



Schlussbericht Phase 2

Retro-HG-Brenner (Phase 2)

Optimierter emissionsarmer Retrofit-Holzgas-Brenner
mit grossem Regelbereich (20 - 50 kW) - Phase 2





Fachhochschule Nordwestschweiz
Hochschule für Technik

Datum: 25.09.2017

Ort: Windisch

Auftraggeberin:

Bundesamt für Energie BFE
Forschungsprogramm Bioenergie
CH-3003 Bern
www.bfe.admin.ch

Kofinanzierung:

BAFU, Abteilung für Ökonomie und Umweltbeobachtung, Bern
KTI, Bern
Klimastiftung Schweiz, Zürich
Eigenmittel der FHNW, IBRE
SCCER Biosweet

Auftragnehmer/in:

Fachhochschule Nordwestschweiz (FHNW)
Institut für Biomasse und Ressourceneffizienz (IBRE)
Klosterzelgstrasse 2
5210 Windisch

Liebi LNC AG
Burgholz 18
CH-3753 Oey-Diemtigen
<http://www.liebilnc.ch>

Autor/in:

Marc Keusch, FHNW, marc.keusch@fhnw.ch
Josef Wüest, FHNW
Meike Liebau, FHNW
Jan-Marco Kaiser, FHNW
Alexander Rauber, FHNW
Martin Bünzli, FHNW
Timothy Griffin, FHNW

BFE-Bereichsleitung: Sandra Hermle, sandra.hermle@bfe.admin.ch
BFE-Programmleitung: Sandra Hermle, sandra.hermle@bfe.admin.ch
BFE-Vertragsnummer: SI/500 933-2

Für den Inhalt und die Schlussfolgerungen sind ausschliesslich die Autoren dieses Berichts verantwortlich.



Zusammenfassung

Die gestufte Verbrennung ist auch bei Biomassefeuerungen eine bewährte Methode, um Emissionen, insbesondere Staub-, CO- und OGC-Emissionen (alle unverbrannten Kohlenwasserstoffe) zu reduzieren.

Das vorliegende Projekt befasst sich mit einem mit Holzpellets befeuerten, optimierten und emissionsarmen Retrofit-Holzgasbrenner im Leistungsbereich 20 – 50 kW. In Phase 2 dieses Projektes stand ein auf Basis der Untersuchungen aus Phase 1 neu entwickelter Prototyp im Mittelpunkt. Dieser Prototyp mit Namen HGB 50 wurde auf Basis eines kleineren finnischen Prototypen [1] an der FHNW in Zusammenarbeit mit der Liebi LNC AG entwickelt und gebaut. Des Weiteren wurde er in einem separaten Prüfstand in Betrieb genommen und es konnten bereits diverse Untersuchungen durchgeführt werden. Dabei wurden die Projektziele der relativ niedrigen Emissionen bestätigt: von Zünden bis Abschalten: CO-Emissionen $< 50 \text{ mg/Nm}^3$, Staubemissionen (PM) ohne Partikelabscheider $< 5 \text{ mg/Nm}^3$ und OGC $< 10 \text{ mg/Nm}^3$, alle bei Referenzbedingung 13 Vol.% tr. O₂.

Wichtiger Bestandteil dieser zweiten Projektphase war die Optimierungen der Start- und Stopp-Phase als hauptsächliche Ursache der hohen Emissionen bei der Holzverbrennung. Hier wurden diverse Start- und Stopp-Vorgänge in einem separaten Prüfstand detailliert untersucht. Auch konnten die Abläufe während der Vergasung allgemein an einem speziell errichteten Einzel-Pellet-Vergaser und mittels Holzgasanalyse am Brenner untersucht und das Verständnis vertieft werden. Daraus konnte auch ein einfaches empirisches Modell der Holzvergasung im vorhandenen Prozess erstellt werden.

Es ist gemeinsam mit dem Industriepartner Liebi LNC AG geplant, den Brenner in der dritten Projektphase nach erfolgreichem Abschluss der Validierung sowie der Langzeitversuche in den Markt einzuführen.

Summary

Staged combustion is a proven method--also for biomass combustion--to reduce emissions, especially dust, carbon monoxide and unburned hydrocarbons.

This project concentrates on an optimized retrofit wood pellet burner with low emissions and a power range from 20 - 50 kW. In phase 2 of this project the focus was on a new prototype, which was developed based on the results of phase 1. This prototype, HGB 50, is based on a smaller burner from Finland [1] and was developed and built at the FHNW in collaboration with Liebi LNC AG. The HGB 50 has already been operated in a new test rig where first measurements were performed. The project goals could be verified: from ignition to power-down: CO-Emissions $< 50 \text{ mg/Nm}^3$, dust-emissions (PM) without dust filter $< 5 \text{ mg/Nm}^3$ und OGC $< 10 \text{ mg/Nm}^3$, all at the reference conditions of 13 Vol. % dry. O₂.

An important part of project phase II was investigation and optimization of the start and stop phase, during which the major emission loads are generated. For this purpose, a separate test rig was built to analyze the start and stop behavior. Additionally, the general understanding of the gasification process could be improved by measurements using a single pellet gasifier and measurements of the wood gas.

Together with the industry partner Liebi LNC AG it is planned in phase 3 to introduce the HGB into the market after successful validation and long term tests.



Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	3
Summary	3
Inhaltsverzeichnis	4
Abkürzungsverzeichnis	5
1. Einleitung	7
Projektziele.....	7
Lösungsweg des Projekts	8
Inhaltsübersicht der Phase 2	9
2. Ergebnisse Phase 1: Offene Punkte	10
AP 3.5 Energetische Effizienz.....	10
AP 4.1 Optimierung des Vergasungsprozesses / Einzel-Pellet-Vergaser	17
AP 4.2 Optimierung der Luftführung und Durchmischung	27
AP 5.2 Synthesegaszusammensetzung bei Luftvariation	35
AP 5.3 Optimierung der Betriebsphase	40
3. Ergebnisse Phase 2: Theoretische Analyse II	52
AP 7.1: Emissionsreduktion Start- und Stopp-Phase	52
4. Ergebnisse Phase 2: Optimierungen II	55
AP 8.1 Optimierung Start-Stopp-Phase	55
AP 8.2 Optimierung der Leistungsmodulation	60
AP 8.3 Einfluss des Wassergehalts der Pellets.....	62
AP 8.4 Ascherückstände.....	69
AP 8.5 Überprüfung des Brennwertkessels und des Kondensats.....	77
5. Ergebnisse Phase 2: HGB 50	88
AP 9.1 Konstruktion des Prototyps	88
AP 9.2 Herstellung des Prototyps – Unterliegt der Geheimhaltung.....	89
AP 9.3 Einbau der Sensoren, Temperaturregelung	90
6. Fazit	94
7. Literaturverzeichnis	95



Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	
Name	Beschreibung
BP	Betriebspunkt
BWT	Brennwertwärmetauscher
BHKW	Blockheizkraftwerk
C(s)	Im Brennstoff gebundener fester Kohlenstoff
FID	Flammenionisationsdetektor
FTIR	Fourier-Transform-Infrarotspektrometer
Geb	Gebälse
HG	Holzgas
HGB	Holzgasbrenner
MRU	Abgasanalysator
NDIR	Nondispersive Infrared
OGC	Unverbrannte Kohlenwasserstoffe
PM	particulate matter
TGA	Thermogravimetrische Analyse
VVEA	Verordnung über die Vermeidung und die Entsorgung von Abfällen
wf	wasserfrei
XRF	X-ray fluorescence spectroscopy

Symbolverzeichnis		
Name	Beschreibung	Einheit
C_{tot}	Summe aller Kohlenstoffhaltigen Elemente in Gas	[-]
e	Energiedichte des Brennstoffes feucht	[kJ/kg,f]
e_{rel}	Relative Energiedichte	[%]
$e_{@0\%w}$	Energiedichte des Brennstoffes trocken	[kJ/kg,tr]
F_j	Fracht des Elementes j	[ml/g Pellet]
H_U	Unterer Heizwert	[kJ/kg]
Δh^R	Reaktionsenthalpie	[kJ/kg]
Δh^V	Enthalpie Differenz zur Umgebung vom Holzgas	[kJ/kg]
$I_{H_2O}^{abs}$	Integral über emittierten Wasseranteil	[Vol%*s]
I_{MW}	Integral des gemessenen Wasseranteil im Messgas	[Vol%*s]
I_j	Integral des Elementes j	[ppm*s]
$l_{min,tr}$	Mindestluftbedarf für trockenen Brennstoff	[kgLuft/kgBS]
m_{H_2O}	Wasser-Masse emittiert von einem Pellet	[mg]
$m_{H_2O}^{Pf}$	Wassermasse emittiert pro g Pellet feucht	[mg H ₂ O / g Pellet]
$m_{p,f}$	Masse Pellet feucht	[g]
$m_{p,t}$	Masse Pellet trocken	[g]
$\dot{m}_{BS,f}$	Massenstrom Brennstoff feucht	[kg/h]
$\dot{m}_{BS,tr}$	Massenstrom Brennstoff trocken	[kg/h]
\dot{m}_{Luft}	Massenstrom Luft	[kg/h]
$\dot{m}_{Luft,Pri}$	Massenstrom Primärluft	[kg/h]
\dot{m}_w	Massenstrom Wasser	[kg/h]
n	Drehzahl Gebläse	[1/min]
$n_{C,BSf}$	Anzahl Mol Kohlenstoff in Brennstoff feucht	[-]
$n_{CO,HG}$	Anzahl Mol Kohlenstoffmonoxid in Holzgas	[-]
$n_{CO_2,HG}$	Anzahl Mol Kohlenstoffdioxid in Holzgas	[-]
$n_{C_xH_y,HG}$	Anzahl Mol Kohlenwasserstoffe in Holzgas	[-]
$n_{H,BSf}$	Anzahl Mol Wasserstoff in Brennstoff feucht	[-]



$n_{H_2,HG}$	Anzahl Mol Wasserstoff in Holzgas	[-]
$n_{H_2O,HG}$	Anzahl Mol Wasser in Holzgas	[-]
$n_{O,BSf}$	Anzahl Mol Sauerstoff in Brennstoff feucht	[-]
$n_{O,Luft}$	Anzahl Mol Sauerstoff in Luft	[-]
$norm. fac$	Verhältnis von Messwerten FTIR zu effektiv Werten	[-]
P	Primärleistung	[kW]
$\dot{r}_{H_2O}^{Pf}$	Ausdampfungsrate	[mg H ₂ O / g Pellet * s]
Ri	Rüttelintervall	[s]
Rp	Rüttelparameter	[kg]
T_{HG}	Temperatur Holzgas	[°C]
$T_{Reaktor}$	Temperatur im Reaktor gemessen	[°C]
TVG	Temperatur Holzgas aus Vergasungstopf	[°C]
V_{H_2O}	Wasser-Volumen emittiert von einem Pellet	[ml]
\dot{V}_{CO}	Volumenstrom Kohlenstoffmonoxid	[ml/s]
\dot{V}_{MG}	Volumenstrom des Messgases	[l/min]
\dot{V}_{Prim}	Volumenstrom Primärluft bei Abgasrezirkulation	[m ³ /h]
\dot{V}_{Rez}	Volumenstrom Abgas in Vergasungszone rezirkuliert	[m ³ /h]
Vf	Verdünnungsfaktor bei Holzgasanalyse	[-]
$Vol. Pri$	Volumenstrom Primärluft	[m ³ /h]
$Vol. Sek$	Volumenstrom Sekundärluft	[m ³ /h]
w	Wassergehalt Brennstoff	[%]
w_{FTIR}	Wassergehalt eines Pellets aus FTIR Messung	[%]
w_{eff}	Wassergehalt aus Messung am Trocknungsschrank	[%]
x	Volumenanteil	[ppm]
x_{BS}	Volumenanteil Brennstoff	[Vol%]
x_{HG}	Volumenanteil Holzgas	[Vol%]
$x_{H_2O}^{MG}$	Volumenanteil Wasser im Messgas	[Vol%]
$x_{H_2O}^{Umg}$	Volumenanteil Wasser in Umgebungsluft	[Vol%]
$x_{H_2O}^{abs}$	Vom Pellet emittierter Wasseranteil in Messgas	[Vol%]
λ_{prim}	Luftzahl Vergasung	[-]
λ	Luftüberschusszahl	[-]
ρ_{SM}	Schüttraumdichte von feuchtem Brennstoff	[kg/m ³]
$\rho_{SM,rel}$	Relative Schüttraumdichte	[%]
$\rho_{SM@0\%w}$	Schüttraumdichte von trockenem Brennstoff	[kg/m ³]



1. Einleitung

Die gestufte Verbrennung ist auch bei Biomassefeuerungen eine bewährte Methode, um Emissionen, insbesondere Staub-, CO- und OGC-Emissionen (alle unverbrannten Kohlenwasserstoffe) zu reduzieren. In der konsequentesten Art ist diese Technik für Pellets aus unserer Sicht in einem Prototyp der Fa. Pyro-Man, ein Spinoff der University of Eastern Finland, umgesetzt worden [1]. Anhand dieses Gerätes soll die Technik untersucht und verstanden werden und damit Pellet-Brennern- und Kesselherstellern in der Schweiz zur eigenen Nutzung zugänglich gemacht werden, womit Biomasse in Form von Holzpellets besser nutzbar gemacht werden könnte.

Dazu wurde das Projekt "Holzgasbrenner" (HGB) gestartet, welches in die drei Phasen *Grundlagen*, *Optimierung* und *Industrialisierung* unterteilt ist.

Projektphase 1 zur Ermittlung der *Grundlagen* wurde Ende 2014 abgeschlossen und die Ergebnisse im Mai 2015 dem BFE in Form des Schlussberichtes Phase 1 übermittelt. Der Schlussbericht ist zudem auf der Aramis Datenbank (<https://www.aramis.admin.ch/>) zu finden.

Schwerpunkte der nun dokumentierten Projektphase 2 *Optimierung* waren:

- Konstruktion und Herstellung des neuen Prototypen HGB 50
- Aufbau des neuen Prüfstands für den HGB 50
- Optimierung der Start- und Stopp-Phase sowie der Leistungsmodulation

Projektziele

Als Ergebnis der Gesamtentwicklung steht ein mit Pellets betriebener, optimierter Holzgasbrenner (HGB) mit einer thermischen Leistung modulierbar von 20 bis 50 kW zur Verfügung. Folgende Emissionswerte (Projekt-Zielwerte; bei Referenzbedingung 13 Vol.%_{tr.} O₂) sollen erreicht werden (über alle Betriebsphasen, von Zündung bis Abschalten):

- CO-Emissionen < 50 mg/Nm³
- Staubemissionen (PM) ohne Partikelabscheider < 5 mg/Nm³
- Unverbrannte Kohlenwasserstoffe (OGC) < 10 mg/Nm³

In der stabilen Betriebsphase sollen zudem die Werte für CO < 20 mg/Nm³ bzw. Summe OGC+PM < 5 mg/Nm³ betragen. Beim Einsatz mit kondensierenden Heizkesseln sollen OGC- und PM-Werte von < 2 mg/Nm³ erreicht werden.

Durch die deutliche Reduktion der Schadstoffe kann Biomasse zu Heizzwecken in kleinen Anlagen unbedenklich auch in immissionsbefrachteten (urbanen) Gebieten eingesetzt werden. Zudem wird der energetisch sinnvolle Einsatz in Kombination mit Kondensationskesseln angestrebt, woraus nicht nur bessere Wirkungsgrade resultieren, sondern auch der Einsatz von günstigeren Abgaskaminanlagen möglich ist, welche bei Öl- und Gaskesseln bereits etabliert sind. Diese Brennwert-Technologie ist aber nur möglich, falls niedrige Kohlenwasserstoff-Emissionen vorhanden sind.

Im vorliegenden Projekt werden die angestrebten Ziele, die Reduktion der Schadstoffemissionen bei der Verbrennung von Holz durch den Einsatz einer Vergasungsstufe, bearbeitet. Das Vorhaben entspricht den Zielen des BFE Forschungskonzepts 2013 – 2016 für Biomasse und Holzenergie. Im thematischen Pfeiler a) "Wohnen und Arbeiten der Zukunft" sind konkret neue Konzepte von Feuerung und Regelung hervorgehoben. Des Weiteren steht unter c) "Energiesysteme der Zukunft" die Substitution fossiler Energieträger im Vordergrund.

Der neu entwickelte Holzgasbrenner soll konform zur Europäischen Norm EN 15270 *Pelletbrenner für kleine Heizkessel* sein [2]. Da die Norm nur für konventionelle Pelletbrenner entworfen wurde, muss geprüft werden, welche Inhalte der Norm auf den hier entwickelten pelletbetriebenen Holzgasbrenner angewandt werden können. Ein Antrag zur Erweiterung der Norm auf Anlagen des hier behandelten Typs ist gegebenenfalls denkbar.

Die Einheit soll als Ergebnis weitere Vorteile aufweisen:

- Thermische Leistung modulierbar von 20 bis 50 kW, geeignet für Zwei- und Mehrfamilienhäuser. Diese Leistungsmodulation von 25 - 100 % macht einen kostenintensiven Pufferspeicher überflüssig. Zudem ermöglicht sie längere Laufzeiten, durch welche die Anzahl "schmutziger" Start- und Stopp-Phasen reduziert werden. Daraus resultieren tiefe durchschnittliche Emissionswerte.
- Automatischer Betrieb (Zünden, Leistungs- und Verbrennungsregelung, Brennerstopp, Ascheaustrag), der Bedienungsfehler verhindert und niedrige Emissionen gewährleistet.
- Durch den Retrofit-Einsatz des Holzgasbrenners als Ersatz für einen Ölbrenner könnte pro Anlage jährlich rund 5'000 - 10'000 l (fossiles) Öl durch CO₂-neutralen in der Schweiz nachwachsenden Biomasse-Brennstoff substituiert werden.

Lösungsweg des Projekts

Eine emissionsarme Verbrennung ist nur möglich, wenn der Brennstoff in der Gasphase vorliegt, respektive im Fall von fester Biomasse zuerst in den gasförmigen Zustand gebracht wird. Anschliessend kann das Gas mit genügend Verbrennungsluft gut durchmischt als Vormischflamme vollständig verbrannt werden.

Im vorliegenden Projekt wird dieses Verbrennungsprinzip an einem kleinen Pelletbrenner der finnischen Firma Pyro-Man Oy (vgl. <http://www.pyro-man.net/>) [1] untersucht und für den Schweizer Markt gemeinsam mit dem Industriepartner Liebi LNC AG weiterentwickelt und serientauglich gemacht.

