

# **Entwicklung eines Brenners mit Luft- und Brennstoffstufung zur emissionsarmen Biomasseverbrennung in Kleinfeuerungsanlagen**

Von der Fakultät Energie-, Verfahrens- und Biotechnik  
der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines  
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)  
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

M. Sc. Fritz Barth  
aus Brackenheim

Hauptberichter:                   Apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Günter Baumbach  
Mitberichter:                    Prof. Dr. Andreas Kronenburg

Tag der mündlichen Prüfung: 13.06.2018

Institut für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik (IFK)  
der Universität Stuttgart  
2018



---

MEINER FRAU YOSRIA UND MEINEN BEIDEN KINDERN QUENTIN UND PIA

---





---

## **Vorwort**

Nach dem erfolgreichen Abschluss der Arbeit möchte ich mich bei jenen bedanken, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein herzlicher Dank gilt Herrn Apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Günter Baumbach für die fachliche Unterstützung und Betreuung der Arbeit sowie für die Übernahme des Hauptberichts. Weiterhin danke ich Herrn Prof. Dr. Andreas Kronenburg für die Übernahme des Mitberichts.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Michael Struschka für die zahlreich geführten Diskussionen sowie die fachliche Unterstützung bei der Durchführung der Arbeit. Weiterhin bedanken möchte ich mich bei Herrn M. Sc. Winfried Juschka für die Unterstützung bei der Durchführung von Verbrennungsversuchen am Prüfstand des IFK.

Besonders bedanken möchte ich mich darüber hinaus bei der W&M Apparatebau GmbH, namentlich Herrn Gerd Meyer, für die Unterstützung beim Bau sowie der Optimierung des Brennersystems.

Brackenheim, im Juni 2018

Fritz Barth

---

# - Inhaltsverzeichnis -

<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	I
<b>Nomenklatur</b> .....	IV
<b>Kurzfassung</b> .....	IX
<b>Abstract</b> .....	X
<b>1. Einleitung</b> .....	1
1.1 Hintergrund .....	1
1.2 Ziel der Arbeit .....	2
1.3 Inhalte der Arbeit .....	3
<b>2. Festlegung von Auslegungsbrennstoffen</b> .....	5
2.1 Technisches Potential für eine energetische Nutzung .....	5
2.2 Brennstoffanalyse .....	6
2.3 Schlussfolgerungen .....	10
<b>3. Verbrennungsmodelle und Emissionen</b> .....	12
3.1 Verbrennung biogener Festbrennstoffe .....	12
3.1.1 Ablauf einer Verbrennung .....	12
3.1.2 Rahmenbedingungen für eine vollständige Verbrennung .....	14
3.2 Entstehung feuerungsbedingter Luftschadstoffe .....	14
3.2.1 Emissionsgrenzwerte in Deutschland .....	15
3.2.2 Partikelemissionen .....	15
3.2.3 Stickoxidemissionen .....	17
3.3 Minderungsmöglichkeiten feuerungsbedingter Luftschadstoffe .....	19
3.3.1 Partikelemissionen .....	19
3.3.2 Stickoxidemissionen .....	23
3.3.3 Risiken der Brennstoff- und Luftstufung .....	26
3.4 Das DLR-Blaubrenner-Verfahren .....	27
3.4.1 Einteilung von Flammen .....	28
3.4.2 Das DLR-Blaubrenner-Verfahren .....	28
3.4.3 Einschränkungen der Übertragbarkeit .....	31
3.5 Schlussfolgerungen .....	32
<b>4. Feuerungstechnisches Konzept des neuen Brennersystems</b> .....	33
4.1 Vorstellung des AirRo <sup>®</sup> -Feuerungskonzepts für Holzpellets .....	33
4.2 Dimensionierung des Brennersystems .....	35

---

4.2.1	Berechnungsgrundlagen	35
4.2.2	Berechnungsergebnisse	36
4.3	Beschreibung des neuen Feuerungskonzepts	40
4.3.1	Allgemeines	40
4.3.2	Umsetzung der Luftstufung	41
4.3.3	Umsetzung der Brennstoffstufung	42
4.3.4	Umsetzung der Vormischflamme	47
4.4	Anlagentechnische Beschreibung des Brennersystems	56
4.4.1	Allgemeines	56
4.4.2	Umsetzung der Luftstufung	58
4.4.3	Umsetzung der Brennstoffstufung	59
4.4.4	Umsetzung der Vormischflamme	60
<b>5.</b>	<b>Methodik zur Versuchsdurchführung</b>	<b>61</b>
5.1	Messtechnik	61
5.1.1	Allgemeines	61
5.1.2	Brennstoffanalysen	62
5.1.3	Messtechnik Brennersystem	62
5.1.4	Messtechnik Abgaskomponenten	65
5.1.5	Messtechnik Partikelemissionen	66
5.2	Versuchsablaufplan	67
5.2.1	Allgemeines	67
5.2.2	Einfluss der Luftstufung	68
5.2.3	Einfluss der Brennstoffstufung	69
5.2.4	Einfluss der Vormischflamme	69
5.3	Versuchsaufbau	71
<b>6.</b>	<b>Ergebnisse der Verbrennungsversuche</b>	<b>73</b>
6.1	Versuchsdurchführung	73
6.2	Einfluss der Luftstufung	74
6.2.1	Variation der Primärluftzahl	79
6.2.2	Variation der Sekundärluftzahl	82
6.2.3	Variation der Tertiärluftzahl	83
6.3	Einfluss der Brennstoffstufung	85
6.3.1	Einfluss der Reduktionsgaszugabe	86
6.3.2	Temperaturabhängigkeit der Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases	90
6.3.3	Späte Reduktionsgaszugabe im Bereich der Oxidationszone	92

---

6.4 Einfluss der Vormischflamme .....	96
6.5 Minimal erreichbare Emissionskonzentrationen .....	108
<b>7. Optimiertes feuerungstechnisches Konzept .....</b>	<b>109</b>
<b>8. Zusammenfassung und Schlussfolgerungen .....</b>	<b>112</b>
<b>9. Literaturverzeichnis .....</b>	<b>115</b>
<b>Anhang</b>	
A1 Anhang A 1 zur Potentialanalyse .....	123
A2 Anhang A 2 zur Verbrennungsrechnung .....	131
A3 Anhang A 3 Bildungsmechanismen NH <sub>2</sub> sowie C-H-O .....	142
A4 Anhang A 4 Abschätzung der Verweildauer .....	145
A5 Anhang A 5 Bilanzierung Wärmeverluste und Undichtigkeiten .....	147
A6 Anhang A 6 Reynoldszahl Gasmischzone .....	149
A7 Anhang A 7 Maßzeichnungen Brennersystem .....	150
A8 Anhang A 8 Umrechnung auf Normbedingungen .....	152
A9 Anhang A 9 Brennstoffanalysen .....	154
A10 Anhang A 10 Versuchsreihen zur Luftstufung .....	167

---

## Nomenklatur

### Abkürzungen und Indices

a	Aschegehalt
atro	absolut trocken
BImSchG	Bundes-Immissionsschutzgesetz
BImSchV	Verordnung zur Durchführung der Bundes-Immissionsschutzgesetzes
C	Kohlenstoff
CFD	Computational Fluid Dynamics
CH	Methin
CH <sub>2</sub>	Methylen
f	Feucht
FWL	Feuerungswärmeleistung
H	Wasserstoff (elementar)
Hz	Herz
KrWG	Kreislaufwirtschaftsgesetz
Ma.-%	Massenprozent
mg/m <sup>3</sup> i.N.	Milligramm je Kubikmeter im Normzustand
Mio.	Millionen
ms <sup>-1</sup>	Meter pro Sekunde
O	Sauerstoff (elementar)
PJ	Petajoule
PKAB	Abfahren des Primärkoks
T	Temperatur

---

TA Luft	Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft
$t_{FM}$	Tonnen Frischmasse
TM	Trockenmasse
TWh	Terawattstunden
tr	trocken
waf	wasser- und aschefrei
wf	wasserfrei

### Formelzeichen lateinische Buchstaben

$A$	Querschnittsfläche [ $m^2$ ]
$A_{MK}$	Querschnittsfläche Messkanal [ $m^2$ ]
$a$	Massenanteil Asche [kg/kg]
$c$	Massenanteil Kohlenstoff [kg/kg]
$c_N(\tau)$	Partikel-Anzahlkonzentration [ $cm^{-3}$ ]
$c_{N,0}$	Partikel-Anzahlkonzentration zu Beginn (Zeitpunkt $\tau = 0$ ) [ $cm^{-3}$ ]
$\bar{c}_{pHG}$	mittlere spezifische Wärmekapazität des Heißgases [kJ/kgK]
$\bar{c}_{pB}$	mittlere spezifische Wärmekapazität des Brennstoffs [kJ/kgK]
$\bar{c}_{pL}$	mittlere spezifische Wärmekapazität der Verbrennungsluft [kJ/kgK]
$D$	hydraulischer Messkanaldurchmesser [m]
$E_{Bez}$	Schadstoffkonzentration Bezugssauerstoffgehalt [ppm]
$E_{Meß}$	Schadstoffkonzentration gemessen mit Bezug Betriebssauerstoffgehalt [ppm]
$h$	Massenanteil Wasserstoff [kg/kg]
$H_u$	unterer Heizwert [MJ/kg]
$K$	Koagulationskoeffizient [ $cm^3/s$ ]
$l_{(kg)}$	Luftbedarf [kg/kg]
$l_{(kmol)}$	Luftbedarf [kmol/kg]

---

$l_{minEin}$	Mindestlänge Einlaufstrecke [m]
$l_{minAus}$	Mindestlänge Auslaufstrecke [m]
$l_{min(kg)}$	Mindestluftbedarf [kg/kg]
$l_{min(kmol)}$	Mindestluftbedarf [kmol/kg]
$m_B$	Brennstoffmasse [kg]
$m_{HG}$	Heißgasmasse [kg/kg]
$m_{CO_2}$	Masse Kohlenstoffdioxid im Heißgas [kg]
$m_{N_2}$	Masse Stickstoff im Heißgas [kg]
$m_{SO_2}$	Masse Schwefeldioxid im Heißgas [kg]
$\dot{m}_a$	Aschemassenstrom [kg/s]
$\dot{m}_B$	Brennstoffmassenstrom [kg/s]
$\dot{m}_{HG0,f}$	Massenstrom des feuchten Heißgases [kg/s]
$n$	Massenanteil Stickstoff [kg/kg]
$n_{CO_2}$	Stoffmenge Kohlenstoffdioxid im Heißgas [kmol]
$n_{H_2O}$	Stoffmenge Wasserdampf im Heißgas [kmol]
$n_{HG}$	Stoffmenge Heißgas [kmol/kg]
$n_i$	Stoffmenge der Komponente i [kmol]
$n_{N_2}$	Stoffmenge Stickstoff im Heißgas [kmol]
$n_{O_2}$	Stoffmenge Sauerstoff im Heißgas [kmol]
$n_{SO_2}$	Stoffmenge Schwefeldioxid im Heißgas [kmol]
$n_W$	Stoffmenge Wasserdampf [kmol]
$o$	Massenanteil Sauerstoff [kg/kg]
$O_{2min(kg)}$	Mindestsauerstoffbedarf [kg/kg]
$O_{2min(kmol)}$	Mindestsauerstoffbedarf [kmol/kg]
$p_0$	Gasdruck im Normzustand [Pa]
$p_B$	Gasdruck im Betriebszustand [Pa]
$\dot{Q}_{ab}$	Wärmestrom über das Heißgas abgeführt [MJ/s]
$\dot{Q}_{zu}$	Wärmestrom über den Brennstoff zugeführt [MJ/s]
$s$	Massenanteil Schwefel [kg/kg]

---

$T_0$	Temperatur im Normzustand [K]
$T_B$	Temperatur im Betriebszustand [K]
$U_{MK}$	Umfang Messkanal [m]
$\vec{v}$	Strömungsgeschwindigkeit des Heißgases [m/s]
$\dot{V}_{AGO,f}$	Volumenstrom des Abgases im feuchten Normzustand [m <sup>3</sup> i.N./s]
$\dot{V}_{AGO,tr}$	Volumenstrom des Abgases im trockenen Normzustand [m <sup>3</sup> i.N./s]
$\dot{V}_{AGB,f}$	Volumenstrom des Abgases im feuchten Betriebszustand [m <sup>3</sup> /s]
$\dot{V}_{HGO}$	Normvolumenstrom des Heißgases [m <sup>3</sup> i.N./s]
$\dot{V}_{L0}$	Normvolumenstrom der Verbrennungsluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
$V_{m0}$	ideales Gasvolumen im Normzustand [m <sup>3</sup> i.N./kmol]
$\dot{V}_{PL0}$	Normvolumenstrom der Primärluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
$\dot{V}_{SL0}$	Normvolumenstrom der Sekundärluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
$\dot{V}_{TL0}$	Normvolumenstrom der Tertiärluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
$w$	Massenanteil Wasser [kg/kg]

### Formelzeichen griechische Buchstaben

$\vartheta_{ad}$	adiabate Verbrennungstemperatur [K]
$\vartheta_0$	Temperatur Normbedingungen [K]
$\vartheta_B$	Temperatur des zugeführten Brennstoffs [K]
$\vartheta_L$	Temperatur der zugeführten Verbrennungsluft [K]
$\lambda$	Luftzahl [-]
$\lambda_{PL}$	Primärluftzahl [-]
$\lambda_{SL}$	Sekundärluftzahl [-]
$\lambda_{TL}$	Tertiärluftzahl [-]
$\xi_{CO_2}$	Massenanteil Kohlenstoffdioxid im Heißgas [Ma.-%]
$\xi_{H_2O}$	Massenanteil Wasserdampf in Verbrennungsluft [Ma.-%]
$\xi_{N_2}$	Massenanteil Stickstoff in Verbrennungsluft [Ma.-%]
$\xi_{O_2}$	Massenanteil Sauerstoff in Verbrennungsluft [Ma.-%]
$\tau$	Verweilzeit [s]



$\varphi_W$	Abgasfeuchte [Vol.-%]
$\psi_{CO_2}$	Volumenanteil Kohlenstoffdioxid im Heißgas [Mol.-%]
$\psi_{H_2O}$	Volumenanteil Wasserdampf in der Verbrennungsluft [Mol.-%]
$\psi_{N_2}$	Volumenanteil Stickstoff in der Verbrennungsluft [Mol.-%]
$\psi_{O_2}$	Molanteil Sauerstoff in Verbrennungsluft [Mol.-%]

---

## Kurzfassung

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein neuartiges feuerungstechnisches Konzept zur emissionsarmen Verbrennung von festen Biomassebrennstoffen entwickelt und erprobt. Das feuerungstechnische Konzept grenzt sich gegenüber dem Stand der Wissenschaft und Technik in den folgenden Punkten ab:

1. Kombination von Luft- und Brennstoffstufung durch die räumliche Trennung der Entgasung, der vollständigen Verbrennung des Gas-Luftgemisches und des Abbrands des Entgasungsrückstandes (Primärkoks),
2. Gewinnung eines Reduktionsgases aus der Umsetzung des Primärkokes und Einsatz dieses Reduktionsgases als Stufenbrennstoff (kein Einsatz eines separaten Sekundärbrennstoffs notwendig) sowie
3. Anwendung des Blaubrennerkonzepts auf ein mit Biomasse befeuertes Brennersystem, d.h. Umstellung von Diffusions- auf Vormischflamme.

Zur Evaluierung des entwickelten Feuerungskonzepts wurde ein Brennersystem gebaut und untersucht. Gemäß diesem Konzept wird die Verbrennungsluft dreifach gestuft im Bereich der Entgasung, des Primärkoksabbrandes sowie der Verbrennung des Gasgemisches zugeführt. Als Brennstoffe wurden Pellets aus Stroh- und Getreidereststoffen sowie aus Holz eingesetzt.

Für die  $\text{NO}_x$ -Konzentration zeigte sich eine starke Abhängigkeit sowohl von der Gesamtluftzahl als auch von den Teilluftzahlen. Die besten Ergebnisse wurden bei sehr geringem Luftüberschuss erzielt. Die  $\text{NO}_x$ -Konzentration konnte bei Senkung der Gesamtluftzahl von 1,6 auf 1,1 um über 40 % reduziert werden. Bis zu einer Gesamtluftzahl von 1,2 wurden stabil niedrige CO-Emissionen von ca.  $40 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) ermittelt. Die Partikelkonzentration konnte – verglichen mit den Ergebnissen aus Messungen, die bei anderen Feuerungsanlagen unter Verwendung ähnlicher Brennstoffe durchgeführt wurden – um 50 % reduziert werden.

Durch Zugabe des Reduktionsgases kann ebenfalls eine Senkung der  $\text{NO}_x$ -Konzentration erzielt werden. Bei Vorliegen optimaler Bedingungen (Temperatur  $> 700 \text{ }^\circ\text{C}$  im Reduktionsbereich, geringer Oxidationsgrad des Primärkokes) konnte die  $\text{NO}_x$ -Konzentration um über 40 % verringert werden. Die Reduktionswirkung des Reduktionsgases war brennstoffübergreifend nachweisbar.

Die Möglichkeit der Anwendung des Blaubrennerkonzepts auf den Versuchsbrenner konnte grundsätzlich bestätigt werden. Die Hauptschwierigkeit in der Umsetzung des Vormischflammenbetriebs lag in der hohen Strömungsgeschwindigkeit des Pyrolysegas-Luftgemisches in der Mischzone. Zu Beginn der Versuche kam es häufig zum Abreißen der Flamme. Die Häufigkeit der Flammenabbrisse konnte nach Einführung eines Flammenhalters reduziert werden, jedoch zeigte sich das Brennersystem im Betrieb mit Vormischflamme weiter sehr instabil bei der Änderung von Betriebsrahmenbedingungen (z.B. Abzug des Primärkokes, Druckschwankungen). Ein langfristig stabiler Betrieb mit Vormischflamme erfordert die Entwicklung einer speziell angepassten Regelung für den Betrieb mit Vormischflamme und die Installation einer Zündeinrichtung für den Fall des Abreißen der Flamme.

---

## Abstract

In the context of the given work a new combustion concept focussing on how to burn solid biomass fuels with low emissions is developed and tested. The combustion concept distinguishes itself from the current state of scientific and technical knowledge for small scale firing plants in the following points:

1. Combination of air staging and fuel staging via spatial separation of the fuel degassing, the complete combustion of the gas/air-mixture and the oxidation of the degassing residues (primary coke),
2. Production of a reduction gas via transformation of primary coke and application of this reduction gas as a stage fuel (no application of a separate secondary fuel necessary) and
3. Application of the blue flame burner concept on a burner firing system which burns solid biomass fuels, i.e. changeover from a diffusion flame to a premixed flame.

A burner firing system is built and tested to evaluate the developed combustion concept. According to this concept the combustion air is fed in three stages: in the area of the fuel degassing, the oxidation of the primary coke and the combustion of the gas/air-mixture. Fuel pellets made of residues from straw and grain as well as wood are used.

A strong dependence on both, the total air ratio and the partial air ratio is determined for the NO<sub>x</sub>-concentration. The best results were achieved with very little excess air. It was possible to reduce the NO<sub>x</sub>-concentration by more than 40% by reducing the total air-fuel ratio from 1.6 to 1.1. Up to a total air-fuel ratio of 1.2, stable low CO-emissions of approx. 40 mg/m<sup>3</sup> stp (13 vol% O<sub>2</sub>) were determined. The particle concentration was reduced by 50% compared to the results from measurements taken at other combustion plants which used similar fuels.

A reduction of the NO<sub>x</sub>-concentration could also be achieved by adding the reduction gas. Optimal conditions provided (temperature > 700 °C at the area of reduction, low oxidation degree of primary coke), it was possible to reduce the NO<sub>x</sub>-concentration by more than 40 %.

The possibility of applying the blue flame burner concept to the test burner can generally be confirmed. The main difficulty in implementing a burner with a premixed flame lies in the high flow velocity of the pyrolysis gas air mixture inside the mixing zone. During the first few tests the flame frequently blew off. By introducing a flame holder, it was possible to reduce the frequency of flame extinction. However, the burner firing system was still very unstable during the operation with a premixed flame when operating conditions changed (e.g. removal of primary coke, pressure variation). In order to operate the burner with a premixed flame on a long-term and stable basis, a specially designed regulation for the operation with a premixed flame as well as the installation of an ignition device in case of flame extinction needs to be developed.

---

## 1. Einleitung

### 1.1 Hintergrund

Deutschlandweit werden gegenwärtig ca. 59 % der verbrauchten Endenergie zur Wärmeerzeugung (Raumwärme, Warmwasser, Prozesswärme) eingesetzt. Dieser Wärmebedarf von ca. 1.500 Terawattstunden (TWh) wird zu 46 % durch fossile gasförmige Brennstoffe (Erdgas) und zu 23 % durch Mineralöle abgedeckt (STROHSCHHEIN ET AL. 2007).

Erneuerbare Energieträger haben im Jahr 2011 mit 11 % zur Deckung des Endenergieverbrauchs im Sektor Wärme beigetragen. Die Hauptlast der erneuerbaren Wärmebereitstellung entfällt hierbei mit über 70 % auf die biogenen Festbrennstoffe (BMU 2012). Der nationale Aktionsplan der Bundesregierung sieht zur Erreichung der Klimaschutzziele einen Ausbau erneuerbarer Energieträger auf knapp 16 % des Endenergieverbrauchs im Bereich Wärme und Kälte bis zum Jahr 2020 vor (BUNDESREGIERUNG 2010), was einen weiteren Ausbau des Einsatzes biogener Festbrennstoffe notwendig macht.

Aktuelle Untersuchungen des deutschen BiomasseForschungsZentrums (DBFZ) beschäftigen sich mit den Potentialen und Nutzungskonkurrenzen des weiteren Ausbaus der Biomassenutzung. Unter den Begriff biogene Festbrennstoffe fallen laut dieser Studie bis dato beinahe ausschließlich „holzartige Biomassen“, die sich i.W. aus Waldresthölzern zusammen setzen (THRÄN ET AL. 2011, S. 3). Alternative biogene Festbrennstoffe wie beispielsweise Stroh- oder Getreidereststoffe werden im Zusammenhang mit einer energetischen Nutzung in Feuerungsanlagen nur in Form zukünftiger Szenarien genannt.

THRÄN ET AL. (2011) zeigen vor dem Hintergrund des weiteren Ausbaus der Nutzung biogener Festbrennstoffe auch Grenzen auf. So zeigt eine Abschätzung der freien Holzpotentiale, dass trotz Mobilisierung bisher ungenutzter Potentiale im Jahr 2020 eine Deckungslücke von bis zu ¼ der benötigten Holz-mengen zu erwarten ist.

Zusammenfassend ist somit festzuhalten, dass der angestrebte weitere Ausbau einer erneuerbaren Wärmeversorgung nicht ausschließlich auf Basis von holzartiger Biomasse durchführbar ist. Hieraus ergibt sich die Notwendigkeit zur nachhaltigen Erschließung und kontrollierten Nutzbarmachung alternativer Brennstoffe, um die sich abzeichnende Deckungslücke im Bereich biogener Festbrennstoffe schließen zu können.

Das Interesse an einer energetischen Nutzung von Brennstoffen nach § 3 Abs. 1 Nr. 8<sup>1</sup> der ersten Verordnung zur Durchführung des Bundes-Immissionsschutzgesetzes (1. BImSchV), zu denen beispielsweise Stroh- und

---

<sup>1</sup> „Stroh und ähnliche pflanzliche Stoffe, nicht als Lebensmittel bestimmtes Getreide wie Getreidekörner und Getreidebruchkörner, Getreideganzpflanzen, Getreideaussputz, Getreidespelzen und Getreidehalmreste“ (BMU 2010, S. 40)

Getreidereststoffe gehören, ist in jüngster Vergangenheit bereits deutlich gestiegen. Die energetische Umwandlung dieser Brennstoffe in Feuerungsanlagen ist jedoch aufgrund deren „ungünstiger Brennstoffeigenschaften“ (HARTMANN ET AL. 2007, S. 13) mit einem verglichen mit Holz erhöhtem technischen Aufwand und Risiko verbunden. Untersuchungen von HARTMANN ET AL. (2007), STRUSCHKA ET AL. (2010) sowie VETTER ET AL. (2006), die sich detailliert mit dieser Thematik auseinandersetzen, sehen Optimierungsbedarf insbesondere im Bereich der Minderung von partikelförmigen Emissionen und Stickoxid(NO<sub>x</sub>)emissionen sowie im Bereich der mangelhaften Umsetzung des Restkohlenstoffgehalts in den Verbrennungsrückständen.

Werden mit qualitativ hochwertigen Holzbrennstoffen in automatisch beschickten Feuerungsanlagen NO<sub>x</sub>-Emissionen von unter 200 mg/m<sup>3</sup> i.N. bei einem Bezugssauerstoffgehalt von 13 Vol.-% (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) sowie Partikelemissionen kleiner 50 mg/m<sup>3</sup> i.N. erreicht (HELLER; BAUMBACH 2004), so entstehen bei der Verbrennung von Stroh- und Getreidebrennstoffen NO<sub>x</sub>-Emissionen in der Größenordnung von 400 bis 600 mg/m<sup>3</sup> i.N., die Partikelemissionen bewegen sich im Bereich 150 bis 250 mg/m<sup>3</sup> i.N. (HARTMANN ET AL. 2007).

Um die verfügbaren Potentiale im Bereich der Brennstoffe aus Stroh- und Getreidereststoffen für eine zukünftige energetische Nutzung erschließen zu können, ist demzufolge eine gezielte Anpassung der Feuerungstechnik auf die speziellen Eigenschaften dieser Brennstoffe notwendig. Insbesondere im Bereich der Anwendung von Werkzeugen zur (primärseitigen) Emissionsminderung existiert noch wesentlicher Forschungs- und Entwicklungsbedarf, der im Rahmen der vorliegenden Arbeit aufgegriffen werden soll.

## 1.2 Ziel der Arbeit

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die systematische Erforschung und Umsetzung neuartiger primärer Ansätze zur Minderung der Stickoxid- und Partikelemissionen. Basierend hierauf soll die Entwicklung eines praxistauglichen Feuerungskonzepts zur energetischen Nutzung von Brennstoffen nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV stattfinden. Zur Umsetzung des Entwicklungsziels wird ein Brennersystem gebaut und in einen Versuchsaufbau integriert. Die Feuerungswärmeleistung (FWL) des Brennersystems wird aufgrund der folgenden Überlegungen festgelegt auf 90 Kilowatt (kW):

- Landwirtschaftliche Reststoffe fallen zumeist dezentral als Koppelprodukte oder Produktionsreststoffe landwirtschaftlicher Betriebe an. Eine dezentrale Nutzung der Reststoffe vor Ort in Kleinf Feuerungsanlagen zur Versorgung dieser Betriebe mit Prozesswärme bietet sich daher an
  - Ausgewiesene landwirtschaftliche Reststoffe wurden im Rahmen der Novellierung der 1. BImSchV unter § 3 Abs. 1 Nr. 8 als Regelbrennstoffe definiert. Kleinf Feuerungsanlagen (Feuerungswärmeleistung < 100
-

kW), in denen diese Brennstoffe eingesetzt werden, sind nicht genehmigungspflichtig

- Die kostenintensive Pflicht der Bestellung eines nach § 26 BImSchG bekannt gegebenen Prüfinstituts zur Durchführung von Emissionsmessungen nach Ziffer 5.3.2.1 der TA Luft (BImSchG 2009) entfällt für den Betreiber (nicht jedoch die Messpflicht nach §§ 14 und 15 der 1. BImSchV)
- Der überwiegende Teil der mittels biogener Festbrennstoffe produzierten Wärme wird mittels kleiner Feuerungsanlagen hergestellt (THRÄN ET AL. 2011). Dementsprechend finden sich in diesem Bereich auch die größten Substitutionspotentiale von holzartigen Brennstoffen durch landwirtschaftliche Reststoffe

### 1.3 Inhalte der Arbeit

Die Umsetzung des Ziels der Arbeit soll durch die Erforschung und Umsetzung von Maßnahmen zur Luft- und Brennstoffstufung erreicht werden. Weiterhin soll die Grenze zwischen primären Minderungsmöglichkeiten und sekundären Minderungsnotwendigkeiten untersucht werden. Zur Durchführung werden die folgenden Leitpunkte formuliert:

- Analyse des bereits existierenden AirRo<sup>®</sup>-Feuerungskonzepts für die Verbrennung von Holzpellets
  - Interpretation theoretischer Modelle zur Verbrennung sowie zur Minderung von Luftschadstoffen. Basierend hierauf Ableitung von Maßnahmen zur primärseitigen Minderung der NO<sub>x</sub>- und Partikelemissionen insbesondere durch feuerungstechnische Maßnahmen. Weiterhin Prüfung der Möglichkeit zur Übertragung und Anwendung des Blaubrennerkonzepts mit dem Ziel, eine Vormischflamme umzusetzen
  - Definition von Brennstoffen, die die Grundlage für die weitere Entwicklung des feuerungstechnischen Konzepts sowie die Auslegung der Komponenten des Brennersystems bilden (Auslegungsbrennstoffe).
  - Realisierung eines feuerungstechnischen Konzepts zur Bündelung und Umsetzung der gewählten primärseitigen Minderungsmaßnahmen
  - Auslegung der wesentlichen Komponenten der Feuerungsanlage und Bau der Feuerungsanlage
  - Experimentelle Verifizierung des erstellten Feuerungskonzepts sowie Optimierung auf Basis gezielter Parametervariation. Hierzu werden die folgenden Abhängigkeiten in Bezug auf die CO-, NO<sub>x</sub>- und Partikelkonzentration untersucht:
    - Einfluss der Luftzahl ( $\lambda$ )
-

- Einfluss der Verbrennungsluftführung und –verteilung i.S. der Luftstufung (Primärluft, Sekundärluft, Tertiärluft)
- Einfluss der Brennstoffstufung auf Basis eines neuartigen Ansatzes der Trennung von Entgasung und Feststoffabbrand
- Wirkung der Trennung von Entgasung und Feststoffabbrand auf die Mischungsverhältnisse von brennbaren Gasen und Verbrennungsluft (Untersuchung der Flammenarten Diffusionsflamme, Übergangflamme, Vormischflamme)

In Abbildung 1.1 ist die Vorgehensweise zur Durchführung der Arbeit unter Nennung der wesentlichen Arbeitsschwerpunkte und Themenschwerpunkte schematisch zusammengefasst dargestellt:

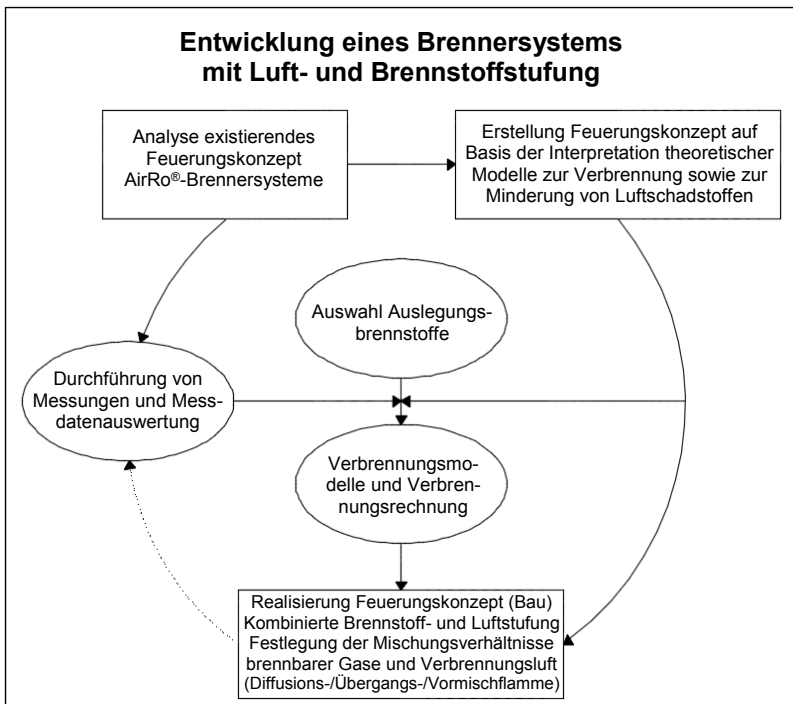


Abbildung 1.1: Schematische Darstellung der wesentlichen Arbeitsschritte und Arbeitsschwerpunkte zur Durchführung der Arbeit. Die chronologische Vorgehensweise sowie die Vernetzung der einzelnen Arbeitspakete sind mit Pfeilen angedeutet

## 2. Festlegung von Auslegungsbrennstoffen

Ziel des vorliegenden Kapitels ist die Beschreibung der Vorgehensweise zur Definition von Brennstoffen, die die Grundlage für die weitere Entwicklung des feuerungstechnischen Konzepts sowie die Auslegung der Komponenten des Brennersystems bilden (Auslegungsbrennstoffe). Die Festlegung der Auslegungsbrennstoffe erfolgt auf Basis einer quantitativen und qualitativen Betrachtung von nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV in Frage kommenden Brennstoffen.

Mittels der quantitativen Betrachtung wird das mengenmäßige Aufkommen der Brennstoffe bewertet. Ziel ist es, eine verfügbarkeitsabhängige Präferenzierung der Brennstoffe nach Brennstoffart vorzunehmen. Hierzu wird eine Potentialanalyse durchgeführt.

Die qualitative Betrachtung umfasst eine Analyse der in Frage kommenden Brennstoffe auf Basis ihrer Elementarzusammensetzung sowie ihrer brennstofftechnischer Eigenschaften.

### 2.1 Technisches Potential für eine energetische Nutzung

Aus Übersichtlichkeitsgründen wird an dieser Stelle auf eine ausführliche Darstellung der Potentialanalyse verzichtet. Die Potentialanalyse sowie eine Erklärung des Begriffs „technisches Potential“ befinden sich in Anhang A 1. Nachfolgend werden direkt die Ergebnisse des technisch nutzbaren Potentials für eine energetische Nutzung von Stroh- und Getreidebrennstoffen diskutiert.

Das für eine energetische Nutzung zur Verfügung stehende technische Potential lässt sich festlegen auf 7,1 Millionen Tonnen Frischmasse jährlich (Mio.  $t_{FM/a}$ ) bis 14,1 Mio.  $t_{FM/a}$ . Geht man von einer mittleren Verfügbarkeit von etwa 10 Mio.  $t_{FM/a}$  sowie einem Heizwert von ca. 14 Megajoule (MJ) pro Kilogramm (kg) aus (KALTSCHMITT ET AL. 2008), so ergibt sich ein technisches Brennstoffpotential von ca. 140 Petajoule (PJ) pro Jahr. THRÄN ET AL. (2011) prognostizieren in Ihren Untersuchungen zur energetischen Nutzung von Holz eine Deckungslücke von ca. 290 PJ/a bis zum Jahr 2020.

Zusammenfassend ist somit festzuhalten, dass

- auch nach Berücksichtigung aller Nutzungskonkurrenzen eine erhebliche Menge strohähnlicher landwirtschaftlicher Reststoffe für eine energetische Verwertung zur Verfügung steht,
  - bei deren vollständiger Erschließung überschlägig die Hälfte der zu erwartenden Deckungslücke im Bereich von Holzbrennstoffen geschlossen werden kann und
  - Weizenstroh sowie Gerstenstroh gemeinsam mit ca. 23,2 Mio.  $t_{FM/a}$  mehr als  $\frac{3}{4}$  des jährlich anfallenden theoretischen Getreidestrohpotentials ausmacht (siehe hierzu auch Tabelle A 1.3 in Anhang A 1).
-



Abbildung 2.1 zeigt das vom Autor ermittelte technische Potential im Vergleich mit den Ergebnissen aus unterschiedlichen anderen Untersuchungen zu dieser Fragestellung. Die divergierenden Ergebnisse lassen sich auf unterschiedliche Annahmen und Berechnungsmethoden zurückführen.

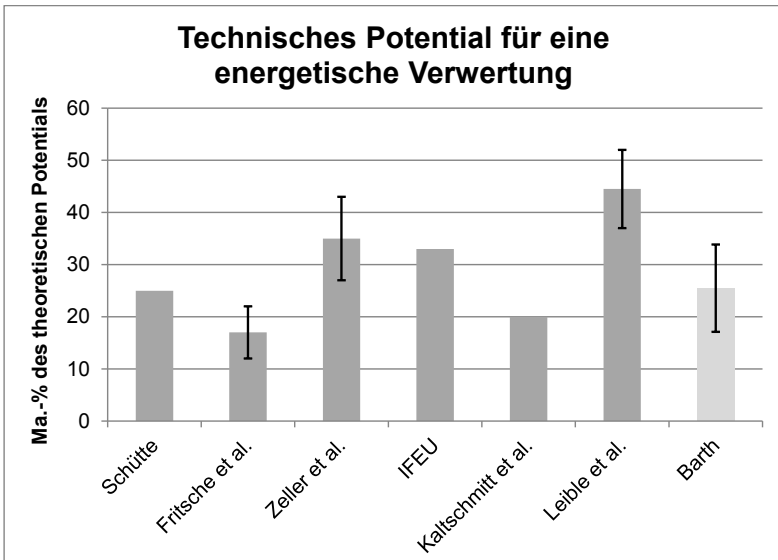


Abbildung 2.1: Technisches Potential für eine energetische Nutzung

Quelle: eigene Berechnungen, angepasste Darstellung nach FRITSCHKE ET AL. (2004); KALTSCHMITT ET AL. (2003); LEIBLE ET AL. (2003); MÜNCH (2008); SCHÜTTE (2012); ZELLER ET AL. (2012). Das vom Autor ermittelte technische Potential ist aufgehellt dargestellt.

## 2.2 Brennstoffanalyse

Neben den o.g. Stroh- und Holzpellets sollen auch Brennstoffe aus Nebenprodukten der Getreideverarbeitung – namentlich Mühlenabputz und Weizenkleie – in pelletierter Form sowie Holzpellets als Auslegungsbrennstoffe festgelegt werden.

Die Analyse der Auslegungsbrennstoffe wird in Anlehnung an die von KALTSCHMITT ET AL. (2001) festgelegten Qualitätsmerkmale für biogene Festbrennstoffe durchgeführt. Eine Übersicht der herangezogenen Qualitätskriterien sowie deren Auswirkungen gibt Tabelle 2.1

Tabelle 2.1: Zusammenfassung der zur Brennstoffanalyse herangezogenen Qualitätskriterien sowie deren Auswirkungen

Quelle: KALTSCHMITT ET AL. (2001)

Qualitätsmerkmal	Auswirkungen
Elementgehalte	
Kohlenstoff (C)	CO-Emissionen, Ascheverwertung
Stickstoff (N)	NO <sub>x</sub> -, HCN- und N <sub>2</sub> O-Emissionen
Kalium (K)	Ascheerweichungsverhalten, Hochtemperaturkorrosion, Partikelemissionen
Magnesium (Mg)	Ascheerweichungsverhalten, Partikelemissionen, Ascheverwertung (Einbindung von Schadstoffen)
Kalzium (Ca)	
Schwefel (S)	SO <sub>x</sub> -Emissionen, Hochtemperaturkorrosion
Chlor (Cl)	HCl-, sowie PCDD/F-Emissionen, Hochtemperaturkorrosion
Brennstofftechnische Eigenschaften	
Wassergehalt	Heizwert, Lagerfähigkeit, Brennstoffgewicht
Heizwert	Anlagenauslegung, Verbrennungstemperatur
Aschegehalt	Anlagenauslegung, Partikelemissionen, Ascheverwertung
Ascheerweichungspunkt	Schlackebildung, Betriebssicherheit und –kontinuität, Wartungsbedarf, Anlagenauslegung

Nachfolgend wird primär eine Analyse der Auslegungsbrennstoffe auf Basis der Elementgehalte vorgenommen. Im Anschluss werden die Qualitätsmerkmale der brennstofftechnischen Eigenschaften auf die Auslegungsbrennstoffe übertragen und diskutiert.

Die höchsten Massenanteile an der Gesamtmasse biogener Festbrennstoffe weisen die Elemente Kohlenstoff (C), Sauerstoff (O), Wasserstoff (H), Schwefel (S) sowie Stickstoff (N) auf. Sie werden daher als Hauptelemente bezeichnet und sind für die Auslegungsbrennstoffe zusammengefasst in Tabelle 2.2 aufgeführt.

Tabelle 2.2: Elementgehalte der Hauptelemente für die Auslegungsbrennstoffe  
Quelle: HARTMANN ET AL. (2007)

Brennstoffart	Elementgehalte waf [kg/kg]				
	C	O	H	S	N
Weizenstroh	0,4796	0,4565	0,0569	0,0008	0,0060
Gerstenstroh	0,4945	0,4407	0,0570	0,0016	0,0061
Roggenstroh	0,4712	0,4535	0,0601	0,0011	0,0114
Mühlenabputz	0,4713	0,4217	0,0771	0,0018	0,0270
Weizenkleie	0,4867	0,3983	0,0788	0,0022	0,0329
Holzpellets	0,4993	0,4362	0,0632	0,0001	0,0012

Als wichtige Größe für die vorliegende Arbeit ist der Stickstoffgehalt der Auslegungsbrennstoffe zu nennen, da dieser bei Biomassefeuerungen das Freisetzungspotential von Stickstoffoxiden ( $\text{NO}_x$ ) wesentlich beeinflusst (Vgl. Kapitel 3.). So liegt das  $\text{NO}_x$ -Bildungspotential für Roggenstroh deutlich höher als für Weizen- und Gerstenstroh. Bezogen auf den Brennstoff-Stickstoffanteil von Holzpellets ergeben sich für Roggenstroh ca. die zehnfache Elementkonzentration sowie für Weizen- und Gerstenstroh ungefähr die fünffache Elementkonzentration. Wesentlich erhöhte Brennstoff-Stickstoffgehalte weisen auch die Brennstoffe aus Nebenprodukten der Getreideverarbeitung auf. Die Weizenkleie liegt mit einer Stickstoffelementkonzentration von 0,0329 mehr als das 25-fache über der von Holzpellets. Als Folge sind primäre und (sofern erforderlich) sekundäre Maßnahmen zur Reduzierung der Stickoxidemissionen vorzusehen.

Ein weiterer wichtiger Faktor stellt der Schwefelgehalt im Brennstoff dar, insbesondere vor dem Hintergrund der Hochtemperaturkorrosion. Auch hier weisen die Auslegungsbrennstoffe stark schwankende Elementgehalte auf. Besonders Weizenkleie fällt mit der 22-fachen Elementkonzentration bezogen auf Holzpellets auf. Im Rahmen der Anlagenplanung und Auslegung ist daher darauf zu achten, dass spezielle Stahllegierungen beim Bau der Anlage zum Einsatz kommen und keine Unterschreitung des Taupunkts in sensiblen Anlagenbereichen auftritt.

Neben diesen Hauptelementen spielen zur Beurteilung der Auslegungsbrennstoffe die Elemente Kalium (K), Magnesium (Mg), Kalzium (Ca) sowie Chlor (Cl) als Spurenelemente eine wichtige Rolle.

OSER ET AL. (2003) beschreiben in ihren Untersuchungen einen Zusammenhang zwischen den Spurenelementen Kalium und Calcium und der Partikelmassenkonzentration. Nach HARTMANN ET AL. (2010) wirkt Kalium im

Weiteren senkend auf den Ascheschmelzpunkt und trägt indirekt zur Korrosion von Wärmetauscherflächen und Rohrleitungen bei.

Der Chlorgehalt ist als Edukt zur Bildung von Salzsäure (HCl) und von Dioxinen/Furanen (PCDD/F) während der Verbrennung kritisch zu bewerten. Die Abhängigkeiten der Umwandlungsraten von Cl im Brennstoff in HCl sowie PCDD/F werden unter anderem in OBERNBERGER (1997) ausführlich beschrieben.

Die Elementgehalte der Spurenelemente sind in Tabelle 2.3 für die Auslegungsbrennstoffe zusammengefasst.

Tabelle 2.3: Elementgehalte der Spurenelemente für die Auslegungsbrennstoffe, Quelle: HARTMANN ET AL. (2007)

Brennstoffart	Elementgehalte wf [mg/kg]			
	K	Mg	Ca	Cl
Weizenstroh	5.530	1.040	3.300	430
Gerstenstroh	5.244	120	695	722
Roggenstroh	12.200	1.120	4.150	2.740
Mühlenabputz	3.082	695	923	743
Weizenkleie	8.838	108	1.143	510
Holzpellets	281	148	944	32

Wie bereits bei der Analyse der Elementgehalte der Hauptelemente festgestellt ergeben sich deutliche Unterschiede der Brennstoffe nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV verglichen mit Holzpellets. So liegt der Kaliumgehalt mindestens um das 10-fache (Mühlenabputz), der Chlorgehalt mindestens um das 13-fache (Weizenstroh) erhöht bezogen auf die Werte von Holzpellets. Dies ist entsprechend den o.g. Zusammenhängen bei der Anlagenauslegung sowie der Erstellung des Emissionsminderungskonzepts zu berücksichtigen.

Einen Überblick über die brennstofftechnischen Eigenschaften der Auslegungsbrennstoffe gibt Tabelle 2.4.

Tabelle 2.4: Brennstofftechnische Eigenschaften der Auslegungsbrennstoffe  
 Quelle: HARTMANN ET AL. (2007); HARTMANN ET AL. (2010); KALTSCHMITT ET AL. (2001)

Brennstoffart	Wassergehalt wf, [Ma.-%]	Heizwert wf, [MJ/kg]	Aschegehalt wf, [Ma.-%]	Erweichungspunkt wf, [°C]
Weizenstroh	8,2	17,4	5,1	1.119
Gerstenstroh	13,1	17,1	6,3	980
Roggenstroh	7,7	17,8	6,8	1.002
Mühlenabputz	n.b.	16,5	6,7	1.250
Weizenkleie	10,0	17,3	6,1	< 500
Holzpellets	6,8	18,6	0,3	1.300

Wesentlich für die Auslegung des Brennersystems ist die Berücksichtigung des verglichen mit Holzpellets hohen Aschegehalts der Brennstoffe nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV. So liegt der Aschegehalt für Weizenstroh mit 5,1 Ma.-% als niedrigster Vertreter dieser Brennstoffgruppe bereits um das 17-fache höher als der Aschegehalt von Holzpellets.

Bei der Betrachtung der Erweichungspunkte fällt auf, dass diese für alle Brennstoffe nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV unterhalb dem von Holzpellets liegen. Dies stellt hohe Anforderungen an die Konstruktion sowie das feuerungstechnische Konzept des Brennersystems. Zur Gewährleistung eines ordnungsgemäßen Betriebs der Feuerungsanlage muss die Glutbetttemperatur begrenzt werden. Entstehen bei zu hohen Glutbetttemperaturen Agglomerationen, welche durch die eingesetzte Austragstechnik nicht aus dem Brennersystem gefördert werden können, so muss dieses abgefahren und händisch gereinigt werden. Je niedriger der Erweichungspunkt eines Brennstoffs ist, desto aufwändiger sind die Maßnahmen zur Senkung der Glutbetttemperatur und desto wahrscheinlicher ist die Ausbildung von Agglomerationen während des Betriebs.

Der Heizwert der Auslegungsbrennstoffe liegt auf ähnlich hohem Niveau und schwankt zwischen 16,5 MJ/kg (Mühlenabputz) und 18,6 MJ/kg (Holzpellets).

### 2.3 Schlussfolgerungen

Für eine energetische Nutzung landwirtschaftlicher Reststoffe stehen auch nach Berücksichtigung aller Nutzungskonkurrenzen ausreichende Mengen zur Verfügung. Es ist demzufolge zu erwarten, dass selbst unter Zugrundelegung

einer verstärkten Nachfrage diese Brennstoffe auch in Zukunft über einen deutlichen Preisvorteil gegenüber Holzbrennstoffen verfügen werden.

Den wirtschaftlichen Vorteilen stehen brennstoffbedingte Nachteile – z.B. erhöhter Stickstoffanteil, niedrige Erweichungspunkte, erhöhte Aschegehalte – entgegen, die eine spezielle Anpassung des Brennersystems an den Brennstoff erforderlich machen. Weiterhin gelten insbesondere bei kleinen Feuerungsanlagen zur Gewährleistung eines stabilen Betriebs hohe Ansprüche an die Brennstoffqualität und Brennstoffhomogenität.

### **3. Verbrennungsmodelle und Emissionen**

#### **3.1 Verbrennung biogener Festbrennstoffe**

Die nachfolgenden Grundlagen und Modelle zur Verbrennung biogener Festbrennstoffe werden exemplarisch für den Referenzbrennstoff Holz erläutert.

##### **3.1.1 Ablauf einer Verbrennung**

Die chemischen und physikalischen Vorgänge, welche bei der Verbrennung von Holz ablaufen, sind ungleich komplexer als beispielsweise bei der Verbrennung von fossilen Brennstoffen (Öl, Gas). Im Folgenden wird daher lediglich eine Übersicht des Ablaufs einer Verbrennung gegeben. Ausführliche Abhandlungen hierzu finden sich in EBERT (2004); KALTSCHMITT ET AL. (2001); OBERNBERGER (1997); und STRUSCHKA (1993).

Während des Verbrennungsprozesses laufen heterogene und homogene Reaktionsvorgänge ab und es treten unterschiedliche Zustände auf. Neben der Temperatur (T) im Reaktionsraum stellt die Luftzahl ( $\lambda$ ) eine wichtige Größe zur Beschreibung dieser Zustände dar.

- **Trocknung (bis ca. 150 °C,  $\lambda \geq 1$ )**

Die Trocknungsphase spielt im Rahmen der vorliegenden Dissertation nur eine untergeordnete Rolle, da die zur Verbrennung eingesetzten und in pelletierter Form vorliegenden Brennstoffe einen sehr geringen Wassergehalt ( $\leq 15$  Ma.-%) aufweisen. In der Trocknungsphase erfolgt die Erwärmung und Trocknung des Brennstoffs durch die Verdampfung des im Brenngut enthaltenen Wassers. Die zur Aufrechterhaltung dieses endothermen Prozesses erforderliche Wärme wird mittels Wärmeleitung, Wärmestrahlung und Konvektion aus den exothermen Vorgängen in der Oxidationsreaktion der Gasphase sowie des Feststoffabbrands gewonnen.

- **Pyrolytische Zersetzung und Entgasung (ca. 120 °C – ca. 900 °C,  $\lambda \leq 1$ )**

Die Pyrolysephase spielt sich in einem Temperaturfenster von ca. 120 °C bis ca. 700 °C unter unterstöchiometrischen Verbrennungsbedingungen ( $\lambda < 0,2$ ) ab. Hierbei werden flüchtige organische Holzbestandteile<sup>1</sup> sowie Wasserstoff ( $H_2$ ) unter Bildung von Primärkoks freigesetzt. Bei einer Temperatur von ca. 600 °C befinden sich bereits 85 % der flüchtigen Bestandteile in der Gasphase. Die Entgasungsphase setzt bei ca. 700 °C ein und hält bis ca. 900 °C, ebenfalls bei unterstöchiometrischen Verbrennungsbedingungen ( $0,2 < \lambda < 0,5$ ) an.

- **Oxidation (ca. 800 °C – ca. 1300 °C,  $\lambda \geq 1$ )**

In der Oxidationsphase erfolgen homogene Gasphasenreaktionen des entstandenen Holzgases mit dem zugeführten Luftsauerstoff sowie heterogene

---

<sup>1</sup> i.W. Kohlenmonoxid (CO), Methan (CH<sub>4</sub>) sowie div. Kohlenwasserstoffverbindungen (C<sub>m</sub>H<sub>n</sub>).

Gas-Feststoffreaktionen der Holzkohle mit Luftsauerstoff und chemisch im Brennstoff gebundenem Sauerstoff. Die Oxidation der flüchtigen und festen Brennstoffbestandteile findet als stark exotherme Reaktion unter Luftüberschuss statt.

Biogene Festbrennstoffe weisen einen hohen Anteil flüchtiger Brennstoffbestandteile auf. So verbrennen rund 80 Ma.-% der oxidierbaren absolut trockenen (atro) Holzsubstanz als Holzgas zu knapp 70 % der im Holz chemisch gebundenen Energie. Eine Darstellung der Gewichts<sup>2</sup>- und Energieanteile der festen und flüchtigen Holzbestandteile sowie die Gewichtsabnahme des Holzes bei dessen Erwärmung ist aus Abbildung 3.1 ersichtlich.

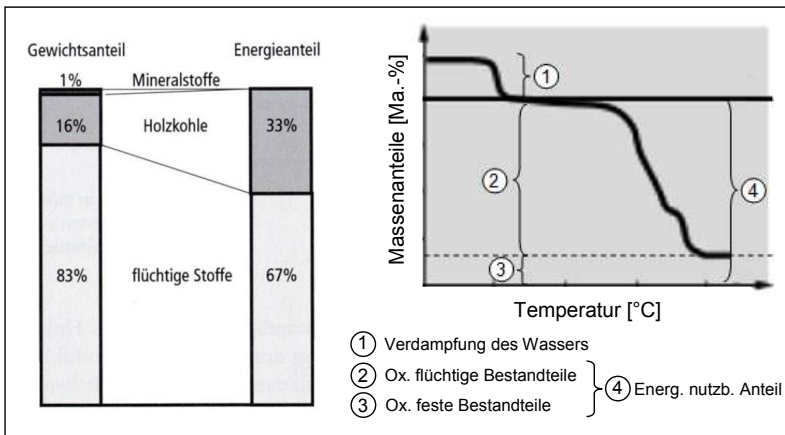


Abbildung 3.1: Gewichts- und Energieanteile fester und flüchtiger Holzbestandteile bezogen auf die absolut trockene Holzsubstanz (linke Bildhälfte) sowie Gewichtsabnahme des Holzes bei Erwärmung (rechte Bildhälfte).

Quelle: EBERT (2004) sowie angepasste Darstellung nach NUSSBAUMER (2000)

Der Zersetzungs- und Entgasungsprozesses sowie der Oxidationsprozess können mittels gezielter Steuerung der zugeführten Verbrennungsluftmenge sowie über die räumlichen Koordinaten der Verbrennungsluftzugabe beeinflusst werden. Wird beispielsweise ein lokaler Mangel an Oxidationsmittel im Bereich des Reaktionsraums geschaffen, in dem der Zersetzungs- und Entgasungsprozess stattfindet, so kann die Oxidation der entstandenen Gase räumlich getrennt (in einer Oxidationszone) stattfinden. Dies wirkt sich unmittelbar

<sup>2</sup> Gewichtsanteile = Massenanteile



auf die Temperaturverteilung innerhalb der jeweiligen Zonen aus, es entsteht eine Zone mit geringeren Temperaturen und reduzierender Atmosphäre (Sauerstoffmangel) und eine Zone mit höheren Temperaturen und oxidierender Atmosphäre (Sauerstoffüberschuss). Für das zu entwickelnde Feuerungskonzept wird daher ein Schwerpunkt auf die Optimierung der Zersetzungs- und Entgasungsphase sowie auf die Optimierung der Oxidationsphase gelegt.

### 3.1.2 Rahmenbedingungen für eine vollständige Verbrennung

Bei der Betrachtung der für einen vollständigen Ausbrand notwendigen Rahmenbedingungen ist zu berücksichtigen, dass es sich bei der Verbrennung in Teilen um einen räumlich instationären Prozess handelt. So bewegen sich die Holzgase (im Gegensatz zur Holzkohle) während des Oxidationsprozesses mit einer bestimmten Geschwindigkeit weg vom Entstehungsort.

Innerhalb dieses bewegten Systems finden bei Luftüberschuss die homogenen Gasphasenreaktionen der Oxidation statt. Jede der ablaufenden chemischen Reaktionen besitzt eine gewisse Reaktionsgeschwindigkeit, wobei die Gesamtdauer, die für die Summe der ablaufenden Reaktionen anzusetzen ist, von der langsamsten Teilreaktion vorgegeben wird.

Nach WARNATZ ET AL. (2001) ist die Oxidation von CO zu CO<sub>2</sub> als langsamste Teilreaktion zu identifizieren, deren Reaktionsgeschwindigkeit insbesondere von der Temperatur und dem Sauerstoffangebot bestimmt wird.

Zusammenfassend lassen sich somit folgende Rahmenbedingungen definieren, die für eine möglichst vollständige Verbrennung vorhanden sein müssen (NUSSBAUMER 2000):

- (1) Mindesttemperatur im Reaktionsraum (ca. 850 °C)
- (2) Mindestverweildauer des Holzgas-Luftgemisches in der heißen Zone des Reaktionsraums (ca. 0,5 s bei mindestens ca. 850 °C)
- (3) Ausreichendes Sauerstoffangebot sowie gute Durchmischung des Gasgemisches zur Verhinderung von lokalem Mangel an Oxidationsmittel ( $\lambda \geq 1$ )

## 3.2 Entstehung feuerungsbedingter Luftschadstoffe

Wie bereits in Kapitel 1 dieser Arbeit beschrieben, liegt der Fokus der vorliegenden Arbeit auf einer Minderung der Partikel- und NO<sub>x</sub>-Konzentration durch feuerungstechnische Maßnahmen. Im Folgenden werden daher Entstehungspfade und mögliche Minderungsmöglichkeiten für diese Luftschadstoffe besprochen.

An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, dass zur Kontrolle eines vollständigen Ausbrands – welcher eine Grundvoraussetzung für das entwickelte Feuerungskonzept darstellt – eine ausschließliche Bewertung der o.g. Luftschadstoffe nicht ausreichend ist. Als Indikator für die Verbrennungsgüte ist

---

insbesondere die CO-Konzentration zu nennen (STRUSCHKA 1993), welche zusätzlich messtechnisch zu ermitteln und zu bewerten ist.

### 3.2.1 Emissionsgrenzwerte in Deutschland

Tabelle 3.1 zeigt einen Vergleich der aktuell gültigen Emissionsgrenzwerte in Abhängigkeit des aufgegebenen Brennstoffs sowie der Feuerungswärmeleistung. Sind für Holzbrennstoffe bis zu einer maximalen Feuerungswärmeleistung von 1.000 kW noch die Anforderungen der 1. Verordnung zur Durchführung des Bundes-Immissionsschutzgesetzes (1. BImSchV) einzuhalten, so unterliegen Feuerungsanlagen zur energetischen Nutzung von landwirtschaftlichen Reststoffen bereits ab größer 100 kW den umfangreicheren Vorschriften der Technischen Anleitung zur Reinhaltung der Luft (TA Luft).

Tabelle 3.1: Vergleich der aktuell gültigen Emissionsgrenzwerte in Abhängigkeit des Brennstoffs sowie der Feuerungswärmeleistung (eigene Darstellung nach der 1. BImSchV 2010 sowie der TA Luft 2002)

	Holz	landwirtschaftliche Reststoffe	
Anforderungen nach	1. BImSchV	1. BImSchV	TA Luft
Feuerungswärmeleistung [kW]	≥ 4 – 1.000	≥ 4 – 100	≤ 1.000
Bezugssauerstoffgehalt [Vol.-%]	13	13	11
Gesamtstaub	0,02 g/m <sup>3</sup>	0,02 g/m <sup>3</sup>	50 mg/m <sup>3</sup>
Kohlenmonoxid	0,4 g/m <sup>3</sup>	0,4 g/m <sup>3</sup>	0,25 g/m <sup>3</sup>
Stickstoffoxide (als NO <sub>2</sub> )	*	*	0,5 g/m <sup>3</sup>
Organische Stoffe	*	*	50 mg/m <sup>3</sup>
* keine Anforderung			

### 3.2.2 Partikelemissionen

Partikel treten in der Regel dispers auf, d.h. als Mischung aus festen und flüssigen Partikeln in einem umgebenden Gas (BAUMBACH; STRUSCHKA 2005; HINDS 1999). Eine solche Suspension wird als Aerosol bezeichnet, bei flüssigen Partikeln wird von Nebel, bei festen von Rauch gesprochen.

