einer Doppelkolbenbeschickung bei ausschließlichem Unterschieber-Betrieb (schematische Darstellung)

In den Versuchen Nr. 1 bis Nr. 4 wurde der Einfluss der Fahrweise einer Doppelkolbenbeschickung auf das Förderverhalten untersucht. Hierbei ist die synchrone („sync“) und sequentielle Fahrweise („sequ“) untersucht worden (siehe Abschnitt II.6.2.11 bzw. Abbildung 44), da diese die am häufigsten angewendeten Fahrweisen darstellen. Die Hublängen entsprachen dabei den unverkürzten Betriebshublängen (Hublänge Oberschieber = 440 mm, Hublänge Unterschieber = 740 mm). Vergleicht man nun die Versuchsergebnisse der beiden Fahrweisen in

Abbildung 74 („Ausgangssituation sync“ und „Ausgangssituation sequ“), so ist die unterschiedliche benötigte Doppelhubzahl auffällig. Bei der *sequentiellen Fahrweise* werden $5,9 \text{ Dh/h}$ und bei der *synchronen Fahrweise* werden $8,3 \text{ Dh/h}$ benötigt, um die vorgegebene Dampfleistung aufrecht zu erhalten. Der Unterschied von etwa 2 Dh/h zwischen den beiden Betriebsweisen, ist auf die Kompression des Brennstoffs während des Vorhubs des Oberschiebers zurückzuführen. Bei der *synchronen Fahrweise* fährt zuerst der Oberschieber von seiner vorderen Endlage in die Hintere und verdichtet somit zwangsläufig den Brennstoffschüttung im Aufgabebereich (vgl. Kap. II.6.2.11). Auch der Brennstoff vor dem Zwischentisch und vor dem Unterschieber wird dabei zu einem gewissen Anteil mitkomprimiert bzw. vom Unterschieber weg bewegt. Dadurch entsteht ein Hohlraum vor dem Unterschieber. Während der Oberschieber in seiner hinteren Endlage verharrt, startet der Unterschieber seinen Vorhub. Dieser hat nun zusätzlich zu dem „normalen“ Leerhub noch die Länge des Hohlraums, die durch die bereits geleistete Kompressionsarbeit des Oberschiebers entstanden ist, zu durchfahren. Somit verringert sich bei der *synchronen Fahrweise* die wirksame Förderhublänge des Unterschiebers signifikant. Eine Zunahme der Doppelhubzahl bei der *synchronen Fahrweise* (gegenüber der *asynchronen Fahrweise*) muss die Vergrößerung des Leerhubs des Unterschiebers kompensieren.

Analog zu den Versuchen an den Einzelkolbenbeschickungen wurden auch an den Doppelkolbenbeschickungen die Auswirkungen auf das Förderverhalten bei einer Einkürzung der Hublänge von Ober- und Unterschieber sowie bei einer Verlagerung der Hubposition für die genannten Fahrweisen (synchron und sequentiell) untersucht.

Bei Versuch Nr. 1 wurde für beide Fahrweisen der Hub von Ober- und Unterschieber auf 68 % der Betriebslängen verkürzt, der Hub startet von der vorderen Endlage. Die im Normalbetrieb angefahrne hintere Endlage wird nicht erreicht, somit findet der Beschickhub auf der vorderen Position statt. Vergleicht man nun die synchrone und sequentielle Fahrweise (Versuch Nr. 1sync und Nr. 1sequ) würde man im ersten Augenblick vermuten, dass die synchrone Fahrweise aufgrund der durch die Fahrweise bedingte Vergrößerung des Leerhubs vom Unterschieber mehr Hübe benötigt als die sequentielle Fahrweise. Tatsächlich jedoch unterscheiden sich die beiden Fahrweisen auch durch unterschiedliche Dichteverhältnisse im Aufgabebereich. Darum wird in der synchronen Fahrweise mehr Brennstoffmasse pro Hub auf den Rost gefördert als beim sequentiellen Fahrzyklus.

Verkürzt man allerdings den Hub ausgehend von der hinteren Endlage auf 48 % des Betriebshubs (Versuch Nr. 2), bleibt die Länge des Leerhubs gleich, jedoch verkürzt sich der effektive Förderhub zusätzlich, was die stark ansteigenden Doppelhubzahlen im Vergleich zu Versuch

Nr. 1 erklärt. Die sequentielle Fahrweise ist, als „zweifache Einzelkolbenbeschickung“ anzusehen und fördert trotz verkürzten Hub auf 48 % mit 40 Dh/h genügend Brennstoff, um den vorgegebenen Dampfmassenstrom aufrecht zu erhalten. Wohingegen bei der synchronen Betriebsweise, der Versuch aufgrund mangelnder Brennstoffförderung abgebrochen werden musste. Der Leerhubanteil des Unterschiebers war anteilmäßig zu groß.

Im Anschluss an die Versuche auf der vorderen Hubposition, wurden die Versuche Nr. 3 und Nr. 4 für die synchrone und sequentielle Fahrweise durchgeführt. Diese unterscheiden sich zu den Versuchen Nr. 1 und Nr. 2 für beide Fahrweisen lediglich in der Hubposition. Analog zu den Versuchen an den Einzelkolbenbeschickungen, wird im Gegensatz zur vorderen Hubposition bei der hinteren Position die Hublänge von der vorderen Endlage ausgehend eingekürzt. Somit endet der Hub immer in seiner hinteren Endlage.

Bei der Verkürzung der Hublängen auf 68 % (Versuch Nr. 3) benötigt die synchrone Fahrweise $14,3 \text{ Dh/h}$ und die sequentielle Fahrweise $13,2 \text{ Dh/h}$ um den vorgegeben Dampfmassenstrom zu halten. Obwohl die Kompressionsanteile des Vorhubes bei beiden Fahrweisen gleich sind, kommt es zu unterschiedlichen Doppelhubzahlen. Die synchrone Fahrweise benötigt gegenüber der sequentiellen um $0,9 \text{ Dh/h}$ mehr. Dies lässt sich durch den gleichzeitig stattfindenden Rückhub in der synchronen Fahrweise erklären. Wie beschrieben, bleibt der Oberkolben nach seinem Vorhub in der hinteren Endlage stehen und hält die Kompression vor dem Unterschieber und den dort entstandenen zusätzlichen Leerraum aufrecht. Dadurch verringert sich der effektive Förderhub des Unterschiebers.

Bei der Verkürzung der Hublängen auf 48 % (Versuch Nr. 4) überwiegt jedoch der Einfluss der unterschiedlichen Dichteverhältnisse im Aufgabebereich und kompensiert so den Effekt der Vergrößerung des Leerhubes bei der synchronen Fahrweise. Somit braucht die synchrone Fahrweise mit $21,5 \text{ Dh/h}$ um $4,3 \text{ Dh/h}$ weniger als die sequentielle Fahrweise mit $25,8 \text{ Dh/h}$.

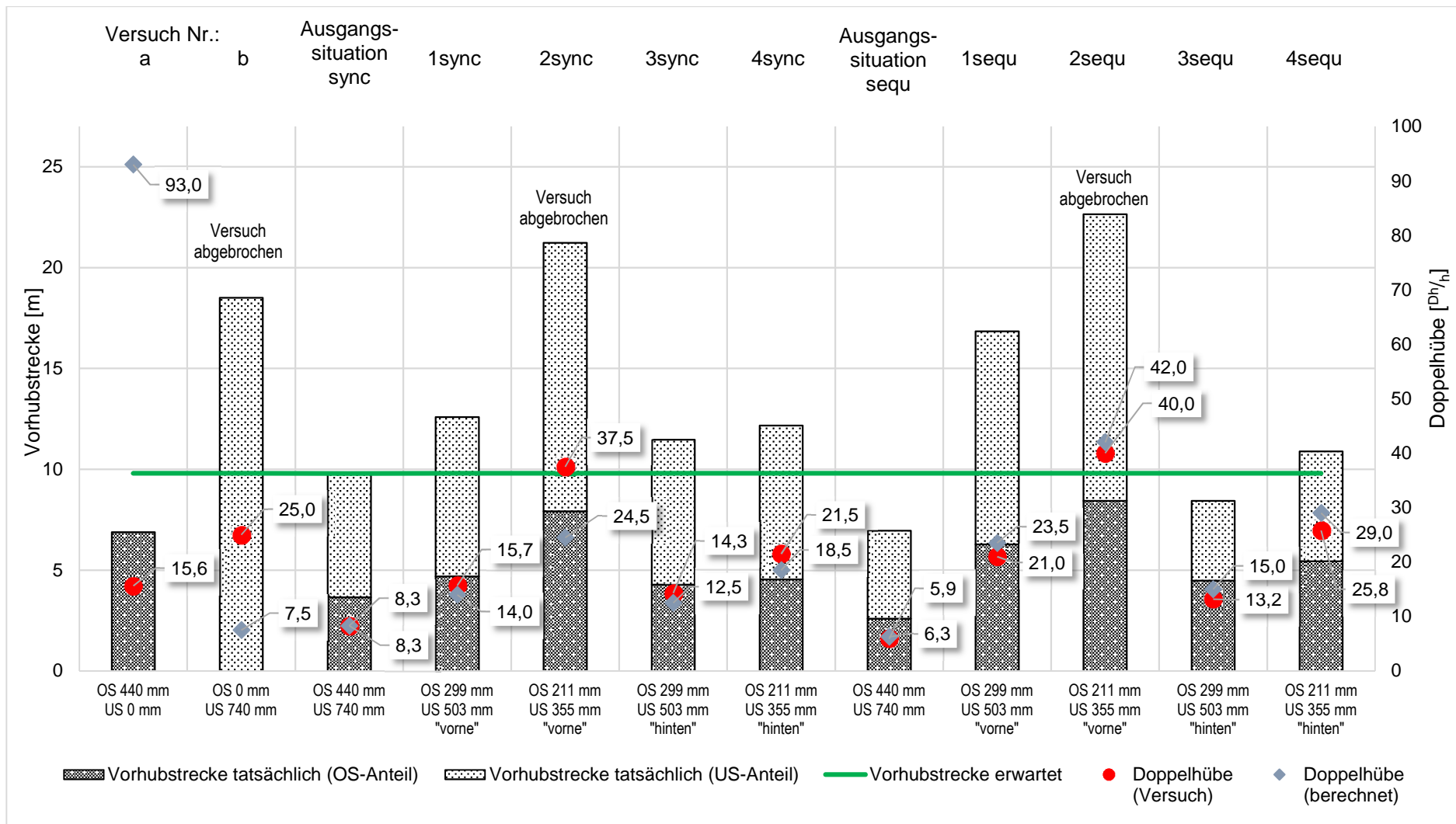


Abbildung 74: Ergebnisse des Versuchsprogramms mit der Brennstoffbeschickung an DE31VL2

II.6.5 Erkenntnisse aus den Versuchsfahrten

Die in Abbildung 67, Abbildung 69 und Abbildung 74 berechneten Doppelhubzahlen wurden durch Anwendung der in den vorangegangenen Abschnitten entwickelten Massenstromformel für Einzelkolben- bzw. für Doppelkolbenbeschickungen berechnet und decken sich im Wesentlichen sehr gut mit den während den Versuchen tatsächlich gefahrenen Hubzahlen. Um den heizwertabhängigen Dichteinfluss (nach Formel II-120) berücksichtigen zu können, wurde der (nachträglich) berechnete mittlere Heizwert des jeweiligen Versuchszeitraums zur Korrektur der berechneten Doppelhubzahlen herangezogen.

Demnach konnte über die durchgeführten Versuchsfahrten grundsätzlich nachgewiesen werden, dass die diskutierten Effekte wie die Wirksamkeitsgrenze, der Leerhub im Brennstoff sowie die Variation des Mitnahmefaktors in Abhängigkeit von Hublänge, Hubposition und Hubgeschwindigkeit tatsächlich existieren.

Die praxisbezogene Relevanz bzw. Sinnhaftigkeit mancher Versuchsfahrten trat dabei natürlich des Öfteren in den Hintergrund. Das heißt, nicht alle eingestellten Hublängen bzw. Hubpositionen können für einen möglichst störungsfreien Dauerbetrieb einer Verbrennungslinie uneingeschränkt empfohlen werden.

Jedoch konnten, z. B. über den Nachweis der Wirksamkeitsgrenze, auch konkrete Vorschläge zur Optimierung der Fahrweise der Beschickung bzw. zur optimalen Konstruktion von Beschiekeinrichtungen an die Hand gegeben werden.

Allen durchgeführten Versuchen mit einer stark verkürzten Hublänge ist gemein, dass ein signifikanter Einfluss der Brennstoffzusammensetzung beobachtet werden konnte – auch wenn versucht wurde, für die Dauer der Versuchsfahrten eine *möglichst homogene* Brennstoffmischung bereitzustellen. Diese Versuche reagierten sehr sensitiv auf Dichte und Stückigkeit des Abfalls.

Ein Absinken des Heizwertes (mit einer postulierten Zunahme der Dichte), welcher beim Betrieb der Anlage mit der ursprünglich eingestellten (längeren) Hublänge wenig Einfluss auf die Dampfleistung zeigt und von der FLR sehr gut geregelt wird, kann beim Betrieb mit einer kürzeren Hublänge problematisch sein. Meist sind einer Verkürzung der Hublänge durch die hydraulisch maximal mögliche fahrbare Beschickfrequenz relativ enge Grenzen gesetzt.

Ebenfalls wie die Abnahme des Heizwertes, kann eine größere Stückigkeit des Brennstoffs (wie z. B. ein größerer Sperrmüllanteil) negative Auswirkungen auf den laufenden Betrieb mit verkürzter Hublänge haben. Es ist leicht vorstellbar, dass sich der Brückenhub vergrößert und

sich ggf. vor dem Schieber größere Hohlräume bilden. Eine Reduktion des effektiven Förderhubes ist die Folge und zu wenig Brennstoff wird auf den Verbrennungsrost gefördert.

Ebenso spielt bei den kurzen Hublängen die Dekomprimierung bzw. Expansion des Brennstoffs eine Rolle. Die Ergebnisse aus dem Abschnitt II.6.2.2 können entsprechend übertragen werden. Demnach dient ein Großteil des Vorhubes nur zur Kompression der vor dem Schieber liegenden Schüttung und nicht zum effektiven Transport. Während des Rückhubes findet eine Expansion der (während des Vorhubs komprimierten) Brennstoffschüttung statt, bevor Brennstoff nachrutschen kann. Wäre dies *nicht* der Fall, so müsste die Dichte der vor dem Schieber liegenden Schüttung nach einigen Hüben so hoch werden, dass der geförderte Massenstrom zur Aufrechterhaltung der Dampfleistung reichen müsste. Dies ist bei einigen Versuchen nachweislich nicht der Fall.

Insbesondere bei den Versuchsfahrten an der Doppelkolbenbeschickung konnten interessante Effekte, wie z. B. das Abstützen der Müllsäule auf dem Oberschieber und eine damit verbundene Brückenbildung, nachgewiesen werden.

Des Weiteren wurde im Rahmen der durchgeführten Versuchsfahrten deutlich, dass *instationäre* Zustände, wie z. B. eine *nicht* (quasi-)kontinuierliche bzw. *nicht* reproduzierbare Brennstoffbeschickung durch die entwickelte Massenstromformel *nicht* abgebildet werden können. Zu solchen instationären Zuständen, die nicht korrekt abgebildet werden können, zählen z. B. Durchrutschphänomene, Brückenbildungen, mehrmaliges Komprimieren mit anschließendem Fördern usw.

Die Massenstromformel liefert nur dann korrekte Ergebnisse, wenn das Beschickungssystem dergestalt parametrisiert ist, dass sich eine (quasi-)kontinuierliche und reproduzierbare Brennstoffbeschickung über längere Zeiträume aufrecht erhalten lässt.

II.6.6 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. II-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 75).

Die betrachteten Anlagen enthalten sowohl Einzelkolbenbeschickungen als auch Doppelkolbenbeschickungen mit unterschiedlichen Fahrzyklen (siehe Kapitel II.6.2.11 und Abbildung 44).

Die visuelle Darstellung einer "Gesamtgleichung" für die Berechnung des Massenstroms ist aus Gründen der Übersichtlichkeit schwierig. Abbildung 76 gibt in Form eines vereinfachten Blockschaltbildes den Aufbau und die Ein- und Ausgangsparameter wieder.

Im GKS wurde die Formel II-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 77 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 Abbildung 77 nicht eingezeichnet).

Die Formel II-5 ist in geringfügig abweichender Form, bezogen auf dem Brennstoff Biomasse, in einem Biomasse-Heizkraftwerk ebenfalls als Funktionsablaufplan einprogrammiert worden, wie in Abbildung 78 ersichtlich. Die oben genannten Brennstoffuntersuchungen um das Dichtepolynom zu erhalten, wurden auch für Biomasse durchgeführt. Die Abweichungen der Massenstromformel betragen hier lediglich $< 6\%$.

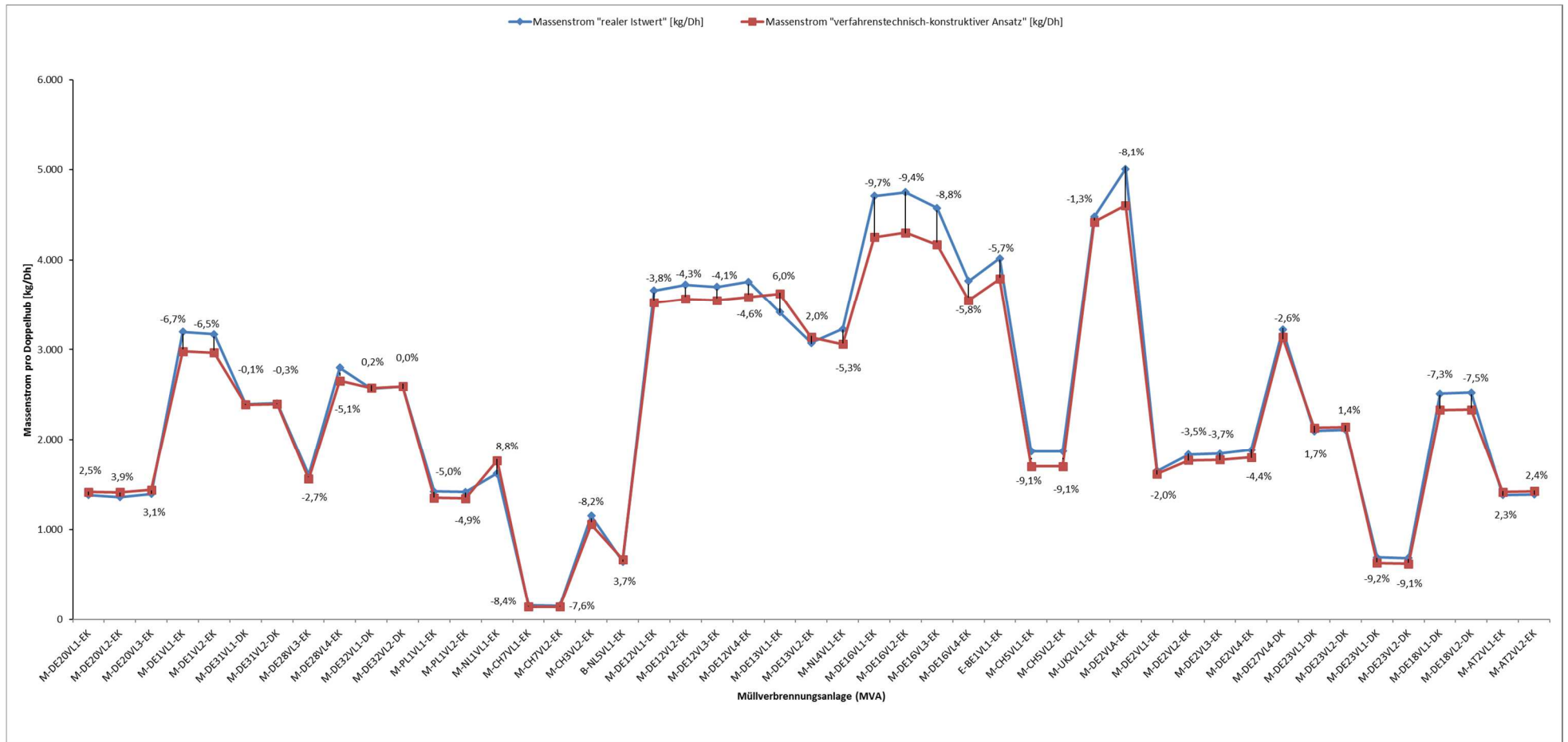


Abbildung 75: Ergebnisse verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz (Auszug)

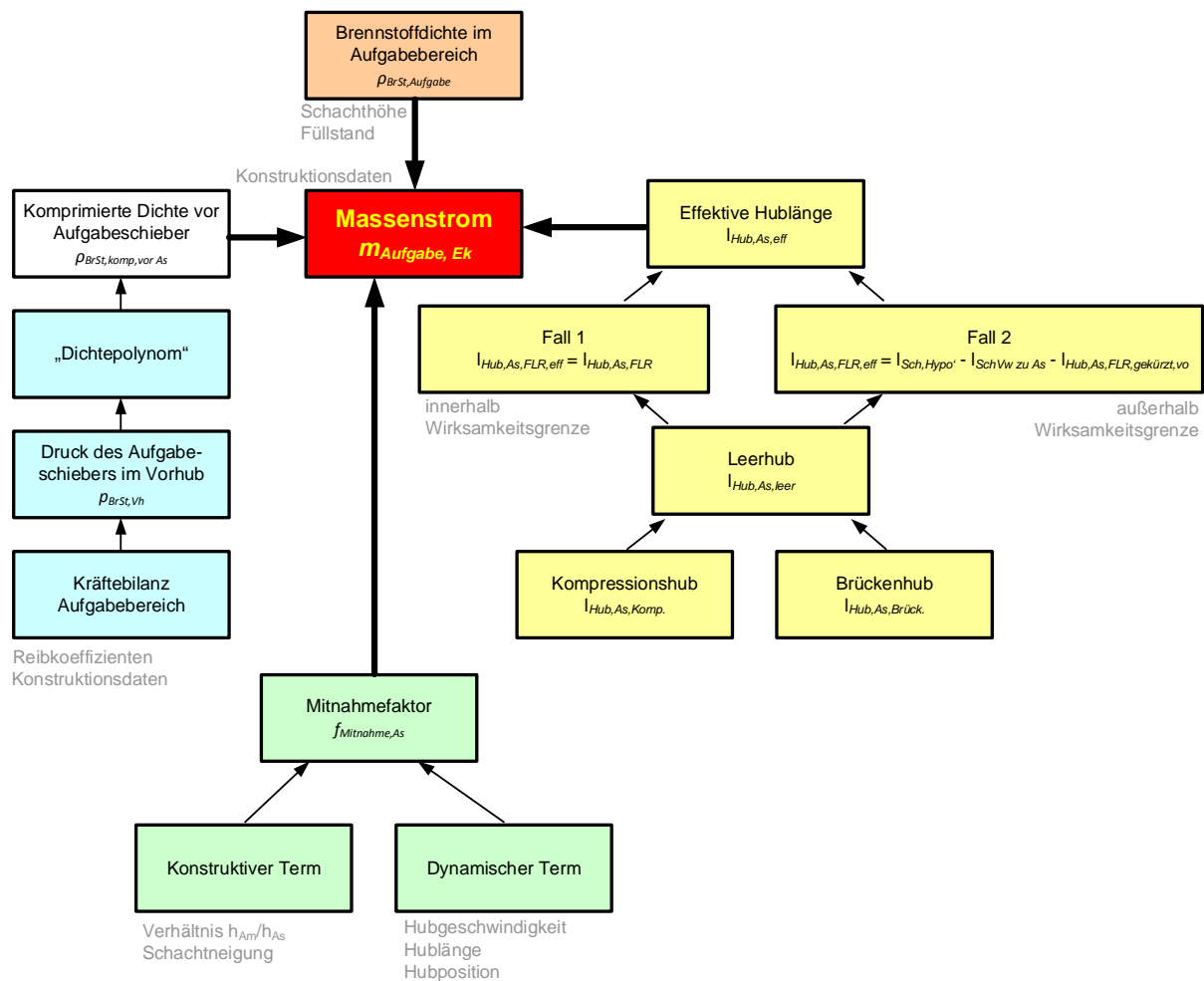


Abbildung 76: Blockschaftbild der Massenstromformel für Einzelkolbenbeschickungen

Anmerkung zur Abbildung 78: 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.