Der Brenner arbeitet nach dem Vergaserprinzip und eignet sich aus unserer Sicht, um das Problem der Emissionen von Biomasse-Kleinfeuerungen zu lösen. Zudem sollen die Erkenntnisse auf weitere Kleinholzfeuerungen, insbesondere auf Stückholzverbrennung übertragen werden können. Der schematische Aufbau der Vergaseranlage mit Kessel sieht wie folgt aus (siehe Abbildung 1):

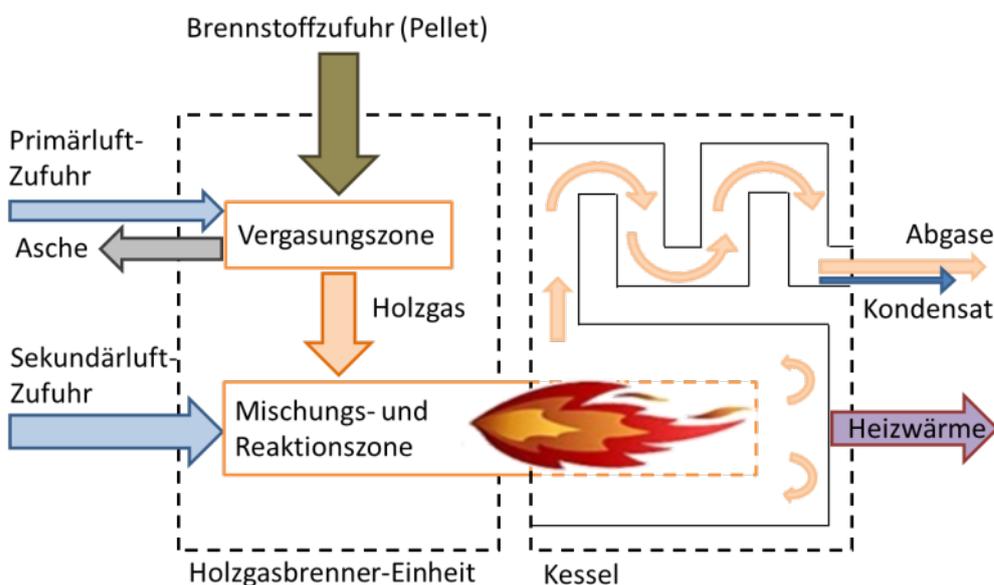


Abbildung 1 Schematischer Aufbau des Holzgasbrenners mit Kessel



Inhaltsübersicht der Phase 2

Um das genannte Ziel, einen marktreifen Retrofit-Brenner für Holzpellets basierend auf der Vergasungstechnologie, zu erreichen, wurde das Projekt in drei Phasen aufgeteilt. Die hier behandelte Phase 2 wurde weiter in drei Arbeitspakete „Theoretische Analyse“ (Kapitel 3), „Optimierungen am Prüfstand“ (Kapitel 4) und „Bau eines optimierten HGB“ (Kapitel 5) mit diversen Unter-Aufgaben unterteilt (Abbildung 2). Des Weiteren sind noch einige Punkte aus Phase 1 nachzureichen (Kapitel 0). Allgemeine Schwerpunkte in Phase 2 waren die umfangreichen Versuche am neuen Prüfstand des HGB 50 sowie am Einzel-Pellet-Vergaser (EPV). Diese beiden Punkte werden im Folgenden dementsprechend ausführlich beschrieben. Alle weiteren Arbeitspakete werden dem Umfang nach mehr oder weniger detailliert zusammengefasst.

Projektübersicht Holzgasbrenner Phase 2			
Phase	AP	Arbeitspaket	Titel
2	7.1	Theoretische Analyse II	Emissionsreduktion Start-Stopp-Phase
	8.1	Optimierung am Prüfstand II	Optimierung Start-Stopp-Phase
	8.2		Optimierung der Leistungsmodulation
	8.3		Einfluss des Wassergehalts der Pellets
	8.4		Ascherückstände
	8.5		Überprüfung Brennwertkessel, Kondensat
	8.6		Dokumentation der Ergebnisse
	Meilenstein 3		Optimierungen abgeschlossen
	9.1	Bau einer optimierten Holzgasbrenner-Einheit	Konstruktion des Prototyps
	9.2		Herstellung des Prototyps
	9.3		Einbau der Sensoren, Temperaturregelung
	Meilenstein 4		Prototyp betriebsbereit und optimiert

Abbildung 2 Projektplan HGB Phase 2



2. Ergebnisse Phase 1: Offene Punkte

Im Folgenden werden zunächst offene Punkte aus Phase 1 (Abbildung 3) dokumentiert, die erst nach Einreichen des Schlussberichtes der Phase 1 erkannt wurden. Diese wurden mit dem neuen HGB 50-Prüfstand bearbeitet, sind aber in ihren Erkenntnissen auf beide Brenner und Prüfstände anwendbar. Ein erster wichtiger Punkt in der allgemeinen Untersuchung des HGB waren Sicherheitsaspekte wie die zulässige und maximale Oberflächentemperatur des Brenners im Betrieb. Im Zuge dieser Bearbeitung wurde auch der Wirkungsgrad untersucht und optimiert.

Weitere noch offene Punkte betrafen ebenfalls ausstehende Optimierungen des Vergasungsprozesses allgemein, der Luftführung und Durchmischung sowie der Leistungsmodulation. Wie im weiteren Bericht in Arbeitspaket 4.1 ab Seite 17 zu sehen, wurden vor allem die Untersuchungen zur Optimierung des Vergasungsprozesses sehr intensiv betrieben. Hier war es dem Projektteam möglich, einen Einzel-Pellet-Vergaser als Leihgabe des Paul-Scherrer-Instituts im eigenen Labor in Betrieb zu nehmen und detaillierte Untersuchungen durchzuführen. Ziel dieser Analysen soll es sein, die Abläufe während der Vergasungs-Phasen von Trocknung über Pyrolyse bis Oxidation genau im zeitlichen, qualitativen und quantitativen Verlauf zu verstehen.

Projektübersicht Holzgasbrenner Phase 1			
Phase	AP	Arbeitspaket	Titel
1	1.1	Projektleitung und Informationsaustausch	Projektleitung und Steuerung
	1.2		Informationsaustausch
	3.5	Untersuchung HGB Status	Energetische Effizienz
	4.1	Theoretische Analyse I	Optimierung Vergasungsprozess
	4.2		Optimierung Luftführung, Durchmischung
	5.2	Optimierung Prüfstand I	Syngas bei Luftvariation
	5.3		Optimierung Betriebsphase

Abbildung 3 Projektplan HGB Phase 1

AP 3.5 Energetische Effizienz

Anhand von Messungen wurde die Effizienz des Brenners beurteilt, energetische Schwachstellen wurden identifiziert und optimiert. Durch zusätzliche Isolation und verbesserte Luftströmung soll der Temperaturverlust an die Umgebung minimiert werden. Dazu wurden bauliche Massnahmen mit Hilfe von Strömungssimulationen erarbeitet. Ziel ist ein Wirkungsgrad > 90 %.

Primärluft-Vorwärmung

Für die Optimierung der energetischen Effizienz wurde bei der Konstruktion des HGB 50 eine aktive Kühlung vorgesehen. Dabei wird die Primärluft in einem Spalt zwischen Innen- und Aussengehäuse angesaugt und dient somit als aktive Kühlung der Aussenwand. Gleichzeitig wird die Primärluft auf diese Weise vorgewärmt, bevor sie in die Vergasungszone gelangt. Das gleiche Prinzip wird auch zur Kühlung des Gehäusedeckels bzw. zur Vorwärmung der Sekundärluft angewendet. Die Luftströmungen wurden mit Hilfe von CFD-Simulationen ausgelegt und optimiert (in AP 9 beschrieben).



Isolation

Trotz aktiver Kühlung des Brennergehäuses sind die Brenner-Oberflächentemperaturen sehr hoch (bis zu 390 °C im Bereich der Venturi-Düse). Die folgende Abbildung zeigt eine Wärmebildaufnahme des HGB 50 ohne Isolation während des Betriebs bei ca. 36 kW.

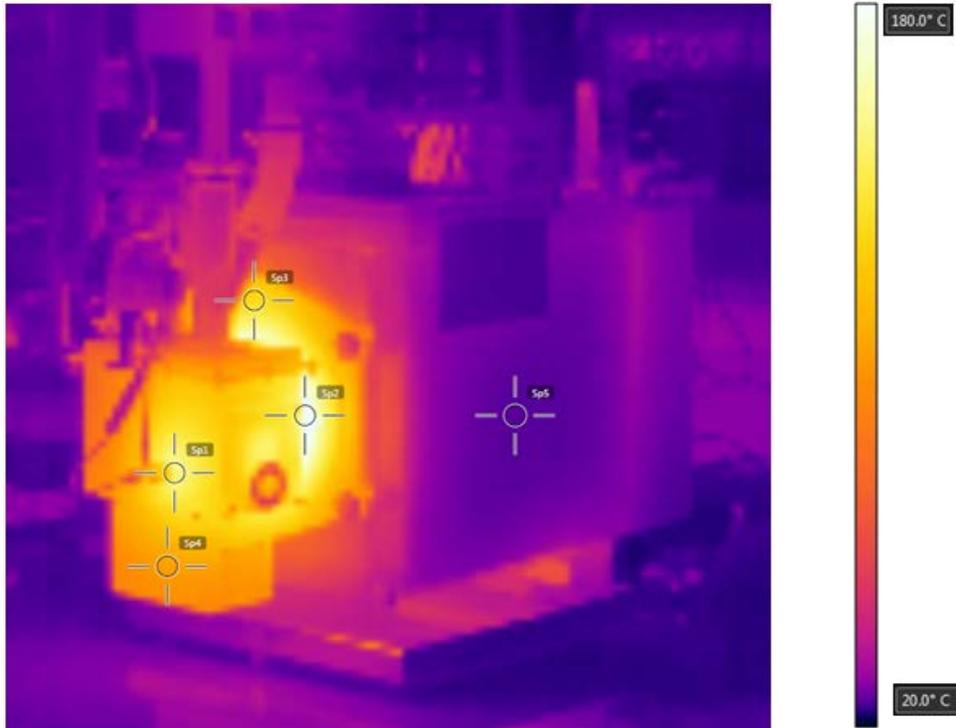


Abbildung 4 Wärmebildaufnahme des HGB50 ohne Isolation bei 36 kW

Tabelle 1 Messpunkte Oberflächentemperaturen HGB nicht isoliert

Messpunkt	Beschreibung	Temperatur
Sp1	Brenner vorne (Einbauposition Glühzünder)	153.1 °C
Sp2	Kesseltür seitlich	182.5 °C
Sp3	Kesseltür oben	137.0 °C
Sp4	Aschebehälter	108.2 °C
Sp5	Kessel seitlich	26.9 °C

Aufgrund dieser hohen Oberflächentemperaturen entstehen je nach Betriebspunkt Verluste über die Brenner-Oberfläche in der Größenordnung von ca. 1.5 kW (berechnet mit Näherungsformel aus EN 15250). Das hat relativ geringe Wirkungsgrade von ca. 75 - 80 % zur Folge. Aus diesem Grund ist eine zusätzliche Isolation notwendig, um einerseits den Wirkungsgrad der Anlage zu steigern und andererseits die Sicherheitsvorschriften einzuhalten. Dazu wurde der Brenner mit Erdalkalien-Silikat-Wolle isoliert. Diese ist bis 1'200 °C temperaturbeständig. Um eine Demontage der Isolation zu vereinfachen, wurden die Isolationsmatten auf zwei Seiten auf Bleche montiert.

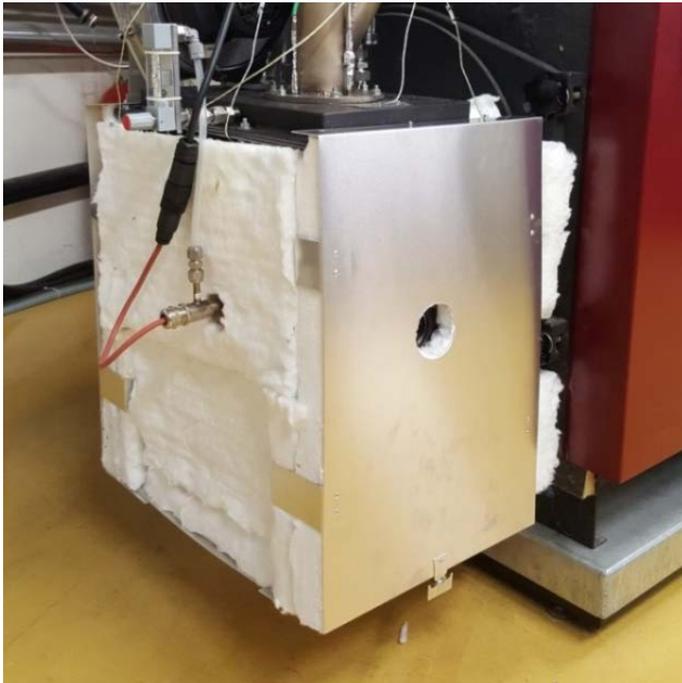


Abbildung 5 Brenner mit Isolation

Auf dem Deckel des Brenners wurde auf eine zusätzliche Isolation verzichtet, da dieser durch die Sekundärluft gut gekühlt wird. Hier wurden beim Betrieb Temperaturen $< 100\text{ °C}$ gemessen.

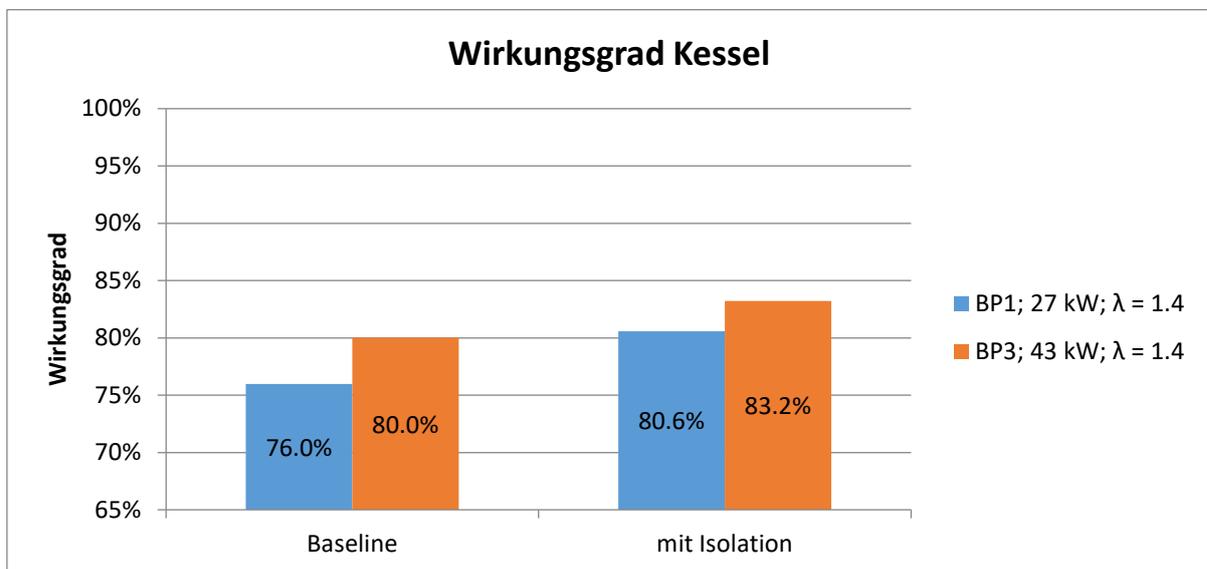


Abbildung 6 Vergleich des Kesselwirkungsgrades bei zwei Betriebspunkten (BP) mit und ohne Isolation

Es wurden diverse Messungen bei verschiedenen Betriebspunkten (Primärleistung) verglichen. In Abbildung 6 sind zwei verschiedene Punkte mit BP1 bei 27 kW mit $\lambda = 1.4$ und BP2 bei 43 kW mit $\lambda = 1.4$ dargestellt. Dabei wird hier zuerst nur die vom Kesselwasser aufgenommene Leistung mit der zugeführten Primärleistung verglichen. Es ist eine relative Zunahme des Wirkungsgrades von 4.5 % bzw. 3.2 % ersichtlich, die nur auf Grund der Isolation erreicht wurde. Die folgende Abbildung zeigt eine Wärmebildaufnahme des HGB 50 mit Isolation während des Betriebs bei ca. 38 kW.



Abbildung 7 Wärmebildaufnahme HGB50 mit Isolation bei 38 kW

Tabelle 2 Oberflächentemperaturen HGB mit Isolation

Messpunkt	Beschreibung	Temperatur
Sp1	Brenner vorne (Einbauposition Glühzünder)	132.1 °C
Sp2	Kesseltür seitlich	55.3 °C
Sp3	Kesseltür oben	134.7 °C
Sp4	Aschebehälter	81.9 °C
Sp5	Kessel seitlich	26.2 °C

Aus Abbildung 7 geht im Vergleich zu Abbildung 4 hervor, dass die Oberflächentemperaturen aufgrund der Isolation stark abgenommen haben. Zum Beispiel sinkt die Temperatur an der Seite der Kesseltür von 182.5 °C auf 55.3 °C und erfüllt somit den vorgeschriebenen Grenzwert von 85 °C (gemäss EN 15270). Die nicht-isolierten Bauteile, also der obere Teil der Kesseltür sowie der Gehäusedeckel, weisen aber im Vergleich zum nicht isolierten Brenner erhöhte Oberflächen-Temperaturen im Bereich von ca. 130 °C auf. Hier sind weitere Isolations-Massnahmen notwendig. Auch an den Stellen, an denen die einzelnen Isolationsmatten aneinander liegen, werden zu hohe Oberflächen-Temperaturen gemessen. Das hängt damit zusammen, dass die Isolationsmatten des Testbrenners durch das ständige Demontieren für Wartungs- und Änderungsarbeiten am Prüfstand mit der Zeit leichte Beschädigungen davongetragen haben und somit nicht mehr optimal passen. Weil das Schauglas zur Beobachtung des Glutbettes nicht isoliert wurde, herrschen auch hier hohe Oberflächen-Temperaturen. Die Verluste über die Brennoberflächen liegen mit Isolation in einem Bereich von ca. 0.4 kW (berechnet mit Näherungsformel aus EN 15250). Der Wirkungsgrad steigt auf über 80 %. Jedoch ist dieser mit max. 83.2 % immer noch zu tief. Der Hauptgrund dafür sind die sehr hohen Abgas-temperaturen (> 200 °C).



Turbulatoren

Um die Abgastemperaturen zu senken, wurden Turbulatoren in die Kesselzüge eingebaut. Diese erhöhen die Wärmeübertragung und senken damit die Abgastemperaturen und Abgasverluste.



Abbildung 8 Kessel mit offener Tür und sichtbaren Turbulatoren

Im Folgenden werden die Messresultate wiederum bei den gleichen Betriebspunkten (BP1 bei 27 kW und BP2 bei 43 kW Primärleistung) verglichen.