Die Grundlagen der Aerosolbildung sind ausführlich beschrieben in den Ausführungen von HINDS (1999); FRIEDLANDER (2000) oder VINCENT (2007). Nachfolgend werden die Bildungsmechanismen diskutiert, die für biogene Festbrennstoffe Relevanz besitzen.

Nach BAUMBACH ET AL. (1999) sowie OSER ET AL. (2003) sind bei der Verbrennung von Holz die folgenden Partikelbildungsmechanismen dominant (thermochemischer Partikelbildungspfad):

- Partikelbildung in Folge unvollständiger Verbrennung
  - organischer Kohlenstoff aus kondensierten Zersetzungsprodukten in Form von Teer
  - organischer Kohlenstoff aus Syntheseprodukten in Form von Ruß
  - elementarer oder organischer Kohlenstoff in Form von mitgerissenen Brennstofffragmenten
- Partikelbildung bei vollständiger Verbrennung
  - mitgerissene mineralische Bestandteile (Flugasche)
  - leichtflüchtige Salze (z.B. Kaliumchlorid (KCl), Kaliumsulfat (K<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>))
  - schwerflüchtige Salze (z.B. Calciumoxid (CaO)) und Metalloxide (z.B. Aluminiumoxid (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>))

Unter der Voraussetzung einer optimierten Verbrennungsführung ist der Anteil an organischen Kohlenstoffverbindungen am Partikelkollektiv vernachlässigbar gering (< 4 Ma.-%, OSER ET AL. 2003). Die Partikelbildungsmechanismen lassen sich somit reduzieren auf zwei Pfade:

- Thermischer Partikelbildungspfad

Leichtflüchtige anorganische Komponenten (i.W. Kaliumverbindungen) verdampfen aus dem Brennstoff und werden vom Abgasstrom mitgerissen. In der Abkühlphase des Abgases rekondensieren die dampfförmig vorliegenden Verbindungen wieder zu Feststoffpartikeln in Form von Salzkristallen. Die auf diesem Pfad entstehenden Partikel weisen typischerweise Durchmesser im Bereich von ca. 100 Nanometern (nm) auf (OSER ET AL. 2003).
- Strömungsbedingter Partikelbildungspfad (inkl. Flugasche)

Austrag von schwerflüchtigen anorganischen Verbindungen über die zugeführte Verbrennungsluft aus dem Glutbett, ohne vorher in die gasförmige Phase überzugehen. Die so entstehenden Partikel weisen typischerweise Durchmesser von ca. einem Mikrometer (µm) und größer auf (OSER ET AL. 2003). Der Austrag von Flugasche erfolgt nach demselben Prinzip und unterscheidet sich lediglich durch die Partikelgröße (Korngrößen ≥ 10 µm).

Die wesentlichen Partikelbildungsmechanismen sind in Abbildung 3.2 zusammengefasst dargestellt.

---

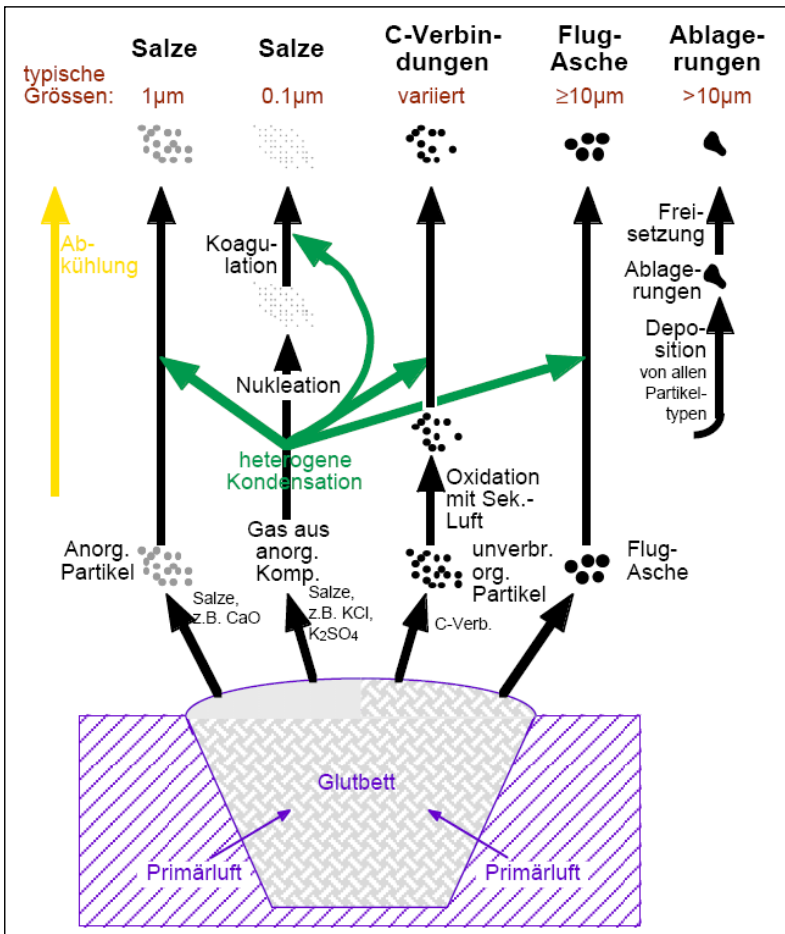


Abbildung 3.2: Partikelbildungsmechanismen

Quelle: angepasste Darstellung nach OSER; NUSSBAUMER (2004)

### 3.2.3 Stickoxidemissionen

Unter der Bezeichnung Stickstoffoxide (NO<sub>x</sub>) werden die Oxide des Stickstoffs (N) zusammengefasst. Hauptsächlich von Bedeutung sind hierbei die Vertreter Stickstoffmonoxid (NO) und Stickstoffdioxid (NO<sub>2</sub>), die bei der energetischen Nutzung biogener Festbrennstoffe anteilig zu etwa 95 % NO und 5 % NO<sub>2</sub> entstehen (SCHWISTER 2003). Die Summe der Stickstoffoxide wird üblicherweise als NO<sub>2</sub> angegeben.

Die  $\text{NO}_x$ -Bildung hängt im Wesentlichen vom Anteil des chemisch im Brennstoff gebundenen Stickstoffs sowie den Reaktionsbedingungen im Feuerraum ab. Grundsätzlich existieren drei Bildungspfade:

- I) durch thermische  $\text{NO}_x$  – Bildung,
- II) durch prompte  $\text{NO}_x$  – Bildung und
- III) durch Umwandlung von Brennstoff – Stickstoff zu  $\text{NO}_x$ .

Die Bildungsmechanismen I) und II) spielen bei Biomassefeuerungen aufgrund der üblichen Verbrennungstemperaturen (Relevanz erst ab ca.  $1300\text{ }^\circ\text{C}$ ) eine untergeordnete Rolle (KALTSCHMITT ET AL. 2001; NUSSBAUMER 1997) und werden daher nachfolgend nicht weiter berücksichtigt.

Die bei Biomassefeuerungen freigesetzten Stickstoffoxide stammen demnach vornehmlich aus Brennstoffstickstoff, die wichtigsten Umwandlungswege sind in Abbildung 3.3 dargestellt. Einschränkend soll hinzugefügt werden, dass „eine exakte Beschreibung der Umwandlung des Brennstoffstickstoffs [...] sehr aufwendig und bis heute nicht abschließend möglich“ ist (FERREIRA; NUSSBAUMER 1997).

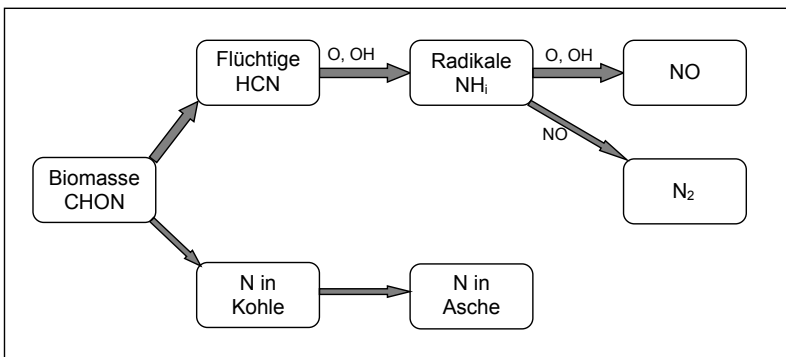


Abbildung 3.3: Umwandlung des Brennstoff-Stickstoffs bei der Verbrennung  
Quelle: angepasste Darstellung nach FERREIRA; NUSSBAUMER (1997)

Während der Zersetzungsphase gehen ca. 80 % der Stickstoffverbindungen in die Gasphase über, während lediglich ca. 20 % in der Kohle (später Asche) verbleiben. Die Stickstoffoxidbildung verläuft über eine Reihe von chemischen Reaktionen gasförmiger Radikaler wie  $\text{NH}_2$ ,  $\text{NH}$  und  $\text{N}$ , die in oxidierender Atmosphäre eher zu Stickstoffoxiden und in reduzierender Atmosphäre eher zu molekularem Stickstoff umgewandelt werden.

Aufgrund des im Vergleich zu Holzbrennstoffen erhöhten Brennstoff-Stickstoffanteils landwirtschaftlicher Reststoffe kommt der Minimierung der NO<sub>x</sub>-Emissionen in der vorliegenden Arbeit eine besondere Rolle zu.

### **3.3 Minderungsmöglichkeiten feuerungsbedingter Luftschadstoffe**

#### **3.3.1 Partikelemissionen**

- **Partikelbildung in Folge unvollständiger Verbrennung (thermochemischer Partikelbildungspfad)**

Ein tragfähiges Biomassefeuerungskonzept setzt eine möglichst vollständige Umwandlung der chemisch im Brennstoff gebundenen Energie in eine nutzbare Energieform (Wärme/Strom) voraus. Dieser Anspruch beinhaltet u.a. die weitestgehende Reduzierung chemischer Verluste im Rauchgas, ergo die Vermeidung von Luftschadstoffen aufgrund unvollständiger Verbrennung.

Dies wird erreicht über eine optimierte Verbrennungsführung, die sich unter anderem durch die folgenden Punkte auszeichnet:

- hoher Automationsgrad zur Minimierung des Einflusses des Nutzerverhaltens
- kontinuierliche Brennstoffbeschickung zur Vermeidung von Emissionsspitzen ausgelöst durch das Nachlegen von Brennstoff
- den Verbrennungsphasen angepasste und gestufte Luftführung zur gezielten Beeinflussung der Luftzahl in den einzelnen Reaktionszonen sowie zur Vermischung der Verbrennungsgase mit Luft
- ausreichende Dimensionierung des Reaktionsraums (reduzierte Feuer-raumbelastung)
- ausreichend hohe Verbrennungstemperaturen zum Abbrand entstehenden Rußes

Darüber hinaus sind bei der Auslegung des Verbrennungskonzepts grundsätzlich die unter Kapitel 3.1.2 beschriebenen Rahmenbedingungen zu beachten.

- **Partikelbildung bei vollständiger Verbrennung (thermischer Partikelbildungspfad)**

Sowohl bezogen auf die Partikelanzahlkonzentration als auch auf die Partikelmassenkonzentration bestehen die größten Minderungspotentiale im Bereich des thermischen Partikelbildungspfades.

---

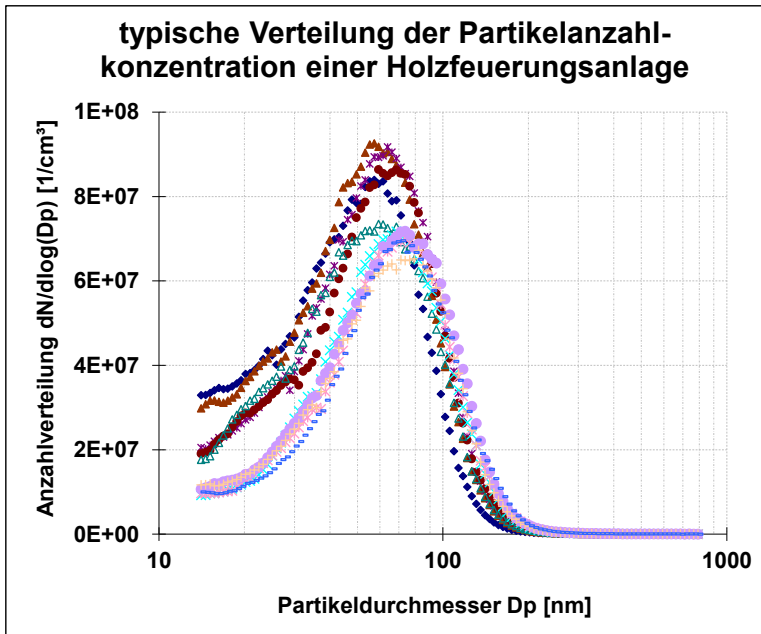


Abbildung 3.4: Typische Verteilung der Partikelanzahlkonzentration einer Holzfeuerungsanlage (n = 9 Messungen)

Quelle: angepasste Darstellung nach BAUMBACH; STRUSCHKA (2005)

Wie aus Abbildung 3.4 deutlich wird, liegt das Maximum der Partikelanzahlkonzentration im Bereich zwischen 50 und 70 nm. Bezogen auf die Partikelmassenkonzentration entfallen nach OSER ET AL. (2003) bei der Verbrennung von Holzpellets mehr als  $\frac{3}{4}$  des emittierten Partikelkollektivs auf den Korngrößenbereich kleiner als 2,5  $\mu\text{m}$ .

Eine Beeinflussung des thermischen Partikelbildungspfads lässt sich über die zugeführte Verbrennungsluft, die Temperaturen im Glutbett sowie die Feuerraumgeometrie erreichen. OSER ET AL. (2003) beschreiben in ihren Untersuchungen, dass mittels gezielter Steuerung der Primärluftzahl ein lokaler Mangel an Oxidationsmittel im Glutbett erzeugt werden kann, der einer Überführung von leichtflüchtigen Salzverbindungen in die Gasphase entgegenwirkt. Diese werden stattdessen über Reduktionsreaktionen in schwerflüchtige Carbonatverbindungen umgewandelt und in der Asche eingebunden.

Eine geringe Primärluftzahl führt weiterhin zu geringen Glutbetttemperaturen, da exotherme Oxidationsreaktionen (vor allem der gasförmigen Zersetzungsprodukte) im Glutbett nur eingeschränkt ablaufen. Zum Übertritt der leichtflüchtigen Salzverbindungen in die Gasphase ist eine bestimmte Aktivierungsenergie notwendig, die vom Druck und der Temperatur abhängt. Sinkt die Temperatur unter diese Aktivierungsschwelle, so unterbleibt das Verdampfen der Verbindung.

Wie aus Abbildung 3.2 ersichtlich ist, kommt der heterogenen Kondensation bei Biomassefeuerungen eine wichtige Rolle zu. Die Anzahl der durch heterogene Kondensation gebildeten Partikel wird durch Koagulation wieder reduziert (Bildung von Konglomeraten). Die Koagulationswahrscheinlichkeit wird über die Brown'sche Molekularbewegung wie folgt abgeschätzt (HINDS 1999):

$$c_N(\tau) = \frac{c_{N,0}}{1 + c_{N,0} * K * \tau} \quad (1)$$

mit:  $c_N(\tau)$  Partikel-Anzahlkonzentration [ $\text{cm}^{-3}$ ]

$c_{N,0}$  Partikel-Anzahlkonzentration zu Beginn (Zeitpunkt  $\tau = 0$ ) [ $\text{cm}^{-3}$ ]

$K$  Koagulationskoeffizient [ $\text{cm}^3/\text{s}$ ]

$\tau$  Verweilzeit [s]

Nach Gleichung (1) wird die Partikel-Anzahlkonzentration vor allem durch die Verweilzeit der Partikel innerhalb der Feuerungsanlage und den Koagulationskoeffizienten beeinflusst. So nimmt die Partikel-Anzahlkonzentration mit zunehmender Verweilzeit bzw. zunehmendem Koagulationskoeffizienten ab. Dies wirkt sich unmittelbar positiv auf die Partikelmassenkonzentration aus, da die Wahrscheinlichkeit, dass die mittels Koagulation gebildeten Partikelkonglomerate innerhalb der Feuerungsanlage verbleiben und oxidiert werden, aufgrund von Massenträgheitseffekten und hiermit einhergehend einer längeren Verweildauer steigt.

Die Koagulation – und somit der Koagulationskoeffizient – wird begünstigt, wenn ein geringes spezifisches Gasvolumen zur Verfügung steht (Wahrscheinlichkeit des Aufeinandertreffens zweier Partikel wird erhöht). Das spezifische Gasvolumen wiederum kann reduziert werden, indem der Gesamtluftüberschuss weitestmöglich gesenkt wird.

Generell ist festzuhalten, dass eine Absenkung der zugeführten Verbrennungsluft nur in dem Maße stattfinden kann, dass die Maßgaben einer vollständigen Verbrennung erfüllt werden und die exothermen Verbrennungsprozesse gegenüber den endothermen überwiegen.



- **Partikelaustrag bei vollständiger Verbrennung (strömungsbedingter Partikelbildungspfad)**

Der Austrag über den strömungsbedingten Partikelbildungspfad erfolgt hauptsächlich durch das Mitreißen von Brennstoffteilchen aufgrund zu hoher Gasgeschwindigkeiten im Bereich des Glutbetts. Eine Minimierung der Strömungsgeschwindigkeit der zugeführten Verbrennungsluft kann durch eine räumliche Trennung von Primär- und Sekundärluftzuführung sowie der Verhinderung von Rezirkulationseffekten der Sekundärluft in Richtung Glutbett erreicht werden. Zudem ist auf eine homogene Durchströmung des Glutbetts mit Primärluft zu achten, so dass Zonen erhöhter Strömungsgeschwindigkeiten vermieden werden.

Weiterhin wurde im Rahmen eigener Untersuchungen an einem Brennersystem für Holzpellets festgestellt, dass der Feinanteil im Brennstoff wesentlichen Einfluss auf die emittierte Partikelmassenkonzentration haben kann. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 3.5 dargestellt. Dementsprechend gilt es, neben feuerungstechnischen Maßnahmen auch an die Herstellung des Brennstoffs Mindestqualitätsstandards (z.B. für Holzpellets Anforderungen nach DIN EN ISO 17225-2) zu stellen.

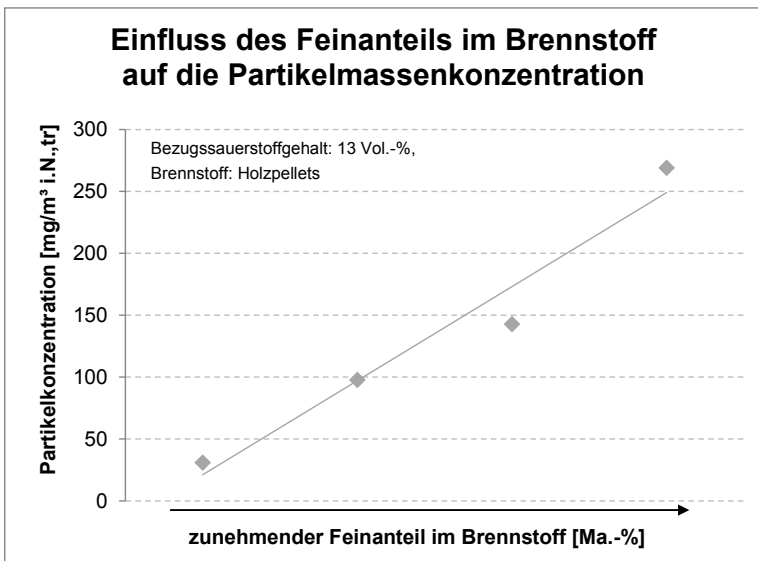


Abbildung 3.5: Einfluss des Feinanteils im Brennstoff auf die Partikelmassenkonzentration. Bestimmung des Feinanteils gemäß DIN EN 15149-2

Eine Zusammenfassung der Möglichkeiten zur Minderung der Partikelemissionen wird in Abbildung 3.6 gegeben.

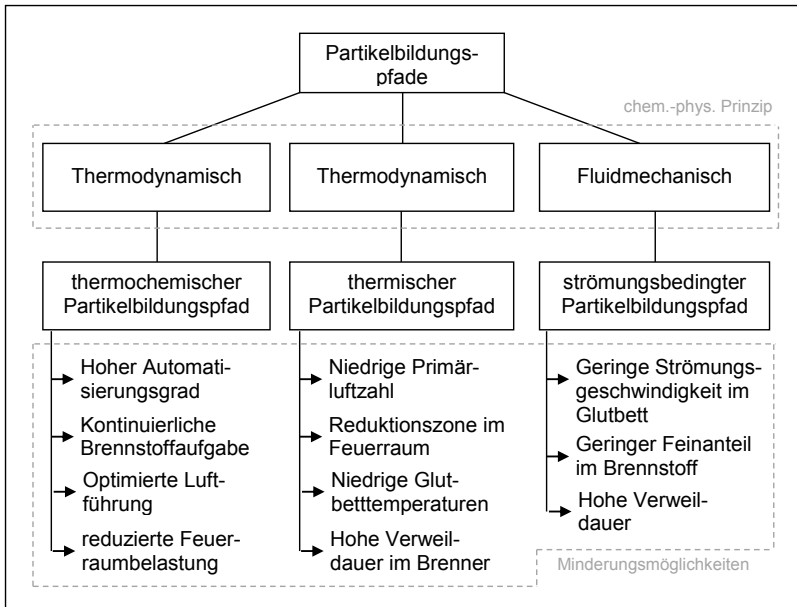


Abbildung 3.6: Möglichkeiten zur Minderung der emittierten Partikelkonzentration in Abhängigkeit der Bildungspfade für biogene Festbrennstoffe

### 3.3.2 Stickoxidemissionen

Die primärseitigen NO<sub>x</sub>-Minderungsmöglichkeiten an Biomassefeuerungsanlagen wurden bereits im Rahmen zahlreicher Untersuchungen dargelegt. Exemplarisch sollen hier die Arbeiten von BECKMANN (2011), NUSSBAUMER (1997) und SIEGLE (2000) genannt werden. Grundsätzlich stehen zur Reduzierung von NO<sub>x</sub>-Emissionen mittels feuerungstechnischer Maßnahmen die folgenden Werkzeuge zur Verfügung (NUSSBAUMER 1997):

- Abgasrückführung
- mehrfach gestufte Verbrennungsluftzugabe (Luftstufung)
- Brennstoffstufung

Die Möglichkeit der Abgasrückführung wirkt sich nur untergeordnet auf den Brennstoff-Stickstoffbildungspfad aus (BECKMANN 2011) und wird daher nachfolgend nicht weiter diskutiert.

- **Luftstufung**

Die gebräuchlichste – da am einfachsten in der Praxis umzusetzende – Methode zur Minderung der  $\text{NO}_x$ -Emissionen ist die Aufteilung der Verbrennungsluft in einzelne Teilvolumenströme (Primär-, Sekundär- und ggf. Tertiärluft) sowie deren räumlich getrennte Zugabe in den Feuerraum. Ziel ist die Schaffung eines lokalen Mangels an Oxidationsmittel im Bereich der Zersetzungs- und Entgasungsphase und somit die Herstellung reduzierender Bedingungen. Herrschen diese vor, so wird  $\text{NO}$  bevorzugt über homogene Gasphasenreaktionen an  $\text{NH}$ -Radikalen zu molekularem Stickstoff reduziert. Voraussetzung für den Ablauf der Reaktionen sind ausreichend hohe Temperaturen ( $1.100\text{ °C} - 1.200\text{ °C}$ ) sowie eine ausreichende Verweildauer in der unterstöchiometrischen Zone ( $> 0,3\text{ s}$ ) bei guter Durchmischung.

Abbildung 3.7 zeigt die Ergebnisse der Untersuchungen von NUSSBAUMER (1997), welche neben dem Einfluss der Temperatur sowie der Verweildauer auch den Einfluss der Primärluftzahl auf die  $\text{NO}_x$ -Konzentration beschreiben. Bei einer Primärluftzahl  $< 0,7$  stehen ausreichend  $\text{NH}$ -Radikale als Reduktionsmittel zur Verfügung und es werden somit geringe  $\text{NO}_x$ -Emissionen erreicht.

Bei überstöchiometrischen Bedingungen ( $\lambda_P > 1$ ) sind die  $\text{NH}$ -Radikale bei Erreichen der Reduktionszone bereits weitestgehend zu  $\text{NO}$  oxidiert und stehen somit nicht als Reaktionspartner zur Verfügung. Die Folge sind erhöhte  $\text{NO}_x$ -Emissionen.

Zusammenfassend lassen sich somit folgende Bedingungen zur Erreichung minimaler  $\text{NO}_x$ -Emissionen mittels Luftstufung formulieren (NUSSBAUMER 1997):

- Ausreichende räumliche Trennung des unterstöchiometrischen Reaktionsraums (Zersetzungs- und Entgasungszone + Reduktionszone) vom überstöchiometrischen Reaktionsraum (Oxidationszone),
  - Verweildauer in der Reduktionszone  $> 0,3\text{ s}$ ,
  - Temperatur in der Reduktionszone ca.  $1.100\text{ °C} - 1.200\text{ °C}$  und
  - Primärluftzahl ca.  $0,7 - 0,8$ .
-

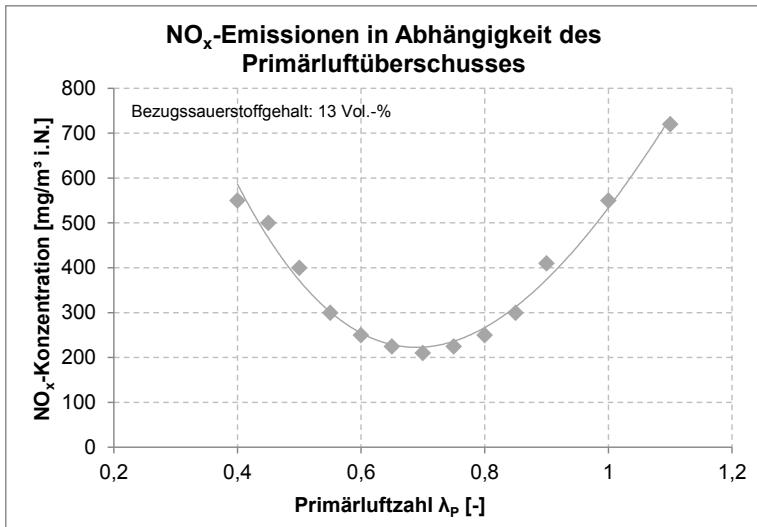


Abbildung 3.7: NO<sub>x</sub>-Konzentration in Abhängigkeit der Primärluftzahl für die Verbrennung von UF-Spanplatten (N-Gehalt: 2,0 Ma.-%).  
Quelle: angepasste Darstellung nach NUSSBAUMER (1997)

- **Brennstoffstufung**

Auch bei der Brennstoffstufung wird eine Minimierung der NO-Konzentration über die Ausbildung einer reduzierenden Zone herbeigeführt. Im Unterschied zur Luftstufung werden die in der Reduktionszone herrschenden unterstöchiometrischen Bedingungen jedoch durch gezielte Zudosierung von Brennstoff in den Pyrolysegasstrom erreicht.

Der Hauptbrennstoff wird in einer ersten Stufe unter nahstöchiometrischen ( $\lambda \geq 1$ ) Bedingungen oxidiert. Anschließend wird ohne weitere Verbrennungsluftzugabe ein Reduktionsbrennstoff zugeführt, dessen Oxidation eine unterstöchiometrische Zone schafft. Bereits gebildete Stickoxide werden in dieser Zone mittels der aus der Oxidation des Reduktionsbrennstoffs entstehenden CH- und NH-Verbindungen abgebaut. Eine ausführliche Beschreibung der ablaufenden Reaktionen enthält Kapitel 4.3.

Als Reduktionsbrennstoff kann grundsätzlich derselbe Brennstoff gewählt werden, der auch als Hauptbrennstoff eingesetzt wird. Dieser muss hierbei nicht zwangsläufig direkt (in seiner vorliegenden Form) zugeführt werden. So beschreibt RÜDIGER (1997) in seinen Untersuchungen den Einsatz eines Pyrolysegases aus biogenen Festbrennstoffen als Reduktionsbrenn-

stoff für Kohlefeuerungen. Im Ergebnis dieser Untersuchungen ist festzuhalten, dass Pyrolysegase aus Biomassen ein etwa vergleichbares Entstickungspotential besitzen wie feste, staubförmig zugegebene Biomasse.

Eine Kombination der beiden feuerungstechnischen Maßnahmen der Luft- und Brennstoffstufung wird zwar theoretisch erwähnt (Vgl. GREUL 1998), eine praktische Umsetzung wurde jedoch im Rahmen der Recherchen nicht gefunden. Begründet wird dies zumeist mit dem technischen bzw. wirtschaftlichen Mehraufwand, der für die Brennstoffstufung notwendig ist (zusätzlicher Brennstoff- und Apparateaufwand).

### 3.3.3 Risiken der Brennstoff- und Luftstufung

Zur Erzielung minimaler Partikel- und  $\text{NO}_x$ -Emissionen sind nah- bzw. unterstöchiometrische Bedingungen in den Bereichen notwendig, in denen die Entgasung und Zersetzung sowie der Feststoffabbrand stattfinden. Aufgrund des lokalen Mangels an Oxidationsmittel finden in diesem Bereich exotherme Oxidationsreaktionen nur in begrenztem Umfang statt. Die hieraus resultierenden zu erwartenden Temperaturen von ca.  $800\text{ }^\circ\text{C}$  bis ca.  $1.000\text{ }^\circ\text{C}$  sowie der lokale Sauerstoffmangel erhöhen das Risiko der Bildung von langkettigen Kohlenwasserstoffen (Ruß).

Die Entstehung von Ruß verläuft im fetten (sauerstoffarmen) Bereich der Flamme über mehrere Reaktionsschritte ausgehend von kurzkettigen Kohlenwasserstoffverbindungen. Als wichtigste Vorläufersubstanz ist Ethin ( $\text{C}_2\text{H}_2$ ) zu nennen (WARNATZ ET AL. 2001), welches verstärkt als Zwischenprodukt bei der Biomasseverbrennung auftritt. In der Folge kommt es durch Reaktion von  $\text{C}_2\text{H}_2$  mit Methin( $\text{CH}$ )- oder Methylen( $\text{CH}_2$ )gruppen zur Bildung von aromatischen Ringen. Die Rußbildung ist in Abbildung 3.8 schematisch dargestellt.

Der Zusammenschluss mehrerer einzelner aromatischer Ringe erfolgt durch radikalische Anlagerung von  $\text{C}_2\text{H}_2$ , das Reaktionsprodukt wird als polyzyklischer aromatischer Kohlenwasserstoff (PAK) bezeichnet. Steht Ethin in ausreichender Menge als Wachstumsspezies zur Verfügung, vergrößert sich die Oberfläche des Ausgangsmoleküls durch Zusammenlagerung von weiteren PAK-Molekülen. Über die Koagulation größerer PAK's entsteht schließlich Ruß.

Die Rußbildung findet in einem Temperaturfenster zwischen  $700\text{ }^\circ\text{C}$  und  $1.700\text{ }^\circ\text{C}$  statt, die Oxidation des Rußes beginnt bei ca.  $1.000\text{ }^\circ\text{C}$  (GAUTHIER 2010). Die Rußoxidation kann aufgrund dieser geringen minimalen Zersetzungstemperatur auch am Flammenrand sowie nach Flammenende ablaufen. Voraussetzung für den thermischen Abbau von Rußverbindungen ist neben der Temperatur das Vorhandensein von Sauerstoff als Oxidationsmittel im Überschuss.

Zusammenfassend ist somit festzuhalten, dass neben den beschriebenen feuerungstechnischen Maßnahmen der Brennstoff- und Luftstufung (im Be-

---

reich der Zersetzungs- und Entgasungsphase) zur Erzielung eines möglichst vollständigen Ausbrands auch im Bereich der Oxidationszone Anstrengungen unternommen werden müssen.

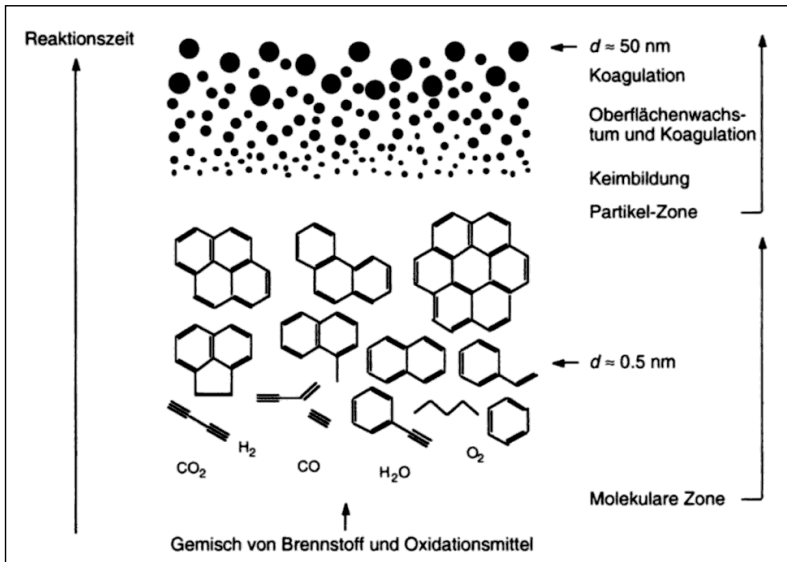


Abbildung 3.8: Schematische Darstellung der Rußbildung. Die mittels drei Strichen dargestellten chemischen Verbindungen entsprechen einer acetylenischen Dreifachbindung (z.B.  $\text{C}_2\text{H}_2$ )

Quelle: WARNATZ ET AL. (2001)

### 3.4 Das DLR-Blaubrenner-Verfahren

BUSCHULTE beschreibt in seinen Veröffentlichungen ein Konzept zur „rußfreien Verbrennung von Heizöl mit blauer Flamme“ (BUSCHULTE 1986, S. 79). Die Entwicklung dieses Konzepts basiert auf wissenschaftlichen Arbeiten einer Vorgängerinstitution des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR), die sich mit dem Betrieb von Raketentriebwerken befassen. Das mittlerweile unter dem Namen „DLR-Blaubrenner“ oder „Raketentriebwerk“ bekannte Konzept wurde zur Darstellung minimaler Schadstoffemissionen für Heizölbrenner kleiner Leistungen entwickelt, wobei der Fokus auf eine rußarme bzw. rußfreie Verbrennung gelegt wurde.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll geprüft werden, inwiefern Übertragungsmöglichkeiten für dieses Konzept auf ein mit biogenen Festbrennstoffen befeuertes Brennersystem bestehen.

### 3.4.1 Einteilung von Flammen

Grundsätzlich lassen sich Flammen in Abhängigkeit der Mischung von Brennstoff und Oxidationsmittel in zwei Typen unterscheiden (MILANO; WÜNNING 2007):

- Diffusionsflammen (laminar/turbulent)
- Vormischflammen (laminar/turbulent)

Einer Diffusionsflamme werden Brennstoff und Sauerstoff getrennt zugeführt, eine Verbrennung findet erst statt, wenn die Reaktanden in einem stöchiometrischen Mischungsverhältnis vorliegen. Die Mischungsvorgänge erfolgen hierbei durch Konvektion und – im Wesentlichen – Diffusion.

Bei der Verbrennung biogener Festbrennstoffe bildet sich i.d.R. eine Diffusionsflamme aus. Dem aus dem Brennstoffbett ausströmenden Pyrolysegas wird zur Oxidation Verbrennungsluft (Sekundärluft) zugeführt. Da der Mischungsvorgang durch die langsam ablaufenden Diffusionsvorgänge bestimmt wird, bilden sich aufgrund langer Verweilzeiten der Reaktanden im sauerstoffarmen Bereich der Flamme Rußverbindungen. Diffundieren diese in den sauerstoffreichen (heißen) Bereich der Flamme, oxidieren sie unter Abstrahlung der für Diffusionsflammen typisch gelben Farbe.

Im Gegensatz zu Diffusionsflammen findet bei Vormischflammen der zeitintensive Vorgang der Herstellung eines stöchiometrischen Gemisches von Brennstoff und Sauerstoff bereits im Vorfeld der Oxidation statt. Aus reaktionskinetischen Gründen (Wegfall der langsamen Diffusionsvorgänge) verlaufen die homogenen Gasphasenreaktionen einer Vormischflamme weitestgehend rußfrei (Reaktionsgeschwindigkeit Oxidation > Rußbildungsgeschwindigkeit) (BUSCHULTE 1986; BAUMBACH Email, 31.07.2017).

Nachteil der Vormischflamme ist ein erhöhter apparativer und regelungstechnischer Aufwand der gewährleistet, dass das zünd- und evtl. explosionsfähige Gemisch zum richtigen Zeitpunkt oxidiert wird.

### 3.4.2 Das DLR-Blaubrenner-Verfahren

BUSCHULTE (1992) verweist in seinem Fachaufsatz auf erhöhte Emissionen unverbrannter Kohlenwasserstoffverbindungen durch den Einsatz konventioneller Ölbrenner. Diese erhöhten Emissionen wurden auf die große Anzahl der eingesetzten Ölbrenner i.V. mit deren Betriebsart auf Basis einer Diffusionsflamme zurückgeführt. Basierend auf Kenntnissen aus dem Bereich der Forschung an Triebwerken über Rußbildungsmechanismen brennender Ölsprühnebel wurde zur Optimierung der bestehenden Brennertechnik vorgeschlagen,

---

die Verdampfung des Brennstoffs räumlich getrennt von dessen Oxidation durchzuführen. Im Kern bedeutet dies eine Umstellung des Brennerbetriebs von einer Diffusionsflamme auf eine Vormischflamme.

Das Funktionsschema des Raketenbrenners ist in Abbildung 3.9 dargestellt. Dieses DLR-Blaubrenner-Verfahren beruht auf drei wesentlichen Funktionsschritten, die nachfolgend diskutiert werden:

- (1) Überführung des flüssig eingespritzten Brennstoffs in die Gasphase
- (2) Mischung des Brennstoffdampfes mit Verbrennungsluft
- (3) Zündung und Verbrennung des Öldampf-Luftgemisches

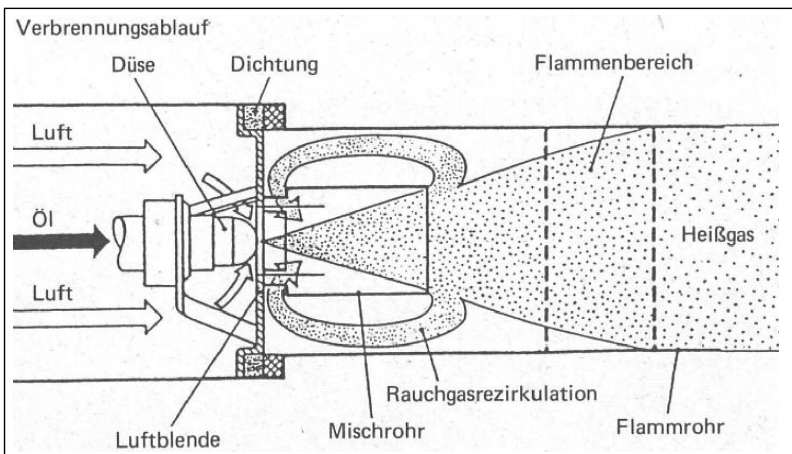


Abbildung 3.9: Funktionsschema des Raketenbrenners

Quelle: BUSCHULTE (1992)

### Verdampfung und Mischung

Das flüssige Heizöl wird über die Brennstoffzuführungseinrichtung in einen Ölnebel überführt, dessen Teilchen die typische gaußsche Größenverteilung aufweisen. Der Zeitbedarf zum Verdampfen der Tropfen steigt ungefähr proportional zum Quadrat des Tropfendurchmessers (BUSCHULTE 1992).

Erfolgt die Verbrennung des eingedüsten Brennstoffs parallel zu dessen Verdampfung (Diffusionsflamme), so besteht die Gefahr, dass die Verweildauer großer Tropfen in der oxidativen Zone der Flamme für deren vollständige Verdampfung und Durchreaktion nicht ausreicht. Die langsamen diffusiven Transportvorgänge sowie eine ungleichmäßige Gemischverteilung (lokaler Sauer-



stoffüberschuss bzw. -mangel) verstärken diesen Effekt. In Folge steigt die Emission unverbrannter Kohlenwasserstoffe, sowie Ruß und eventuell CO.

Als Fazit dieser Betrachtung kann festgehalten werden, dass die Verdampfungs- und Gemischbildungsgeschwindigkeit des Brennstoff-Luftgemisches höher sein muss, als dessen Zündgeschwindigkeit<sup>3</sup>. Ist dies aufgrund reaktionsthermodynamischer Gleichgewichte nicht möglich, so muss die Verdampfung und die Gemischbildung räumlich von der Verbrennung getrennt und prozesstechnisch vorgelagert werden. Ein Beispiel hierfür ist die äußere Gemischbildung im Vergaser bei der motorischen Verbrennung.

Hierbei ist darauf zu achten, dass die Strömungsgeschwindigkeit des Brennstoff-Luftgemisches in Abhängigkeit von dessen Zündgeschwindigkeit korrekt gewählt wird. Ist die Strömungsgeschwindigkeit zu hoch besteht die Gefahr, dass die Flamme abreißt. Ist sie zu gering, kommt es zum Flammenrückschlag in die Verdampfungs- und Mischzone.

Die Zündgeschwindigkeit der meisten Kohlenwasserstoffverbindungen liegt in einem Bereich von ca. 0,4 Metern pro Sekunde ( $\text{ms}^{-1}$ ), wobei eine starke Abhängigkeit von der Luftzahl sowie von der Verbrennungstemperatur zu beachten ist (PISCHINGER ET AL. 2009). Aus Holzbrennstoffen erzeugtes Pyrolysegas wird in Abhängigkeit des eingesetzten Vergasungsprinzips mit lamina- ren Zündgeschwindigkeit im Bereich von ca. 0,3 bis 0,9  $\text{ms}^{-1}$  (bei  $\lambda = 2$ ) ange- geben (WIESE 2007).

Beim Raketenbrenner erfolgt die Verdampfung und Mischung des eingedüsten Ölnebels unter Wärmezufuhr in einem Mischrohr. Die Zuführung der Wärme erfolgt durch Wärmestrahlung aus dem Flammenbereich sowie rezirkulierten Verbrennungsprodukten aus dem Bereich der Verbrennung (Vgl. Abb. 3.9).

### Zündung und Verbrennung

Die vorgelagerte Verdampfung und Gemischbildung ermöglicht einen nahstö- chiometrischen Betrieb des Brenners. BUSCHULTE (1986) definiert für einen optimalen Betrieb des Raketenbrenners ein Luftzahl-Fenster von  $1,04 < \lambda < 1,12$ . Dieses ist in Abbildung 3.10 dargestellt.

Zu erwähnen sind die hohen NO-Konzentrationen, die beim Betrieb des Bren- ners in dem genannten Luftzahl-Fenster ausgewiesen werden (siehe Abb. 3.10). BUSCHULTE (1986) geht in seiner Veröffentlichung leider nicht auf Zu- sammenhänge ein, die zu der hohen NO-Konzentration führen. Eine mögliche Erklärung für die hohen NO-Konzentrationen ist der Temperaturbereich, der in Abb. 3.10 als adiabate Flammentemperatur gekennzeichnet ist. Bei entspre- chend hohen Temperaturen ( $> 1.300 \text{ }^\circ\text{C}$ ) spielen neben der Bildung über

---

<sup>3</sup> Mit der Flammen- oder auch Zündgeschwindigkeit wird die Geschwindigkeit beschrieben, mittels der sich eine Verbrennungsfront in einem Brennstoff-Luftgemisch ausbreitet (MILANO; WÜNNING 2007)

---

Brennstoff-Stickstoff auch zunehmend der thermische sowie der prompte Mechanismus zur NO-Bildung eine Rolle. Die Bildung von thermischem NO verläuft exponentiell mit der Temperatur (KALTSCHMITT ET AL. 2001), was bei hohen Temperaturen zu einem starken Anstieg der NO-Konzentration führt.

Für die Oxidation ist das Gasgemisch zu entspannen, so dass die Strömungsgeschwindigkeit unter die Zündgeschwindigkeit sinkt und das Gemisch durchzünden kann. Die Verbrennung findet in einem Flammrohr statt, welches ein Auskühlen der Flamme durch die Kesselwände des Wärmetauschers verhindert. So wird gewährleistet, dass die homogenen Gasphasenreaktionen mit optimaler Reaktionsgeschwindigkeit ablaufen können.

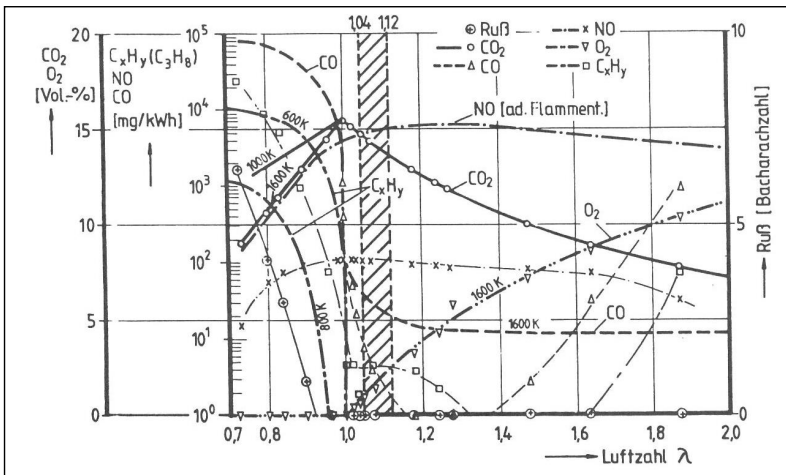


Abbildung 3.10: Emission von Luftschadstoffen in Abhängigkeit der Luftzahl eines Raketenbrenners. Schraffiert dargestellt nach BUSCHULTE (1986) optimale Betriebsbereich  
Quelle: BUSCHULTE (1986)

### 3.4.3 Einschränkungen der Übertragbarkeit

Das DLR-Blaubrenner-Konzept sieht die Zufuhr von Verbrennungsluft ausschließlich zur Mischung des eingedüsten und in der Mischkammer bereits größtenteils gasförmig vorliegenden Heizöls vor.

Im Gegensatz hierzu muss zur Überführung des im festen Aggregatzustand vorliegenden biogenen Brennstoffs in die Gasphase sowie zum Feststoffabbrand Verbrennungsluft zugeführt werden. In Abhängigkeit der Homogenität

des Brennstoffbetts treten hierbei Zonen lokalen Sauerstoffüberschusses und -mangels auf. In Folge dessen befindet sich das Pyrolysegas-Luftgemisch bereits vor Eintritt in die Mischkammer in teiloxydiertem Zustand und es kann zur Bildung von Flammenmischformen (z.B. teilweise vorgemischte Diffusionsflamme) kommen.

Weiterhin ist zu beachten, dass biogene Festbrennstoffe als Naturprodukte nicht derart homogen bereit gestellt werden können, wie beispielsweise Heizöl. Ein nahstöchiometrischer Betrieb des Gesamtsystems ( $\lambda < 1,1$ ), wie von BUSCHULTE (1986) gefordert, stellt hohe Anforderungen an die Mess-, Steuer- und Regeltechnik. Bereits geringste Abweichungen vom Regelbetrieb, beispielsweise ausgelöst durch schwankende Brennstoffqualitäten (chem. Zusammensetzung, Wassergehalt), können zu einem starken Anstieg von Luftschadstoffen aufgrund unvollständiger Verbrennungsvorgänge führen. Inwiefern sich dieser regelungstechnische Aufwand im Praxisbetrieb darstellen lässt, muss zumindest kritisch geprüft werden.

### 3.5 Schlussfolgerungen

Zusammenfassend können auf Basis der in diesem Kapitel beschriebenen Zusammenhänge die folgenden Anforderungen an das verbrennungstechnische Konzept des Brennersystems für biogene Festbrennstoffe abgeleitet werden:

- Verwendung einer guten Brennstoffqualität
- Umsetzung eines hohen Automationsgrads
- kontinuierliche Aufgabe von Brennstoff
- reduzierte Feuerraumbelastung
- Umsetzung und Ausschöpfung von  $\text{NO}_x$ -Minderungsmaßnahmen durch kombinierte Luft- und Brennstoffstufung
- Umsetzung und Ausschöpfung von Partikel-Minderungsmaßnahmen durch Optimierung der Luftführung und gezielte Einteilung des Brennersystems in räumlich getrennte Zonen
- Umstellung des Betriebs von Diffusions- auf Vormischflamme

Die vorgenannten Punkte werden im Rahmen der Entwicklungsarbeiten dieser Arbeit auf deren Umsetzbarkeit und Wirksamkeit hin überprüft.

---

## 4. Feuerungstechnisches Konzept des neuen Brennersystems

### 4.1 Vorstellung des AirRo®-Feuerungskonzepts für Holzpellets

Grundlage für die Entwicklung des neuartigen Feuerungskonzepts ist ein bereits existierendes Brennersystem des Typs AirRo® 110 der Firma Wörle Umwelt-Technik GmbH, welches der Autor mit entwickelt hat. Das Brennersystem wird ausschließlich mit Holzpellets betrieben und zu Heizzwecken (z.B. Prozesswärme, Heißwasser) eingesetzt. Das System zeichnet sich durch eine den Verbrennungsphasen angepasste dreifach gestufte Luftführung sowie niedrige Emissionswerte aus. Zum weiterführenden Verständnis werden nachfolgend die wesentlichen Komponenten des Brennersystems beschrieben. Der funktionelle Aufbau des Brennersystems ist in Abbildung 4.1 dargestellt.

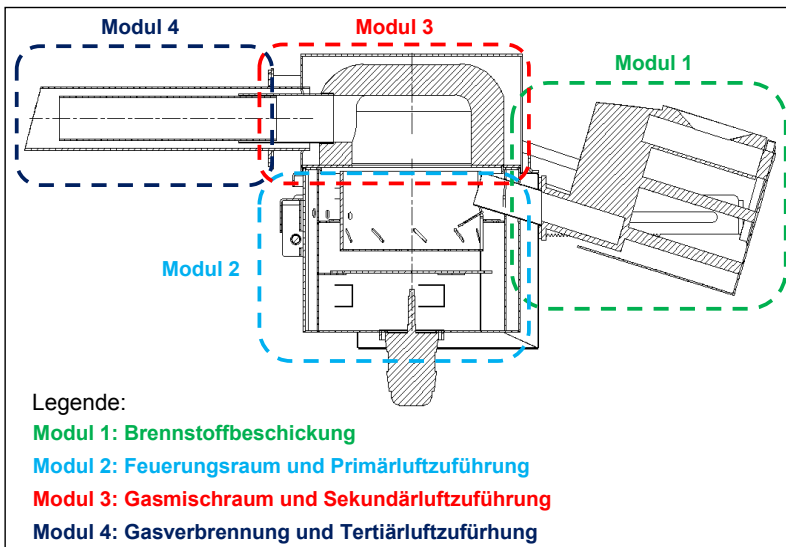


Abbildung 4.1: Funktioneller Aufbau des Brennersystems Typ AirRo® 110 zur Verbrennung von Holzpellets. Die Darstellung zeigt einen horizontalen Schnitt der Seitenansicht

Das Brennersystem lässt sich anhand seines konstruktiven Aufbaus sinngemäß in vier Bestandteile (nachfolgend als Module bezeichnet) gliedern:

- Modul 1: Brennstoffbeschickung
- Modul 2: Feuerungsraum und Primärluftzuführung

- Modul 3: Gasmischraum und Sekundärluftzuführung
- Modul 4: Gasverbrennung und Tertiärluftzuführung

Das Brennstoffbeschickungssystem (Modul 1) besteht aus zwei mechanisch betriebenen Fördereinheiten (Dosierschnecke und Stokerschnecke), einer Zellenradschleuse als Rückbrandsicherung sowie einem Elektromotor zum Antrieb der Komponenten. Die Beschickung findet kontinuierlich statt.

Das Modul 2 setzt sich aus mehreren funktionalen Baugruppen zusammen. Als zentrale Elemente sind das Lüfteraggregat zur Verbrennungsluftzuführung sowie der Feuerungsraum zur Umsetzung des Biomassebrennstoffs (Entgasung und Feststoffabbrand) zu nennen. Der Feuerungsraum besteht aus einem zylindrischen Stahlmantel mit Primärluftöffnungen im unteren Bereich der Wandung sowie einem Stahlboden, in dem sich ebenfalls Primärluftöffnungen befinden. Die Verbrennungsluft wird dreifach gestuft zugeführt. Abbildung 4.2 zeigt eine schematische Darstellung der Luftvolumenströme innerhalb des Brennersystems.

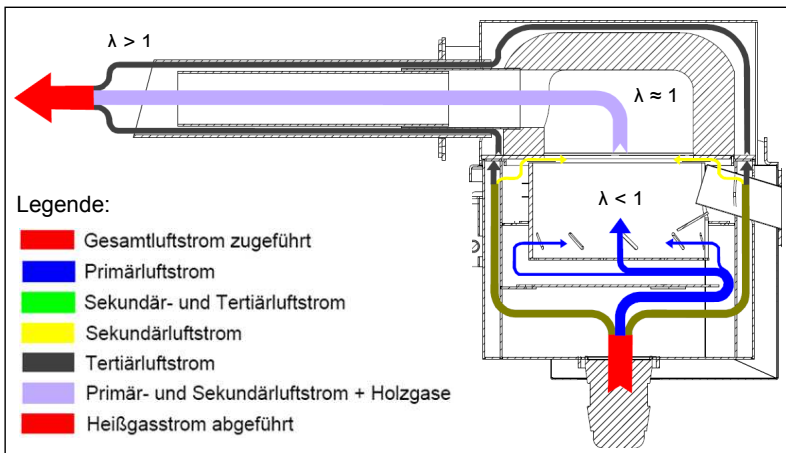


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung der Luftvolumenströme innerhalb des Brennersystems

Im Bereich des dritten Moduls wird eine Mischung des aus der Brennermulde (Modul 2) kommenden Pyrolysegas-Primärluftgemisches mit Sekundärluft durchgeführt. Hierdurch wird eine räumliche Trennung des Pyrolysegasabbrands und der Entgasungszone des Brennstoffs geschaffen. Der Gasmischraum besteht aus feuerfestem Schamott.

Der Ausbrand des Pyrolysegas-Luftgemisches erfolgt überwiegend im Bereich des Moduls 4 unter Luftüberschuss in Form einer Diffusionsflamme. Das eingesetzte Flammrohr ist doppelwandig ausgeführt, die im äußeren Teil strömende Tertiärluft wird am Ende des Flammrohrs zugegeben. Der doppelwandige Aufbau zieht sich durch die Gesamtkonstruktion des Systems und bewirkt bei gleichzeitiger Kühlung der Außenflächen eine Erwärmung der Sekundär- und Tertiärluft.

Eine exakte Regelung der Luftüberschüsse in den einzelnen Zonen des Brennersystems ist nicht möglich, da die Verbrennungsluft über ein zentrales Gebläse zugeführt wird. Die Verteilung erfolgt im Anschluss mittels mechanisch einstellbarer Lüfterklappen. So findet in der Praxis teilweise bereits in den Modulen 1 der 2 eine Teiloxidation des Pyrolysegases statt. Da der Großteil der Verbrennungsluft jedoch am Ende des Flammrohrs (Modul 4) zugegeben wird, befindet sich die Hauptverbrennungszone nach Austritt des Pyrolysegas-Luftgemisches aus dem Flammrohr. Die entstehende Diffusionsflamme brennt über die räumlichen Grenzen des Brennersystems (Flammrohr) hinaus.

## **4.2 Dimensionierung des Brennersystems**

Sofern nicht anderweitig ausgewiesen, sind die Massenkonzentrationen der Elemente Kohlenstoff (C), Wasserstoff (H), Sauerstoff (O), Stickstoff (N) sowie Schwefel (S) im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgängig auf die wasser- und aschefreie (waf) Substanz bezogen. Der Aschegehalt (a) ist auf die wasserfreie (wf) Substanz bezogen. Angegebene Normdaten beziehen sich auf Normbedingungen bei 273,15 Kelvin (K) sowie 10<sup>13</sup>,15 Hektopascal (hPa).

Als Systemgrenze werden die räumlichen Abmessungen des Brennersystems ohne Wärmetauscher definiert.

### **4.2.1 Berechnungsgrundlagen**

Die Zielfeuerungswärmeleistung wird mit 90 kW festgelegt. Die zu berechnenden Parameter zur Auslegung der wesentlichen Komponenten des Brennersystems werden auf Basis einer einfachen Stoffstrombilanz, die in Abbildung 4.3 schematisch dargestellt ist, definiert.

Die Betrachtung soll ohne Berücksichtigung von Wärmeverlusten (adiabat) durchgeführt werden. Es wird von einer vollständigen Verbrennung ausgegangen, d.h. alle brennbaren Bestandteile werden vollständig oxidiert. Die Berechnungen wurden auf Basis der in Kapitel 2 festgelegten Auslegungsbrennstoffe und Elementargehalte für Normbedingungen durchgeführt.

Aus Übersichtlichkeitsgründen werden nachfolgend nur die Ergebnisse der Berechnungen diskutiert. Einen ausführlichen Überblick über die angewandten Berechnungsgrundlagen gibt Anhang A 2.