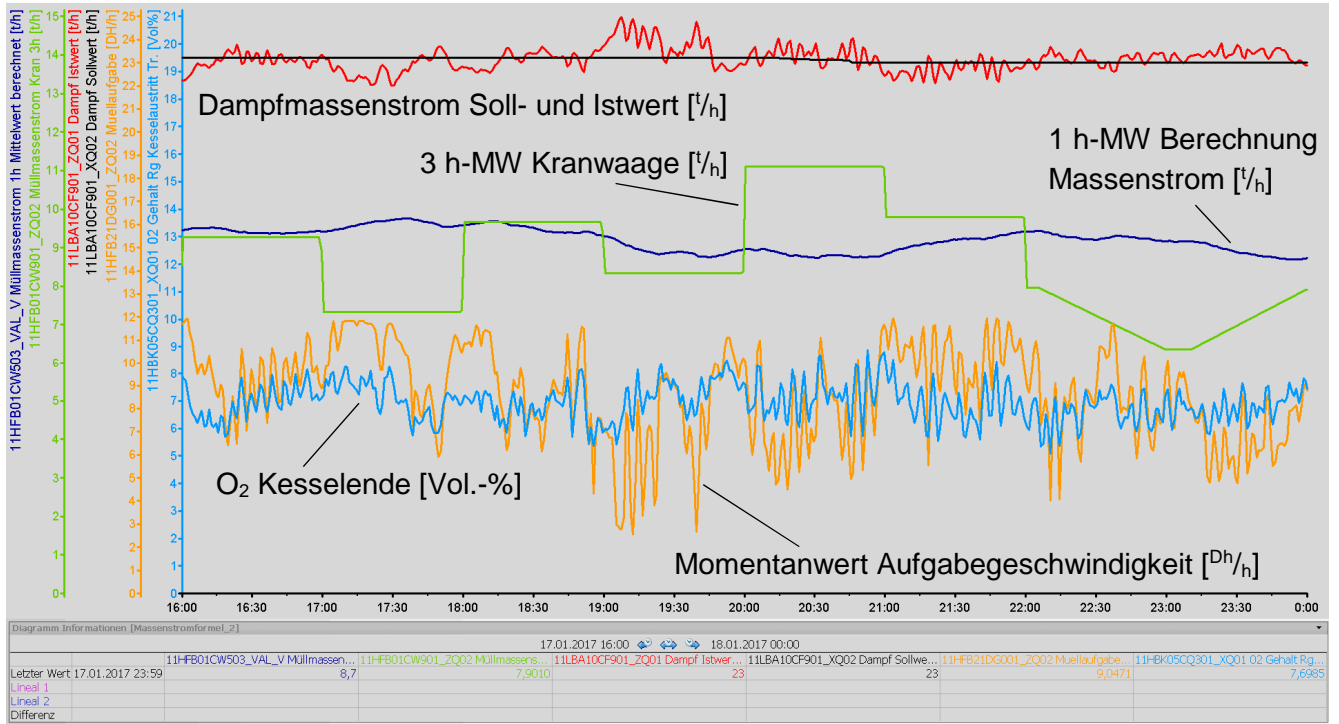


Abbildung 77: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel GKS (8 h-Trend)

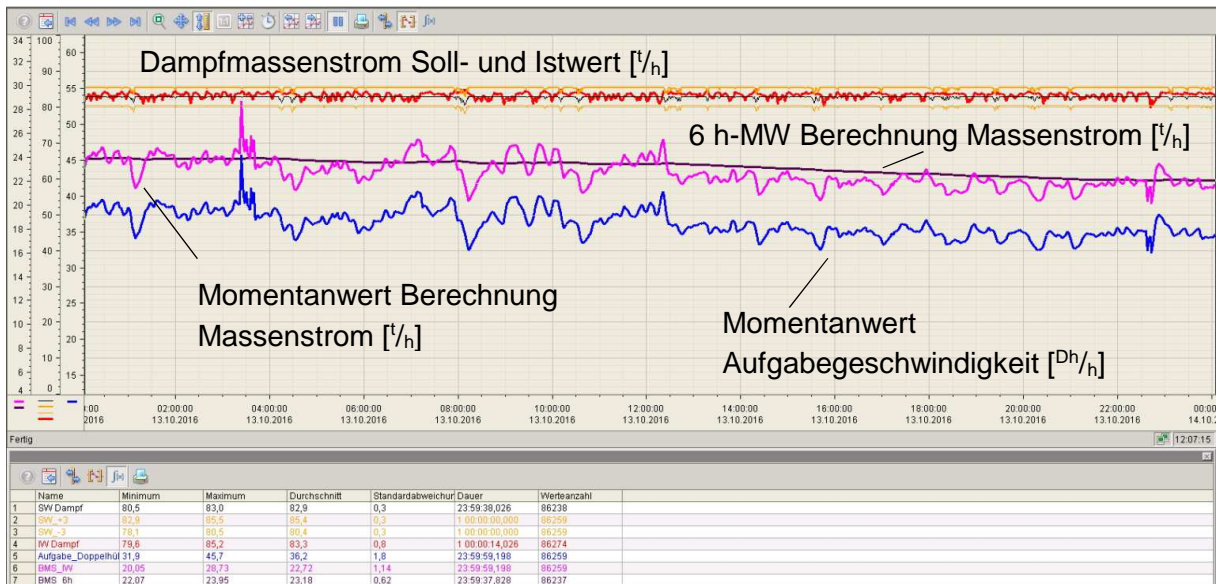


Abbildung 78: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel Biomasse (24 h-Trend)

II.6.7 Fazit & Ausblick

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

An dieser Stelle wurde der oben beschriebene verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz entwickelt. Mittels der im Abschnitt II.6.2 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 75). 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 II-120). Insbesondere wird in Tabelle II-6 gezeigt, wie der Heizwert die einzustellende 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 bestehende Parametrierung der FLR am GKS Schweinfurt wurde mit den berechneten Doppelhubzahlen angepasst.

Die entwickelten Methodiken zur Bestimmung des Brennstoffmassenstroms, zur heizwertabhängigen Dichteberechnung und zur Bestimmung des Feuchtegehalts im Brennstoffs 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.

II.7 Kopplung Modell – FLR (Arbeitspakete 2.3 und 6.4)

II.7.1 Einleitung und Motivation – Modelltheorie

Die Vorgänge im Feuerraum sind wesentliche Ursache für die ablaufenden Prozesse in den nachgelagerten Anlagenkomponenten. Dies betrifft u. a. die Wärmetechnik ebenso wie die Schadstoffbildung von z. B. CO, NO_x, aber auch von korrosionsfördernden Spezies wie Chloride. Allerdings sind nicht alle Probleme in thermischen Behandlungsanlagen der Feuerung zuzuordnen. Auch die nachgelagerten Aggregate bieten genügend Potential für „Fehler“.

Das Potential einer Verbesserung der Feuerung, ist allein schon Grund genug zu versuchen, die Vorgänge in der Feuerung aufzudecken und zu beschreiben. Möglicherweise kann, wie jetzt schon bei der feuerungsseitigen CO- und NO_x-Minderung, auch die Korrosion und Belagsbildung durch primäre, d. h. feuerungsseitige, Maßnahmen vermindert werden. Derartige Maßnahmen werden teilweise schon von diversen Anbietern versprochen, jedoch sind die meisten Realisierungen nicht erfolgreich gewesen, d. h. statistisch ist der Umbau einer Feuerung im Bezug auf eine Verbesserung hinsichtlich Korrosion und Verschmutzung nicht erfolgreicher als der Neubau von Anlagen. Auch bei letzteren hat jeder Anlagenbauer „gute“ und „schlechte“ Anlagen, ohne wirklich zu wissen, wo die Ursachen für den Erfolg oder Misserfolg liegen. Wenngleich es nicht zu leugnen ist, dass es für die Feuerführung gewisse Rahmenbedingungen gibt bzw. geben sollte, um die oben erwähnten Beschädigungen an der Anlage soweit möglich zu vermeiden. Gut herausgearbeitet wurden diese u. a. in [31].

Hoffnung gibt die Tatsache, dass es Anlagen gibt, die nahezu störungsfrei laufen. Eine aufwändige Auswertung konstruktiver und verfahrenstechnischer Parameter mit multivarianten, statistischen Methoden hat noch kein eindeutiges Ergebnis einer „optimalen“ Anlage liefern können. Möglicherweise werden die wirklich signifikanten Daten im Rahmen der konventionellen Verfahrenstechnik und Konstruktion nicht aufgenommen. Daher ist ein alternativer Lösungsweg die Entwicklung eines Feuerungsmodells, mit dem ggf. diese relevanten Parameter deutlich gemacht werden können.

Ein Modell beschreibt Teilstücke der Realität, um sie besser verstehen (diagnostizieren) zu können und Aussagen über die Zukunft machen zu können (prognostizieren). Es geht also um das Erkennen, Beschreiben und Prognostizieren von Realität in Strukturen und Prozessen.

Ein Modell ist ein abstraktes Abbild eines Systems, welches stellvertretend für das System untersucht werden kann, speziell an Stellen wo eine Untersuchung des Systems nur sehr schwierig oder gar nicht möglich ist.

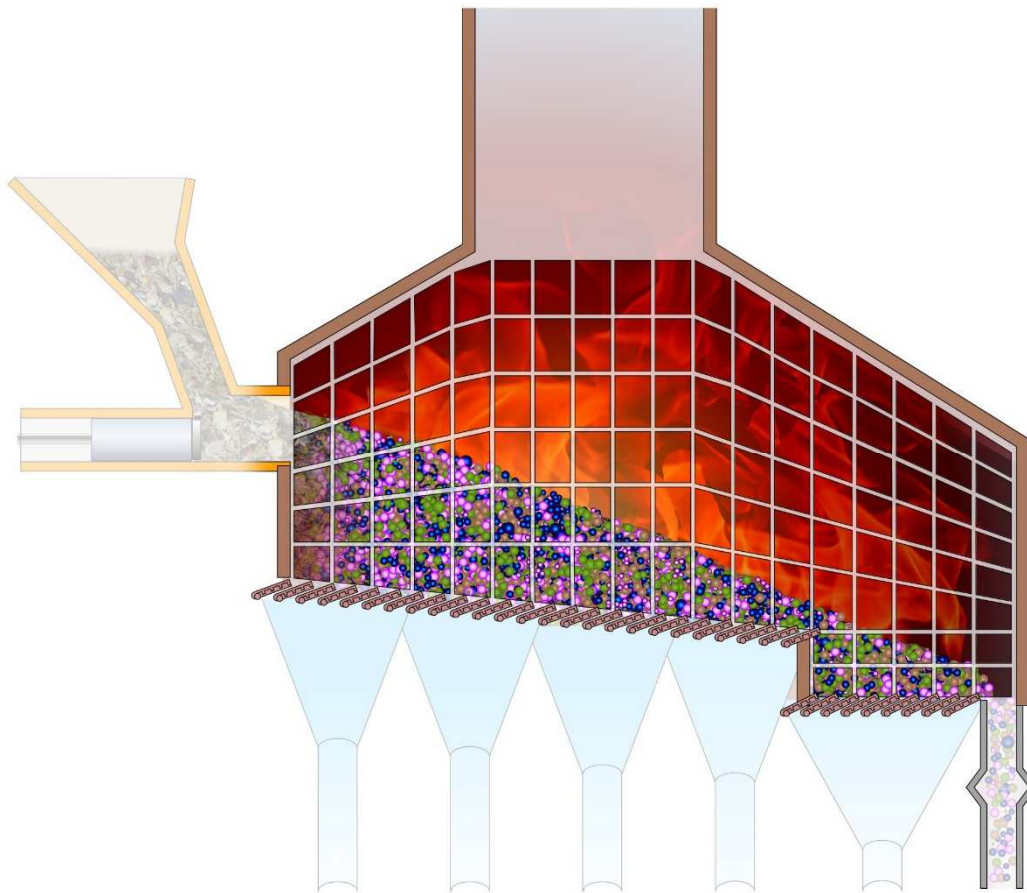


Abbildung 80: diskretisierter Feuerraum – mit bereits angedeuteten Berechnungszellen – der Modellvorstellung von „Combate“

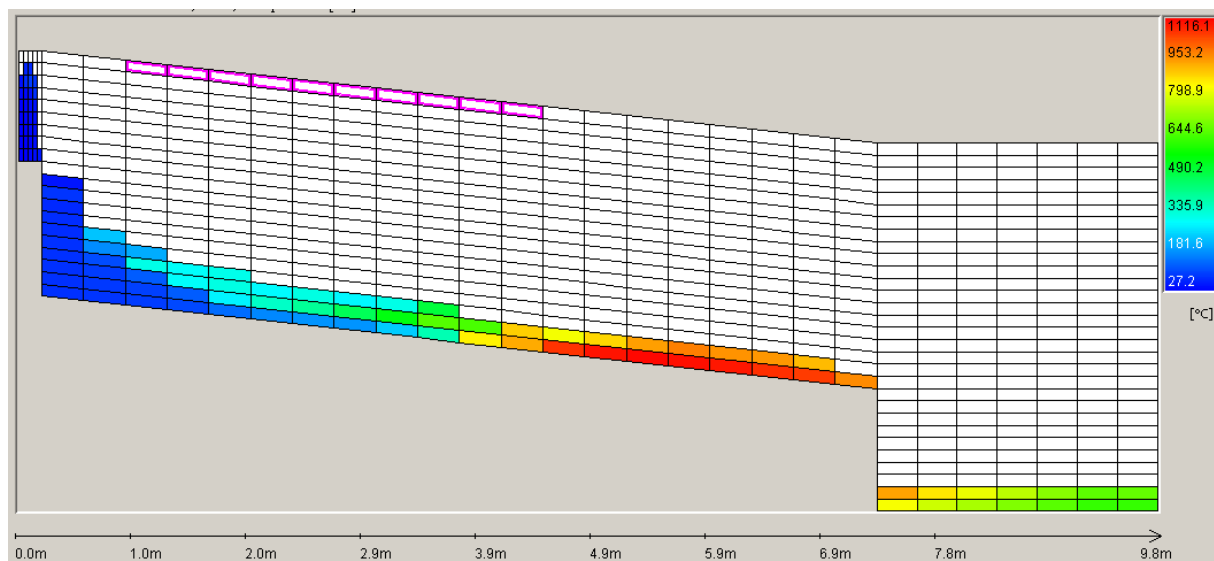


Abbildung 81: Umgesetzte Diskretisierung der Modellvorstellung in die Berechnungszellen des Modells

II.7.2 Kopplung des Modells mit der Feuerungsregelung

Das Feuerungsmodell "CombAte" soll am GKS Schweinfurt an die Prozessleittechnik bzw. an die vorhandene Feuerungsregelung angebunden werden, um so einen Parallelbetrieb zwischen realer Verbrennungslinie und modellierter Verbrennungslinie zu ermöglichen. Dieser Parallelbetrieb bietet eine Vielzahl von neuen Möglichkeiten, wie z. B. das Extrahieren von Prozessgrößen die in der realen Anlage nicht gemessen werden können (z. B. Schichthöhen).

II.7.3 Aufbau der Kopplung

Grundsätzlich können Fremdsysteme über verschiedene Möglichkeiten an die vorhandene Prozessleittechnik angekoppelt werden. Als Schnittstellen stehen offene Systeme wie z. B. der Industriestandard OPC, Gateways usw. zur Verfügung.

Werden Regelungssysteme an eine übergeordnete Leittechnik gekoppelt, so werden mehrere Regelkreise hintereinander geschaltet. Die Feuerungsregelung gibt einen Sollwert über die Schnittstelle auf den Anlagenbus / Baugruppe. Innerhalb der Baugruppe werden der Sollwert und der Ist-Wert innerhalb eines PID-Reglers als geschlossener Regelkreis verarbeitet. Auf Grund dessen ist es relevant, dass beide Regelkreise (Regler der Feuerungsregelung und Regler der Leittechnik) aufeinander abgestimmt werden und innerhalb des Regelkreises in der Leittechnik keine bzw. eine unrelevante bleibende Regelabweichung besteht. Die Ankopplung der auf Simatic PCS 7 basierenden Feuerungsregelung erfolgt linienbezogen jeweils über ein spezielles Gateway welches Industrial Ethernet auf den CS 275-Teleperm-Bus umsetzt.

Neben der auf Abbildung 82 dargestellten Kopplung zur übergeordneten zentralen Leittechnik (ZLT) musste nun auch die Kopplung zum Feuerungsmodell, welches auf einem „normalen“ Office-PC lauffähig ist, hergestellt werden; der Industriestandard OPC wurde als geeignet evaluiert, so dass sich eine Konfiguration gemäß Abbildung 83 ergibt.

Wie aus Abbildung 83 ersichtlich, ist das Feuerungsmodell dzt. an die Verbrennungslinie 11 angekoppelt, durch die OPC-Verbindung ist es aber problemlos möglich mehrere Verbrennungslinien parallel anzukoppeln und berechnen zu lassen, da die OPC-Client Schnittstelle auf dem Modell-PC auf alle relevanten Prozessdaten von allen 3 Verbrennungslinien zugreifen kann.

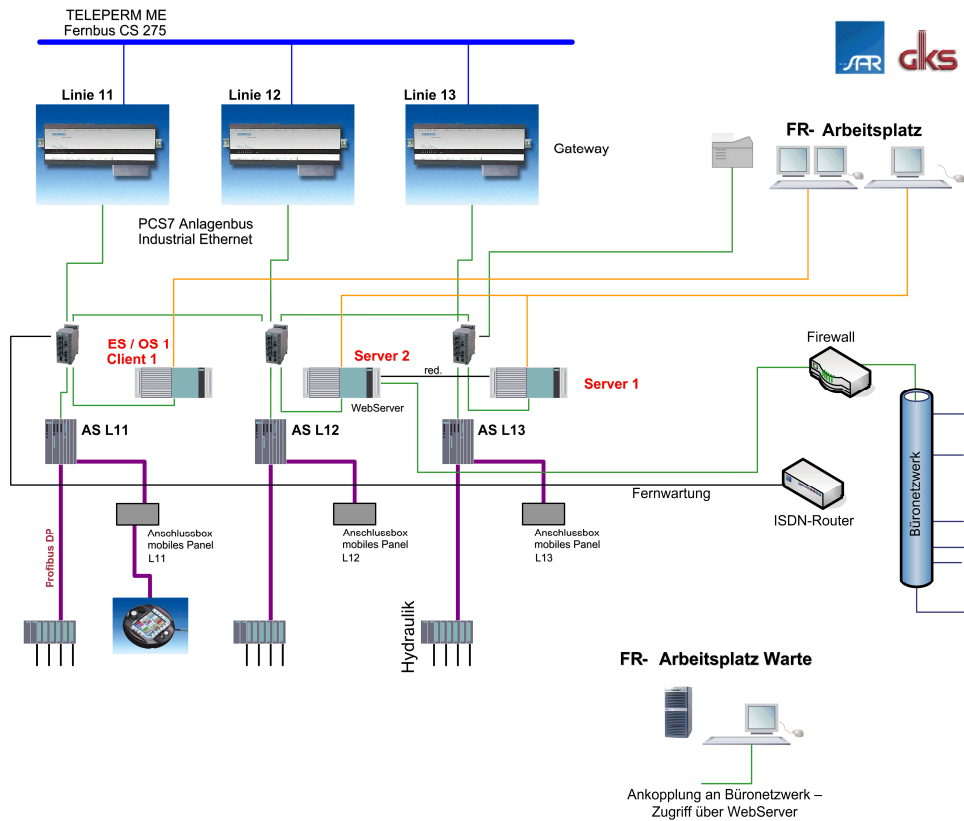


Abbildung 82: Aufbau der Feuerungsregelung mit Kopplung an die Prozessleittechnik, Ausgangszustand

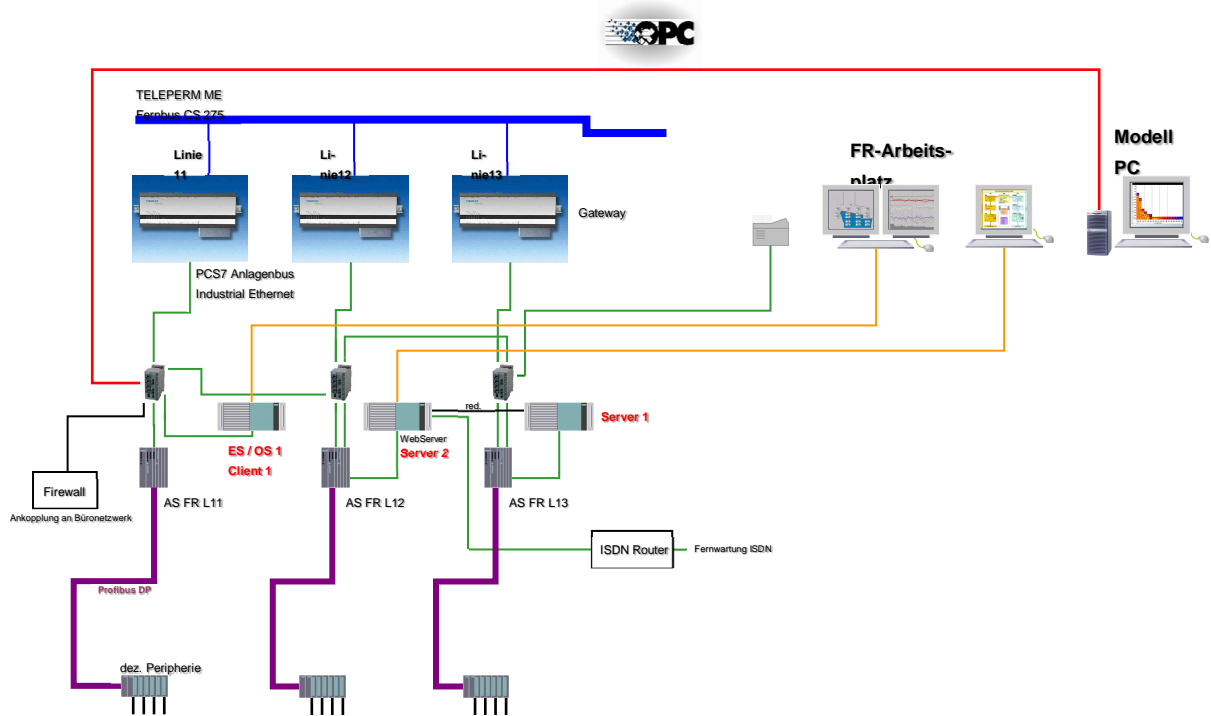


Abbildung 83: Kopplung der Feuerungsregelung ans Prozessleitsystem und Modell-PC

II.7.4 Kopplungsparameter Ausgangszustand

Um vergleichbare Bedingungen zwischen dem „Modellbetrieb“ und dem Betrieb der realen Anlage zu erhalten, ist es notwendig, alle relevanten dzt. vorherrschenden Stellgrößen und Istwerte dem Modell zur Verfügung zu stellen. Im Modell wurde strikt darauf geachtet, nur mit SI-Einheiten zu rechnen, während in der Feuerungsregelung bzw. im Prozessleitsystem die „betrieblich praktischen“ Einheiten im Vordergrund stehen. Aus diesem Grund existiert die Notwendigkeit, jeden Wert der vom OPC-Client des Modells eingelesen wird mittels Umrechnungsfaktor auf die richtige Einheit umrechnen zu können. Auch für verfahrens- oder anlagentechnisch bedingte Umrechnungen wird dieser Faktor verwendet.