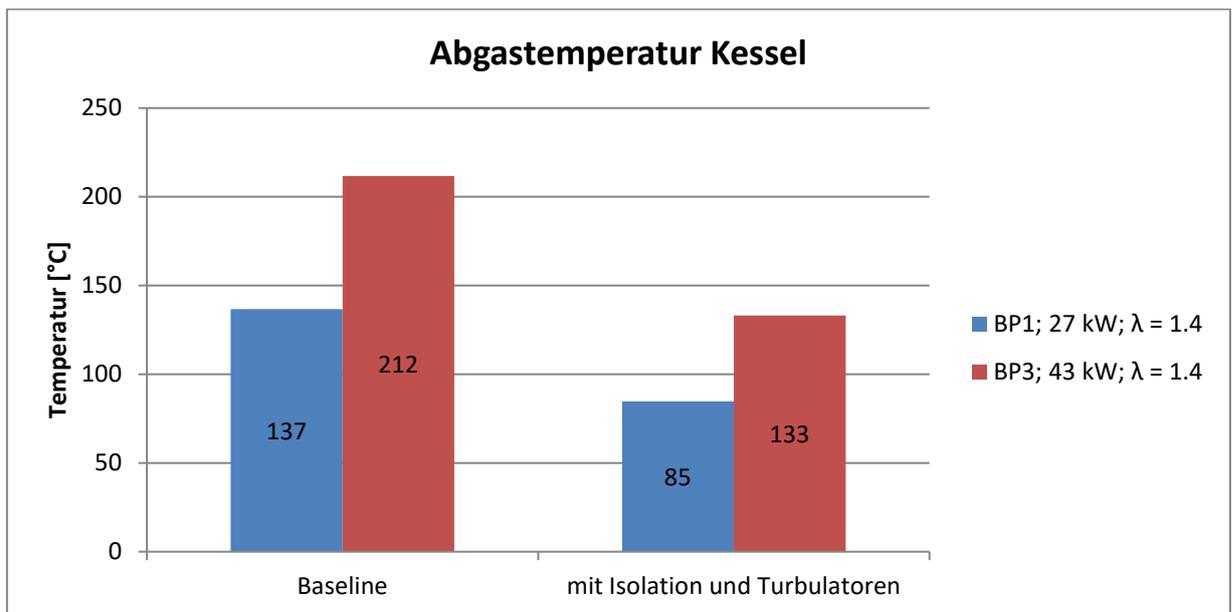


Abbildung 9 Vergleich der Abgastemperaturen bei zwei Betriebspunkten mit und ohne Isolation und Turbulatoren

Die Abgastemperaturen konnten durch die erhöhte Turbulenz in den Zügen bei Punkt BP1 von 137 °C auf 85 °C und bei Punkt BP2 von 212 °C auf 133 °C gesenkt werden. Der Einfluss der Isolation auf die Abgastemperatur kann vernachlässigt werden. Bei diesen Messungen wurde auch die untere Leis-



tungsgrenze des Heizkessels ersichtlich. Diese liegt laut Herstellerangaben bei 30 kW. Unterhalb dieser Leistungsgrenze sind die Abgastemperaturen unterhalb des Taupunktes, was ein Kondensieren der Abgase im Heizkessel zur Folge hat. Deshalb sollte der Holzgasbrenner in Verbindung mit dem hier verwendeten Kessel nicht unterhalb einer Primärleistung von 30 kW betrieben werden. Durch das Einsetzen der Turbulatoren im Heizkessel konnten die Wirkungsgrade auf über 85 % gesteigert werden.

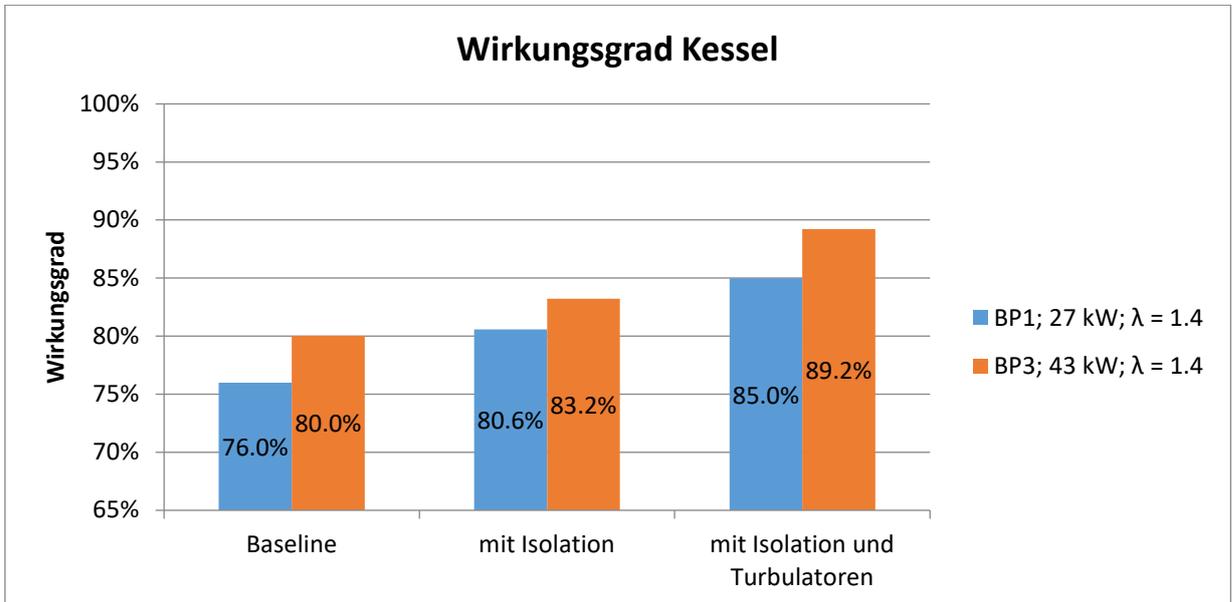


Abbildung 10 Vergleich des Kesselwirkungsgrades bei zwei Betriebspunkten mit und ohne Isolation und mit Turbulatoren

Brennwertwärmetauscher

Durch den Einsatz eines kondensierenden Brennwertwärmetauschers (BWT) kann zusätzliche Energie aus dem Abgas genutzt werden. Je nach Abgastemperatur liefert der Brennwertwärmetauscher 2 - 4.5 kW. Dies hilft, den Anlagenwirkungsgrad auf über 90 % bei allen Betriebspunkten zu steigern.

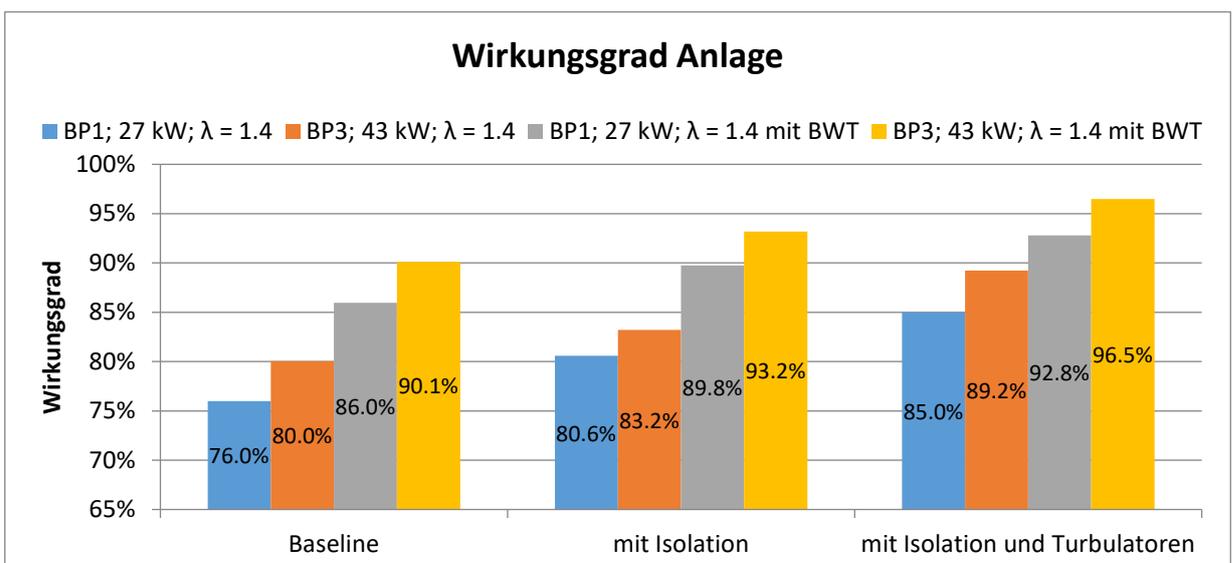


Abbildung 11 Vergleich der Wirkungsgrade mit Brennwertwärmetauscher



Fazit

- Der Wirkungsgrad der Anlage konnte durch Isolation des Brenners sowie durch Einsetzen der Turbulatoren von ca. 75 - 80 % auf ca. 85 - 90 % gesteigert werden.
- Bei Verwendung eines kondensierenden Brennwertwärmetauschers werden Wirkungsgrade von ca. 92 - 96 % erzielt.
- In Verbindung mit dem hier verwendeten Liebi LAX 30 Öl-Kessel sollte der HGB 50 nicht unterhalb einer Primärleistung von ca. 30 kW betrieben werden, da ansonsten die Abgase bereits im Kessel kondensieren.
- Die Oberflächen-Temperaturen konnten durch die Isolation des Brenners von stellenweise über 390 °C auf maximal 100 °C gesenkt werden. Vor allem an den nicht-isolierten Bauteilen, wie Gehäusedeckel und oberer Teil der Kesseltür liegen die Oberflächen-Temperaturen mit ca. 130 °C noch über dem Grenzwert von 85 °C, den die Norm für Pelletbrenner für kleine Heizkessel (EN 15270) vorschreibt.

Ausblick

Damit der vorgeschriebene Grenzwert der Oberflächen-Temperatur von max. 85 °C (gemäss EN15270) eingehalten werden kann, müssen in erster Linie der Gehäusedeckel und der obere Teil der Kesseltür isoliert werden. Um den Brenner energetisch noch weiter zu optimieren, kann dieser zusätzlich zur bestehenden Isolation mit einer Haube versehen werden, die unten offen ist. Dies ist in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

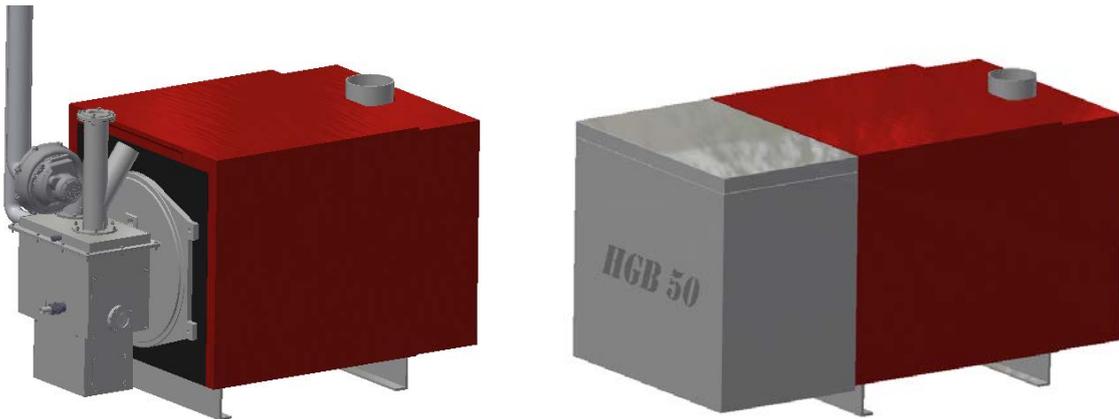


Abbildung 12 HGB50 links ohne Haube, rechts mit Haube

Bei diesem Lösungsvorschlag werden Primär- und Sekundärluft innerhalb der Haube angesaugt und somit zusätzlich vorgewärmt. Dadurch wird eine aktive Kühlung innerhalb der Haube realisiert und die Oberflächen-Temperaturen sowie die Verluste über die Oberfläche minimiert, was einen positiven Einfluss auf den Wirkungsgrad hat. Diese Lösung wird aus Zeit- und Kostengründen voraussichtlich erst bei Bau der Feldtestanlagen umgesetzt (Phase 3), wo die Isolation von Brenner und Kesseltür von Beginn an bei der Konstruktion berücksichtigt wird.



AP 4.1 Optimierung des Vergasungsprozesses / Einzel-Pellet-Vergaser

Aufgabe: Der Prozess der Holzgaserzeugung soll mit Hilfe von Literatur-Angaben charakterisiert und die Optimierungsmöglichkeiten aufgezeigt werden. Als Resultat liegen die optimale Primärluftmenge, die notwendige Verweilzeit sowie das günstige Temperaturniveau in den jeweiligen Prozesszonen des Gaserzeugers vor. Dabei soll ein Modell erarbeitet werden, welches das Ausgasen eines einzelnen Pellets nachbildet.

Um diese Aufgabe umzusetzen und Daten für die Erstellung eines Modells der Vergasung zu sammeln, wurde ein Einzel-Pellet-Vergaser (EPV) (eine Leihgabe des Paul-Scherrer-Instituts (PSI) von Christian Ludwig) im Labor des IBRE aufgebaut und in Betrieb genommen (Abbildung 13 und Abbildung 14). Zusätzlich musste alle notwendige Instrumentierung und Analytik zur Verfügung gestellt werden. Ziel der Versuche mit diesem Prüfstand war, die einzelnen Schritte, die ein einzelnes Pellet im Holzgasbrenner während der Vergasung durchläuft, unter kontrollierten und nachvollziehbaren Bedingungen zu analysieren. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse sollen zum einen die Modellbildung des Vergasungsprozesses unterstützen und zum anderen ein genaues Verständnis der Vergasung sowie der einzelnen Abläufe im Holzgasbrenner schaffen. So können zum einen Optimierungen zielgenauer umgesetzt werden und zum anderen eine optimale Regelung des Vergasers entworfen werden.

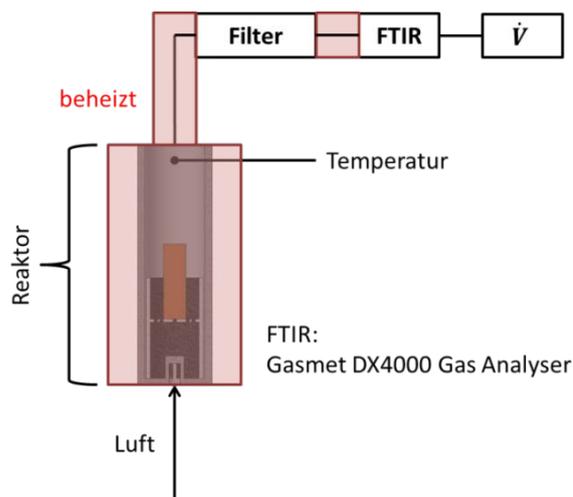


Abbildung 13 Schema EPV im Prüfstand

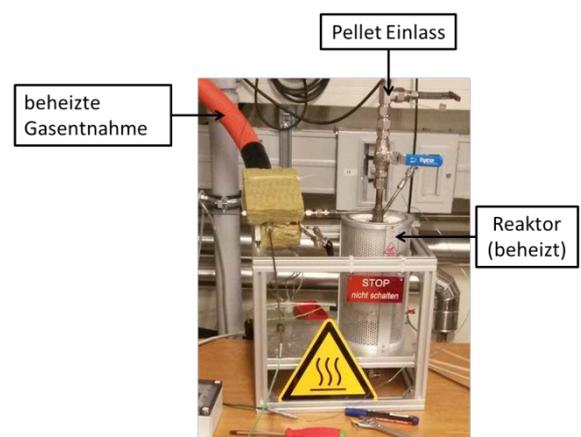


Abbildung 14 Aufbau EPV

Die Untersuchungen am EPV wurden in Teilschritten durchgeführt, wobei zuerst die Trocknungsphase eines einzelnen Pellets bei gegebener Temperatur analysiert wurde. Die Verdampfung des Wassers in einem Pellet wurde dabei in Abhängigkeit der Zeit und der Temperatur analysiert. Dazu wurde am EPV eine beheizte Gasentnahmeleitung montiert, welche das Messgas zum FTIR (Fourier-Transform-Infrarotspektrometer) führte. Zusätzlich konnte der Volumenstrom des Messgases und die Temperaturen im Vergasungsreaktor gemessen werden. Die Vergasung bzw. Trocknung des Pellets fand dabei in einem temperaturgeregelten Reaktor statt. Das Abgas wurde über beheizte Leitungen und Filter zur Gasanalyse geführt. So sollte verhindert werden, dass bestimmte Stoffe (im Fall der Trocknung also Wasser) kondensieren. Am Austritt der Gasanalyse wurde der gesamte Volumenstrom gemessen.



Trocknungs-Phase

Zur Analyse des Ausdampfungs-Prozesses wurden Messungen bei vier verschiedenen Reaktortemperaturen (60 °C, 80 °C, 100 °C und 120 °C) durchgeführt. Bei jeder Solltemperatur wurden drei Trocknungsverläufe aufgenommen. Im Folgenden wird zum besseren Verständnis der Versuch bei 60 °C ausführlich beschrieben. Die Versuche bei 80 °C bis 120 °C sind dann in Abbildung 16 zusammengefasst dargestellt und nicht mehr im Detail erläutert.

Die Pellet-Masse wurde vor und nach der Messung bestimmt. Da diese Messung fehlerbehaftet sein könnte (da die Pellets mit Hilfe eines Saugrohres aus dem Reaktor entnommen wurden und so Teile des Pellets abbrechen könnten), wurde die Feuchtigkeit der Pellets aus einer Feuchtigkeit-Bestimmung mittels Trocknungsöfen bestimmt.

Luftfeuchtigkeit

Da die Luftfeuchtigkeit im Labor nicht konstant ist und die Messungen mit dem FTIR mit verschiedenen Hintergrundspektren aufgenommen wurden, mussten die Ausdampfungs-Verläufe mit der Umgebungsfeuchte normiert werden.

Messwerte

Tabelle 3 Übersicht Messwerte EPV-Messung Trocknung bei 60 °C

Nr.	m_{pf} [g]	V_{MG} [l/min]	I_{MW} [Vol%*s]	$T_{Reaktor}$ [°C]	x_{H_2O} Luft [Vol%]
1	0.662	3.070	50.415	58.8	1.08
2	0.6464	3.078	62.355	58.6	1.06
3	0.6719	3.060	53.155	60.0	1.06
Mittelwert	0.66	3.07	55.31	59.1	1.066

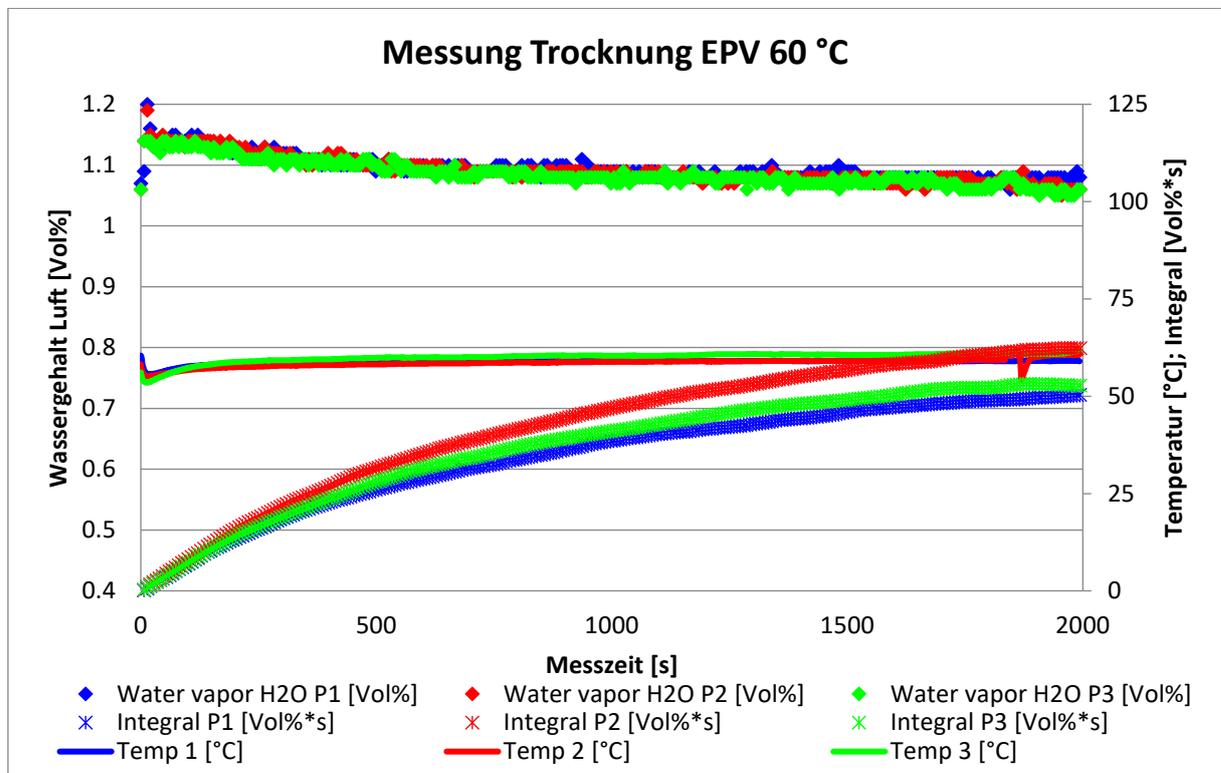


Abbildung 15 Messung der Trocknung im EPV bei 60 °C



Zusammenfassung

Im untenstehenden Diagramm (Abbildung 16) ist die Ausdampfungsrate und die Gesamt-Wassermasse aus den Pellets bei vier verschiedenen Temperaturen (60 °C, 80 °C, 100 °C und 120 °C) dargestellt. Auf der Primärachse ist die Ausdampfungsrate in mg Wasser pro Sekunde und g Pellets dargestellt. Auf der Sekundärachse ist das Integral dargestellt, welches zeigt, dass bei tieferen Temperaturen nicht alles Wasser aus den Pellets geholt werden kann.