---

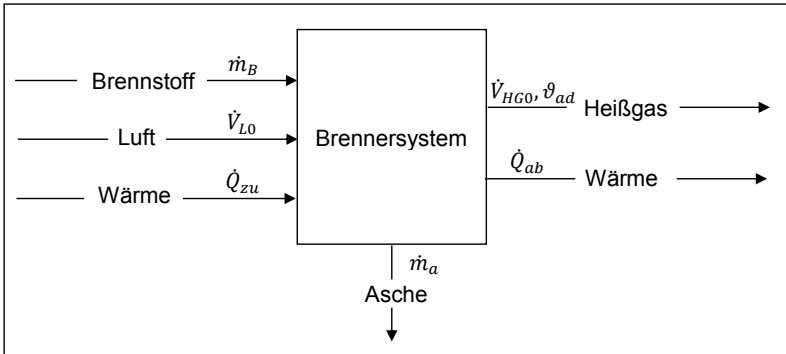


Abbildung 4.3: Stoffstrombilanz der wesentlichen Ein- und Ausgangsgrößen zur Auslegung der wesentlichen Komponenten des Brennersystems

#### 4.2.2 Berechnungsergebnisse

Abbildung 4.4 zeigt den spezifischen Mindestluftbedarf zur Oxidation der Auslegungsbrennstoffe in Abhängigkeit des Heizwerts:

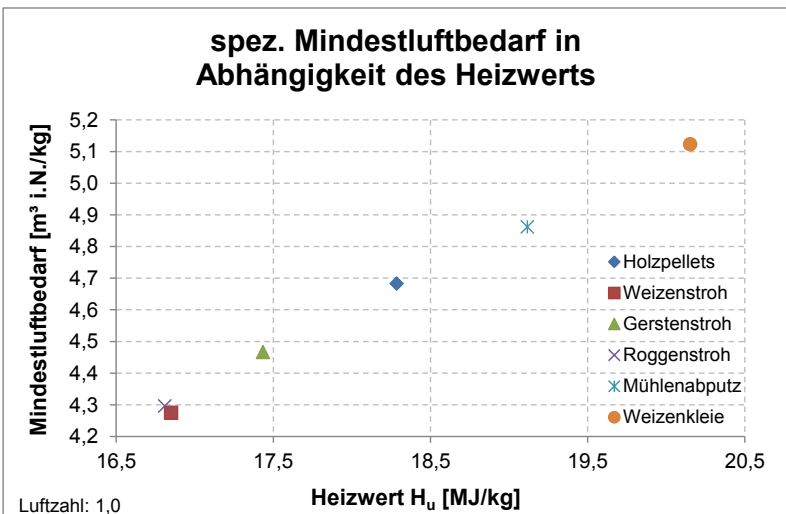


Abbildung 4.4: Spezifischer Mindestluftbedarf zur Oxidation der Auslegungsbrennstoffe in Abhängigkeit des Heizwerts

Wie aus Abbildung 4.4 ersichtlich ist, hat der auf die aufgegebene Brennstoffmasse bezogene spezifische Mindestluftbedarf in Abhängigkeit des Heizwerts des Brennstoffs eine Spannweite zwischen  $4,3 \text{ m}^3 \text{ i.N./kg}$  für Weizenstroh und Roggenstroh und  $5,1 \text{ m}^3 \text{ i.N./kg}$  für Weizenkleie. Aufgrund der vorgegebenen Zielfeuerungswärmeleistung ergeben sich wegen der divergierenden Heizwerte unterschiedliche Brennstoffmassenströme von  $16 \text{ kg/h}$  für Weizenkleie bis  $19 \text{ kg/h}$  für Roggenstroh. Der Volumenstrom der zuzuführenden Verbrennungsluft liegt für alle Brennstoffe konstant bei ca.  $83 \text{ m}^3 \text{ i.N./h}$  ( $\lambda = 1$ ). D.h. die unterschiedlichen Mindestluftbedarfe werden durch den angepassten Brennstoffmassenstrom (konstante Feuerungswärmeleistung) ausgeglichen.

Zur Auslegung des Verbrennungsluftgebläses des Brennersystems wird unter Berücksichtigung der Vorgabe  $\lambda > 1$  mit einem Sicherheitsfaktor von zwei gerechnet. D.h. das Verbrennungsluftgebläse stellt einen maximalen Volumenstrom von  $166 \text{ m}^3 \text{ i.N./h}$ , entsprechend  $\lambda = 2$  bereit.

Der während des Betriebs des Brennersystems handzuhabende Aschemassenstrom hängt vom aufgegebenen Brennstoffmassenstrom sowie dem Aschegehalt des Brennstoffs ab. Berechnet man die relativen Verhältnisse des minimalen Aschegehalts bzw. Brennstoffmassenstroms zu deren Maximalwerten, so kann festgehalten werden, dass der Aschegehalt mit einer Abweichung von 95 % (gegenüber 15 % beim Brennstoffmassenstrom) die dominierende Größe ist. Eine Darstellung des zu erwartenden Aschemassenstroms in Abhängigkeit des Aschegehalts gibt Abbildung 4.5.

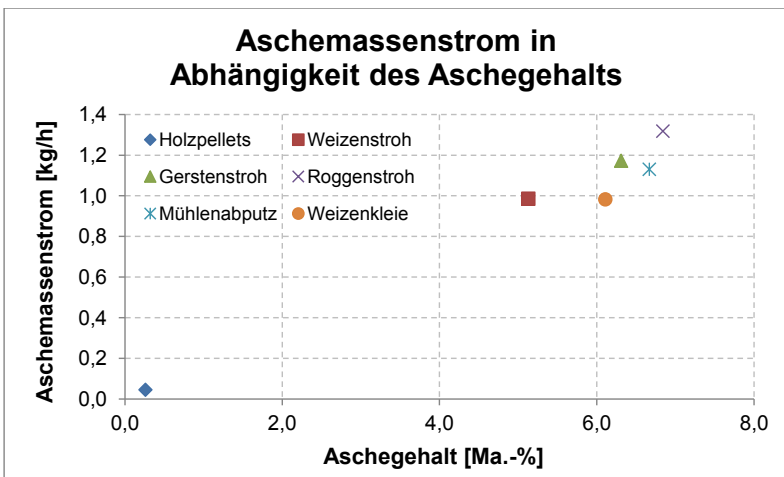


Abbildung 4.5: Aschemassenstrom in Abhängigkeit des Aschegehalts für die Auslegungsbrennstoffe bei einer Feuerungswärmeleistung von 90 kW



Die Dimensionierung der Entaschung muss unter der Maßgabe erfolgen, dass der maximal anfallende Aschemassenstrom ausgetragen werden kann. Unter Berücksichtigung der Rahmenbedingungen der Berechnungen (vollständiger Ausbrand, wasserfreier Bezugszustand) ergibt sich dieser für Roggenstroh zu ca. 1,3 kg/h. Da in der Praxis der Heizwert geringer anzusetzen ist (kein waf-Bezug) und sich somit bei gegebener Leistungsanforderung der Brennstoffmassenstrom erhöht sowie nicht zwangsläufig von einer vollständigen Verbrennung ausgegangen werden kann, wird zur Dimensionierung der Entaschung ebenfalls ein Sicherheitsfaktor von zwei eingeführt.

Der zu erwartende Heißgasvolumenstrom berechnet sich in Abhängigkeit des Bezugszustandes zu ca. 95 m<sup>3</sup> i.N./h, feucht bzw. zu ca. 83 m<sup>3</sup> i.N./h, trocken.

Die Berechnung der adiabaten Verbrennungstemperatur erfolgt in Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität des Heißgases. Für den idealen Gaszustand sowie für feuchtes Heißgas ist die Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität exemplarisch für Holzpellets in Abbildung 4.6 dargestellt (eigene Berechnungen).

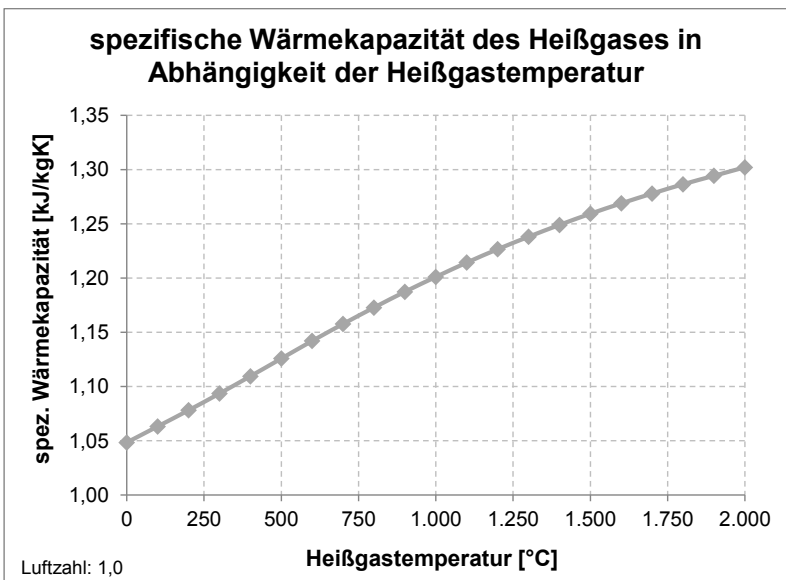


Abbildung 4.6: spez. Wärmekapazität des feuchten Heißgases in Abhängigkeit der Heißgastemperatur für den idealen Gaszustand und  $\lambda = 1$  sowie einer Feuerungswärmeleistung von 90 kW

Weiterhin zu beachten ist die Abhängigkeit der adiabaten Verbrennungstemperatur von der Luftzahl. So ist diese bei optimalen Verbrennungsbedingungen ( $\lambda = 1$ ) maximal und fällt bei unter- bzw. überstöchiometrischen Bedingungen ab.

Aufgrund der tiefen Ascheerweichungstemperaturen der Auslegungsbrennstoffe (außer Holz) ist die Umsetzung nah- bzw. unterstöchiometrischer Zonen (hohe Temperaturen) kritisch zu bewerten. Ggf. müssen weitere (konstruktive) Maßnahmen eingeführt werden, um die Glutbetttemperaturen zu begrenzen.

Abbildung 4.7 zeigt die Abhängigkeit der adiabaten Verbrennungstemperatur von der Luftzahl bei Bezugsbedingungen ( $w_{af}$ ) exemplarisch für Holzpellets.

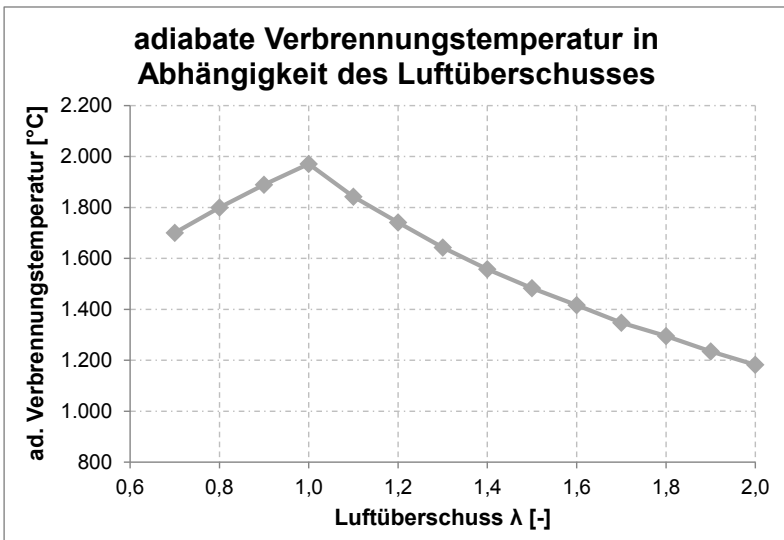


Abbildung 4.7: Abhängigkeit der adiabaten Verbrennungstemperatur von der Luftzahl bei Bezugsbedingungen ( $w_{af}$ ). Darstellung für Holzpellets

Die für die Auslegungsbrennstoffe berechnete adiabate Verbrennungstemperatur bei  $\lambda = 1$  liegt zwischen ca. 1.960 °C für Roggenstroh und Weizenkleie und ca. 1.985 °C für Mühlenabputz. Die brennstoffabhängigen Schwankungen sind somit gering. Die tatsächlichen Feuerraumtemperaturen liegen bei der technischen Verbrennung unterhalb der adiabaten Verbrennungstemperatur, da Wärmeverluste über Wärmeleitung sowie Wärmestrahlung und Konvektion zu berücksichtigen sind. Eigene Messungen (siehe Tabelle 4.2) zeigen Verbren-

nungstemperaturen in einem Bereich von ca. 1.000 °C bis 1.100 °C. Der feuerungstechnische Wirkungsgrad wird daher in der Praxis immer geringer ausfallen als das theoretisch erreichbare Maximum.

### 4.3 Beschreibung des neuen Feuerungskonzepts

#### 4.3.1 Allgemeines

Basierend auf den in Kapitel 2. sowie 3. der vorliegenden Arbeit beschriebenen Erkenntnissen wurde ein neuartiges Feuerungskonzept mit dem Fokus der energetischen Nutzung von landwirtschaftlichen Reststoffen entwickelt. Anwendung findet das Konzept in der Übertragung auf das bestehende AirRo®-Verbrennungskonzept (Vgl. Punkt 4.1 dieses Kapitels).

Dieses zeichnet sich durch eine dreifach gestufte Luftzuführung sowie eine räumliche Trennung des Ausbrands der Holzgase von der Ausgasungs- und Feststoffabbrandzone aus.

Schwächen des bereits existierenden AirRo®-Konzepts sind insbesondere die mangelhafte Regulierbarkeit der einzelnen Verbrennungsluftvolumenströme (zentrales Lüfteraggregat) sowie die konstruktionsbedingt fehlende Möglichkeit zur Umsetzung der Brennstoffstufung. Weiterhin verfügt das Bestandsbrennersystem aufgrund seiner Konzipierung für Holzpellets nicht über eine automatische Entaschung, die jedoch hinsichtlich der wesentlich erhöhten Aschegehalte der Auslegungsbrennstoffe für einen dauerhaften Betrieb notwendig ist.

Das neu entwickelte Feuerungskonzept fußt auf vier wesentlichen Bausteinen, die in Abbildung 4.8 dargestellt sind.

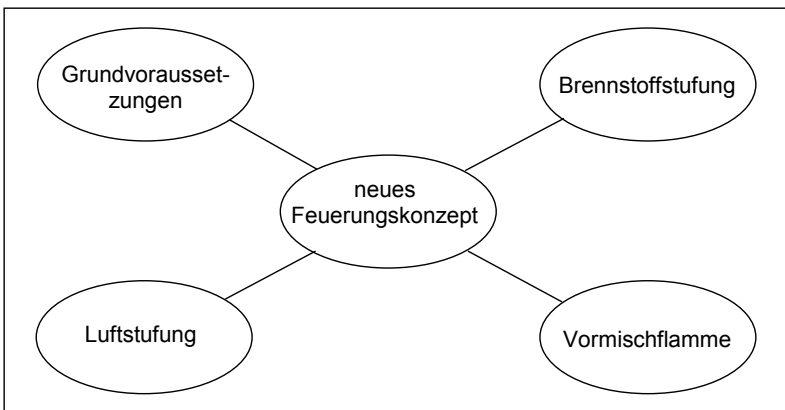


Abbildung 4.8: Wesentliche Eckpfeiler des neuen Feuerungskonzepts für landwirtschaftliche Reststoffe

---

Die Grundvoraussetzungen zur erfolgreichen Umsetzung des Konzepts sind brennstoffübergreifend gleich und gegeben durch

- die Umsetzung eines hohen Automationsgrads,
- die kontinuierliche Aufgabe von Brennstoff,
- eine reduzierte Feuerraumbelastung und
- die Verwendung einer guten Brennstoffqualität.

Die gewählten Ansätze zur Umsetzung der Luftstufung, Brennstoffstufung und Umsetzung einer Vormischflamme werden nachfolgend genauer beschrieben.

### 4.3.2 Umsetzung der Luftstufung

Die Verbrennungsluft wird dem Brennersystem dreifach gestuft zugeführt, wobei für jeden Teilluftvolumenstrom ein separates Verbrennungsluftgebläse eingesetzt wird (siehe hierzu auch Abbildung 4.9). Hierdurch besteht die Möglichkeit, den Verbrennungsprozess räumlich in unterschiedliche Zonen zu teilen und die Luftzahl innerhalb dieser Zonen gezielt zu beeinflussen.

Die wesentlichen mittels Luftstufung umsetzbaren Maßnahmen sowie deren Beitrag zur Emissionsminderung der Partikel- und NO<sub>x</sub>-Emissionen sowie zur Ausbildung einer Vormischflamme sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

Tabelle 4.1: Mittels Luftstufung erreichbare Maßnahmen sowie deren Beitrag zur Minderung der Partikel- und NO<sub>x</sub>-Emissionen sowie zur Ausbildung einer Vormischflamme

Maßnahme	Emissionsminderung		Ausbildung einer Vormischflamme
	Partikel	NO <sub>x</sub>	
geringe Primärluftzahl	X	X	X
Ausbildung einer Reduktionszone	X	X	
räumliche Trennung der Verbrennungszonen		X	X
geringe Strömungsgeschwindigkeit im Glutbett	X		

Die Herstellung einer geringen Primärluftzahl führt zur Minderung der Partikel- sowie NO<sub>x</sub>-Emissionen und grenzt Oxidationsvorgänge im Bereich des Glutbetts, als Voraussetzung für die Bildung einer Vormischflamme, ein. Die Primär-

Luftzahl kann überschlägig aus der Gesamtluftzahl und dem Verhältnis des Primärluftvolumenstroms zum Volumenstrom der insgesamt zugeführten Verbrennungsluft berechnet werden:

$$\lambda_{PL} = \lambda * \left( \frac{\dot{V}_{PLO}}{\dot{V}_{LO}} \right) = \lambda * \left( \frac{\dot{V}_{PLO}}{\dot{V}_{PLO} + \dot{V}_{SLO} + \dot{V}_{TLO}} \right) \quad (2)$$

mit:	$\lambda_{PL}$	Primärluftzahl [-]
	$\lambda$	Luftzahl [-]
	$\dot{V}_{PLO}$	Normvolumenstrom der Primärluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
	$\dot{V}_{LO}$	Normvolumenstrom der Verbrennungsluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
	$\dot{V}_{SLO}$	Normvolumenstrom der Sekundärluft [m <sup>3</sup> i.N./s]
	$\dot{V}_{TLO}$	Normvolumenstrom der Tertiärluft [m <sup>3</sup> i.N./s]

Die Ausbildung einer geringen Primärluftzahl erfolgt demnach durch Absenkung des zugeführten Primärluftvolumenstroms.

Die Schaffung einer Reduktionszone wird durch eine ausreichende räumliche Trennung der Primär- und Sekundärluftzuführung (unterstöchiometrischer Bereich) von der Tertiärluftzuführung (überstöchiometrischer Bereich) erreicht. Die Luftzahl in der Reduktionszone kann über den Primär- und Sekundärluftvolumenstrom beeinflusst werden. Die räumliche Trennung der Verbrennungszonen in eine Entgasungs-, eine Feststoffabbrand-, eine Reduktions- sowie eine Mischungs- und Oxidationszone erfolgt ebenfalls durch gezielte Einstellung des Luft-/Brennstoffverhältnisses innerhalb der jeweiligen Zonen.

Zur Umsetzung geringer Strömungsgeschwindigkeiten im Glutbett ist geplant, den Primärlufteintritt im Bereich der Brennermulde über eine Vielzahl kleiner Öffnungen bereit zu stellen. Dies begünstigt weiterhin die homogene Durchströmung des Glutbetts und verhindert die Bildung lokaler Zonen des Sauerstoffmangels oder -überschusses.

#### 4.3.3 Umsetzung der Brennstoffstufung

Die Brennstoffstufung soll in Kombination mit der Luftstufung insbesondere zur Reduktion der NO<sub>x</sub>-Emissionen umgesetzt werden. Basis hierfür bilden die Ergebnisse der Untersuchungen von RÜDIGER (1997) über den Einsatz eines Pyrolysegases aus biogenen Festbrennstoffen als Reduktionsbrennstoff für Kohlefeuerungen. Im Gegensatz zu der in RÜDIGER (1997) beschriebenen Vorgehensweise soll jedoch im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht ein separater Sekundärbrennstoff als Reduktionsmittel eingesetzt werden, sondern ein Reduktionsgas erzeugt aus dem Hauptbrennstoff. Zu dessen Gewinnung wird

die Entgasungszone konstruktiv über ein Schiebersystem räumlich vom Feststoffabbrand getrennt (siehe auch Punkt 4.4 dieses Kapitels).

Die Entgasung des Brennstoffs findet unter Primärluftzugabe statt. Der als Zwischenprodukt am Ende des Entgasungsprozesses entstehende Primärkoks wird abgezogen und räumlich getrennt unter (Sekundär)Luftzugabe vergast. Bei der thermochemischen Umwandlung des Primärkokes entsteht ein stark CO- und CO<sub>2</sub>-haltiges Gasgemisch, welches in geringen Konzentrationen auch H<sub>2</sub> sowie CH<sub>4</sub> und NO<sub>x</sub> aus der Umsetzung von noch vorhandenem Rest-N im Koks enthalten kann. Dieses Gas wird im Anschluss als Reduktionsgas dem Verbrennungsprozess zugeführt. Das Prinzip der Kombination aus Luftstufung und Brennstoffstufung ist in Abbildung 4.9 schematisch dargestellt.

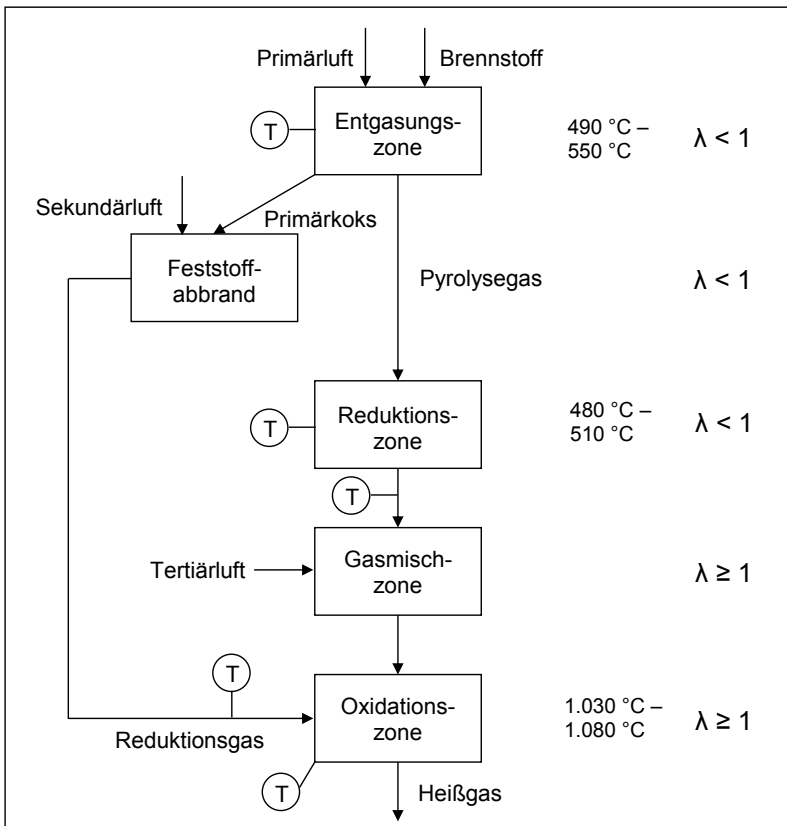


Abbildung 4.9: Prinzip der Kombination aus Luftstufung und Brennstoffstufung

Die Temperaturmessstellen zur Ermittlung von prozesstechnisch relevanten Temperaturen sind in Abbildung 4.9 mit einem T gekennzeichnet. An den Messstellen wurden für den Volllastbetrieb Temperaturen aufgenommen und in Tabelle 4.2 zusammengefasst.

Tabelle 4.2: Gemessene Temperaturen im Volllastbetrieb ( $Q_{25}$ : 0,25-Quantil;  $Q_{75}$ : 0,75-Quantil). Die Temperaturmessung erfolgte an den in Abb. 4.9 gekennzeichneten Messstellen mit einem Mantelthermoelement direkt im Gasstrom.

Messstelle	Temperatur [°C]			
	Bereich	$Q_{25}$	$Q_{75}$	Mittelwert
Entgasungszone	450 – 700	490	550	536
Reduktionszone	450 – 700	480	510	517
Rohrbogen Gasmischzone (siehe Abb. 4.18)	450 – 700	475	505	506 <sup>1</sup>
Reduktionsgas	670 – 740	690	715	702
Oxidationszone	1.000 – 1.130	1.030	1.080	1.058

Nach der Entgasung des Brennstoffs in der Entgasungszone herrschen bis in die Gasmischzone unterstöchiometrische Bedingungen, die eine Bildung von HCN und  $NH_3$  fördern und von  $NO_x$  unterdrücken. Abbildung 4.10 zeigt die Emission stickstoffhaltiger Spezies als Funktion der Luftzahl an einer laminaren Propan/Luft-Vormischflamme dotiert mit Methylamin.

Hierbei ist zu berücksichtigen, dass HCN und  $NH_3$  einerseits zur Reduktion von NO erwünscht sind (Gl. 3 - 5). Andererseits sind diese Komponenten jedoch im Falle einer Emission ebenfalls Schadstoffe, die gemeinsam mit NO als Summenwert des Stickstoffs TFN (total fixed nitrogen) zusammengefasst werden (KÖGER 2010). Für die Emission von TFN spielt die Temperatur eine wichtige Rolle. FAN ET AL. (2014) haben gezeigt, dass bei Temperaturen oberhalb 900 °C in der Reaktionszone nahezu kein  $NH_3$ -Schlupf mehr feststellbar ist. Die Temperaturen im Bereich der Oxidationszone liegen bei ca. 1.000 °C (eigene Messungen, siehe Tabelle 4.2).

<sup>1</sup> Zur Abschätzung der laminaren Zündgeschwindigkeit des Pyrolysegas-Luftgemisches wird die an dieser Messstelle bestimmte mittlere Temperatur (ca. 500 °C) sowie die maximal an der Messstelle gemessene Temperatur (ca. 700 °C) verwendet. Die max. Temperatur tritt insbesondere zu Beginn des Brennerbetriebs auf, da während dieses Stadiums das in der Entgasungszone entstehende Pyrolysegas hauptsächlich innerhalb des Brennersystems (Entgasungs-, Reduktions- und Gasmischzone) abbrennt (s.a. Kap. 6). Im späteren Verlauf des Betriebs findet innerhalb des Brennersystems (Entgasungs-, Reduktions- und Gasmischzone) keine Verbrennung mehr mit einer sichtbaren Flamme statt.

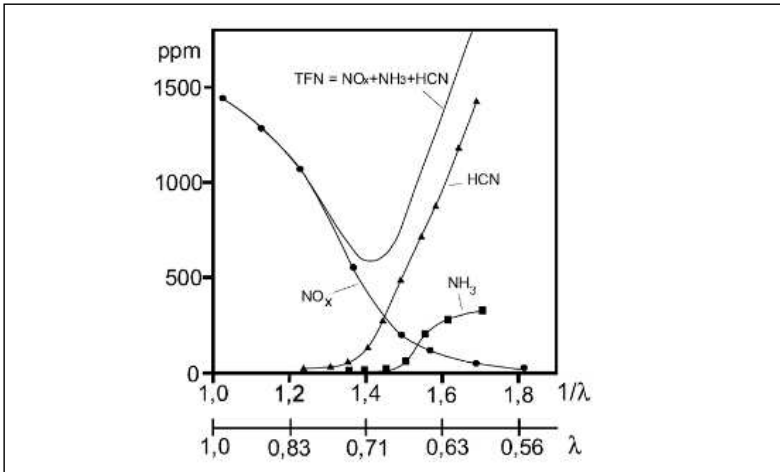


Abbildung 4.10: Emission stickstoffhaltiger Spezies als Funktion der Luftzahl an einer laminaren Propan/Luft-Vormischflamme dotiert mit Methylamin  
Quelle: KÖGER (2010)

Die Mechanismen zur Reduktion von Stickstoffoxiden über NH-Radikale sind über den Prozess der selektiven nicht katalytischen Reduktion (engl. SNCR) sehr gut untersucht. In MILLER; BOWMAN (1989) sowie MILLER; GLARBORG (1999) wird ein Überblick über die wichtigsten Reaktionen zur Reduzierung von NO über  $NH_2$  gegeben. Für die vorliegende Arbeit von Bedeutung sind insbesondere:



Die Bildung von  $NH_2$  verläuft über freie OH- und O-Radikale. Bei hohen Konzentrationen an freien Radikalen findet die vermehrte Bildung von  $NH_2$  als Reduktionspartner von NO statt (MILLER; BOWMAN 1989), ergo wird NO stärker abgebaut. Über die Zugabe von CO kann über den C-H-O-Mechanismus eine hohe Radikalkonzentration auch bei geringen Temperaturen ( $< 1.000 \text{ }^\circ\text{C}$ ) erreicht werden (WANG ET AL. 2005). Ein ausführlicher Überblick über die Bildungsmechanismen von  $NH_2$  sowie den C-H-O-Mechanismus wird in Anhang A 3 gegeben. Anhang A3 enthält die Reaktionen A 39 bis A 46.



### Folgerungen:

Zur Reduktion der NO-Konzentration ist Reaktionsschritt 3 maßgeblich. Voraussetzung, dass dieser Reaktionsschritt optimal ablaufen kann ist eine ausreichend hohe Konzentration von O-, H- bzw. OH-Radikalen. Diese werden bei niedrigeren Temperaturen ( $< 850\text{ °C}$ ) aufgrund der starken Temperaturabhängigkeit von Reaktion A 44 nur sehr langsam gebildet. Mit zunehmender Temperatur steigt auch die Bildungsrate.

Über die Zugabe von CO wird über den C-H-O-Mechanismus eine hohe Radikalkonzentration erreicht, welche sich positiv auf die NO-Reduktion auswirkt. Bei Temperaturen über  $1.000\text{ °C}$  nimmt der Einfluss der über den C-H-O-Mechanismus gebildeten Radikale ab, da aus Reaktion A 44 ausreichend freie Radikale zur Verfügung stehen.

Eine brennstoffreiche Flamme oder eine Flamme im nahstöchiometrischen Bereich reduziert die ungewollte Bildung von NO über  $\text{NH}_i$  (Gl. A 45 und A 46).

### Übertragung auf das Brennersystem:

In der Feststoffabbrandzone wird der Primärkoks des Hauptbrennstoffs mit Sekundärluft umgesetzt. Da der Primärkoks bereits weitestgehend ausgegast ist bevor er in die Feststoffabbrandzone abgezogen wird, enthält das entstehende Reduktionsgas hauptsächlich CO und  $\text{CO}_2$ .

Das Reduktionsgas wird im vorderen Bereich der Oxidationszone zugegeben und mischt sich dort mit dem Hauptgasstrom. Der Hauptgasstrom enthält neben dem hauptsächlich aus Brennstoff-N gebildeten NO auch die bei der Entgasung des Brennstoffs entstandenen HCN- sowie NH-Verbindungen. Aufgrund der geringen Temperaturen in der Entgasungs- und Reduktionszone (siehe Tabelle 4.2) ist nicht davon auszugehen, dass in diesen Bereichen Reduktionsreaktionen in nennenswertem Umfang stattgefunden haben. Eine Gasanalyse des Hauptgasstroms und des Reduktionsgases vor Eintritt in die Oxidationszone war mit der verfügbaren Messtechnik nicht möglich.

Die Temperatur des Hauptgasstroms liegt im Bereich der Gasmischzone vor Eintritt in die Oxidationszone bei ca.  $285\text{ °C}$  (eigene Messungen, Berechnungen). Das Reduktionsgas hat bei Eintritt in die Oxidationszone eine Temperatur von ca.  $700\text{ °C}$  (siehe Tabelle 4.2). Durch die exothermen Gasphasenreaktionen der Verbrennung erhöht sich die Gemischtemperatur am Ende der Flamme auf ca.  $1.050\text{ °C}$  (siehe Tabelle 4.2). Der vordere Bereich der Oxidationszone wird über Wärmeleitung sowie Wärmestrahlung erwärmt.

Es kann somit davon ausgegangen werden, dass bei Eintritt des Reduktionsgases in die Oxidationszone und Mischung mit dem Hauptgasstrom Temperaturen vorliegen, die eine Bildung freier O-, H- bzw. OH-Radikale nach Reaktion A 44 nur sehr verzögert ablaufen lassen.

---

Durch Addition des CO-haltigen Reduktionsgases im vorderen Bereich der Oxidationszone erhöht sich die Radikalkonzentration stark, was zu einem beschleunigten Abbau von NO führt. Wie Abb. A 3.1 im Anhang 3 zeigt, laufen die Reaktionen zur Bildung von Radikalen über den C-H-O-Mechanismus sowie der NO Abbau über  $\text{NH}_2$  auch bei geringeren Temperaturen (700 °C) sehr schnell ab (< 0,5 Sekunden). Die Verweildauer des Gasgemisches in der Oxidationszone beträgt ca. 0,5 Sekunden (eigene Berechnungen, siehe Anhang A 4).

Im weiteren Verlauf der Flamme erhöhen sich die Temperaturen des Gasgemisches aufgrund der stattfindenden exothermen Reaktionen der Verbrennung stetig, so dass die Radikalbildung nach Reaktion A 44 beschleunigt wird. Dies führt zu einem weiteren Abbau von NO-Verbindungen.

Zur Überprüfung des  $\text{O}_2$ -Gehalts im Bereich der Flamme wurden in der Brennkammer des Kessels in unmittelbarer Nähe zur Flamme Messungen durchgeführt. Im Ergebnis der Messungen ist festzuhalten, dass der in der Brennkammer gemessene  $\text{O}_2$ -Gehalt um ca. 2 Vol.-% unter den an der Messstelle zur Gasanalyse ermittelten Werten lag. Dies ist auf Undichtigkeiten an den Schnittstellen Brennersystem/Kessel zurückzuführen. Eine Bilanzierung der am Versuchsaufbau auftretenden Undichtigkeiten enthält Anhang A 5.

Bei geringen Luftzahlen (< 1,3) kann in Folge davon ausgegangen werden, dass sich lokale unterstöchiometrische Zonen im Bereich der Oxidationszone sowie der Brennkammer ausbilden. Ein Ablauf der NO-bildenden Reaktionen A 45 und A 46 findet insbesondere bei hohen Luftzahlen (> 1,4) statt. Die Verweildauer des heißen Gas-Luftgemisches in der Oxidationszone sowie der anschließenden Brennkammer beträgt ca. 5,5 Sekunden (siehe Anhang A 4).

#### 4.3.4 Umsetzung der Vormischflamme

Die Ausbildung der Vormischflamme findet im Flammrohr des Brennersystems unter Ausnutzung der thermodynamischen Eigenschaften des Fluids (Gaszusammensetzung, Zündgeschwindigkeiten) in Verbindung mit der gezielten Umsetzung strömungstechnischer Maßnahmen (Fluidgeschwindigkeit) statt.

Zur Abschätzung der Zündgeschwindigkeit des Pyrolysegas-Luftgemisches wird nachfolgend davon ausgegangen, dass sich dieses analog des Pyrolysegases einer Vergaseranlage<sup>2</sup> (Brennstoff: Holz) zusammensetzt. Als dominierende brennbare Komponenten sind hier CO und  $\text{H}_2$  zu nennen. Der Brennstoff Holz wurde für das Auslegungsgasgemisch gewählt, da für diesen Brennstoff

---

<sup>2</sup> Zusammensetzung des Auslegungsgasgemisches (eigene Messungen, Brennstoff: Holz, Bezug: trockenes Produktgas): Anteil  $\text{H}_2$ : ca. 15 Vol.-%; Anteil CO: ca. 25 Vol.-%; Anteil  $\text{CO}_2$ : ca. 10 Vol.-%; Anteil  $\text{N}_2$ : ca. 50 Vol.-%. Der Bezug auf trockenes Produktgas resultiert aus dem verwendeten Messverfahren (Kondensation vor Eintritt in die Gasanalytoren).

---

ausreichend eigene Messdaten vorlagen, welche auch durch Angaben in der Literatur validiert werden konnten (KALTSCHMITT ET AL. 2001; WIESE 2007). Abbildung 4.11 zeigt die laminare Zündgeschwindigkeit eines Methan-Luftgemisches in Abhängigkeit der Temperatur sowie für unterschiedliche Gasgemische:

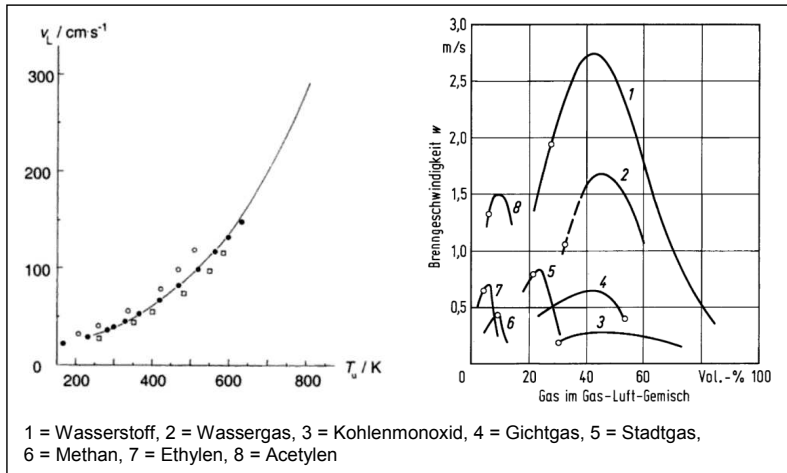


Abbildung 4.11: Laminare Zündgeschwindigkeit eines Methan-Luftgemisches in Abhängigkeit der Temperatur (linke Bildhälfte) sowie laminare Zündgeschwindigkeit unterschiedlicher Gasgemische (rechte Bildhälfte).

Quelle: STEPHAN ET AL. (2010); WARNATZ ET AL. (2001)

PISCHINGER ET AL. (2009) sowie WARNATZ ET AL. (2001) weisen für die stöchiometrische Verbrennung eines Methan-Luftgemisches bei 560 K eine laminare Zündgeschwindigkeit von ca.  $1,2 \text{ ms}^{-1}$  aus (siehe Abb. 4.12). Nach STEPHAN ET AL. 2010 ist die laminare Zündgeschwindigkeit von CO in etwa äquivalent zu der von  $\text{CH}_4$ . Die Zündgeschwindigkeit von  $\text{H}_2$  liegt im Vergleich stark erhöht. Erfahrungsgemäß beträgt der  $\text{H}_2$ -Anteil im Pyrolysegasgemisch weniger als 20 Vol.-%, so dass von einer maximalen Zündgeschwindigkeit von ca.  $1,5 \text{ ms}^{-1}$  ausgegangen werden kann.

Für die Temperaturabhängigkeit der laminaren Zündgeschwindigkeit von Wasserstoff wurden in der Literatur für die hier zu berücksichtigende Temperatur des Pyrolysegas-Luftgemisches in der Gasmischzone von ca. 480 K bis 560 K

(eigene Messungen sowie Berechnungen<sup>3</sup>) keine experimentellen Daten gefunden. Mit Unterstützung von RIEDEL; METHLING (Email, 21.06.2017) wurden basierend auf dem reaktionskinetischen Modell zur Simulation der Verbrennung von Gasflammen GRI 3.0 (Gas Research Institute) Berechnungen zur Abschätzung der laminaren Zündgeschwindigkeit durchgeführt.

Abbildung 4.12 zeigt die berechneten laminaren Zündgeschwindigkeiten für unterschiedliche Luftzahlen:

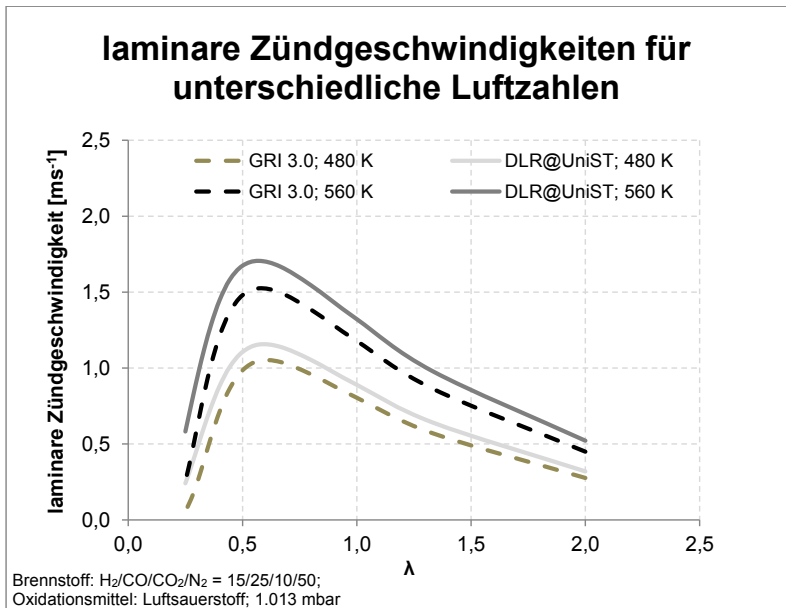


Abbildung 4.12: Laminare Zündgeschwindigkeiten für unterschiedliche Luftzahlen berechnet mit dem Modell GRI 3.0 sowie einer Weiterentwicklung des Modells DLR-RG („DLR@UniST“). Darstellung der laminaren Zündgeschwindigkeit für 480 K sowie für 560 K

Quelle: angepasste Darstellung nach RIEDEL; METHLING (Email, 21.06.2017)

<sup>3</sup> Temperaturen gemessen vor Eintritt des Pyrolysegas-Luftgemisches in die Gasmischzone (eigene Messungen nach Tabelle 4.2, Messstelle Rohrbogen nach Abb. 4.18): 773 K (mittlere Temperatur an der Messstelle) sowie 973 K (max. gemessene Temperatur an der Messstelle). Temperatur der Tertiärluft: 298 K (eigene Messungen). Berechnung der Temperatur nach Mischung der beiden Gasströme in der Gasmischzone für  $\lambda_{\text{PL}} = 0,5$ ,  $\lambda_{\text{TL}} = 0,8$ ,  $\lambda = 1,3$ .

Das IFK arbeitet aktuell gemeinsam mit dem Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) an einer Weiterentwicklung des reaktionskinetischen Modells DLR-RG (BRAUN-UNKHOFF ET AL. 2009) mit dem Ziel, die Berechnungsergebnisse für die Verbrennung biogener Gase (DLR@UniST) zu verbessern. Das Modell DLR@UniST befindet sich zum Zeitpunkt der Erstellung der Arbeit noch in der Entwicklungsphase, es wurde jedoch bereits für einige Gasmischungen validiert. Die Ergebnisse der Validierung zeigen, dass für biogene Gase die Vorhersagegenauigkeit für die Berechnung der laminaren Zündgeschwindigkeit im Vergleich zum GRI 3.0 erhöht ist (RIEDEL; METHLING Email, 04.05.2016). Daher werden für die Berechnungen neben dem bereits bewährten Modell GRI 3.0 auch das Modell DLR@UniST eingesetzt.

Grundlage für die Berechnungen stellt die Gaszusammensetzung des Auslegungsgases dar. Die Berechnungen wurden für einen unteren Temperaturbereich von 480 K sowie einen oberen Temperaturbereich von 560 K durchgeführt.

Wie aus Abbildung 4.12 ersichtlich ist, erreicht die laminare Zündgeschwindigkeit bei einer Luftzahl von ca. 0,6 unabhängig vom eingesetzten Berechnungsmodell ihr Maximum. Die nach dem auf die Verbrennung von biogenen Gasen hin optimierten Modell DLR@UniST berechneten Zündgeschwindigkeiten liegen allgemein etwas über den nach dem Modell GRI 3.0 berechneten Zündgeschwindigkeiten. Die maximale laminare Zündgeschwindigkeit ist nach der Simulation bei 560 K zu erwarten und beträgt ca.  $1,7 \text{ ms}^{-1}$ .

Während für reine Kohlenwasserstoff-Luftgemische (z.B.  $\text{CH}_4/\text{Luft}$ ) die maximale Zündgeschwindigkeit im nahstöchiometrischen Bereich zu erwarten ist, verschiebt sich diese bei Gasgemischen mit höherem Wasserstoffanteil in Richtung geringerer Luftzahlen (PISCHINGER ET AL. 2009). Abbildung 4.13 zeigt den Verlauf der laminaren Zündgeschwindigkeit für unterschiedliche Gasgemische bezogen auf das Äquivalenzverhältnis  $\Phi$  ( $\Phi = \lambda^{-1}$ ).

Für die in Abbildung 4.13 geltenden Bedingungen beträgt die maximale Zündgeschwindigkeit für ein Gasgemisch aus  $\text{CH}_4/\text{Luft}$  ca.  $0,5 \text{ ms}^{-1}$  bei einem  $\lambda$  von ca. 0,9. Für ein Gasgemisch aus  $\text{H}_2/\text{Luft}$  liegt die max. Zündgeschwindigkeit bei ca.  $3,2 \text{ ms}^{-1}$  und bei einem  $\lambda$  von ca. 0,6.

Die Verschiebung der max. Zündgeschwindigkeit in Richtung geringer Luftzahlen lässt sich durch die im Vergleich zu  $\text{CH}_4$  sowie Luft um ein vielfaches erhöhte Wärmeleitfähigkeit von Wasserstoff begründen. Die Zündgeschwindigkeit eines Gasgemisches hängt in erster Näherung von den Bedingungen des Wärme- und Stofftransports ab (STEPHAN ET AL. 2010). Bei einem erhöhten  $\text{H}_2$ -Anteil im Gasgemisch (fetter Bereich) ergibt sich eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit für das gesamte Gemisch, welche zu einer höheren Zündgeschwindigkeit führt. Hinzu kommt, dass der (diffusive) Stofftransport bei Gemischen mit erhöhtem Wasserstoffanteil beschleunigt abläuft (SKALLA 2011), was ebenfalls zu einer Erhöhung der Zündgeschwindigkeit führt.

---

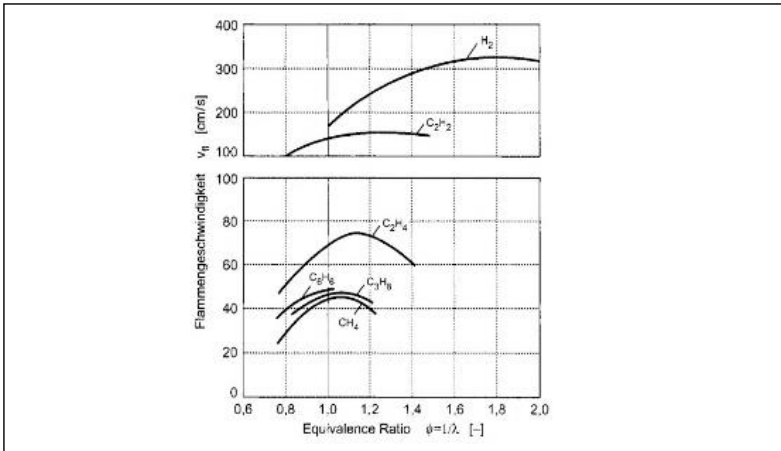


Abbildung 4.13: laminare Zündgeschwindigkeit (Flammgeschwindigkeit) für unterschiedliche Gasgemische in Abhängigkeit des Äquivalenzverhältnisses  $\Phi$  ( $\Phi = \lambda^{-1}$ ) bei Standardbedingungen (273 K, 1.013 mbar)

Quelle: PISCHINGER ET AL. (2009)

Untersuchungen und durchgeführte Messungen von SUN ET AL. (2007) zeigen, dass bei Gasgemischen aus CO/H<sub>2</sub>/Luft (analog Auslegungsgasgemisch) die maximalen Zündgeschwindigkeiten bei geringen Luftzahlen  $< 0,7$  liegen (Abb. 4.14). Für eine Gasmischung mit den Anteilen CO/H<sub>2</sub> = 50/50 ergibt sich nach SUN ET AL. 2007 eine maximale Zündgeschwindigkeit von ca. 1,8 ms<sup>-1</sup> bei einem  $\lambda$  von ca. 0,6. Mit sinkendem H<sub>2</sub>-Anteil im Gasgemisch sinkt auch die maximale Zündgeschwindigkeit.

Rechnet man die Anteile der Gasmischung des dieser Arbeit zugrundeliegenden Auslegungsgasgemisches auf die bei SUN ET AL. (2007) verwendete Form um, so ergibt sich ein Gasgemisch, welches aus den Anteilen CO/H<sub>2</sub>  $\approx$  60/40 besteht. Es ist somit zu erwarten, dass sich bezogen auf den Verlauf der laminaren Zündgeschwindigkeit mit Mischungsverhältnis 50/50 (Abb. 4.14) für das Auslegungsgasgemisch ein qualitativ ähnlicher Verlauf mit einer etwas geringeren maximalen Zündgeschwindigkeit (flachere Amplitude) einstellt. Die maximale Zündgeschwindigkeit liegt hierbei deutlich im fetten Bereich des Gemisches.

Ein direkter (quantitativer) Vergleich der Berechnungen des DLR mit den Ergebnissen von SUN ET AL. (2007) wird dadurch erschwert, dass in der Veröffentlichung von SUN ET AL. (2007) keine Edukttemperaturen für die dargestellten Ergebnisse ausgewiesen werden.

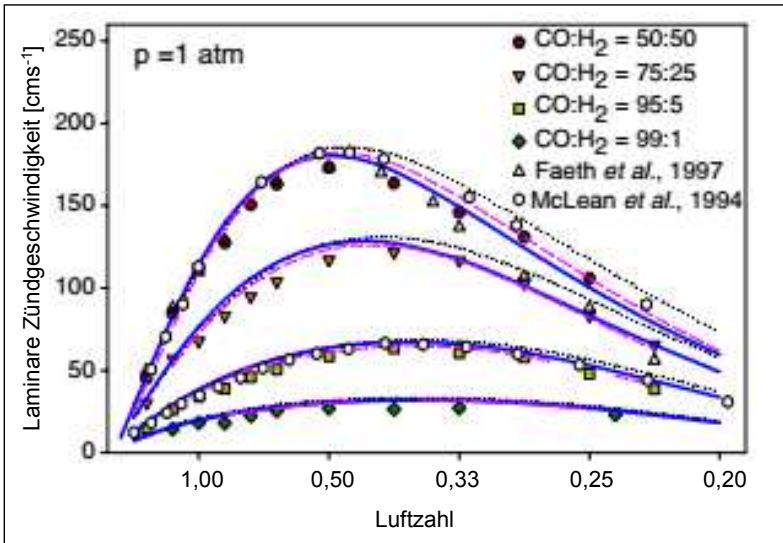


Abbildung 4.14: berechnete und gemessene laminare Zündgeschwindigkeiten in Abhängigkeit der Luftzahl für unterschiedliche Zusammensetzungen eines Gasmischunges aus  $H_2$ , CO sowie Luft bei einem Druck von einer Atmosphäre (1.013 mbar)

Quelle: angepasste Darstellung nach SUN ET AL. (2007)

Wie Abbildung 4.14 zeigt kann der qualitative Verlauf der Ergebnisse aus den Berechnungen des DLR für die in der vorliegenden Arbeit relevanten Luftzahlen im Bereich  $0,5 < \lambda < 1,5$  in Übereinstimmung mit den Ergebnissen von SUN ET AL. 2007 gebracht werden. Im Bereich kleiner Luftzahlen ( $\lambda < 0,5$ ) fällt auf, dass die Ergebnisse des DLR (insbesondere nach Modell GRI 3.0) eine stärker ausgeprägte negative Steigung als bei SUN ET AL. 2007 vorhersagen. Dies führt tendenziell zu gering angenommenen Zündgeschwindigkeiten bei den Berechnungen des DLR. Da der Luftzahlenbereich  $< 0,5$  jedoch für die vorliegende Arbeit eine untergeordnete Rolle spielt, wird an dieser Stelle keine weitere Validierung der Berechnungsergebnisse des DLR für diesen Luftzahlenbereich vorgenommen.

Zur Realisierung einer Vormischflamme muss die Strömungsgeschwindigkeit in der Gasmischzone (Abb. 4.16) größer gewählt werden als die zu erwartende Zündgeschwindigkeit des Gas-Luftgemisches. Unterschreitet die Strömungsgeschwindigkeit die Zündgeschwindigkeit kann sich die Vormischflamme durch Wärme- und Stofftransport stromaufwärts in Richtung Gasmischzone ausbrei-

ten und in eine Diffusionsflamme umschlagen. Zur Auslegung der Gasmischzone wird basierend auf den o.g. Ausführungen eine maximale Zündgeschwindigkeit des Gas-Luftgemisches von ca.  $1,7 \text{ ms}^{-1}$  ( $\lambda = 0,6$ ) angenommen und ein Sicherheitsfaktor von 2,0 eingeführt (Auslegung mit einer mittleren Strömungsgeschwindigkeit von  $3,4 \text{ ms}^{-1}$  bei  $\lambda = 0,6$ ).

Zur Überprüfung der Strömungsverhältnisse innerhalb der Gasmischzone wird in Anhang A 6 die Reynoldszahl für diesen Bereich berechnet. Die Berechnung wird aufgrund der Komplexität der Zusammensetzung des Auslegungsgasgemisches in erster Näherung mit den Stoffwerten für Luft durchgeführt.

Für die Berechnung wird der Vollastfall (90 kW) sowie ein Teillastfall (50 % Vollast, 45 kW) betrachtet. Im Ergebnis der Berechnung ergibt sich für den Vollastfall eine Reynoldszahl von ca. 6.400 sowie für den Teillastfall eine Reynoldszahl von ca. 3.200. Für Reynoldszahlen gilt der folgende Zusammenhang (STAN 2012):

- $Re \leq 2.300$ : laminar
- $2.300 < Re \leq 10.000$ : laminar/turbulent
- $Re > 10.000$ : turbulent

Für Reynoldszahlen, welche sich im Bereich  $2.300 \leq Re \leq 10.000$  bewegen, können beide Strömungsformen auftreten bzw. es kann im zeitlichen Verlauf des Betriebs zu einem Wechsel zwischen den beiden Strömungsarten kommen (STAN 2012). Durch die Zugabe der Tertiärluft über eine große Anzahl kleiner Öffnungen (siehe Abb. 4.18, Ziel: optimale Gemischbildung) kann eine zusätzliche Störung der Gasströmung innerhalb der Gasmischzone auftreten, die bei der Beurteilung der vorliegenden Strömungsform zu berücksichtigen ist.

Auch wenn keine eindeutige Vorhersage der Strömungsform innerhalb der Gasmischzone über die berechneten Reynoldszahlen möglich ist, so ist aufgrund der o.g. Bedingungen zumindest für den Vollastfall davon auszugehen, dass diese eher turbulent ist. Dies wirkt sich unmittelbar auf die Zündgeschwindigkeit des Gasgemisches aus.

Die turbulente Zündgeschwindigkeit kann um ein vielfaches höher liegen als die laminare Zündgeschwindigkeit (MILANO; WÜNNING 2007). Zurückführen lässt sich dies auf die durch Turbulenz bewirkte Vergrößerung der Reaktionsfläche an der Flammenfront sowie die durch erhöhte Bewegung verursachte Verbesserung des Wärme- und Stofftransports innerhalb des Gemischs.

Da eine exakte Berechnung der turbulenten Zündgeschwindigkeit für das Auslegungsgasgemisch aufgrund der Komplexität dieses Gemisches nicht möglich ist, wird nachfolgend versucht, diese abzuschätzen.

Ein Maß zur Bestimmung der turbulenten Geschwindigkeit einer Strömung ist die dimensionslose Kennzahl der Turbulenzintensität (LECHNE; SEUME 2010;

---



WARNATZ ET AL. 2001). Für Rohrströmungen kann die Turbulenzintensität in der Kernströmung in Abhängigkeit der Reynoldszahl nach AHSAN (2014) abgeschätzt werden:

$$I = 0,16 Re^{-\frac{1}{8}} \quad (6)$$

mit:  $I$  Turbulenzintensität [-]  
 $Re$  Reynoldszahl [-]

Die Gasmischzone kann in erster Näherung als Rohr betrachtet werden. Für den Vollastfall berechnet sich so eine (geringe) Turbulenzintensität von ca. 0,05.

SEITZMAN (2010) hat sich intensiv mit turbulenten Zündgeschwindigkeiten von  $H_2/CO$ -Synthesegasflammen (Oxidationsmittel: Luft) bei unterschiedlichen Gaszusammensetzungen beschäftigt. Unter anderem hat SEITZMAN (2010) messtechnisch die Abhängigkeit der turbulenten Zündgeschwindigkeit von der Turbulenzintensität für unterschiedliche auf 600 K vorgeheizte  $H_2/CO$ /Luftgemische untersucht. Die Ergebnisse dieser Messreihen sind in Abbildung 4.15 zusammengefasst.

Die folgenden Rahmenbedingungen/Annahmen gelten für die in Abbildung 4.15 dargestellten Messergebnisse (SEITZMAN 2010):

- Variation der Zusammensetzung des Gasgemischs von (jeweils  $H_2/CO$ ): 30/70 zu 70/30 in 20 % Schritten
- Angenommene konstante laminare Zündgeschwindigkeit des Gasgemisches  $2,0 \text{ ms}^{-1}$
- Temperatur 600 K, Druck 1 Atmosphäre (1.013 mbar)
- Mittlere Strömungsgeschwindigkeit des Fluids (Quadratwurzel aus der axialen, radialen und azimutalen Geschwindigkeit)  $30 \text{ ms}^{-1}$  bzw.  $50 \text{ ms}^{-1}$

Auf Basis der vorgenannten Rahmenbedingungen wird nachfolgend die Übertragbarkeit der Ergebnisse von SEITZMAN (2010) auf das Auslegungsgasgemisch der vorliegenden Arbeit diskutiert.

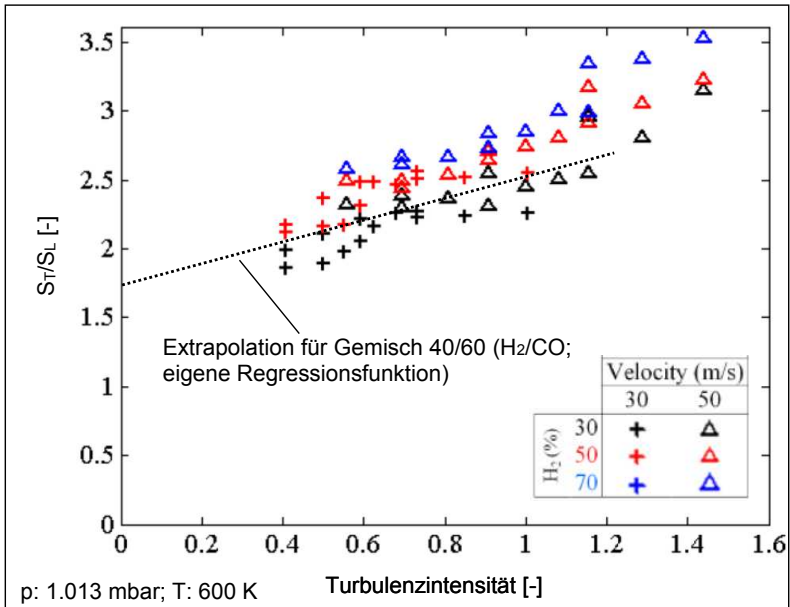


Abbildung 4.15: Abhängigkeit des Verhältnisses aus turbulenter ( $S_T$ ) und laminarer ( $S_L$ ) Zündgeschwindigkeit von der Turbulenzintensität für unterschiedliche auf 600 K vorgeheizte H<sub>2</sub>/CO/Luft-Gemische (Druck: 1.013 mbar)

Quelle: angepasste Darstellung nach SEITZMAN (2010) mit eigener Extrapolation für Gemisch 40/60 (H<sub>2</sub>/CO)

Die Gaszusammensetzung des Auslegungsgasgemisches liegt mit ca. 40/60 (H<sub>2</sub>/CO) innerhalb des von SEITZMAN (2010) untersuchten Variationsbereichs (30/70 bis 70/30). Die gemischübergreifend gewählte laminare Zündgeschwindigkeit liegt mit 2,0 ms<sup>-1</sup> leicht erhöht (Auslegungsgasgemisch: 1,7 ms<sup>-1</sup>). Grund hierfür könnten die ebenfalls etwas erhöhte Edukttemperatur (600 K vs. 560 K) sowie der im Mittel etwas höhere H<sub>2</sub>-Anteil (50 % vs. 40 %) der untersuchten Gemische sein (Bezug jeweils: Auslegungsgasgemisch). Die Druckbedingungen sind identisch (1.013 mbar).