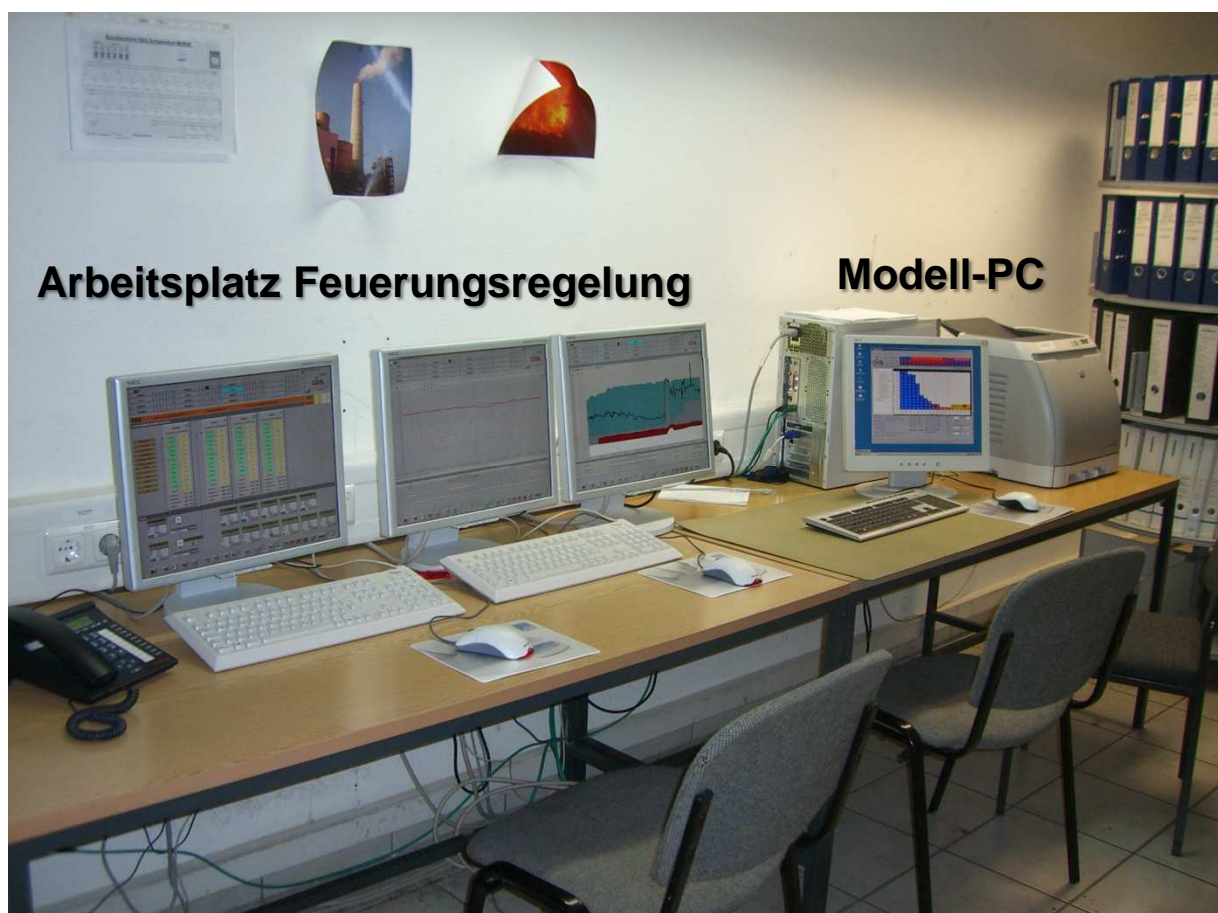


Abbildung 84: Aufbau der Kopplung vor Ort

In den folgenden Abschnitten II.7.4.1 - II.7.4.3 werden die zu übergebenden Werte und die daraus resultierenden Besonderheiten vorgestellt.

II.7.4.1 Bereich Rost – Transport und Beschickung

In folgenden Abbildungen, die jeweils einen Ausschnitt aus der Prozessvisualisierung zeigen, sind alle relevanten Betriebswerte rot markiert, die dem Feuerungsmodell zur Verfügung gestellt werden (müssen). Bei den ans Feuerungsmodell gesendeten Werten handelt es sich Momentanwerte, die „jetzt“ auch am echten Prozess als Stellgrößen anliegen.



Abbildung 85: Visualisierung aus dem Bereich Rost + Beschickung – markierte Istwerte (VL 11 am GKS Schweinfurt)

Die Müllaufgabe erfolgt im Modell in einer festgelegten Zelle am oberen linken Rand als Massenquelle, d. h. kontinuierliche Beschickung im Gegensatz zur quasi-kontinuierlichen Beschickung der realen Anlage. Die kurze Totzeit während dem Rückhub der Beschickung wird vernachlässigt, geht aber über den Umrechnungsfaktor auf Müllmasse indirekt mit ein.

Da die Aufgabe mathematisch also als Massenstrom in $[\text{kg}/\text{s}]$ erfolgt, muss dieser Wert in genau dieser Form zur Verfügung gestellt werden. Leider liegt eine Bewertung der Müllbeschickung in der Form nicht vor und kann auch nicht einfach gemessen werden. Da es sich bei der beschickten Müllmenge aber um einen zentralen Wert handelt (der sich je nach Vorgabe der

Feuerungsregelung permanent ändert), muss dieser in Ermangelung besserer Alternativen empirisch ermittelt werden.

Es wurde der Zusammenhang zwischen der beschickten Müllmenge (in $[\frac{1}{h}]$) und der jeweils vorherrschenden Geschwindigkeit der Beschickeinrichtung (in $[\frac{D^H}{h}]$) hergestellt, unter der Annahme, dass diese Aufgabegeschwindigkeit direkt proportional zum eingebrachten Müllmassenstrom ist.

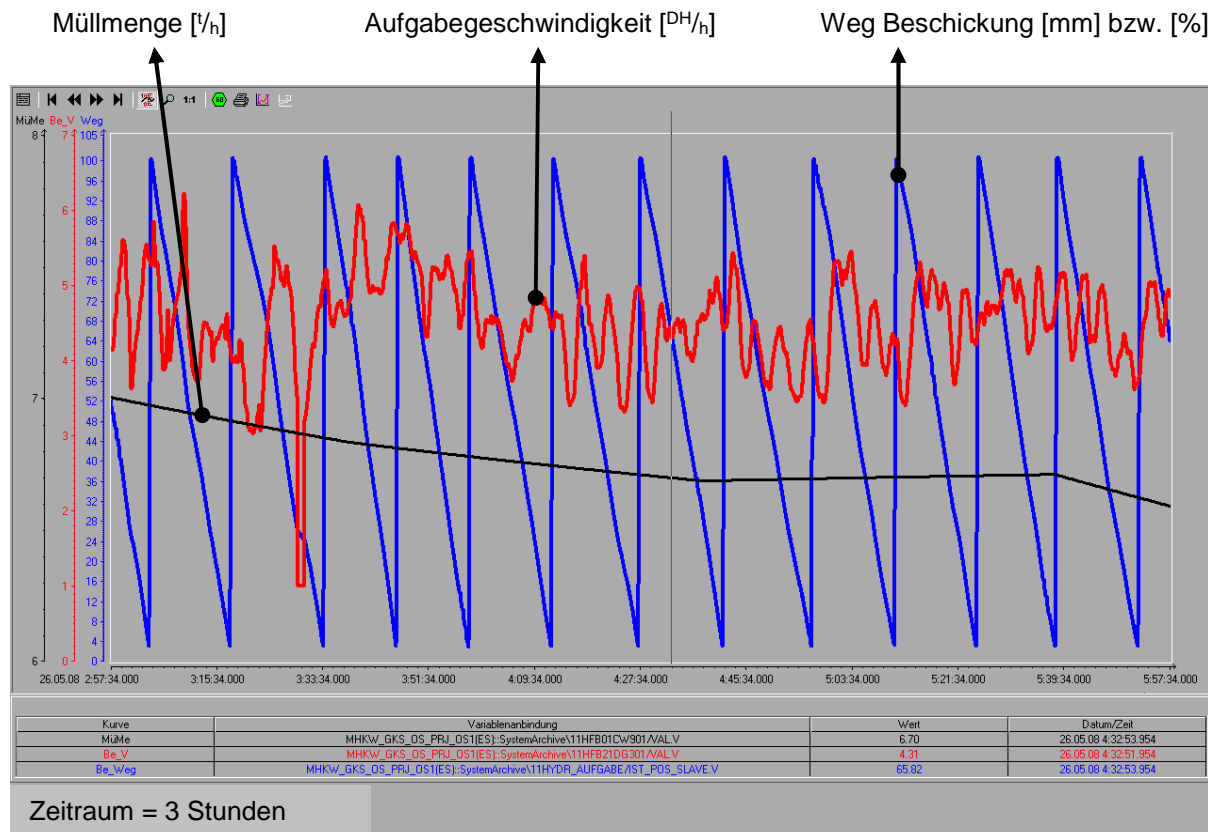


Abbildung 86: Trendanzeige Müllmenge – Aufgabegeschwindigkeit – Beschickhöhe (VL 11 am GKS Schweinfurt)

Über einen Zeitraum von einem Monat wurden die eingebrachten Müllmengen und die jeweils gefahrenen Aufgabegeschwindigkeiten gegenübergestellt und so die Müllmenge berechnet, die von einem Beschickhub auf den Rost aufgegeben wird. Um das Ergebnis repräsentativer zu gestalten, wurden diese Berechnungen jeweils in 6 aufeinanderfolgenden Monaten ange stellt. Der dabei errechnete Wert von 1.359 kg/D^H wird als konstant angenommen und mit der jeweils gefahrenen Aufgabegeschwindigkeit $[\frac{D^H}{h}]$ kann ein aktuell vorherrschender Müllmas senstrom in $[\frac{\text{kg}}{\text{s}}]$ berechnet und dem Modell als Eingangsgröße zur Verfügung gestellt werden.

Von der Feuerungsregelung werden zur Ansteuerung der 3 Rostwägen Rostgeschwindigkeiten in $[D^H/h]$ berechnet – siehe Abbildung 87.

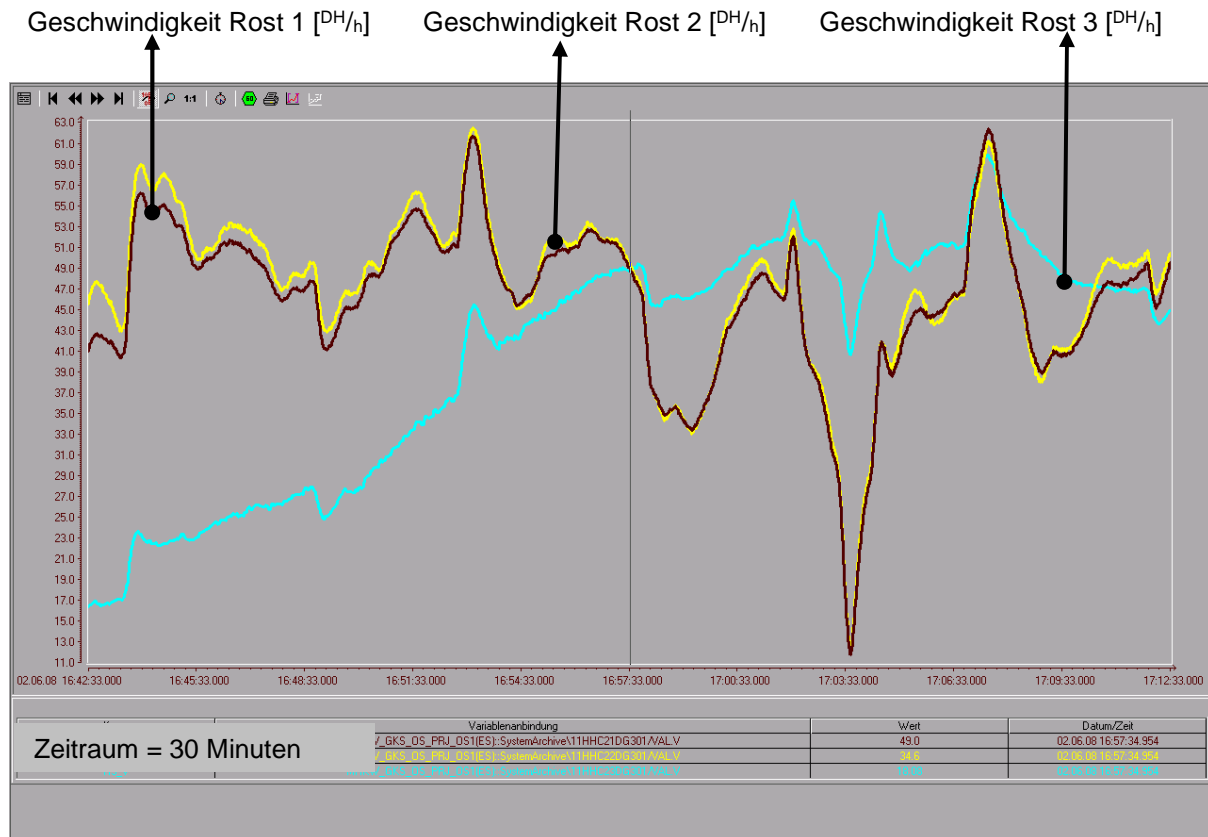


Abbildung 87: Trendanzeige – Rostgeschwindigkeiten (VL 11 am GKS Schweinfurt)

Diese Rostgeschwindigkeiten werden zur Ansteuerung des Hydraulik-Lageregelkreises immer in aktuelle Hubfrequenzen umgerechnet und manifestieren sich in unterschiedlichen Steilheiten des „Sägezahn“, der die zurückgelegten Wege der Rostwägen anzeigt, d. h. geringere Geschwindigkeit ergibt geringere Steilheit und höhere Geschwindigkeit ergibt auch größere Steilheit. Da sich – analog zur Beschickung – die Geschwindigkeit und somit die Steilheit während eines Hubes quasi permanent ändert, ist auf eine ausreichende Abtastzeit des Geschwindigkeitssignales zu achten, welches dem Modell als Eingangsgröße zur Verfügung gestellt wird.

In der Abbildung 89, die einen Screenshot des Bildschirminhaltes der Feuerungsmodell-Software darstellt, ist die Umrechnung des Wertes welcher von der Feuerungsregelung kommt am Beispiel der Rostgeschwindigkeit / Hubfrequenz dargestellt.

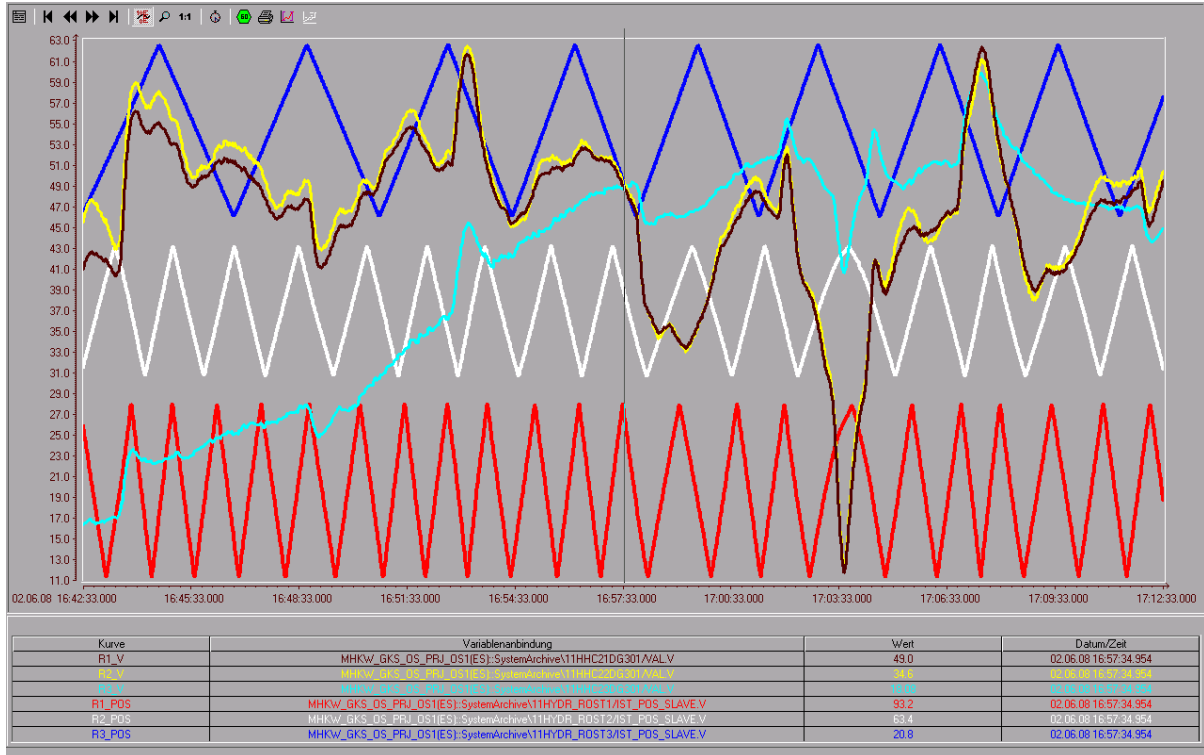


Abbildung 88: Trendanzeige – Rostgeschwindigkeiten – Rosthübe (VL 11 am GKS Schweinfurt)

OPC-Variable

Umrechnungsfaktor von $[^{\text{DH}}/h]$ auf Hubfrequenz $[1/s]$

Aktuelle Rostgeschwindigkeit von der Feuerungsregelung in $[^{\text{DH}}/h]$

Abbildung 89: Screenshot – Umrechnungsfaktor für den Bereich Rostbewegung

II.7.4.2 Bereich Verbrennungsluft

Analog gilt es zu verfahren für die Verbrennungsluftmengen. Wiederum sind die relevanten Werte in Abbildung 90 markiert:

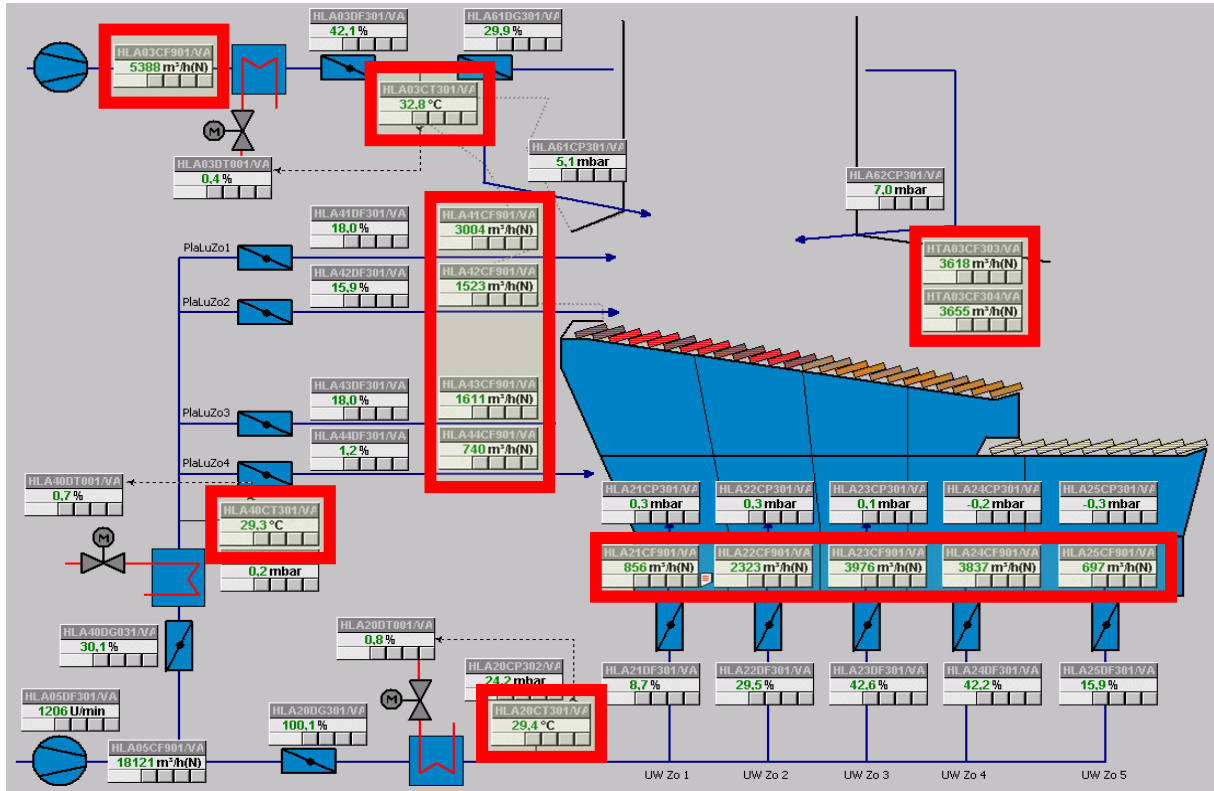
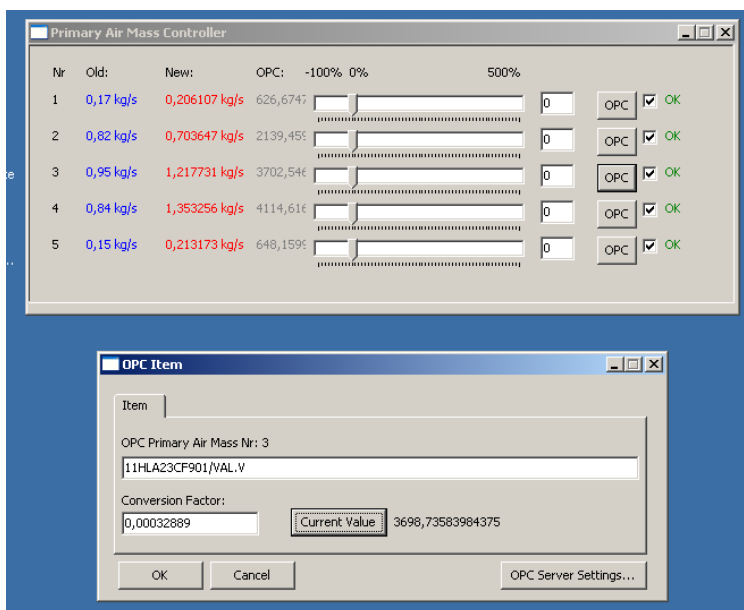


Abbildung 90: Visualisierung aus dem Bereich Rost + Beschickung – markierte Istwerte (VL 11 am GKS Schweinfurt)

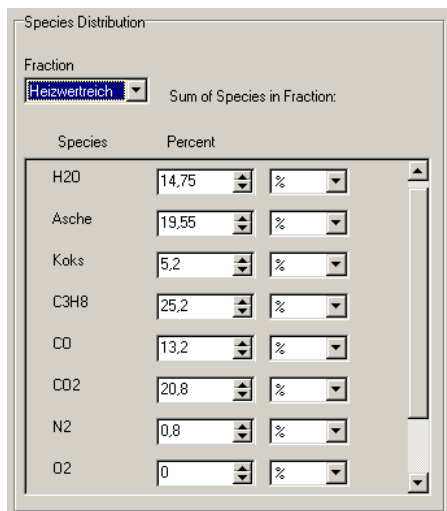


Es muss umgerechnet von einem Normvolumenstrom in $[\text{Nm}^3/\text{h}]$ in einen Massenstrom in $[\text{kg}/\text{s}]$.