Durch diese Daten kann bei bekannten Reaktortemperaturen durch Interpolation ein lineares Modell zwischen den einzelnen Messpunkten erstellt werden, welches es erlaubt, die Ausdampfungsrate von Pellets in Abhängigkeiten der Verweilzeit und der Reaktortemperatur auszugeben.

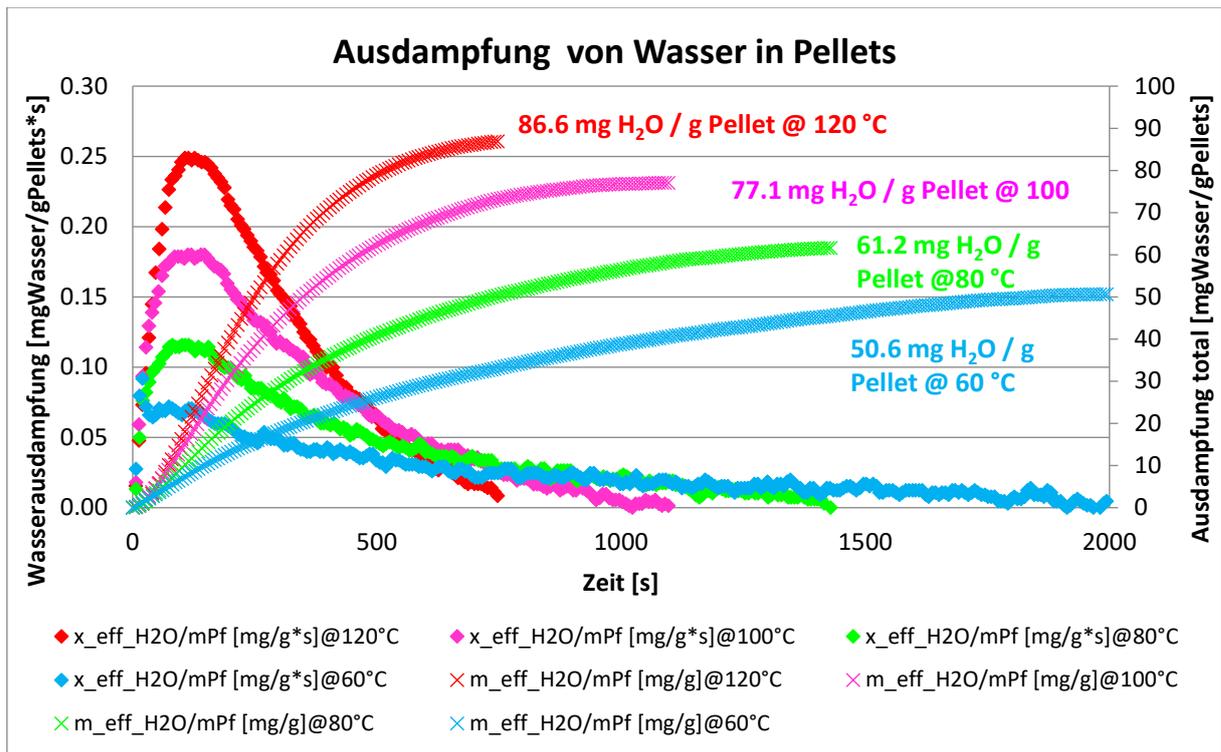


Abbildung 16 Messung mit EPV : Ausdampfung von Wasser

Aus diesem Modell lässt sich für die Startphase die erforderliche Energie zur Trocknung sowie die Dauer bestimmen. Die Beurteilung der Trocknung bei höheren Temperaturen ist begrenzt, da der Prozess immer schneller vonstattengeht und die zeitliche Auflösung der Analytik begrenzt ist.

Zusätzlich sollen noch Messungen gemacht werden, welche zeigen, wie ein getrocknetes und wieder abgekühltes Pellet Feuchtigkeit aus der Umgebungsluft aufnimmt. Hierzu wird die zeitliche Massezunahme festgehalten. Dies gibt zusätzliche Informationen für eine Start-Strategie mit vorgetrockneten Pellets (beim vorangegangenen Stopp).



Pyrolyse / Vergasung

Nachdem die Trocknungs-Phase eingehend untersucht wurde, konnte bei Temperaturen zwischen 200 °C und 600 °C die Pyrolyse im Detail analysiert werden. Folgende Temperaturen wurden eingestellt:

Tabelle 4 Temperaturübersicht bei den verschiedenen Solltemperaturen

Solltemperaturen Reaktor	250 °C	300 °C	350 °C	400 °C	450 °C	500 °C	550 °C
Reaktor-Heizung	370 °C	-	500 °C	534 °C	584 °C	634 °C	700 °C
Messgasentnahme Heizung	250 °C						
FTIR-Vorfilter-Heizung	180 °C						

Bei jeder Solltemperatur wurde eine Messung aufgenommen. Dabei wurde ein Stickstoff-Volumenstrom am Eintritt des Reaktors von > 3 l/min eingestellt. Dies stellte sicher, dass keine Falschlufft angesogen werden konnte. Danach wurde die Reaktortemperatur auf den Sollwert geregelt. Zur Messung wurden trockene Pellets verwendet, um einen Einfluss durch die Brennstofffeuchte auszuschliessen.

Die Massenabnahme der Pellets durch die Pyrolyse ist in Abbildung 17 rot für die 7 Messpunkte dargestellt. Diese Messpunkte stimmen mit am IBRE durchgeführten thermogravimetrischen Analysen überein.

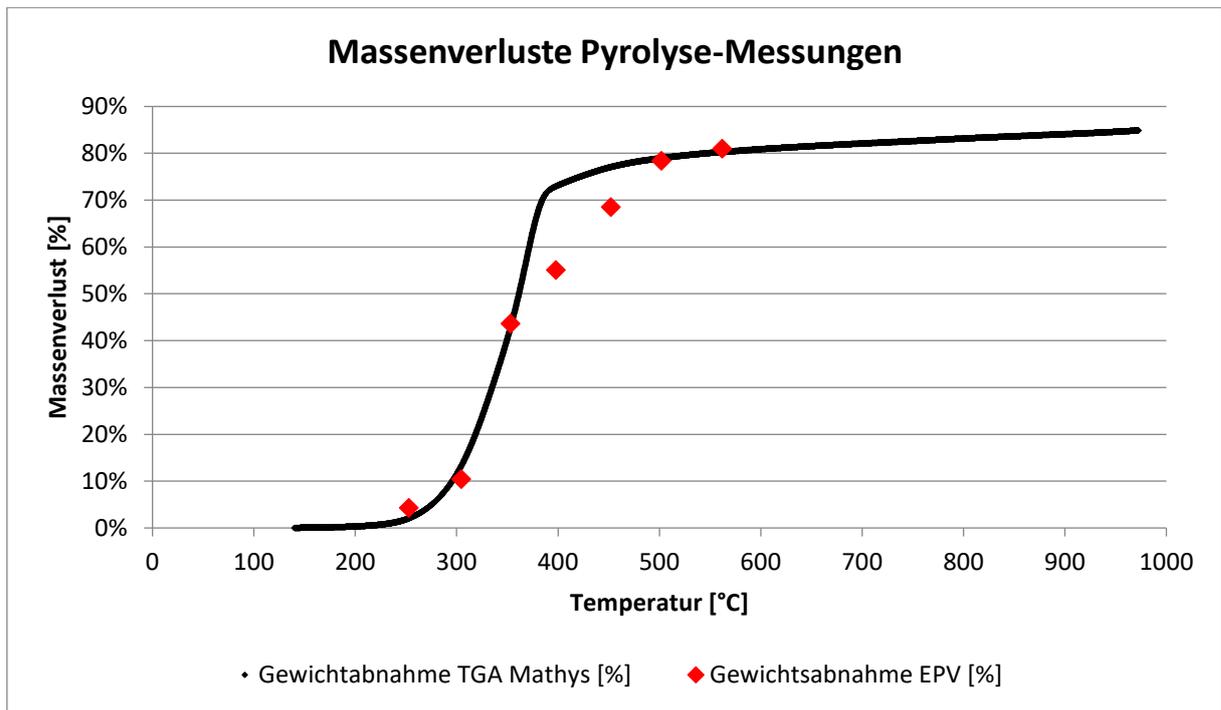


Abbildung 17 Massenabnahme eines Pellets während der Pyrolyse im EPV



Tabelle 5 Gemessene Komponenten mit FTIR

C-O-Verbindungen		C-O-H-Verbindungen	
Name:	Stoff:	Name:	Stoff:
Kohlenstoffmonoxid	CO	Formaldehyd	CH ₂ O
Kohlenstoffdioxid	CO ₂	Ameisensäure	CHOOH
C-H-Verbindungen		Acetaldehyd	C ₂ H ₄ O
Methan	CH ₄	Propargylalkohol	C ₃ H ₄ O
Ethen	C ₂ H ₄	Propenal	C ₃ H ₆ O
Ethan	C ₂ H ₆	S-Verbindungen	
Propan	C ₃ H ₈	Kohlenstoffdisulfid	CS ₂
1,3-Butadien	C ₄ H ₆	Carbonylsulfid	COS
1-Buten	C ₄ H ₈	Methanthiol	CH ₄ S
n-Butan	C ₄ H ₁₀	Ethanthiol	C ₂ H ₆ S
Isopren	C ₅ H ₈	N-Verbindungen	
n-Pentan	C ₅ H ₁₂	Distickstoffmonoxid	N ₂ O
2- -Methylpentan	C ₆ H ₁₄	Stickstoffmonoxid	NO
n-Heptan	C ₇ H ₁₆	Stickstoffdioxid	NO ₂
n-Octan	C ₈ H ₁₈	Ammoniak	NH ₃
n-Nonan	C ₉ H ₂₀	H-Verbindungen	
Naphthalin	C ₁₀ H ₈	Chlorwasserstoff	HCl
Limonen	C ₁₀ H ₁₆	Fluorwasserstoff	HF
d3-Carene	C ₁₀ H ₁₆		



Die oben aufgelisteten Stoffe zeigten in Messungen am Einzelpellet-Vergaser mittels FTIR plausible Messwerte. Es wurden jedoch noch weitere Verbindungen detektiert, bei welchen die Messwerte eher ein "Rauschen" als einen plausiblen Verlauf zeigten. Abbildung 18 vergleicht die plausible Messung von CO mit der nicht plausiblen von.

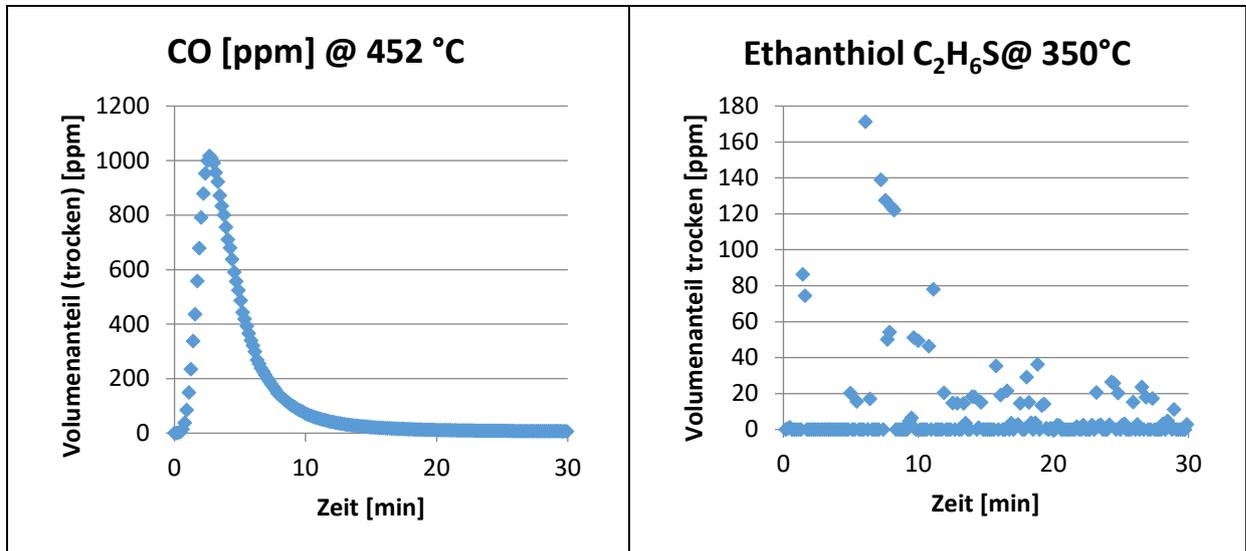


Abbildung 18 Vergleich der Qualität der FTIR-Messwerte von CO und C₂H₆S

Pyrolyse Auswertung

Nachdem die Messwerte analysiert und auf ihre Qualität geprüft wurden, konnte die emittierte Fracht für jeden Stoff bestimmt werden. Durch die grosse Zahl an verschiedenen Stoffen sind im folgenden Abschnitt nur ausgewählte Stoffe dargestellt.

Aus den zeitlichen Verläufen der Messungen können die emittierten Frachten bestimmt werden. Um die gesamte Menge des emittierten Stoffes zu bestimmen, wird das zeitliche Integral über die Messwerte des einzelnen Stoffes gebildet:

$$I_j = \sum_{i=1}^n \frac{x_{j,i} + x_{j,(i+1)}}{2} \cdot (t_{i+1} - t_i)$$

Daraus ergibt sich die emittierte Menge in [ppm · s].

Mit bekanntem Messgas-Volumenstrom \dot{V}_{MG} und bekannter Pellet-Masse $m_{p,t}$ kann die emittierte Fracht F_j bestimmt werden.

$$F_j = I_j \cdot \frac{\dot{V}_{MG}}{60 \cdot 1000 \cdot m_{p,t}}$$

Damit ist die emittierte Fracht des Stoffes j in [ml/gPellet] bekannt.

Untenstehend sind die Ergebnisse der wichtigsten Bestandteile des Holzgases dokumentiert.



Kohlenmonoxid

Kohlenmonoxid (CO) emittiert schon bei tiefen Temperaturen von 250 °C, jedoch sind die Konzentrationen noch sehr gering. Über 300 °C ist eine deutliche Erhöhung des emittierten Kohlenmonoxids ersichtlich. Die Emission bei Temperaturen über 500 °C findet sehr rasch statt. Berechnet man die emittierte CO-Fracht, ist ersichtlich, dass sie mit der Temperatur stark zunimmt.

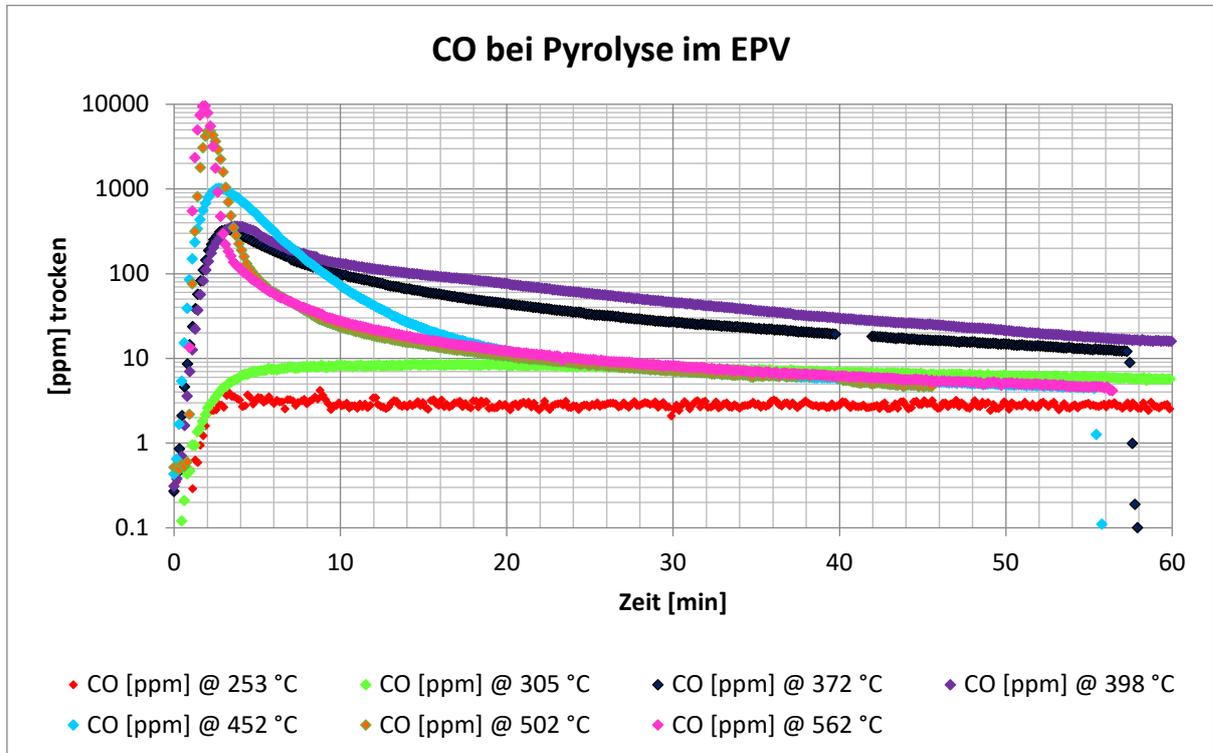


Abbildung 19 Pyrolyse im EPV: Emittiertes CO bei unterschiedlichen Temperaturen

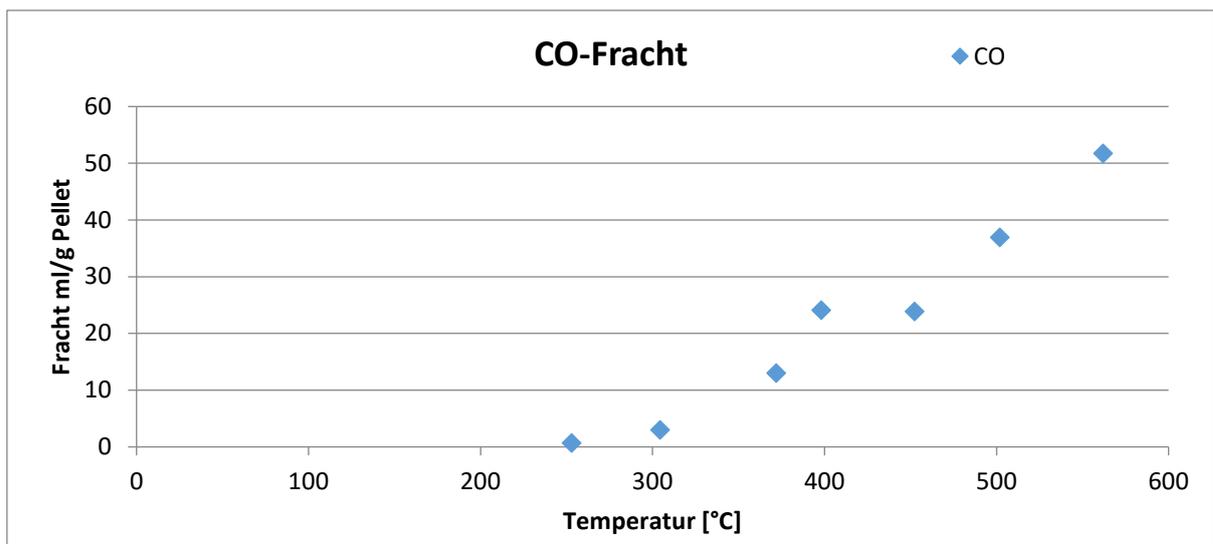


Abbildung 20 Pyrolyse im EPV: CO-Fracht in Abhängigkeit von der Temperatur



Kohlendioxid

Kohlendioxid (CO₂) ist erst bei Temperaturen > 350 °C nachweisbar. Dies deutet darauf hin, dass sich der im Brennstoff gebundene Sauerstoff erst bei dieser Temperatur abspaltet oder dass CO erst über 350 °C mit dem Primär-O₂ zu CO₂ weiter reagiert und das brennstoffgebundene O zu CO wird. Bei diesen Messungen ist jedoch zu beachten, dass sehr hohe Peaks gemessen wurden, welche alle ausserhalb des kalibrierten Messbereichs (bis 20 Vol.%) des Messgerätes liegen.