Eingeschränkt wird die Vergleichbarkeit aufgrund der hohen mittleren Strömungsgeschwindigkeiten der durch SEITZMAN (2010) untersuchten Fluide (30 ms<sup>-1</sup> bzw. 50 ms<sup>-1</sup>). Diese sind verursacht durch den geringen Durchmesser am Auslass des Brenners (bei SEITZMAN 2010: 12 mm). Hieraus resultieren auch hohe Reynoldszahlen, die deutlich im turbulenten Bereich liegen (38.400 bzw. 64.000; SEITZMAN 2010). Dies führt bei einer Übertragung der Ergebnisse auf das Auslegungsgemisch tendenziell zu einer Überbewertung der turbulenten

Zündgeschwindigkeit, da diese mit erhöhter Turbulenz steigt. Andererseits bleibt der Effekt der einströmenden Tertiärluft im Bereich der Gasmischzone bei den durchgeführten Berechnungen unberücksichtigt, was zu tendenziell zu gering angesetzten Turbulenzintensitäten führt.

Zur Abschätzung der turbulenten Zündgeschwindigkeit für den Fall der vorliegenden Arbeit werden die in Abbildung 4.15 gesammelten Messergebnisse unter den folgenden Vorgaben extrapoliert:

- Turbulenzintensität 0,05
- Zusammensetzung Gasgemisch ca. 40/60 (H<sub>2</sub>/CO)
- Verwendung der Messdaten für Geschwindigkeit 30 ms<sup>-1</sup>
- Linearer Verlauf der Regressionsfunktion

In Abbildung 4.15 ist die unter Berücksichtigung der o.g. Vorgaben entstehende Regressionsfunktion punktiert eingezeichnet. Die Messdaten in Abbildung 4.15 stammen von SEITZMAN (2010).

Für die berechnete Turbulenzintensität von 0,05 ergibt sich auf Basis der extrapolierten Messdaten ein Verhältnis von turbulenter zu laminarer Zündgeschwindigkeit von ca. 1,7. Die turbulente Zündgeschwindigkeit für das Auslegungsgasgemisch kann somit auf ca. 2,9 ms<sup>-1</sup> ( $\lambda = 0,6$ ) abgeschätzt werden.

Unter Berücksichtigung des eingeführten Sicherheitsfaktors von 2,0 (s.o.) ergibt sich eine zu erwartende mittlere Strömungsgeschwindigkeit des Fluides in der Gasmischzone von ca. 5,8 ms<sup>-1</sup> ( $\lambda = 0,6$ ).

## **4.4 Anlagentechnische Beschreibung des Brennersystems**

### **4.4.1 Allgemeines**

Die nachfolgende anlagentechnische Beschreibung des Brennersystems orientiert sich hinsichtlich ihres Aufbaus an den zentralen Punkten des Feuerungskonzepts (Vgl. Abb. 4.9). Derart wird ein Überblick gegeben, mittels welcher Anlagenbauteile und Funktionsbereiche die Umsetzung dieser Punkte realisiert wurde. Eine Gesamtansicht des Brennersystems mit der Bezeichnung der wesentlichen Anlagenbauteile und Funktionsbereiche gibt Abbildung 4.16.

Ergänzend zu der nachfolgenden Beschreibung empfiehlt sich zum weitergehenden Verständnis die Zuhilfenahme von Abbildung 4.9 dieses Kapitels. Die im Rahmen der anlagentechnischen Beschreibung festgelegte Nomenklatur von Anlagenbauteilen oder Funktionsbereichen wird für die gesamte Arbeit verwendet. Bemaßte Hauptansichten zu dem Brennersystem enthält Anhang A 7.

---

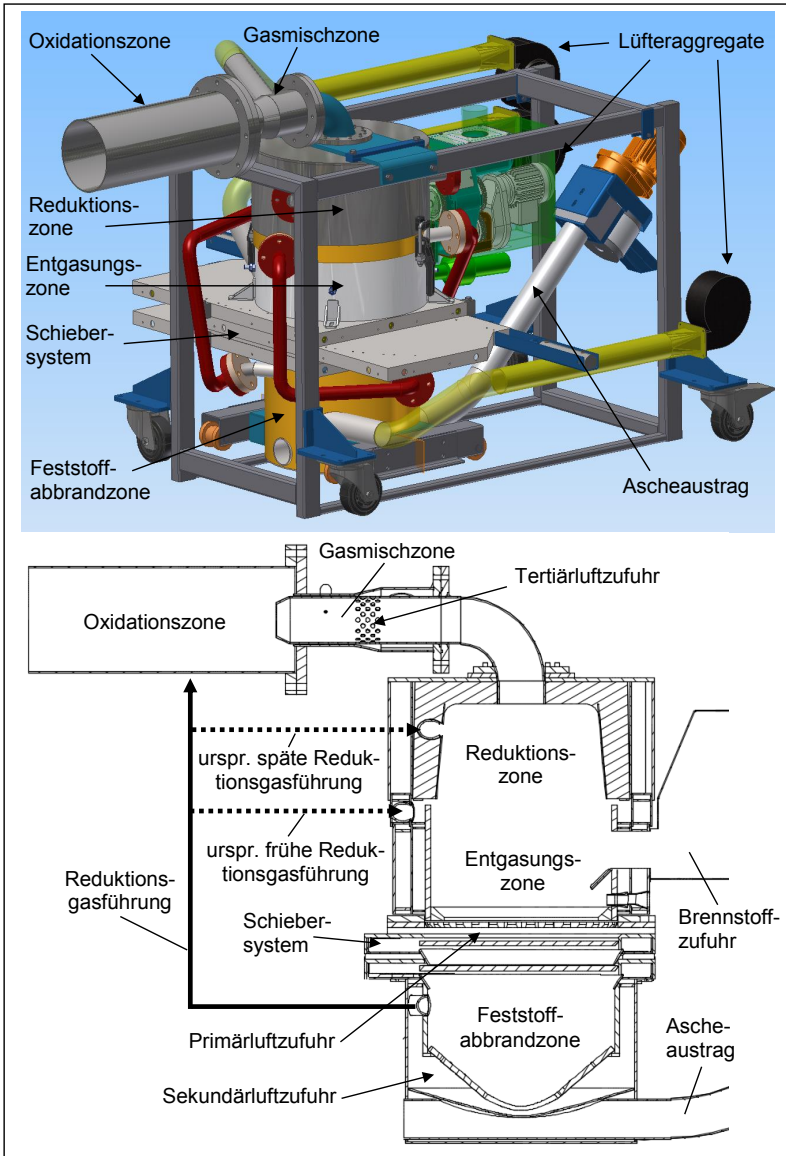


Abbildung 4.16: Gesamtansicht des Brennersystems mit der Bezeichnung der wesentlichen Anlagenbauteile und Funktionsbereiche

#### 4.4.2 Umsetzung der Luftstufung

Die Umsetzung der Luftstufung erfolgt über die Kombination der folgenden beiden Maßnahmen:

- (1) Zuführung der Verbrennungsluft über drei separate Lüfteraggregate
- (2) (räumliche) Trennung der Verbrennungsluftzugaben

Aus Abbildung 4.16 sind die drei Lüfteraggregate sowie die räumlichen Koordinaten der Luftzufuhr ersichtlich. Die Primärluft wird unterstöchiometrisch ( $\lambda < 1$ ) im Bereich der Entgasungszone zur Umsetzung des Festbrennstoffs in Primärkoks sowie Pyrolysegas zugeführt. Die Sekundärluftzugabe erfolgt im unteren Teil des Brenners auf Höhe der Feststoffabbrandzone ebenfalls mit  $\lambda < 1$ . Mittels der zugeführten Sekundärluft wird aus dem sich in der Feststoffabbrandzone befindlichen Primärkoks das Reduktionsgas gewonnen, welches über Rohrverbindungen der Oxidationszone zugeführt wird. Die Verbrennungsrückstände werden über einen mechanischen Ascheaustrag aus der Feststoffabbrandzone entfernt. Die Mischung des Pyrolysegasgemisches mit Tertiärluft erfolgt in der sich an die Reduktionsgaszone anschließenden Gasmischzone.

Die räumliche Trennung der Entgasungszone (Primärluft) und der Feststoffabbrandzone (Sekundärluft) von der Gasmischzone (Tertiärluft) erfolgt über deren ausreichende räumliche Distanz, welche i.W. den Abmessungen der Reduktionszone entspricht. Um eine ausreichende Trennung der Entgasungszone von der Feststoffabbrandzone zu schaffen, wird ein aus drei Einzeleinheiten gebildetes Schiebersystem eingesetzt.

Die in Abbildung 4.17 dargestellten Schiebereinheiten erfüllen die Funktion einer Schleuse in der Form, dass diese nacheinander geöffnet und wieder geschlossen den Abzug des Primärkoks aus der Entgasungszone in die Feststoffabbrandzone gewährleisten, ohne jedoch gleichzeitig einen Austausch der Prozessatmosphären der beiden Zonen zu ermöglichen.

---

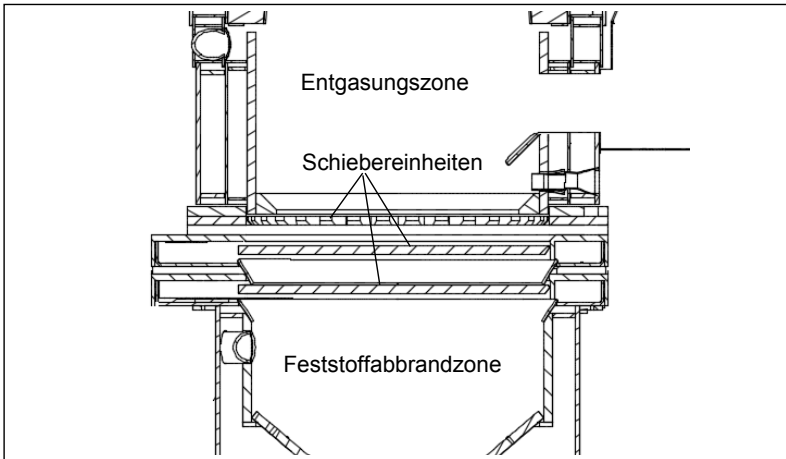


Abbildung 4.17: Trennung der Entgasungszone von der Feststoffabbrandzone mittels eines Schiebersystems aus drei Schiebereinheiten

#### 4.4.3 Umsetzung der Brennstoffstufung

Das aus der Umsetzung des Primärkokses in der Feststoffabbrandzone gewonnene Reduktionsgas verlässt die Reduktionszone über die in Abbildung 4.17 gekennzeichneten Austrittsöffnungen. Das Gas wird im Anschluss mittels Reduktionsgasrohrleitungen der Oxidationszone zugeführt. Um eine bessere Durchmischung des Pyrolysegas/Luftgemisches mit dem Reduktionsgas zu gewährleisten, wird dieses der Oxidationszone über drei separate Rohrleitungen tangential zugeführt.

##### Ursprüngliche Reduktionsgasführung

Während der ersten Versuche mit dem Brennersystem wurde eine starke Temperaturabhängigkeit der Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases festgestellt. Ein erster Entwurf des Feuerungskonzepts für das Brennersystem sah die Möglichkeit der frühen oder späten Reduktionsgaszugabe im Bereich der Reduktionszone vor (siehe Abb. 4.16, punktierte Linien):

- An der Schnittstelle zwischen Entgasungszone und Reduktionszone (ursprüngliche frühe Reduktionsgaszugabe)
- Auf  $\frac{2}{3}$  der Höhe der Reduktionszone (ursprüngliche späte Reduktionsgaszugabe)

Nachdem temperaturbedingt an diesen Stellen nur eine geringe Reduktionswirkung erzielt wurde, wurde der Zuführungspunkt für das Reduktionsgas in den vorderen Bereich der Oxidationszone verlagert.

#### 4.4.4 Umsetzung der Vormischflamme

Das Flammrohr des Brennersystems ist unterteilt in einen Bereich der Gemischbildung und die anschließende Oxidationszone (Vgl. Abb. 4.16). Die Mischung des brennbaren Gases mit Verbrennungsluft findet in einer Gasmischzone statt, welche sich im inneren Flammrohr befindet.

Zur Kühlung der Außenwände des Flammrohrs sowie zur Vorwärmung der Verbrennungsluft erfolgt die Tertiärluftführung in einem Luftkanal, der die Außenflächen des Flammrohrs umschließt. Im Bereich der Lufteintrittsöffnungen am Übergang in die Gasmischzone verjüngt sich der äußere Wandungsteil auf das Niveau des inneren Wandungsteils. Die Tertiärluft tritt über die an der Rohrwandung des Flammrohrs ringförmig angeordneten Lufteintrittsöffnungen in die Gasmischzone ein und mischt sich mit dem aus der Reduktionszone kommenden Pyrolysegas. Um eine optimale Gemischbildung zu erhalten tritt die Luft über mehrere Öffnungen ein.

Nach Abschluss der Gemischbildung tritt das Gasgemisch aus der Gasmischzone aus. Der Ausbrand des Gemisches findet zur Vermeidung von Auskühlungseffekten der Flamme in der sich an die Gasmischzone anschließende Oxidationszone statt. Aufgrund der Querschnittserweiterung nach dem Austritt des Gasgemisches aus der Gasmischzone verringert sich dessen Strömungsgeschwindigkeit. Sinkt diese unter die Zündgeschwindigkeit, zündet das Gemisch. Eine Übersicht der Gasmischzone mit anschließender Oxidationszone gibt Abbildung 4.18.

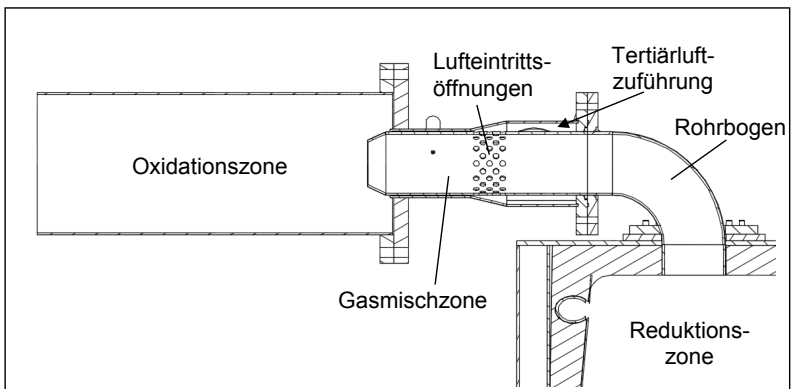


Abbildung 4.18: Gasmischzone mit anschließender Oxidationszone

## 5. Methodik zur Versuchsdurchführung

### 5.1 Messtechnik

#### 5.1.1 Allgemeines

Zur Verifizierung sowie zur Optimierung des erstellten Feuerungskonzepts werden die CO-, NO<sub>x</sub>- und Partikelmassenkonzentration für unterschiedliche Betriebszustände ermittelt. Die hierfür eingesetzte Messtechnik wird nachfolgend erläutert.

Als Bezugszustand für ausgewiesene Emissionskonzentrationen sowie Rauch- und Heißgasvolumenströme gilt, sofern nicht anders gekennzeichnet, der trockene Gaszustand sowie ein Bezugssauerstoffgehalt von 13 Vol.-%. Angegebene Normdaten beziehen sich auf Normbedingungen bei 273,15 Kelvin (K) sowie 1013,15 Hektopascal (hPa).

Zur Umrechnung der gemessenen Konzentrationen und Volumenströme auf Norm- und Bezugsbedingungen ist zusätzlich die Bestimmung der folgenden Parameter notwendig:

- Restsauerstoffgehalt,
- Temperatur,
- Abgasfeuchte und
- Umgebungsdruck während der Messung

Die wesentlichen Zusammenhänge zur Umrechnung von Betriebs- auf Normbedingungen sind in Anhang A 8 zusammengefasst.

Die Anforderungen an den Messkanal werden gemäß DIN EN 15259 wie folgt festgelegt:

$$\text{Mindestlänge vor Messort (Einlaufstrecke): } l_{\min\text{Ein}} \geq 20 * \frac{A_{MK}}{U_{MK}} \geq 5 * D \quad (7)$$

$$\text{Mindestlänge nach Messort (Auslaufstrecke): } l_{\min\text{Aus}} \geq 8 * \frac{A_{MK}}{U_{MK}} \geq 2 * D \quad (8)$$

mit:	$l_{\min\text{Ein}}$	Mindestlänge Einlaufstrecke [m]
	$l_{\min\text{Aus}}$	Mindestlänge Auslaufstrecke [m]
	$A_{MK}$	Querschnittsfläche Messkanal [m <sup>2</sup> ]
	$U_{MK}$	Umfang Messkanal [m]
	$D$	hydraulischer Messkanaldurchmesser [m]



### 5.1.2 Brennstoffanalysen

Die ermittelten Analyseergebnisse für die Versuchsbrennstoffe stellen eine wichtige Grundlage zur Berechnung wesentlicher verfahrenstechnischer Kennwerte sowie zur Auslegung anlagentechnischer Komponenten dar. Die Analyseergebnisse für die eingesetzten Versuchsbrennstoffe befinden sich in Anhang A 9. Für jede Brennstoffcharge wird eine repräsentative Mischprobe gebildet und gemäß den folgenden Verfahren analysiert:

- Elementaranalyse nach DIN 51721 bis DIN 51727
- Immediatanalyse (Kurzanalyse) nach DIN 51718 bis DIN 51720
- Bestimmung von Brenn- und Heizwert nach DIN 51900

Darüber hinaus werden für einige Proben das Ascheschmelzverhalten (DIN 51730) sowie der Restkohlenstoffgehalt in der Asche (DIN 18128) bestimmt. Die o.g. Analysemethoden sind ausführlich in GREUL (1998) beschrieben und sollen daher nachfolgend nur kurz geschnitten werden.

Im Rahmen der Elementaranalyse werden die Massenanteile der Elemente C, H, O, S und N der Versuchsbrennstoffe ermittelt. Die Bestimmung erfolgt durch Verbrennung der Brennstoffproben im Sauerstoffstrom und anschließender elektrochemischer Auswertung der entstehenden Verbrennungsgase.

Die Immediatanalyse dient zur Bestimmung des Wassergehalts, der flüchtigen Brennstoffbestandteile und des fixen Kohlenstoffs sowie des Aschegehalts der Versuchsbrennstoffe. Die Brennstoffprobe wird hierzu erhitzt und anschließend unter Sauerstoffzufuhr verbrannt. Die Bestimmung der Massengehalte erfolgt durch eine temperaturabhängige gravimetrische Analyse. Der Flüchtigengehalt wird unter nichtoxidierender Atmosphäre (Stickstoff) ermittelt.

Der Brenn- und Heizwert wird gemäß DIN 51900 in einem adiabatischen Kalorimeter bestimmt. Die eingewogene Brennstoffprobe wird unter Sauerstoffatmosphäre in einem Bombenkalorimeter verbrannt. Über die Temperaturerhöhung i.V. mit der bekannten spez. Wärmekapazität des Kalorimetersystems lässt sich im Anschluss der Brennwert berechnen.

### 5.1.3 Messtechnik Brennersystem

Die hier beschriebene Messtechnik wird zur Überwachung der Messgrößen eingesetzt, die für den verbrennungstechnischen Betrieb des Brennersystems maßgeblich sind. Diese sind gegeben durch:

- die Verbrennungsluftvolumenströme der einzelnen Teilluftströme,
  - den Druck im Bereich der Entgasungszone sowie im Bereich des Feststoffabbrands,
  - dem zugeführten Brennstoffmassenstrom und
  - den Temperaturen an unterschiedlichen Punkten im Brennersystem.
-

Zur Erfassung und gezielten Variation der Luftüberschüsse ist die genaue Kenntnis der zugeführten Verbrennungsluftvolumenströme erforderlich (siehe Gl. 1). Deren Bestimmung erfolgt mittels eines thermischen Anemometers der Fa. Schmidt vom Typ SS 20.260 (SCHMIDT TECHNOLOGY GMBH 2014). Die Vorgaben an die Ein- und Auslaufstrecken gemäß Gl. 7 und Gl. 8 wurden berücksichtigt. Die Messunsicherheiten für die eingesetzte Messtechnik sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Die Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit des Fluids findet im Bereich der Sondenspitze mittels zwei thermoelektrischen Sensorelementen statt. Einer der beiden Sensoren erfasst kontinuierlich die Temperatur des Fluids. Der andere Sensor wird konstant auf eine Temperaturdifferenz von 40 K oberhalb der Fluidtemperatur gehalten (SCHMIDT TECHNOLOGY GMBH 2014).

Durch die Anströmung der Sensorelemente findet ein Wärmetransport in das Fluid statt, welcher sich in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit ändert. Ein Messwertumformer wandelt den über die Sensorelemente anliegenden Leistungsabfall in eine Ausgangsspannung von 0 – 10 Volt (V) um, die über einen PC kontinuierlich erfasst und ausgewertet wird.

Der zugeführte Brennstoffmassenstrom wird gravimetrisch in Abhängigkeit der Brennstoffbeschickungsleistung ermittelt. Die Leistungsvorgabe für die Beschickungseinheit erfolgt über einen Frequenzumrichter im Frequenzband 0 - 20 Herz (Hz) entsprechend 0 – 100 % der Brennstoffbeschickungsleistung.

Den Zusammenhang zwischen zugeführtem Brennstoffmassenstrom und der Umrichterfrequenz zeigt Abbildung 5.1 exemplarisch für Holzpellets sowie Heupellets.

Die Abweichungen der geförderten Massenströme bei gleicher Umrichterfrequenz lassen sich durch die unterschiedliche Beschaffenheit der einzelnen Versuchsbrennstoffe erklären. So weisen beispielsweise die eingesetzten Heupellets einen Durchmesser von 8 mm bei einer durchschnittlichen Länge von ca. 10 mm auf. Der Durchmesser der Holzpellets hingegen beträgt 6 mm und die durchschnittliche Länge ca. 25 mm.

Generell kann festgehalten werden, dass mit steigendem Pellettdurchmesser und sinkender Pelletlänge der Füllgrad der Beschickungsschnecken steigt, ergo ein höherer Massenstrom transportiert wird. Im Beispiel Heupellets zu Holzpellets ergibt sich ein Verhältnis von ca. 1,3:1,0.

Weiterhin zeigt Abbildung 5.1, dass brennstoffübergreifend nur geringe Abweichungen von einer linearen Abhängigkeit des zugeführten Brennstoffmassenstroms von der Umrichterfrequenz festzustellen sind. Das Bestimmtheitsmaß für die eingefügten Regressionsgeraden ist größer 99,8 %, weshalb nachfolgend von einem linearen Zusammenhang ausgegangen wird.

---

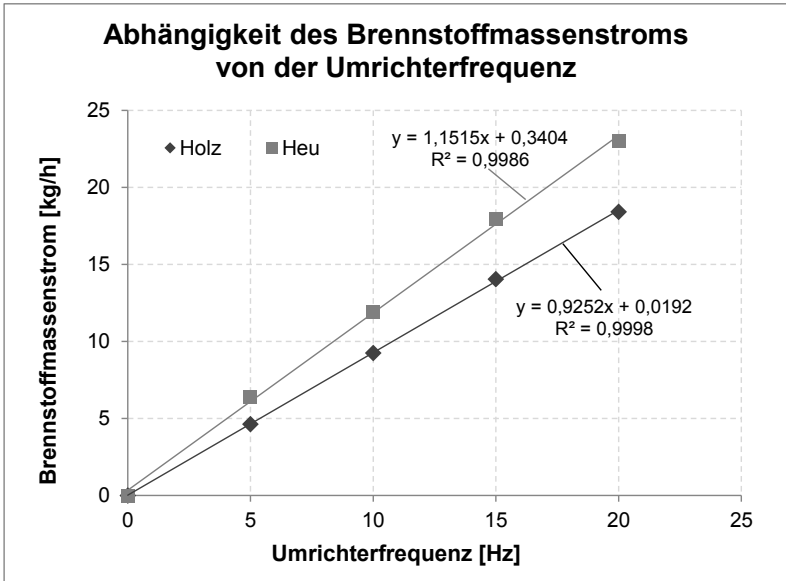


Abbildung 5.1: Abhängigkeit des zugeführten Brennstoffmassenstroms von der Umrichterfrequenz exemplarisch dargestellt für Holzpellets sowie für Heupellets

Die eingesetzte Messtechnik für die Überwachung des Betriebs des Brennersystems ist in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Tabelle 5.1: Eingesetzte Messtechnik für das Brennersystem

Messgröße	Messbereich	Messsicherheit	Messprinzip	Typ/Hersteller
Luftvolumenstrom	0 ms <sup>-1</sup> – 50 ms <sup>-1</sup>	± 5,0 %	Thermische Anemometrie	S S 20.260 / Schmidt
Druck	0 Pa – 1000 Pa	± 0,5 %	Induktiver Messaufnehmer	Druckmessumformer PTSXR / Airflow
Brennstoffmassenstrom	0 g – 6.000 g	± 2,0 g	Gravimetrisch	EL 06 / Christen Waagen AG
Temperatur	- 40 °C – 1.200 °C	± 0,5 % + 1,0 K	Thermoelektrisch	K204 / Voltcraft

Die in Tabelle 5.1 ausgewiesenen Messunsicherheiten sind Herstellerangaben. Zusätzlich werden am Wärmetauscher die an den Kühlkreislauf abgegebenen Wärmemengen erfasst.

### 5.1.4 Messtechnik Abgaskomponenten

Im Abgas werden kontinuierlich die CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentrationen ermittelt. Weiterhin werden die Gaskonzentrationen des Restsauerstoffgehalts sowie des CO<sub>2</sub>-Gehalts kontinuierlich gemessen. Der Messaufbau ist in Abbildung 5.2 schematisch dargestellt:

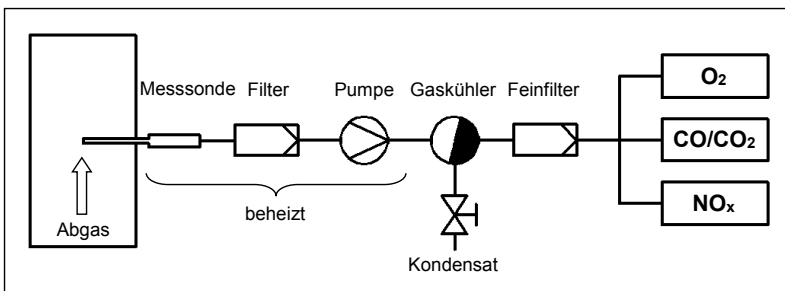


Abbildung 5.2: Funktionsschema der Gaskonzentrationsmessung

Die eingesetzten Gasanalysatoren sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst.

Tabelle 5.2: Eingesetzte Gasanalysatoren

Messgröße	Messbereich	Messunsicherheit	Messprinzip	Typ/Hersteller
O <sub>2</sub>	0 Vol.-% – 25 Vol.-%	≤ 0,25 Vol.-%	Paramagnetismus	NGA 2000 / Emerson
CO <sub>2</sub>	0 Vol.-% – 20 Vol.-%	≤ 0,20 Vol.-%	NDIR	NGA 2000 / Emerson
CO	0 Vol.-% – 3 Vol.-%	≤ 0,03 Vol.-%	NDIR	NGA 2000 / Emerson
CO	0 ppm – 1.500 ppm	≤ 15 ppm	NDIR	NGA 2000 / Emerson
NO <sub>x</sub>	0 ppm – 5.000 ppm	≤ 50 ppm	Chemolumineszenz	NGA 2000 / Emerson

Die in Tabelle 5.2 ausgewiesenen Messunsicherheiten sind Herstellerangaben. Die Probenahme erfolgt als Kernstrommessung aus dem Rauchgaskanal über eine beheizte Messsonde. Der Messsonde nachgeschaltet sind ein Filter sowie eine Pumpe, welche zur Vermeidung von Kondensationseffekten ebenfalls beheizt sind. Im Gaskühler wird der im Rauchgas enthaltene Wasserdampf auskondensiert (trockener Bezugszustand). Das derart aufbereitete Rauchgas wird im Anschluss über einen Feinfilter den parallel geschalteten Gasanalysatoren zugeführt.

### 5.1.5 Messtechnik Partikelemissionen

Dem Messverfahren zur Ermittlung der Partikelmassenkonzentration liegt eine gravimetrische Bestimmung der sich auf einem Filterelement abgeschiedenen Partikel zugrunde. Gemessen wird in Anlehnung an die Vorgaben der VDI 2066 Blatt 1.

Der messtechnische Aufbau zur Ermittlung der Partikelmassenkonzentration ist in Abbildung 5.3 schematisch dargestellt.

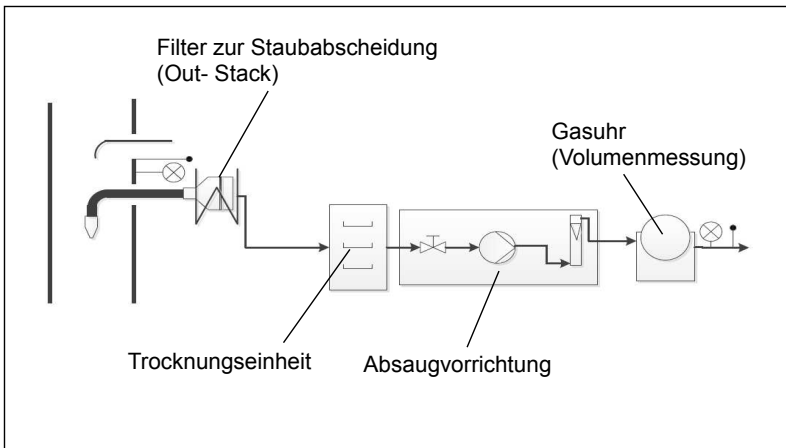


Abbildung 5.3: Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus zur Ermittlung der Partikelmassenkonzentration

Quelle: VDI 2066 Blatt 1; VDI 4206 Blatt 2

Während der Messung wird aus dem Abgasstrom gemäß den Bedingungen der VDI 2066 Blatt 1 ein Teilvolumenstrom unter geschwindigkeitsäquivalenten (isokinetischen) Bedingungen entnommen und über ein Filtermedium geleitet. Die eingesetzte Abscheideeinheit (Planfilterkopf) wird zur Vermeidung

von Kondensationseffekten beheizt. Hiernach gelangt der abgesaugte Abgasvolumenstrom in einen Trockenturm zur Gastrocknung. Im Anschluss wird das trockene Gas über einen Schwebekörper-Durchflussmesser, der zur Kontrolle und Einstellung des Probevolumenstroms dient, der Absaugpumpe zugeführt. Die exakte Erfassung des abgesaugten Probevolumens erfolgt in einem Gaszähler.

Das Trocknungs- und Wägeverfahren der Planfilter wird nach folgendem Schema durchgeführt:

- (1) Trocknung der Planfilter bei 120 °C über 2 Stunden
- (2) Abkühlung und Konditionierung der Filtermedien über 24 Stunden im Exsikkator
- (3) Verwiegung der Planfilter zur Bestimmung der Ausgangsmasse,
- (4) Durchführung der Staubsammlung im Abgasstrom
- (5) Trocknung, Abkühlung und Konditionierung der beladenen Planfilter analog Punkt (1) und (2)
- (6) Verwiegung der beladenen Planfilter zur Bestimmung der Differenzmasse (Staubbeladung des Filters)

Als Filtermedium werden Planfilter aus Quarzfaser eingesetzt. Die Bestimmung der Filterbeladung erfolgt mit Hilfe einer elektronischen Präzisionswaage des Fabrikats Sartorius (Typ: RC 210 P). Die emittierte Partikelmassenkonzentration berechnet sich aus dem Quotienten der abgeschiedenen Staubmasse und dem abgesaugten Teilvolumenstrom.

## **5.2 Versuchsablaufplan**

### **5.2.1 Allgemeines**

Zur systematischen Untersuchung des entwickelten Feuerungskonzepts sowie zur Wahrung der Repräsentativität und Reproduzierbarkeit der Messergebnisse wurde ein Versuchsablaufplan erstellt. Alle Messungen werden bei stationären Betriebsbedingungen durchgeführt, d.h. das Brennersystem befindet sich vor Beginn der Messung bereits mehrere Stunden in Betrieb und es wird mit konstanten Betriebsbedingungen gefahren. Instationäre Betriebsphasen (z.B. An- oder Abfahrbetrieb) werden nicht untersucht. Im Betrieb mit Vormischflamme kam es teilweise zum plötzlichen Abreißen der Flamme. Für diesen Fall wurde die betreffende Messreihe wiederholt.

Die Haupteinflussgrößen auf den Betrieb des Brennersystems – der zugeführte Brennstoffmassenstrom sowie die zugeführten Verbrennungsluftmassenströme der einzelnen Lüfteraggregate – werden vor Beginn der Messung manuell auf feste Werte eingestellt. Die abgegebene Feuerungswärmeleistung entspricht bei Vollast 90 kW und wird bei Messungen im Teillastbereich separat ausgewiesen.

---

## 5.2.2 Einfluss der Luftstufung

Zur Untersuchung des Einflusses der Luftstufung werden mehrere Versuchsreihen gefahren, in deren Rahmen eine systematische Variation der Luftzahl durchgeführt wird. Es wird pro Versuchsreihe lediglich eine Variable (Einstellparameter) geändert. Analog der in Abbildung 4.9 ausgewiesenen Zonen werden die Luftzahlen unterschieden in:

- Primärluftzahl  $\lambda_{PL}$
- Sekundärluftzahl  $\lambda_{SL}$
- Tertiärluftzahl  $\lambda_{TL}$
- (Gesamt)Luftzahl  $\lambda$

Die Berechnung von  $\lambda_{SL}$  sowie  $\lambda_{TL}$  erfolgt analog der Berechnung von  $\lambda_{PL}$ , wie in Gleichung 2 beschrieben. Die Anpassung der jeweiligen Luftzahlen erfolgt über die Lüfteraggregate zur Zuführung der Verbrennungsluft. Für jeden Teilluftvolumenstrom steht zu dessen exakter Einstellung ein Lüfteraggregat zur Verfügung. Die Benennung der Lüfteraggregate erfolgt entsprechend des zugehörigen Teilluftvolumenstroms (z.B. Primärluftaggregat, Sekundärluftaggregat etc.).

Tabelle 5.3 zeigt die gewählte Methodik zur Untersuchung des Einflusses der Luftstufung auf Basis einer systematischen Variation der einzelnen Teilluftzahlen. Zur Wahrung der Übersichtlichkeit wird die Vorgehensweise exemplarisch für die Untersuchung des Einflusses der Primärluftzahl abgebildet. Die Vorgehensweise für die Untersuchung des Einflusses der Sekundär- und Tertiärluftzahl erfolgt analog.

Tabelle 5.3: Messreihen zur Untersuchung des Einflusses der Luftstufung auf Basis einer systematischen Variation der einzelnen Teilluftzahlen anhand einer exemplarischen Darstellung für die die Untersuchung des Einflusses der Primärluftzahl

Messreihe	Luftzahl			
	Primär	Sekundär	Tertiär	Gesamt
1	0,4	0,4	0,4	1,2
2	0,5	0,4	0,4	1,3
3	0,6	0,4	0,4	1,4
4	0,7	0,4	0,4	1,5
5	0,8	0,4	0,4	1,6

Neben dem Einfluss der Teilluftzahlen soll auch der Einfluss der Gesamtluftzahl auf die  $\text{NO}_x$ - sowie Partikelmassenkonzentration untersucht werden. Zur Vermeidung von Quereinflüssen wird das Verhältnis aus Primärluftzahl, Sekundärluftzahl und Tertiärluftzahl während der Versuchsreihen konstant gewählt (z.B. Luftzahl 1,5 = Primärluftzahl 0,7 + Sekundärluftzahl 0,4 + Tertiärluftzahl 0,4). Die Versuchsreihen zur Untersuchung des Einflusses der Teilluftzahlen und der Gesamtluftzahl sind ausführlich in Anhang A 10 enthalten.

### 5.2.3 Einfluss der Brennstoffstufung

Die Untersuchung des Einflusses der Brennstoffstufung auf die  $\text{NO}_x$ - sowie die Partikelemissionen erfolgt primär auf Basis der Ermittlung des  $\text{NO}_x$ -Reduktionspotentials. Hierbei sind die folgenden Messreihen geplant:

1. Referenzmessung ohne Brennstoffstufung
2. Messung mit Brennstoffstufung und Reduktionsgaszugabe

Um eine Beurteilung des  $\text{NO}_x$ -Reduktionspotentials durch die Maßnahmen der Brennstoffstufung durchführen zu können, müssen die  $\text{NO}_x$ -Emissionen zu erst für einen Referenzfall festgelegt werden. Als Referenzfall wird der Betrieb des Brennersystems unter ausschließlicher Umsetzung von Luftstufungsmaßnahmen (Wegfall der Brennstoffstufungsmaßnahmen) definiert.

Im Rahmen der Referenzmessung unterbleibt die Abführung des Primärkokses aus der Entgasungszone. Der Feststoffabbrand und die Entgasung des Feststoffs finden somit räumlich gemeinsam in der Entgasungszone statt. Anstatt Reduktionsgas wird im Bereich der Reduktionszone Sekundärluft zugeführt.

Im Anschluss werden die  $\text{NO}_x$ -Emissionen für den Auslegungszustand unter Umsetzung der Brennstoffstufungsmaßnahmen bestimmt und mit den Ergebnissen der Referenzmessung verglichen. Durch die Reduktionsgaszugabe ergibt sich keine Änderung der eingestellten Luftzahlen.

### 5.2.4 Einfluss der Vormischflamme

Als wesentliche Parameter zur Bewertung des Einflusses der Vormischflamme werden neben den Partikel- sowie  $\text{NO}_x$ -Emissionen auch die  $\text{CO}$ -Emissionen festgelegt. Die  $\text{CO}$ -Emissionen sind ein Indikator für die Vollständigkeit des Verbrennungsprozesses. Dies insbesondere vor dem Hintergrund, dass überstöchiometrische Bedingungen, welche für einen vollständigen Ausbrand notwendig sind, ausschließlich im Bereich der Oxidationszone vorliegen.

Wie bereits in Kapitel 2. dieser Arbeit beschrieben, muss die Strömungsgeschwindigkeit des Gasgemisches im Bereich der Mischzone zur Ausbildung einer Vormischflamme größer sein als dessen Zündgeschwindigkeit. Eine Beeinflussung der Strömungsgeschwindigkeit in diesem Bereich ist über die An-

---



passung der Geometrie des inneren Flammrohrs sowie über den zugeführten Tertiärluftvolumenstrom möglich.

Die Hauptschwierigkeiten bei der Ausbildung einer reinen Vormischflamme werden in der Herstellung und Wahrung der hierfür erforderlichen Rahmenbedingungen erwartet. Liegen in den der Gasmischzone vorgelagerten Bereichen lokal überstöchiometrische Zonen vor, so kann eine (Teil)Oxidation des Gasgemisches noch vor Eintritt in die Gasmischzone erfolgen. Als Folge entsteht eine Diffusionsflamme. Ist die Strömungsgeschwindigkeit innerhalb des inneren Flammrohrs zu gering, schlägt die Flamme in die Gasmischzone zurück und es entsteht ebenfalls eine (evtl. partiell vorgemischte) Diffusionsflamme. Sind die Strömungsgeschwindigkeiten indes zu hoch, kommt es zum Flammenabriss.

Aufgrund der komplexen und inkonstanten Zusammensetzung des Pyrolysegases ist eine exakte Berechnung der Zündgeschwindigkeit nicht möglich (Vgl. Kapitel 3.4). Die Dimensionierung der Mischzone muss folglich im Rahmen einer empirischen Iteration optimiert werden. Aus diesem Grund wird der Anschluss der Mischzone an das Brennersystem derart gestaltet, dass ein einfacher Austausch möglich ist. Die Startbedingungen für den Iterationsprozess werden aus der unter Kapitel 3.4 vorgenommenen Betrachtung abgeleitet.

Eine direkte Messung der Strömungsgeschwindigkeit im inneren Flammrohr ist aufgrund der in diesem Bereich zu erwartenden Temperaturen (ca. 560 K) nicht möglich. Zur Ermittlung der Strömungsgeschwindigkeit in der Gasmischzone nach Abb. 4.17 wird daher wie folgt vorgegangen:

- messtechnische Ermittlung der Fluidtemperatur innerhalb der Mischzone nach Tertiärluftzugabe
- messtechnische Ermittlung des Rauchgasvolumenstroms sowie der Rauchgastemperatur nach Austritt aus dem Wärmetauscher
- Berechnung des Fluidvolumenstroms auf Basis des ermittelten Rauchgasvolumenstroms und unter Berücksichtigung der Fluidtemperatur in der Gasmischzone
- Berechnung der Strömungsgeschwindigkeit des Fluides auf Basis der gegebenen Mischzonengeometrie sowie unter Voraussetzung einer über den Querschnitt homogen ausgeprägten Geschwindigkeitsverteilung

Die nach o.g. Vorgehensweise berechneten Werte beinhalten die folgenden Unsicherheiten und Annahmen:

- Die Messung der Temperaturen sowie des Rauchgasvolumenstroms erfolgen aufgrund der geringen Kanaldurchmesser nach dem Kernstromverfahren
-

- Die Geschwindigkeitsverteilung des Fluides innerhalb der Mischzone bildet sich in der Realität nicht homogen aus
- Die i.d.R. einzuhaltenden Ein- und Auslaufstrecken können für die Temperaturmessung des Fluides aufgrund der gegebenen konstruktiven Rahmenbedingungen nicht berücksichtigt werden
- Es wird angenommen, dass zwischen der Mischzone und der Rauchgasmessstelle keine Änderung des Volumenstroms erfolgt (Undichtigkeiten o.ä. werden nicht berücksichtigt)
- Sowohl das Fluid als auch das Rauchgas werden als ideales Gasgemisch angenommen

### 5.3 Versuchsaufbau

Die Versuche finden im Technikum des Institutes für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik (IFK) an der Universität Stuttgart statt. Zur Abführung der entstehenden Verbrennungswärme wird das Brennersystem an eine Kesselanlage des Typs C1L der Firma Ökotherm mit einer Nennwärmeleistung von 120 kW angeschlossen. Die Kesselanlage ist in das Kaltwassernetz der Universität Stuttgart eingebunden. Der Unterdruck im Versuchskessel wird über einen Abgasventilator konstant gehalten, die Druckmessung erfolgt in der Brennkammer des Kessels.

Das Rohgas verlässt den Kessel über einen vertikal auf der Kesseloberseite angebrachten Rauchgasstutzen. Zur Abscheidung grober Partikelfractionen ist der Kesselanlage ein Zyklonabscheider nachgeschaltet. In der Zuleitungsstrecke zwischen Kessel und Zyklon befindet sich eine Messstelle zur Überprüfung der Rohgasqualität (Messstelle 1), welche jedoch nicht den normativen Anforderungen hinsichtlich der einzuhaltenden Ein- und Auslaufstrecken entspricht. Die an dieser Stelle gewonnenen Messergebnisse dienen dementsprechend zu orientierenden Zwecken.

Im Anschluss an den Zyklonabscheider befinden sich in einem Abstand von 5 x D die Messstellen zur Erfassung der gasförmigen Komponenten sowie von Temperatur und Druck (Messstelle 2). Die Messstelle zur Durchführung der Staubprobenahmen befindet sich nach einer Beruhigungsstrecke von 4 x D im Anschluss (ebenfalls Messstelle 2). Die Auslaufstrecke vor Eintritt in den nachfolgenden Gewebefilter beträgt ebenfalls 4 x D. Das Abgas wird nach Durchströmen der Messstrecke dem Kamin zugeführt.

Zur Beobachtung und Überwachung der Flamme des Brennersystems wurde eine Kamera an der rückwärtigen Brennkammerwand des Kessels eingebaut. Die Blickrichtung der Kamera geht in Richtung Kesselfront. Der Einbau der Kamera wurde derart ausgeführt, dass eine Änderung der Rahmenbedingungen für den Betrieb des Brenners und eine Beeinflussung der Messungen (z.B. durch Leckagen o.ä.) vollständig vermieden wird. Mittels der Kamera ist

---

es möglich, in Echtzeit die sich in der Brennkammer des Kessels befindliche Flamme des Brennersystems zu beobachten, ohne die parallel hierzu aufgezzeichneten Messergebnisse oder den Betrieb des Brenners zu beeinflussen.

Eine schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus am IFK sowie der Messstellenanordnung zur Erfassung der Emissionen gibt Abbildung 5.4.

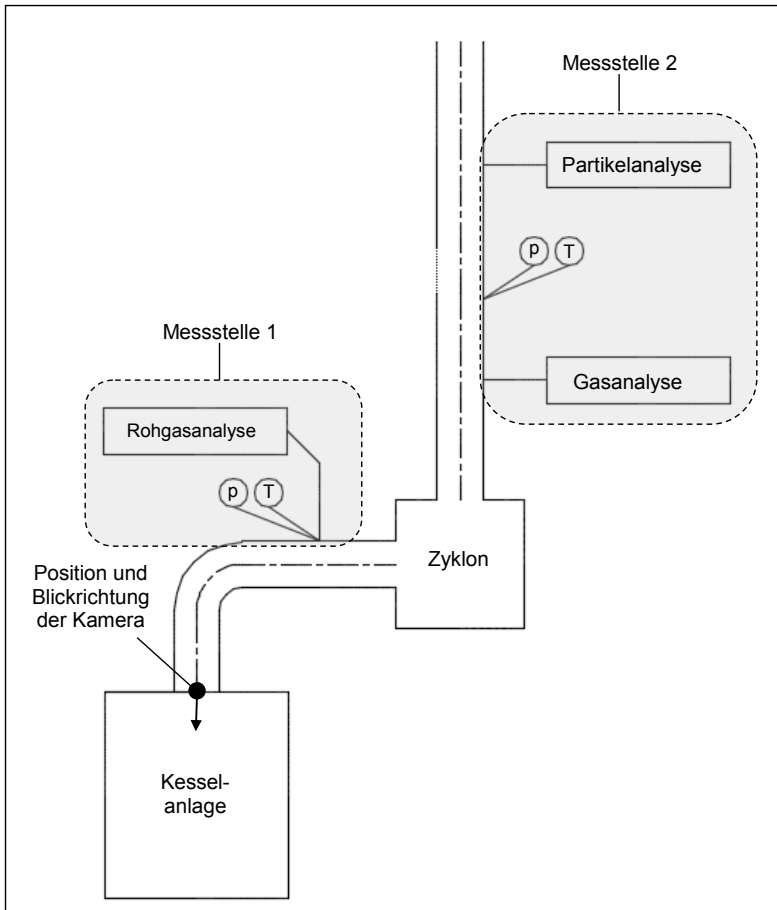


Abbildung 5.4: Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus am Technikum des IFK sowie der Messstellenanordnung zur Erfassung der Emissionen

## 6. Ergebnisse der Verbrennungsversuche

### 6.1 Versuchsdurchführung

Für die Aufnahme von Messwerten ist das Erreichen eines stabilen Betriebs des Brennersystems erforderlich (Reproduzierbarkeit der Ergebnisse). Um mit dem Brennersystem diesen stabilen Betriebszustand zu erreichen, wird wie folgt vorgegangen:

- Zündung des Brennstoffs mittels Heißluft
- Ausreichend Wartezeit zur Ausbildung eines homogenen Glutbetts über die gesamte Rostfläche der Entgasungszone (überstöchiometrischer Betrieb Entgasungszone)
- Schrittweise Erhöhung der Feuerungswärmeleistung, bis die Zielfeuerungswärmeleistung von 90 kW erreicht ist
- Schrittweise Verlagerung der Verbrennung aus der Entgasungszone in die Oxidationszone (unterstöchiometrischer Betrieb Entgasungs- und Reduktionszone sowie Zone der Gemischbildung)
- Einstellung der für die Messung erforderlichen Parameter (z.B. Luftzahlen) und Herstellung eines stabilen Betriebszustands
- Durchführung der Messung und Messwertaufnahme
- Änderung der Parameter und erneute Herstellung eines stabilen Betriebs sowie Durchführung einer weiteren Messung

Die Messungen werden in der Regel an Messstelle 2 (siehe Abb. 5.4) durchgeführt. Werden abweichend hiervon Messergebnisse angegeben, so werden diese im Text mit Verweis auf die Messstelle gekennzeichnet.

Im Verlauf der Versuchsdurchführung kam es insbesondere bei der Umsetzung des Betriebs mit Vormischflamme häufig zum Abreißen der Flamme. Die Ursache hierfür ist unter anderem in den erhöhten Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich der Zone der Gemischbildung zu suchen, die zur Umsetzung der Vormischflamme erforderlich sind. Zur Stabilisierung des Betriebs des Brennersystems wurde daher ein Flammenhalter in der Oxidationszone eingeführt, der eine sichere Zündung des Gas-Luftgemisches nach dessen Austritt aus der Zone der Gemischbildung ermöglicht. Nach Einführung des Flammenhalters wurde im Betrieb mit Diffusionsflamme kein Flammenabriss mehr und im Betrieb mit Vormischflamme seltener ein Flammenabriss beobachtet.

Nach Einführung des Flammenhalters war im Betrieb mit Diffusionsflamme ein langfristig stabiler Betrieb mit geringen CO-, NO<sub>x</sub>- und Partikelkonzentrationen möglich. Im Betrieb mit Vormischflamme kam es bei Abzug des Primärkokes aufgrund der hiermit einhergehenden kurzfristigen Erhöhung der Entgasungsraten des Brennstoffs (siehe auch Punkt 6.3) trotz des Flammenhalters teilweise zum Flammenabriss. Insgesamt zeigte sich das Brennersystem im Be-

---

trieb mit Vormischflamme sehr instabil bei der Änderung von Betriebsrahmenbedingungen (z.B. Druckschwankungen, Schwankungen der Brennstoffqualität). Es wurde zwar versucht, die auftretenden Änderungen über einen händischen Eingriff in die Brennerregelung zu korrigieren, ein langfristig stabiler Betrieb mit Vormischflamme konnte jedoch nicht realisiert werden.

Die Analyse zu den eingesetzten Versuchsbrennstoffen befindet sich in Anhang A 9. Die Brennstoffe werden ausschließlich als Pellets eingesetzt. Eine Bilanzierung der Wärmeverluste sowie der während des Betriebs auftretenden Undichtigkeiten enthält Anhang A 5.

## 6.2 Einfluss der Luftstufung

Der zugeführte Verbrennungsluftmassenstrom sowie die räumlichen Koordinaten der Verbrennungsluftzugabe wirken sich maßgeblich auf den Feuerungsprozess aus. Die räumlichen Koordinaten der Verbrennungsluftzugabe wurden auf Basis des entwickelten feuerungstechnischen Konzepts zur Umsetzung möglichst geringer Partikel- sowie  $\text{NO}_x$ -Emissionen festgelegt. Ziel der Untersuchungen zur Luftstufung ist es daher, den Einfluss der zugeführten Verbrennungsluftmassenströme auf die Emissionskonzentrationen der Komponenten Partikel,  $\text{NO}_x$  sowie CO festzustellen.

Voraussetzung für eine ideale Verbrennung ist das Vorliegen stöchiometrischer Bedingungen während des Verbrennungsprozesses. Dies bedeutet, dass der Feuerungsanlage exakt der Verbrennungsluftmassenstrom zugeführt wird, der zur Oxidation des Brennstoffs erforderlich ist. Die Gesamtluftzahl beträgt für diesen (theoretischen) Fall  $\lambda = 1$ .

Bei realen Verbrennungsprozessen ist die Zuführung von Verbrennungsluft im Überschuss, ergo  $\lambda > 1$ , notwendig. So geben KALTSCHMITT ET AL. (2001) für moderne, kontinuierlich betriebene Biomassefeuerungsanlagen eine Luftzahl von mindestens 1,4 bis maximal 1,8 als optimal an. Sinkt die tatsächliche Luftzahl unter die Mindestluftzahl, so kann es zu unvollständigen Verbrennungsreaktionen und in der Folge zu einem starken Anstieg der Emission unvollständiger Verbrennungsprodukte (z.B. CO) kommen. Ist die Luftzahl hingegen zu hoch, führt dies zur Kühlung der Brennkammer und der Flamme. Die Folge ist eine Senkung der Verbrennungstemperatur.

In der Folge ist das Ziel für einen optimalen Betrieb von Feuerungsanlagen, innerhalb dieses Spannungsfelds zwischen idealer Verbrennung ( $\lambda = 1$ ) und in der Praxis realisierbarer Verbrennung ( $\lambda > 1$ ) eine möglichst geringe Luftzahl bei niedrigen Emissionen einzustellen. Festzuhalten ist hierbei, dass jede sich baulich unterscheidende Feuerungsanlage ihren eigenen optimalen Betriebspunkt besitzt, welcher nicht beliebig übertragbar ist und somit separat ermittelt werden muss. Dies liegt insbesondere daran, dass die Feuerungsanlagen nicht identischen aufgebaut sind. Aufgrund baulicher Unterschiede kommt es zu differierenden Gemischbildungsbedingungen und zu einer unterschiedli-

---

chen Temperaturverteilung in der Brennkammer. Daher finden sich in der Literatur hierzu immer Angaben für Betriebsbereiche, nicht für einzelne festgelegte Luftzahlen.

Vor diesem Hintergrund wurde primär die Abhängigkeit der CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentrationen sowie der Partikelmassenkonzentration von der Gesamtluftzahl untersucht. Als obere Betriebsgrenze wurde nach KALTSCHMITT ET AL. (2001) eine Luftzahl von 1,6 festgelegt. Die Ermittlung der unteren möglichen Betriebsgrenze erfolgte in Abhängigkeit der festgestellten CO-Konzentration als Indikatorparameter für eine (noch) vollständige Verbrennung.

Das Ergebnis der Abhängigkeit der CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentration von der (Gesamt)Luftzahl ist zusammengefasst in Abbildung 6.1 dargestellt.

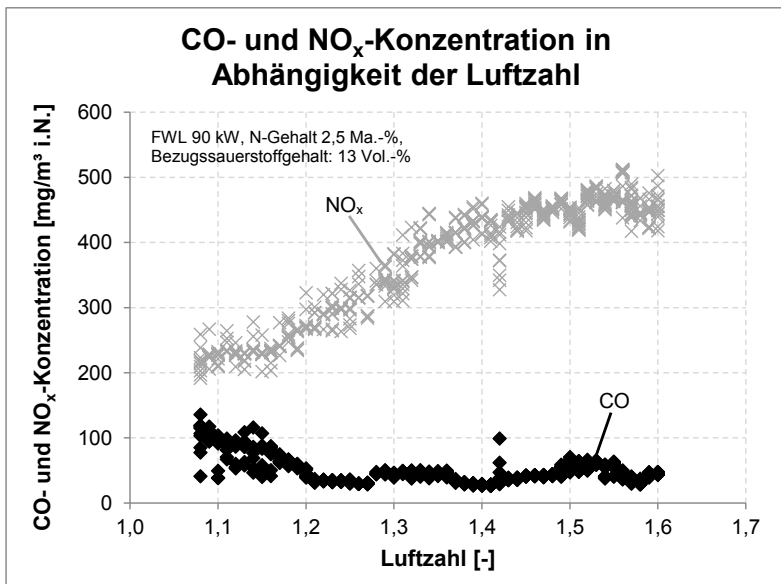


Abbildung 6.1: Abhängigkeit der CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentration von der Luftzahl. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

Während der Untersuchung wurde die Gesamtluftzahl linear vermindert. Das Verhältnis aus Primärluftzahl, Sekundärluftzahl und Tertiärluftzahl wurde zur Vermeidung von Quereinflüssen konstant gewählt (z.B. Luftzahl 1,5 = Primärluftzahl 0,5 + Sekundärluftzahl 0,5 + Tertiärluftzahl 0,5; siehe Anhang A 10).

Während des Betriebs befand sich weiterhin kein Primärkoks in der Feststoffabbrandzone, so dass eine Beeinflussung der Ergebnisse über Brennstoffstufungsmechanismen ausgeschlossen werden kann. Die Sekundärluft wird anstelle des Reduktionsgases im Bereich der Reduktionszone zugeführt.

Deutlich aus Abbildung 6.1 ersichtlich ist die Abhängigkeit der  $\text{NO}_x$ -Konzentration von der Luftzahl. So nimmt die  $\text{NO}_x$ -Konzentration bei Unterschreitung einer Luftzahl von 1,4 nahezu linear von ca. 450  $\text{mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) auf ca. 250  $\text{mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) bei einer Luftzahl von 1,2 ab. Bei einer Luftzahl  $> 1,4$  sowie  $< 1,2$  ist hingegen keine signifikante Änderung der gemessenen  $\text{NO}_x$ -Konzentration feststellbar.

Die Abnahme der  $\text{NO}_x$ -Konzentration bei sinkenden Luftzahlen lässt sich durch die Ausbildung lokaler unterstöchiometrischer Zonen im Bereich der Flamme erklären. Die Messdatenaufzeichnung des Restsauerstoffgehalts zur Berechnung der Luftzahl, welche in Abbildung 6.1 dargestellt ist, erfolgt an Messstelle 2 gemäß Abb. 5.4. Eigene Messungen im Bereich der Oxidationszone zeigen, dass der aufgezeichnete Restsauerstoffgehalt an der Messstelle 2 um ca. 2 Vol.-% höher liegt (Undichtigkeiten, siehe Anhang A 5).

Somit liegt beispielsweise bei einer Luftzahl von 1,2 bezogen auf die Messstelle 2 (Abb. 5.4) eine Luftzahl von ca. 1,1 im Bereich der Flamme vor. Der geringe Sauerstoffgehalt hat eine niedrige Konzentration an freien O-Radikalen zur Folge, welche maßgeblich für die Umwandlung von  $\text{NH}_i$  zu NO sind (Gl. 12 und 13; (Gl. A 45 und A 46; GREUL 1998). Die Reduktionsreaktion von  $\text{NO}_x$  an NH-Radikalen zu  $\text{N}_2$  (Gl. 3; MILLER; BOWMAN 1989) läuft unter diesen Bedingungen bevorzugt ab. Die Verweildauer des heißen Gas-Luftgemisches in der Oxidationszone sowie der anschließenden Brennkammer beträgt ca. 5,5 Sekunden (siehe Anhang A 4).

Bei steigender Luftzahl und somit erhöhter Konzentration von Sauerstoffradikalen im Bereich der Flamme läuft hingegen bevorzugt der zweite, schnelle Schritt des Zeldovich-Mechanismus ab. NH-Radikale werden mittels O-Radikalen direkt oder in einem Zwischenschritt über N-Radikale zu NO aufoxidiert, die  $\text{NO}_x$ -Konzentration steigt.

Die CO-Konzentration bleibt im Luftzahlenbereich von 1,2 bis 1,6 konstant stabil auf einem Niveau von ca. 40  $\text{mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) im Mittel. Ab Unterschreitung der Luftzahl 1,2 steigt die ermittelte CO-Konzentration leicht an und die Streuung der gemessenen Einzelwerte um den Mittelwert nimmt deutlich zu. Ein sprunghafter Anstieg der CO-Konzentration lässt sich jedoch selbst bei Unterschreitung einer Luftzahl von 1,1 nicht beobachten. Dies lässt auf eine sehr gute Durchmischung und optimale Ausbrandbedingungen in der kompakt ausgeführten Oxidationszone schließen.