Abbildung 91: Bildschirmhardcopy – Umrechnungsfaktor für den Bereich Verbrennungsluft

II.7.4.3 Input - Brennstoffzusammensetzung

Die wichtigste Größe, mit der das Modell „gefüttert“ werden muss, ist natürlich die Zusammensetzung des Brennstoffes, die ja in der realen Anlage nicht bzw. nicht online gemessen werden kann. Aus diesem Grund, wurde folgender Weg beschritten: Es gibt grundsätzlich zwei Fraktionen – eine heizwertarme (z. Z. parametrisiert auf 8.000 kJ/kg) und eine heizwertreiche (z. Z. parametrisiert auf 15.000 kJ/kg)⁴⁴. Jede dieser beiden Fraktionen besitzt eine individuell parametrierbare Zusammensetzung aus mehreren Spezies (u. a. H_2O , Asche, Koks, C_3H_8 ($=\text{C}_x\text{H}_y$),



CO , CO_2 , N_2 , O_2 , H_2). Des Weiteren können unterschiedliche Wärmekapazitäten, Durchmesser für die Partikel und unterschiedliche Dichten für die Fraktionen parametrisiert werden.

Aus den beiden Fraktionen (heizwertarm und heizwertreich) kann nun entweder manuell ein bestimmter Heizwert zusammengestellt werden:

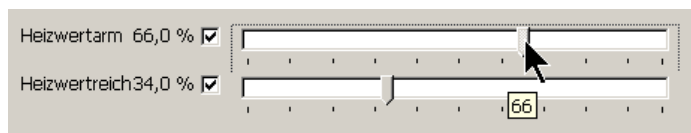
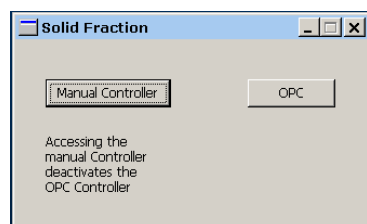


Abbildung 92: Zusammensetzung Fraktionen und einstellbare Mischung der Fraktionen

Zum Beispiel ergeben 50 % heizwertarme und 50 % heizwertreiche Fraktion einen Heizwert von 11.500 kJ/kg . Somit kann die Reaktion der Feuerung (und vor allem der Feuerungsregelung) auf Heizwertschwankungen untersucht werden, die manuell „proviziert“ wurden. Alternativ zu



der soeben beschriebenen Methode können die dem Modell präsentierten Heizwertschwankungen auch den „echten“ Heizwertänderungen nachempfunden sein, indem die in der Prozessleittechnik berechneten Heizwerte (markiert in Abbildung 93) dem Modell über die OPC-Schnittstelle übermittelt werden. Es kann

jederzeit zwischen manueller und automatischer Heizwertvariation umgeschaltet werden.

Dieser Heizwert entspricht aufgrund der langen Zeitverzögerung (bedingt durch die 4 h-Mittelwertbildung des Krangreifergewichts) nicht dem sich momentan auf dem Rost befindenden Heizwert u. v. a. können kurzfristige Heizwertschwankungen („1 schlechter Greifer“) durch

⁴⁴ Zusätzlich Fraktionen können vom Benutzer jederzeit hinzugefügt werden.

diese Methode nur unzureichend übertragen werden. Die kurzfristigen Heizwertschwankungen müssen also mit der „manuellen Methode“ eingestellt werden. Mittel- bis längerfristige Tendenzen im Heizwert können jedoch sehr wohl zuverlässig abgebildet werden.

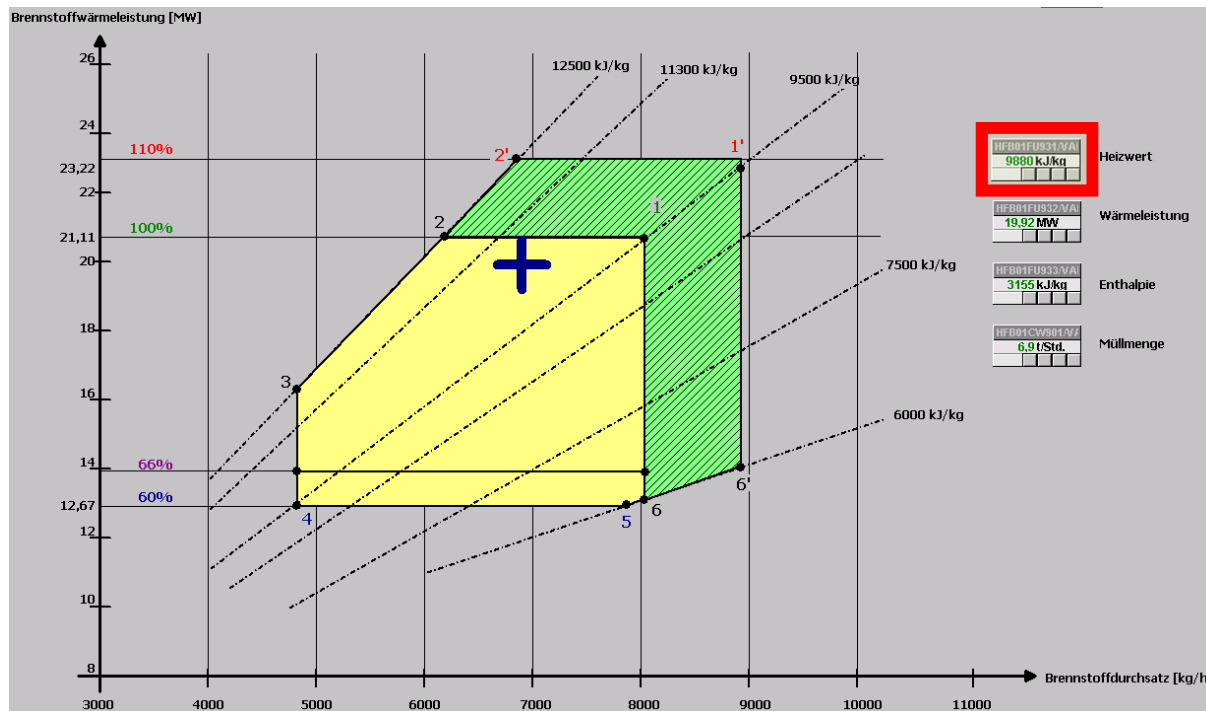


Abbildung 93: Programmiertes online-Feuerleistungsdiagramm mit berechnetem Heizwert (markiert; VL 11 am GKS Schweinfurt)

II.7.5 Parallel-Betrieb des Feuerungsmodells mit der Verbrennungslinie 11

Grundsätzlich läuft beinahe jede reale Anlage ausgestattet mit einer Prozessleittechnik in der eine Feuerungsregelung – egal welcher Typ oder welcher Hersteller – implementiert ist. Im hier vorgestellten Fall läuft parallel zur Verbrennungslinie 11 im GKS Schweinfurt das Feuerungsmodell mit den Stellgrößen der „echten“ Feuerungsregelung, wie z. B. Rost- und Beschickungsgeschwindigkeiten, Verbrennungsluftmengen und -temperaturen etc. gemäß der bereits im Abschnitt II.7.4 beschriebenen Kopplung. An dieser Stelle kommen die unter II.7.4.1 - II.7.4.3 beschriebenen Kopplungsparameter (Umrechnungsfaktoren) und der variable Input zum Tragen.

Die Kopplung des Modells an die reale Anlage dient in einem ersten Schritt dazu, die vom Modell berechneten Werte wie z. B. Dampfmassenstrom oder Sauerstoffgehalt validieren zu

können, wie auf Abbildung 94 und Abbildung 95 zu sehen ist. Man erkennt darauf, dass insbesondere die berechnete und die gemessene Dampfmenge annähernd gut zusammenpassen.

Hierbei noch nicht vollumfänglich berücksichtigt sind die dämpfende Wirkung des Dampferzeugers, des Feuerfestmaterials sowie die Zeitverzögerung (= Totzeit) bis zur Dampfmenagemessung, weiter bis zur Messwertaufbereitung und anschließend in die Prozessleittechnik. Hier kann sicher von mehreren Minuten ausgegangen werden. Bis dato wird der berechnete Dampfmassenstrom lediglich über ein parametrierbares PT1-Glied geführt um eine gewisse Dämpfung des Signals zu erreichen. An dieser Stelle sind noch eingehendere Untersuchungen notwendig, um den berechneten Dampfmassenstrom korrekt abbilden zu können.

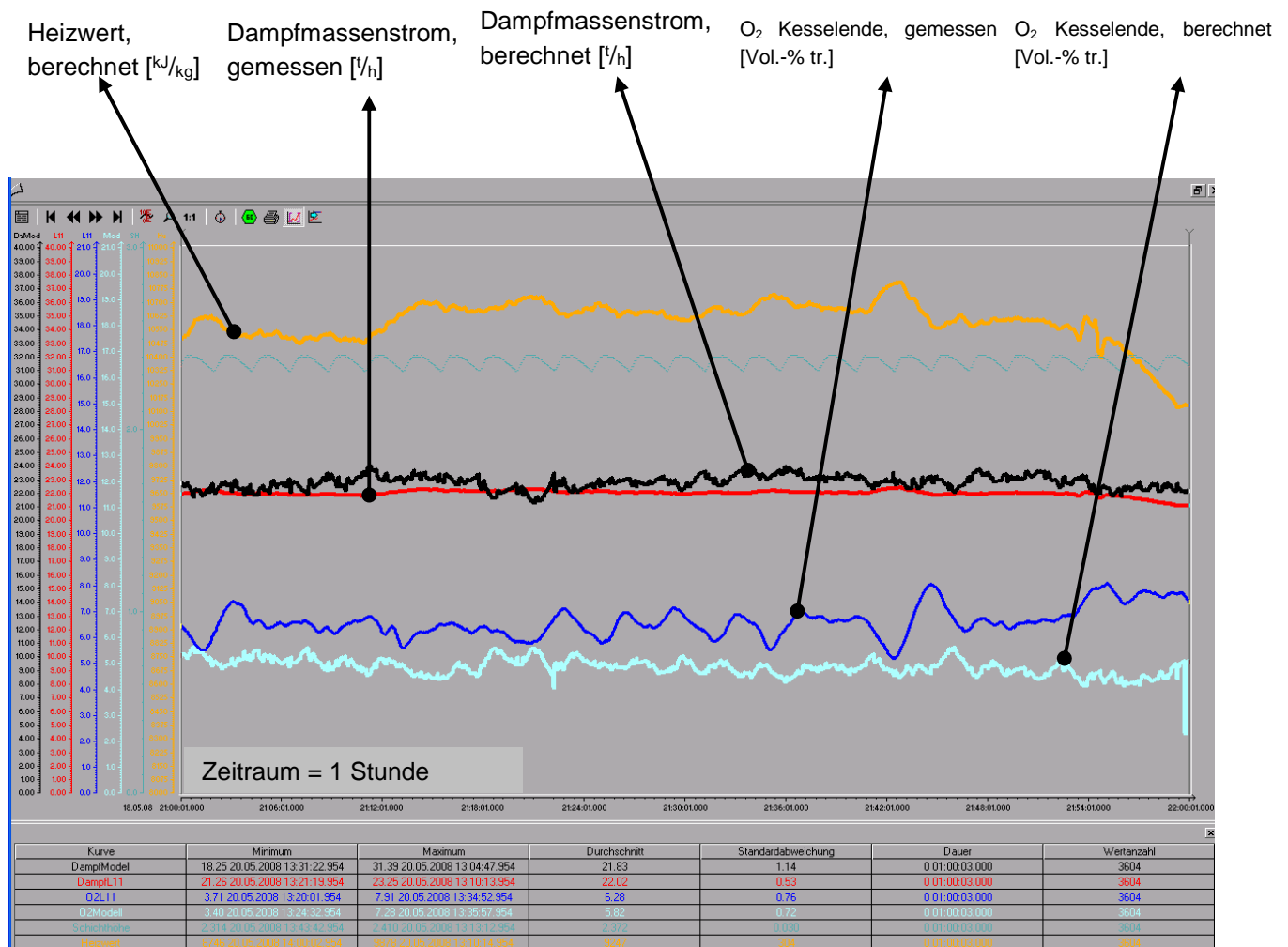


Abbildung 94: Trendanzeige – Vergleich „echter“ Anlagenbetrieb mit Modellbetrieb

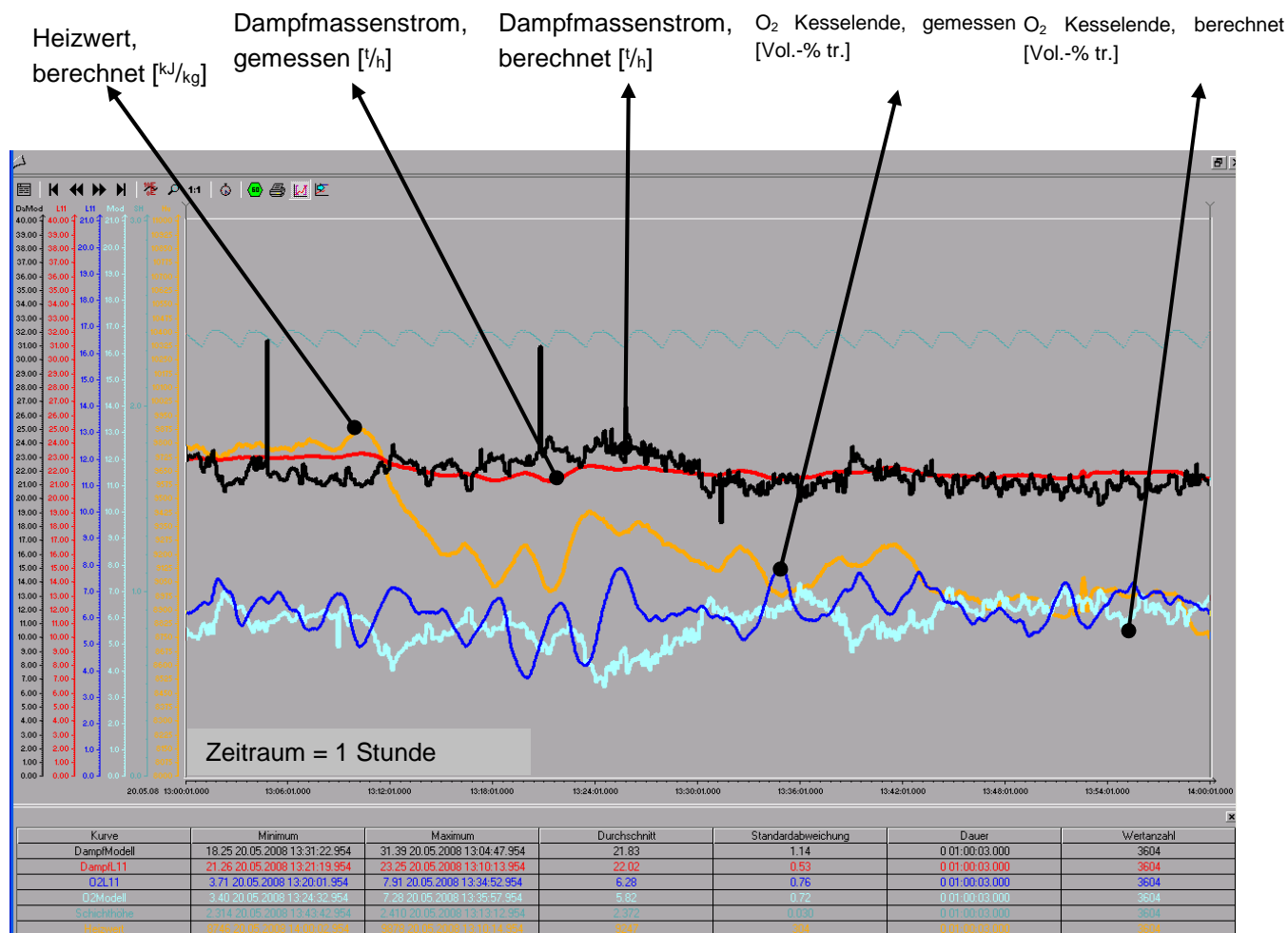


Abbildung 95: Trendanzeige – Vergleich „echter“ Anlagenbetrieb mit Modellbetrieb

Auch der gemessene und der berechnete Sauerstoffgehalt passen annähernd zusammen, allerdings kann man erkennen dass das Niveau des berechneten O₂-Gehaltes tendenziell niedriger als das des gemessenen O₂-Gehaltes ist. Vermutlich ist dies zurückzuführen auf die noch nicht korrekt beachteten „allgemeinen“ Falschlufmengen, Sperrluft- und Kühlluftgebläse der beiden Brenner, Sperrluft der Rußbläser. Diese wurden mittlerweile im Abschnitt II.6.3 (siehe Tabelle II-5) bereits ermittelt, jedoch noch nicht in das Feuerungsmodell vollumfänglich eingepflegt.

Die interne Dämpfung der Messung, die Dämpfung der Messung im Prozessleitsystem sowie die Totzeiten sind ebenfalls noch nicht korrekt berücksichtigt. Die Totzeit der Sauerstoffmessung (Platzierung Ende 4. Zug) ist sicher als etwas kürzer anzusetzen als bei der Dampfmenge, da das Rauchgas durch den Kessel nur etwa 40 Sekunden benötigt, wie eine CFD-Simulation (siehe Abbildung 96) ergeben hat. Hinzu kommen noch die Gasentnahme (in-situ

Messung) und die Messwertaufbereitung, sodass im Fall des Sauerstoffsignals von ca. 60 Sekunden Totzeit ausgegangen werden kann.

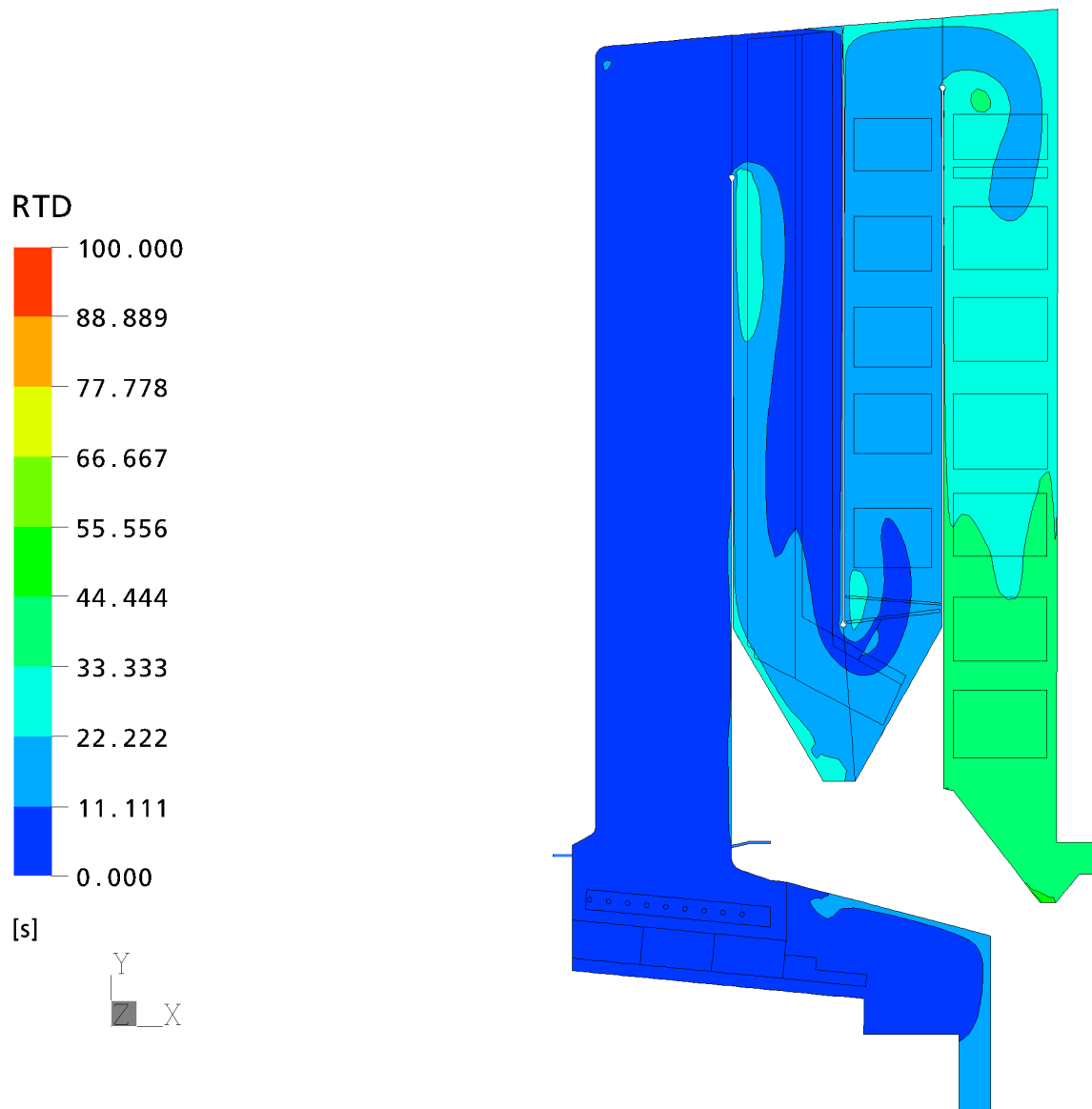


Abbildung 96: CFD-Simulation – Verweilzeit Rauchgas (VL 11 des GKS Schweinfurt)

Um verlässliche u. v. a. vergleichbare Werte für z. B. Dampfmassenstrom und Sauerstoffgehalt vom Modell zu erhalten, müssen die oben beschriebenen Maßnahmen bzgl. Implementierung der Totzeiten und Dämpfungen umgesetzt werden.