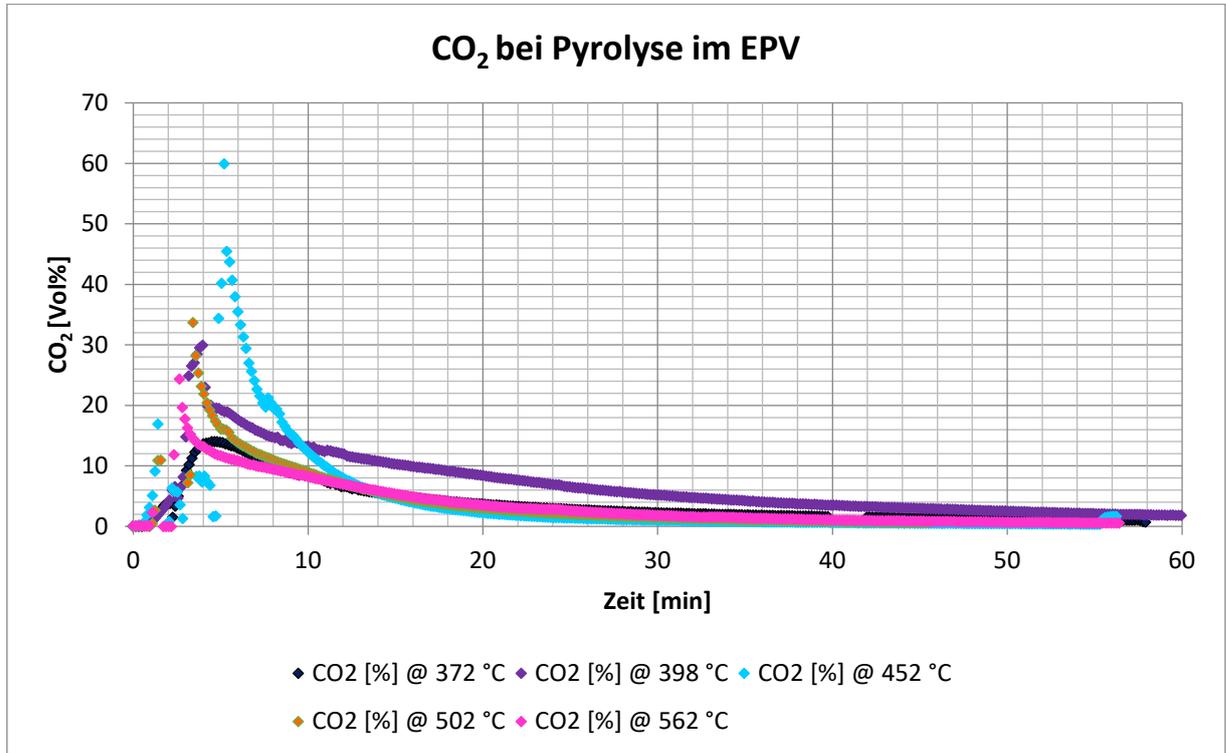


Abbildung 21 Pyrolyse im EPV: Emittiertes CO₂ bei unterschiedlichen Temperaturen

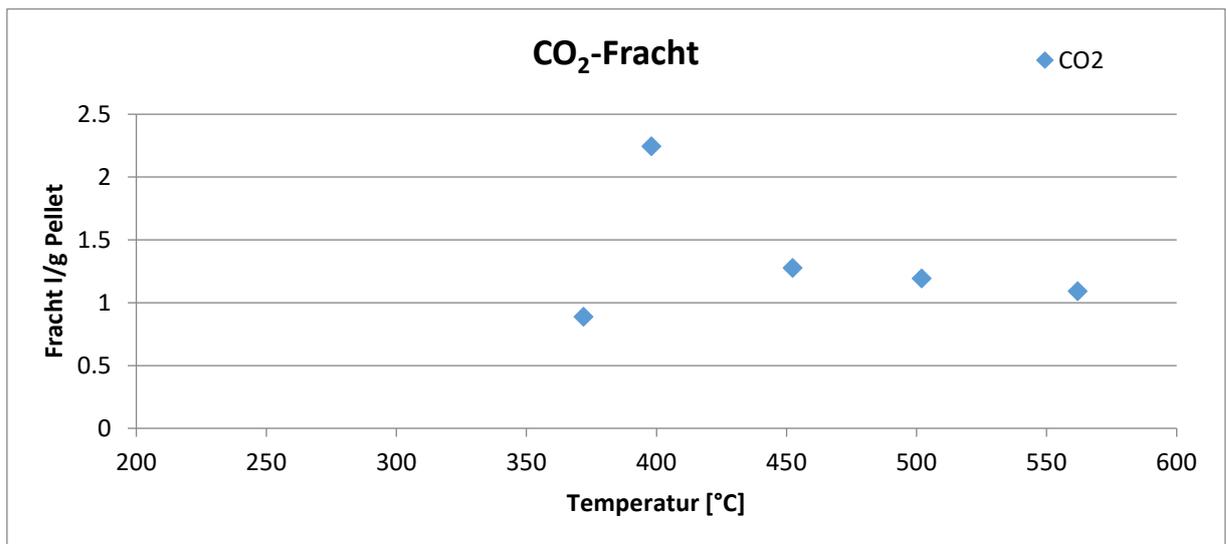


Abbildung 22 Pyrolyse im EPV: CO₂-Fracht in Abhängigkeit von der Temperatur



Methan

Methan (CH₄) wird erst bei Temperaturen > 400 °C signifikant gemessen. Zuvor sind die gemessenen Konzentrationen nicht grösser als 10 ppm. Eine grosse Veränderung ist bei 500 °C ersichtlich.

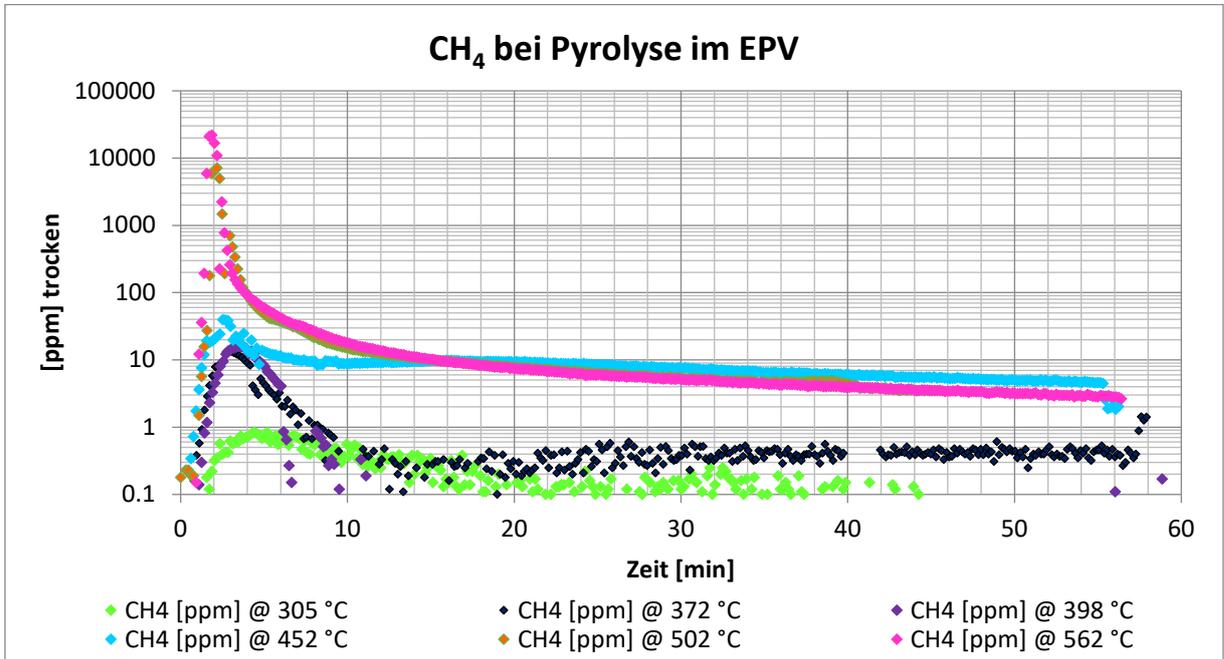


Abbildung 23 Pyrolyse im EPV: Emittiertes CH₄ bei unterschiedlichen Temperaturen

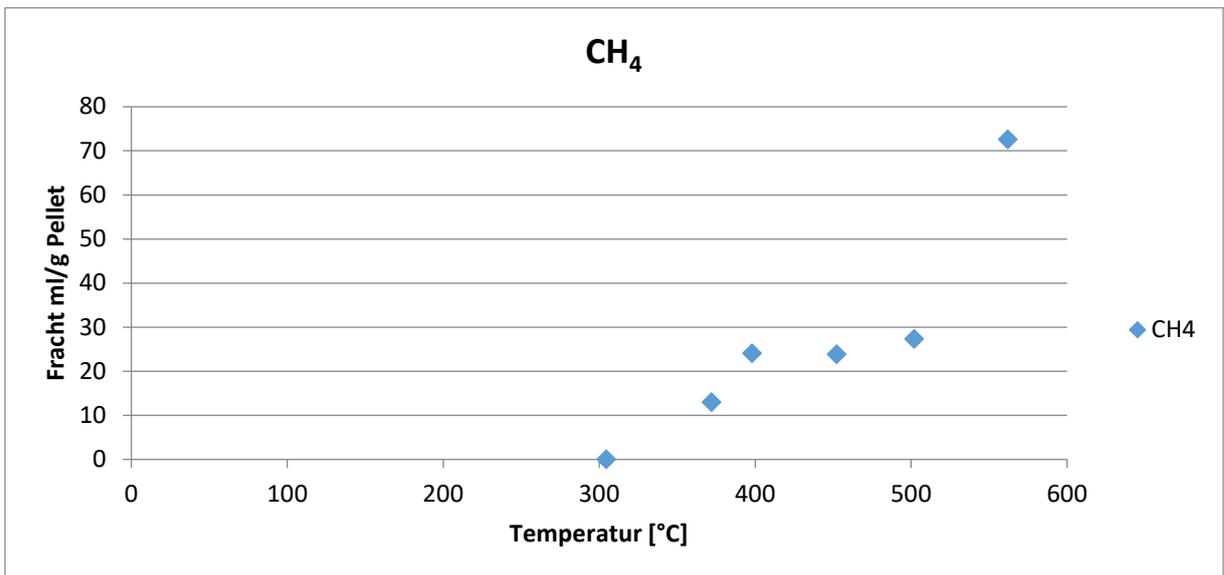


Abbildung 24 Pyrolyse im EPV: CH₄-Fracht in Abhängigkeit von der Temperatur



Interpretation

Die Messungen des Pyrolysegases bis 600 °C zeigen, dass das Holzgas aus vielen verschiedenen Kohlenwasserstoff-Verbindungen besteht. Es zeigt sich, dass sich bei höheren Temperaturen weniger langkettige Kohlenwasserstoffe im Holzgas befinden, da sie weiter aufgespalten werden. Dies ist am Beispiel von Limonen ($C_{10}H_{16}$) und Acetaldehyd (C_2H_4O) dargestellt.

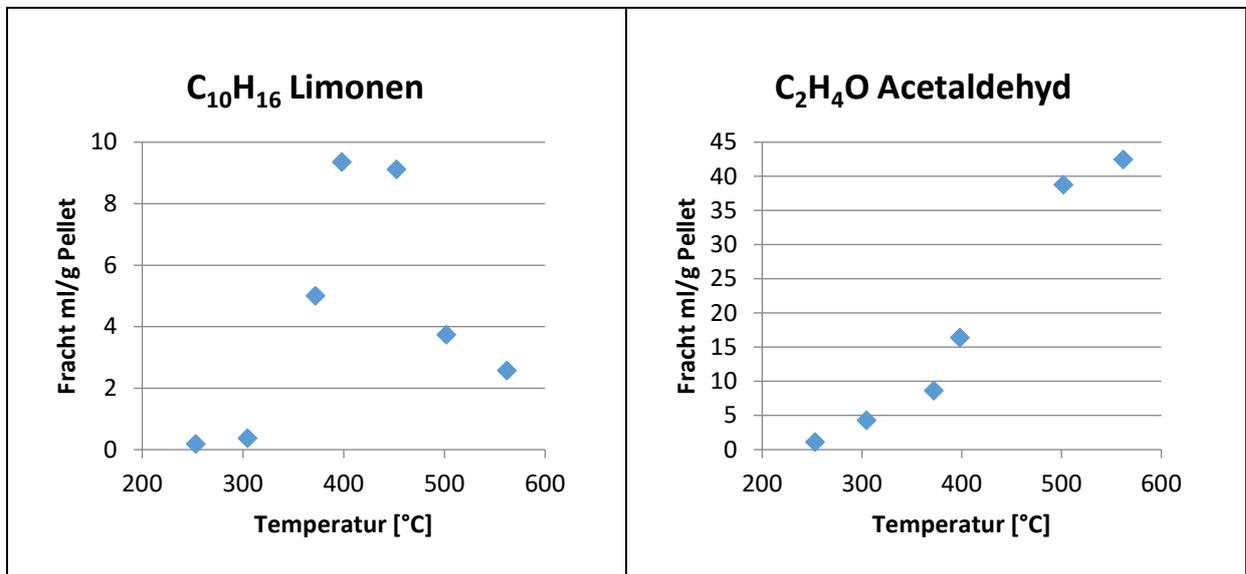


Abbildung 25 Vergleich der emittierten Frachten von Limonen und Acetaldehyd

Bei höheren Temperaturen (> 600 °C) können keine exakten Aussagen mehr gemacht werden, da der Prozess sehr schnell abläuft und dadurch die zeitliche Auflösung der Analytik übersteigt.

Fazit

- Die Trocknung eines einzelnen Pellets konnte im Temperaturbereich zwischen 60 bis - 120 °C gemessen werden. Je höher die Temperatur desto schneller wird das Pellet getrocknet.
- Bis zu 100 °C kann hat das Pellet noch Rest Feuchtigkeit. Erst bei 120 °C ist es komplett getrocknet.
- Die Trocknungsverläufe können für ein Temperatur und Zeitabhängiges Modell verwendet werden.
- Die Pyrolyse kann in Stickstoffatmosphäre bei Temperaturen zwischen 250 °C bis 600 °C nachgebildet werden.
- Mittels FTIR können diverse Stoffe gemessen werden.
- Über 600 °C läuft der Prozess sehr schnell ab (< 1 min) und kann nicht mehr exakt aufgenommen werden.
- Bei Temperaturen über 450 °C sind weniger langkettige Moleküle messbar dafür mehr kürzere.

Ausblick

Aus den oben dokumentierten Messungen soll nun ein Modell entwickelt werden, welches die Holzgaszusammensetzung temperaturabhängig darstellt. Dazu sind noch weitere Messungen geplant, bei welchen noch zusätzlich ein FID (Flammenionisationsdetektor zur Ermittlung der Gesamtkohlenwasserstoffe) und ein Gasanalysator (zur Bestimmung der CO_2 - und CO -Konzentration) eingesetzt werden, welche eine kürzere zeitliche Auflösung haben. Daraus kann ein Modellgas, bestehend aus CO_2 , CO , CH_4 , H_2O und H_2 erstellt werden.



AP 4.2 Optimierung der Luftführung und Durchmischung

Aufgabe: Die gestufte Luftführung und Durchmischung mit dem Holzgas wird mit Hilfe von numerischer Strömungssimulation (CFD) optimiert. Das Hauptaugenmerk liegt einerseits auf einer günstigen Strömungsführung zur Absetzung von Feinstaub, andererseits auf einer optimalen Durchmischung des Holzgases mit der Verbrennungsluft über den gesamten Leistungsbereich. Die Optimierungen werden iterativ zusammen mit Versuchen am Prüfstand (AP5) ausgeführt. Zudem können Ansätze von Luftführungssystemen zur Abgas-Rückführung (Emissionsreduktion in der Start- und Stopp-Phase) überprüft werden.

Folgende Ziele sollen erreicht werden:

- Leistungsbereich 10 - 50 kW
- Flugasche-Absetzung ermöglicht Feinstaubgehalt $< 5\text{mg/Nm}^3$
- Überprüfung der Anwendung von Abgas-Rückführung

Erste Erkenntnisse zur Optimierung der Luftführung des Pyro-Man HGB wurden bereits im Schlussbericht Phase 1 berichtet. Es wurde die Funktion der Sekundärluftdüse mit dem Prinzip der Luftstrahlpumpe verglichen und analysiert (Schlussbericht 1 Kapitel 7.3 und 7.4 sowie Kapitel 8.1). Im vorliegenden Schlussbericht der Phase 2 werden nun die Erkenntnisse der CFD Simulationen der Luftführung für den neuen HGB 50 dargestellt. In einem ersten Schritt wurden in 2015 CFD-Berechnungen kalt und ohne Flamme durchgeführt, um über Geometrievariationen die beste Luftführung zu ermitteln. Insgesamt wurden 9 Studien zur Primärluft-Führung durchgeführt. Untersucht wurde hierbei, ob das Gehäuse optimal gekühlt wird bzw. genügend isoliert ist. Dabei musste dafür gesorgt werden, dass die Primärluft gleichmässig durch den Spalt zwischen Innen- und Aussengehäuse strömt. Zu diesem Zweck wurden mittels CFD auch Leitbleche im Gehäuse simuliert. Allerdings konnte festgestellt werden, dass die Primärluft auch ohne Leitbleche genügend gleichmässig verteilt wird. Ohne Leitbleche ist der Druckverlust geringer, was wiederum positiv für das Ansaugverhältnis ist.