Das Ergebnis der Untersuchung der Partikelmassenkonzentration bei unterschiedlichen (Gesamt)Luftzahlen zeigt Abbildung 6.2.

---

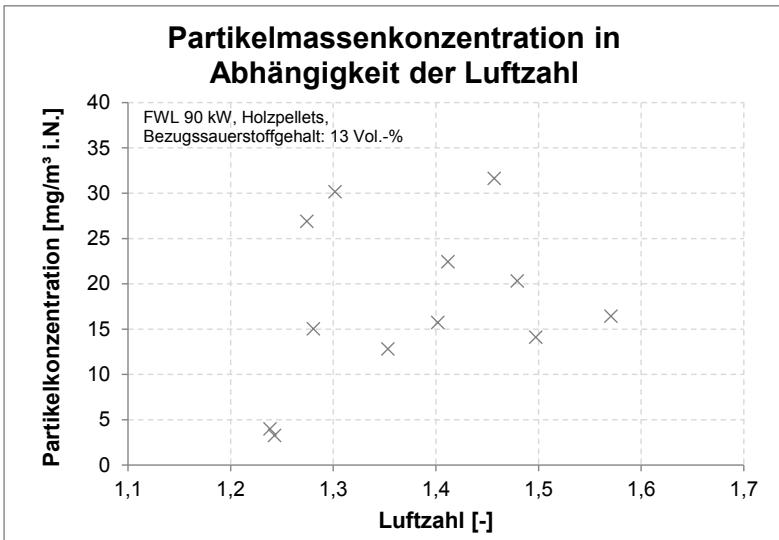


Abbildung 6.2: Partikelmassenkonzentration in Abhängigkeit der Luftzahl. Ermittlung der dargestellten Einzelwerte als Halbstundenmittelwerte. Als Brennstoff wurden Holzpellets eingesetzt

Wie aus Abbildung 6.2 ersichtlich ist, lässt sich entgegen den in Kapitel 4. formulierten Erwartungen keine direkte Korrelation der Partikelmassenkonzentration mit der Luftzahl ableiten. Die ermittelten Messwerte liegen zu über 70 % im Bereich zwischen  $10 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  und  $30 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) und weisen eine unabhängige zufällige Verteilung auf.

Legt man den Fokus der Betrachtung auf die Höhe der ermittelten Massenkonzentrationen so fällt auf, dass sich diese insgesamt auf einem sehr tiefen Niveau befinden. Über den gesamten betrachteten Luftzahlenbereich von 1,2 bis 1,6 wurden 13 Einzelmessungen durchgeführt, das arithmetische Mittel der Massenkonzentrationen liegt bei  $19 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ).

Vor dem Hintergrund dieser niedrigen Massenkonzentrationen ist davon auszugehen, dass die emittierten Partikel hauptsächlich über den thermischen sowie anteilig den strömungsbedingten Partikelbildungspfad – ergo den Ausstrag von anorganischen Komponenten des Brennstoffs – gebildet wurden. Diese These wird durch Betrachtung der Filterelemente, welche zur Ermittlung der Partikelmassenkonzentration im Rahmen einer Messung mit Partikeln beladen werden, gestützt. Abbildung 6.3 zeigt ein solches beladenes Filterelement nach durchgeführter Messung der Partikelmassenkonzentration.





Abbildung 6.3: Beladenes Filterelement nach durchgeführter Partikelmessung

Wie aus Abbildung 6.3 ersichtlich ist, weist das Filterelement nach dessen Beladung nahezu keine Schwarz- oder Graufärbung auf. Dies lässt auf einen weitestgehend vollständigen Ausbrand der emittierten Partikel schließen. Wären erhöhte Emissionskonzentrationen von Ruß oder anderen Produkten unvollständiger Verbrennung vorhanden, hinterließen diese eine deutlich sichtbare schwarze Verfärbung des Filterelements. Die aus Abbildung 6.3 ersichtlichen Verfärbungen im Zentrum des Filterelements bilden sich erst nach der Probenahme aus, wenn die Filter Umgebungsbedingungen (Oxidation, Feuchte) ausgesetzt sind. Abbildung 6.3 ist repräsentativ für alle bei stabilen Betriebsbedingungen durchgeführten Partikelmessungen.

Eine Überprüfung der Übertragbarkeit der diskutierten Ergebnisse auf den Brennstoff Heupellets bestätigen diese grundsätzlich. Bei Heupellets sind aufgrund erhöhter Elementkonzentrationen von leicht- sowie schwerflüchtigen anorganischen Komponenten (u.a. Kalium- und Calciumverbindungen) auch bei vollständigem Ausbrand erhöhte Partikelkonzentrationen zu erwarten. Untersuchungen von LAUNHARDT ET AL. (2000), welche an derselben Kesselanlage durchgeführt wurden, die im Rahmen dieser Arbeit als Wärmetauscher eingesetzt wird, weisen für Heupellets Partikelmassenkonzentrationen im Bereich von  $200 \text{ mg/m}^3$  i.N. bis  $230 \text{ mg/m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) aus.

---

Die im Rahmen dieser Arbeit festgestellten Partikelmassenkonzentrationen lagen für Heupellets bei Luftzahlen von 1,0 bis 1,6 im Konzentrationsbereich zwischen  $60 \text{ mg/m}^3$  i.N. und  $130 \text{ mg/m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) und wiesen ebenfalls eine unabhängige zufällige Verteilung auf.

Es kann somit festgehalten werden, dass mittels der umgesetzten Maßnahmen zur primärseitigen Reduzierung der Partikelemissionen bereits sehr gute Ergebnisse erzielt werden. Eine weiterführende Reduzierung der Partikelmasenkonzentration mittels Primärmaßnahmen erfordert bei den bereits erzielten niedrigen Massenkonzentrationen eine weitere starke Minderung der Glutbetttemperatur. Eine weitere Senkung der Glutbetttemperaturen konnte jedoch ohne eine Destabilisierung des Anlagenbetriebs (zu geringe Entgasungsraten des Brennstoffs) nicht umgesetzt werden.

Gleichzeitig ist zur sicheren Gewährleistung von konstant niedrigen  $\text{NO}_x$ -Emissionen aufgrund des hohen Brennstoff-Stickstoffanteils der Versuchsbrennstoffe eine weitreichende Ausschöpfung primärer Minderungsmaßnahmen notwendig. Erste Versuche zur Umsetzung der geplanten primären Minderungsmaßnahmen zeigten, dass ein entsprechendes Reduzierungspotential vorhanden ist. Um dieses optimal umsetzen zu können, waren jedoch weitreichendere, detaillierte Untersuchungen der Maßnahmen erforderlich.

Auf Grundlage dieser Gegenüberstellung wurde festgelegt, den Fokus der nachfolgenden Untersuchungen auf die primärseitige Reduzierung der  $\text{NO}_x$ -Konzentration zu legen.

Eine zusammenfassende Analyse der in den Abbildungen 6.1 und 6.2 dargestellten Ergebnisse ergibt einen optimalen Betriebspunkt für die entwickelte Feuerungsanlage bei einer Luftzahl von 1,2. Projiziert auf die Angaben von KALTSCHMITT ET AL. (2001) bedeutet dies eine Verschiebung des optimalen Betriebsbereichs um 0,2 Einheiten in Richtung idealer Verbrennung.

Einschränkend muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass Feuerungsanlagen in der Praxis meist nicht unmittelbar an der minimal möglichen Luftzahl betrieben werden. Es wird noch eine „Sicherheitsreserve“ für brennstoff- oder betriebsbedingte Schwankungen einkalkuliert, die Feuerungsanlagen werden deshalb bei höherem Luftüberschuss betrieben.

### **6.2.1 Variation der Primärluftzahl**

Zur Untersuchung des Einflusses der Primärluftzahl ( $\lambda_{PL}$ ) auf die Emissionskonzentration von Kohlenmonoxid und Stickstoffoxiden wurden die Sekundärluftzahl ( $\lambda_{SL}$ ) und die Tertiärluftzahl ( $\lambda_{TL}$ ) konstant auf den Wert von 0,4 eingestellt. Anschließend wurden fünf definierte Betriebspunkte mit jeweils unterschiedlichen Primärluftzahlen angefahren und nach Vorliegen stabiler Betriebsbedingungen die Emissionskonzentrationen zur Auswertung aufgezeichnet. Die Feuerungswärmeleistung wurde betriebspunktübergreifend konstant auf 90 kW gehalten.

---

Die Ergebnisse für die ausgewählten Betriebspunkte sind in Abbildung 6.4 zusammengefasst dargestellt. Jeder Messpunkt beinhaltet ca. 50 Einzelmesswerte.

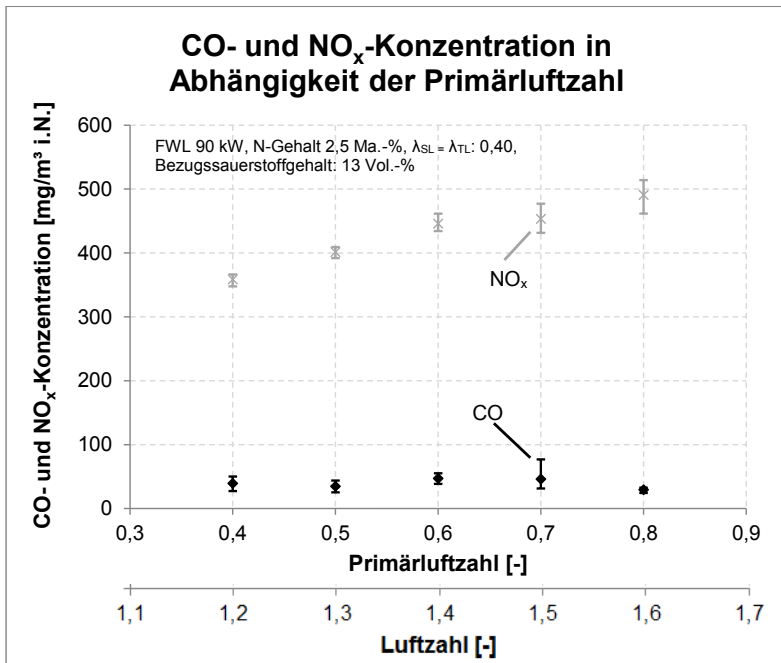


Abbildung 6.4: Abhängigkeit der CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentration von der Primärluftzahl. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

Wie Abbildung 6.4 zeigt, sinken die ermittelten Stickstoffoxidemissionen mit abnehmender Primärluftzahl von ca. 490 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub> bei  $\lambda_{PL} = 0,8$ ) um ca. 130 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) auf ca. 360 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub> bei  $\lambda_{PL} = 0,4$ ). Die reduzierende Wirkung tritt insbesondere im Bereich  $\lambda_{PL} < 0,6$  auf.

GRIEBE (2008) beschreibt in seinem Werk die temperaturabhängige NO<sub>x</sub>-Bildung aus Brennstoff-Stickstoff bei der Umsetzung von Braunkohle. So werden bei Entgasungstemperaturen oberhalb 900 K über 90 % des Brennstoff-Stickstoffs in flüchtige Bestandteile umgesetzt. Als genereller Zusammenhang kann festgehalten werden, dass höhere Entgasungstemperaturen zur erhöh-

ten Freisetzung von N-Komponenten in die Gasphase führen, was in der Folge zu erhöhten  $\text{NO}_x$ -Emissionen führt.

Eine Übertragung dieser Zusammenhänge auf feste Biomasse erscheint plausibel, da in beiden Fällen der  $\text{NO}_x$ -Bildungspfad über Brennstoff-Stickstoff dominiert und analog abläuft.

Bei Untersuchungen, die gemeinsam mit JUSCHKA; STRUSCHKA (2015) durchgeführt wurden, wurde herausgefunden, dass mit zunehmendem Kohlenstoffgehalt im Primärkoks die  $\text{NO}_x$ -Emissionen abnehmen.

Gleichzeitig besteht eine direkte Abhängigkeit des Kohlenstoffgehalts im Primärkoks von der Primärluftzahl. Höhere Primärluftzahlen führen zu einem verstärkten Ablauf von exothermen Oxidationsreaktionen im Glutbett und somit zu einer höheren Umwandlungsrate beim Kohlenstoffgehalt. Diese Zusammenhänge stützen die Annahme, dass die Ergebnisse von GRIEBE (2008) auch auf Biomasse übertragbar sind.

Auf Basis der Ergebnisse von NUSSBAUMER (1997) wäre ein Minimum der  $\text{NO}_x$ -Konzentration bei  $0,6 < \lambda_{\text{PL}} < 0,8$  sowie ein Anstieg der  $\text{NO}_x$ -Konzentration außerhalb dieses Luftzahlenbereichs zu erwarten gewesen.

Dass die Ergebnisse von NUSSBAUMER (1997) nicht oder nur eingeschränkt auf das Konzept der vorliegenden Arbeit übertragbar sind liegt unter anderem an den Temperaturbedingungen im Bereich der Entgasungs- und Reduktionszone begründet. NUSSBAUMER (1997) macht insbesondere die Reduktion von NO über NH-Verbindungen in der Reduktionskammer für die erreichte Konzentrationsminderung verantwortlich. Den Anstieg der  $\text{NO}_x$ -Konzentration bei  $\lambda_{\text{PL}} < 0,6$  führt er auf eine mangelnde NO-Konzentration in der Reduktionszone zurück. Gebildete NH-Verbindungen werden aufgrund des fehlenden Reaktionspartners NO nicht abgebaut sondern in der Verbrennungskammer (hoher Überschuss an freien O-Radikalen) zu NO oxidiert.

Herrschten bei den Untersuchungen von NUSSBAUMER (1997) ca.  $1.160\text{ }^\circ\text{C}$  im Bereich der Reduktionszone, so sind es für das in der vorliegenden Arbeit betrachtete Brennersystem im Regelbetrieb konzeptionell bedingt weniger als ca.  $550\text{ }^\circ\text{C}$  (eigene Messungen, siehe Tabelle 4.2). Daraus folgt, dass

- Reduktionsreaktionen über HCN bzw.  $\text{NH}_i$  im Bereich der Entgasungszone und Reduktionszone temperaturbedingt kaum (ggf. nur sehr langsam) ablaufen.
  - Bei geringen (Gesamt)Luftzahlen im Bereich der Oxidationszone lokal unterstöchiometrische Zonen entstehen, die einen Abbau der gebildeten  $\text{NO}_x$ -Verbindungen über  $\text{NH}_i$ -Verbindungen ermöglichen. Eine  $\text{NO}_x$ -Reduktion tritt daher bei  $\lambda_{\text{PL}} < 0,6$  ( $\lambda < 1,4$ ) und nicht wie erwartet bei  $0,6 < \lambda_{\text{PL}} < 0,8$  ( $1,4 < \lambda < 1,6$ ) ein.
-

- Bei (Gesamt)Luftzahlen  $> 1,4$  laufen in Konkurrenz zu NO-abbauenden Reaktionen über  $\text{NH}_i$  aufgrund der höheren Konzentration freier O-Radikale in der Oxidationszone auch vermehrt NO-bildende Reaktionen über  $\text{NH}_i$  ab.
- Über den durch GRIEBE (2008) beschriebenen Mechanismus temperaturbedingt weniger Stickstoff in die Gasphase übergeht als bei den Untersuchungen von NUSSBAUMER (1997), was zu einer abnehmenden  $\text{NO}_x$ -Konzentration im Abgas bei geringeren Primärluftzahlen führt.

Die CO-Emissionen bewegen sich mit Ausnahme des Versuchs  $\lambda_{\text{PL}} = 0,7$  auf einem konstant niedrigen Niveau von  $40 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ). Selbst bei Einstellung der niedrigsten gewählten Primärluftzahl von  $\lambda_{\text{PL}} = 0,4$  ( $\lambda = 1,2$ ) waren keine signifikanten Erhöhungen der CO-Emissionen messbar.

### 6.2.2 Variation der Sekundärluftzahl

Analog der Vorgehensweise zur Ermittlung des Einflusses der Primärluftzahl wurde bei der Untersuchung des Einflusses der Sekundärluftzahl  $\lambda_{\text{PL}} = \lambda_{\text{TL}} = 0,4$  fest eingestellt. Die Feuerungswärmeleistung betrug  $90 \text{ kW}$ .

Die in Abbildung 6.5 dargestellten  $\text{NO}_x$ -Emissionen bewegen sich bis auf den Messpunkt bei  $\lambda_{\text{SL}} = 0,4$  auf einem annähernd konstanten Niveau von  $445 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ )  $\pm$  ca.  $30 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ). Für den Messpunkt bei  $\lambda_{\text{SL}} = 0,4$  lässt sich eine moderate Senkung der  $\text{NO}_x$ -Emissionen auf im Mittel  $389 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) feststellen.

Eine mögliche Erklärung für die fehlende Reduktionswirkung bei sinkenden Sekundärluftzahlen liegt in der Temperatur begründet, die während des Betriebs in der Reduktionszone herrscht. So lag diese bei Messungen im Bereich der Umlenkung zwischen Reduktionszone und Oxidationszone im Regelbetrieb zwischen ca.  $450 \text{ }^\circ\text{C}$  und ca.  $550 \text{ }^\circ\text{C}$  (siehe Tabelle 4.2). NUSSBAUMER (1997) weist als Voraussetzung für optimale Reduktionsbedingungen notwendige Temperaturen von ca.  $1.100 \text{ }^\circ\text{C}$  –  $1.200 \text{ }^\circ\text{C}$  in der Reduktionszone aus.

Grund für die niedrige Temperatur in der Reduktionszone ist die starke Eingrenzung von exothermen Oxidationsreaktionen innerhalb der Entgasungs- und Reduktionszone durch die gewählten niedrigen Teilluftzahlen.

Die CO-Emissionen verlaufen im gesamten Sekundärluftzahlenbereich von  $0,4$  bis  $0,8$  auf einem niedrigen Niveau von im Mittel  $45 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ). Der Messpunkt  $\lambda_{\text{SL}} = 0,4$  ( $\lambda = 1,2$ ) fällt durch eine leichte Erhöhung der CO-Konzentration sowie eine ebenfalls leichte Zunahme der Streuung der Einzelwerte um den Mittelwert auf.

---

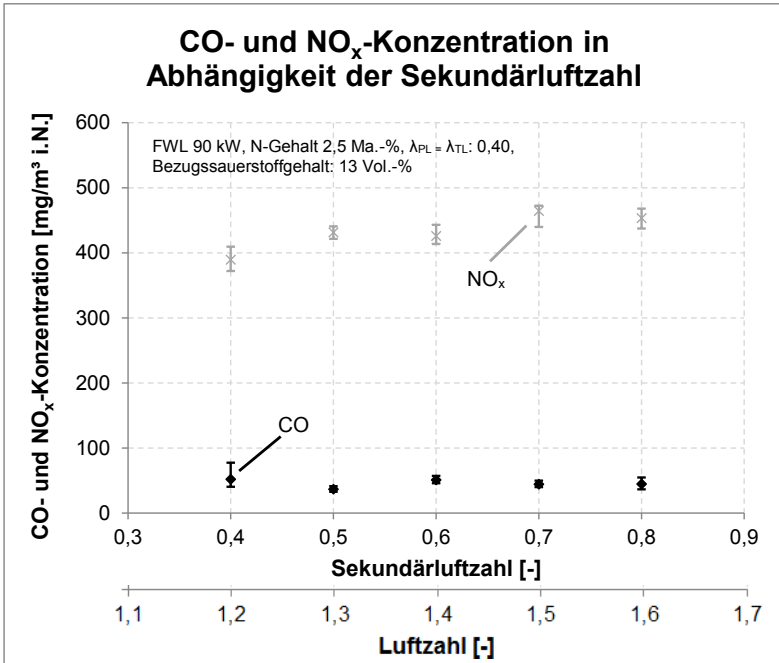


Abbildung 6.5: Abhängigkeit der CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentration von der Sekundärluftzahl. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

### 6.2.3 Variation der Tertiärluftzahl

Die Rahmenbedingungen zur Untersuchung des Einflusses der Tertiärluftzahl wurden festgelegt zu  $\lambda_{PL} = \lambda_{SL} = 0,4$ , die Feuerungswärmeleistung betrug für alle Messpunkte 90 kW.

Abbildung 6.6 zeigt eine starke Abhängigkeit der NO<sub>x</sub>-Emissionen von der Tertiärluftzahl. So nimmt die NO<sub>x</sub>-Konzentration kontinuierlich von 488 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) bei  $\lambda_{TL} = 0,8$  um über 45 % auf 256 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) bei  $\lambda_{TL} = 0,4$  ab. Im Gegensatz zu Abbildung 6.1 konnte auch im Bereich  $1,4 \leq \lambda \leq 1,6$  (entsprechend  $0,6 \leq \lambda_{TL} \leq 0,8$ ) eine moderate Abnahme der ermittelten NO<sub>x</sub>-Konzentration festgestellt werden. Die maximale Reduktionswirkung wurde analog Abbildung 6.1 im Luftzahlenbereich  $1,2 \leq \lambda \leq 1,4$  ( $0,4 \leq \lambda_{TL} \leq 0,6$ ) gemessen, wobei kein Anstieg von CO erfolgte.

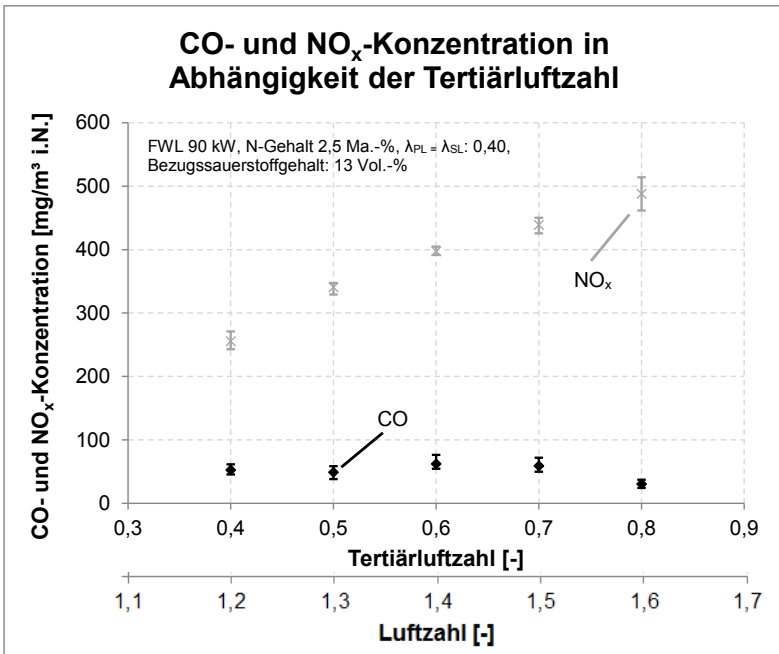


Abbildung 6.6: Abhängigkeit der CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentration von der Tertiärluftzahl. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

Aufgrund der starken Abhängigkeit der NO<sub>x</sub>-Emissionen von der Tertiärluftzahl wurden zur Überprüfung des tatsächlich im Bereich der Flamme herrschenden Luftüberschusses zusätzliche Untersuchungen durchgeführt. Aufgrund von Undichtigkeiten am Kessel und im Bereich der Rauchgaswege sowie des Zyklons wurde vermutet, dass der an der Rohgasmessstelle ermittelte Restsauerstoffgehalt tendenziell zu hoch ist.

Zur Ermittlung des im Bereich der Flamme tatsächlich herrschenden Sauerstoffgehalts wurde die Gasmesssonde des Gasanalysators direkt in die Brennkammer des Kessels eingeführt. Die Gasprobenahme erfolgte in unmittelbarer Nähe zum Flammenbereich. Hierbei zeigte sich, dass der in der Brennkammer gemessene Sauerstoffgehalt um ca. 2 Vol.-% geringer ist, als der an der Rohgasmessstelle ermittelte.

Demzufolge ist festzuhalten, dass bei einem an der Rohgasmessstelle gemessenen Restsauerstoffgehalt von ca. 3,5 Vol.-% ( $\lambda = 1,2$ ) der im Bereich

der Flamme zu erwartende  $O_2$ -Gehalt bei ca. 1,5 Vol.-% ( $\lambda < 1,1$ ) liegt. Je geringer der gemessene Restsauerstoffgehalt ist, desto mehr Einfluss haben die durch Undichtigkeiten ausgelösten Verdünnungseffekte.

Generell bedeutet dies, dass sich auch bei einem an der Rohgasstelle gemessenen Luftüberschuss im Bereich der Flamme lokal unterstöchiometrische Zonen ausbilden können.

In nahstöchiometrischen und brennstoffreichen Flammen überwiegt die Konzentration freier H- und OH-Radikale bezogen auf die Konzentration freier O-Radikale (GREUL 1998). Unter diesen Bedingungen läuft die Reduktionsreaktion von NO an NH-Radikalen zu  $N_2$  (Gl. 3) bevorzugt ab. Weiterhin werden über freie OH-Radikale vermehrt  $NH_i$ -Verbindungen gebildet, was wiederum zu einem verstärkten Abbau von NO führt. Die  $NO_x$ -Konzentration im Abgas nimmt für diesen Fall ab, wie auch Abb. 6.6 zeigt.

Bei überstöchiometrischen Flammen nimmt die Konzentration der freien O-Radikale zu. In Konkurrenz zur NO-abbauenden Reaktion 3 läuft bei erhöhter Verfügbarkeit des Reaktionspartners O die NO-bildende Reaktion A 45 vermehrt ab. Es kommt zu einem Anstieg der  $NO_x$ -Konzentration im Abgas.

Als weiterer wichtiger Faktor für den optimalen Ablauf von Reduktionsreaktionen ist das Vorhandensein von ausreichend hohen Temperaturen in der Reaktionszone zu nennen (Vgl. NUSSBAUMER 1997). Die im Bereich der Oxidationszone während Versuchen gemessene Temperatur beträgt ca. 1.000 °C – 1.100 °C (siehe Tabelle 4.2). Somit wird den Anforderungen an die Temperatur entsprochen.

Während der Messungen zum Sauerstoffgehalt in der Brennkammer wurde weiterhin festgestellt, dass die CO-Konzentration in Flammennähe nur marginale Abweichungen gegenüber der an der Rohgasmessstelle ermittelten CO-Konzentration aufweist. Die Gasphasenreaktionen der Oxidation des Pyrolysegas-Luftgemisches laufen demzufolge beinahe vollständig innerhalb der (kompakt ausgeführten) Oxidationszone des Brennersystems ab. Dies lässt auf eine gute Durchmischung des Gas-Luftgemisches sowie optimale Verbrennungsbedingungen in der Oxidationszone schließen. Die Brennkammer des Kessels spielt demzufolge für eine Nachoxidation des Gasgemisches eine untergeordnete Rolle.

### **6.3 Einfluss der Brennstoffstufung**

Im Rahmen der Untersuchung des Einflusses der Brennstoffstufung wird unterschieden zwischen der Prüfung einer generell nachweisbaren Reduktionswirkung des Reduktionsgases im Allgemeinen und darüber hinausgehend einer spezifischen, den räumlichen Zuführungskordinaten zuzuweisenden Reduktionswirkung.

---



### 6.3.1 Einfluss der Reduktionsgaszugabe

Zur Feststellung der Auswirkungen der Reduktionsgaszugabe auf die  $\text{NO}_x$ -Konzentration wurde im Rahmen mehrstündiger Messungen zu Beginn ein Betrieb ohne Reduktionsgaszugabe (Referenzfall) sowie im Anschluss mit Reduktionsgaszugabe durchgeführt. Während des Betriebs ohne Reduktionsgaszugabe wurde der Brennstoff im Bereich der Entgasungszone umgesetzt, ein Überführen des Primärkoks in die Feststoffabbrandzone unterblieb. Im Verlauf des Betriebs mit Reduktionsgaszugabe erfolgte das Abfahren des Primärkoks (PKAB) wie in Kapitel 4. dieser Arbeit beschrieben.

In den Abbildungen 6.7 und 6.8 sind die Auswirkungen der Reduktionsgaszugabe auf die  $\text{CO}$ - und  $\text{NO}_x$ -Emissionen nach dem erstmaligen Abfahren von Primärkoks in die Feststoffabbrandzone dargestellt.

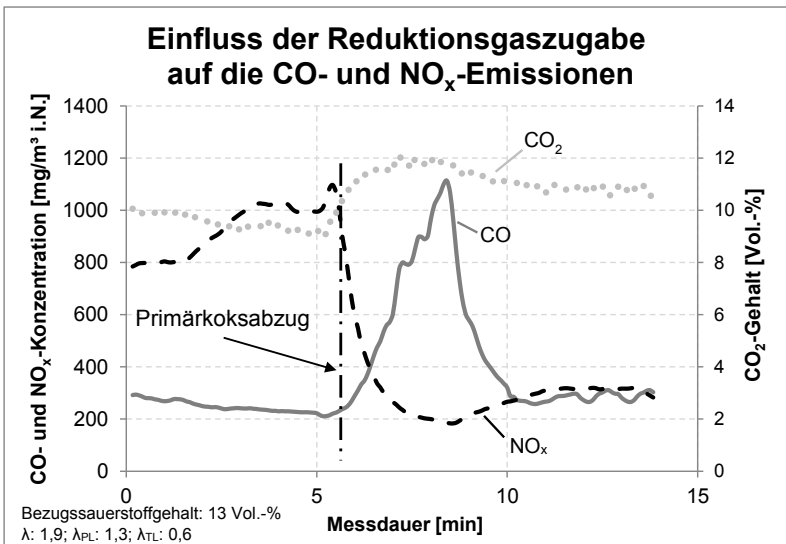


Abbildung 6.7: Einfluss der Reduktionsgaszugabe auf die  $\text{CO}$ - und  $\text{NO}_x$ -Emissionen. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

Unmittelbar nach Überführung des Primärkokes in die Feststoffabbrandzone tritt eine starke Minderung der  $\text{NO}_x$ -Konzentrationen auf. Im Fall von Abbildung 6.7 von ca.  $1.000 \text{ mg}/\text{m}^3$  i.N. sowie von Abbildung 6.8 von ca.  $1.200 \text{ mg}/\text{m}^3$  i.N. auf jeweils ca.  $200 \text{ mg}/\text{m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ).

Kurz darauf beginnen die  $\text{NO}_x$ -Emissionen jedoch wieder anzusteigen, weshalb die Reduktionswirkung nicht ausschließlich der Reduktionsgaszuführung zuzuschreiben ist. Es muss vielmehr von einer Kombination unterschiedlicher, reduzierend wirkender Einflüsse ausgegangen werden. Als mögliche weitere Einflüsse sind die durch die Brennstoffbewegung erhöhten Entgasungsraten sowie die hiermit verbundene Reduzierung des Sauerstoffgehalts (siehe hierzu auch Abbildung 6.9) zu nennen.

Die  $\text{NO}_x$ -Konzentration ist im Fall von Abbildung 6.7 trotz höherem Brennstoff-Stickstoffgehalt (2,5 Ma.-%) niedriger als im Fall von Abbildung 6.8 (1,3 Ma.-%). Gemäß den unter 6.2 aufgezeigten Zusammenhängen lässt sich die niedrigere  $\text{NO}_x$ -Konzentration (Abb. 6.7) durch die geringere Tertiärluftzahl ( $\lambda_{\text{TL}}$  bei Abb. 6.7: 0,6;  $\lambda_{\text{TL}}$  bei Abb. 6.8: 0,9) erklären. Die (Gesamt)Luftzahl ist für beide Abbildungen konstant und liegt bei 1,9.

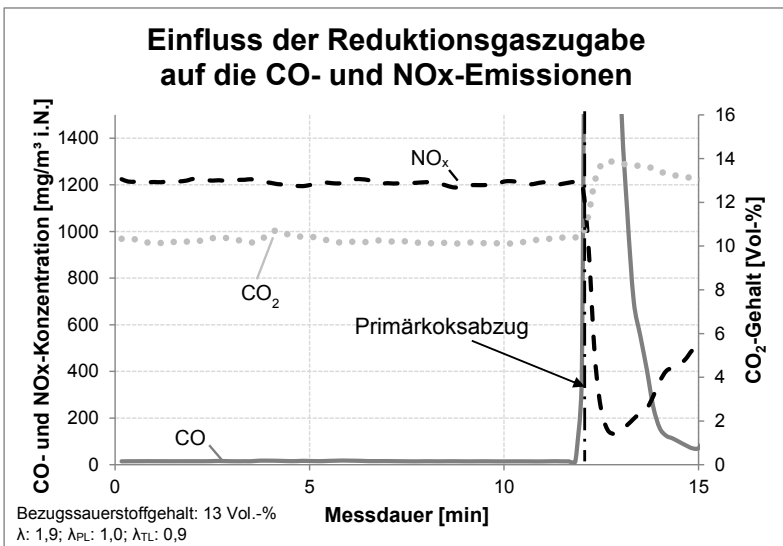


Abbildung 6.8: Einfluss der Reduktionsgaszugabe auf die CO- und  $\text{NO}_x$ -Emissionen. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 1,3 Ma.-% eingesetzt

Der  $\text{CO}_2$ -Gehalt nimmt während des Abfahrens des Primärkoks signifikant um 3 Vol.-% (Abb. 6.7) bis 5 Vol.-% (Abb. 6.8) zu, während der gemessene Rest- $\text{O}_2$  reziprok dazu sinkt. Ein Sauerstoffüberschuss tritt insbesondere im Bereich der Oxidationszone auf. Daher ist davon auszugehen, dass während des star-

ken Absinkens des im Abgas gemessenen Rest-O<sub>2</sub> im Bereich der Entgasungszone, der Reduktionszone sowie in Teilen der Oxidationszone kurzfristig ein starker Sauerstoffmangel herrscht. Ein Mangel an Oxidationsmittel führt zu einer reduzierenden Atmosphäre (geringe Konzentration an O-Radikalen), in der gebildetes NO bevorzugt zu molekularem Stickstoff umgewandelt wird. Die kurzfristige reduzierende Wirkung des fallenden O<sub>2</sub>-Gehalts auf die NO<sub>x</sub>-Konzentration tritt auch bei Betrachtung des NO<sub>x</sub>-Konzentrationsverlaufs ohne Umrechnung auf den Bezugssauerstoffgehalt auf. Die Amplitude der Minderung fällt jedoch ohne Umrechnung der NO<sub>x</sub>-Konzentration auf den Bezugssauerstoffgehalt etwas geringer aus (siehe auch Abb. 6.12).

Es kann somit festgehalten werden, dass die beschriebene Reduktion auf eine Kombination aus (kurzfristig auftretenden) Luftstufungsmechanismen und (langfristig anhaltenden) Brennstoffstufungsmechanismen zurückzuführen ist. Die Stabilisierung des CO<sub>2</sub>- sowie O<sub>2</sub>-Gehalts tritt ca. 10 – 15 Minuten nach Abfuhr des Primärkoks ein und führt zu einer Konsolidierung der NO<sub>x</sub>-Emissionen. Abbildung 6.9 zeigt die Stabilisierung der Konzentrationsverläufe nach Abfuhr des Primärkoks.

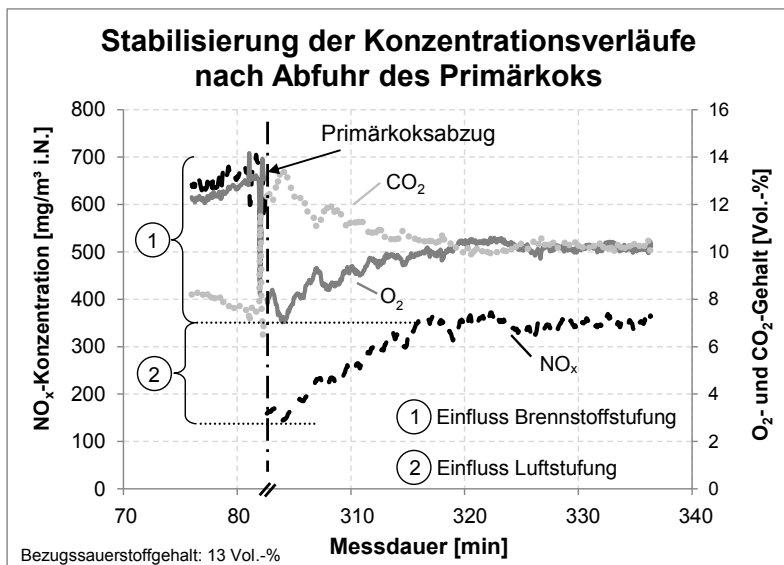


Abbildung 6.9: Stabilisierung der Konzentrationsverläufe nach Abfuhr des Primärkoks, Reduktionsgaszuführung im Bereich der Oxidationszone. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

Um die Einflüsse der Luft- und Brennstoffstufungsmaßnahmen besser diskutieren zu können, wird die mit der Messdauer belegte Abszisse in Abbildung 6.9 nicht fortlaufend dargestellt. Bis zur Minute 82 ist der Konzentrationsverlauf ohne Reduktionsgaszugabe (Referenzfall), ergo mit nicht gefüllter Feststoffabbrandzone, abgebildet. Die vollständige Reduktionswirkung des Reduktionsgases bildet sich erst nach dem zweimaligen Abfahren von Primärkoks aus (siehe auch 6.2.3). Ebenfalls liegen stabile Betriebsbedingungen in der Feststoffabbrandzone erst vor, wenn diese mindestens zu  $\frac{2}{3}$  gefüllt ist. Daher wird der Konzentrationsverlauf nach der Abfuhr des Primärkokes exemplarisch ab Minute 302 des Verlaufs der Messung dargestellt. Der Primärkoks wird während des Betriebs ca. alle 60 - 70 Minuten abgefahren.

Wie aus Abbildung 6.9 ersichtlich ist, stabilisiert sich die  $\text{NO}_x$ -Konzentration auf einem wesentlich niedrigeren Konzentrationsniveau, als dieses vor Abfuhr des Primärkoks war. Die auftretende Differenz – in Abbildung 6.9 mit 1 gekennzeichnet – ist der (langfristig anhaltenden) Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases zuzuschreiben. Im Fall der in Abbildung 6.9 dargestellten Messung konnte die  $\text{NO}_x$ -Konzentration von ca.  $650 \text{ mg/m}^3$  i.N. auf ca.  $310 \text{ mg/m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) reduziert werden.

Die in Abbildung 6.9 mit 2 gekennzeichnete Konzentrationsänderung im Verlauf der Messung ist mit dem (kurzfristig auftretenden) Effekt der globalen Reduzierung des  $\text{O}_2$ -Gehalts zu begründen. Die  $\text{NO}_x$ -Konzentration steigt nach Abfuhr des Primärkoks gemeinsam mit dem  $\text{O}_2$ -Gehalt an, bis sich dieser wieder stabilisiert.

Gleichzeitig ergibt sich aufgrund der Brennstoffbewegungen im Bereich der Entgasungszone, welche durch die Bewegung der obersten Schiebereinheit beim Abfuhr des Primärkoks ausgelöst werden, ein steiler  $\text{CO}$ -Peak (siehe Abbildung 6.7 und 6.8). Durch die Bewegungen im Brennstoffbett brechen bereits teilentgaste Pellets auseinander, was zu einer Vergrößerung der Brennstoffoberfläche und hiermit einhergehend zu einer kurzfristig erhöhten Entgasungsrate führt. Die  $\text{CO}$ -Emissionen stabilisieren sich ca. 3 – 5 Minuten nach der Abfuhr des Primärkoks wieder, i.d.R. auf ihrem ursprünglichen Konzentrationsniveau.

Der mit Beginn des Primärkoksabzugs ansteigende  $\text{CO}_2$ -Gehalt im Abgas – gleichfalls in Abbildung 6.7 und 6.8 dargestellt – lässt sich als Indikatorparameter für einen steigenden Brennstoffumsatz ebenfalls mit der im Brennstoffbett ausgelösten Bewegung begründen. Auch der  $\text{CO}_2$ - und  $\text{O}_2$ -Gehalt stabilisieren sich ca. 3 – 5 Minuten nach der Abfuhr des Primärkoks wieder i.d.R. auf ihrem ursprünglichen Konzentrationsniveau.

---

### 6.3.2 Temperaturabhängigkeit der Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases

Während der ersten Versuche wurde eine starke Temperaturabhängigkeit der Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases festgestellt. Befindet sich das Brennersystem im stabilen Betrieb, so herrschen im Bereich der Entgasungszone sowie der Reduktionszone unterstöchiometrische Bedingungen. Exotherme Gasphasenreaktionen finden in diesem Bereich nicht oder nur vereinzelt statt. Gemessene Temperaturen des Pyrolysegas-Luftgemisches im Bereich des Rohrbogens zur Umlenkung in die Oxidationszone (Vgl. Abb. 4.18) lagen dementsprechend niedrig bei ca. 450 °C – 550 °C (siehe Tabelle 4.2). Im überstöchiometrisch betriebenen Bereich der Oxidationszone wurden hingegen bei äquivalenten Betriebsbedingungen Heißgastemperaturen von ca. 1.000 °C – 1.100 °C ermittelt (siehe Tabelle 4.2).

Um den stabilen Betrieb des Brennersystems herzustellen, werden die gasphasenseitig stattfindenden Oxidationsreaktionen durch die schrittweise Minimierung der Luftzahl in der Entgasungszone in Verbindung mit der schrittweisen Erhöhung des zugeführten Brennstoffmassenstroms in Richtung Oxidationszone verlagert. Während des An- sowie Abfahrbetriebs der Anlage finden daher exotherme Oxidationsreaktionen auch im Bereich der Entgasungszone sowie der Reduktionszone statt. Typische, ebenfalls an der Umlenkung in die Oxidationszone gemessene Temperaturen sind für diese Betriebszustände ca. 700 °C (eigene Messungen, siehe Tabelle 4.2).

Sank während der Verlagerung der exothermen Gasphasenreaktionen in Richtung Oxidationszone die an der Umlenkung zwischen Reduktionszone und Oxidationszone gemessene Temperatur des Pyrolysegas-Luftgemisches unter 600 °C – 650 °C, konnte dem zugeführten Reduktionsgas keine eindeutige Reduktionswirkung mehr zugeordnet werden.

Diese Beobachtungen werden auch durch Untersuchungen zur primärseitigen NO<sub>x</sub>-Minderung mittels Brennstoffstufung von KELLER ET AL. (1993) sowie SPLIETHOFF ET AL. (1996) bestätigt. Im Ergebnis der Untersuchungen ist festzuhalten, dass die reduzierenden Gasphasenreaktionen der Brennstoffstufung Temperaturen von mindestens 700 °C – 800 °C bedingen, um optimale Reduktionsergebnisse zu erreichen.

Nach SPLIETHOFF ET AL. (1996) gilt der Zusammenhang, dass bei steigender Temperatur die Reaktionsgeschwindigkeit der Reduktionsreaktionen in der Gasphase zunimmt und somit die NO<sub>x</sub>-Konzentration abnimmt. Daher erreichen SPLIETHOFF ET AL. (1996) für die max. Versuchstemperatur (1.400 °C) das beste Reduktionsergebnis. Jedoch zeigen die Untersuchungen auch, dass die Verweildauer des Gasgemisches in der heißen Zone einen stärkeren Einfluss auf die min. erreichbare NO<sub>x</sub>-Konzentration hat als die Temperatur. Je höher die Verweildauer, desto geringer die erreichten NO<sub>x</sub>-Konzentrationen.

---

Zur systematischen Untersuchung der Temperaturabhängigkeit der Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases wurde der Gaszuführungspunkt daher von der Reduktionszone (ca. 450 °C – 550 °C) in den Bereich der Oxidationszone (ca. 1.000 °C – 1.100 °C) verlegt. Die Ergebnisse der Untersuchungen zeigt Abbildung 6.10. Für jeden untersuchten Brennstoff-Stickstoffgehalt liegt ein Messpunkt vor.

Die in Abbildung 6.10 dargestellten Kurven zeigen die temperaturabhängige Umwandlung des Brennstoffstickstoffs in Stickstoffoxide. Die Einzelwerte der Kurve bei 500 °C wurden mit Zuführungspunkt frühe Reduktionsgaszugabe im Bereich der Reduktionszone ermittelt, während zur Bestimmung der Einzelwerte der Kurve bei 1.000 °C der Zuführungspunkt in den Bereich der Oxidationszone (nach Tertiärluftzugabe) verlegt wurde.

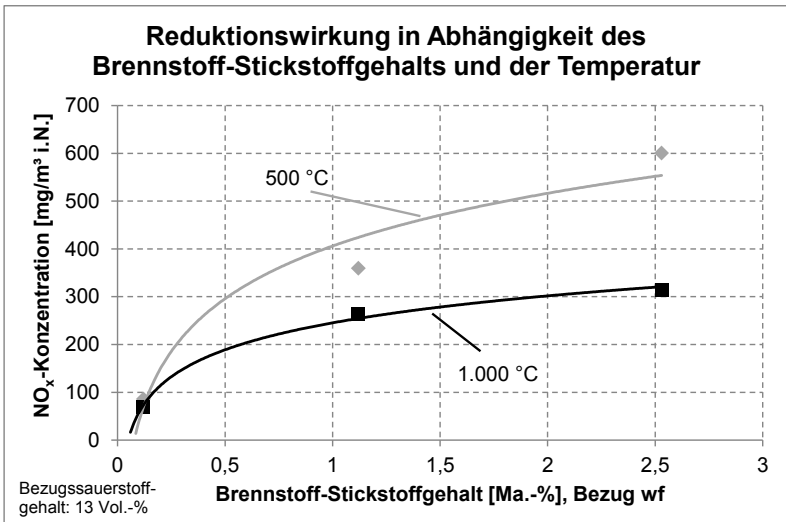


Abbildung 6.10: Reduktionswirkung des zugeführten Reduktionsgases in Abhängigkeit des Brennstoff-Stickstoffgehalts und der Temperatur

Auffällig ist, dass mit zunehmendem Brennstoff-Stickstoffgehalt eine zunehmende Reduktionswirkung des Reduktionsgases einhergeht. So liegt das Reduktionspotential bei einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von < 0,5 Ma.-% bei einigen wenigen ppm, während bei einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von > 2,5 Ma.-% eine Reduktionswirkung von ca. 290 ppm, entsprechend fast 50 % des Referenzwerts der Kurve bei 500 °C, festgestellt wurde.

Wie Abbildung 6.10 weiterhin zeigt, streuen die Werte der Kurve bei 500 °C stark um die Ausgleichsfunktion. Diese Streuung ist auf die schwankende Reduktionswirkung des Reduktionsgases zurückzuführen. So treten beim Abfahren des Primärkoks in die Feststoffabbrandzone kurzfristige Temperaturschwankungen sowie kurzfristige Schwankungen der Gasqualität und Gaszusammensetzung auf, welche sich auf die Reduktionswirkung des Reduktionsgases auswirken. Im Bereich der Oxidationszone zeigen diese Schwankungen aufgrund der allgemein auf einem höheren Temperaturniveau stattfindenden Gasphasenreaktionen sowie der räumlichen Trennung von der Entgasungszone weniger bis keine Auswirkung.

### 6.3.3 Späte Reduktionsgaszugabe im Bereich der Oxidationszone

Wie unter Punkt 6.3.2 dargestellt, reichen die im Bereich der Reduktionszone während des stabilen Betriebs herrschenden Temperaturen nicht aus, um ein optimales Reduktionsergebnis zu erzielen. Die Reduktionswirkung der Reduktionsgaszugabe am ursprünglich späten Reduktionsgaszuführungspunkt (Vgl. Abb. 4.16), der sich ebenfalls im Bereich der Reduktionszone befindet, wurde daher nicht untersucht.

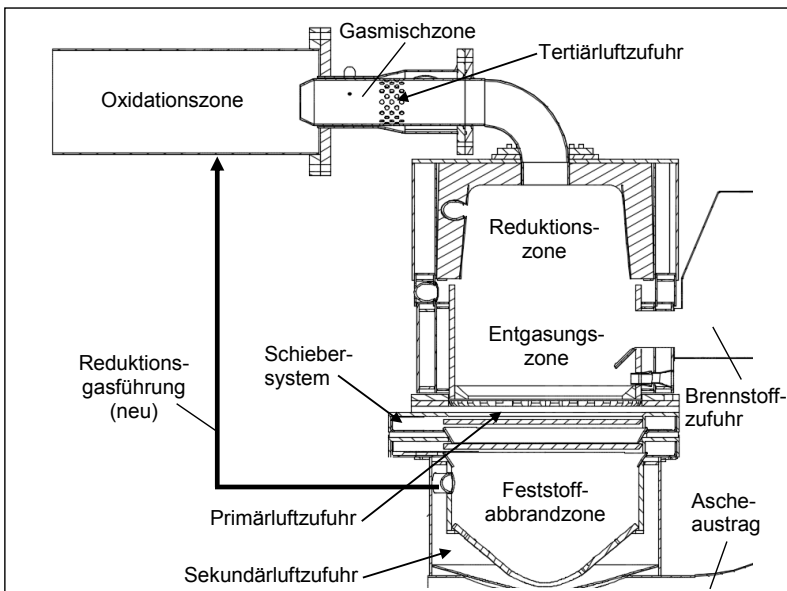


Abbildung 6.11: Schnittdarstellung des Brennersystems mit Benennung der wesentlichen Komponenten und unter Berücksichtigung der Reduktionsgaszugabe (fett dargestellt)

Die Gewährleistung von dauerhaft hohen Temperaturen oberhalb 700 °C zur Sicherstellung einer optimalen Reduktionswirkung kann bei dem realisierten Anlagenkonzept nur im Bereich der Oxidationszone garantiert werden. Dementsprechend wurde der Reduktionsgaszuführungspunkt aus dem Bereich der Reduktionszone in den vorderen Bereich der Oxidationszone verlegt. Abbildung 6.11 zeigt einen vertikalen Schnitt der Seitenansicht des Brennersystems unter Berücksichtigung der Reduktionsgaszugabe (fett dargestellt).

Betrachtet man den in Abbildung 6.12 dargestellten Verlauf der  $\text{NO}_x$ -Konzentration unter Reduktionsgaszugabe über die Messdauer so fällt auf, dass zur Erreichung der max. Reduktionswirkung mehrfach Primärkoks aus der Entgasungszone in die Feststoffabbrandzone abgefahren werden muss.

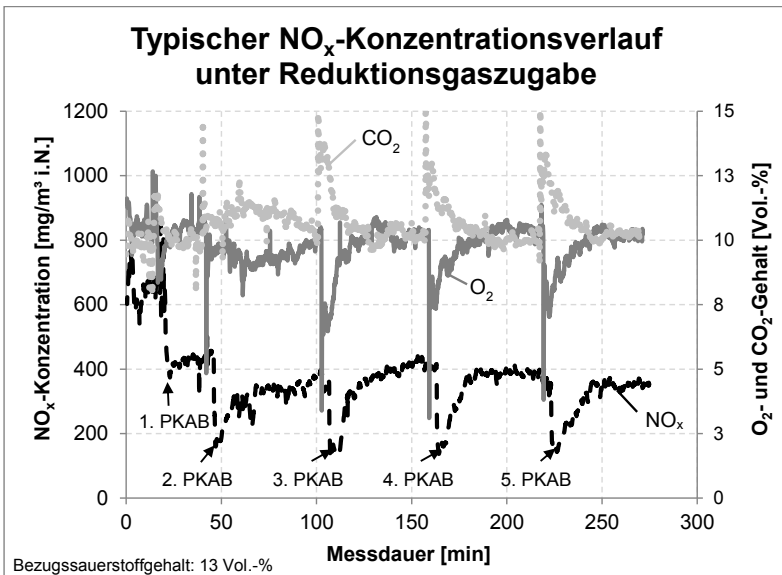


Abbildung 6.12: Typischer  $\text{NO}_x$ -Konzentrationsverlauf unter Reduktionsgaszugabe bei regelmäßigem Abfuhr von Primärkoks (PKAB = Primärkoksabfuhr). Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt

Die zur vollständigen Umwandlung des Primärkokes in der Feststoffabbrandzone erforderliche Verweildauer beträgt bezogen auf den zur Entgasung des Brennstoffs notwendigen Zeitbedarf ca.  $\frac{2}{3}$  zu  $\frac{1}{3}$ . Dementsprechend ist die Feststoffabbrandzone größer dimensioniert als die Entgasungszone. Sie fasst



zwischen drei bis maximal vier Volumeneinheiten Primärkoks, die beim Vorgang des Abfahrens anfallen.

Abbildung 6.12 zeigt den reproduzierbaren, bereits in Abbildung 6.9 diskutierten Verlauf der Konsolidierung der  $\text{NO}_x$ -Konzentrationen sowie des  $\text{CO}_2$ - und  $\text{O}_2$ -Gehalts nach dem Vorgang der Primärkoksabfuhr über mehrere Zyklen. Auf eine erneute Diskussion dieser Zusammenhänge wird daher an dieser Stelle verzichtet.

Aus Übersichtlichkeitsgründen wird in Abbildung 6.12 nur ein Auszug aus dem kompletten Messverlauf gezeigt. So wird in der Darstellung bereits ca. 25 Minuten nach Beginn der Aufzeichnungen Primärkoks in die Feststoffabbrandzone abgefahren (1. PKAB).

Tatsächlich ist das Brennersystem vor dem erstmaligen Abfahren von Primärkoks bereits – in Abhängigkeit des eingesetzten Brennstoffs – bis zu zwei Stunden in Betrieb. Nach Zünden des Brennstoffs liefert das Glutbett die Aktivierungsenergie, die zur Verdampfung des im Brenngut gebundenen Wassers sowie zur Entgasung notwendig ist. Daher muss die Höhe des Glutbetts vor Abfahren des Primärkoks ausreichend sein, um bei Trennung des Primärkoks vom Brennstoffbett nicht das komplette Glutbett mit abzuziehen.

Das (langfristige) Mittel des  $\text{O}_2$ -Gehalts bleibt auch nach Zugabe des Reduktionsgases (Abfahren des Primärkokes) konstant bei ca. 9,8 Vol.-%, da die Aufzeichnung der Messwerte nach dem Kessel stattfindet. Eine Änderung der (Teil)gasmassenströme innerhalb des Brenners wirkt sich nicht auf das Gesamtsystem aus, solange die (Gesamt)Luftzahl und der zugeführte Brennstoffmassenstrom konstant bleiben.

Wie weiterhin aus Abbildung 6.12 ersichtlich ist, wird bei konstanten Betriebsbedingungen im Rahmen des dargestellten Versuchs ungefähr alle 60 – 70 Minuten Primärkoks abgefahren. Dies bedeutet, dass zum Zeitpunkt des erstmaligen Abfahrens von Primärkoks nach ca. zwei Stunden der Anteil sich bereits im fortgeschrittenen Oxidationsstadium befindlichen Primärkoks wesentlich höher ist, als bei den darauf folgenden Entnahmen des Primärkokes. Dies erklärt, weshalb die Reduktionswirkung nach Durchführen des ersten Abfahrens von Primärkoks (1. PKAB) geringer ausfällt, als nach dem 2. sowie den folgenden Entnahmen des Primärkokes. In Folge wurde die Abhängigkeit der Reduktionswirkung des Reduktionsgases vom Füllstand der Feststoffabbrandzone detaillierter untersucht.

Abbildung 6.13 zeigt die Reduktionswirkung in Abhängigkeit des Füllstands der Feststoffabbrandzone bei Reduktionsgaszugabe im Bereich der Oxidationszone.

---

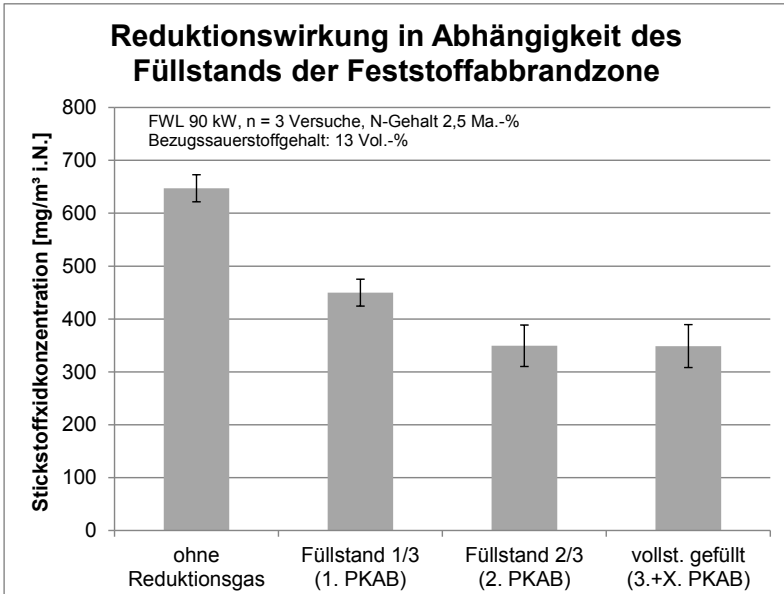


Abbildung 6.13: Reduktionswirkung in Abhängigkeit des Füllstands der Feststoffabbrandzone bei Reduktionsgaszugabe. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 2,5 Ma.-% eingesetzt. PKAB: Abfahren von Primärkoks

In Abbildung 6.13 sind die Stickstoffoxidkonzentrationen aus drei bei äquivalenten Betriebsbedingungen durchgeführten Versuchen als Halbstundenmittelwerte dargestellt. Auffällig ist auch hier die verminderte Reduktionswirkung nach dem erstmaligen Abfahren von Primärkoks (1. PKAB). Beträgt die Referenzkonzentration ohne Reduktionsgaszugabe im Mittel noch ca. 650 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>), so sinkt diese nach Durchführung des ersten Abzugs von Primärkoks (1. PKAB) um 30 % auf ca. 450 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>). Nach Abschluss des zweiten Primärkoksabzugs (2. PKAB) tritt eine nochmalige Reduktion von über 20 % auf ca. 350 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) ein. Der im Anschluss durchgeführte dritte Primärkoksabzug (3. PKAB) sowie das weitere Abfahren von Primärkoks (3.+X. PKAB) haben keinen nachweisbaren Einfluss mehr auf die Stickstoffoxidkonzentration.

Es besteht folglich eine direkte Abhängigkeit des Oxidationszustands des abgefahrenen Primärkoks mit der Reduktionswirkung des Reduktionsgases und somit mit der Stickstoffoxidkonzentration. Je weiter der Oxidationszustand des Primärkoks fortgeschritten ist, desto geringer ist die CO-Konzentration im ge-

wonnenen Reduktionsgas. Sinkt diese, werden weniger freie OH-Radikale über den C-H-O-Mechanismus gebildet. Die Konzentration an freien OH-Radikalen beeinflusst maßgeblich die Bildung von NHi-Verbindungen, welche wiederum die Reduktion von NO bewirken.

Erschwerend kommt nach dem ersten Abfahren von Primärkoks hinzu, dass die Feststoffabbrandzone allenfalls durch Wärmeleitung und Wärmestrahlung aus dem Bereich der Entgasungszone „vorgewärmt“ ist. Die für optimale Reaktionsbedingungen erforderlichen Temperaturen liegen jedoch nicht vor.