Auf die Validierung der vom Modell berechneten Brennbetttemperaturen und der berechneten Schichthöhen, wird an dieser Stelle nicht näher eingegangen. Der Verbundprojektpartner GKS

Schweinfurt hat umfangreiche Messreihen (u. a. in [25] und [26]) zur Bestimmung von Schichthöhen und Brennbetttemperaturen durchgeführt. Der Verbundprojektpartner LEAT der Univ. Bochum hat im Rahmen des dort entwickelten DEM-Feuerungsmodells einen Vergleich der berechneten Schichthöhen vorgenommen.

II.7.6 Optimierte Kopplungsparameter

Ein wesentliches Ziel des gegenständlichen Projekts war, eine korrekte Modellierung der Brennstoffaufgabe zu entwickeln, um diese anschließend in das Feuerungsmodell Combate zu implementieren um u. a. diesen Kopplungsparameter zu optimieren.

Dies ist momentan in der Form realisiert, als dass die im Abschnitt II.6.2 entwickelte Brennstoffmassenstromformel als Funktionsablaufplan in der Prozessleittechnik der Feuerungsregelung einprogrammiert wurde und der berechnete Brennstoffmassenstrom dem Feuerungsmodell als Kopplungsparameter übergeben wird, wie in Abbildung 97 dargestellt. Die grundsätzliche Korrektheit der Berechnung wurde bereits im Abschnitt II.6.6 nachgewiesen (siehe Abbildung 77 und Abbildung 78).

Die vollumfängliche Implementierung der Brennstoffmassenstromformel sowie die dazugehörige Parametrierung der Brennstoffaufgabe ist noch nicht erfolgt. Im Zuge der Programmierarbeiten hat sich herausgestellt, dass dies einen massiven Eingriff in die Programmstrukturen des JAVA-Codes erfordert, was mit mehreren Mannwochen an Programmierarbeiten und Testläufen einhergeht. Aus diesem Grund konnte die Implementierung der Brennstoffmassenstromformel in das Feuerungsmodell bis zum Abschluss des gegenständlichen Projekts noch nicht vollumfänglich abgeschlossen werden.

Des Weiteren wurde die Fahrweise der Beschickung optimiert. Aus Abschnitt II.6.1 ist bekannt, dass es sich bei einer Kolben- oder Stößelbeschickung um ein quasikontinuierliches Beschickungssystem handelt und somit während des Rückhubs des Beschickstößels kein Brennstoff auf den Rost dosiert wird.

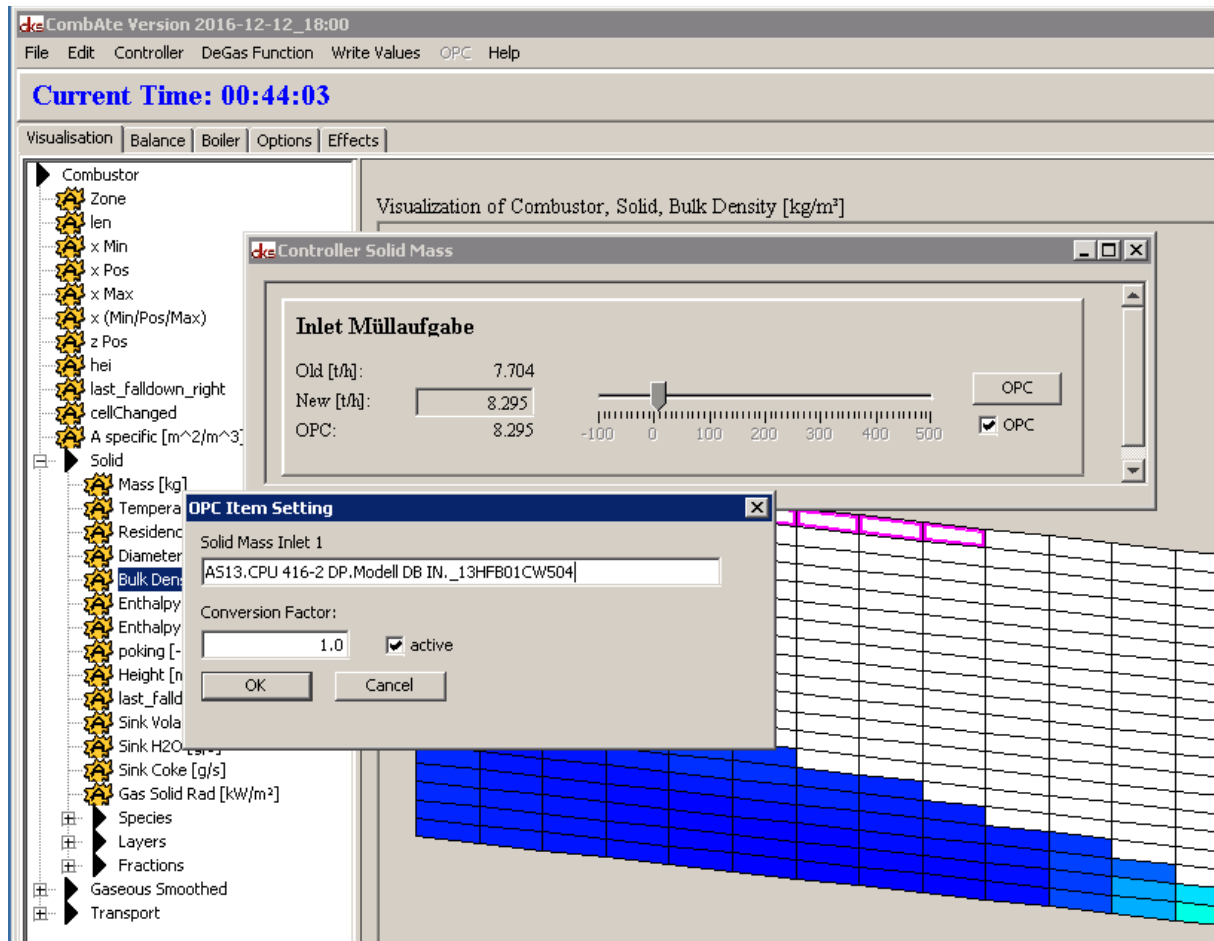


Abbildung 97: Übergabe des berechneten Brennstoffmassenstroms als Kopplungsparameter

Das heißt, der unter Abschnitt II.7.4.1 beschriebene Kopplungsparameter in Form einer kontinuierlichen Brennstoffaufgabe ist nicht realitätsgetreu umgesetzt. An dieser Stelle wurde CombAte entsprechend optimiert und eine Möglichkeit geschaffen, einen langsamen Förderhub der Beschickung zu parametrieren – bei einem entsprechend schnellen Rückhub (siehe dazu Abbildung 98). Im Programmcode wurde hinterlegt, dass während des Rückhubs keine Brennstoffdosierung stattfindet.

Als weitere Optimierungsmaßnahme wurde eine 3. Brennstofffraktion hinzugefügt (siehe Abbildung 99). Nun wird aus Nieder- (6.250 kJ/kg), Mittel- (11.200 kJ/kg) und Hochkalorik (20.600 kJ/kg) der gewünschte bzw. vorgegebene Heizwert zusammengestellt.

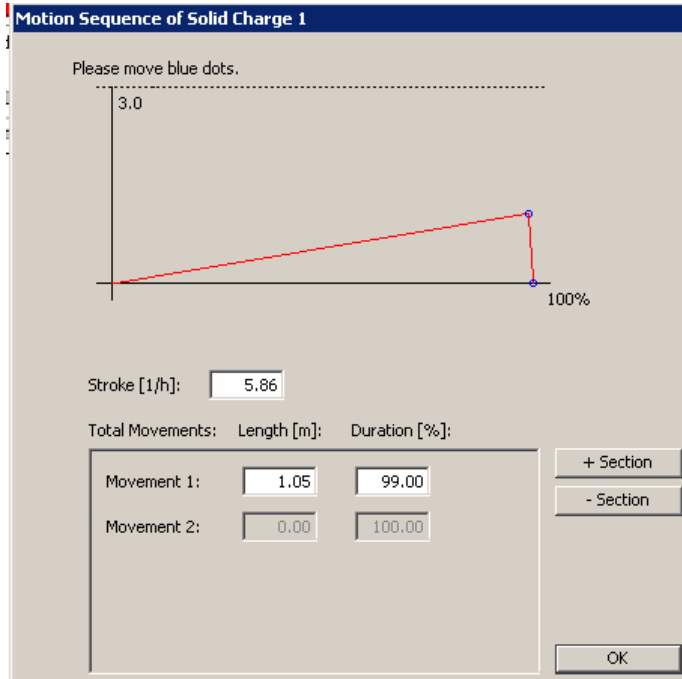


Abbildung 98: Optimierte Parametrierung der Brennstoffbeschickung im Feuerungsmodell CombAte

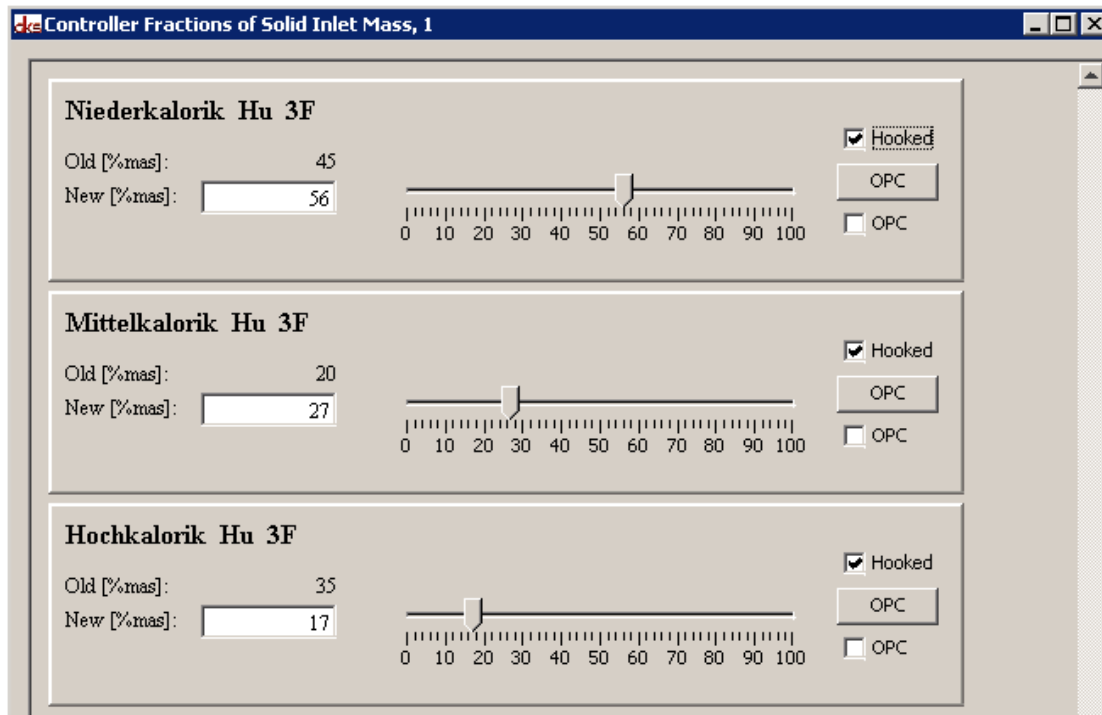


Abbildung 99: Zusammenstellung des Brennstoffs aus 3 Fraktionen mit unterschiedlichen Hu

Durch die im Abschnitt II.6.3 erarbeiteten Erkenntnisse bzgl. der heizwertabhängigen Dichteänderung (vgl. Abbildung 62 bzw. Gleichung II-120) konnten diese Fraktionen mit unterschiedlichen Dichten vorbelegt werden, wie Abbildung 100 zeigt.

No.	Fraction Name	Lower Heating	Density	Diameter	Species
1	erkalorik_Hu_3F	6249.008	376.583	0.18	Species
2	elkalorik_Hu_3F	1.12E4	249.437	0.18	Species
3	chkalorik_Hu_3F	2.06E4	159.688	0.18	Species

Abbildung 100: Zuweisung von unterschiedlichen Dichten zu den Brennstofffraktionen

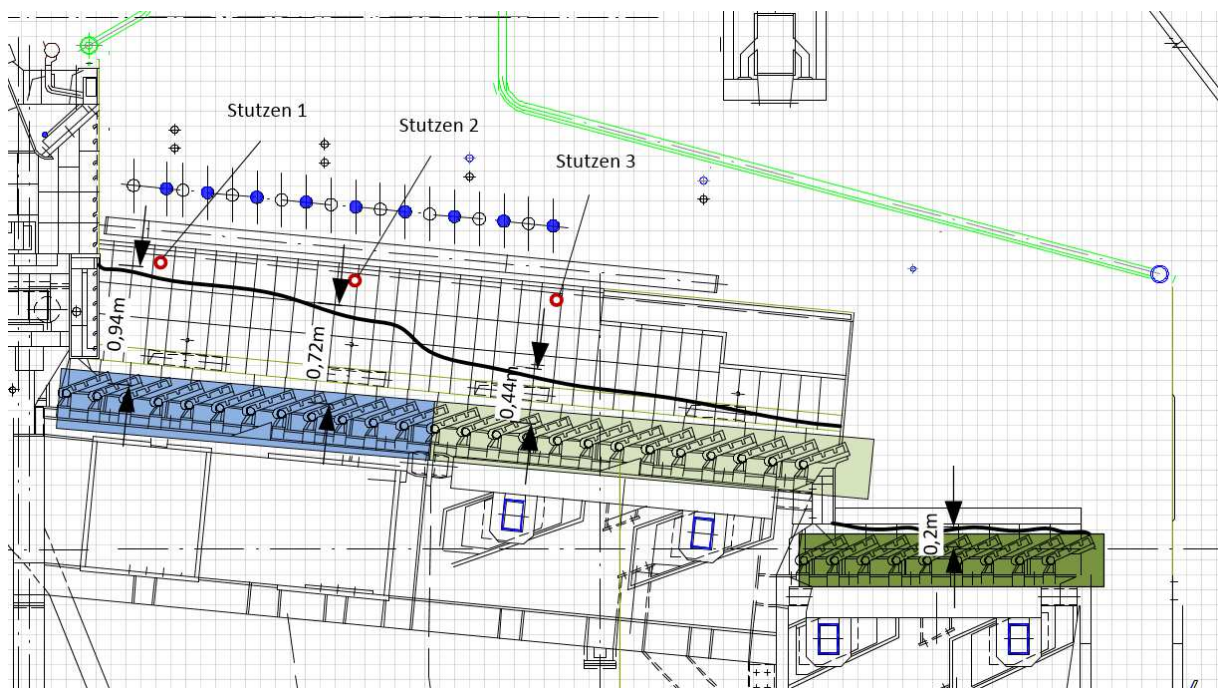


Abbildung 101: Schichthöhenverlauf des Brennbetts (gemessen an VL 13, GKS Schweinfurt) [35]

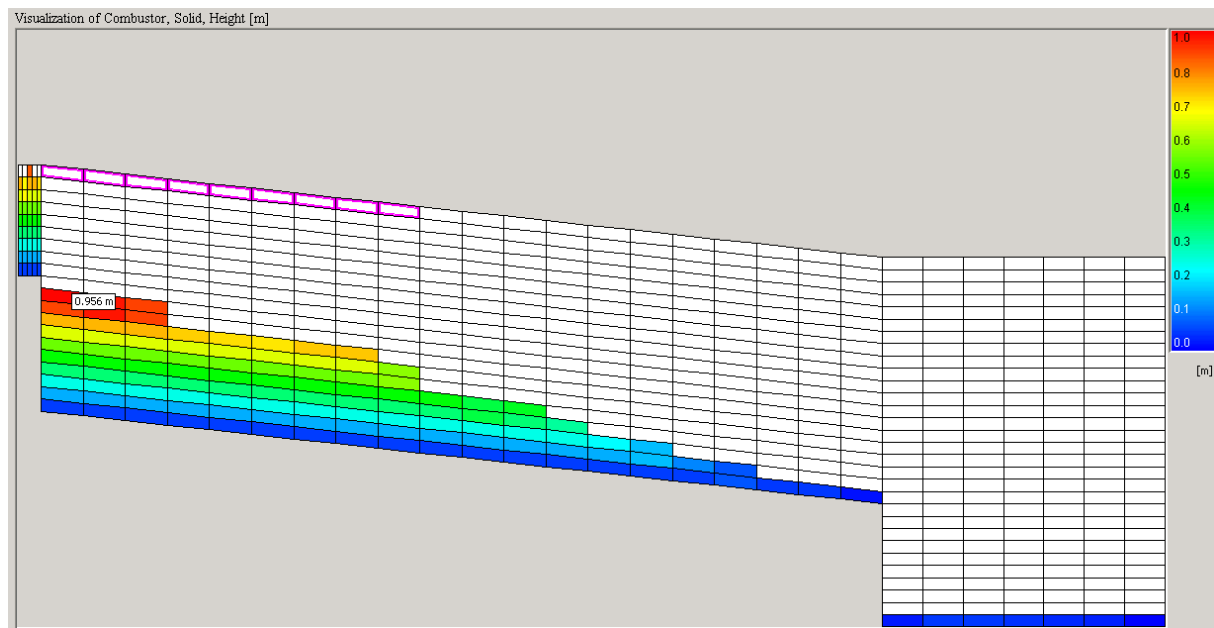


Abbildung 102: Schichthöhenverlauf des Brennbetts an der VL 13, GKS Schweinfurt (simuliert mit CombAte)

Der im Abschnitt II.6.3 bestimmte "GKS-Einheits-Brennstoff" kann mit dieser Konfiguration allerdings nicht ohne Weiteres parametrisiert werden. An dieser Stelle gibt es noch Optimierungspotential im CombAte, denn es wäre wünschenswert, dass ein Brennstoff nur durch Kurz- und Elementaranalyse beschrieben bzw. parametrisiert werden kann. Alles weitere wie Heizwert und Dichte könnten automatisiert berechnet werden.

Gemeinsam mit den in Abschnitt II.6.3 ermittelten Dichten des Brennstoffs (w_f) und der Asche (w_a) trug diese Maßnahme zu einer weiteren Verbesserung der Modellierung der Brennbett Höhe im Feuerungsmodell CombAte bei. Vergleicht man die im CombAte berechneten Schichthöhen mit den aus [35] bekannten, an der VL 13 des GKS Schweinfurt gemessenen Schichthöhen, so stimmen diese sehr gut überein, wie die Gegenüberstellung von Abbildung 101 und Abbildung 102 zeigt. Es ist wichtig zu beachten, dass die Simulation mit den identischen Rost- und Beschickungsgeschwindigkeiten durchgeführt wurde, wie bei den Messungen. Nur deshalb sind die Ergebnisse der berechneten und simulierten Schichthöhen vergleichbar. Für weitere Ergebnisse zu den Schichthöhen des Brennbetts sei auf die Arbeiten der Verbundprojektpartner GKS Schweinfurt und LEAT Univ. Bochum verwiesen.

II.7.7 Fazit & Ausblick

Die Kopplung zwischen dem Feuerungsmodell CombAte und der Feuerungsregelung konnte

aufgebaut, getestet und in Betrieb genommen werden. Die Kopplung läuft stabil ohne Ausfälle. Zur Zeit wird die ZLT im GKS Schweinfurt modernisiert, was eine Anpassung der Kopplung der FLR an die ZLT notwendig macht. In diesem Zuge wird auch die Hardware des Modellrechners (vgl. Abbildung 84) vom "Büro-PC" gegen industrietaugliche Hardware (IPC) ausgetauscht, was zu einer Erhöhung der Verfügbarkeit führen wird. Diese Maßnahme ist unabdingbar, da angedacht ist, dass der Modellrechner künftig permanent an die FLR gekoppelt bleiben soll und eventuelle Soll- bzw. Istwerte an die FLR übermitteln wird.

Erst durch die Modell-FLR-Kopplung konnten die im Abschnitt II.6.3 erarbeiteten Erkenntnisse validiert werden. Zum Beispiel konnten in diesem Abschnitt erstmalig Dichten des Brennstoffs (waf) sowie die Dichte des Asche-Schlacke-Gemenges auf dem Ausbrandrost (wf) ermittelt werden. Des Weiteren wurde die heizwertabhängige Dichtekorrektur für die unterschiedlichen Brennstofffraktionen eingeführt. All diese Maßnahmen haben dazu beigetragen, dass im CombAte nun korrekte(re) Brennbedtdichten berechnet werden (vgl. Abbildung 103).

Vor Durchführung dieser Optimierung, wurden die Dichten bzw. mit rund 200 kg/m^3 am Rostanfang bzw. $< 500 \text{ kg/m}^3$ am Rostende deutlich zu niedrig berechnet.