Auch das Saugverhältnis und die Durchmischung von Primär- und Sekundärluft (bzw. Holzgas zu Sekundärluft) wurden mittels CFD untersucht. Hier wurden total 13 Varianten gerechnet, bei welchen folgende Parameter variiert wurden:

- Düsendurchmesser $d_{Düse}$
- Länge Düse $L_{Düse}$
- Abstand Düse – Venturi s
- Durchmesser Venturi $d_{Venturi}$
- Länge Venturi $L_{Venturi}$

Mit Hilfe dieser Simulationen (der 13 Varianten) wurde die optimale Sekundärluftführung ermittelt, bei der ein geringer Druckverlust, eine optimale Vermischung und das beste Ansaugverhältnis erreicht wurden. Eine Kombination aus den letzten beiden Varianten 12 und 13 wurde im realen Vergaser umgesetzt.

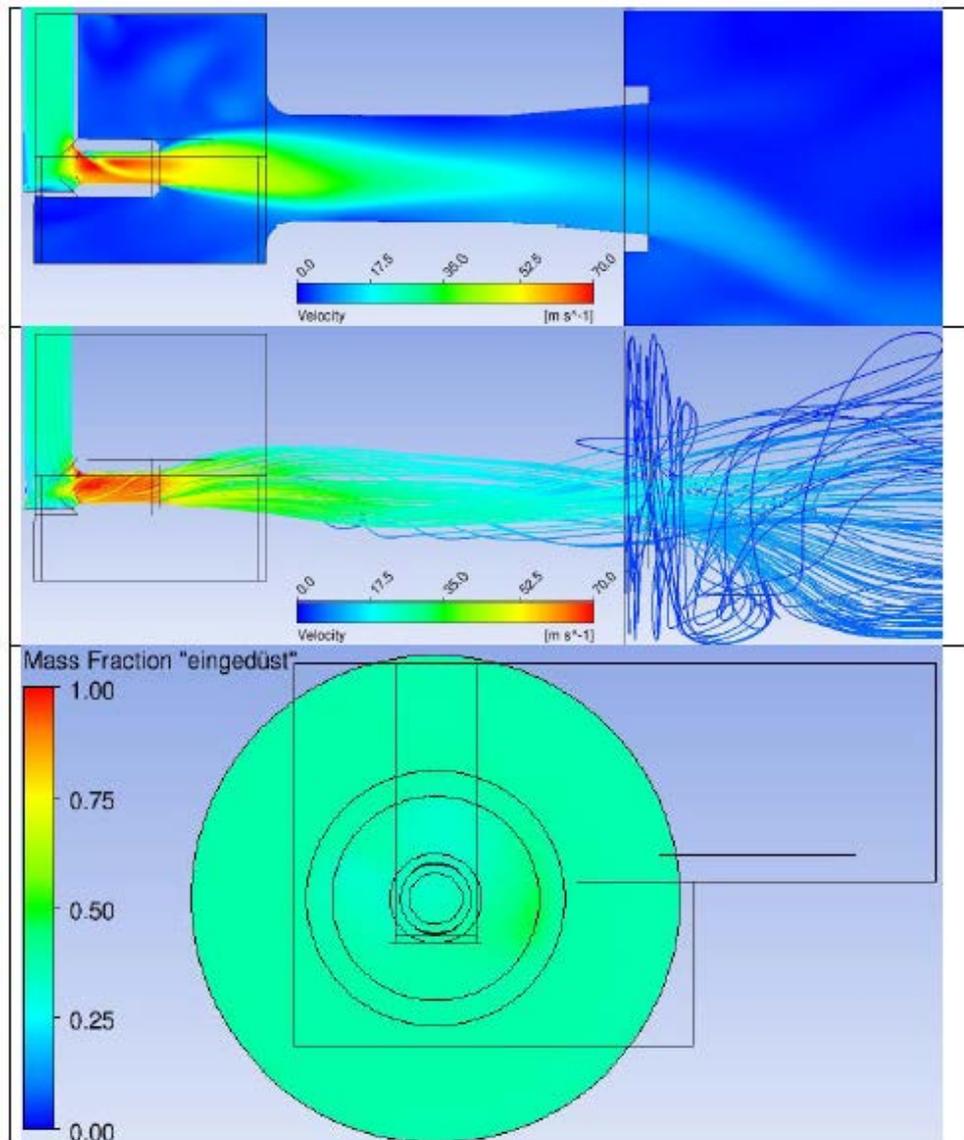


Abbildung 26 Analyse Saugverhältnis: Variante 13: 50 kW mit Düse 20 (kurz) und Venturi 65 (lang)

Im 2016 wurden neue Simulationen durchgeführt mit dem Fokus auf die Temperaturverteilung und die zu erwartenden Emissionen. Diese Simulationen wurden mit Verbrennung (im Vergleich zu den in 2015 durchgeführten Simulationen im kalten Zustand) durchgeführt und sollten nun die Grundbedingungen für den Betrieb des Brenners mit verschiedenen Kessel-Geometrien liefern. Durch die umfangreiche Instrumentierung am Brenner konnten Randbedingungen für eine detaillierte Simulation erstellt werden, die eine Validierung der Resultate ermöglichen. Zusätzlich wurde neu auch die Tertiär-Luft mitberücksichtigt.

Für die Randbedingungen der Simulationen wurden von drei verschiedenen Betriebspunkten bei gleicher Leistung (30 kW) und unterschiedlichem Luftüberschuss die Messwerte genommen und als Grundlage für die Simulation verwendet. Die Bedingungen in der Vergasungszone wurden für alle drei Messungen gleich gehalten. Die Holzgaszusammensetzung ist so für alle drei Varianten gleich.

Für die Simulation wurde die ursprüngliche Geometrie des HGB 50-Vergasers und Kessels leicht abgeändert:

- Die Primärzone wurde stark vereinfacht. Das Holzgas strömt aus einem Rohr in den Brenner (ohne Rost und Vorwärmung um das Gehäuse)
- Spalte und kleine Radien wurden vernachlässigt
- Der Kessel-Austritt wurde als Ringspalt anstatt vieler kleiner Rohre simuliert

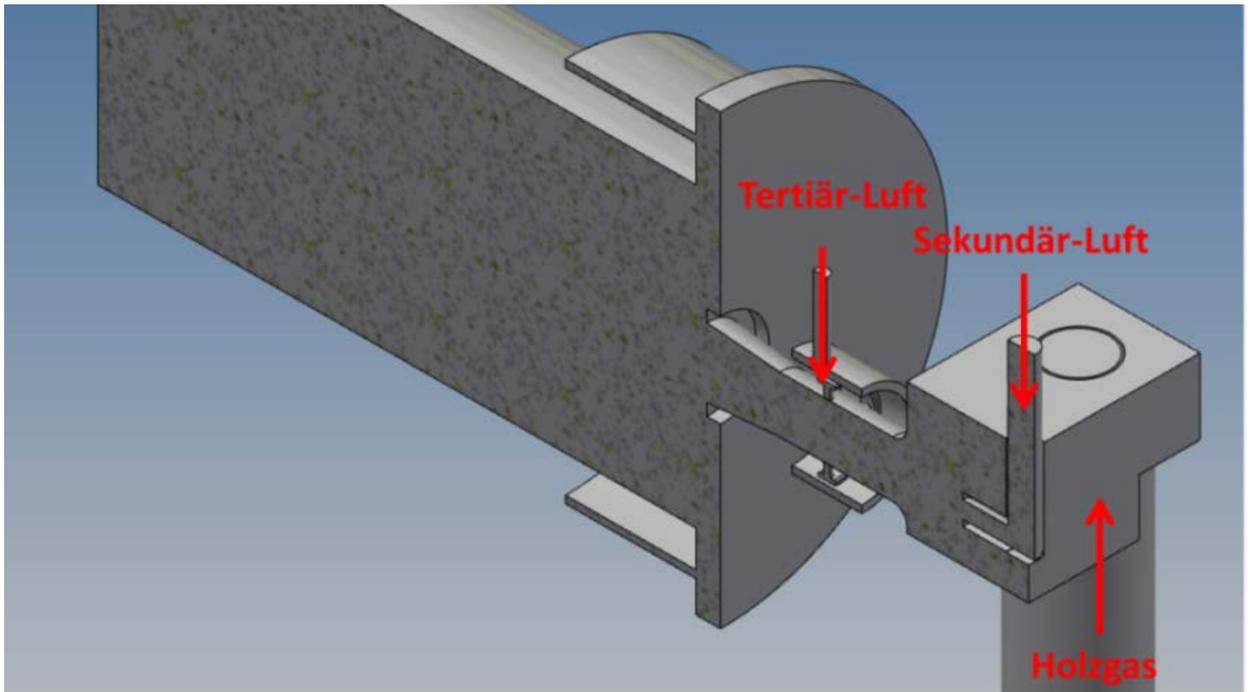


Abbildung 27 Geometrie der Verbrennung mit Holzgas

Ergebnisse

Wie schon in den Versuchen am Prüfstand Pyro-Man beobachtet, sind die Temperaturen stark lambda-da-abhängig. Je weniger Sekundärluft (bis Lambda 1), desto heisser wird die Flamme.

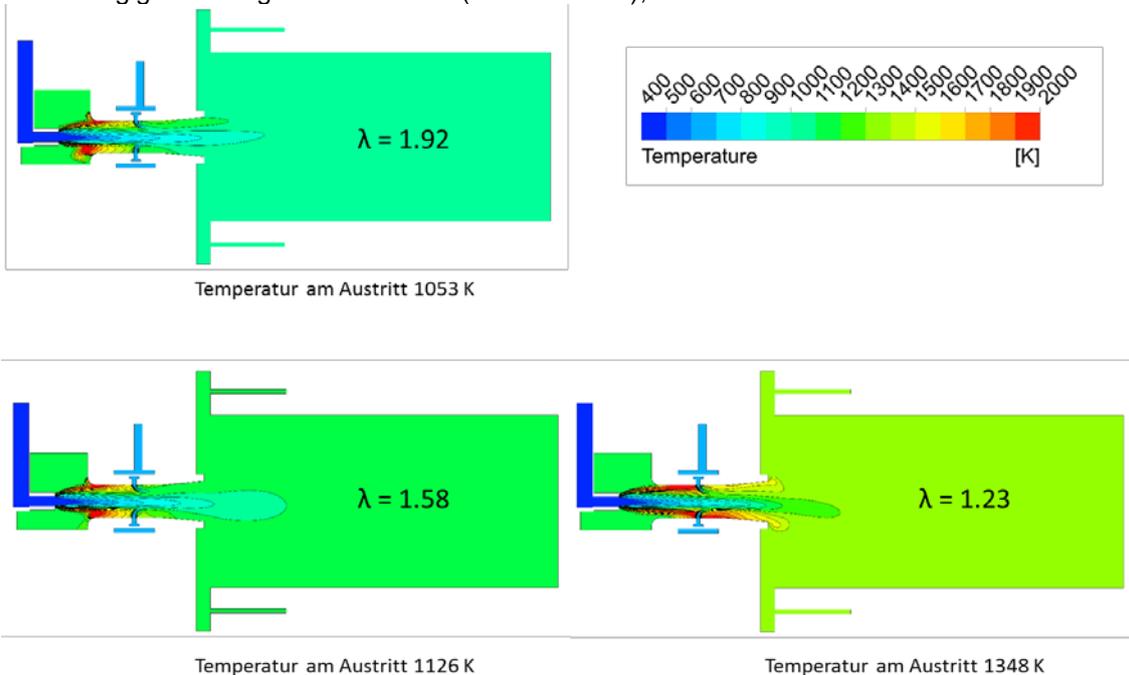


Abbildung 28 Temperaturen in der Simulation bei verschiedenem Lambda

Dieser Trend wird auch in einem Vergleich der NO_x -Werte ersichtlich. Absolut gesehen stimmen die Messwerte mit der Simulation nicht überein. In der Simulation ist nur das thermisch entstehende NO ersichtlich, während in der Messung auch diejenigen Emissionen erfasst werden, welche durch den brennstoffgebundenen Stickstoff entstehen. Die Zunahme der NO -Emissionen infolge der höheren Temperatur ist jedoch in derselben Grössenordnung sowohl bei der Messung als auch bei der Simulation zu erkennen.

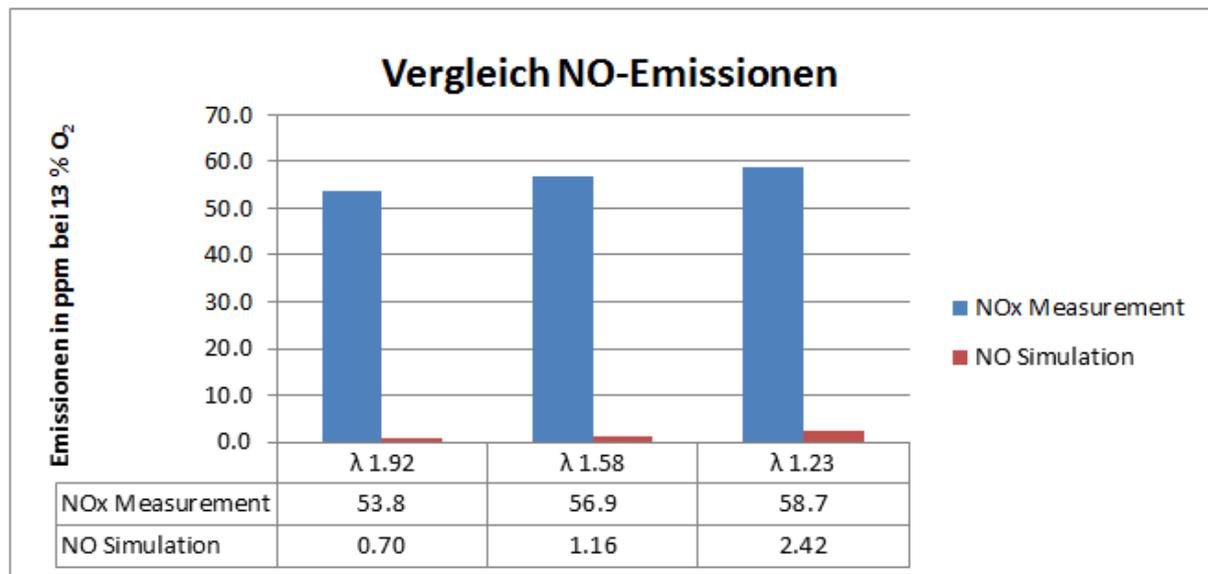


Abbildung 29 Vergleich der NO-Emissionen aus Simulation und Messungen am HGB 50-Prüfstand

Simulationen mit nicht adiabater Kesselwand zeigen hohe CO-Emissionen und sind stark von der Kessel-Wandtemperatur und somit auch von der Geometrie des Kessels abhängig. Sie können jedoch nicht exakt nachgebildet werden, da die Temperaturen an den Wänden nicht bekannt sind. Die Verweilzeit des heißen Gases, bis sie an die kalte Kesselwand prallt, scheint entscheidend für die CO-Emissionen zu sein.

Bei adiabater Wandtemperatur im Kessel ergeben sich bei allen untersuchten Lambdas CO-Emissionen von beinahe 0.

Fazit

- Für die Auslegung des Brenners waren die Erkenntnisse aus den CFD-Simulationen sehr hilfreich.
- Jedoch konnten mit dem verwendeten Modell die CO- sowie auch die NOx-Emissionen nicht exakt nachgebildet werden. Die Trends zeigen in die richtige Richtung.



Abgasrezirkulation

Im Rahmen dieses Arbeitspaketes sollte auch eine Abgasrezirkulation überprüft werden. Durch eine Abgasrückführung in die Vergasungszone sollte die Sauerstoffkonzentration und damit die hohen Temperaturen (bis 1'200 °C) gesenkt werden. Das Material würde dadurch nicht so stark beansprucht, was zu einer längeren Lebensdauer und geringerem Wartungsaufwand führen soll. Die Verschlackung (Schmelzen) der Asche kann so verhindert werden und auch tiefere NO_x-Emissionen werden erwartet [3].

Aufbau

Die Anlage wurde so modifiziert, dass über ein Gebläse (2) das Abgas (1) aus dem Kamin wieder in die Vergasungszone befördert wurde. Der Volumenstrom konnte über ein Hitzdraht-Anemometer (4) gemessen werden. Das Abgas wurde durch die Aschetüre (5) wieder in die Vergasungszone geleitet. Zur Sicherheit wurde ein Kugelhahn (3) eingebaut. Die Primärluftklappe konnte während dem Betrieb mit Rezirkulation genau gleich bedient werden wie ohne, so dass als Vergasungsmittel auch ein Abgas-Luft-Gemisch verwendet werden konnte.

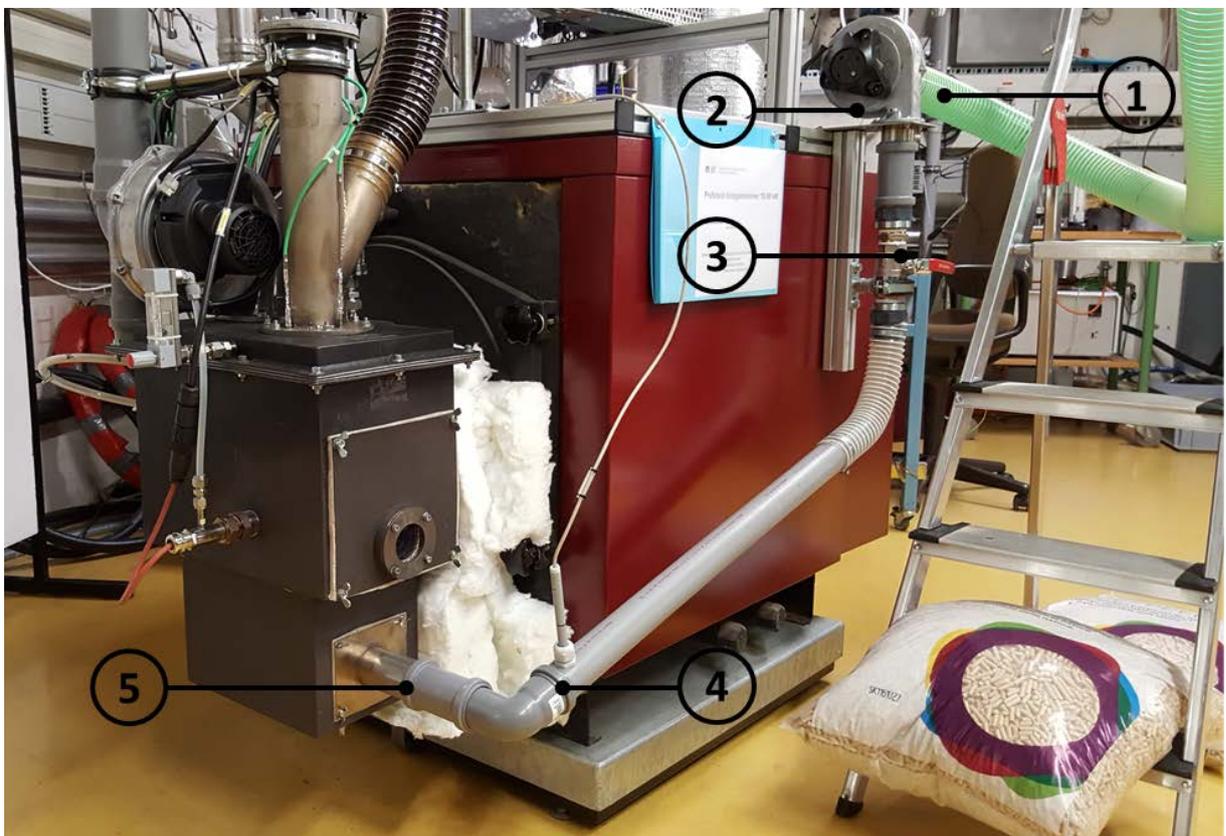


Abbildung 30 Aufbau mit Abgasrezirkulation: (1) Abgas aus Kamin; (2) Abgas-Gebläse; (3) Sicherheitshahn; (4) Hitzdraht-Anemometer; (5) Anschluss bei Aschekasten

Messungen

Zur Beurteilung der Abgasrezirkulation wurde der Brenner bei einer konstanten Leistung von 30 kW betrieben. Zuerst normal (mit Primärluft), anschliessend wurde die Drehzahl des Gebläses zur Abgasrückführung variiert. Alle anderen Parameter wurden dabei konstant gehalten (auch die Primärluftklappe). Die eingestellten Betriebspunkte sind Abbildung 31 dargestellt.