#### 6.4 Einfluss der Vormischflamme

Um während des Betriebs des Brennersystems die Möglichkeit zu haben, Änderungen an der sich in der Brennkammer befindlichen Flamme nachvollziehen und dokumentieren zu können, wurde an der Kesselrückwand eine fest installierte Kamera angebracht (siehe Abb. 5.4). Änderungen an der Flamme können insbesondere sein:

- a) Änderung der Flammenfarbe
- b) Änderung der Flammenlänge
- c) Änderung des Flammenvolumens
- d) Änderung der Flammenstabilität bis zum Abriss der Flamme

Die vorgenannten Punkte werden nachfolgend als qualitative Kriterien zur Bewertung des Flammenbildes festgelegt. Basierend hierauf wurde eine Bewertungsmatrix entwickelt, welche in Tabelle 6.1 zusammengefasst dargestellt ist.

Tabelle 6.1: Bewertungsmatrix zur Bewertung des Flammenbildes

Bewertungspunkt	Bezeichnung	Wertdefinition
(a)	Flammenfarbe	rot
		gelb
		transparent
		blau
(b)	Flammenlänge	kurz
		mittel
		lang
(c)	Flammenvolumen	gering
		mittel
		groß
(d)	Flammenstabilität	stabil
		instabil
		Flammenabriss

Abbildung 6.14 zeigt den Blick von der hinteren Kesselwandung aus in die Brennkammer (siehe Position und Blickrichtung Kamera in Abb. 5.4) nach Abschluss des Anfahrprozesses des Brennersystems. Gut zu erkennen ist die gelbe Flammenfarbe, welche durch die Oxidation von Rußverbindungen im sauerstoffreichen Bereich der Flamme entsteht. Typisch für eine Diffusionsflamme ist das die komplette Oxidationszone sowie Teile der Kesselbrennkammer einnehmende Flammenvolumen. Dieses resultiert aus den langsam ablaufenden Konvektions- und Diffusionsvorgängen der Rußverbindungen aus dem sauerstoffärmeren zentrumsnahen Bereich der Flamme in den sauerstoffreicheren Randbereich.

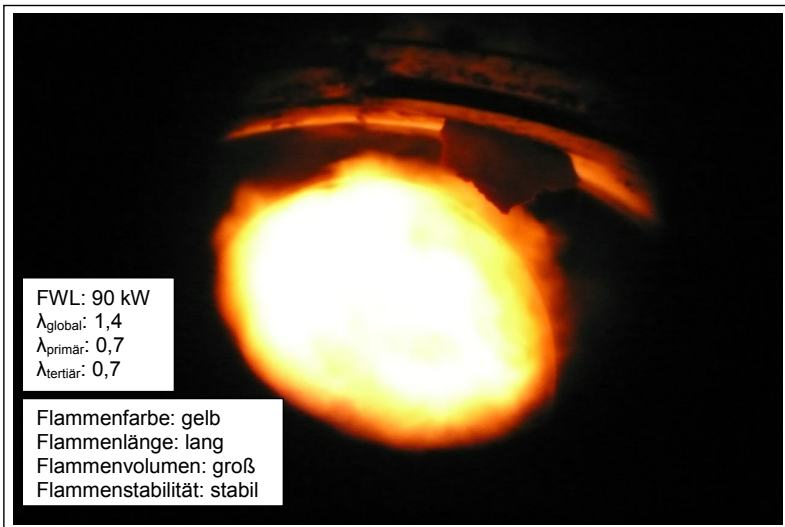


Abbildung 6.14: Flammenbild nach Beendigung des Anfahrprozesses entsprechend einer typischen Diffusionsflamme

Eine Überprüfung der emittierten Luftschadstoffe bei Betrieb des Brennersystems mit Diffusionsflamme zeigt, dass trotz vollständiger Verlagerung der homogenen Gasphasenreaktionen in den Bereich der (kompakt ausgeführten) Oxidationszone ein guter Ausbrand des Pyrolysegases möglich ist. Abbildung 6.15 zeigt typische unter Betrieb mit Diffusionsflamme ermittelte Luftschadstoffkonzentrationen als Halbstundenmittelwerte.

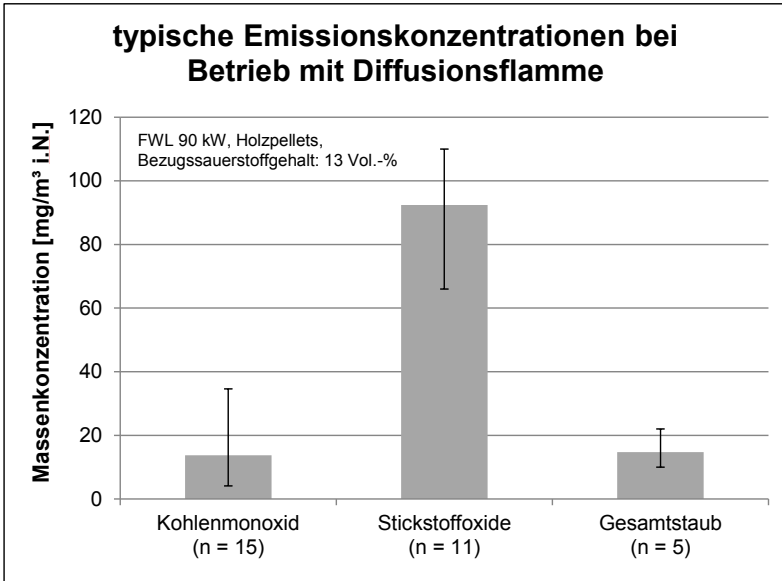


Abbildung 6.15: Typische Emissionskonzentrationen bei Betrieb mit Diffusionsflamme unter Einsatz des Brennstoffs Holzpellets

Auffällig sind insbesondere die reproduzierbar geringen Kohlenstoffmonoxidkonzentrationen von im Mittel  $14 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ). Ebenfalls sehr gering fallen die gemessenen Partikelemissionen von im Mittel  $15 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) aus.

KALTSCHMITT ET AL. 2001 verweisen in ihrem Werk auf eine Korrelation der Emissionskonzentrationen von Kohlenwasserstoffen und Produkten der unvollständigen Verbrennung (Ruß) mit der Emissionskonzentration von Kohlenmonoxid. WARNATZ ET AL. 2001 beschreiben weiter die Entstehung feiner (Ruß)Partikel durch Koagulation von PAK's. Hierauf basierend lassen sich als Indikatorparameter für die Emission von Rußverbindungen die  $\text{CO}_-$  und die Partikelkonzentration ableiten.

Vor dem Hintergrund der reproduzierbar gemessenen niedrigen Emissionskonzentrationen sowohl für  $\text{CO}_-$ , als auch für Partikelemissionen kann festgehalten werden, dass trotz der kompakten räumlichen Ausführung der Oxidationszone und dem Betrieb mit Diffusionsflamme eine rußarme oder rußfreie Verbrennung realisierbar ist.

Zur Umstellung des Betriebs des Brennersystems von Diffusions- auf Vormischflamme muss zur Eingrenzung von Oxidationsreaktionen im Bereich der

Entgasungs- sowie der Reduktionszone die Primärluftzahl gesenkt werden. Durch die gleichzeitige Erhöhung der Tertiärluftzahl wird ausreichend Luftsauerstoff zur (überstöchiometrischen) Gemischbildung im Bereich der Gasmischzone bereitgestellt.

Über die Eingrenzung von exothermen Verbrennungsreaktionen innerhalb der Entgasungs- und Reduktionszone (Absenkung der Primärluftzahl) sowie durch Wärmeausträge über die Wandung des Brennersystems sinkt die Temperatur in diesen Bereichen von ca. 700 °C auf ca. 450 °C – 550 °C ab (eigene Messungen, siehe Tabelle 4.2). Die Zündtemperatur des Gasgemisches kann anhand der brennbaren Hauptkomponenten H<sub>2</sub> und CO abgeschätzt werden. Nach LÖHNER; MÜLLER (1967) beträgt die Zündtemperatur für H<sub>2</sub> in Luft 530 °C – 630 °C sowie für CO in Luft 610 °C – 725 °C.

Die Zündtemperatur ist in erster Näherung von der Luftzahl des Gasgemisches sowie dem Druck abhängig. Der Einfluss des Drucks kann aufgrund der durch die Verbrennungsluftgebläse erzeugten geringen Druckerhöhung (< 100 Pa) vernachlässigt werden. Bei Vorliegen eines stöchiometrischen Verhältnisses im Gasgemisch ist die erzeugte Reaktionswärme maximal, was die geringstmögliche Zündtemperatur zur Folge hat. Sinkt oder steigt die Luftzahl, so nimmt aufgrund der abnehmenden Reaktionswärme die Zündtemperatur des Gasgemisches zu (LÖHNER; MÜLLER 1967).

Während der Umstellung des Betriebs von Diffusions- auf Vormischflamme wird die Primärluftzahl von 0,7 auf 0,3 abgesenkt. Die dominierende brennbare Komponente des Gasgemisches ist CO (Anteile im Auslegungsgasgemisch jeweils in Vol.-% für CO/H<sub>2</sub>: 25/15). Die Zündtemperatur des Gasgemisches kann somit abgeschätzt werden auf ca. 600 °C – 650 °C.

Ergo liegt die Temperatur im Bereich der Entgasungs- und Reduktionszone bis in den Bereich der Gasmischzone unterhalb der Zündtemperatur des Pyrolysegas-Luftgemisches. Derart wird sichergestellt, dass keine Verbrennung mit einer sichtbaren Flamme innerhalb dieser Zonen stattfindet.

Durch die Querschnittsverengung des Übergangs von der Reduktionszone (Durchmesser 317 mm) in den zur Gasmischzone führenden Rohrbogen (Durchmesser 83 mm) wird das Gasgemisch beschleunigt.

Wie bereits unter 5.2 beschrieben, ist eine messtechnische Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit innerhalb der Gasmischzone mit der zur Verfügung stehenden Messtechnik aufgrund der dort herrschenden Temperaturen von ca. 560 K nicht möglich. Zur Abschätzung der Strömungsgeschwindigkeit wird diese daher über den ebenfalls unter 5.2 beschriebenen Ansatz rechnerisch ermittelt. Unter Berücksichtigung der folgenden Rahmenbedingungen<sup>1</sup>

---

<sup>1</sup> Die Druckbedingungen innerhalb des Flammrohrs wurden aufgrund des geringen Förderdrucks des Verbrennungsluftgebläses (< 100 Pa) vernachlässigt.

---

- Abgasvolumenstrom ca. 102 Nm<sup>3</sup>/h bei  $\lambda = 1,3$ ,
- Temperatur des Pyrolysegas-Luftgemisches in der Gasmischzone ca. 560 K und
- Innendurchmesser der Gasmischzone 83 mm

ergibt sich eine Strömungsgeschwindigkeit innerhalb der Gasmischzone von ungefähr 10,7 ms<sup>-1</sup>. Die turbulente Zündgeschwindigkeit für das Auslegungsgasgemisch wurde in Kapitel 4. auf ca. 2,9 ms<sup>-1</sup> abgeschätzt.

Aufgrund der Differenz der ermittelten Strömungsgeschwindigkeit des Pyrolysegas-Luftgemisches (ca. 10,7 ms<sup>-1</sup>) zu der ermittelten Zündgeschwindigkeit (ca. 2,9 ms<sup>-1</sup>) ist davon auszugehen, dass diese sicher überschritten wird.

Findet keine Verbrennung mehr innerhalb der Gasmischzone statt, zündet das Gasgemisch bei Austritt aus der Gasmischzone durch. Maßgebend hierfür ist die Querschnittserweiterung von der Gasmischzone (Durchmesser 83 mm) auf die Oxidationszone (Durchmesser 200 mm) sowie die hiermit verbundene Unterschreitung der Zündgeschwindigkeit des Gasgemisches. Zündquelle ist die Flamme, welche im Bereich der Oxidationszone brennt. Weiterhin nimmt die Temperatur im Bereich der Oxidationszone stark zu.

Abbildung 6.16 zeigt das Flammenbild während des Übergangs von Diffusions- auf Vormischflamme nach Senkung der Primärluftzahl von 0,7 auf 0,3 bei gleichzeitiger Erhöhung der Tertiärluftzahl von 0,7 auf 1,0, entsprechend einer Strömungsgeschwindigkeit von ca. 10,7 ms<sup>-1</sup>.

Aus Abbildung 6.16 deutlich erkennbar ist die Änderung der Flammenfarbe. So weist diese verglichen mit Abbildung 6.14 einen gelb-rötlichen und einen transparenten Bereich auf, während die hellgelbe Flammenfärbung fast vollkommen verschwunden ist. Während des Übergangs von Diffusions- auf Vormischflamme laufen die Gemischbildung und die Reaktionsschritte beider Flammentypen gleichzeitig ab.

So bildet sich nach Austritt des Gasgemisches aus dem inneren Flammrohr eine (transparent erscheinende) Reaktionszone aus, innerhalb der ein Teil des brennbaren Gases bereits mit Oxidationsmittel vorgemischt ist und verbrannt wird. Parallel hierzu bildet sich im weiteren Verlauf der Flamme eine Reaktionszone aus, innerhalb der Diffusions- und Konvektionsvorgänge die Gemischbildung und Verbrennung dominieren.

FOKAIDES (2013) beschreibt derartige „Hybridflammen“ in Form von abgehobenen Drallflammen und Triple-Flammen. Bei Triple-Flammen bildet sich entlang der Oberfläche stöchiometrischer Gemischbildung der so genannte Triple-Punkt aus. Dieser trennt die fette (vorgemischte) Flammenzone räumlich von der mageren Flammenzone. Gelangen unverbrannte Zwischenprodukte (CO, H<sub>2</sub>) aus der Reaktionszone der Vormischflamme durch den Triple-Punkt, so bildet sich auf Basis dieser Zwischenprodukte eine Diffusionsflamme aus.

---

Das zum Betrieb der Diffusionsflamme notwendige Oxidationsmittel diffundiert einerseits in Form von nicht reagiertem  $O_2$  und  $OH$  aus dem Bereich der Reaktionszone der Vormischflamme in die Diffusionsflamme (FOKAIDES 2013). Zum anderen erreicht Luftsauerstoff über Undichtigkeiten in der Brennkammer die Flammenfront der Diffusionsflamme in der Oxidationszone.

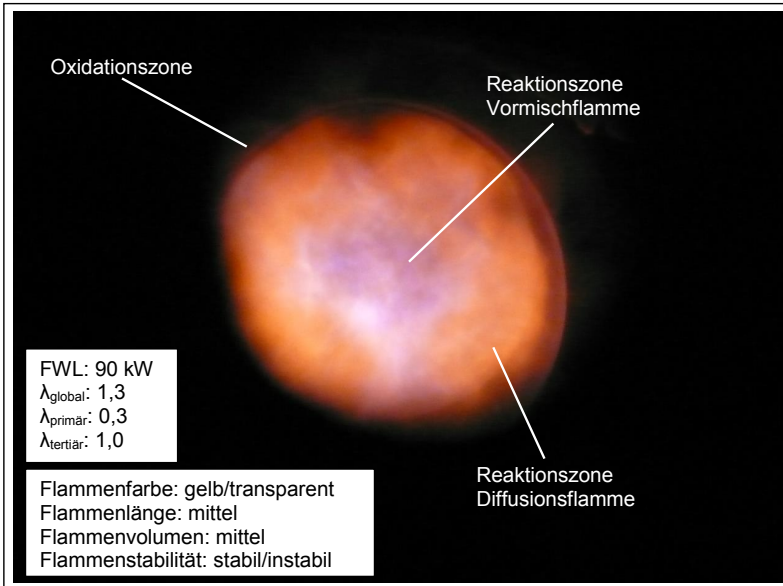


Abbildung 6.16: Flammenbild während des Übergangs von Diffusions- auf Vormischflamme bei einer Strömungsgeschwindigkeit von ca.  $10,7 \text{ ms}^{-1}$  in der Gasmischzone (Senkung der Primärluftzahl von 0,7 auf 0,3 bei gleichzeitiger Erhöhung der Tertiärluftzahl von 0,7 auf 1,0)

Zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Theorie von FOKAIDES (2013) auf die vorliegende Übergangslamme wurde eine strömungsmechanische Simulation mittels Computational Fluid Dynamics (CFD – verwendete Software: Ansys Fluent 14.5) durchgeführt (JUSCHKA; STRUSCHKA 2015). Als Systemgrenzen für die Simulation wurden die Gasmischzone, die Oxidationszone sowie die Brennkammer des Kessels festgelegt. Zur Abbildung der Verbrennungsreaktionen der Gasflamme wurde vereinfachend ein Zwei-Schritte-Reaktionsmodell von Methan eingesetzt (1. Schritt:  $\text{CH}_4 + 1,5 \text{ O}_2 \rightarrow \text{CO} + 2 \text{ H}_2\text{O}$ ; 2. Schritt:  $2 \text{ CO} + \text{O}_2 \rightarrow 2 \text{ CO}_2$ ). Die Tertiärluft tritt über die an der Rohrwandung des Flammrohrs ringförmig angeordneten Lufteintrittsöffnungen in



die Zone der Gemischbildung ein und mischt sich mit dem aus der Reduktionszone kommenden Pyrolysegas. Die Verbrennung des Gas-Luftgemisches findet im Anschluss in der Oxidationszone innerhalb des Kessels statt. Der Kessel fungiert hierbei nur als Wärmeübertrager.

Das Ergebnis der CFD-Simulation zeigt einen fließenden Übergang von Zonen unterschiedlichen Luftüberschusses im Flammenkern bis hin zu Zonen mit Luftmangel im Randbereich der Flamme. Dieser Flammenaufbau grenzt sich von der von FOKAIDES (2013) beschriebenen Triple-Flamme derart ab, dass keine eindeutige räumlich festlegbare Grenze (Triple-Punkt) vorhanden ist, an welcher fette und magere Flammenzone getrennt voneinander vorliegen.

Auch wenn eine vollständige Übertragung des Modells der Triple-Flamme an dieser Stelle nicht möglich ist, so erscheinen die grundlegenden Reaktionsabläufe innerhalb der Flamme (vorgemischte Flammenzone nach Austritt aus der Gasmischzone, Diffusion von unverbrannten Zwischenprodukten in sauerstoffärmere Randbereich der Flamme und Ausbildung einer Diffusionsflamme) eine plausible Darstellung für den Aufbau der Übergangsf Flamme zu geben.

Abbildung 6.17 zeigt den Einfluss der Umstellung des Betriebs von Diffusionsflamme auf Vormischflamme auf die CO- und NO<sub>x</sub>-Emissionen. Während der Umstellung von der reinen Diffusionsflamme auf die Übergangsf Flamme wurden häufig kurze CO-Peaks im Messverlauf festgestellt (siehe Abb. 6.17). Eine mögliche Erklärung hierfür ist, dass sich die Reaktionszone der Vormischflamme erst stabil ausbilden muss.

Durch die Ausbildung der Reaktionszone der Vormischflamme findet nur noch ein Teil der Gemischbildung mittels zeitintensiver Diffusions- und Konvektionsvorgänge statt. Das Flammenvolumen und die Flammenlänge nehmen daher deutlich ab. Kommt es zu einem abrupten Zusammenbruch der Reaktionszone der Vormischflamme, so reicht die Verweildauer oxidierbarer gasförmiger Komponenten innerhalb der heißen Zone der (nun wesentlich kompakteren) reinen Diffusionsflamme nicht aus, um diese vollständig zu oxidieren. Hat sich die Reaktionszone der Vormischflamme stabilisiert, sinkt die CO-Konzentration wieder auf ein konstant niedriges Niveau, welches in etwa dem vor Beginn der Umstellung entspricht.

Abbildung 6.17 zeigt weiterhin eine Erhöhung der NO<sub>x</sub>-Konzentration von ca. 500 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) auf ca. 600 mg/m<sup>3</sup> i.N. (13 Vol.-% O<sub>2</sub>) während des Umstellungsprozesses. Diese hängt jedoch nur mittelbar mit der Umstellung auf den Betrieb mit Vormischflamme zusammen. Zur Umstellung des Betriebs auf Vormischflamme wird der Tertiärluftanteil stark erhöht. Unter Punkt 6.2 dieses Kapitels wurde die Abhängigkeit der NO<sub>x</sub>-Konzentration insbesondere vom Tertiärluftüberschuss diskutiert. Gemäß den dort beschriebenen Zusammenhängen impliziert eine Erhöhung des Tertiärluftüberschusses eine Erhöhung der NO<sub>x</sub>-Konzentration.

---

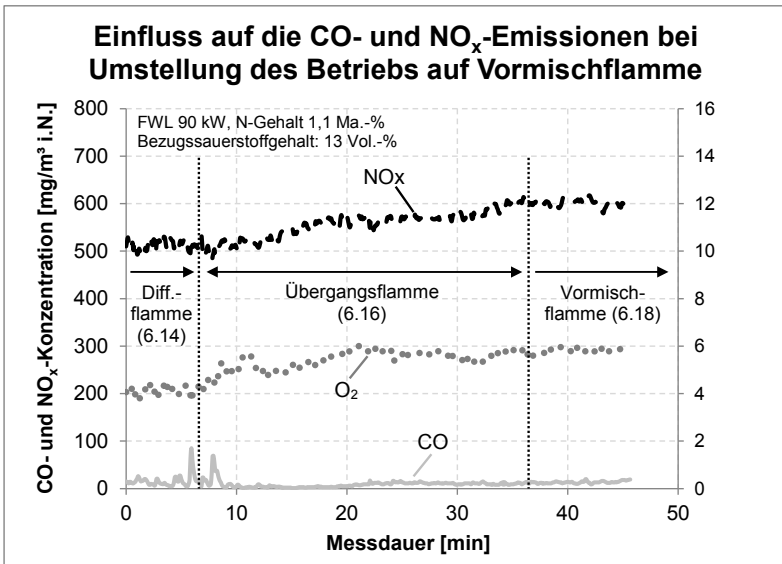


Abbildung 6.17: Einfluss auf die CO- und NO<sub>x</sub>-Emissionen bei Umstellung des Betriebs auf Vormischflamme. Die zu den Flammentypen korrelierenden Flammenbilder sind in Form der Abbildungsnummern in Klammern aufgeführt. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 1,1 Ma.-% eingesetzt

Das Flammenbild nach vollständiger Umstellung des Betriebs auf Vormischflamme zeigt Abbildung 6.18. Nachdem die homogenen Gasphasenreaktionen der Verbrennung im Bereich der Entgasungs-, Reduktions- und Gasmischzone weitestgehend reduziert und in den Bereich der Oxidationszone verlagert wurden, bildet sich eine Vormischflamme aus. Das Flammenvolumen und die Flammenlänge haben im Vergleich zur Diffusionsflamme stark abgenommen, was durch die bereits in der Gasmischzone weitestgehend abgeschlossene Gemischbildung zu begründen ist. Die Flammenfarbe ist in diesem Betriebszustand fast vollständig ins blaue übergegangen, vereinzelt lassen sich noch gelb-rötliche Strahlen erkennen. Eine mögliche Erklärung für die Bildung der gelb-rötlichen Strahlen ist die Oxidation von während vorhergehender Betriebsprozesse gebildeten kohlenstoffhaltigen Ablagerungen im Bereich der Wandungen der Oxidationszone.

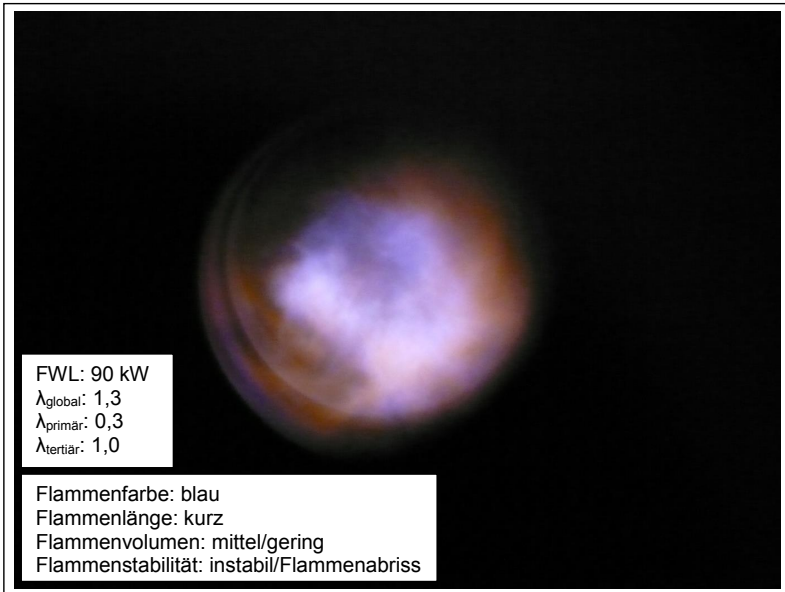


Abbildung 6.18: Flammenbild der Vormischflamme

Die Flammenstabilität ist während dieses Betriebs als sehr gering einzustufen. Bereits kleine Änderungen der Betriebsrahmenbedingungen<sup>2</sup> können zu einem vollständigen Abreißen der Flamme führen. Das Abreißen der Flamme wird durch die hohe Strömungsgeschwindigkeit im Bereich der Gasmischzone begünstigt. Eine Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit kommt jedoch zur Flammenstabilisierung nicht in Frage, da diese eine zentrale Voraussetzung für die Umsetzung des Vormischflammenbetriebs darstellt (Vgl. Kapitel 3.4). Weiterhin ist eine Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit über die Senkung der Verbrennungsluftvolumenströme im Bereich der Zone der Gemischbildung aufgrund der geringen Luftzahl von 1,3 nicht umsetzbar.

Um den Betrieb mit Vormischflamme unabhängiger von den vorliegenden Rahmenbedingungen zu machen, wurde zur Stabilisierung der Flamme ein Flammenhalter eingeführt. In Versuchen mit unterschiedlichen Geometrien hat sich die Ausgestaltung des Flammenhalters in Form eines Kegels bewährt.

---

<sup>2</sup> hier sind insbesondere Änderungen des Brennkammerdrucks sowie Änderungen der Zusammensetzung und/oder der Strömungsgeschwindigkeit des Gasgemisches in der Gasmischzone (z.B. Bewegungen im Glutbett durch Abfuhr von Primärkoks) zu nennen.

Abbildung 6.19 zeigt die gewählte Geometrie sowie Position des Flammenhalters in der Oxidationszone.

Die Kegelspitze des Flammenhalters weist entgegen der Strömungsrichtung des aus der Gasmischzone austretenden Gasgemisches. Nach Umströmung der Mantelfläche des Kegels reißt an dessen Grundfläche die Strömung ab und es kommt zur Rezirkulation des Gases in den strömungsberuhigten Teil des Kegels. Hier sinkt die Strömungsgeschwindigkeit des Gasgemisches unter dessen Zündgeschwindigkeit und es kommt zum Durchzünden des Gemisches. Der Strömungsverlauf des Gasgemisches nach Austritt aus der Gasmischzone ist schematisch in der linken Bildhälfte von Abbildung 6.19 punktiert dargestellt.

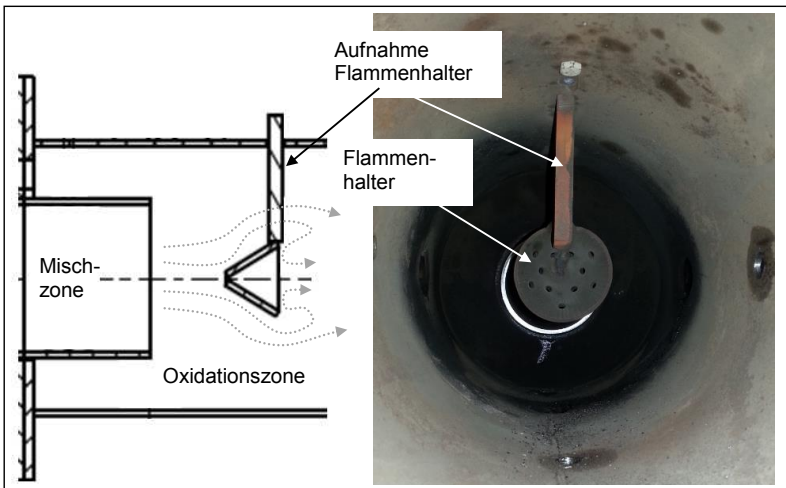


Abbildung 6.19: Flammenhalter zur Stabilisierung der Vormischflamme

Zur Bewertung der Auswirkungen der Änderung des Flammentyps auf die CO- und NO<sub>x</sub>-Emissionen wurden Messdaten aus mehreren Versuchen mit identischen Rahmenbedingungen dem jeweiligen Flammentyp zugeordnet und analysiert. Hierbei wurden analog der Ausführungen dieses Kapitels drei unterschiedliche Flammentypen Diffusionsflamme, Übergangsflamme und Vormischflamme berücksichtigt. Eine Ermittlung der Partikelkonzentration für den Betrieb mit Vormischflamme war aufgrund des instabilen Betriebs des Brennersystems (siehe Ausführungen Punkt 6.1) nicht möglich. Die Ergebnisse dieser Auswertung sind für die CO-Konzentration in Abbildung 6.20 zusammengefasst dargestellt.

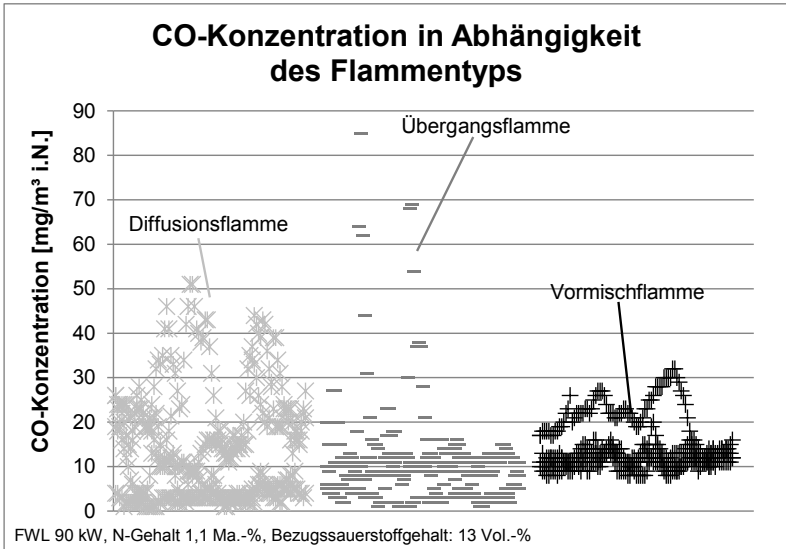


Abbildung 6.20: CO-Konzentration in Abhängigkeit der Flammentypen Diffusions-, Übergangs- und Vormischflamme. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 1,1 Ma.-% eingesetzt (ausgewiesene Einzelwerte als 5 Sekunden Mittelwerte bei einer Messdauer von 30 min je Flammentyp)

Wie Abbildung 6.20 zeigt, lässt sich für die ermittelte CO-Konzentration kein eindeutiger Zusammenhang zu den jeweiligen Flammentypen herstellen. Es wurden für die Diffusionsflamme und für die Vormischflamme CO-Emissionen von im Mittel  $14 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  ( $13 \text{ Vol.-% O}_2$ ) sowie für die Übergangsflamme von im Mittel  $10 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  ( $13 \text{ Vol.-% O}_2$ ) festgestellt.

Wie weiterhin aus Abbildung 6.20 ersichtlich ist, ergibt sich für die gemessenen Einzelwerte insgesamt eine geringe Streubreite um die errechneten Mittelwerte. Als Ausnahme sind hier einige Einzelmesswerte im Bereich der Übergangsflamme zu nennen, welche der zu Beginn des Umstellungsprozesses instabilen Zone der Vormischflamme zuzuordnen sind. Insbesondere während des Vormischflammenbetriebs wurde eine sehr geringe Streubreite ( $\pm 24 \text{ mg/m}^3 \text{ i.N.}$  ( $13 \text{ Vol.-% O}_2$ )) der CO-Konzentration beobachtet.

Abbildung 6.21 zeigt eine Zusammenfassung der Ergebnisse für die Auswertung der emittierten Stickstoffoxide.

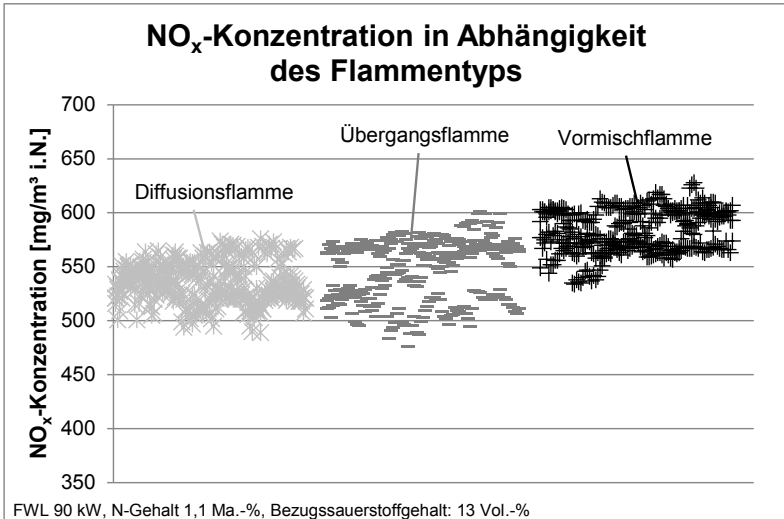


Abbildung 6.21:  $\text{NO}_x$ -Konzentration in Abhängigkeit der Flammentypen Diffusionsflamme, Übergangsf Flamme sowie Vormischflamme. Als Brennstoff wurde ein landwirtschaftlicher Reststoff mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 1,1 Ma.-% eingesetzt

Wie Abbildung 6.21 zeigt, lässt sich für die  $\text{NO}_x$ -Konzentration im Gegensatz zur CO-Konzentration eine Abhängigkeit von den Flammentypen feststellen. So nimmt die  $\text{NO}_x$ -Konzentration von im Mittel  $535 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) für die Diffusionsflamme auf im Mittel  $583 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) für die Vormischflamme zu. Der für die Übergangsf Flamme gemessene und berechnete Mittelwert beträgt  $549 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ). Wie bereits im Rahmen der Diskussion von Abbildung 6.19 beschrieben, ist dieser Effekt hauptsächlich auf die Anhebung des Tertiärluftüberschusses zurückzuführen.

Tabelle 6.2: Mittelwerte sowie Standardabweichung ( $\sigma$ ) für die gemessenen CO- und  $\text{NO}_x$ -Konzentrationen für die unterschiedlichen Flammentypen (alle Angaben in  $\text{mg/m}^3$  i.N. bei 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ )

Flammentyp	CO	$\sigma$ (CO)	$\text{NO}_x$	$\sigma$ ( $\text{NO}_x$ )
Diffusionsflamme	14	12	535	18
Übergangsf Flamme	10	10	549	27
Vormischflamme	14	5	583	20

Wie aus Tabelle 6.2 ersichtlich ist, ist die CO-Konzentration weitestgehend unabhängig vom jeweiligen Flammentyp und weist über den gesamten Umstellungsprozess hinweg einen sehr konstanten Verlauf auf.

## 6.5 Minimal erreichbare Emissionskonzentrationen

Die niedrigsten Emissionskonzentrationen für CO-, NO<sub>x</sub>- sowie Partikel wurden unter Anwendung der kombinierten Maßnahmen aus Luft- und Brennstoffstufung erzielt. Diese Emissionskonzentrationen sind in Abbildung 6.22 noch einmal zusammengefasst dargestellt.

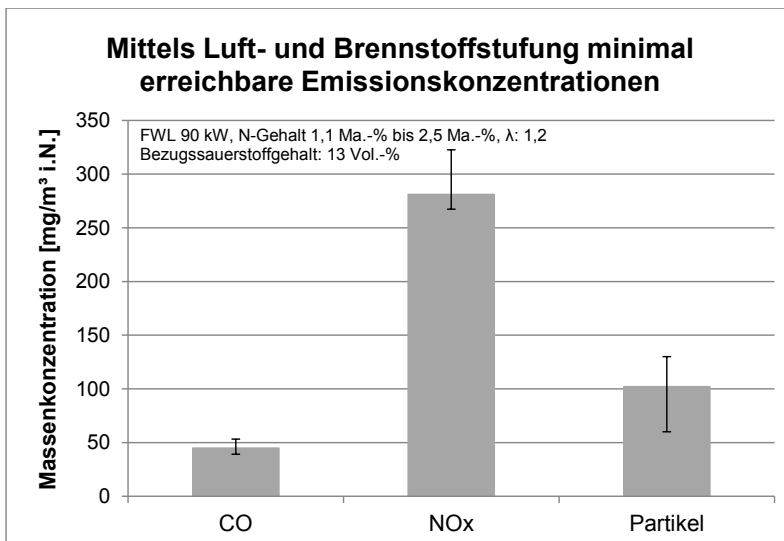


Abbildung 6.22: Durch Anwendung der kombinierten Maßnahmen aus Luft- und Brennstoffstufung minimal erreichbare Emissionskonzentrationen. Als Brennstoffe wurden landwirtschaftliche Reststoffe mit einem Brennstoff-Stickstoffgehalt von 1,1 Ma.-% bis 2,5 Ma.-% eingesetzt

Vor dem Hintergrund der in Tabelle 3.1 zusammengefassten immissionschutzrechtlichen Anforderungen an Feuerungsanlagen zeigt sich, dass die geforderten CO- und NO<sub>x</sub>-Konzentrationen unter Anwendung ausschließlich primärer Minderungsmaßnahmen erreicht oder unterschritten werden können. Für die Partikelkonzentration gilt dies nur für Holzpellets. Für landwirtschaftliche Reststoffe reichen trotz der erzielten geringen Massenkonzentrationen primäre Minderungsmaßnahmen nicht aus. Hier müssen Sekundärmaßnahmen zur Einhaltung der geforderten Grenzwerte eingesetzt werden.

## 7. Optimiertes feuerungstechnisches Konzept

Bezugnehmend auf das in Kapitel 4. beschriebene feuerungstechnische Konzept ergaben sich im Verlauf der durchgeführten Untersuchungen durch neu gewonnene Erkenntnisse Anpassungen an diesem ursprünglichen Konzept. Ziel dieses Kapitels ist es, die Zusammenhänge, die mit diesen Anpassungen einhergingen, zu erläutern und diese in den Gesamtkontext eines optimierten feuerungstechnischen Konzepts zu integrieren.

Voraussetzung für die gemeinsame Umsetzung von Luftstufungs- und Brennstoffstufungsmaßnahmen in einer feuerungstechnischen Anlage ist die Trennung der in der Regel räumlich gleichzeitig ablaufenden Prozesse der Entgasung sowie des Feststoffabbrands. Diese Trennung wird in der vorliegenden Arbeit durch Einsatz eines Schiebersystems erreicht, welches es ermöglicht, den Primärkoks des Glutbetts aus dem Entgasungsbereich in eine darunter liegende Kammer (Feststoffabbrandzone) abziehen. Das Schiebersystem besteht hierzu aus drei einzelnen Schiebereinheiten, die jede für sich geöffnet und geschlossen werden können. Ist eine Schiebereinheit komplett geöffnet, gibt sie den gesamten Querschnitt des Entgasungsbereichs sowie der Feststoffabbrandzone frei. Die Schiebereinheiten werden zum Abziehen des Primärkokes aus der Entgasungszone zeitlich versetzt nacheinander geöffnet und wieder geschlossen, um einen Austausch der Betriebsatmosphären der einzelnen Zonen zu verhindern.

Durch die Umsetzung der räumlichen Trennung von Entgasungszone und Feststoffabbrandzone konnte während des Versuchsbetriebs eine gezielte Variation der Luftzahlen im Bereich von  $1,1 \leq \lambda \leq 1,6$  durchgeführt werden. Im Ergebnis dieser Untersuchungen ist festzuhalten, dass sich für die  $\text{NO}_x$ -Konzentration eine starke Abhängigkeit sowohl von der eingestellten Gesamtluftzahl als auch von den eingestellten Teilluftzahlen ergibt. Die niedrigsten  $\text{NO}_x$ -Konzentrationen wurden bei sehr geringen Luftzahlen erzielt. So verringerte sich beispielsweise bei Senkung der Gesamtluftzahl von 1,6 auf 1,1 die  $\text{NO}_x$ -Konzentration von über  $450 \text{ mg/m}^3$  i.N. auf unter  $250 \text{ mg/m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ). Vergleichbare Konzentrationsänderungen zeigten sich auch bei Reduzierung der Primär- und Tertiärluftzahl.

Als Ursache für die geringen  $\text{NO}_x$ -Emissionen bei niedrigen Luftzahlen wurden zwei Zusammenhänge identifiziert. Zum einen begünstigen niedrige Primärluftzahlen die Einbindung von Stickstoff in die Asche anstatt die Freisetzung des Brennstoff-N in die Gasphase. Zum anderen wirken sich niedrige Tertiärluftzahlen positiv auf die Absenkung der  $\text{NO}_x$ -Emissionen aus, da sich lokal unterstöchiometrische Zonen während der Verbrennung ausbilden können. Bei gleichzeitigem Vorhandensein von Reduktionspartnern ( $\text{NH}$ -Radikale,  $\text{CO}$ ) sowie ausreichend hohen Temperaturen ( $> 800 \text{ }^\circ\text{C}$ ) laufen bevorzugt  $\text{NO}$ -verbrauchende Gasphasenreaktionen im Flammenbereich ab.

---



Für die Partikelmassenkonzentration konnte entgegen den in Kapitel 3. und 4. formulierten Thesen keine Abhängigkeit von der Gesamtluftzahl festgestellt werden. Die Partikelbildung erfolgt hauptsächlich über den thermischen sowie anteilig über den strömungsbedingten Partikelbildungspfad, ergo über den Austrag von anorganischen Komponenten (i.W. K, Ca) des Brennstoffs. Eine zusätzliche Reduzierung der Partikelmassenkonzentration wurde im weiteren Verlauf der Arbeit der detaillierten Untersuchung und Optimierung von Minderungsmaßnahmen zur Reduzierung der  $\text{NO}_x$ -Emissionen untergeordnet. Dies insbesondere vor dem Hintergrund der mittels der umgesetzten Primärmaßnahmen bereits erreichten niedrigen Partikelkonzentrationen sowie der Erkenntnis, dass zur Einhaltung der immissionsschutzrechtlich geforderten Emissionsgrenzwerte sekundäre Maßnahmen unumgänglich sind.

Hervorzuheben ist die niedrige Gesamtluftzahl von 1,2, bei der unter stabilen Betriebsbedingungen die geringsten Emissionskonzentrationen ( $\text{CO}$ ,  $\text{NO}_x$ , Partikel) gemessen wurden. Projiziert auf den in KALTSCHMITT ET AL. (2001) für eine automatisierte Feuerung angegebenen optimalen Betriebsbereich von  $1,4 < \lambda < 1,6$  bedeutet dies eine Verschiebung des optimalen Betriebspunkts um 0,2 Einheiten in Richtung idealer Verbrennung.

Neben den beschriebenen Luftstufungsmaßnahmen wird als weiterer Ansatz zur Reduzierung der  $\text{NO}_x$ -Emissionen eine neuartige Variante der Brennstoffstufung entwickelt, umgesetzt und erprobt. Basis für diesen neuartigen Ansatz bilden die Ergebnisse der Untersuchungen von RÜDIGER (1997) über den Einsatz eines Pyrolysegases aus biogenen Festbrennstoffen als Reduktionsbrennstoff für Kohlefeuerungen. Im Gegensatz zu der in RÜDIGER (1997) beschriebenen Vorgehensweise wird jedoch kein separater Sekundärbrennstoff als Reduktionsmittel eingesetzt, sondern ein aus dem Hauptbrennstoff erzeugtes Reduktionsgas. Das Reduktionsgas wird unter Sekundärluftzufuhr bei Luftzahlen von  $0,4 \leq \lambda \leq 0,8$  aus dem Primärkoks des Hauptbrennstoffs in der Feststoffabbrandzone gewonnen. Das Reduktionsgas wird aus der Feststoffabbrandzone über entsprechende Rohrleitungen dem Hauptprozess wieder zugeführt. Im Verlauf der durchgeführten Untersuchungen stellte sich heraus, dass die räumlichen Koordinaten der Reduktionsgaszuführung einen wesentlichen Einfluss auf die Reduktionswirkung haben.

Es konnte eine deutliche Abhängigkeit der Abnahme der  $\text{NO}_x$ -Konzentration von der im Zuführungsbereich herrschenden Temperatur nachgewiesen werden. Der Zuführungspunkt des Reduktionsgases wurde in Folge von der Reduktionszone (ca.  $450\text{ °C} - 550\text{ °C}$ ) in den Bereich der Oxidationszone (ca.  $1.000\text{ °C} - 1.100\text{ °C}$ ) verlegt. Dadurch war es beispielsweise möglich, für einen Brennstoff mit einem N-Gehalt von 2,5 Ma.-% eine Minderung der  $\text{NO}_x$ -Konzentration von fast  $300\text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) zu erreichen.

Neben den räumlichen Zuführungskordinaten spielt auch der Oxidationsgrad des in die Feststoffabbrandzone geförderten Primärkokes eine wichtige Rol-

---

le. Bei Versuchen wurde die maximale Reduktionswirkung erst nach Vorliegen der konzipierten Verweilzeiten des Primärkokes in der Entgasungszone erreicht. Bei Überschreitung der konzipierten Verweildauer (beispielsweise während des Anfahrprozesses oder im Teillastbetrieb) nimmt der Gehalt an oxidierbaren Bestandteilen im Primärkok über das gewünschte Maß hinaus ab. In der Folge sinkt bei Umsetzung des Primärkokes die CO-Konzentration im Reduktionsgas, was sich nachteilig auf die Bildung freier OH-Radikale (C-H-O-Mechanismus) auswirkt und zu erhöhten NO<sub>x</sub>-Konzentrationen führt. Durch Einsatz des Reduktionsgases konnte eine weitreichende Senkung der gemessenen NO<sub>x</sub>-Konzentration erreicht werden.

Zur Reduzierung der Rußbildungsgefahr wird in der vorliegenden Arbeit die Möglichkeit der Übertragung des Blaubrennerkonzepts auf den Versuchsbrenner untersucht. Im Kern bedeutet dies eine Umstellung des Betriebs von Diffusions- auf Vormischflamme. Als zentrale Voraussetzung zur Realisierung der Vormischflamme muss die Strömungsgeschwindigkeit des brennbaren Pyrolysegas-Luftgemisches im Bereich der Zone überstöchiometrischer Luftzugabe höher sein, als dessen Zündgeschwindigkeit. Die Zündung des Brenngas-Luftgemisches erfolgt nach Austritt aus dieser Mischzone durch Entspannung (ergo Senkung der Strömungsgeschwindigkeit) des Fluids.

Aufgrund der hohen Strömungsgeschwindigkeiten kam es während des Umstellungsprozesses von Diffusions- auf Vormischflamme häufiger zum Abreißen der Flamme. Im Verlauf der Versuche hat sich gezeigt, dass zusätzlich zur Entspannung des Gasgemisches ein Flammenhalter zur Stabilisierung der Flamme eingesetzt werden muss. Für den Betrieb mit Vormischflamme ergaben sich bei der Versuchsauswertung keine signifikanten Änderungen der gemessenen Emissionskonzentrationen bezogen auf die Ergebnisse der Diffusionsflamme. Das bedeutet, dass der Versuchsbrenner auch mit einer Diffusionsflamme rußarm oder rußfrei betrieben werden kann (fehlende Schwarzfärbung Staubfilter Kapitel 6.2). Für einen längeren Betrieb des Brennersystems ist der Betrieb mit Diffusionsflamme dem Betrieb mit Vormischflamme aus den folgenden Gründen vorzuziehen:

- Geringere Störungsanfälligkeit bei sich ändernden Betriebsrahmenbedingungen (z.B. inhomogene Brennstoffqualität, wechselnde Druckbedingungen, Leckagen am Brenner, Abfuhr des Primärkokes)
- Kein Abreißen der Flamme aufgrund geringerer Strömungsgeschwindigkeiten des Gas-Luftgemisches im Bereich der Gasmischzone
- Geringerer anlagen- und regelungstechnischer Aufwand zum Betrieb erforderlich (z.B. keine separate Zündvorrichtung zur Zündung der Flamme nach Flammenabriss erforderlich)

Das Brennersystem wurde mit Nummer P 183 2904 DE zum Patent angemeldet.

---

## 8. Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird ein neuartiges feuerungstechnisches Konzept zur emissionsarmen Verbrennung von festen Biomassebrennstoffen entwickelt und erprobt. Als Heizmaterial stehen pelletierte Brennstoffe nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV wie beispielsweise Stroh- und Getreidpellets im Fokus. Diese Brennstoffe fallen durch ein – verglichen mit Holzbrennstoffen – erhöhtes Schadstoffbildungspotential auf. Hier sind insbesondere der hohe Brennstoff-Stickstoffgehalt (NO<sub>x</sub>-Emissionen) sowie erhöhte Elementgehalte an Kalium- und Kalziumverbindungen (Partikelemissionen) zu nennen.

Auf Basis der Interpretation bereits existierender Modelle der Verbrennung sowie zur Minderung von Luftschadstoffen werden Maßnahmen abgeleitet und auf das entwickelte Feuerungskonzept übertragen. Die Prämisse liegt hierbei auf einer möglichst vollständigen Ausschöpfung primärer Minderungsmaßnahmen. Diese sind gegeben durch:

- Maßnahmen der Luftstufung und
- Maßnahmen der Brennstoffstufung.

Das entwickelte feuerungstechnische Konzept grenzt sich gegenüber dem Stand der Wissenschaft und Technik insbesondere in den folgenden drei Punkten ab:

1. Kombination von Luft- und Brennstoffstufung durch die Umsetzung einer räumlichen Trennung der Entgasung und des Abbrands von Primärkoks der Biomassebrennstoffe,
2. Gewinnung eines Reduktionsgases aus der Umsetzung des Primärkokes und Einsatz dieses Reduktionsgases im Sinne eines Stufenbrennstoffs (kein Einsatz eines separaten zusätzlichen Sekundärbrennstoffs notwendig) sowie
3. Anwendung und Umsetzung des Blaubrennerkonzepts auf ein mit Biomasse befeuertes Brennersystem (Umstellung des Betriebs von Diffusions- auf Vormischflamme).

Zur Erprobung des feuerungstechnischen Konzepts wird ein Brennersystem gebaut und in einen Versuchsaufbau integriert. Die technische Umsetzung sowie die Auswirkungen der Punkte 1. – 3. auf die CO-, NO<sub>x</sub>- und Partikelkonzentration im Abgas werden nachfolgend diskutiert.

Aufgrund der räumlichen Trennung von Entgasungszone und Feststoffabbrandzone ist es möglich, unterschiedliche Luftzahlen in den einzelnen Zonen einzustellen. Derart konnte während des Versuchsbetriebs eine gezielte Variation der Luftzahlen im Bereich von  $1,1 \leq \lambda \leq 1,6$  durchgeführt und die Auswirkungen auf die CO-, NO<sub>x</sub>- sowie Partikelemissionen nachvollzogen werden.

---

Für die  $\text{NO}_x$ -Konzentration ergibt sich in den durchgeführten Versuchen eine starke Abhängigkeit sowohl von der eingestellten Gesamtluftzahl als auch von den eingestellten Teilluftzahlen. Die besten Ergebnisse wurden bei sehr geringen Luftzahlen erzielt. So konnte die  $\text{NO}_x$ -Konzentration bei Senkung der Gesamtluftzahl von 1,6 auf 1,1 um mehr als  $200 \text{ mg/m}^3$  i.N. auf unter  $250 \text{ mg/m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) reduziert werden.

Gleichzeitig wurden bis zu einer Gesamtluftzahl von 1,2 stabil niedrige  $\text{CO}$ -Konzentrationen von ca.  $40 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) festgestellt. Erst bei Unterschreitung der Gesamtluftzahl 1,2 begann diese leicht anzusteigen.

Für die Partikelmassenkonzentration zeigte sich keine derart ausgeprägte Abhängigkeit von der Gesamtluftzahl. Für Holzpellets wurde im Luftzahlenbereich  $1,1 \leq \lambda \leq 1,6$  über 13 Einzelmessungen eine mittlere Massenkonzentration von  $19 \text{ mg/m}^3$  i.N. (13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) festgestellt. Die Einzelmesswerte wiesen hierbei eine unabhängige und zufällige Verteilung auf.

Als weiterer Ansatz zur Reduzierung der  $\text{NO}_x$ -Emissionen wird eine neuartige Variante der Brennstoffstufung entwickelt, umgesetzt und erprobt. Kern des Verfahrens ist die Erzeugung eines Reduktionsgases aus dem Hauptbrennstoff als Ersatz für den sonst üblicherweise als Reduktionsmittel eingesetzten Sekundärbrennstoff. Das Reduktionsgas wird unter Sekundärluftzufuhr bei Luftzahlen von  $0,4 \leq \lambda \leq 0,8$  aus dem Primärkoks des Hauptbrennstoffs in der Feststoffabbrandzone gewonnen.

Die Reduktionswirkung des erzeugten Reduktionsgases ist brennstoffübergreifend nachweisbar. Im Verlauf der durchgeführten Untersuchungen zeigten sich Abhängigkeiten der Reduktionswirkung von der im Zuführungsbereich herrschenden Temperatur sowie vom Oxidationsgrad des Primärkoks. Es gelten hier die folgenden Zusammenhänge:

- je höher die Temperatur im Bereich der Reduktionsgaszuführung ist, desto höher fällt die Reduktionswirkung des Reduktionsgases aus und
- je weiter fortgeschritten der Oxidationsgrad des Primärkoks ist, desto geringer fällt die Reduktionswirkung des Reduktionsgases aus.

Unter Berücksichtigung der o.g. Zusammenhänge konnte bei Vorliegen optimaler Reduktionsbedingungen die  $\text{NO}_x$ -Konzentration um fast 50 % von  $600 \text{ mg/m}^3$  i.N. auf  $313 \text{ mg/m}^3$  i.N. (jeweils 13 Vol.-%  $\text{O}_2$ ) verringert werden.

Das Risiko der Rußbildung wird für das gewählte feuerungstechnische Konzept durch die kompakte Ausführung der Oxidationszone sowie dem Umstand, dass überstöchiometrische Bedingungen die gesamte Anlage betrachtend nur in dieser Zone vorliegen, erhöht. Zur Minderung des Risikos der Rußbildung im Bereich der Flamme sowie zur Ausbildung einer möglichst kompakten Flammenfront wird daher die Möglichkeit der Übertragung des Blaubrennerkonzepts auf den Versuchsbrenner untersucht. Ziel ist die Umstellung des Be-

---

triebs des Brenners von einer (bei der Verbrennung von festen Biomassebrennstoffen üblichen) Diffusionsflamme auf eine Vormischflamme.

Die Möglichkeit der Anwendung des Blaubrennerkonzepts auf den Versuchsbrenner konnte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen grundsätzlich bestätigt werden. Es ist gelungen, den Versuchsbrenner mit einer Vormischflamme zu betreiben.

Zur Überprüfung der Emissionskonzentration von Rußverbindungen sind als Indikatorparameter die CO- sowie die Partikelkonzentration geeignet. Diese wurden vor Beginn der Umstellung (Brennerbetrieb mit Diffusionsflamme) und im Betrieb mit Vormischflamme ermittelt.

Auffällig bei den Versuchen war, dass auch für den Betrieb mit Diffusionsflamme niedrige Schadstoffkonzentrationen (CO: 14 mg/m<sup>3</sup> i.N., Staub: 15 mg/m<sup>3</sup> i.N., jeweils Holzpellets und bezogen auf 13 Vol.-% O<sub>2</sub>) erreicht wurden. Daher ist davon auszugehen, dass trotz der kompakten räumlichen Ausföhrung der Oxidationszone und dem Betrieb mit Diffusionsflamme eine rußarme oder rußfreie Verbrennung realisierbar ist.

Für den Betrieb mit Vormischflamme ergaben sich keine signifikanten Änderungen der gemessenen Emissionskonzentrationen bezogen auf die Ergebnisse der Diffusionsflamme.