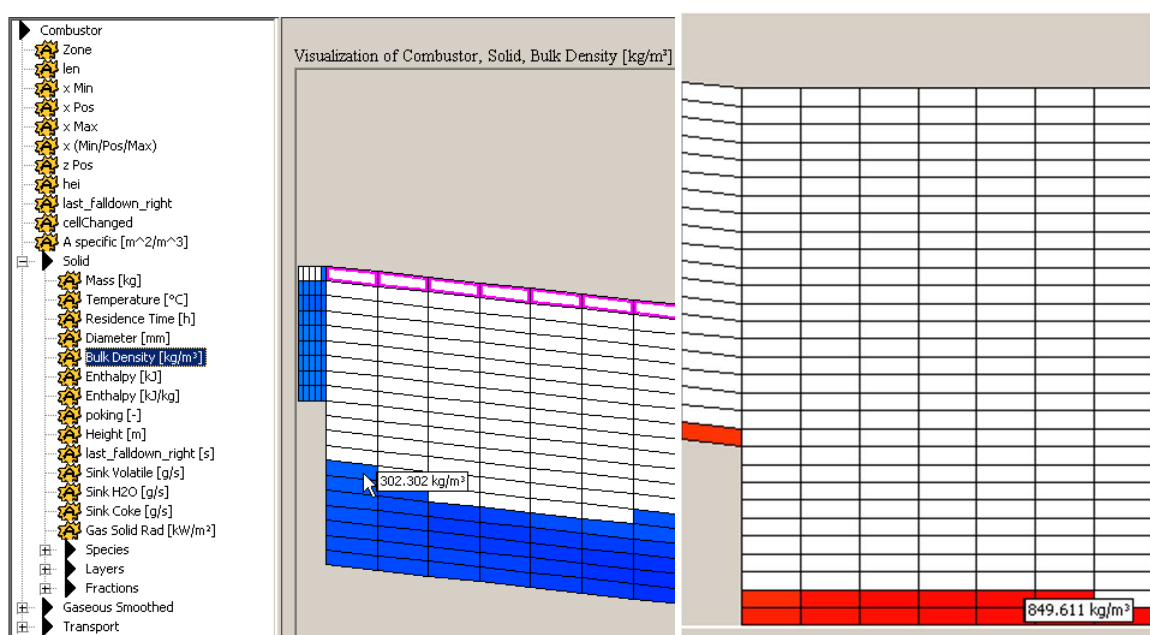


Abbildung 103: Brennbedtdichte am Rostanfang (links) und Asche-/Schlackedichte am Rostende (rechts) im Feuerungsmodell CombAte

Die Beschickung der "Modellfeuerung" mit dem korrekten Brennstoffmassenstroms – der durch die entwickelte Brennstoffmassenstromformel berechnet wird – hat in Kombination mit

den angepassten Dichten und den zeitlich korrelierenden betrieblichen Parametern auch zu korrekt wiedergegeben Schichthöhen des Brennbetts geführt.

In weiterer Folge ist nun die im Abschnitt II.6.2 entwickelte Brennstoffmassenstromformel vollumfänglich in das Feuerungsmodell CombAte zu integrieren.

Optimierungspotential herrscht auch noch bei der Wahl des eingesetzten Modell-Brennstoffs. Hier sollten praxistaugliche Möglichkeiten zur Parametrierung gefunden werden.

III Zusammenfassung

III.1 Voraussichtlicher Nutzen, insbesondere Verwertbarkeit der Ergebnisse

Die in den vorangegangenen Abschnitte erzielten Ergebnisse können (und konnten) unmittelbar in den Produkten der Fa. SAR Verwendung finden. An dieser Stelle sollen insbesondere die in den Abschnitten II.6 und II.7 erarbeiteten Methodiken erwähnt werden. Die im Abschnitt II.6 entwickelte „Brennstoffmassenstromformel“ für die Beschickung kann nicht nur im Feuerungsmodell CombAte eingesetzt werden, sondern auch in anderen Feuerungsmodellen (z. B. DEM). Zusätzlich wird diese Formel bereits von Anlagenbetreibern angefragt, um den Brennstoffmassenstrom an Anlagen bestimmen zu können, die über keine Erfassung des Brennstoffmassenstroms verfügen.

Die im Abschnitt II.7 erarbeitete Kopplung von FLR und Feuerungsmodell eröffnet eine Vielzahl von Anwendungsmöglichkeiten. Von der Verbesserung der Regelgüte (und somit zur Steigerung der Energie- und Ressourceneffizienz bzw. zur Verminderung der Korrosion) bis hin zum Einsatz als Simulations- und Trainingsanwendung für anzulernende Operatoren. Auch ein studentischer Einsatz im Rahmen eines Studiums der Regelungstechnik, Umwelttechnik, Verfahrenstechnik o. ä. ist denkbar.

Die im Rahmen des im Abschnitt II.5 angefragten und analysierten Betriebsdaten stellen sicher ein Unikum dar, welches in der Form so noch nicht existiert. Dieser umfangreiche Fundus an – allesamt (anonymisierten) – Betriebsdaten und Konstruktionsdaten kann sicher auch weit über den Abschluss dieses Projekts hinaus nützlich sein.

III.2 Während der Durchführung des Vorhabens dem Zuwendungsempfänger bekannt gewordener Fortschritt auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen

Während der Durchführung des Vorhabens sind dem Zuwendungsempfänger keine relevanten Fortschritte auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen bekannt geworden.

III.3 Erfolgte oder geplante Veröffentlichungen der Ergebnisse

Folgende Veröffentlichungen wurden im Rahmen der Bearbeitung des Vorhabens getätigt:

- Vortrag und Manuskript im Rahmen der 15. VDI Fachkonferenz „Feuerung und Kessel – Beläge und Korrosion – in Großfeuerungsanlagen“ vom 14.06. – 15.06.2016 in Berlin zum Thema „Beschreibung des Brennstofftransports mit „einfachen“ Gleichungen“
- Vortrag im Rahmen des PREWIN Network Meeting vom 23.11. – 24.11.2016 in Leuven (BE) zum Thema „Optimisation of the control system by applying data mining methods on waste transport data“.
- Vortrag und Manuskript im Rahmen der 16. VDI Fachkonferenz „Feuerung und Kessel – Beläge und Korrosion – in Großfeuerungsanlagen“ vom 30.05. – 31.05.2016 in Hamburg zu den Themen „Beschreibung des Transports in der Brennstoffaufgabe – Teil 1: Brennstoffcharakterisierung“ und „Beschreibung des Transports in der Brennstoffaufgabe – Teil 2: Brennstofftransport“.
- Vortrag und Manuskript im Rahmen des 28. Deutschen Flammentages „Verbrennung und Feuerung“ vom 06.09. – 07.09.2017 in Darmstadt zu dem Thema „Untersuchungen zur Brennstoffbeschickung an mit heterogenen Festbrennstoffen betriebenen großtechnischen Verbrennungsanlagen und Herleitung einer Massenstromformel“.
- Konkret geplante Veröffentlichung in der Fachzeitschrift VGB PowerTech zu dem Thema „Description of the fuel transport in the feeding area of waste incineration plants – Part 1/2: influence of fuel variations“ bzw. „Description of the fuel transport in the feeding area of waste incineration plants – Part 2/2: fuel transport“.

IV Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Spannungsfeld der Feuerungsregelung innerhalb der thermischen Abfallbehandlung	10
Abbildung 2: Beispielhafte Darstellung der Diskretisierung von Konstruktionsdaten	38
Abbildung 3: Beschickssystem bei Walzenrost / Gleichstromfeuerung (Auszug)	38
Abbildung 4: Beschickssystem bei Vorschubrost / Mittelstromfeuerung (Vorschubrost Kategorie 1; Auszug)	39
Abbildung 5: Beschickssystem bei Vorschubrost / Mittelstromfeuerung (Vorschubrost Kategorie 2; Auszug)	39
Abbildung 6: Beschickssystem bei Vorschubrost / Mittelstromfeuerung (Vorschubrost Kategorie 3; Auszug)	40
Abbildung 7: Beschickssystem bei Rückschubrost / Gegenstromfeuerung (Auszug)	40
Abbildung 8: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Neigung des Aufgabetrichters	41
Abbildung 9: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Neigung des Aufgabeschachts	41
Abbildung 10: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Tiefe des Aufgabeschachts	42
Abbildung 11: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Höhe des Aufgabeschachts	42
Abbildung 12: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Höhe des Aufgabemauls	43
Abbildung 13: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und Höhe des Stößels (Aufgabeschieber)	43
Abbildung 14: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und dem Verhältnis Höhe Stößel (Aufgabeschieber) zu Höhe Aufgabemaul	44
Abbildung 15: Zusammenhang zwischen virtueller Brennstoffdichte und dem Verhältnis Tiefe Aufgabeschacht zu Höhe Aufgabemaul	44
Abbildung 16: Schematischer Aufbau im Längsschnitt und Nomenklatur einer großtechnischen Rostfeuerungsanlage (nicht maßstabsgetreu)	46
Abbildung 17: Maßstabsgetreue Darstellung von 4 unterschiedlichen Aufgabekonstruktionen	49
Abbildung 18: Benennungssystem von mehrbahnigen Beschickssystemen	50
Abbildung 19: Darstellung der Dichten im Aufgabebereich während des Vorhubs	53
Abbildung 20: Portalpresse nach einem Pressversuch mit Brennstoff Hausmüll	56
Abbildung 21: Ergebnisse Pressenversuch mit Brennstoff Hausmüll	57
Abbildung 22: Ergebnis Pressenversuch Dekomprimierung	58
Abbildung 23: Abstützung von Schüttgut an den Schachtseitenwänden nach Schulze [9]	59
Abbildung 24: Wirkende Kräfte im Aufgabenbereich einer Einzelkolbenbeschickung	60
Abbildung 25: Wirksamkeitsgrenzlinie an Einzel- und Doppelkolbenbeschickung	65
Abbildung 26: Definition und Berechnungskomponenten des Wirksamkeitsgrenzpunktes $P_{Hypo,RW}$	66
Abbildung 27: Darstellung Brückenhub	67
Abbildung 28: Versuchsprogramm zur Variation der Hubposition (symbolisch, auszugsweise)	69
Abbildung 29: Einzelkolbenbeschickung innerhalb der Wirksamkeitsgrenzen „Fall 1: hintere Endlage Aufgabeschieber vor Wirksamkeitslinie“	72
Abbildung 30: Einzelkolbenbeschickung mit Bereichen außerhalb der Wirksamkeitsgrenzen „Fall 2: hintere Endlage Aufgabeschieber hinter Wirksamkeitslinie“	72
Abbildung 31: Schematische Darstellung von unterschiedlichen Mitnahmefaktoren in Abhängigkeit von Höhe Aufgabemaul zu Höhe Aufgabeschieber	78
Abbildung 32: Fahrzyklen Doppelkolbenbeschickung (qualitativ)	79
Abbildung 33: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Oberschieber	80
Abbildung 34: Fahrzyklus 1 (synchron) Vorhub Unterschieber	81
Abbildung 35: Feuerleistungsdiagramm einer Anlage zur thermischen Abfallbehandlung (GKS Schweinfurt)	86
Abbildung 36: Kurz- oder Immediatanalyse eines festen Brennstoffes (Aufteilung beispielhaft) [29]	87
Abbildung 37: Mülldreieck nach Tanner [13]; erweitert um 2 Brennstoffe unterschiedlichen Heizwerts	89
Abbildung 38: Feuchtigkeitsgehalt der Schlacke nach an unterschiedlichen Ablagerungszeiten der Probe	93
Abbildung 39: Anwendung der kombinierten HCl-H ₂ O-Messung im GKS (linke Seite) und prinzipieller Aufbau der Messung (rechte Seite) [19]	96
Abbildung 40: Verfahrensschritte und Stoffströme die den Feuchtegehalt im Rauchgas beeinflussen	97
Abbildung 41: Zusammensetzung der Feuchte-Massenströme im Rauchgas	103
Abbildung 42: Volumetrische Brennstoffzusammensetzung (beispielhaft)	105
Abbildung 43: Überlegungen zur volumetrischen Brennstoffzusammensetzung	106
Abbildung 44: Differenzierung Grob-, Mittel-, Feinporen	107
Abbildung 45: Erweiterte volumetrische Brennstoffzusammensetzung mit Lücken, Poren und Blasen	109
Abbildung 46: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Wasser	110
Abbildung 47: Volumetrische Betrachtung der Brennstoffzusammensetzung bei der Zugabe von Asche	110
Abbildung 48: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Wassergehalt und variablem Aschegehalt)	114
Abbildung 49: Variation der Dichte in Abhängigkeit des Heizwerts (bei konstantem Aschegehalt und variablem Wassergehalt)	115

Abbildung 50: Berechnete Dichte (Formel 3-120) über Heizwert	116
Abbildung 51: Feuerleistungsdiagramm erweitert um die 3. Dimension "Doppelhübe pro Stunde"	118
Abbildung 52: Trend-Darstellung einer Umstellung von Hublänge und -position an UK2VL1 (6 h-Trend)	121
Abbildung 53: Trend-Darstellung einer Umstellung von DK auf EK an DE31VL2 (2 h-Trend)	122
Abbildung 54: Versuchsprogramm mit der Brennstoffbeschickung an UK2VL1	123
Abbildung 55: Ergebnisse des Versuchsprogramms mit der Brennstoffbeschickung an UK2VL1	125
Abbildung 56: Versuchsprogramm mit der Brennstoffbeschickung an DE20VL1	126
Abbildung 57: Ergebnisse des Versuchsprogramms mit der Brennstoffbeschickung an DE20VL1	127
Abbildung 58: Versuch Nr. 4 an DE20VL1 vom 26.11. 2015.....	129
Abbildung 59: Versuch Nr. 4 an DE20VL1 vom 24.12.2015.....	129
Abbildung 60: Versuchsprogramm mit der Brennstoffbeschickung an DE31VL2	132
Abbildung 61: "Abstützen" der Müllsäule (Brückenbildung) auf dem Zwischentisch einer Doppelkolbenbeschickung bei ausschließlichem Unterschieber-Betrieb (schematische Darstellung).....	133
Abbildung 62: Ergebnisse des Versuchsprogramms mit der Brennstoffbeschickung an DE31VL2	136
Abbildung 63: Ergebnisse verfahrenstechnisch-konstruktiver Ansatz (Auszug)	140
Abbildung 64: Blockschaltbild der Massenstromformel für Einzelkolbenbeschickungen.....	141
Abbildung 65: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel GKS (8 h-Trend)	142
Abbildung 66: Praxisbezogenes Beispiel Massenstromformel Biomasse (24 h-Trend)	142
Abbildung 67: Modellvorstellung des Feuerungsmodells „Combate“.....	145
Abbildung 68: diskretisierter Feuerraum – mit bereits angedeuteten Berechnungszellen – der Modellvorstellung von „Combate“	146
Abbildung 69: Umgesetzte Diskretisierung der Modellvorstellung in die Berechnungszellen des Modells.....	146
Abbildung 70: Aufbau der Feuerungsregelung mit Kopplung an die Prozessleittechnik, Ausgangszustand	148
Abbildung 71: Kopplung der Feuerungsregelung ans Prozessleitsystem und Modell-PC.....	148
Abbildung 72: Aufbau der Kopplung vor Ort	149
Abbildung 73: Visualisierung aus dem Bereich Rost + Beschickung – markierte Istwerte (VL 11 am GKS Schweinfurt).....	150
Abbildung 74: Trendanzeige Müllmenge – Aufgabegeschwindigkeit – Beschickhübe (VL 11 am GKS Schweinfurt).....	151
Abbildung 75: Trendanzeige – Rostgeschwindigkeiten (VL 11 am GKS Schweinfurt).....	152
Abbildung 76: Trendanzeige – Rostgeschwindigkeiten – Rosthübe (VL 11 am GKS Schweinfurt).....	153
Abbildung 77: Screenshot – Umrechnungsfaktor für den Bereich Rostbewegung.....	153
Abbildung 78: Visualisierung aus dem Bereich Rost + Beschickung – markierte Istwerte (VL 11 am GKS Schweinfurt).....	154
Abbildung 79: Bildschirmhardcopy – Umrechnungsfaktor für den Bereich Verbrennungsluft	154
Abbildung 80: Zusammensetzung Fraktionen und einstellbare Mischung der Fraktionen	155
Abbildung 81: Programmiertes online-Feuerleistungsdiagramm mit berechnetem Heizwert (markiert; VL 11 am GKS Schweinfurt)	156
Abbildung 82: Trendanzeige – Vergleich „echter“ Anlagenbetrieb mit Modellbetrieb.....	157
Abbildung 83: Trendanzeige – Vergleich „echter“ Anlagenbetrieb mit Modellbetrieb.....	158
Abbildung 84: CFD-Simulation – Verweilzeit Rauchgas (VL 11 des GKS Schweinfurt).....	159
Abbildung 85: Übergabe des berechneten Brennstoffmassenstroms als Kopplungsparameter.....	161
Abbildung 86: Optimierte Parametrierung der Brennstoffbeschickung im Feuerungsmodell CombAte.....	162
Abbildung 87: Zusammenstellung des Brennstoffs aus 3 Fraktionen mit unterschiedlichen Hu	162
Abbildung 88: Zuweisung von unterschiedlichen Dichten zu den Brennstofffraktionen	163

V Tabellenverzeichnis

Tabelle II-1: Bandbreiten von Brennstoffparametern für Restabfall [10].....	85
Tabelle II-2: Bedingungen für die Brennbarkeit von Abfall ohne Stützfeuerung [14].....	88
Tabelle II-3: Kurz- und Elementaranalyse eines Brennstoffs aus einer Brennstoffdatenbank mit $H_u=12 \text{ MJ/kg}$	90
Tabelle II-4: Brennstoff mit $H_u = 12,1 \text{ MJ/kg}$ und bekannter Elementaranalyse umgerechnet auf "GKS-Einheits-Brennstoff" mit $H_u = 9,8 \text{ MJ/kg}$	95
Tabelle II-5: Überblick über die Temperatur und Feuchte der Luftmengen.....	100
Tabelle II-6: Arbeitspunkte des FLD mit berechneter Brennstoffdichte und Dh/h vorgelegt.....	117
Tabelle VIII-1: Auflistung aller angefragten Anlagenstandorte mit angewendeter Auswahlmatrix.....	185

VI 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 Brennstoffsäule	[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]
$l_{Hub,As,mech,max}$ $l_{Hub,Os,mech,max}$	Mechanisch bzw. konstruktiv max. mögliche Hublänge (Anschläge Zylinder)	[m]

$l_{Hub,Us,mech,max}$		
$l_{Hub,As,Überstand}$ $l_{Hub,Os,Überstand}$ $l_{Hub,Us,Überstand}$	Hublänge des Aufgabeschiebers über den Wirksamkeitsgrenzpunkt hinaus \triangleq ineffektiver Hublänge (wenn anwendbar, separat für Oberschieber und Unterschieber)	[m]
$l_{SchVW\ zu\ As}$ $l_{SchVW\ zu\ Os}$ $l_{SchVW\ zu\ Us}$	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]
$\dot{m}_{H_2O\ aus\ H}$	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]
$\dot{m}_{H_2O,SNCR,Dampf}$	Zerstäuberdampf SNCR	[kg/h]
$\dot{m}_{Luftstrom,i}$	Massenstrom eines beliebigen Luftstromes	[kg/h]
$\dot{m}_{SNCR,H_2O\ aus\ NH_4OH}$	Massenstrom Wasser aus Ammoniakwasserlösung	[kg/h]
$\dot{m}_{SNCR,H_2O\ aus\ NH_3}$	Massenstrom Wasser aus Ammoniakreaktion	[kg/h]
$\bar{\varnothing}\dot{m}_{Eingangswaage(x)}$	Arithmetisches Mittel aller Eingangswaagenmessungen innerhalb des Betrachtungszeitraums x	[t/h]
$\bar{\varnothing}\dot{m}_{Kran(x)}$	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 _{H₂} /h]
$\dot{n}_{SNR,NH_3\ aus\ NH_4OH}$	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	[-]
$\Phi_{p,L}^g$	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]
$\rho_{BrSt,komp,vor As}$ $\rho_{BrSt,komp,vor Os}$ $\rho_{BrSt,komp,vor Us}$	Brennstoffenddichte 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 Falschluff	[m ³ _{i,N} /h]
$V_{Feinporen}$	Volumen der Feinporen, kann beispielsweise nur mit Quecksilberporosimetrie bestimmt	[m ³]
$V_{Groporen}$	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} /h]

$V_{\text{Hohlraum,Schütt}}$	reale Hohlraumvolumen, das bei der Bestimmung des Lückengrades mit Wasser gefüllt wird	[m ³]
$V_{\text{Hohlraum,Schütt}}^{\text{ges}}$	Summe der gesamten Volumina der einzelnen Gaseinschlüsse innerhalb einer Schüttung	[m ³]
$V_{\text{Hohlraum,P}}^{\text{ges}}$	Gesamtes Hohlraumvolumen der Partikel	[m ³]
$V_{\text{Lücken}}$	Volumen der Hohlraum zwischen den einzelnen „theoretischen“ Partikeln	[m ³]
$\dot{V}_{\text{Luft,Akoks}}$	Volumenstrom Förderluft Aktivkoks	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{Luft,Puls GeweFi}}$	Volumenstrom Abpulsluft Gewebefilter	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{Luft,Zerst}}$	Kühlluft Zerstäuberluftgebläse	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{Luftstrom,i}}$	Volumenstrom eines beliebigen Luftstromes	[m ³ _{i,N,t} /h]
V_m	Molares Normvolumen	[m ³ /kmol]
$V_{\text{Mittelporen}}$	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 Atmosphärendruck	[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]
$\dot{V}_{\text{RG,na GeweFi}}$	Rauchgasvolumenstrom nach Gewebefilter	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{RG,vor Akoks}}$	Rauchgasvolumenstrom vor Aktivkoks-Eindüsung	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{SNCR,NH}_4\text{OH}}$	Volumenstrom Ammoniakwasserlösung SNCR	[m ³ /h]
$\dot{V}_{\text{Susp,SprTro}}$	Volumenstrom Suspension Sprühtrockner	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{ZuLu,Brenner}}$	Volumenstrom Sperrluft / Kühlluft Brenner	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{ZuLuft,div}}$	Volumenstrom Spülluft von Strahlungspyrometer, Schauluken und Feuer-raumkamera	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{ZuLu,hilü}}$	Volumenstrom hinterlüftetes Plattensystem	[m ³ _{i,N,t} /h]
$\dot{V}_{\text{ZuLu,RußBl}}$	Volumenstrom Sperrluft / Kühlluft Rußbläser	[m ³ _{i,N,t} /h]
ϑ_{Luft}	Temperatur Luft	[°C]
w_{af}	wasser- und aschefrei	[-]
w_f	wasserfrei	[-]
x	Zeiteinheit, Betrachtungszeitraum	[h], [d], [a], ...
ξ_y	Massenanteil einer Spezies y	Ma.-%
y	Spezies / Luftstrom an der Stelle y	[-]

VII Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung	Dimension
bzw.	beziehungsweise	-
i. d. R.	in der Regel	-
u. v. a.	und vor allem	-
i. W.	im Wesentlichen	-
d. h.	das heißt	-
vgl.	vergleiche	-
AVA	Abfallverbrennungsanlage, Abfallverwertungsanlage	-
bspw.	beispielsweise	-
DEM	Diskrete Elemente Methode	-
ggf.	gegebenenfalls	-
IPC	Industrie-PC	-
MVA	Müllverbrennungsanlage, Müllverwertungsanlage	-
FLD	Feuerleistungsdiagramm	-
FLR	Feuerleistungsregelung, Feuerungsregelung	-
MW	Mittelwert	-
MHKW	Müllheizkraftwerk	-
MKW	Müllkraftwerk	-
OPC	Open Platform Communications	
PC	Personal Computer	-
HMW	Halbstundenmittelwert	-
Nr.	Nummer	-
TMW	Tagesmittelwert	-
DK, DS	Doppelkolben..., Doppelschieber...	-
EK, ES	Einzelkolben..., Einzelschieber...	-
OK, OS	Oberkolben, Oberschieber	-
UK, US	Unterkolben, Unterschieber	-
u. U.	unter Umständen	-
ÜH	Überhitzer	-
waf	wasser- und aschefrei	-
wf	wassersfrei	
ZLT	zentrale Leittechnik	-

VIII 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.matresource.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

[30] VDI-Richtlinie: VDI 3674 Abgasreinigung durch Adsorption – Prozessgas- und Abgasreinigung, ICS 13.040.40, Beuth Verlag Berlin, April 2013

[31] Nordsieck, H., Warnecke, R.: Korrosion in Anlagen zur thermischen Abfallbehandlung – Entwicklung eines Online-Sensor-Arrays zur Erfassung von Zuständen erhöhter Korrosion. Schlussbericht EFRE-Korr-EU 14-Array. Erstellt für: Bayerisches Staatsministerium für Umwelt, Gesundheit und Verbraucherschutz, 15.10.2008

[32] Warnecke, R., Haider, F., Scherer, V., Wirtz, S., Haep, S., Zwiellehner, M., Schütze, M., Weghaus, M., Benker, B.: Effizienzsteigerung durch verfahrenstechnisch optimierende Korrosionsschutzkonzepte in Verbrennungsanlagen mit heterogenen Festbrennstoffen – Vorhabenbeschreibung zum Projekt "VOKos" im Rahmen des Programmes Matressource des BMBF, 2013.