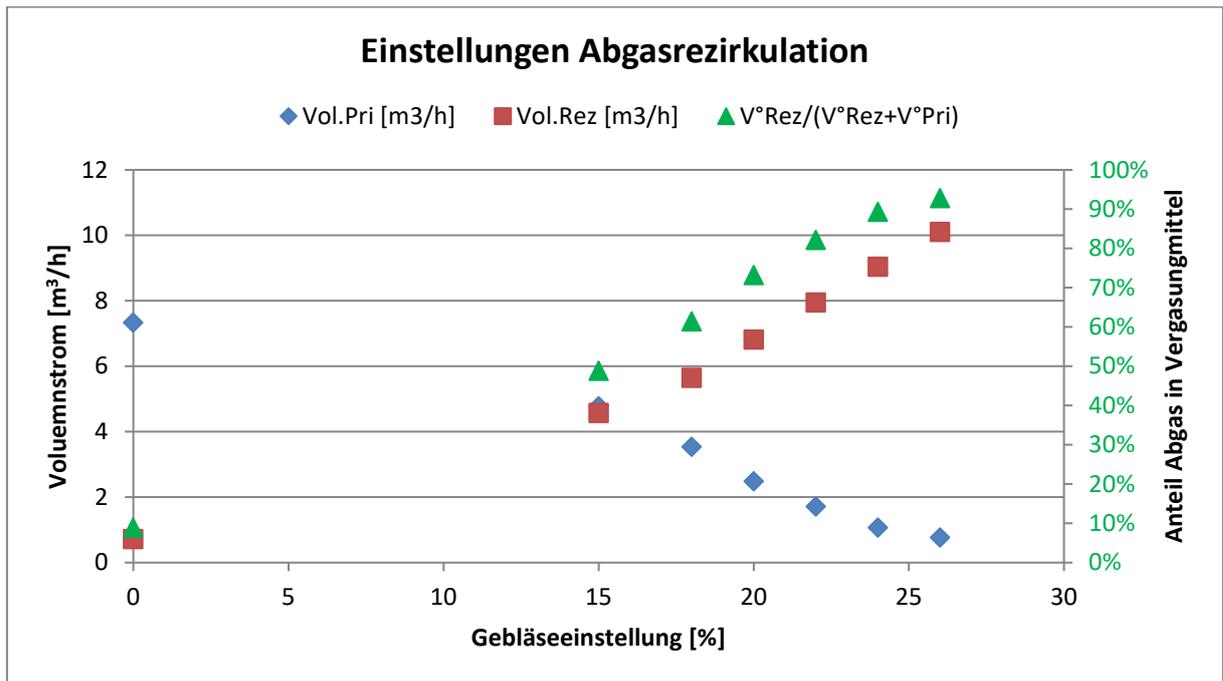


Abbildung 31 Abgas- und Primärluftvolumenströme und deren Verhältnis

In den weiteren Diagrammen ist der Betriebspunkt als Verhältnis von Abgasvolumenstrom in der Vergasungszone zu Gesamtvolumenstrom des Vergasungsmittels dargestellt (siehe grüne Dreiecke oben). Betrachtet man die Emissionen, so ist ersichtlich, dass sich mit mehr Abgas in der Vergasungszone weniger NO_x bildet. Bei den CO-Emissionen ist kein Einfluss erkennbar.

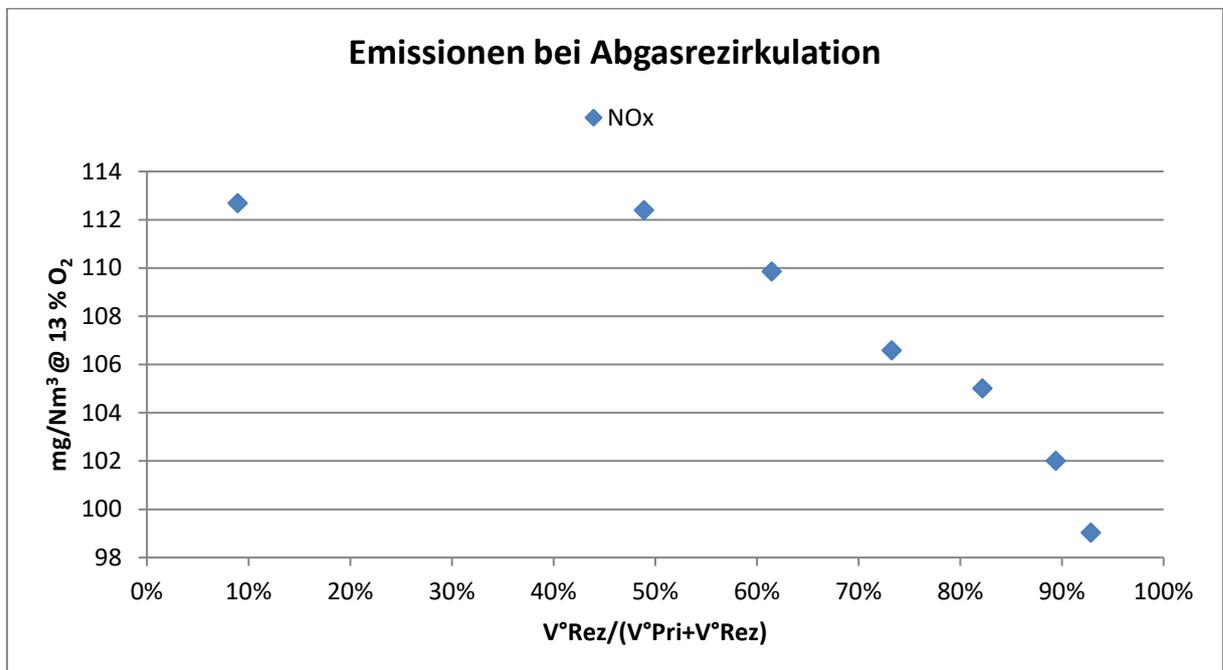


Abbildung 32 Einfluss der Abgasrezirkulation auf die Abgasemissionen

Die Temperaturen wurden an zwei Positionen erfasst. Die eine am Austritt des Vergasungstopfes, die andere im Glutbett. Beide Temperaturen sinken mit zunehmendem Abgasanteil im Vergasungsmittel.

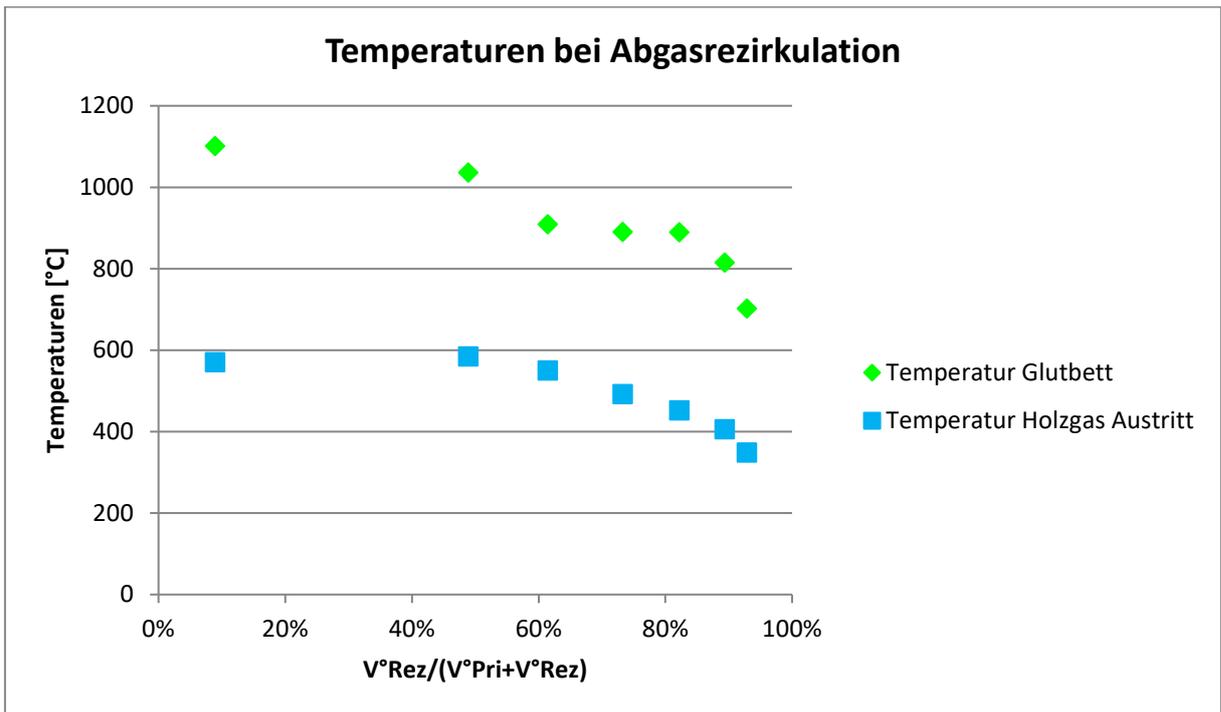


Abbildung 33 Temperaturänderung bei Abgasrezirkulation in Abhängigkeit des Abgasanteils im Vergasungsmittel

Jedoch konnte während den Messungen auch eine Zunahme des O_2 -Wertes im Abgas beobachtet werden. Dies deutet darauf hin, dass nicht mehr gleich viel Brennstoff umgesetzt werden kann mit steigendem Abgasanteil im Vergasungsmittel. Dies zeigt auch der über die Bodenwaage gemessene Holz-Massenstrom, was auf die tieferen Temperaturen in der Vergasung oder auf den kleineren Anteil von O_2 im Vergasungsmittel zurückgeführt werden kann.

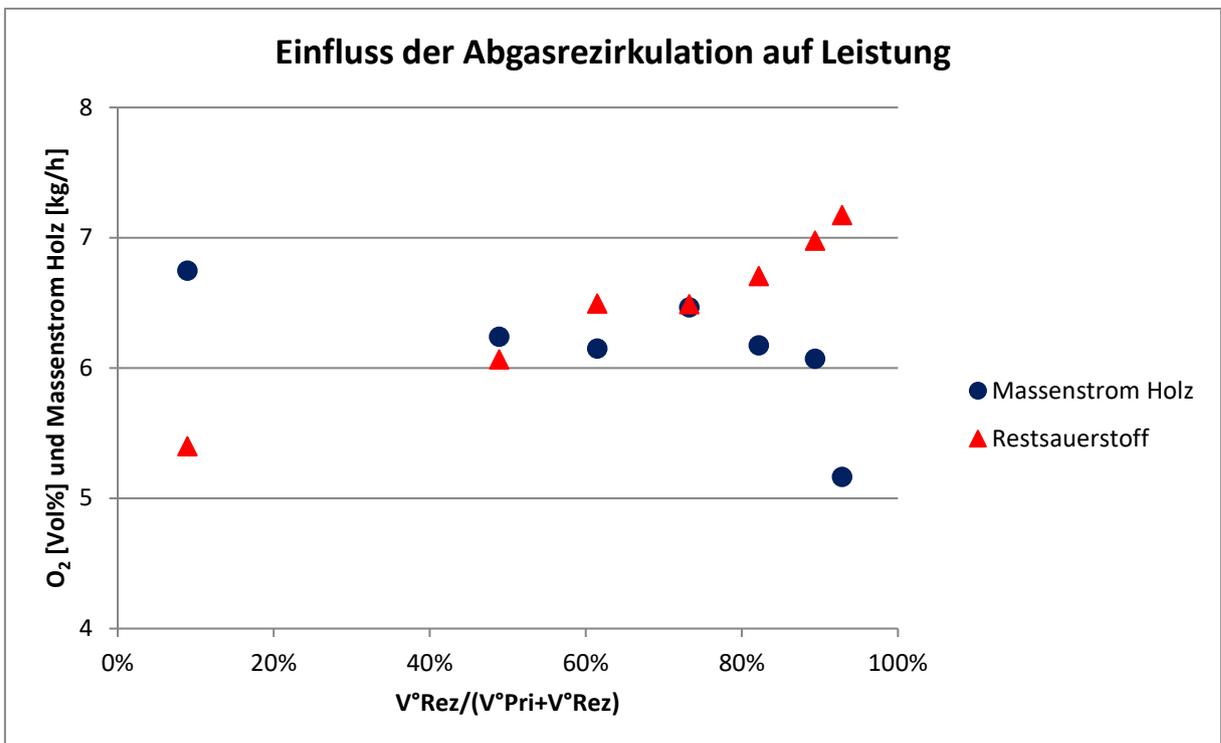


Abbildung 34 Einfluss der Abgasrezirkulation auf den Restsauerstoffgehalt im Abgas und den Holzmassenstrom (Primärleistung)



Fazit

- Die Abgasrezirkulation kann die Temperaturen in der Vergasungszone senken.
- Ein positiver Einfluss auf die NO_x-Emissionen konnte aufgezeigt werden. Diese können mittels Abgasrezirkulation um ca. 10 % auf < 100 mg/Nm³ gesenkt werden, bei einem Grenzwert von 200 mg/Nm³.

Ausblick

Durch weitere Messungen, auch mit Holzgasanalyse, könnte die Vergasung mittels Abgas besser beurteilt werden. Jedoch ist eine Abgasrezirkulation für einen Retrofit-Brenner kein geeignetes Mittel. Da die Strömungswiderstände je nach Kessel anders sind, müssten Parameter für die Abgasrezirkulation für jeden Kessel neu ausgelegt werden. Auch fallen zusätzliche Kosten für ein weiteres Gebläse und dessen Regelung an. Deshalb wird empfohlen die Abgasrezirkulation nicht in den Retrofit-Brenner zu integrieren.



AP 5.2 Synthesegaszusammensetzung bei Luftvariation

Aufgabe: Die Zusammensetzung des Holzgases (Synthesegas) in Funktion des Primär-Luftüberschusses und des Wassergehaltes der Pellets wird untersucht.

Um die entstehenden Holzgase in einem Pelletverbrennungs-Prozess analysieren zu können, wurde in einem ersten Schritt eine geeignete und beheizte Gasentnahme-Sonde benötigt. Diese sollte in der Vergasungszone Holzgas aus dem System entnehmen. Zusätzlich sollte das Messgas mit Stickstoff verdünnt werden, damit die Gasanalyse mit der vorhandenen Messtechnik durchgeführt werden konnte. Hierbei musste vor allem das Auskondensieren von höheren Kohlenwasserstoffen verhindert werden. Das Messgas durfte daher im unverdünnten Zustand nicht unter 500 °C abkühlen und in verdünnten Zustand nicht unter 200 °C.

Folgende Randbedingungen wurden für das Entnahmesystem definiert:

- Temperaturen Sonden-Umgebung: 800 °C - 50 °C
- Temperaturen Gas:
 - Eintritt 500 - 800 °C
 - Austritt unverdünnt: 500 °C
 - Austritt verdünnt: 200 °C
- Volumenstrom: Messgas verdünnt: 3.5 l/min
- Dimensionen:
 - Länge: 500 mm
 - Durchmesser max 25 mm
 - Übergang auf 6 mm Swagelok
- Gas: Holzgas: CO, CO₂, H₂, CH₄, C_xH_y, N₂

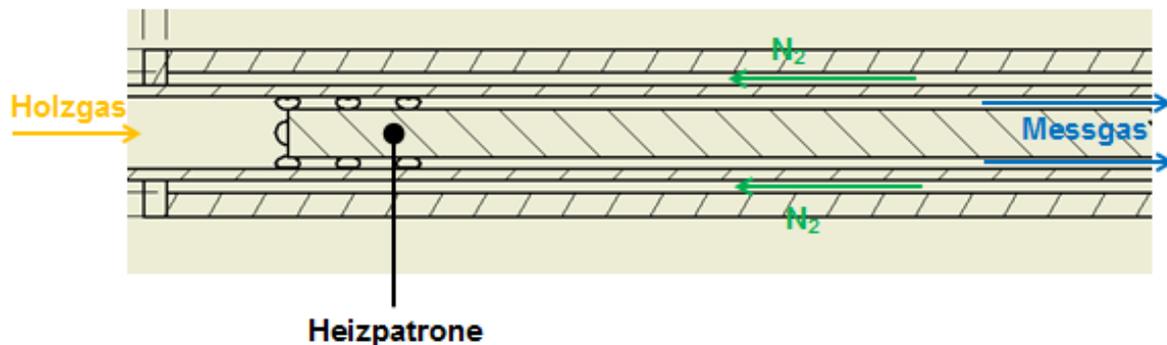


Abbildung 35 Aufbau der Gasentnahme-Sonde

Das Holzgas wurde mit einem Stahlrohr aus dem Prozess entnommen. Im Zentrum dieses Entnahmerohrs befand sich eine Heizpatrone, welche die Austrittstemperatur des Messgases auf 250 °C geregelt heizte. Im Mantel um das Entnahmerohr strömte Stickstoff, welcher an der Spitze der Sonde in das Messgas zugegeben wurde. Über beheizte Leitungen (rote Pfeile Abbildung 36) wurde das Messgas zu den Analysegeräten geleitet. Durch die Verdünnung (optimal 1:20) und Beheizung (auf 250 °C Austrittstemperatur) der Sonde und Leitungen (auf 200 °C) konnte verhindert werden, dass Teere oder Kohlenwasserstoffe kondensieren.

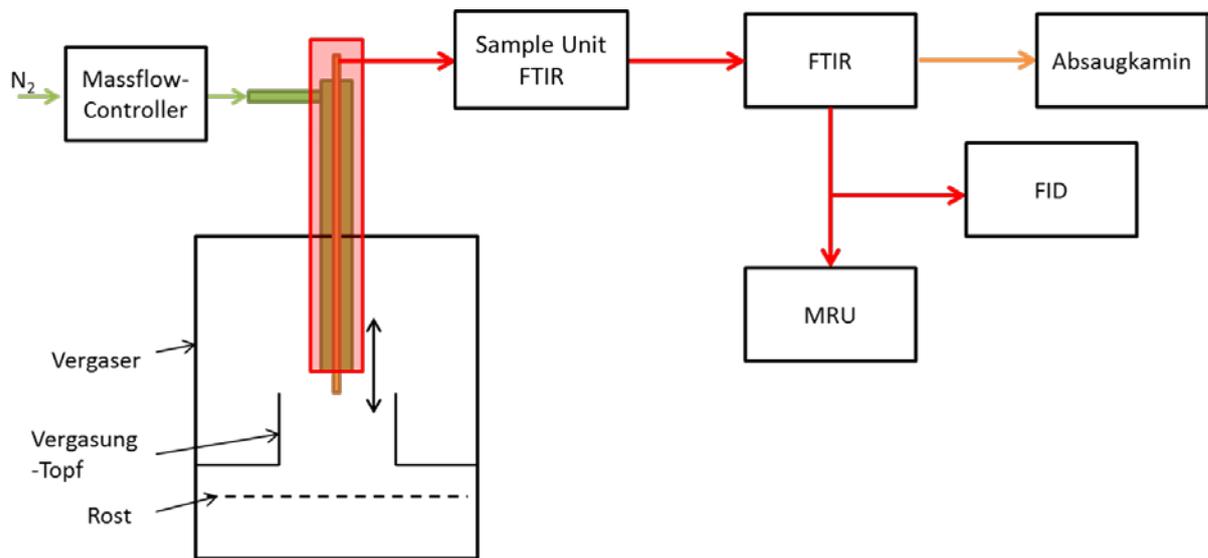


Abbildung 36 System Gasentnahme

Messungen

Variiert wurden die Primärluft (λ_{prim}) und die Leistung (20, 30 und 40 kW). Das Holzgas wurde an drei verschiedenen Positionen entnommen. Diese Positionen befanden sich auf Topf-Höhe (Pos.0), 15 mm über Topf (Pos.1) und 30 mm über Topf (Pos.2).