Vor dem Hintergrund der immissionsschutzrechtlichen Anforderungen an Feuerungsanlagen zur energetischen Nutzung von Brennstoffen nach § 3 Abs. 1 Nr. 8 der 1. BImSchV lassen sich auf Basis der Ergebnisse der vorliegenden Arbeit folgende Schlussfolgerungen ableiten:

- für die Komponenten CO und NO<sub>x</sub> ist die Einhaltung der geforderten Konzentrationswerte unter ausschließlicher Anwendung primärer Minderungsmaßnahmen möglich und
  - für die Partikelkonzentration gilt dies nur für Holzpellets. Für landwirtschaftliche Reststoffe reichen trotz der erzielten vergleichsweise geringen Massenkonzentrationen primäre Minderungsmaßnahmen nicht aus. Hier müssen Sekundärmaßnahmen zur Einhaltung der geforderten Grenzwerte eingesetzt werden.
-

## 9. Literaturverzeichnis

- AHSAN, MUHAMMAD (2014): Numerical analysis of friction factor for a fully developed turbulent flow using kecturbulence model with enhanced wall treatment, Elsevier Verlag GmbH, beni-suef university journal of basic and applied sciences 3 (2014), p. 269 – 277
- ATAKAN, B ET AL. (1990): Kinetik der Gasphasenreaktion  $\text{NH}_2 + \text{NO}$  im Temperaturbereich 294 – 1025 K, Berichte der Bunsengesellschaft für physikalische Chemie, 94, pp. 1372 – 1375
- BAUMBACH, GÜNTER (Email 31.07.2017): persönliche Email; Betreff Literaturquelle für Formulierung Reaktionsgeschwindigkeit Oxidation > Rußbildungsgeschwindigkeit, Email vom 31.07.2017
- BAUMBACH, GÜNTER ET AL. (1999): Feinstaubuntersuchungen an Holzfeuerungen, IVD-Bericht Nr. 44, Institut für Verfahrenstechnik und Dampfkesselwesen der Universität Stuttgart (IVD), Bezug unter [ifk@ifk.uni-stuttgart.de](mailto:ifk@ifk.uni-stuttgart.de)
- BAUMBACH, GÜNTER; STRUSCHKA, MICHAEL (2005): Jahresbericht 2005 des 5. IVD-Holzfeuerungskolloquiums, Feinstäube aus Biomassefeuerungen, Institut für Verfahrenstechnik und Dampfkesselwesen der Universität Stuttgart (IVD), Bezug unter [ifk@ifk.uni-stuttgart.de](mailto:ifk@ifk.uni-stuttgart.de)
- BECKMANN, MICHAEL (2011): Beschreibung unterschiedlicher Techniken und deren Entwicklungspotentiale zur Minderung von Stickstoffoxiden im Abgas von Abfallverbrennungsanlagen und Ersatzbrennstoff-Kraftwerken hinsichtlich Leistungsfähigkeit, Kosten und Energieverbrauch, Umweltbundesamt (UBA), ISSN: 1862-4804
- BIMSCHG (2009): Bundes-Immissionsschutzgesetz, 27. Auflage 2009, Nomos Verlagsgesellschaft, ISBN: 978-3-8329-4301-1
- BMELV (2009): Aktionsplan der Bundesregierung zur stofflichen Nutzung nachwachsender Rohstoffe, Bundesministerium für Ernährung, Landwirtschaft und Verbraucherschutz (BMELV), Bezug unter [info@fnr.de](mailto:info@fnr.de)
- BMELV (2010): Die deutsche Landwirtschaft – Leistungen in Daten und Fakten, Bundesministerium für Ernährung, Landwirtschaft und Verbraucherschutz (BMELV), Bezug unter [publikationen@bundesregierung.de](http://publikationen@bundesregierung.de)
- BMELV (2011): statistisches Jahrbuch über Ernährung, Landwirtschaft und Forsten der Bundesrepublik Deutschland, Bundesministerium für Ernährung, Landwirtschaft und Verbraucherschutz (BMELV), Landwirtschaftsverlag GmbH Münster-Hiltrup, ISBN: 978-3-7843-5191-9
-

- BMU (2002): Erste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz, Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft (TA Luft), Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Bezug unter [service@bmu.bund.de](mailto:service@bmu.bund.de)
- BMU (2010): Erste Verordnung zur Durchführung des Bundes-Immissionsschutzgesetzes Verordnung über kleine und mittlere Feuerungsanlagen – 1. BImSchV, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Bezug unter [service@bmu.bund.de](mailto:service@bmu.bund.de)
- BMU (2012): Erneuerbare Energien in Zahlen – Nationale und internationale Entwicklung, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Bezug unter [service@bmu.bund.de](mailto:service@bmu.bund.de)
- BMU (2012): Kreislaufwirtschaftsgesetz – KrWG, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Bezug unter [service@bmu.bund.de](mailto:service@bmu.bund.de)
- BOCKHORN, HENNING (2001): Grundlagen der Verbrennungstechnik II, Institut für chemische Technik und Engler-Bunte-Institut, Universität Karlsruhe, Bezug unter [henning.bockhorn@vbt.uni-karlsruhe.de](mailto:henning.bockhorn@vbt.uni-karlsruhe.de)
- BRAUN-UNKHOFF, MARINA ET AL. (2009): Detailed and reduced reaction mechanism of biomass-based syngas fuels, Proceedings of GT2009, ASME Turbo Expo, Orlando, USA, GT2009-60214
- BUNDESREGIERUNG (2008): Bericht der Bundesregierung zur Öl- und Gasmarktstrategie, Bundesregierung der Bundesrepublik Deutschland, Bezug unter <http://www.bundesregierung.de>
- BUNDESREGIERUNG (2010): Nationaler Aktionsplan für erneuerbare Energie gemäß der Richtlinie 2009/28/EG zur Förderung der Nutzung von Energie aus erneuerbaren Quellen, Bundesregierung der Bundesrepublik Deutschland, Bezug unter <http://www.bundesregierung.de>
- BUSCHULTE, WINFRIED (1986): Schadstoffemissionen des „Raketenbrenners“, VDI Berichte Nr. 623, VDI-Verlag, Düsseldorf
- BUSCHULTE, WINFRIED (1992): Kohlenwasserstoff-Emission von Ölbrennern, Entstehung, Ursachen, Verminderung, Sonderteil der Zeitschrift BWK-Brennstoff- Wärme-Kraft Nr. 3 (1992), VDI-Verlag, Düsseldorf
- DÄMMGEN, ULRICH (2009): Calculations of emission from German agriculture – National Emission Inventory Report (NIR) 2009 for 2007, Johann Heinrich von Thünen-Institut Federal Research Institute for Rural Areas, Forestry and Fisheries, ISBN: 978-3-86576-049-4
-

- DIN EN 15149-2 (2011): Feste Biobrennstoffe – Bestimmung der Partikelgrößenverteilung – Teil 2: Rüttelsiebverfahren mit Sieb-Lochgrößen von 3,15 mm und darunter, Beuth-Verlag, Berlin
- DIN EN 15259 (2008): Luftbeschaffenheit - Messung von Emissionen aus stationären Quellen - Anforderungen an Messstrecken und Messplätze und an die Messaufgabe, den Messplan und den Messbericht, Beuth-Verlag, Berlin
- DIN EN ISO 17225-2 (2014): Biogene Festbrennstoffe – Brennstoffspezifikationen und –klassen – Teil 2: Klassifizierung von Holzpellets, Beuth-Verlag, Berlin
- EBERT, HANS-PETER (2004): Heizen mit Holz in allen Ofenarten, 9. überarbeitete und erweiterte Auflage 2004, Ökobuch Verlag Freiburg, ISBN: 978-3922964445
- EDER, GOTTFRIED ET AL. (2008): Development of test methods for nonwood smallscale combustion plants, Berichte aus Energie- und Umweltforschung 49/2009, Bundesministerium für Verkehr, Innovation und Technologie, Bezug unter michael.paula@bmvit.gv.at
- FAN, WEIYI ET AL. (2014): Effects of gas compositions on NOx reduction by selective non-catalytic reduction with ammonia in a simulated cement precalciner atmosphere, Elsevier Verlag GmbH, erschienen in Chemosphere 113 (2014), p. 182–187
- FERREIRA, JORGE; NUSSBAUMER, THOMAS (1997): Modellierung von Verbrennungsprozessen, Bundesamt für Energie, Bundesamt für Umwelt, Wald und Landschaft, Bezug unter info@bafu.admin.ch
- FOKAIDES, PARIS A. (2013): Experimentelle Analyse der Stabilisierungseigenschaften von abgehobenen eingeschlossenen nicht-vorgemischten Drallflammen, KIT Scientific Publishing, ISBN: 978-3866444720
- FRIEDLANDER, SHELDON K. (2000): Smoke, Dust, and Haze: Fundamentals of Aerosol Dynamics (Topics in Chemical Engineering), 2. edition (March 2000), Oxford University Press, ISBN: 978-0195129991
- FRICTHE, UWE R. ET AL. (2004): Stoffstromanalyse zur nachhaltigen energetischen Nutzung von Biomasse, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Bezug unter service@bmu.bund.de
- GAUTHIER, YVAN (2010): Einspritzdruck bei modernen PKW-Dieselmotoren: Einfluss auf die Rußemission, Auflage: 2010, Vieweg+Teubner Verlag, ISBN-13: 978-3834809360
- GREUL, ULRICH (1998): Experimentelle Untersuchung feuerungstechnischer NOx-Minderungsverfahren bei der Kohlestaubverbrennung, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 6 Nr. 388, VDI-Verlag, Düsseldorf, ISBN: 3-18-338806-5
-



- GRIEBE, STEFFEN (2008): Modellierung der Verbrennung von Braunkohle in einer Zyklidfeuerungs unter Berücksichtigung der Schadstoffemissionen CO, NO<sub>x</sub> und SO<sub>2</sub>, 1. Auflage 2008, Cuvillier Verlag, ISBN: 978-3867275125
- HARTMANN, HANS ET AL. (2007): Getreidekörner als Brennstoff für Kleinf Feuerungen Technologie- und Förderzentrum (TFZ) Straubing, Eigenverlag TFZ, ISSN: 1614 – 1008
- HARTMANN, HANS ET AL. (2010): naturbelassene biogene Festbrennstoffe – umweltrelevante Eigenschaften und Einflussmöglichkeiten, Bayerisches Landesamt für Landtechnik, Materialien 154, Bezug unter: poststelle@stmelf.bayern.de
- HELLER, HANS GEORG; BAUMBACH, GÜNTER (2004): Optimierung der Feuerungstechnik zur Wärmeerzeugung aus aufbereiteten Durchforstungsreststoffen, Institut für Verfahrenstechnik und Dampfkesselwesen der Universität Stuttgart (IVD), Bezug unter ifk@ifk.uni-stuttgart.de
- HINDS, WILLIAM C. (1999): Aerosol Technology: Properties, Behavior, and Measurement of Airborne Particles, 2. edition (January 19, 1999), Wiley-Interscience, ISBN: 978-0471194101
- JAVED, TAYYEB M. ET AL. (2008): A comparative kinetic study of SNCR process using Ammonia, Brazilian Journal of Chemical Engineering Vol. 25, No. 01, pp. 109 - 117, ISSN: 0104-6632
- JUSCHKA, WINFRIED; STRUSCHKA, MICHAEL (2015): Neue Wege der Stickstoffoxidminderung bei der energetischen Nutzung von landwirtschaftlichen Reststoffen, LANDTECHNIK Bd. 70, Nr. 5 (2015), Seiten: 181-193
- KALTSCHMITT, MARTIN ET AL. (2001): Energie aus Biomasse – Grundlagen, Techniken und Verfahren, Auflage: 1, Springer Verlag, ISBN: 978-3-5406-4853-6
- KALTSCHMITT, MARTIN ET AL. (2003): Energiegewinnung aus Biomasse, Externe Expertise für das WBGU-Hauptgutachten 2003 "Welt im Wandel: Energiewende zur Nachhaltigkeit", Springer Verlag, ISBN: 3-540-40160-1
- KALTSCHMITT, MARTIN ET AL. (2008): Zur energetischen Nutzung von Biomasse in Deutschland – Potenziale, Stand und Perspektiven, Leibniz-Institut für interdisziplinäre Studien e.V. (LIFIS), ISSN: 1864 – 6972
- KALTSCHMITT, MARTIN ET AL. (2016): Energie aus Biomasse – Grundlagen, Techniken und Verfahren, Auflage: 3, Springer Verlag, ISBN: 978-3-662-47437-2
- KARL, JÜRGEN (2012): Dezentrale Energiesysteme: Neue Technologien im liberalisierten Energiemarkt, 3. überarbeitete und erweiterte Auflage (4. April 2012), Oldenbourg Wissenschaftsverlag, ISBN: 978-3486708851
-

- KELLER, ROLAND ET AL. (1993): Untersuchung der Luftstufung mit Reduktionskammer als Primärmaßnahmen zur NO-Minderung bei der Holzverbrennung, VDI-Bericht 1090, VDI Verlag GmbH Düsseldorf
- KOGER, STEFAN (2010): Reaktionskinetische Untersuchungen zur Umwandlung stickstoffhaltiger Gaskomponenten unter Bedingungen der Abfallverbrennung, KIT scientific publishing, ISBN: 978-3-8664-4500-0
- KUCHLING, HORST (2004): Taschenbuch der Physik, 18. Auflage, Carl Hanser Verlag, ISBN: 978-3-4462-2883-2
- LANGEHEINECKE, KLAUS ET AL. (2006): Thermodynamik für Ingenieure, 6., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage 2006, Vieweg + Teubner Verlag, ISBN: 978-3-8348-0103-6
- LAUNHARDT, THOMAS ET AL. (2000): Verbrennungsversuche mit naturbelassenen biogenen Festbrennstoffen in einer Kleinf Feuerungsanlage - Emissionen und Aschequalität, Bayerisches Staatsministerium für Landesentwicklung und Umweltfragen (StMLU), Materialien 156, Bezug unter [poststelle@stmlu.bayern.de](mailto:poststelle@stmlu.bayern.de)
- LECHNER, CHRISTOF; SEUME, JÖRG (2010): Stationäre Gasturbinen, 2. Auflage 2010, Springer Verlag, ISBN: 3-5409-2787-5
- LEIBLE, LUDWIG ET AL. (2003): Energie aus biogenen Rest- und Abfallstoffen, Institut für Technikfolgenabschätzung und Systemanalyse, Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, ISSN: 0947 – 8620
- LÖHNER, KURT; MÜLLER, HERBERT (1967): Gemischbildung und Verbrennung im Ottomotor, Springer Verlag, ISBN: 978-3-7091-8180-5
- MILANO, AMBROGIO; WÜNNING, JOACHIM G. (2007): Handbuch der Brennertechnik für Industrieöfen, 1. Auflage 2007, Vulkan Verlag, ISBN: 978-3802729386
- MILLER, JAMES A.; BOWMAN, CRAIG T. (1989): Mechanism and modeling of nitrogen chemistry in combustion, Elsevier Verlag GmbH, Progress in Energy and Combustion Science Volume 15, Issue 4, p. 287-338
- MILLER, JAMES A.; GLARBORG, PETER (1999): Modeling the Thermal De-NOx Process: Closing in on a Final Solution, International Journal of Chemical Kinetics Volume 31, Issue 11, p. 757 – 765, ISSN: 0538-8066
- MÜNCH, JULIA (2008): Nachhaltig nutzbares Getreidestroh in Deutschland, Positionspapier, Institut für Energie- und Umweltforschung Heidelberg GmbH, Bezug unter [julia.muench@ifeu.de](mailto:julia.muench@ifeu.de)
-

- NUSSBAUMER, THOMAS (1997): Primär- und Sekundärmaßnahmen zur NO<sub>x</sub>-Minderung bei Biomassefeuerungen, VDI Bericht 1319 (Thermische Biomassenutzung – Technik und Realisierung), VDI Verlag GmbH Düsseldorf
- NUSSBAUMER, THOMAS (2000): Holzenergie, Bundesamt für Energie BFE, Schweizer Baudokumentation, Bezug unter [info@baudokumentation.ch](mailto:info@baudokumentation.ch)
- OBERNBERGER, INGWALD (1997): Nutzung fester Biomasse in Verbrennungsanlagen, 2. korrigierte Auflage 1997, dbv-Verlag der Technische Universität Graz, ISBN: 3-7041-0241-5
- OSER, MICHAEL ET AL. (2003): Grundlagen der Aerosolbildung in Holzfeuerungen, Bundesamt für Energie, Bundesamt für Umwelt, Wald und Landschaft, ISBN: 3-908705-09-6
- OSER, MICHAEL; NUSSBAUMER, THOMAS (2004): Low – Particle – Pelletfeuerung im Leistungsbereich 100 kW – 500 kW, Bundesamt für Energie, Bundesamt für Umwelt, Wald und Landschaft, ISBN: 3-908705-09-6
- PISCHINGER, RUDOLF ET AL. (2009): Thermodynamik der Verbrennungskraftmaschine, 3. Auflage, Springer Verlag Wien, ISBN: 3-211-99277-4
- RIEDEL, UWE; METHLING, TORSTEN (Email 04.05.2016): persönliche Email; Betreff Flammengeschwindigkeit Pyrolysegas aus biogenen Festbrennstoffen, Deutsches Zentrum für Luft und Raumfahrt (DLR), Email vom 04.05.2016
- RIEDEL, UWE; METHLING, TORSTEN (Email 21.06.2017): persönliche Email; Betreff Flammengeschwindigkeit Pyrolysegas aus biogenen Festbrennstoffen, Deutsches Zentrum für Luft und Raumfahrt (DLR), Email vom 21.06.2017
- RÜDIGER, HELMUT (1997): Pyrolyse von festen biogenen und fossilen Brennstoffen zur Erzeugung eines Zusatzbrennstoffes für Feuerungsanlagen, Dissertation Universität Stuttgart, Shaker Verlag Aachen, ISBN: 3-8265-2584-1
- SCHMIDT TECHNOLOGY GMBH (2014): Datenblatt Schmidt Strömungssensor SS 20.260, Schmidt Technology GmbH, Form 1092/02/11/2000/2 Art. No. 508978.01, Bezug unter [sensors@schmidttechnology.de](mailto:sensors@schmidttechnology.de)
- SCHÜTTE, ANDREAS (2012): 2. Internationale Fachtagung Strohenergie, Vortrag: Förderung der Strohnutzung in Deutschland, Fachagentur für nachwachsende Rohstoffe e.V. (FNR), Bezug unter [info@fnr.de](mailto:info@fnr.de)
- SCHWISTER, KARL (2003): Taschenbuch der Umwelttechnik, Bundesamt für Energie, Bundesamt für Umwelt, Wald und Landschaft, 1. Auflage 2003, Carl Hanser Verlag GmbH & CO. KG, ISBN: 978-3446220591
-

- SEITZMAN, JERRY M. (2000): Turbulent flame speed measurement and modeling of syngas fuels, Final technical report DE-FC21\_92MC29061, Georgia Institute of technology
- SIEGLE, VOLKER (2000): Biogene Brennstoffe in Aufbereitung und Verbrennung, Dissertation Universität Stuttgart, Shaker Verlag Aachen, ISBN: 3-8265-7711-6
- SKALLA, CHRISTIAN (2011): Gemischbildung und Verbrennung von Wasserstoff/Methan-Gemischen in Pkw-Anwendungen, Dissertation Technische Universität Graz
- SPLIETHOFF, HARTMUT ET AL. (1996): Basic effects on NO<sub>x</sub> emissions in air staging and reburning at a bench-scale test facility, Elsevier Verlag GmbH, Fuel 75(5), S. 560 – 564
- STAN, CORNEL (2012): Thermodynamik des Kraftfahrzeugs, Springer Verlag, ISBN: 978-3-6422-7629-3
- STEPHAN, PETER ET AL. (2010): Thermodynamik – Grundlagen und technische, Anwendungen, Band 2, 15. Auflage, Springer Verlag Berlin, ISBN: 978-3-540-36709-3
- STIEß, MATTHIAS; RIPPERGER, SIEGFRIED (2009): Mechanische Verfahrenstechnik - Partikeltechnologie 1, 3. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, ISBN: 978-3-540-32551-2
- STROHSCHNEIN, JAN ET AL. (2007): Nachhaltige Wärmeversorgung - Sachstandsbericht, Umweltbundesamt, ISSN: 1862-4359
- STRUSCHKA, MICHAEL (1993): Holzverbrennung in Feuerungsanlagen, Grundlagen – Emissionen – Entwicklung schadstoffarmer Kachelöfen, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 15 Nr. 108, VDI-Verlag, Düsseldorf, ISBN: 3-18-140815-8
- STRUSCHKA, MICHAEL ET AL. (2010): Untersuchungen zur Verbrennung von Getreide und Getreidereststoffen in einer gewerblichen Holzfeuerung, Technologie- und Förderzentrum Straubing in Kooperation mit dem Institut für Feuerungs- und Kraftwerkstechnik der Universität Stuttgart, Bezug unter [ifk@ifk.uni-stuttgart.de](mailto:ifk@ifk.uni-stuttgart.de)
- SUN, HONGYAN ET AL. (2007): High-pressure laminar flame speeds and kinetic modeling of carbon monoxide/hydrogen combustion, Elsevier Verlag GmbH, Proceedings of the Combustion Institute, Vol. 31, No. 1, 2007, p. 439-446
- THRÄN, DANIELA ET AL. (2011): DBFZ-Report Nr. 4 – Identifizierung strategischer Hemmnisse und Entwicklung von Lösungsansätzen zur Reduzierung der Nutzungskonkurrenzen beim weiteren Ausbau der Biomassennutzung, Deutsches BiomasseForschungsZentrum, Bezug unter [info@dbfz.de](mailto:info@dbfz.de)
-

- VDI 2066 (2006): Messen von Partikeln - Staubmessungen in strömenden Gasen - Gravimetrische Bestimmung der Staubbelastung, Blatt 1 – 7, Beuth-Verlag, Berlin
- VDI 4206 (2015): Mindestanforderungen und Prüfpläne zur Überwachung der Emissionen an Kleinf Feuerungsanlagen – Messgeräte zur Ermittlung von partikelförmigen Emissionen, Blatt 2, Beuth-Verlag, Berlin
- VDLUFA (2004): Standpunkt zur Humusbilanzierung, Methode zur Beurteilung und Bemessung der Humusversorgung von Ackerland, Verband Deutscher Landwirtschaftlicher Untersuchungs- und Forschungsanstalten, Bezug unter [info@vdlufa.de](mailto:info@vdlufa.de)
- VETTER, ARMIN ET AL. (2006): Energetische Verwertung von Getreide und Halmgutpellets, Thüringer Landesanstalt für Landwirtschaft, Bezug unter [verwaltung@tll.thueringen.de](mailto:verwaltung@tll.thueringen.de)
- VINCENT, JAMES H. (2007): Aerosol Sampling: Science, Standards, Instrumentation and Applications, 1 edition (May 2007), Wiley, ISBN: 978-0470027257
- WANG, ZHI-HUA ET AL. (2005): Experiment and mechanism investigation on advanced reburning for NO<sub>x</sub> reduction: influence of CO and temperature, Journal of Zhejiang University SCIENCE 2005 6B(3): 187-194, ISSN 1009-3095
- WARNATZ, JÜRGEN ET AL. (2001): Verbrennung: physikalisch-chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung, 3. aktualisierte und erweiterte Auflage, Springer Verlag Berlin, ISBN: 3-540-42128-9
- WIESE, LARS (2007): Energetische, exergetische und ökonomische Evaluierung der thermochemischen Vergasung zur Stromerzeugung aus Biomasse, VDI Fortschritt-Berichte, Reihe Energietechnik, Nr. 569, VDI-Verlag, Düsseldorf, ISBN 978-3-18-35609-9
- ZELLER, VANESSA ET AL. (2012): Basisinformationen für eine nachhaltige Nutzung von landwirtschaftlichen Reststoffen zur Bioenergiebereitstellung, Endbericht FZK 03KB021, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Bezug unter [service@bmu.bund.de](mailto:service@bmu.bund.de)
- ZUBERBÜHLER, ULRICH (2002): Maßnahmen zur feuerungsseitigen Emissionsminderung bei der Holzverbrennung in gewerblichen Feuerungsanlagen, Bericht Nr. 50, Selbstverlag des Institutes für Verfahrenstechnik und Dampfkesselwesen der Universität Stuttgart, ISBN: 3-928123-49-1
-

## Anhang A 1 zur Potentialanalyse

### 1. Potentialanalyse

Die zunehmende Verknappung fossiler Ressourcen sowie die weltweit steigende Nachfrage nach konventionellen Energieträgern haben zu einer deutlichen Verteuerung von Öl- und Gasbrennstoffen geführt. Laut einem Bericht der Bundesregierung zur Öl- und Gasmarktstrategie ist beispielsweise der Rohölpreis „in den letzten fünf Jahren um bis zu 500 % gestiegen [...]“ (BUNDESREGIERUNG 2008, S. 13).

Der starke Preisanstieg bei den fossilen Energieträgern sowie die günstigen umweltpolitischen Rahmenbedingungen haben in den letzten Jahren zu einer verstärkten Nutzung von Holzbrennstoffen (Scheitholz, Hackschnitzel, Pellets) geführt. Ist dies auf der einen Seite positiv zu werten (Klimaschutz, Ausbau regenerativer Energien, Verhinderung von Kapitalabfluss), so zeichnet sich eine immer stärker werdende Nutzungskonkurrenz zu den klassischen holzverarbeitenden Industrie- und Handwerkszweigen ab.

Wie bereits in Kapitel 1 dieser Arbeit dargelegt, ist zu erwarten, dass trotz Mobilisierung bisher ungenutzter Holzpotentiale im Jahr 2020 eine Deckungslücke von bis zu ¼ der benötigten Holzmengen entsteht.

Zusammenfassend lassen sich somit mit Blick auf die energetische Nutzung landwirtschaftlicher Reststoffe zwei zentrale Fragestellungen formulieren, die im Rahmen der folgenden Potentialanalyse aufgegriffen und beantwortet werden sollen:

- Welche Rohstoffaufkommen stehen zukünftig unter Berücksichtigung eventueller Nutzungskonkurrenzen für eine stoffliche bzw. energetische Nutzung zur Verfügung?
- Reicht das für eine energetische Nutzung erschließbare Potential aus, um die sich abzeichnende Deckungslücke im Bereich biogener Festbrennstoffe schließen zu können?

Als Systemgrenzen der Potentialanalyse werden die räumlichen Grenzen der Bundesrepublik Deutschland festgelegt.

#### 1.1 Begriffsdefinitionen zur Potentialanalyse

Zur Vermeidung von Missverständnissen wird zu Beginn der Potentialanalyse eine einheitliche Definition der wesentlichen verwendeten Begriffe festgelegt. Diese werden dann für die vorliegende Dissertation übernommen.

ZELLER ET AL. (2012) haben im Rahmen ihrer Untersuchungen zur nachhaltigen Nutzung von landwirtschaftlichen Reststoffen zur Bioenergiebereitstellung den Begriff „Reststoffe“ oder „**landwirtschaftliche Reststoffe**“ bereits mittels unterschiedlicher Definitionen hinterlegt. Im Rahmen dieser Arbeit soll

---

die Definition nach EN 14588 (Norm über feste Biobrennstoffe) herangezogen werden.

Demnach werden unter landwirtschaftlichen Reststoffen Stoffe verstanden, „die aus der Produktion, Ernte oder Verarbeitung in landwirtschaftlichen Bereichen stammen (Agricultural residues are biomass residues originating from production, harvesting, and processing in farm areas)“ (ZELLER ET AL. 2012, S. 10). Gemäß dieser Definition wird eine klare Trennung zu Reststoffen aus der Nahrungsmittelindustrie (z.B. Presskuchen aus der Saftproduktion) sowie Reststoffen aus der Tierhaltung (z.B. Exkrememente) vorgenommen.

Zur Beschreibung des Aufkommens landwirtschaftlicher Reststoffe werden die Begriffe „theoretisches Potential“, „technisches Potential“ sowie „wirtschaftliches Potential“ eingeführt. Die Begriffsdefinitionen stützen sich auf das Werk von KALTSCHMITT ET AL. (2001) und wurden bedarfsorientiert angepasst bzw. erweitert.

Das **theoretische Potential** beschreibt das innerhalb festgelegter räumlicher sowie zeitlicher Grenzen theoretisch nutzbare Energieangebot (z.B. die in der gesamten Pflanzenmasse gespeicherte Energie). Da eine Umwandlung der theoretisch verfügbaren Energie in praktisch nutzbare Energie in der Realität gewissen technischen (Konversionsverluste) und wirtschaftlichen (Rentabilität) Rahmenbedingungen unterworfen ist, stellt das theoretische Potential die Obergrenze des Bilanzrahmens dar. Die Erschließung des theoretischen Potentials ist faktisch nicht möglich, weshalb dieses eher als orientierende Größe zur Beschreibung bzw. Abschätzung von zukünftig eventuell erschließbaren Vorkommen dient.

Das **technische Potential** beschreibt den Teil des theoretischen Potentials, der unter Ausnutzung des Standes von Wissenschaft und Technik und unter Berücksichtigung gegebener Restriktionen (z.B. Konversionsverluste, Materialeigenschaften) tatsächlich nutzbar gemacht werden kann. Mit aufgenommen in die Bewertung des technischen Potentials werden gegebene strukturelle und ökologische Begrenzungen (z.B. Schutzgebiete) sowie gesetzliche Vorgaben (z.B. Vorrang der stofflichen Verwertung nach § 6 des Kreislaufwirtschaftsgesetzes).

Das **wirtschaftliche Potential** beschreibt das technische Potential vermindert um den Teil, der aufgrund des gegebenen Verhältnisses von Angebot und Nachfrage zum Zeitpunkt der Nachfrage unter ökonomischen Bedingungen nicht erschließbar ist. Das wirtschaftliche Potential hängt von zahlreichen nationalen (Subventionen, Steuern) und internationalen (Öl- und Gaspreis) Randbedingungen ab und ist daher starken zeitlichen Schwankungen unterworfen.

Der Zusammenhang von theoretischem, technischem und wirtschaftlichem Potential ist zusammengefasst schematisch in Abbildung A 1.1 dargestellt:

---

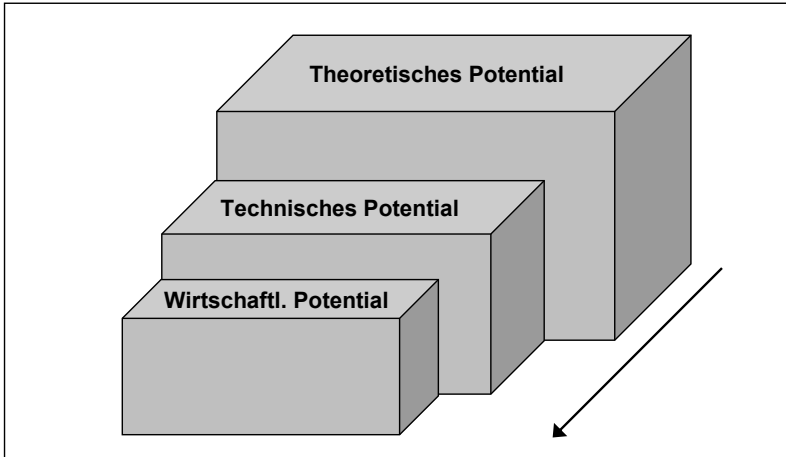


Abbildung A 1.1: Zusammenhang von theoretischem, technischem und wirtschaftlichem Potential. Hinterer Würfel: das theoretische Potential als Obergrenze des Bilanzrahmens, mittlerer Würfel: das technische Potential als tatsächlich erschließbares Angebot, vorderer Würfel: das wirtschaftliche Potential als ökonomisch erschließbarer Teil des technischen Potentials

## 1.2 Aufkommen landwirtschaftlicher Reststoffe

Die Bundesrepublik Deutschland rangiert bei der Erzeugung von pflanzlichen Produkten europaweit an vierter Stelle (BMELV 2010). Der Anbau strohliefernder Kulturarten wie beispielsweise Getreide oder Mais erfolgt auf einer Fläche von ca. sechs bis acht Millionen (Mio) Hektar (ha) (BMELV 2011). ZELLER ET AL. (2012) haben im Rahmen einer groß angelegten Studie die durchschnittlich in den Jahren 1999 bis 2007 auf dieser Fläche anfallenden Mengen an landwirtschaftlichen Reststoffen quantifiziert.

Im Ergebnis dieser Studie ist festzuhalten, dass ein theoretisches Potential von etwa 63,5 Millionen Tonnen Frischmasse jährlich (Mio. t<sub>FM/a</sub>) an landwirtschaftlichen Reststoffen für eine weitergehende stoffliche und/oder energetische Nutzung zur Verfügung steht. Einen Überblick über die Verteilung sowie die bestehenden Nutzungspfade der einzelnen Fraktionen gibt Tabelle A 1.1.

---



Tabelle A 1.1: Mengen und bestehende Nutzungspfade von landwirtschaftlichen Reststoffen. Die angegebenen Mengen wurden als Mittelwert der Aufkommen aus den Jahren 1999 – 2007 berechnet (angepasste Darstellung nach ZELLER ET AL. 2012)

Landwirtschaftlicher Reststoff			Bisheriger Nutzungspfad
Art	Menge [Mio. t <sub>FM/a</sub> ]	Wassergehalt [Ma.-%]	
Getreidestroh <sup>1</sup>	30	14	stofflich (Einstreu), geringer Teil energetisch
Rapsstroh	7,5	14	stofflich (Humusproduktion)
Körnermaisstroh	4	14	stofflich (Humusproduktion)
Ernterückstände Hackfrüchte <sup>2</sup>	19	82 – 85	stofflich (Humusproduktion)
Rapspresskuchen	3	10	vorwiegend Futtermittel

Wie aus Tabelle A 1.1 ersichtlich ist, liefern die unter dem Begriff Getreidestroh subsumierten Reststoffe mit einem Aufkommen von 30 Mio. t<sub>FM/a</sub> den größten Anteil des theoretischen Potentials. Summiert man noch die Mengen von Rapsstroh und Körnermaisstroh als Summenparameter für strohähnliche landwirtschaftliche Reststoffe hinzu, so erhält man mit 41,4 Mio. t<sub>FM/a</sub> fast  $\frac{2}{3}$  des jährlichen Gesamtaufkommens.

Vor dem Hintergrund einer energetischen Verwertung spielt neben den anfallenden Mengen auch der Wassergehalt der Reststofffraktionen eine große Rolle. So eignen sich beispielsweise die Rückstände aus der Ernte von Hackfrüchten mit einem Wassergehalt größer 80 Prozent Massenanteile (Ma.-%) i.d.R. nur nach einer vorhergehenden Trocknung für eine Verbrennung. Eine energetische Nutzung der strohähnlichen landwirtschaftlichen Reststoffe in einer Feuerungsanlage ist dagegen bei einem mittleren Wassergehalt von 14 Ma.-% ohne vorhergehende thermische Behandlung möglich.

Bezogen auf die Trockenmasse (TM) verschieben sich die in Tabelle A 1.1 dargestellten Massenverhältnisse aufgrund des hohen Wassergehalts der Ernterückstände von Hackfrüchten stark zugunsten der Reststofffraktionen mit einem geringen Wassergehalt. So steht nach Umrechnung ein jährliches Aufkommen an strohähnlichen landwirtschaftlichen Reststoffen von 35,3 Mio. t<sub>TM</sub>

<sup>1</sup> Winter- und Sommerweizen, Roggen, Winter- und Sommergerste, Triticale sowie Hafer

<sup>2</sup> Kartoffel und Zuckerrübe

zur Verfügung, welches beinahe  $\frac{7}{8}$  des gesamten theoretischen Potentials entspricht.

Zusammenfassend ist somit festzuhalten, dass sowohl unter quantitativen ( $t_{FM/a}$ ) als auch unter qualitativen (Wassergehalt) Gesichtspunkten die hier unter strohähnlichen landwirtschaftlichen Reststoffen subsumierten Fraktionen am besten geeignet sind für eine energetische Verwertung in Form einer Verbrennung. Auf Basis dieser Vorauswahl werden anschließend eventuelle Nutzungskonkurrenzen untersucht sowie das technische Potential bestimmt.

### 1.3 Untersuchung der stofflichen und energetischen Nutzungskonkurrenz

Gemäß den Vorgaben des § 6 Kreislaufwirtschaftsgesetz (KrWG) ist der stofflichen Verwertung Vorrang vor der energetischen Nutzung von Abfällen einzuräumen (BMU 2012). Dementsprechend ist zu prüfen,

- welche stofflichen Nutzungspfade gegenwärtig für die Verwertung von landwirtschaftlichen Reststoffen bestehen und
- welche Mengen für diese Nutzungspfade reserviert werden müssen.

Hinsichtlich einer Bewertung der bestehenden Nutzungspfade ist zu unterscheiden zwischen dem gezielten Anbau von Pflanzenkulturen mit dem Ziel einer stofflichen Nutzung und der stofflichen Verwertung von Reststoffen sowie Koppelprodukten aus landwirtschaftlichen Betrieben bzw. der Bewirtschaftung von landwirtschaftlichen Flächen.

Der Aktionsplan der Bundesregierung zur stofflichen Nutzung nachwachsender Rohstoffe weist für das Jahr 2009 einen Flächenbedarf von rund 280.000 ha für den Anbau von Biomasse mit dem Ziel einer stofflichen Nutzung aus (BME LV 2009). Bezogen auf die Gesamtanbaufläche strohliefernder Kulturarten entspricht dies weniger als 5 %, eine signifikante Zunahme der Anbauflächen ist für die nähere Zukunft nicht zu erwarten.

Im Bereich der stofflichen Nutzung von strohähnlichen landwirtschaftlichen Reststoffen sind nach LEIBL ET AL. (2003) im Wesentlichen drei Nutzungspfade zu berücksichtigen:

- (1) Bedarf als Futtermittel für die Viehhaltung
- (2) Bedarf als Einstreumaterial in den Stallungen für die Viehhaltung
- (3) Bedarf als Substrat zum Ausgleich der Humusbilanz auf den Anbauflächen

Weitere stoffliche Nutzungspfade „können als Nischenanwendungen charakterisiert werden, bzw. sie sind nur regional von Bedeutung (Dämmstoffproduktion, Champignon- oder Erdbeierzucht [...])“ (ZELLER ET AL. 2012, S. 6).

Der Bedarf von Getreidestroh als Futtermittel für die Viehhaltung wird jährlich vom Bundesministerium für Ernährung, Landwirtschaft und Verbraucherschutz

---

(BMELV) erfasst. In den Jahren 2002 bis 2010 lag das Futteraufkommen zwischen 1,79 Mio.  $t_{FM}/a$  (2002) und 1,68 Mio.  $t_{FM}/a$  (2010) mit stetig sinkender Tendenz (BMELV 2011). Dies lässt sich insbesondere auf den ebenfalls stetig sinkenden Viehbestand bzw. der damit verbundenen Aufgabe von landwirtschaftlichen Betrieben begründen.

Die Quantifizierung des Bedarfs an Einstreumaterial gestaltet sich aufgrund der unsicheren Datenlage als schwierig, eine zentrale Erfassung wie beispielsweise beim Futtermittelaufkommen wird nicht durchgeführt. Angaben aus entsprechenden Untersuchungen schwanken zwischen 5,0 Mio.  $t_{FM}/a$  (ZELLER ET AL. 2012), 7,7 Mio.  $t_{FM}/a$  (FRITSCHKE ET AL. 2004) und 8,9 Mio.  $t_{FM}/a$  (LEIBL ET AL. 2003).

Generell ist festzuhalten, dass der Bedarf an Einstreu aufgrund der Tendenz zu größeren Viehbeständen und strohlosen Haltungsverfahren rückläufig ist. So wurden 1990 noch 33 % des Milchviehbestands auf Einstreu gehalten, während im Jahr 2010 die Haltung bereits zu 83 % auf Gülle und nur noch zu 13 % auf Einstreu erfolgte (DÄMMGEN 2009). Dieser Trend schlägt sich auch in den Modellrechnungen von FRITSCHKE ET AL. (2004) nieder, welche bis zum Jahr 2030 einen Rückgang der Einstreumengen von ca. 30 % prognostizieren.

Als Basis zur Quantifizierung des Bedarfs an Einstreumaterial werden daher im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Angaben aus den Untersuchungen von ZELLER ET AL. (2012) (min.) sowie FRITSCHKE ET AL. (2004) (max.) herangezogen.

Der Anbau von Pflanzenkulturen erfordert das Vorhandensein von Ausgangsstoffen – zu denen insbesondere Nährstoffe und Wasser gehören – in einem gewissen Mindestmaß. Die Speicherung dieser Stoffe findet in der organischen Bodensubstanz (Humus) statt (VDLUFA 2004). Zur Sicherung einer ausgeglichenen Humusbilanz ist es daher nicht möglich, sämtliche produzierte organische Masse vom Feld abzufahren.

Aufgrund fehlender einheitlicher Kriterien zur Ermittlung des Substratbedarfs zur Erhaltung der Bodenfunktionen weisen die bis dato durchgeführten Untersuchungen stark schwankende Kennzahlen aus. So wird der Substratbedarf teilweise pauschal auf Basis von Erfahrungswerten festgelegt (FRITSCHKE ET AL. 2004; LEIBL ET AL. 2003) oder mittels unterschiedlicher Methoden zur Humusbilanzierung berechnet (VDLUFA- und HE-Methode: ZELLER ET AL. 2012). Die Ergebnisse der vorgenannten Studien sind zusammengefasst in Abbildung A 1.2 dargestellt.

---

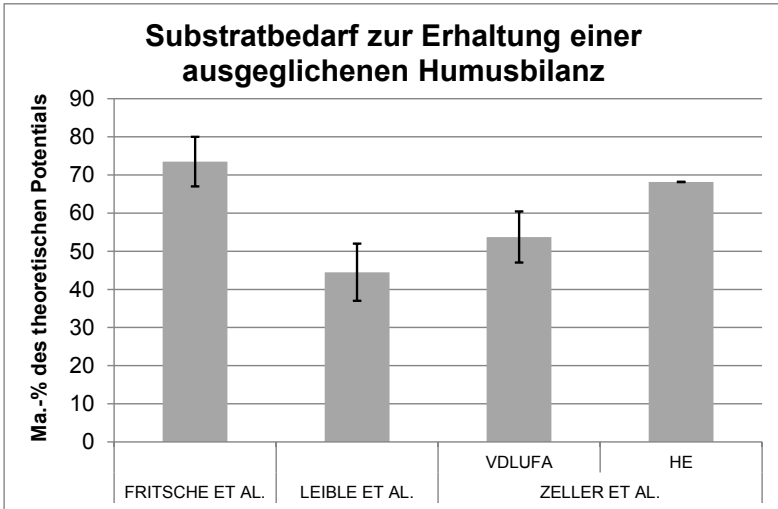


Abbildung A 1.2: Substratbedarf zur Erhaltung einer ausgeglichenen Humusbilanz. Alle Angaben sind ausgewiesen als prozentualer Anteil [Ma.-%] des theoretischen Potentials. Die starken Schwankungen sind auf unterschiedliche Berechnungsansätze zurückzuführen.

Quelle: eigene Berechnungen und Darstellung nach FRITSCH ET AL. (2004); LEIBLE ET AL. (2003); ZELLER ET AL. (2012)

Den geringsten Bedarf zur Rückführung organischer Pflanzenmasse auf die Anbauflächen weisen mit 37 Ma.-% bis 52 Ma.-% des theoretischen Potentials LEIBLE ET AL. (2003) aus. Dies lässt sich mit der Annahme begründen, dass 70 Ma.-% der eingesetzten Einstreu wieder als Bodenverbesserer aufs Feld gebracht werden und mittels des Anbaus von Zwischenfrüchten Gründüngung betrieben wird.

FRITSCH ET AL. (2004) sehen hingegen mit 67 Ma.-% bis 80 Ma.-% des theoretischen Potentials einen deutlich erhöhten Substratbedarf und verweisen sogar darauf, dass bei Ausbleiben des Anbaus von Zwischenfrüchten die gesamte organische Pflanzenmasse auf dem Feld verbleiben muss.

ZELLER ET AL. (2012) liegen mit ihren hochauflösenden und auf Bundeslandebene durchgeführten Berechnungen in Abhängigkeit der gewählten Berechnungsmethode mit mindestens 47 Ma.-% bis maximal 68 Ma.-% zwischen den Ergebnissen von LEIBLE ET AL. (2003) sowie FRITSCH ET AL. (2004).

Der im Rahmen der vorliegenden Dissertation angesetzte Substratbedarf zum Humusausgleich wird auf 50 Ma.-% bis 60 Ma.-% festgelegt. In Tabelle A 1.2

sind die für eine stoffliche Nutzung strohähnlicher landwirtschaftlicher Reststoffe zu reservierenden Mengen zusammengefasst.

Tabelle A 1.2: Die für eine stoffliche Nutzung strohähnlicher landwirtschaftlicher Reststoffe zu reservierenden Mengen

stofflicher Nutzungspfad	Einheit	Bedarf	
		Min.	Max.
Futtermittel	Mio. t <sub>FM</sub> /a	1,7	1,8
Einstreu	Mio. t <sub>FM</sub> /a	5,0	7,7
Substrat für Humusbildung	Mio. t <sub>FM</sub> /a	20,8	24,9

#### 1.4 Jährliche Stroherträge aufgeschlüsselt nach Stroharten

Tabelle A 1.3 zeigt die jährlichen Stroherträge aufgeschlüsselt nach den Stroharten. Ausgewiesen sind in Abhängigkeit des Strohertrags die wichtigsten vier Getreidearten. Die Anbauflächen sind entnommen aus BMELV (2011), der spezifische Strohertrag stammt aus KALTSCHMITT ET AL. (2001)

Tabelle A 1.3: jährliche Stroherträge aufgeschlüsselt nach den Stroharten  
Quelle: BMELV (2011); KALTSCHMITT ET AL. (2001)

Strohart	Anbaufläche [Mio. ha]	spez. Strohertrag [t <sub>FM</sub> /ha]	Strohertrag [Mio. t <sub>FM</sub> ]
Weizenstroh	3,2	5,2	16,6
Gerstenstroh	1,6	4,1	6,6
Roggenstroh	0,6	4,5	2,7
Haferstroh	0,1	5,5	0,6

## Anhang A 2 zur Verbrennungsrechnung

### 1. Allgemeines

Die Berechnungen erfolgen auf Basis der physikalisch/chemischen Grundlagen der Verbrennungslehre, wie sie u.a. in KARL (2012) sowie KALTSCHMITT ET AL. (2001) und LANGEHEINECKE ET AL. (2006) beschrieben sind.

Ausgangspunkt der Berechnungen ist die Elementaranalyse des Zielbrennstoffs unter der Berücksichtigung, dass

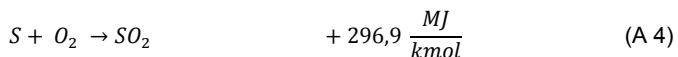
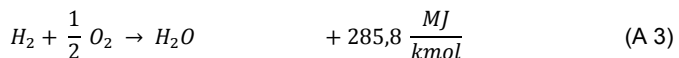
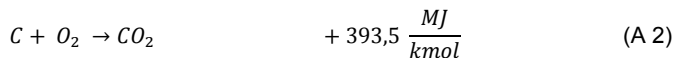
$$c + h + o + n + s (+ w + a)^1 = 1 \quad (\text{A } 1)$$

mit:	<i>c</i>	Massenanteil Kohlenstoff [kg/kg]
	<i>h</i>	Massenanteil Wasserstoff [kg/kg]
	<i>o</i>	Massenanteil Sauerstoff [kg/kg]
	<i>n</i>	Massenanteil Stickstoff [kg/kg]
	<i>s</i>	Massenanteil Schwefel [kg/kg]
	<i>w</i>	Massenanteil Wasser [kg/kg]
	<i>a</i>	Massenanteil Asche [kg/kg]

gilt.

### 1.1 Verbrennungsgleichungen

Beschrieben werden die für die Verbrennungsrechnung relevanten Reaktionen von jeweils 1 kmol jeden Stoffes sowie die hierbei freigesetzte Energie.

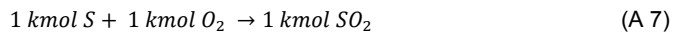
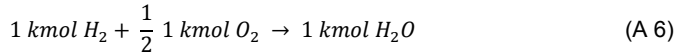
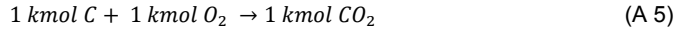



---

<sup>1</sup> In Abhängigkeit des Bezugs, entfällt bei Bezug auf wasser- und aschefreie Substanz

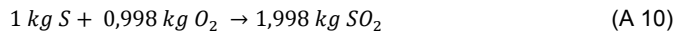
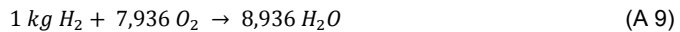
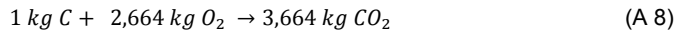
## 1.2 Bilanz der Stoffmengen

Basierend auf den Verbrennungsgleichungen lässt sich die Bilanz für die Stoffmengen formulieren.



## 1.3 Bilanz der Stoffmassen

Unter Verwendung der molaren Masse der eingesetzten Substanzen lassen sich die Bilanzgleichungen der Stoffmengen für die Stoffmassen umrechnen.



## 1.4 Molare Massen

Tabelle A 2.1: molare Massen der wesentlichen Reaktionspartner

Element	Symbol	Molare Masse [kg/kmol]
Kohlenstoff	C	12,011
Sauerstoff	O <sub>2</sub>	31,999
Kohlendioxid	CO <sub>2</sub>	44,010
Wasserstoff	H <sub>2</sub>	2,016
Wasser(dampf)	H <sub>2</sub> O	18,015
Schwefel	S	32,060
Schwefeldioxid	SO <sub>2</sub>	64,059
Stickstoff	N <sub>2</sub>	28,013
Luft	-	28,963

## 1.5 Isobare molare und spezifische Wärmekapazitäten

Tabelle A 2.2: mittlere isobare molare und spezifische Wärmekapazitäten

T [°C]	N <sub>2</sub>		O <sub>2</sub>		H <sub>2</sub> O	
	$c_p$ $\frac{kJ}{kg K}$	$C_{mp}$ $\frac{kJ}{kmol K}$	$c_p$ $\frac{kJ}{kg K}$	$C_{mp}$ $\frac{kJ}{kmol K}$	$c_p$ $\frac{kJ}{kg K}$	$C_{mp}$ $\frac{kJ}{kmol K}$
0	1,04	29,09	0,91	29,26	1,86	33,47
100	1,04	29,12	0,92	29,53	1,87	33,71
200	1,04	29,20	0,94	29,92	1,89	34,08
300	1,05	29,35	0,95	30,39	1,92	34,54
400	1,06	29,56	0,96	30,87	1,94	35,05
600	1,08	30,11	0,99	31,75	2,01	36,15
800	1,10	30,69	1,02	32,49	2,07	37,34
1.000	1,12	31,25	1,03	33,11	2,14	38,56
1.200	1,13	31,77	1,05	33,62	2,21	39,76
1.400	1,20	32,22	1,06	34,07	2,27	40,91
1.600	1,16	32,62	1,08	34,47	2,33	42,00
1.800	1,18	32,97	1,09	34,83	2,39	43,03
2.000	1,19	33,28	1,10	35,17	2,44	43,97



Tabelle A 2.2: mittlere isobare molare und spezifische Wärmekapazitäten (Fortsetzung)

T [°C]	CO <sub>2</sub>		SO <sub>2</sub>		Luft	
	$c_p$ $\frac{kJ}{kg K}$	$C_{mp}$ $\frac{kJ}{kmol K}$	$c_p$ $\frac{kJ}{kg K}$	$C_{mp}$ $\frac{kJ}{kmol K}$	$c_p$ $\frac{kJ}{kg K}$	$C_{mp}$ $\frac{kJ}{kmol K}$
0	0,82	35,92	0,61	38,91	1,00	29,07
100	0,87	38,17	0,64	40,71	1,01	29,15
200	0,91	40,13	0,66	42,43	1,01	29,30
300	0,95	41,83	0,69	43,99	1,02	29,52
400	0,98	43,33	0,71	45,35	1,03	29,79
600	1,04	45,85	0,74	47,55	1,05	30,41
800	1,09	47,86	0,77	49,20	1,07	31,03
1.000	1,12	49,50	0,79	50,47	1,09	31,60
1.200	1,16	50,85	0,80	51,49	1,11	32,11
1.400	1,18	51,98	0,82	52,31	1,12	32,57
1.600	1,20	52,93	0,83	53,00	1,14	32,97
1.800	1,22	53,74	0,84	53,59	1,15	33,32
2.000	1,24	54,44	0,84	54,09	1,16	33,64

## 2.0 Grundgleichungen der Verbrennungsrechnung

### 2.1 Sauerstoffbedarf und Verbrennungsluftbedarf

Der spezifische Sauerstoffbedarf für die stöchiometrische Verbrennung ergibt sich zu

$$o_{2\min(kg)} = \frac{8}{3} c + 8 h + s - o \quad (\text{A11})$$

mit:  $o_{2\min(kg)}$  Mindestsauerstoffbedarf [kg/kg]

für die Massenanteile (nachfolgend mit Index (kg) beschrieben) sowie

$$o_{2\min(kmol)} = \frac{1}{12} c + \frac{1}{4} h + \frac{1}{32} s - \frac{1}{32} o \quad (\text{A 12})$$

mit:  $o_{2\min(kmol)}$  Mindestsauerstoffbedarf [kmol/kg]

für die Molanteile (nachfolgend mit Index (kmol) beschrieben).

Unter der Annahme, dass die zugeführte Verbrennungsluft trocken ist und zu 21 Mol-% aus Sauerstoff besteht, errechnet sich der Mindestluftbedarf zu

$$l_{\min(kg)} = \frac{o_{2\min(kg)}}{\xi_{O_2}} \quad (A 13)$$

mit:  $l_{\min(kg)}$  Mindestluftbedarf [kg/kg]

$\xi_{O_2}$  Massenanteil Sauerstoff in Verbrennungsluft [kg/kg]

sowie

$$l_{\min(kmol)} = \frac{o_{2\min(kmol)}}{\psi_{O_2}} \quad (A 14)$$

mit:  $l_{\min(kmol)}$  Mindestluftbedarf [kmol/kg]

$\psi_{O_2}$  Molanteil Sauerstoff in Verbrennungsluft [mol/mol]

Da bei einer technischen Verbrennung in der Praxis stöchiometrische Verhältnisse nicht erreichbar sind, muss der Mindestluftbedarf noch mit dem Luftüberschuss  $\lambda$  gewichtet werden. Der tatsächliche Luftbedarf ist definiert als

$$l_{(kg)} = l_{\min(kg)} \lambda \quad (A 15)$$

mit:  $l_{(kg)}$  Luftbedarf [kg/kg]

$\lambda$  Luftüberschuss [-]

sowie

$$l_{(kmol)} = l_{\min(kmol)} \lambda \quad (A 16)$$

mit:  $l_{(kmol)}$  Luftbedarf [kmol/kg]

## 2.2 Verbrennungsluftvolumenstrom

Zur Auslegung des Lüfteraggregats des Brennersystems wird der notwendige zuzuführende Verbrennungsluftvolumenstrom wie folgt berechnet:

$$\dot{V}_{L0} = l_{\min(kmol)} \lambda V_{m0} \dot{m}_B \quad (A 17)$$

mit:  $\dot{V}_{L0}$  Normvolumenstrom der Verbrennungsluft [ $\text{m}^3 \text{i.N./s}$ ]  
 $V_{m0}$  ideales Gasvolumen im Normzustand [ $\text{m}^3 \text{i.N./kmol}$ ]  
 $\dot{m}_B$  Brennstoffmassenstrom [ $\text{kg/s}$ ]

Es wird bei der Berechnung von einem idealen Gas ausgegangen. Das ideale Gasvolumen im Normzustand ist nach Avogadro gegeben mit  $22,41 \text{ m}^3 \text{ i.N./kmol}$ .

### 2.3 Heizwert und Brennstoffmassenstrom

Der aufgegebene Brennstoffmassenstrom ist eine Funktion der Zielfeuerungswärmeleistung (90 kW) sowie des Heizwerts des Brennstoffs. Dieser berechnet sich nach der Verbandsformel zu

$$H_u = 33,9 c + 121,4 h + 10,5 s - 15,2 o - 2,44 w \quad (\text{A } 18)$$

mit:  $H_u$  unterer Heizwert [ $\text{MJ/kg}$ ]

Unter Vernachlässigung der über die Verbrennungsluft sowie den Brennstoff eingetragenen Enthalpie lässt sich der Brennstoffmassenstrom festlegen zu

$$\dot{m}_B = \frac{\dot{Q}_{zu}}{H_u} \quad (\text{A } 19)$$

mit:  $\dot{Q}_{zu}$  Wärmestrom über den Brennstoff zugeführt [ $\text{MJ/s}$ ]

### 2.4 Aschemassenstrom

Der Aschemassenstrom, der während des Betriebs des Brennersystems aus der Brennkammer entfernt werden muss, errechnet sich (für einen vollständigen Ausbrand) nach Gleichung (A 20):

$$\dot{m}_a = \dot{m}_B a \quad (\text{A } 20)$$

mit:  $\dot{m}_a$  Aschemassenstrom während des Betriebs [ $\text{kg/s}$ ]

### 2.5 Strömungsgeschwindigkeit und Heißgasvolumenstrom

Wie in Kapitel 3.4 dieser Dissertationsunterlagen beschrieben, muss die Strömungsgeschwindigkeit des Pyrolysegas-Luftgemisches zur Ausbildung einer Vormischflamme höher sein, als dessen Flammengeschwindigkeit. Die Strömungsgeschwindigkeit im Flammrohr hängt nach (A 21) unmittelbar von der Flammrohrgeometrie sowie dem Heißgasvolumenstrom ab. Die Strömungsgeschwindigkeit wird als konstant über den gesamten Querschnitt angenommen.

$$\vec{v} = \frac{\dot{V}_{HG0}}{A} \quad (\text{A } 21)$$

mit:  $\vec{v}$  Strömungsgeschwindigkeit des Heißgases [m/s]  
 $\dot{V}_{HG0}$  Normvolumenstrom des Heißgases [m<sup>3</sup> i.N./s]  
 $A$  Querschnittsfläche des Flammrohrs [m<sup>2</sup>]

Zur Auslegung der Flammrohrgeometrie ist es daher notwendig, den Heißgasvolumenstrom zu kennen. Dieser wird auf Basis der Summe aus Reaktionsgasen (z.B. CO<sub>2</sub>), inerten Gasen (z.B. N<sub>2</sub>) sowie der überschüssigen Verbrennungsluft berechnet (siehe Punkt 3.0). Bezogen auf den Normzustand trocken ergibt sich dieser zu

$$\dot{V}_{HG0,tr} = \left\{ \sum \left( \frac{n_i}{m_B} V_{m0} \right) - \frac{n_w}{m_B} V_{m0} \right\} \dot{m}_B \quad (\text{A } 22)$$

mit:  $n_i$  Stoffmenge der Komponente i [kmol]  
 $m_B$  Brennstoffmasse [kg]  
 $n_w$  Stoffmenge Wasserdampf [kmol]

Bezogen auf den Normzustand feucht entfällt der Term zur Beschreibung des Wasserdampfanteils

$$\dot{V}_{HG0,f} = \sum \left( \frac{n_i}{m_B} V_{m0} \right) \dot{m}_B \quad (\text{A } 23)$$

## 2.6 adiabate Flammentemperatur

Zur Abschätzung der zu erwartenden Flammentemperatur sowie zur Berechnung des abgeführten Wärmestroms soll die adiabate Verbrennungstemperatur bestimmt werden. Diese wird nach (A 24) in Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität berechnet, welche jedoch ihrerseits temperaturabhängig ist. Da die beiden Komponenten folglich in einer direkten Abhängigkeit zueinander stehen, muss das Gleichungssystem iterativ gelöst werden. In Gleichung (16) werden Dissoziationsvorgänge, die bei hohen Temperaturen auftreten, vernachlässigt

$$\vartheta_{ad} = \vartheta_0 + \frac{1}{\dot{m}_{HG0,f} \bar{c}_{pHG}} \left[ H_u + \bar{c}_{pB} (\vartheta_B - \vartheta_0) + l_{(kg)} \bar{c}_{pL} (\vartheta_L - \vartheta_0) \right] \quad (\text{A } 24)$$

mit:	$\vartheta_{ad}$	adiabate Verbrennungstemperatur [K]
	$\vartheta_0$	Temperatur Normbedingungen [K]
	$\dot{m}_{HG0,f}$	Massenstrom des feuchten Heißgases [kg/s]
	$\bar{c}_{pHG}$	mittlere spezifische Wärmekapazität des Heißgases [kJ/kgK]
	$\bar{c}_{pB}$	mittlere spezifische Wärmekapazität des Brennstoffs [kJ/kgK]
	$\vartheta_B$	Temperatur des zugeführten Brennstoffs [K]
	$\bar{c}_{pL}$	mittlere spezifische Wärmekapazität der Verbrennungsluft [kJ/kgK]
	$\vartheta_L$	Temperatur der zugeführten Verbrennungsluft [K]

Die spezifische Wärmekapazität des Heißgases wird temperaturabhängig berechnet zu:

$$\bar{c}_{pHG} = \sum \xi_i c_{pi}(\vartheta) \quad (\text{A } 25)$$

Die mittleren isobaren molaren und spezifischen Wärmekapazitäten der einzelnen Heißgaskomponenten sind für den idealen Gaszustand und in Abhängigkeit der Temperatur in Tabelle A 2 aufgeführt.