[33] Internet-Seite, Zugriff am 31.05.2016: http://www.lfu.bayern.de/abfall/definition_siedlungsproduktionsabfaelle/index.htm

[34] Knorr, J.: Evaluierung der Möglichkeiten zur Einflussnahme auf die Korrosion in Anlagen zur thermischen Abfallbehandlung. Diplomarbeit an der Hochschule Ansbach, Fakultät Ingenieurwissenschaften, Studiengang Energie- und Umweltsystemtechnik, 2010.

[35] Gorbatenko, D.: Ermittlung und Analyse von Brennbettbewegungen und 3D Brennbettausbreitung bei Rostsystemen von Müllverbrennungsanlagen. Diplomarbeit an der Hochschule für angewandte Wissenschaften Fachhochschule Würzburg-Schweinfurt, Abteilung Schweinfurt, Fakultät Maschinenbau, SS 2015.

[36] Spiegel, W., Herzog, T., Magel, G., Müller, W., Schmidl, W., Albert F. W.: Korrosion in Abfallverbrennungsanlagen. Chemin GmbH, Augsburg. Download von www.chemin.de, Aufruf am 24.10.2017.

[37] Stadtreinigung Hamburg: 100 Jahre Müllverbrennung in Hamburg, Festschrift der Stadtreinigung Hamburg, Hamburg, 1996

[38] Reimann, D. O.: Rostfeuerungs-systeme und Möglichkeiten der Emissionsminderungen durch Feuerleistungsregelungen. In: Müllverbrennung und Umwelt 5 (ISBN 3-924511-56-X),

K. J. Thomé-Kozmiensky (Hrsg.), EF-Verlag für Energie und Umwelttechnik, Berlin, 1991, S.40
- 44

[39] Schetter, G.: Einsatz des Walzenrostes in der Gleichstromfeuerung am Beispiel der MVA Ludwigshafen. In: Rostfeuerungen zur Abfallverbrennung (ISBN 3-924511-55-1), D. O. Reimann (Hrsg.), EF-Verlag für Energie und Umwelttechnik, Berlin, 1991

[40] Reimann, D. O.: Die Entwicklung der Rostfeuerungstechnik für die Abfallverbrennung. In: Rostfeuerungen zur Abfallverbrennung (ISBN 3-924511-55-1), D. O. Reimann (Hrsg.), EF-Verlag für Energie und Umwelttechnik, Berlin, 1991

[41] Urban, A. I.: Roste und Rostfeuerungssysteme. In: Müllverbrennung und Umwelt 4 (ISBN 3-924511-10-1), K. J. Thomé-Kozmiensky (Hrsg.), EF-Verlag für Energie und Umwelttechnik, Berlin, 1990

[42] Martin, J. J. E.: Maximale Baugröße von Abfallverbrennungseinheiten. In: Energie aus Abfall - Band 2 (ISBN 978-3-935317-26-9), K. J. Thomé-Kozmiensky (Hrsg.); M. Beckmann (Hrsg.), TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky, Neuruppin, 2007

[43] Grell, P.: Betriebserfahrungen mit DBA-Walzenrosten am Beispiel MHKW Essen-Karnap. In: Rostfeuerungen zur Abfallverbrennung (ISBN 3-924511-55-1), D. O. Reimann (Hrsg.), EF-Verlag für Energie und Umwelttechnik, Berlin, 1991

[44] Albert, F. W.: Ziel und Möglichkeiten der Regelungstechnik an Müllverbrennungskesseln. In: VDI Berichte 895, Prozessführung und Verfahrenstechnik der Müllverbrennung, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1991

IX Anhang

IX.1 Betriebsdaten und allgemeine Angaben zu den untersuchten Verbrennungslinien

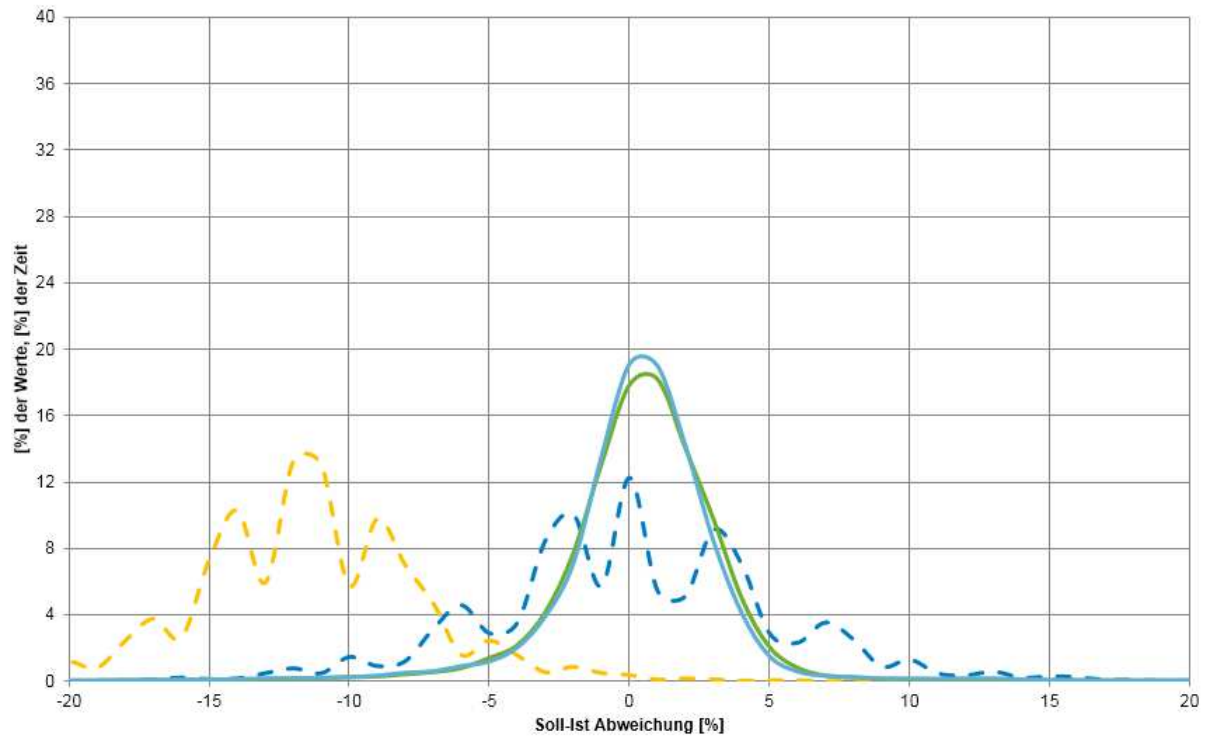


Abbildung 104: Auswertung Dampfmassenstromkonstanz der Gegenstromfeuerungen (Auszug)

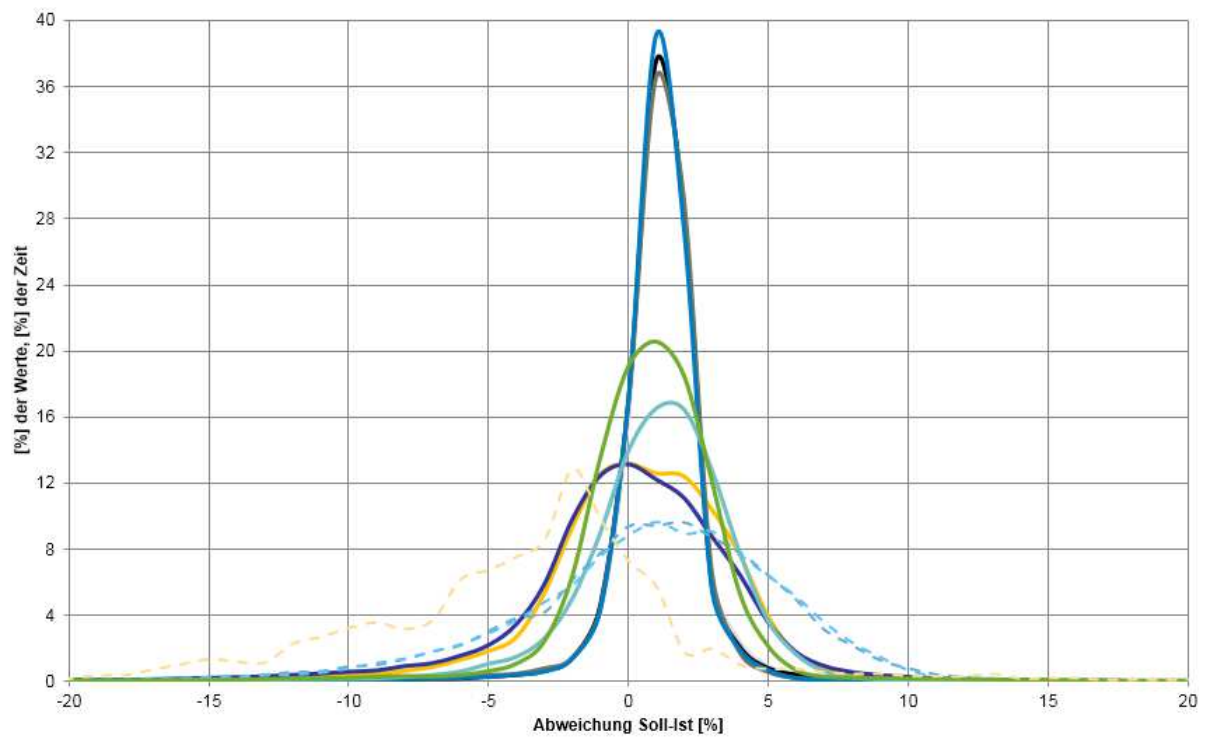


Abbildung 105: Auswertung Dampfmassenstromkonstanz der Gleichstromfeuerungen (Auszug)

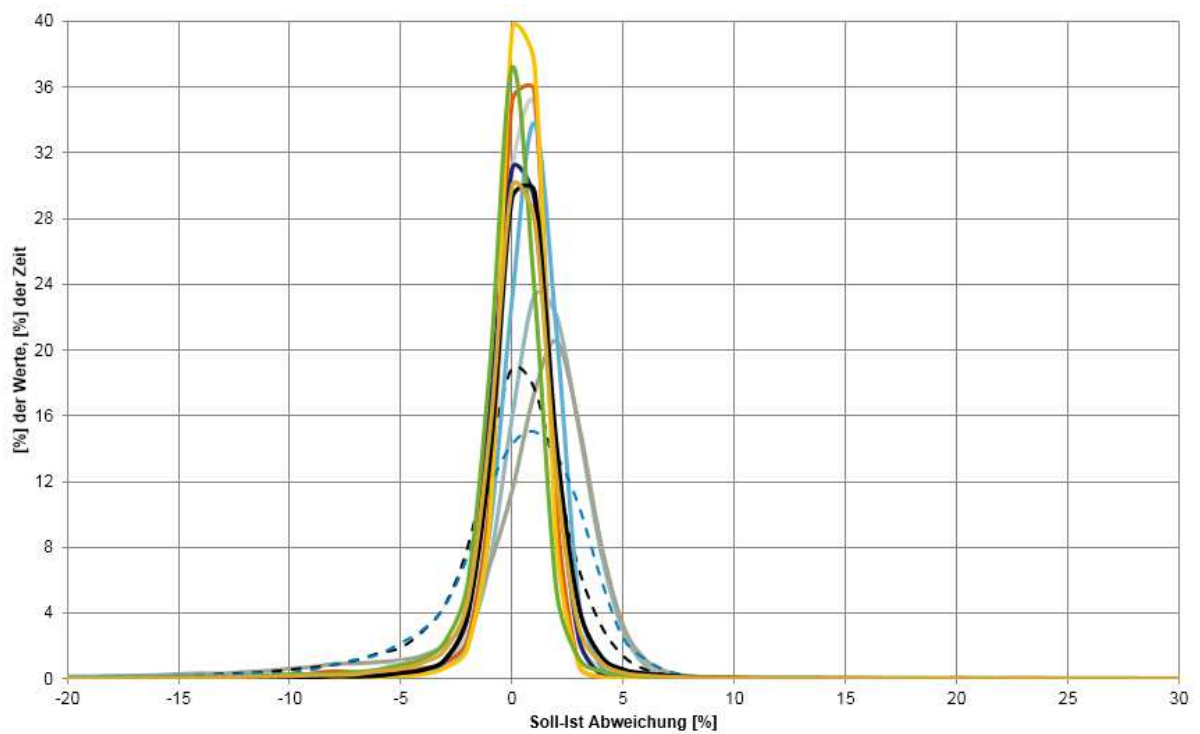


Abbildung 106: Auswertung Dampfmassenstromkonstanz der Mittelstromfeuerungen (Auszug)

IX.2 Auswertung der angefragten Anlagenstandorte

Tabelle IX-1: Auflistung aller angefragten Anlagenstandorte mit angewendeter Auswahlmatrix

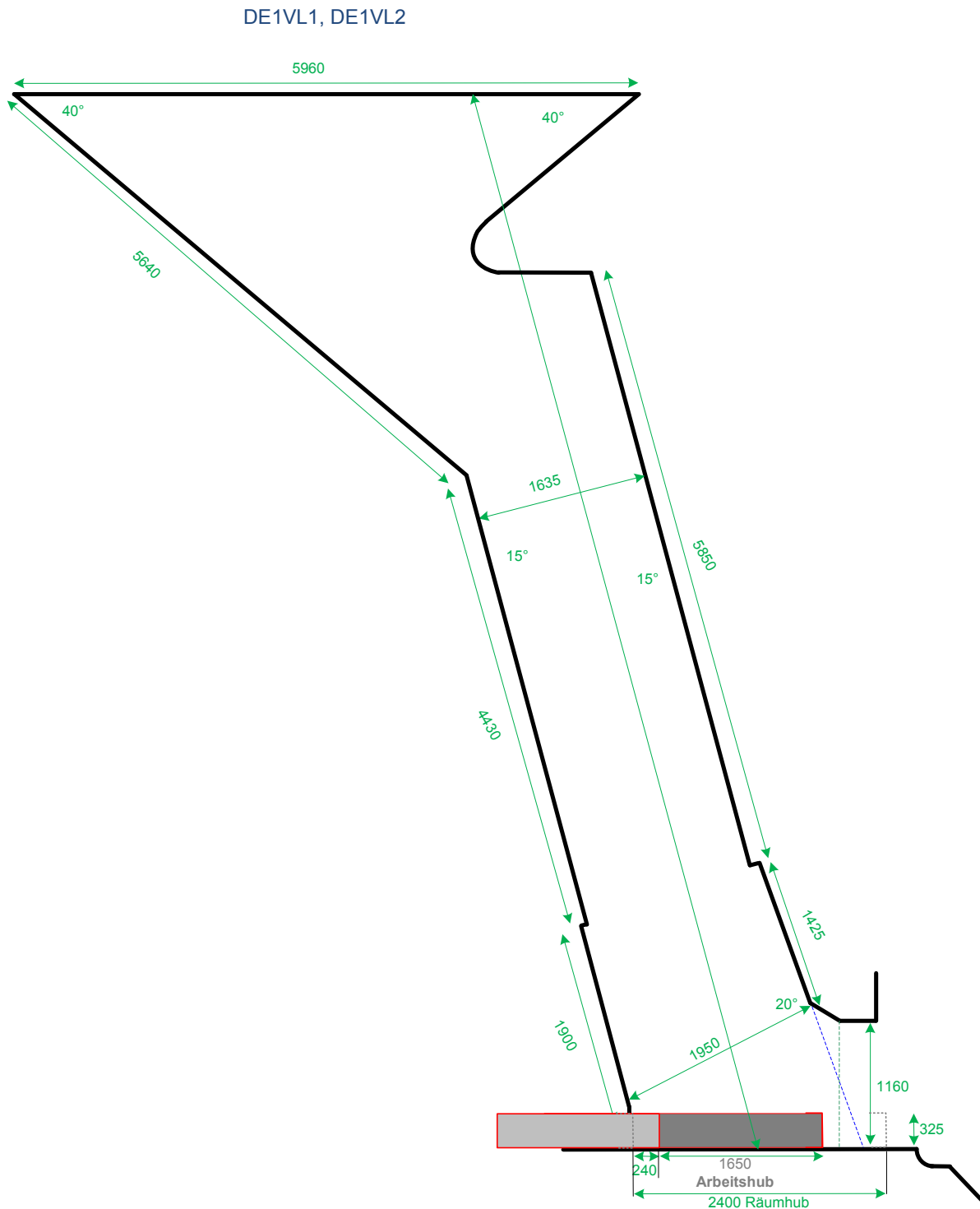
Standort	Standort lfd. Nr.	Land	Anz. VL	Typ Feuerung	Kriterium Nr.								Teilnahme -
					1	2	7	5	3	4	6	8	
DE1	1	DE	2	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
CH1	2	CH	1	R	NEIN	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	
CH1		CH	1	R	NEIN	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	
CH1		CH	1	R	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	
CH1		CH	1	R	JA	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	
DE2	3	DE	4	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE2		DE	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE3	4	DE	3	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE4	5	DE	2	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH2	6	CH	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH2		CH	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH2		CH	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
PL1	7	PL	2	V	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL1	8	NL	2	V	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL2	9	NL	1	V	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL2		NL	1	H	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE5	10	DE	4	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH3	11	CH	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE6	12	DE	1	W	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
SE1	13	SE	2	V	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
SE1		SE	2	R	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE7	14	DE	2	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
SE2	15	SE	2	R	JA	NEIN	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	NEIN	
DE8	16	DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE8		DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE8		DE	1	W	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE9	17	DE	2	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	
DE10	18	DE	2	R	JA	JA	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	
DE10		DE	1	H	JA	JA	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	
UK1	19	UK	1	V	JA	JA	NEIN	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	
DE11	20	DE	1	R	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	JA	NEIN	
DE11		DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	JA	NEIN	
DE12	21	DE	4	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE13	22	DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE13		DE	1	V	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA
LU1	23	LU	1	V	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH4	24	CH	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	
CH5	25	CH	2	V	NEIN	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	
CH4		CH	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	
DE14	26	DE	2	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	
DE14		DE	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	
SE3	27	SE	2	R	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	

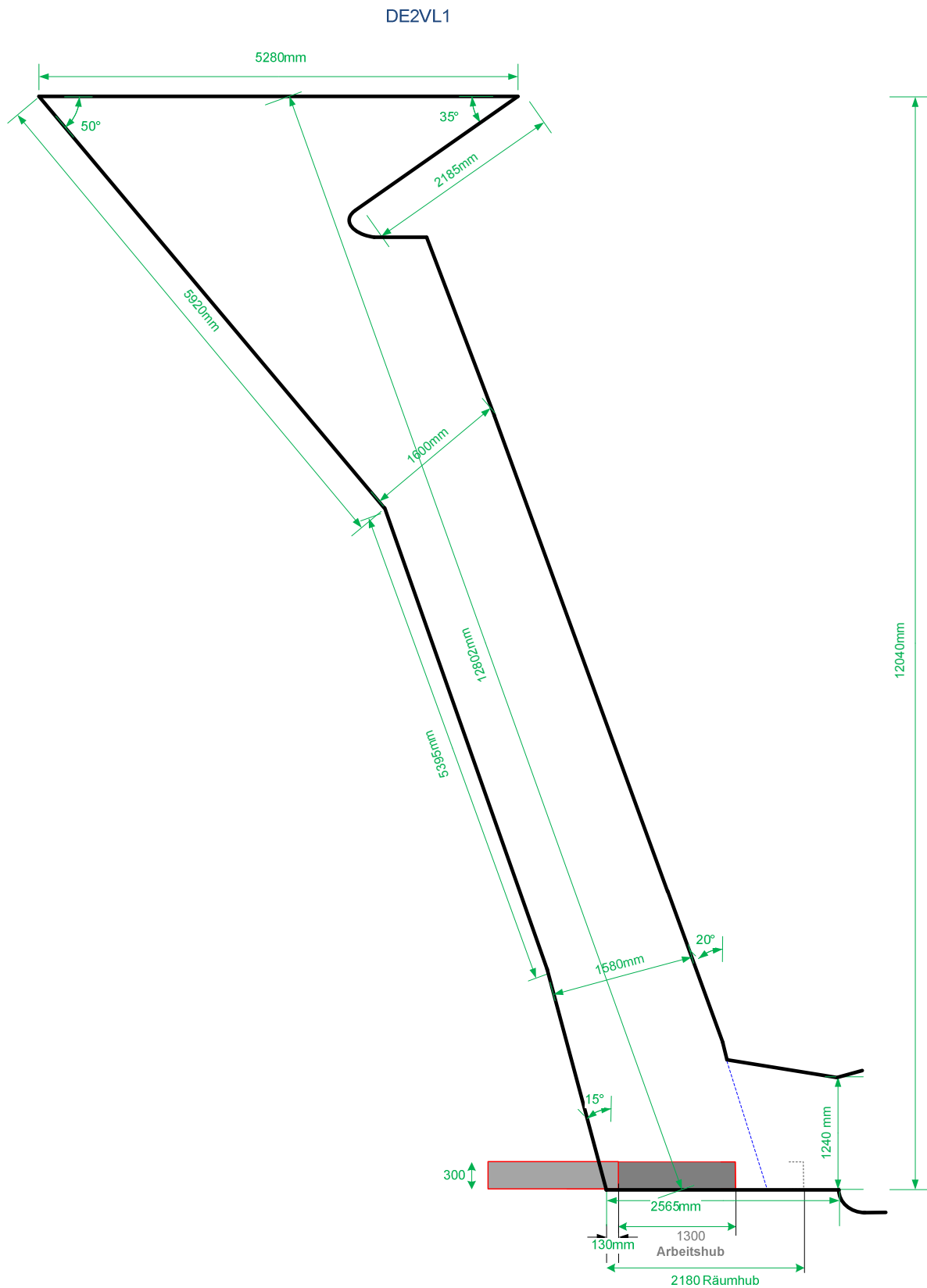
DE15	28	DE	2	R	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE15		DE	2	R	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH6	29	CH	1	R	JA	NEIN	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	NEIN	
CH6		CH	1	R	JA	NEIN	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	NEIN	
DE16	30	DE	2	W	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE16		DE	1	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE16		DE	1	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
FI1	31	FI	1	V	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE17	32	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	NEIN	
UK2	33	UK	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
NL3	34	NL	3	W	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL3		NL	3	W	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE18	35	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE19	36	DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE20	37	DE	3	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE21	38	DE	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE21		DE	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CH7	39	CH	2	R	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE22	40	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE23	41	DE	2	R	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE24	42	DE	2	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE24		DE	1	W	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
AT1	43	AT	1	V	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
AT1		AT	1	R	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
AT2	44	AT	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
AT3	45	AT	2	V	NEIN	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE25	46	DE	2	K	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	JA	NEIN	
DE26		DE	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	NEIN	JA	NEIN	
DE27	47	DE	3	H	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE27		DE	1	H	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
NL4	48	NL	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
NL4		NL	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE28	49	DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE28		DE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE29	50	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
DE30	51	DE	2	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE30		DE	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE31	52	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
LT1	53	LT	1	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	JA	
DE32	54	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA
NL5	55	NL	2	R	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL5		NL	1	R	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE32	56	DE	2	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
CZ1	57	CZ	4	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
IT1	58	IT	2	V	JA	NEIN	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	NEIN	
IT1		IT	1	V	NEIN	NEIN	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	NEIN	
DE33	59	DE	3	V	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE34	60	DE	2	R	JA	JA	NEIN	JA	JA	JA	JA	NEIN	
DE35	61	DE	2	W	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL6	62	NL	3	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL7	63	NL	4	H	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	
NL7		NL	2	H	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	NEIN	

ES1	64	ES	2	R	JA	JA	JA	JA	NEIN	NEIN	JA	JA	
BE1	65	BE	1	V	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA	JA

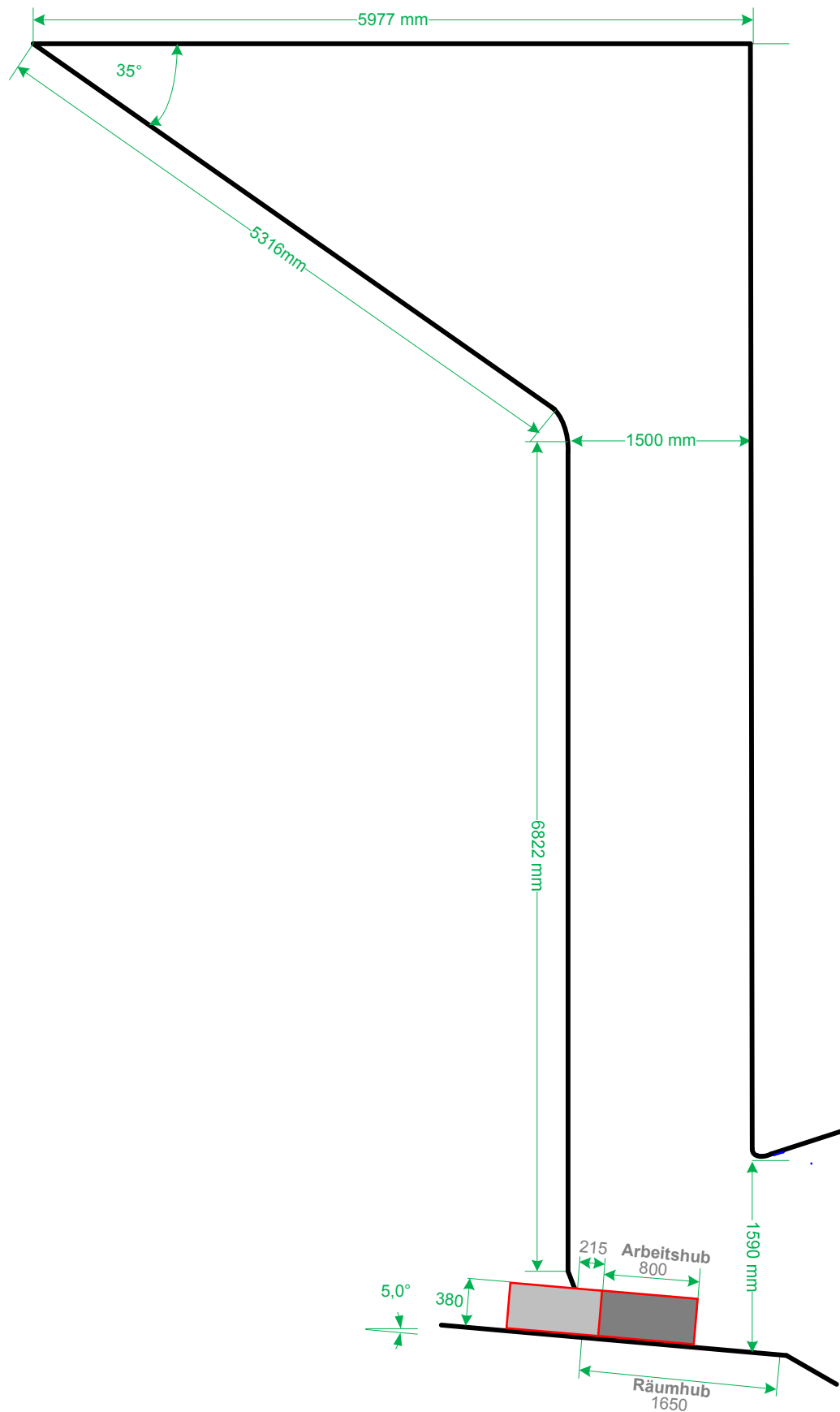
IX.3 Auszugsweise Übersicht der ausgewerteten Anlagen- daten

Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird darauf verzichtet *alle* ca. 50 Verbrennungslinien hier vorzustellen. Dies können jedoch jederzeit beim Berichtersteller eingesehen werden.

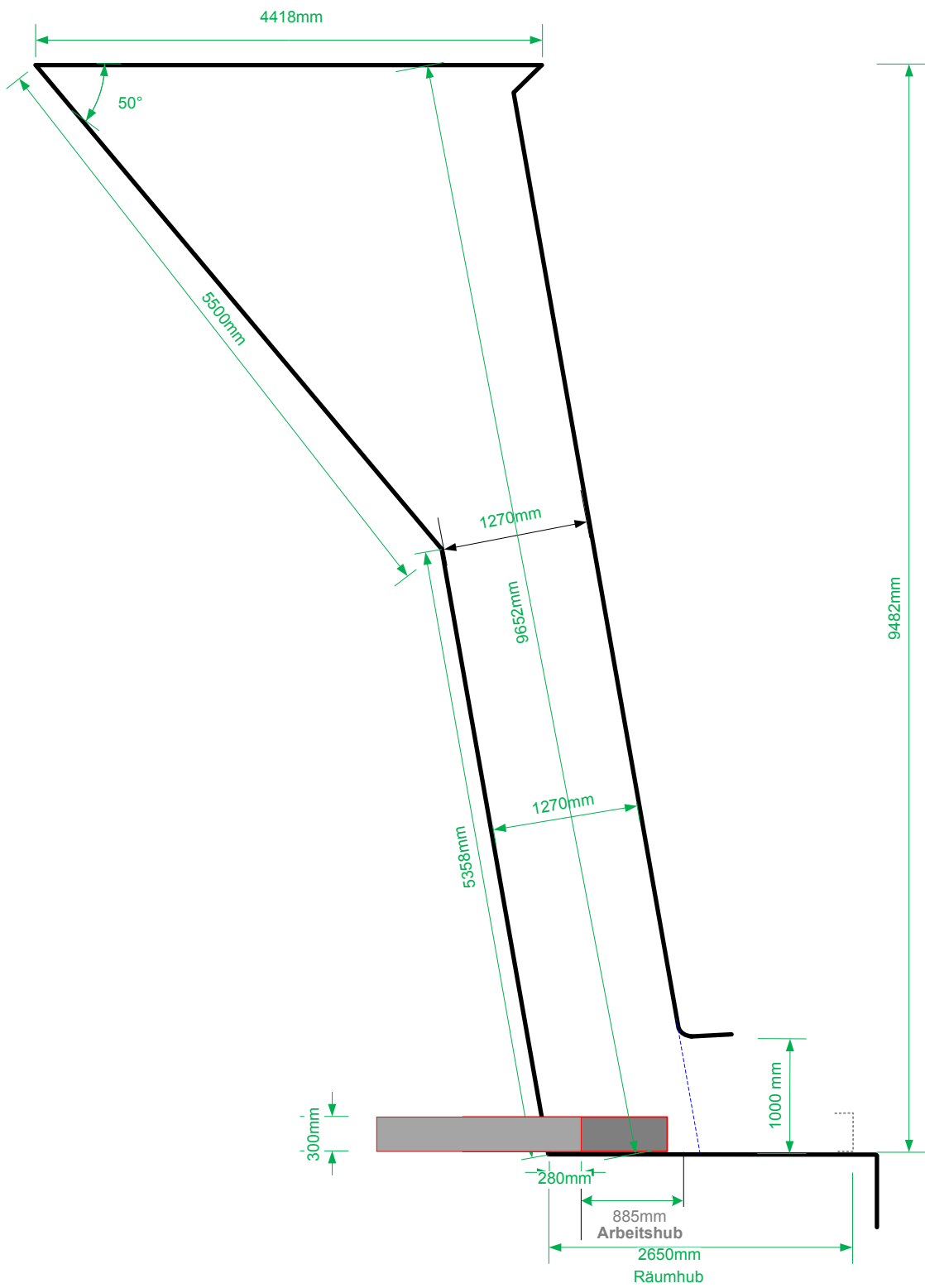




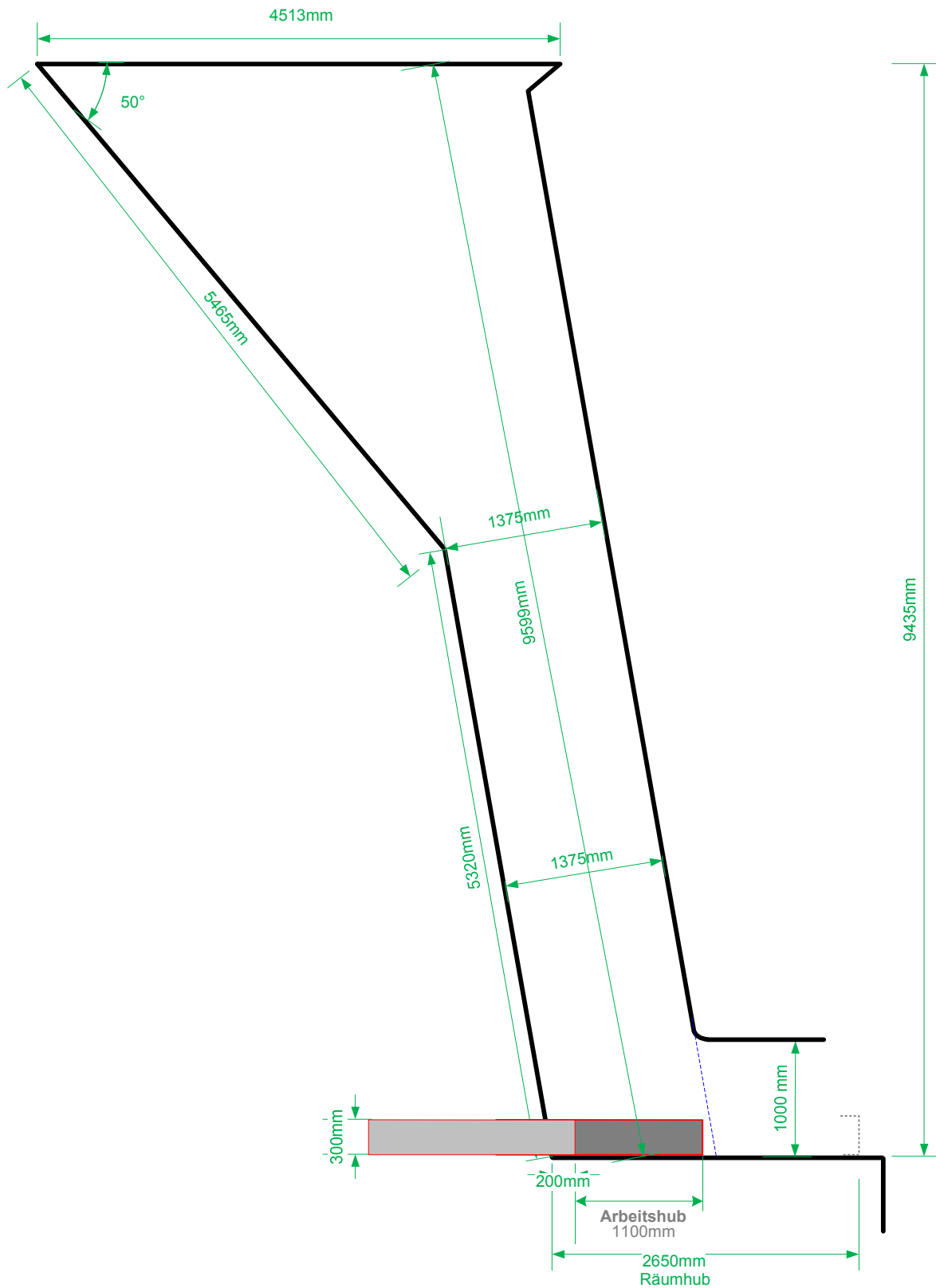
DE2VLA



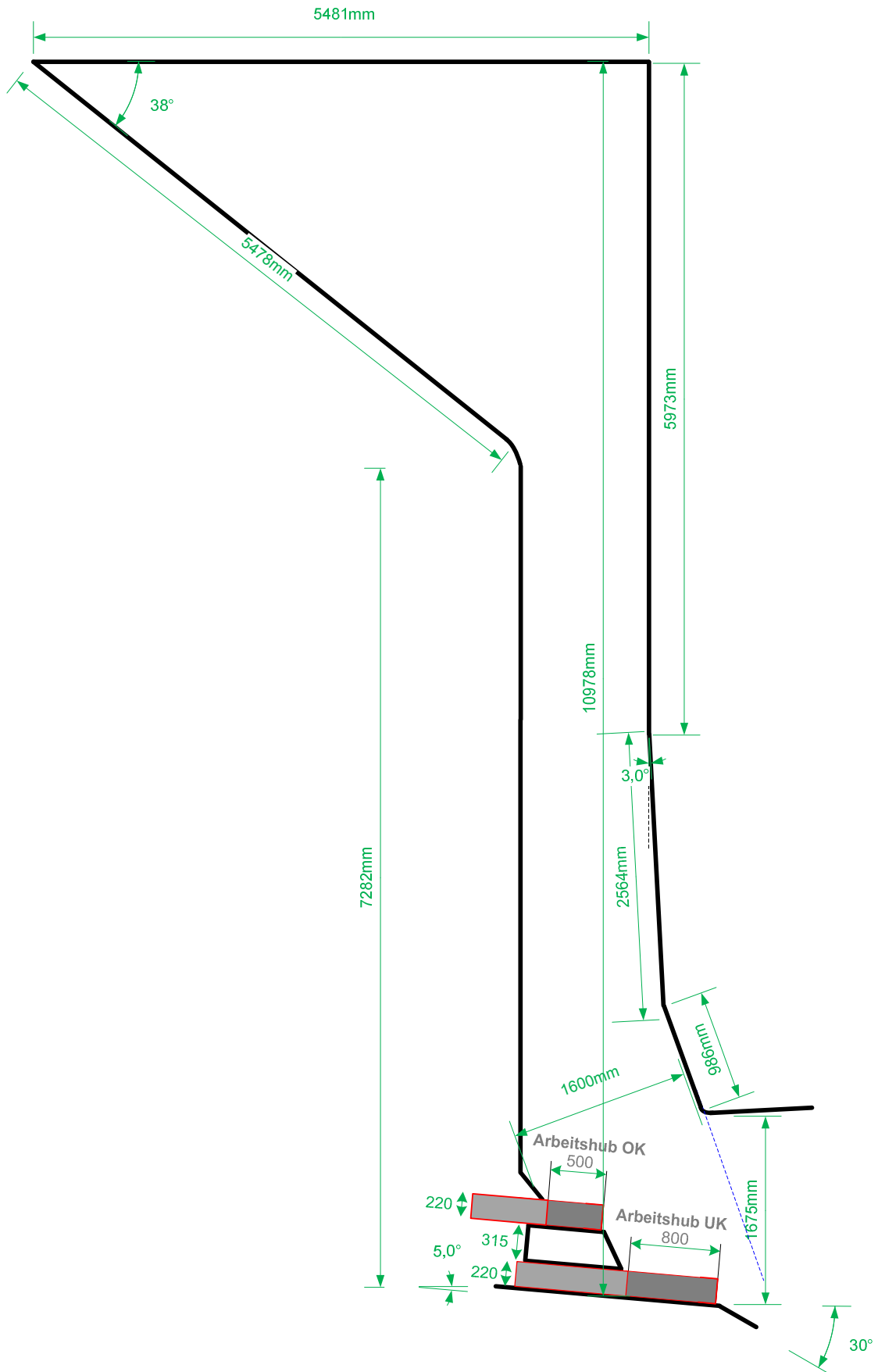
DE28VL3



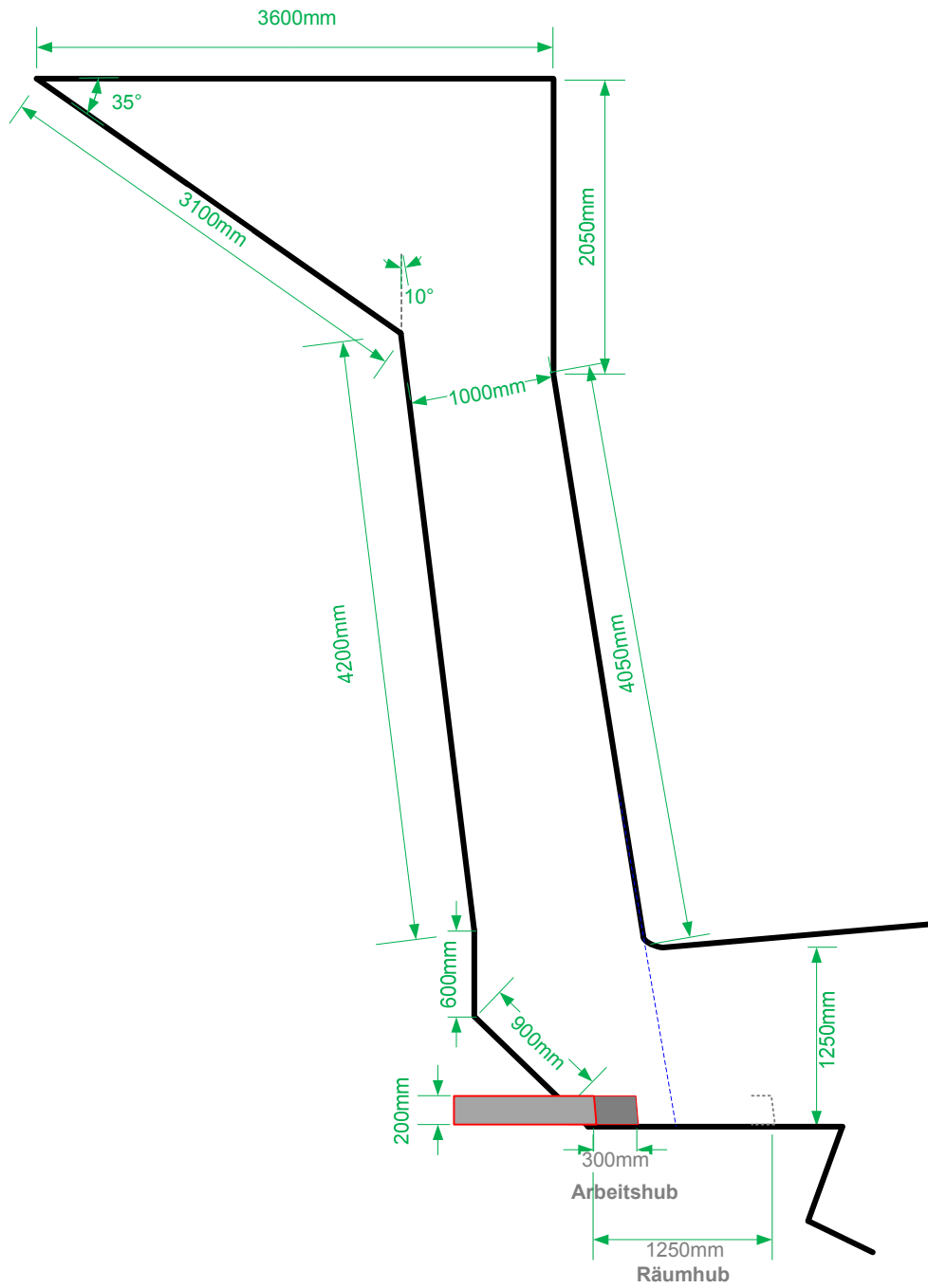
DE28VL4



DE32VL1, DE32VL2



CH7VL1, CH7VL2



DE20VL1, DE20VL2, DE20VL3