## 2.7 Über das Heißgas abgeführter Wärmestrom

Anschließend kann der über das Heißgas abgeführte Wärmestrom (ohne Berücksichtigung thermischer und chemischer Verluste sowie unter Vernachlässigung der über den Brennstoff eingetragenen Enthalpie) berechnet werden:

$$\dot{Q}_{ab} = \dot{m}_{HG0,f} \bar{c}_{pHG} (\vartheta_{ad} - \vartheta_L) \quad (\text{A } 26)$$

mit:  $\dot{Q}_{ab}$  Wärmestrom über das Heißgas abgeführt [MJ/s]

## 3.0 Heißgaszusammensetzung

Für Kohlenstoffdioxid und in Abhängigkeit der Molanteile:

$$\frac{n_{CO_2}}{m_B} = \frac{1}{12} c \quad (\text{A } 27)$$

mit:  $n_{CO_2}$  Stoffmenge Kohlenstoffdioxid im Heißgas [kmol]

$m_B$  Brennstoffmasse [kg]

Für Kohlenstoffdioxid und in Abhängigkeit der Massenanteile:

$$\frac{m_{CO_2}}{m_B} = \frac{11}{3} c \quad (\text{A } 28)$$

mit:  $m_{CO_2}$  Masse Kohlenstoffdioxid im Heißgas [kg]

Für Wasserdampf und in Abhängigkeit der Molanteile:

$$\frac{n_{H_2O}}{m_B} = \left( \frac{1}{2} h + \frac{1}{18} w \right) + \psi_{H_2O} \lambda l_{\min(kmol)} \quad (\text{A } 29)$$

mit:  $n_{H_2O}$  Stoffmenge Wasserdampf im Heißgas [kmol]

$\psi_{H_2O}$  Volumenanteil Wasserdampf in der Verbrennungsluft [Mol.-%]

Für Wasserdampf und in Abhängigkeit der Massenanteile:

$$\frac{m_{H_2O}}{m_B} = (9 h + w) + \xi_{H_2O} \lambda l_{\min(kg)} \quad (\text{A } 30)$$

mit:  $m_{H_2O}$  Masse Wasserdampf im Heißgas [kg]

$\xi_{H_2O}$  Massenanteil Wasserdampf in Verbrennungsluft [Ma.-%]

Für Schwefeldioxid und in Abhängigkeit der Molanteile:

$$\frac{n_{SO_2}}{m_B} = \frac{1}{32} s \quad (\text{A } 31)$$

mit:  $n_{SO_2}$  Stoffmenge Schwefeldioxid im Heißgas [kmol]

Für Schwefeldioxid und in Abhängigkeit der Massenanteile:

$$\frac{m_{SO_2}}{m_B} = 2 s \quad (\text{A } 32)$$

mit:  $m_{SO_2}$  Masse Schwefeldioxid im Heißgas [kg]

Für Sauerstoff und in Abhängigkeit der Molanteile:

$$\frac{n_{O_2}}{m_B} = \psi_{O_2} (\lambda - 1) l_{\min(kmol)} \quad (\text{A } 33)$$

mit:  $n_{O_2}$  Stoffmenge Sauerstoff im Heißgas [kmol]  
 $\psi_{O_2}$  Volumenanteil Sauerstoff in der Verbrennungsluft [Mol-%]

Für Sauerstoff und in Abhängigkeit der Massenanteile:

$$\frac{m_{O_2}}{m_B} = \xi_{O_2} (\lambda - 1) l_{\min(kg)} \quad (A 34)$$

mit:  $m_{O_2}$  Masse Sauerstoff im Heißgas [kg]  
 $\xi_{O_2}$  Massenanteil Sauerstoff in Verbrennungsluft [Ma.-%]

Für Stickstoff und in Abhängigkeit der Molanteile:

$$\frac{n_{N_2}}{m_B} = \frac{1}{28} n + \psi_{N_2} \lambda l_{\min(kmol)} \quad (A 35)$$

mit:  $n_{N_2}$  Stoffmenge Stickstoff im Heißgas [kmol]  
 $\psi_{N_2}$  Volumenanteil Stickstoff in der Verbrennungsluft [Mol-%]

Für Stickstoff und in Abhängigkeit der Massenanteile:

$$\frac{m_{N_2}}{m_B} = n + \xi_{N_2} \lambda l_{\min(kg)} \quad (A 36)$$

mit:  $m_{N_2}$  Masse Stickstoff im Heißgas [kg]  
 $\xi_{N_2}$  Massenanteil Stickstoff in Verbrennungsluft [Ma.-%]

Spezifische Heißgaszusammensetzung am Beispiel Kohlenstoffdioxid und in Abhängigkeit der Molanteile:

$$\psi_{CO_2} = \frac{n_{CO_2}}{n_{HG}} = \frac{\frac{m_B}{m_{CO_2}}}{\sum \frac{n_i}{m_B}} \quad (A 37)$$

mit:  $\psi_{CO_2}$  Volumenanteil Kohlenstoffdioxid im Heißgas [Mol-%]  
 $n_{HG}$  Stoffmenge Heißgas [kmol/kg]

Spezifische Heißgaszusammensetzung am Beispiel Kohlenstoffdioxid und in Abhängigkeit der Massenanteile:

$$\xi_{CO_2} = \frac{m_{CO_2}}{m_{HG}} = \frac{\frac{m_{CO_2}}{m_B}}{\sum \frac{m_i}{m_B}} \quad (\text{A 38})$$

mit:  $\xi_{CO_2}$  Massenanteil Kohlenstoffdioxid im Heißgas [Ma.-%]  
 $m_{HG}$  Heißgasmasse [kg/kg]



### Anhang A 3 Bildungsmechanismen NH<sub>2</sub> sowie C-H-O

Die Bildung von NH<sub>2</sub> verläuft über freie OH- und O-Radikale:



Es ist somit festzuhalten, dass die Konzentration an freien OH- und O- Radikalen einen wesentlichen Einfluss auf die optimale Stickstoffoxidreduzierung hat. Bei hohen Konzentrationen an freien Radikalen findet die vermehrte Bildung von NH<sub>2</sub> als Reduktionspartner von NO statt, ergo wird NO stärker abgebaut.

Die Bildung der freien OH- und O- Radikale verläuft unter anderem über den C-H-O-Mechanismus (WANG ET AL. 2005):



Wie aus den Reaktionsgleichungen A 41 – A 43 ersichtlich ist unterstützt CO über den Abbau von H<sub>2</sub>O die Bildung von OH-Radikalen. Die Reaktionen des C-H-O-Mechanismus laufen bei geringen Temperaturen (< 850 °C) wesentlich schneller ab als die Bildung von freien Radikalen über HNO, welches zu NO oxidiert wird (M: Medium; MILLER; BOWMAN 1989, JAVED ET AL. 2008):



Das abgespaltene H-Radikal bildet anschließend mit O<sub>2</sub> gemäß Gleichung A 42 ein freies OH- sowie ein freies O-Radikal.

Den Einfluss der CO-Konzentration auf die Reduzierung der NO-Konzentration sowie die Bildungsraten der freien Radikale H, O und OH zeigt Abbildung A 3.1.

Wie aus Abbildung A 3.1 ersichtlich nimmt für den Fall (a) ohne Zugabe von CO die NO-Konzentration aufgrund des Mangels an freien O-, H- bzw. OH-Radikalen nur langsam ab. Erst nach einer Reaktionsdauer von ca. 5 Sekunden fällt die NO-Konzentration stark ab aufgrund der Zunahme von freien OH-Radikalen, welche aus HNO gebildet werden (Reaktion A 44).

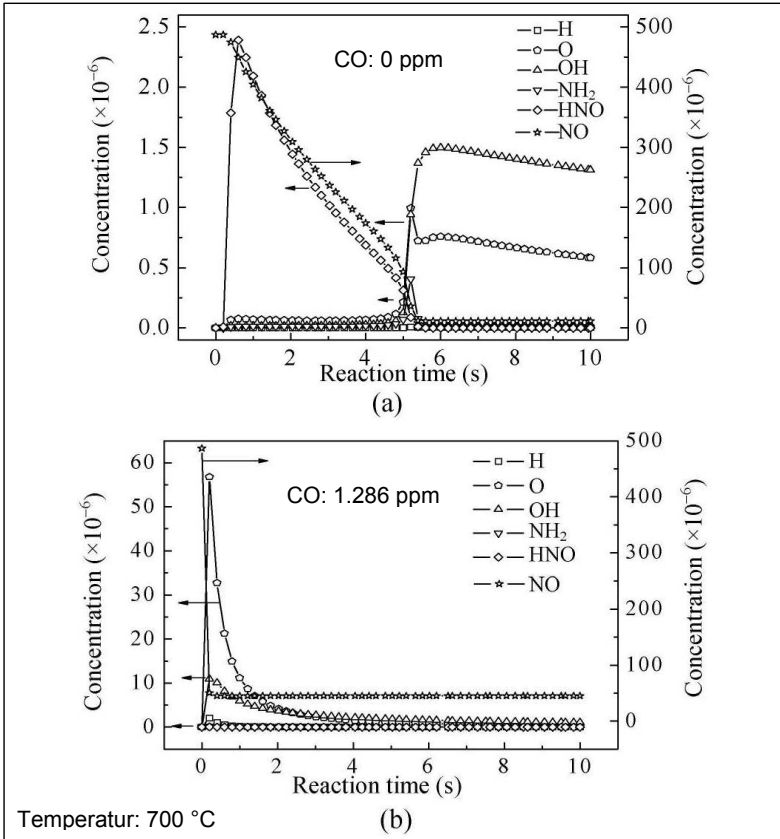


Abbildung A 3.1: Einfluss der CO-Konzentration auf die Reduzierung der NO-Konzentration und die Bildung von H-, O- und OH-Radikalen bei 700 °C. Fall (a): CO-Konzentration 0 ppm, Fall (b): CO-Konzentration 1.286 ppm  
Quelle: WANG ET AL. (2005)

Für den Fall (b) wird bei gleichen Rahmenbedingungen die Zugabe einer CO-Konzentration von 1.286 ppm simuliert. Bereits nach < 0,5 Sekunden zeigen die Simulationsergebnisse aus Abb. A 3.1 signifikant hohe Konzentrationen an freien O-, H- bzw. OH-Radikalen, welche über den C-H-O-Mechanismus gebildet werden. Aufgrund der schnell gebildeten und hohen Radikalkonzentrationen sinkt die NO-Konzentration bereits innerhalb der ersten Sekunde unter das Niveau, welches im Fall (a) erst nach ca. 5 Sekunden erreicht wird.

Bei Temperaturen ab ca. 1.000 °C läuft die Bildung freier Radikale nach Reaktion A 44 ausreichend schnell für eine optimale NO-Reduktion ab (JAVED ET AL. 2008), so dass der Einfluss von CO in diesem Temperaturbereich abnimmt.

Bei steigenden Luftzahlen (ergo einer steigenden Konzentration an freien O-Radikalen) kann in Konkurrenz zu Reaktion 3 über Oxidationsvorgänge aus NH<sub>i</sub>-Verbindungen auch NO gebildet werden (GREUL 1998):



## Anhang A 4 Abschätzung der Verweildauer

Für einen optimalen Ablauf der Reduktionsreaktionen ist eine Mindestverweildauer des Gasgemisches in der heißen Oxidationszone sowie der nachfolgenden heißen Brennkammer des als Wärmetauscher verwendeten Heißwasserkessels erforderlich. Zur Überprüfung der tatsächlichen Verweildauer des Gasgemisches in diesen Zonen wird nachfolgend eine Abschätzung vorgenommen.

Die Oxidationszone, an welcher die Reduktionsgaszugabe stattfindet, weist eine Länge von ca. 500 mm bei einem Innendurchmesser von ca. 194 mm auf. Anschließend an die Reduktionszone tritt das Gasgemisch in die Brennkammer des Kessels ein, an welchem der Brenner angeflanscht ist. Diese weist abzüglich der Oxidationszone eine Länge von ca. 1.100 mm auf (1.600 mm – 500 mm). Das heiße Gasgemisch durchströmt nachfolgend einen zweiten über der Brennkammer liegenden und ebenfalls ausschamottierten Zug (ca. 1.600 mm) bevor es in die wassergekühlten Rohrbündel eintritt.

Eine Schnittdarstellung des Heißwasserkessels zeigt Abbildung A 4.1:

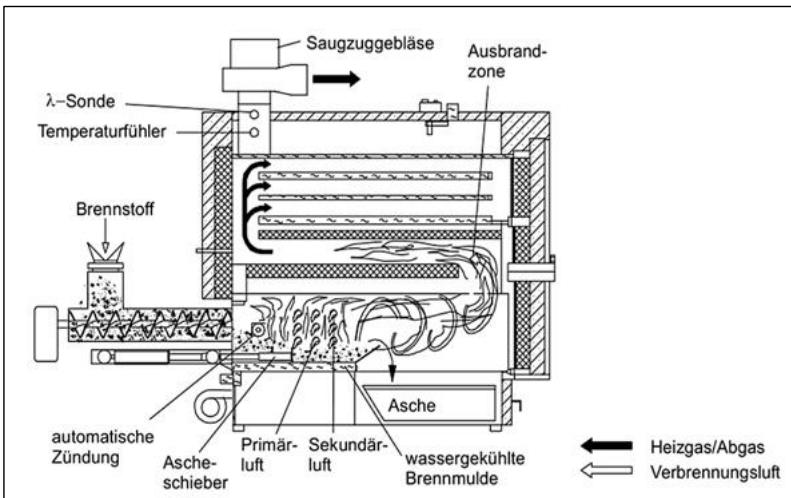


Abbildung A 4.1: Schnittdarstellung des Heißwasserkessels Fabrikat Ökotherm Typ C1L UA-E AP 42

Quelle: [www.oeko-therm.net](http://www.oeko-therm.net)

Unter folgenden Rahmenbedingungen werden die mittleren Verweilzeiten abgeschätzt, welche das Gasgemisch bei Durchströmen der einzelnen Zonen aufweist:

- Die zum optimalen Ablauf der Reduktionsreaktionen erforderlichen Temperaturen  $> 1.000\text{ K}$  (KALTSCHMITT ET AL. 2016) liegen im Bereich der Oxidationszone und der ausschamottierten Brennkammer bei stationären Betriebsbedingungen vor (eigene Messungen)
- Es ist wahrscheinlich, dass bei stationärem Betrieb auch im Bereich des ersten ausschamottierten Zugs noch hohe Temperaturen und somit gute Reduktionsbedingungen herrschen. Für diesen Bereich stehen jedoch keine Messdaten zur Verfügung, weshalb er nachfolgend nicht betrachtet wird
- Es ist bei Vollast eine turbulente Strömung zu erwarten. Zur Vereinfachung der Abschätzung wird nachfolgend jedoch davon ausgegangen, dass diese laminar sei (konservative Betrachtung, da schlechtere Reaktionsbedingungen und kürzere Verweilzeiten)
- Konstantes Geschwindigkeitsprofil der Gasströmung ausgehend von den gegebenen Bedingungen in der Gasmischzone ( $0,005\text{ m}^2$  und  $5,8\text{ ms}^{-1}$ )
- Konstanter Volumenstrom ab Eingang Gasmischzone bis Ausgang Brennkammer (keine Undichtigkeiten)

Es ergeben sich die folgenden Strömungsgeschwindigkeiten und Verweilzeiten:

Durchmesser Gasmischzone Brenner	m	0,083	gegeben (Anh. A 6)
Querschnittsfläche Gasmischzone Brenner	m <sup>2</sup>	0,005	gerechnet
Strömungsgeschw. Gasmischzone Brenner	ms <sup>-1</sup>	5,800	gegeben
Länge Oxidationszone Brenner	m	0,500	gegeben (Anh. A 6)
Durchmesser Oxidationszone Brenner	m	0,194	gegeben (Anh. A 6)
Querschnittsfläche Oxidationszone Brenner	m <sup>2</sup>	0,030	gerechnet
Strömungsgeschw. Oxidationszone Brenner	ms <sup>-1</sup>	1,062	gerechnet
Verweildauer Oxidationszone Brenner	s	0,471	gerechnet
Länge Brennkammer Kessel	m	1,100	gerechnet
Querschnittsfläche Brennkammer Kessel	m <sup>2</sup>	0,144	Herstellerangabe
Strömungsgeschw. Brennkammer Kessel	ms <sup>-1</sup>	0,218	gerechnet
Verweildauer Brennkammer Kessel	s	5,048	gerechnet
<b>Verweildauer Oxidationszone und Brennkammer</b>	<b>s</b>	<b>5,519</b>	gerechnet

## Anhang A 5 Bilanzierung Wärmeverluste und Undichtigkeiten

### Bilanzierung der Wärmeverluste

Eine Bilanzierung der Wärmeverluste während des Anlagenbetriebs ist nachfolgend aufgeführt (Brennstoff: Holzpellets):

Brennstoffmassenstrom	kg/h	18,46	gemessen
unterer Heizwert	kJ/kg	17.676	Laboranalyse
Feuerungswärmeleistung	kW	90,64	gerechnet
Abgasverluste nach DIN EN 13240	%	8,44	gerechnet
Verluste durch unvollständige Verbrennung nach DIN EN 13240	%	0,02	gerechnet
Verluste durch brennbares in der Asche nach DIN EN 13240	%	0,00	gerechnet
Verluste Gesamt nach DIN EN 13240	%	8,46	gerechnet
Verluste Gesamt nach DIN EN 13240	kW	7,67	gerechnet
Wärmeleistung Brenner (abzgl. Verluste)	kW	82,97	gerechnet
Wärmeleistung am Kessel gemessen	kW	77,31	gemittelter Messwert
Wärmeleistung an den Raum	kW	5,66	gerechnet
<b>Wärmeleistung an den Raum</b>	<b>%</b>	<b>6,25</b>	<b>gerechnet</b>

### Bilanzierung der Undichtigkeiten

Undichtigkeiten an den Schnittstellen des Brenners wurden durch folgende Maßnahmen begrenzt:

- Wo möglich Ausführung gasdichter Schweißverbindungen als dauerhafte Verbindungen
  - An Schnittstellen Einführung von gasdichten Dämmstoffen und Ausbildung entsprechender Flanschverbindungen, welche über Schraubverbindungen fest miteinander verbunden wurden
-

- Die gesamte Anlage ist in kompakter Bauform ausgeführt, es gibt keine unregelmäßigen Frischluftzugänge wie beispielsweise Klappen o.ä., welche nur auf Basis von Druckdifferenzen funktionieren

Die zugeführte Verbrennungsluft wurde spezifisch für jeden Teilluftvolumenstrom kontinuierlich erfasst und aufgezeichnet (siehe Kapitel 5).

Undichtigkeiten können aufgrund baulicher Gegebenheiten und der thermischen Dehnung des Materials nicht vollständig vermieden werden. Dies trifft jedoch nicht ausschließlich auf das betrachtete Brennersystem zu, sondern betrifft grundsätzlich alle Feuerungsanlagen.

Eine Bilanzierung der Undichtigkeiten ist nachfolgend aufgeführt (getroffene Annahmen: vollständige Umsetzung des Brennstoffs; Systemgrenzen: Brennersystem, Schnittstelle Brennersystem Kessel bis Ende Brennkammer; Brennstoff: Holzpellets):

Primärluftvolumenstrom	m <sup>3</sup> /h i.N.	44,15	gemessen
Sekundärluftvolumenstrom	m <sup>3</sup> /h i.N.	0,00	gemessen
Tertiärluftvolumenstrom	m <sup>3</sup> /h i.N.	41,03	gemessen
Verbrennungsluft zugeführt	m <sup>3</sup> /h i.N.	85,19	gerechnet
spez. Mindestluftbedarf	m <sup>3</sup> /kg	4,68	gerechnet
Brennstoffmassenstrom	kg/h	14,86	gemessen
Restsauerstoffgehalt gemessen nach Flamme	Vol.-%	5,73	gemessen
Lambda		1,38	gerechnet
spez. tatsächlicher Luftbedarf	m <sup>3</sup> /kg	6,45	gerechnet
Verbrennungsluftvolumenstrom	m <sup>3</sup> /h i.N.	96,68	gerechnet
spez. Mindestabgasvolumen trocken	m <sup>3</sup> /kg	4,65	gerechnet
Abgasvolumenstrom	m <sup>3</sup> /h i.N.	96,06	gerechnet
Differenz verursacht durch Undichtigkeiten	m <sup>3</sup> /h i.N.	10,88	gerechnet
<b>Differenz verursacht durch Undichtigkeiten</b>	<b>%</b>	<b>10,82</b>	<b>gerechnet</b>

## Anhang A 6 Reynoldszahl Gasmischzone

Zur Überprüfung der Strömungsverhältnisse innerhalb der Gasmischzone wird in Anhang A 6 die Reynoldszahl für diesen Bereich berechnet. Die Berechnung wird aufgrund der Komplexität der Zusammensetzung des Auslegungsgasgemisches in erster Näherung mit den Stoffwerten für Luft durchgeführt.

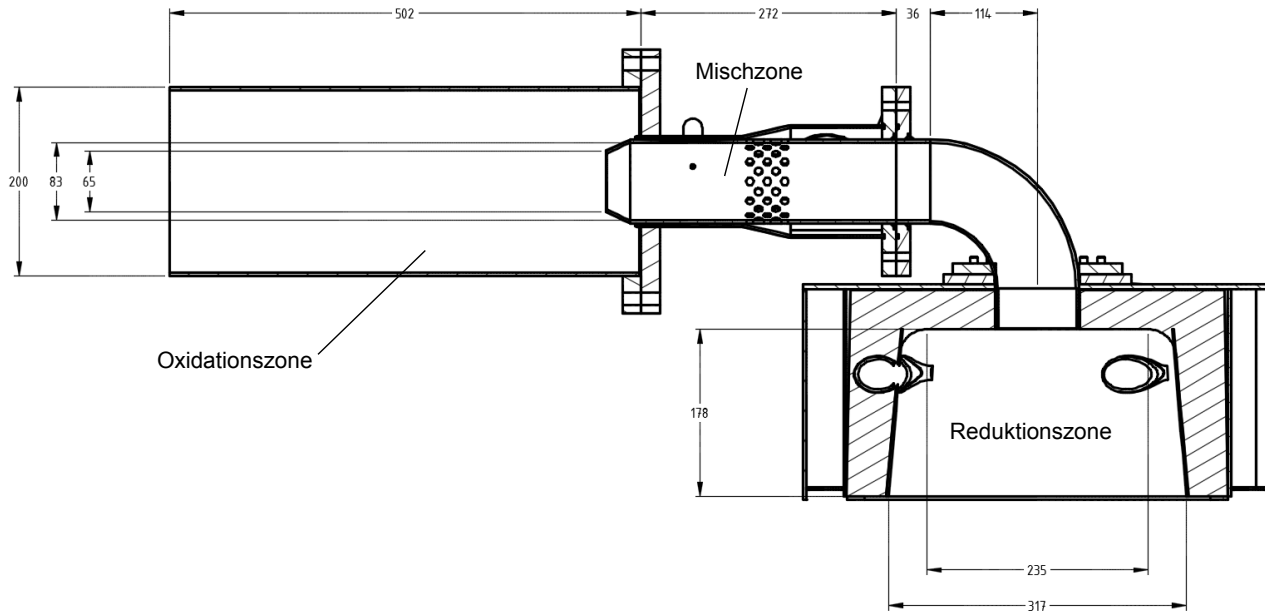
Für die Berechnung wird der Vollastfall (90 kW) sowie ein Teillastfall (50 % Vollast, 45 kW) betrachtet. Es gelten die folgenden weiteren Annahmen: Temperatur 560 K (eigene Messungen/Berechnungen), Strömungsgeschwindigkeit bei Vollast  $3,4 \text{ ms}^{-1}$  bzw. bei Teillast  $1,7 \text{ ms}^{-1}$ .

Durchmesser der Gasmischzone	d	m	0,08
Strömungsquerschnitt der Gasmischzone	A	m <sup>2</sup>	0,01
Umfang des Strömungsquerschnitts der Gasmischzone	U	m	0,26
hydraulischer Durchmesser der Gasmischzone	Dh	m	0,08
dynamische Viskosität Luft	$\eta$	Nsm <sup>-2</sup>	1,71E-05
Temperatur Gasmischzone	T <sub>MZ</sub>	K	560,00
Proportionalitätsfaktor Temperaturabhängigkeit	i		0,67
dynamische Viskosität Luft temperaturkorrigiert	$\eta$	kgm <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup>	2,77E-05
mittlere Strömungsgeschwindigkeit bei Vollast	v	ms <sup>-1</sup>	3,40
mittlere Strömungsgeschwindigkeit bei 50 % Teillast	v	ms <sup>-1</sup>	1,70
Dichte Luft bei Normbedingungen	$\rho$	kgm <sup>-3</sup>	1,29
Dichte Luft temperaturkorrigiert (560 K)	$\rho$	kgm <sup>-3</sup>	0,63
kinematische Viskosität Luft temperaturkorrigiert	$\theta$	m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>	4,39E-05
<b>Reynoldszahl bei Vollast</b>	<b>Re</b>		<b>6.430</b>
<b>Reynoldszahl bei 50 % Teillast</b>	<b>Re</b>		<b>3.215</b>

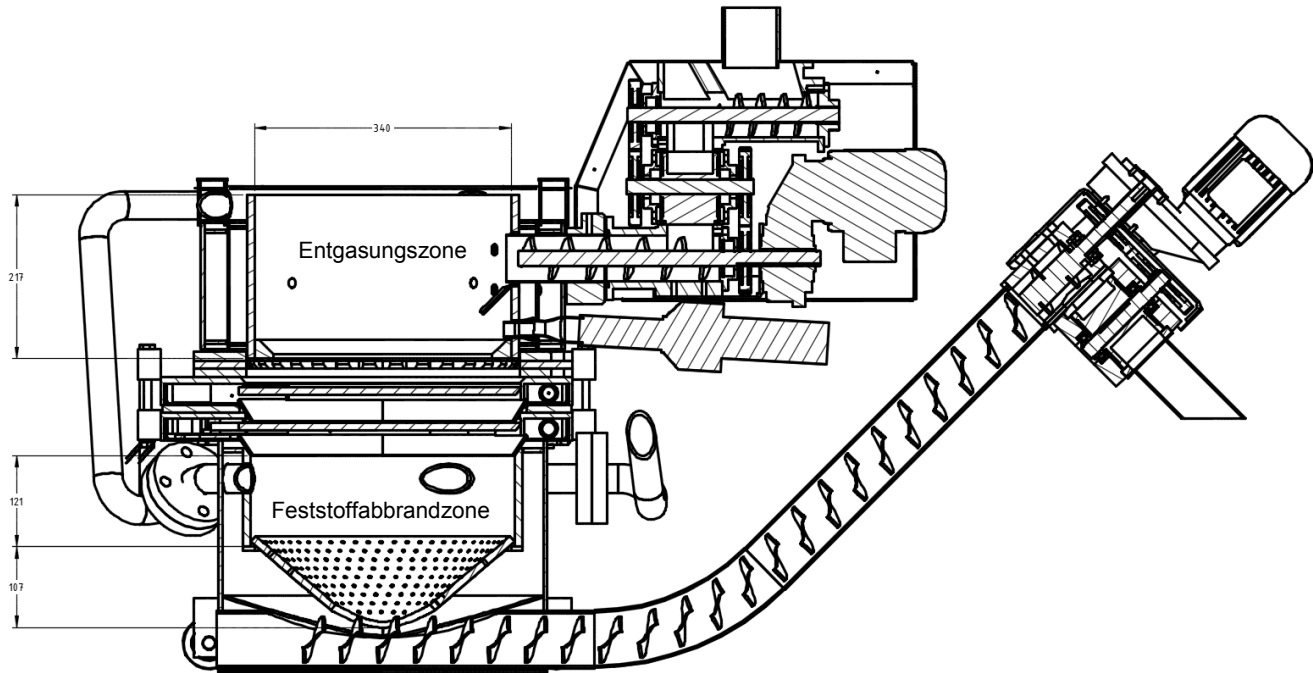


## Anhang A 7 Maßzeichnungen Brennersystem

Reduktions-, Misch- und Oxidationszone:



Entgasungs- sowie Feststoffabbrandzone:



## Anhang A 8 Umrechnung auf Normbedingungen

### 1. Allgemeines

Zur Auswertung und Beurteilung sowie zur Wahrung der Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse sind diese auf Normbedingungen zu beziehen. Nachfolgend werden die wesentlichen Zusammenhänge zur Umrechnung der unter Betriebsbedingungen ermittelten Ergebnisse auf Normbedingungen erläutert.

#### 1.1 Abgasvolumenstrom

Die Umrechnung des messtechnisch ermittelten Abgasvolumenstroms im feuchten Betriebszustand auf den Abgasvolumenstrom im feuchten Normzustand erfolgt anhand Gleichung A 47. Es wird der ideale Gaszustand angenommen.

$$\dot{V}_{AG0,f} = \dot{V}_{AGB,f} \frac{p_B}{p_0} \frac{T_0}{T_B} \quad (\text{A } 47)$$

mit:	$\dot{V}_{AG0,f}$	Volumenstrom des Abgases im feuchten Normzustand [m <sup>3</sup> i.N./s]
	$\dot{V}_{AGB,f}$	Volumenstrom des Abgases im feuchten Betriebszustand [m <sup>3</sup> /s]
	$p_B$	Luftdruck im Betriebszustand [Pa]
	$p_0$	Luftdruck im Normzustand [Pa]
	$T_0$	Temperatur im Normzustand [K]
	$T_B$	Temperatur im Betriebszustand [K]

Als Bezugsbedingung gilt der trockene Gaszustand:

$$\dot{V}_{AG0,tr} = \dot{V}_{AG0,f} (1 - \varphi_W) \quad (\text{A } 48)$$

mit:	$\dot{V}_{AG0,tr}$	Volumenstrom des Abgases im trockenen Normzustand [m <sup>3</sup> i.N./s]
	$\varphi_W$	Abgasfeuchte [Vol.-%]

## 1.2 Bezugssauerstoffgehalt

Um die Konzentrationsangaben von Schadstoffen unabhängig vom Luftüberschuss oder von Verdünnungseffekten (Leckagen) anlagenübergreifend bewerten zu können, sind die Messwerte auf einen Bezugssauerstoffgehalt im Abgas umzurechnen.

$$E_{\text{Bez}} = \frac{\psi_{O_2} - \psi_{O_2\text{Bez}}}{\psi_{O_2} - \psi_{O_2\text{Meß}}} E_{\text{Meß}} \quad (\text{A } 49)$$

mit:  $E_{\text{Bez}}$  Schadstoffkonzentration Bezugssauerstoffgehalt [ppm]

$E_{\text{Meß}}$  Schadstoffkonzentration gemessen mit Bezug Betriebssauerstoffgehalt [ppm]

$\psi_{O_2\text{Bez}}$  Molkonzentration Bezugssauerstoffgehalt [mol/mol]

$\psi_{O_2\text{Meß}}$  Molkonzentration Betriebssauerstoffgehalt im Abgas [mol/mol]

## 1.3 Konzentrationsangaben

Gaskonzentrationen werden üblicherweise als Volumenkonzentration in parts per million (ppm) sowie Vol.-% oder in Abhängigkeit der Masse in  $\text{mg}/\text{m}^3$  ausgewiesen. Die Umrechnung der Konzentrationsangaben erfolgt über die molare Masse der Komponenten in Verbindung mit dem Molvolumen. Unter Voraussetzung eines idealen Gases gilt:

$$\psi_k = \frac{V_{m0}}{M_k} * c_k \quad (\text{A } 50)$$

mit:  $\psi_k$  Volumenkonzentration der Komponente k [ppm]

$M_k$  Molare Masse der Komponente k [g/mol]

$c_k$  Massenkonzentration der Komponente k [ $\text{mg}/\text{m}^3$ ]

## Anhang A 9 Brennstoffanalysen

Tabelle A 9.1: Brennstoff: landwirtschaftlicher Reststoff mit Brennstoff-Stickstoffgehalt 2,5 Ma.-% (SWB AG – Nr. 0020-06-1)

Parameter	Abkz.	Methode	Einheit	Zustand		
				roh	wf	waf
Trockensubstanz	TS	DIN 38414, S2	Ma.-%	92,60		
Wassergehalt	w	DIN 51718	Ma.-%	7,40		
Brennwert (oberer Heizwert)	Ho	DIN 51900-1,2,3	KJ/Kg	15.110		
Heizwert (unterer Heizwert)	Hu	DIN 51900-1,2,3	KJ/Kg	13.746		
Schüttdichte	r Sch		kg/m <sup>3</sup>	740,00		
Aschegehalt	-	DIN 51719	Ma.-%	17,84		
Zündpunkt	-	SWB-Methode	°C	306		
flüchtige Bestandteile (bis 900 °C)	CnHm	DIN 51720	Ma.-%	59,74		79,83
Wasserstoff	H2	DIN 51721	Ma.-%	5,42		
Schwefel	S	ISO 11885, 38405 T5, DIN 51724-1, DIN 51732	Ma.-%	0,42	0,45	
Stickstoff	N	DIN 51732, DIN 19684	Ma.-%	2,53		
Chlor	Cl	38405 T1, DIN 10304-1	Ma.-%	0,46		
Kohlenstoff	C	ISO 10694 / DIN 51721	Ma.-%	37,29		
Temperatur am Beginn der Schrumpfung	SST	DIN CEN/TS15370-1	°C			
Erweichungstemperatur	DT	DIN CEN/TS15370-1	°C	1110		
Halbkugeltemperatur	HT	DIN CEN/TS15370-1	°C	1275		
Fließtemperatur	FT	DIN CEN/TS15370-1	°C	1310		

Stickstoff	N	DIN ISO 11261, DIN 51722, DIN 19684	Ma.-%	2,53		
Kupfer	Cu	ISO 11885	mg/kg		57,28	
Mangan	Mn	ISO 11885	mg/kg		206,79	
Blei	Pb	ISO 11885	mg/kg		12,86	
Chrom	Cr	ISO 11885	mg/kg		33,09	
Nickel	Ni	ISO 11885	mg/kg		14,76	
Cadmium	Cd	ISO 11885	mg/kg		0,15	
Thallium	Tl	DIN 38406, E29	mg/kg		< 0,01	
Calciumoxid	CaO	ISO 11885	Ma.-%		15,08	
Kaliumoxid	K <sub>2</sub> O	ISO 11884	Ma.-%		12,56	
Magnesiumoxid	MgO	ISO 11885	Ma.-%		9,14	
Natriumoxid	Na <sub>2</sub> O	ISO 11885	Ma.-%		1,87	
Siliziumdioxid	SiO <sub>2</sub>	DIN 51729	Ma.-%		44,68	
Aluminiumoxid	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		Ma.-%		2,01	
Eisen(III)-oxid	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>		Ma.-%		2,31	
Titan(IV)-oxid	TiO <sub>2</sub>		Ma.-%		0,16	
Schwefel	S	ISO 11885 / 38405 T5	Ma.-%		0,45	
Vanadium	V	DIN 38406 T22	mg/kg		4,20	
Zinn	Zn	DIN 38406 T22	mg/kg		6,86	
Kobalt	Co	DIN 38406 T22	mg/kg		2,76	

Brennstoff: landwirtschaftlicher Reststoff mit Brennstoff-Stickstoffgehalt 1,3 Ma.-% (IFK – Nr. 2013 / 207 / 1765); siehe Anhang

Brennstoff: landwirtschaftlicher Reststoff mit Brennstoff-Stickstoffgehalt 1,3 Ma.-% (IFK – Nr. 2014 / 038 / 0185); siehe Anhang



Direktor: Prof. Dr. techn. G. Scheffknecht  
Pfaffenwaldring 23 • 70569 Stuttgart  
Tel. +49 (0) 711-685 63487 • Fax +49 (0) 711-685 63491

**Analysenbefund Nr.** 2013 / 207 / 1765 **Seite 1 von 6**

**Auftraggeber** Michael Struschka  
Universität Stuttgart  
IFK – Abt. RdL  
Pfaffenwaldring 23  
D – 70569 Stuttgart

**Analysenauftrag** Untersuchung von 2 Biomasseproben auf die Gehalte an Wasser, Asche, flüchtige Stoffe, die Elemente Kohlenstoff, Wasserstoff, Stickstoff, Schwefel und Chlor, die Aschehauptbestandteile sowie die Bestimmung der physikalisch chemischen Kenndaten Brennwert/Heizwert und Ascheschmelzverhalten.

**Auftrag / Probeneingang** 22.10.2013

**Projekt- Nr.** 950 27988

**Probenherkunft** Agrarhandel Müller Böhringen

**Probenart / Verpackung** 2x Heupellets / PE - Tüte, ca. 3 kg

**Probenkennzeichnung** siehe Analysenergebnisse


**Analysenmethoden** Seite 2

**Bemerkungen** Seite 2

**Analysenergebnisse** Seite 3 - 6

**Anlagen** 2x Darstellung Ascheschmelzverhalten

Stuttgart, 13.03.2014

  
Brennstoff-Labor  
Dipl. Ing.(FH) Wolfgang Roß

Die Ergebnisse beziehen sich ausschließlich auf den auf Seite 1 dieses Berichtes beschriebenen Prüfgegenstand. Der Analysenbefund darf **nicht** ohne schriftliche Zustimmung des IFK - Brennstofflabors **auszugsweise** veröffentlicht werden.

**Analysenmethoden zur Untersuchung Fester Biobrennstoffe**

DIN EN 14774	Bestimmung des Wassergehaltes; Ofentrocknung Teil 2: Gesamtgehalt an Wasser - Vereinfachtes Verfahren
DIN EN 14774	Bestimmung des Wassergehaltes; Ofentrocknung Teil 3: Wassergehalt in allgemeinen Analysenproben
DIN EN 14780	Probenherstellung
DIN EN 15148	Bestimmung des Gehaltes an flüchtigen Substanzen
DIN EN 14775	Bestimmung des Aschegehaltes
DIN CEN/TS 15370	Verfahren zur Bestimmung des Schmelzverhaltens der Asche Teil 1: Verfahren zur Bestimmung charakteristischer Temperaturen
DIN EN 15104	Bestimmung des Gesamtgehaltes an Kohlenstoff, Wasserstoff und Stickstoff - Instrumentelles Verfahren
DIN EN 15289	Bestimmung des Gesamtgehaltes an Schwefel und Chlor
DIN EN 14918	Bestimmung des Heizwertes
DIN EN 15290	Bestimmung von Hauptelementen - Al, Ca, Fe, Mg, P, K, Si, Na, Ti
DIN EN 15296	Umwandlung von Analyseergebnissen einer Bezugsbasis in Er- gebnisse mit anderer Bezugsbasis

**Bemerkungen**

Bei der den übergebenen Proben handelt es sich um Heupellets mit einem typischen Aussehen. Angaben zur Vorbehandlung wurden nicht gemacht.

Repräsentative Teilproben wurden bei 105 °C getrocknet und so der Gehalt an Wasser mittels vereinfachten Verfahren ermittelt. Ein weiterer repräsentativer Teil wurde durch Mahlen auf eine Teilchengröße <1 mm und nach repräsentativer Reduzierung in einem zweiten Schritt auf eine Teilchengröße <0,25 mm gebracht. Aus den so aufbereiteten Proben wurden die Analysenproben für die jeweiligen Prüfungen repräsentativ entnommen.

Die Gehalte an Analysenfeuchte, flüchtigen Substanzen und Asche wurden aus der gewöhnlichen Analysenprobe in enger Anlehnung an die betreffenden Normen mittels eines Thermogravimetrischen Analysators bestimmt (Instrumentenmethode).

Die Bestimmung der Hauptelemente (Al, Ca, Fe, K, Mg, Na, P, Si, Ti) erfolgte gemäß der DIN EN 15290 nach Verfahren B - Bestimmung aus einer bei 550 °C hergestellten Asche.

Untersuchungszustand: roh = Originalsubstanz, an = analysenfeucht, wf = wasserfrei, a = Asche (Temp.), af = aschefrei, waf = Wasser und aschefrei

- n. b. nicht bestimmbar, unter der Bestimmungsgrenze
- n. n. nicht nachweisbar, unter Nachweisgrenze



**Analysenergebnisse**

Labor – Nr.	1765/13
Probenkennzeichnung	Heupellets - verregnet <i>Qualität 3</i>
Konsistenz, Aussehen	fest, Pellet
Farbe	currygelb
Geruch	nach Heu
Besonderheiten	keine

Kurzanalyse	roh	an (< 0,25 mm)	wf
Gesamtwasser (N <sub>2</sub> +106°C), %	7,74	--	--
Analysenfeuchte (N <sub>2</sub> +106°C), %	--	1,20	--
Flüchtige Stoffe (N <sub>2</sub> +900°C), %	67,8	72,6	73,5
Asche (O <sub>2</sub> +550°C), %	8,77	9,39	9,50
Fixed C (berechn.), %	15,7	16,8	17,0

Elementaranalyse	roh	an (< 0,25 mm)	wf
Kohlenstoff (C), %	40,7	43,6	44,1
Wasserstoff, gesamt (H <sub>ges.</sub> ), %	7,22	6,94	6,89
Wasserstoff (H <sub>org.</sub> ), %	6,36	6,81	6,89
Stickstoff (N), %	1,26	1,35	1,36
Schwefel (S), %	0,157	0,168	0,170
Chlor, (Cl), %	0,348	0,372	0,377

physik. / chem. Kenndaten	roh	an (< 0,25 mm)	wf
Brennwert, J/g	16426	17590	17804
Heizwert, J/g	14860	16086	16311

Ascheschmelzverhalten	a (550°C)
Sinterbeginn, °C	730
Erweichungstemperatur, °C	980
Sphärischtemperatur, °C	1110
Halbkugeltemperatur, °C	1160
Fließtemperatur, °C	1190

Erweichungsbereich, °C 980 - 1160

Fließbereich, °C 1160 - 1190

**Analysenergebnisse**

<b>Labor – Nr.</b>	<b>1765/13</b>
Probenkennzeichnung	Heupellets - verregnet

<b>Hauptelemente</b>	<b>a (550°C), wf</b>
Aluminium (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ), %	2,72
Barium (BaO), %	0,039
Kalzium (CaO), %	11,1
Eisen (Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ), %	1,48
Kalium (K <sub>2</sub> O), %	20,2
Magnesium (MgO), %	5,07
Mangan (MnO), %	0,075
Natrium (Na <sub>2</sub> O), %	0,249
Phosphor (P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> ), %	5,90
Schwefel (SO <sub>3</sub> ), %	2,70
Silizium (SiO <sub>2</sub> ), %	41,1
Strontium (SrO), %	0,026
Titan (TiO <sub>2</sub> ), %	0,131
organ. Kohlenstoff (C), %	1,86
anorgan. Kohlenstoff (CO <sub>2</sub> ), %	6,75

**Analysenergebnisse**

Labor – Nr.	1766/13
Probenkennzeichnung	Heupellets - 2. Schnitt <i>Analysiert 1</i>
Konsistenz, Aussehen	fest, Pellet
Farbe	khakigrau
Geruch	nach Heu
Besonderheiten	keine

Kurzanalyse	roh	an (< 0,25 mm)	wf
Gesamtwasser (N <sub>2</sub> +106°C), %	8,47	--	--
Analysenfeuchte (N <sub>2</sub> +106°C), %	--	1,46	--
Flüchtige Stoffe (N <sub>2</sub> +900°C), %	66,9	72,0	73,1
Asche (O <sub>2</sub> +550°C), %	9,59	10,3	10,5
Fixed C (berechn.), %	15,0	16,2	16,4

Elementaranalyse	roh	an (< 0,25 mm)	wf
Kohlenstoff (C), %	40,3	43,4	44,0
Wasserstoff, gesamt (H <sub>ges.</sub> ), %	7,32	7,03	6,97
Wasserstoff (H), %	6,38	6,87	6,97
Stickstoff (N), %	1,71	1,84	1,87
Schwefel (S), %	0,185	0,200	0,202
Chlor, (Cl), %	0,254	0,274	0,278

physik. / chem. Kenndaten	roh	an (< 0,25 mm)	wf
Brennwert, J/g	16404	17660	17922
Heizwert, J/g	14817	16138	16413

Ascheschmelzverhalten	a (550°C)
Sinterbeginn, °C	840
Erweichungstemperatur, °C	1050
Sphärischtemperatur, °C	1090
Halbkugeltemperatur, °C	1130
Fließtemperatur, °C	1150

Erweichungsbereich, °C 1050 - 1130

Fließbereich, °C 1130 - 1150

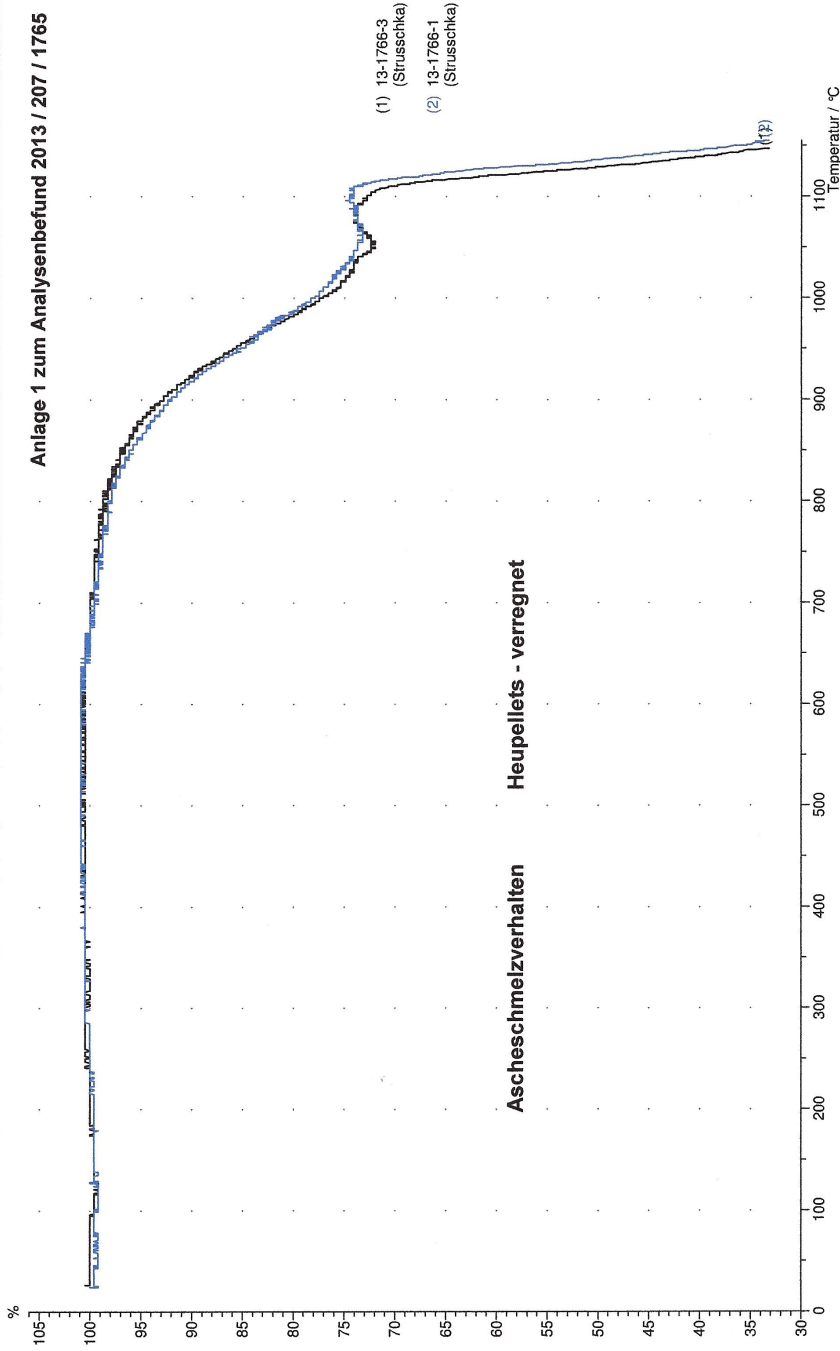
**Analysenergebnisse**

<b>Labor – Nr.</b>	<b>1766/13</b>
Probenkennzeichnung	Heupellets - 2. Schnitt

<b>Hauptelemente</b>	<b>a (550°C), wf</b>
Aluminium (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ), %	3,09
Barium (BaO), %	0,037
Kalzium (CaO), %	10,8
Eisen (Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ), %	1,51
Kalium (K <sub>2</sub> O), %	21,2
Magnesium (MgO), %	6,08
Mangan (MnO), %	0,118
Natrium (Na <sub>2</sub> O), %	0,290
Phosphor (P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> ), %	6,44
Schwefel (SO <sub>3</sub> ), %	2,57
Silizium (SiO <sub>2</sub> ), %	38,5
Strontium (SrO), %	0,020
Titan (TiO <sub>2</sub> ), %	0,159
organ. Kohlenstoff (C), %	2,13
anorgan. Kohlenstoff (CO <sub>2</sub> ), %	6,58

Ende des Prüfberichtes

Anlage 1 zum Analysenbefund 2013 / 207 / 1765



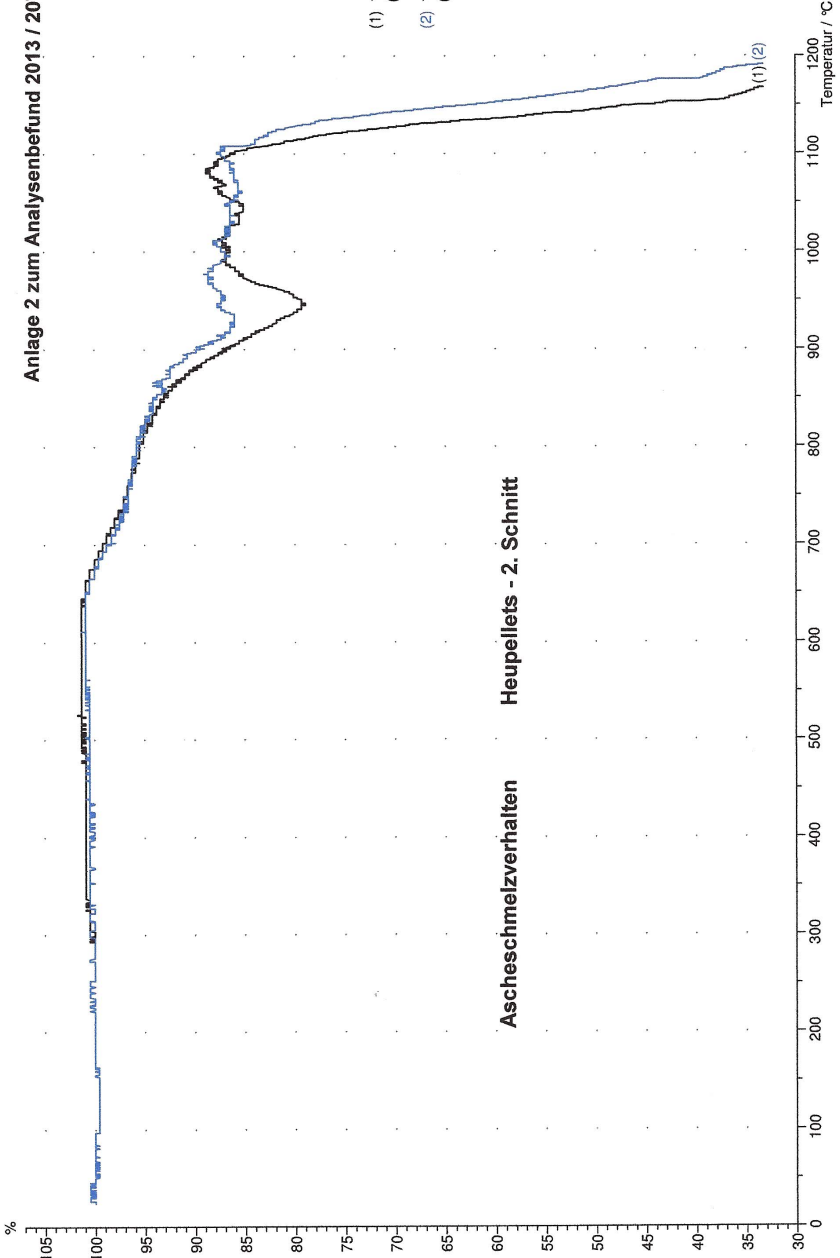
Aschesmelzverhalten

Heupellets - verregnet

- (1) 13-1766-3 (Strusschka)
- (2) 13-1766-1 (Strusschka)

(1P)

Anlage 2 zum Analysenbefund 2013 / 207 / 1765



(1) 13-1765-2  
(Strusschke)  
(2) 13-1765-1  
(Strusschke)

Ascheschmelzverhalten Heupellets - 2. Schnitt



<b>Analysenbefund Nr.</b>	<b>2014 / 038 / 0185</b>	<b>Seite 1 von 3</b>
<b>Auftraggeber</b>	Winfried Juschka Universität Stuttgart IFK – Abt. RdL Pfaffenwaldring 23 D – 70569 Stuttgart	
<b>Analysenauftrag</b>	Untersuchung von Heupellets auf die Gehalte an Wasser, Asche, flüchtige Stoffe, die Elemente Kohlenstoff, Wasserstoff, Stickstoff und Schwefel sowie die Bestimmung des Brennwertes.	
<b>Auftrag / Probeneingang</b>	13.03.2014	
<b>Projekt- Nr.</b>	810 29367	
<b>Probenherkunft</b>	Agrarhandel Müller	
<b>Probenart/Verpackung</b>	Heupellets / 10-L-PE Eimer, offen	
<b>Probenkennzeichnung</b>	Heupellets 2. Schnitt	
<b>Analysenmethoden</b>	siehe Seite 2	
<b>Bemerkungen</b>	Seite 2	
<b>Analysenergebnisse</b>	Seite 3	
<b>Anlagen</b>	keine	

Stuttgart, 28.04.2014

  
Brennstoff-Labor  
Dipl. Ing.(FH) Wolfgang Roß

**Analysemethoden zur Untersuchung Fester Biobrennstoffe**

DIN CEN/TS 14780	Feste Biobrennstoffe - Verfahren zur Probenherstellung
DIN CEN/TS 14774-1	Feste Biobrennstoffe - Bestimmung des Wassergehaltes
DIN CEN/TS 14774-2	Verfahrens der Ofentrocknung ;
DIN CEN/TS 14774-3	Teil 1: Gehaltes an Gesamtwasser – Referenzverfahren Teil 2: Gehaltes an Gesamtwasser - Vereinfachtes Verfahren Teil 3: Wassergehalt in gewöhnlichen Analysenproben
DIN CEN/TS 15148	Feste Biobrennstoffe - Verfahren zur Bestimmung des Gehaltes an flüchtigen Substanzen
DIN CEN/TS 14775	Feste Biobrennstoffe - Verfahren zur Bestimmung des Aschegehaltes
DIN CEN/TS 15104	Feste Biobrennstoffe - Verfahren zur Bestimmung des Gehaltes an Gesamtkohlenstoff (C), Wasserstoff (H) und Stickstoff (N); Instrumentelle Verfahren
DIN CEN/TS 14918	Feste Biobrennstoffe - Verfahren zur Bestimmung des Heizwertes

**Bemerkungen**

Bei der zur Untersuchung übergebenen Laborprobe handelt es sich um Heupellets mit typischem Aussehen. Angaben zur Vorbehandlung wurden nicht gemacht.

Um den Wasserverlust möglichst gering zu halten und die Analysenprobenherstellung zu erleichtern wurde die Laborprobe geteilt. Ein repräsentativer Teil wurde bei 105 °C getrocknet und so der Gehalt an Wasser mittels vereinfachten Verfahrens ermittelt.

Ein weiterer repräsentativer Teil wurde durch Mahlen auf eine Teilchengröße <1 mm und nach repräsentativer Reduzierung in einem zweiten Schritt auf eine Teilchengröße <0,25 mm gebracht. Aus den so aufbereiteten Proben wurden die Analysenproben für die jeweiligen Prüfungen repräsentativ entnommen.

Die Gehalte an Analysenfeuchte, flüchtigen Substanzen und Asche wurden aus der gewöhnlichen Analysenprobe in enger Anlehnung an die betreffenden Normen mittels eines Thermogravimetrischen Analysators bestimmt. (Instrumentenmethode)

Die Bestimmung des Gehaltes an Schwefel erfolgte nicht nach DIN CEN/TS 15289 (Bombenaufschluss und Ionenchromatographie) sondern in Anlehnung an DIN CEN/TS 15104 in einem Elementaranalysator. Die Probe wurde in Gegenwart eines Katalysators vollständig oxidiert und der Schwefelgehalt mittels Wärmleitfähigkeitsdetektor detektiert.

Untersuchungszustand: roh = Originalsubstanz, an = analysenfeucht, wf = wasserfrei, a = Asche (Temp.), af = aschefrei, waf = wasser + aschefrei

n. b. nicht bestimmbar, unter der Bestimmungsgrenze

n. n. nicht nachweisbar, unter Nachweisgrenze



**Analysenergebnisse**

<b>Labor - Nr.</b>	<b>185/14</b>
Probenkennzeichnung	Heupellets, 2. Schnitt
Konsistenz, Aussehen	fest, Pellets
Farbe	grün - beige - grau
Geruch	nach Heu
Besonderheiten	keine

<b>Kurzanalyse</b>	<b>roh</b>	<b>an</b>	<b>wf</b>
Wasser, gesamt (N <sub>2</sub> +106°C), %	7,20	--	--
Analysenfeuchte (N <sub>2</sub> +106°C), %	--	0,89	--
Flüchtige Stoffe (N <sub>2</sub> +900°C), %	67,5	72,1	72,7
Asche (O <sub>2</sub> +550°C), %	9,55	10,2	10,3
Fixed C (berechn.), %	15,7	16,8	17,0

<b>Elementaranalyse</b>	<b>roh</b>	<b>an</b>	<b>wf</b>
Kohlenstoff (C), %	41,2	44,0	44,4
Gesamtwasserstoff (H <sub>ges</sub> ), %	5,95	5,60	5,55
organ. Wasserstoff (H <sub>org</sub> ), %	5,15	5,50	5,55
Stickstoff (N), %	1,62	1,73	1,75
Schwefel (S), %	n. b. <0,1	n. b. <0,1	n. b. <0,1

<b>physik. / chem. Kenndaten</b>	<b>roh</b>	<b>an</b>	<b>wf</b>
Brennwert, J/g	16569	17686 <del>14696</del>	17855
Heizwert, J/g	15272	↑ 16476	16646

Ende des Prüfberichtes

## Anhang A 10 Versuchsreihen zur Luftstufung

Tabelle A 10.1: Messreihen zur Untersuchung des Einflusses der Primärluftzahl

Messreihe	Luftzahl			
	Primär	Sekundär	Tertiär	Gesamt
1	0,4	0,4	0,4	1,2
2	0,5	0,4	0,4	1,3
3	0,6	0,4	0,4	1,4
4	0,7	0,4	0,4	1,5
5	0,8	0,4	0,4	1,6

Tabelle A 10.2: Messreihen zur Untersuchung des Einflusses der Sekundärluftzahl

Messreihe	Luftzahl			
	Primär	Sekundär	Tertiär	Gesamt
1	0,4	0,4	0,4	1,2
2	0,4	0,5	0,4	1,3
3	0,4	0,6	0,4	1,4
4	0,4	0,7	0,4	1,5
5	0,4	0,8	0,4	1,6

Tabelle A 10.3: Messreihen zur Untersuchung des Einflusses der Tertiärluftzahl

Messreihe	Luftzahl			
	Primär	Sekundär	Tertiär	Gesamt
1	0,4	0,4	0,4	1,2
2	0,4	0,4	0,5	1,3
3	0,4	0,4	0,6	1,4
4	0,4	0,4	0,7	1,5
5	0,4	0,4	0,8	1,6

Tabelle A 10.4: Messreihen zur Untersuchung des Einflusses der (Gesamt)Luftzahl

Messreihe	Luftzahl			
	Primär	Sekundär	Tertiär	Gesamt
1	0,40	0,40	0,40	1,2
2	0,43	0,43	0,43	1,3
3	0,47	0,47	0,47	1,4
4	0,50	0,50	0,50	1,5
5	0,53	0,53	0,53	1,6