Bei einer Variation der Primärluft veränderte sich neben der Menge an Sauerstoff die in das System geführt wurde auch die Temperatur der Vergasung. Je mehr Sauerstoff in der Vergasungszone vorhanden war, desto mehr Energie konnte freigesetzt werden und die Temperatur stieg an. Die Brennerleistung hatte keinen signifikanten Einfluss auf die Temperatur.

Die Zusammensetzung des Holzgases und die Bedingungen in der Vergasung sind vom Verhältnis Primärluft zu Brennstoff abhängig und sind in den weiteren Diagrammen als Lambda Primär (λ_{prim}) dargestellt.

$$\lambda_{prim} = \frac{\dot{m}_{Luft,Pri}}{\dot{m}_{BS,tr} \cdot l_{min,tr}}$$

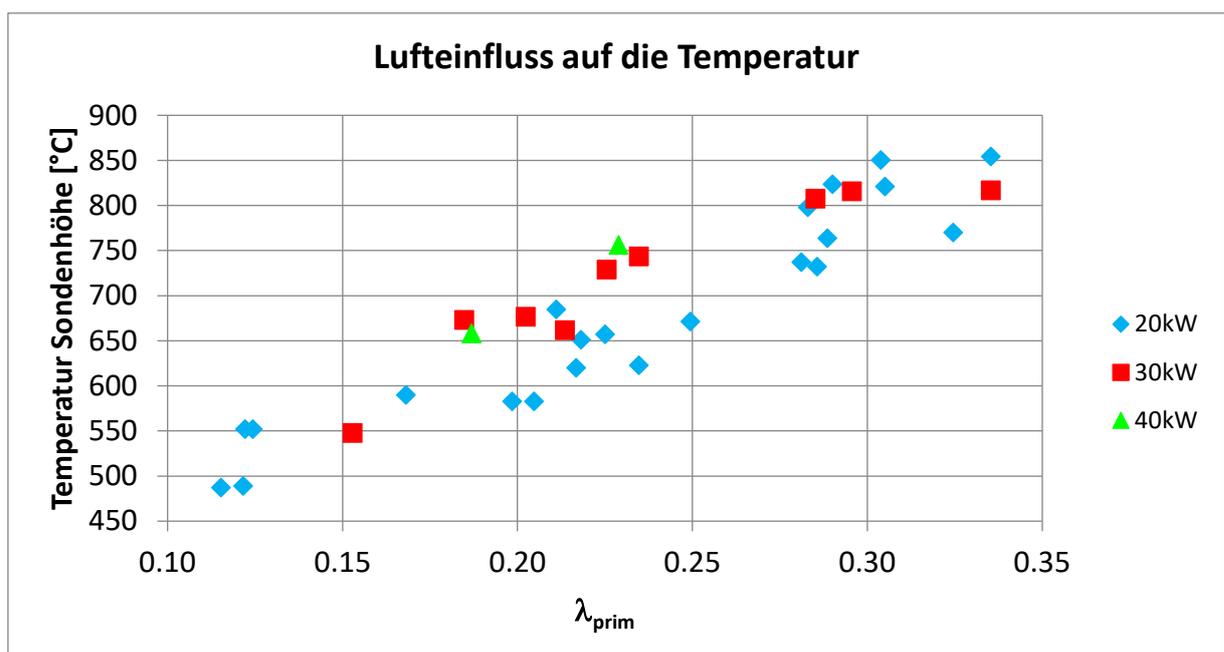


Abbildung 37 Primärlufteinfluss auf die Temperatur, gemessen im Vergasungsraum (Austritt Topf)



Holzgasanalyse

Zur Analyse des Holzgases wurde es verdünnt und danach mittels Abgasanalysator (CO₂, CO, NO und NO₂ mittels NDIR und O₂ elektrochemisch), FID (gesamt Kohlenwasserstoffe) und FTIR (einzelne Kohlenwasserstoffe und weitere Moleküle) die Zusammensetzung gemessen. Nicht gemessen werden konnten mit dieser Einrichtung Wasserstoff, Stickstoff und Wasser. Diese mussten über eine Stoffmengenbilanz bestimmt werden.

Kohlenwasserstoffe

Die Kohlenwasserstoffe wurden gesamthaft mittels FID und einzeln über das FTIR gemessen. Die Summe der einzelnen Kohlenwasserstoffe des FTIR überstieg die Messung des FIDs aufgrund von Querempfindlichkeiten zwischen den verschiedenen Kohlenwasserstoffe im FTIR. Zur Bestimmung der Gesamtkohlenwasserstoffe ist das FTIR nicht geeignet, jedoch zeigte sich, dass die Kohlenwasserstoffe im Holzgas über alle Messungen im Mittel gleich aufgebaut waren und als C₁H_{1.9}O_{0.2} vereinfacht werden können. Im weiteren Verlauf dieses Kapitels sind die Kohlenwasserstoffe im Holzgas als C_xH_y beschrieben.

Stoffmengenbilanz

Zur definitiven Bestimmung der Holzgaszusammensetzung musste eine Stoffmengen-Bilanz durchgeführt werden. Über den bekannten Brennstoffmassenstrom und dessen Zusammensetzung sowie dem gemessenen Primärluftmassenstrom ist bekannt, welche Molmengen von C, O, H und N der Vergasungszone zugeführt werden.

C-Analyse:

$$n_{C,BSf} = \frac{n_{CO,HG} + n_{CO_2,HG} + n_{C_{1H_{1.9}O_{0.2}},HG}}{Vf}$$

Über die Kohlenstoffbilanz kann der Verdünnungsfaktor Vf mit Stickstoff bestimmt werden.

O-Bilanz

$$n_{O,BSf} + 2 \cdot n_{O_2,Luft} = \frac{n_{CO,HG} + 2 \cdot n_{CO_2,HG} + n_{H_2O,HG}}{Vf}$$

Über eine Sauerstoffbilanz kann der Anteil an Wasserdampf im Holzgas bestimmt werden.

H-Bilanz

$$n_{H,BSf} = \frac{2 \cdot n_{H_2,HG} + 2 \cdot n_{H_2O,HG} + 1.9 \cdot n_{C_{xH_{1.9}O_{0.2}},HG}}{Vf}$$

Über die Wasserstoffbilanz kann schliesslich der Anteil an Wasserstoffgas im Holzgas bestimmt werden.

In Abbildung 38 ist die gemessene Holzgaszusammensetzung über Lambda-Vergasung dargestellt. Es ist ersichtlich, dass der Stickstoffanteil stark ansteigt, da mehr Luft zugeführt wird. Weiter ist ersichtlich, dass der Anteil an Kohlenwasserstoffen mit zunehmender Primärluft sinkt. Jedoch ist die gesamte Betrachtung durch den steigenden Stickstoffgehalt verzerrt.

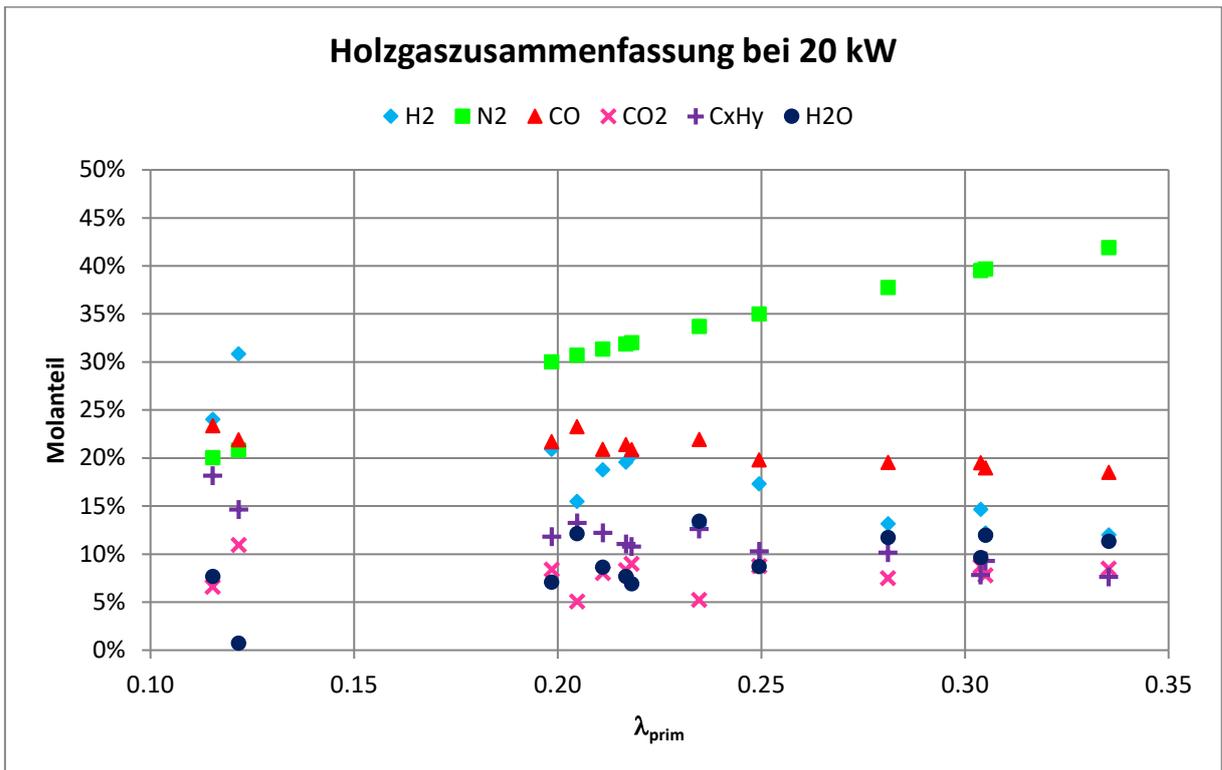


Abbildung 38 Holzgaszusammensetzung bei 20 kW 15 mm über Topf gemessen

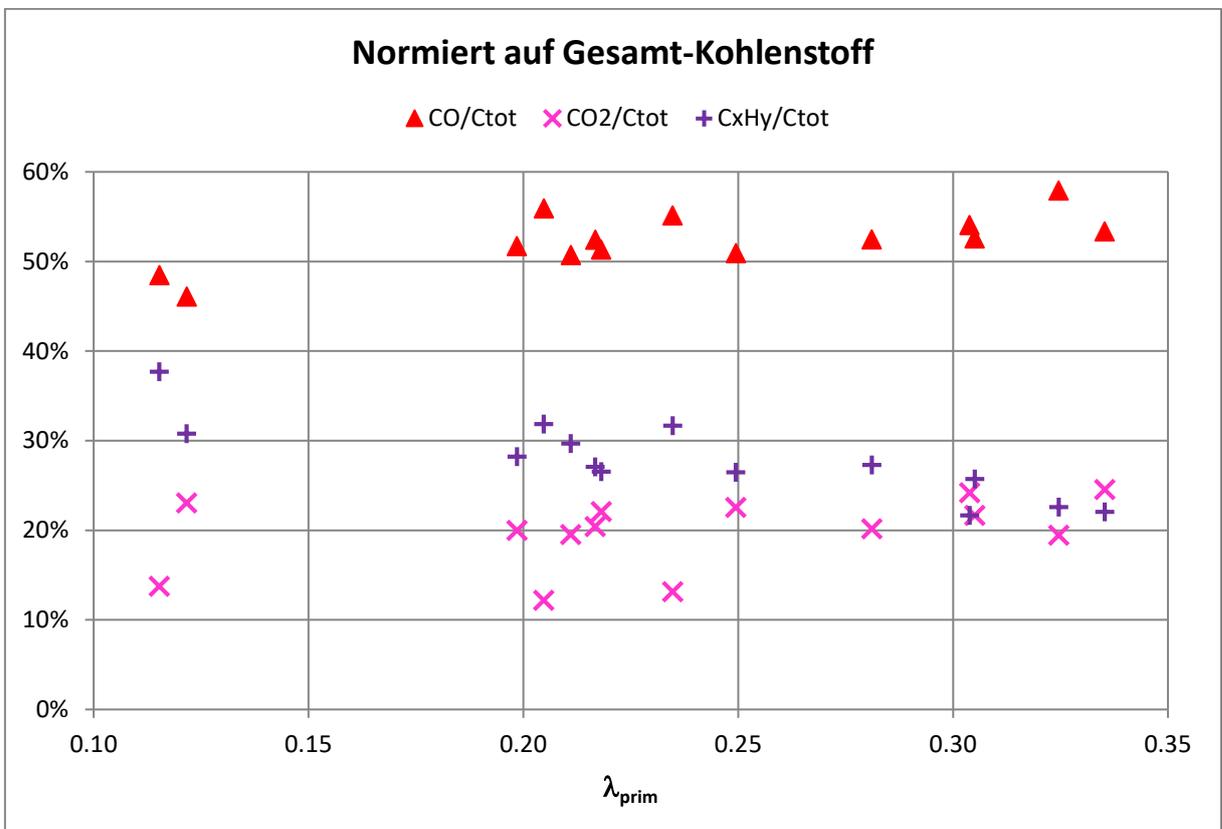
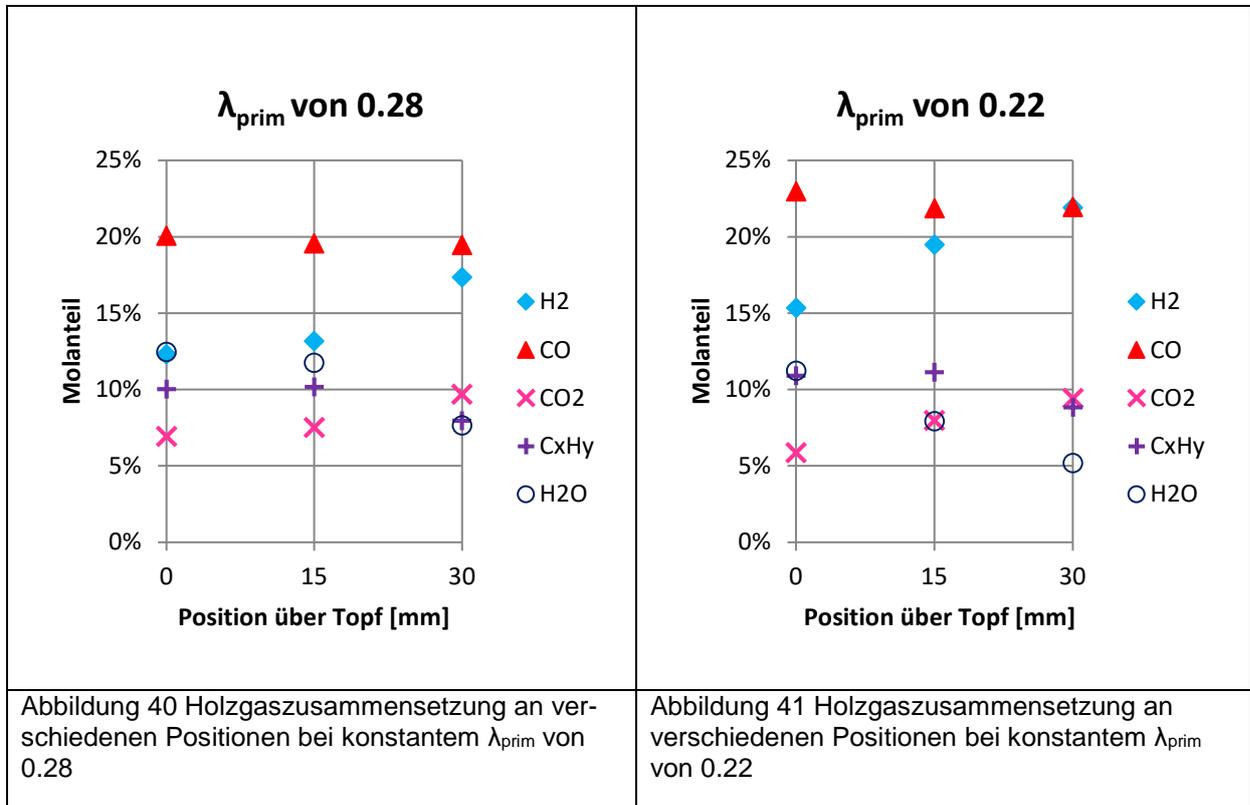


Abbildung 39 Holzgaszusammensetzung auf gesamt Kohlenstoff normiert bei 20 kW 15 mm über Topf gemessen



Betrachtet man CO, CO₂ und C_xH_y normiert auf den gesamten Kohlenstoff, so kann der Einfluss der Verdünnung mit N₂ bei höherem λ_{prim} ausgeblendet werden. Dies zeigt nun, dass bei höherem λ_{prim} weniger Kohlenstoff aus dem Brennstoff in C_xH_y umgewandelt wird. Beim CO und CO₂ ist eine leicht steigende Tendenz ersichtlich.



In Abbildung 40 und Abbildung 41 sind Messungen bei je einem konstanten λ_{prim} dargestellt. Die Position der Entnahmesonde wurde dabei in der Höhe variiert. Die beiden Diagramme zeigen auf, dass über die Distanz, also auch Zeit, sich die Holzgaszusammensetzung ändert:

- Der H₂-Gehalt steigt an
- Der H₂O-Gehalt sinkt
- Der CO₂-Gehalt steigt ein wenig an
- Der C_xH_y -Gehalt sinkt leicht

Dies zeigt, dass die Reaktionen im Holzgas nach dem Austritt aus dem Vergasungstopf noch nicht abgeschlossen sind. Es ist damit zu rechnen, dass das Holzgas, bis es bei der Sekundärluft und der Verbrennung ankommt, weiter in Richtung Gleichgewichtszustand strebt und somit die Zusammensetzung für die Verbrennung mit diesen Messmitteln nicht exakt bestimmt werden kann.

Fazit

- Je mehr Primärluft der Vergasung zugeführt wird desto höher ist die Temperatur in der Vergasungszone
- Die Brennerleistung hat keinen signifikanten Einfluss auf die Vergasungstemperatur
- Bei höherem λ_{prim} wird weniger Kohlenstoff aus dem Brennstoff in Kohlenwasserstoff umgewandelt.
- Das Holzgas verändert sich auf dem Weg von der Vergasungszone zur Flamme hin. Der H₂- und CO₂-Gehalt steigt an und der H₂O -und C_xH_y-Anteil sinkt.



AP 5.3 Optimierung der Betriebsphase

Dieses Arbeitspaket wurde in Zusammenarbeit mit einem Studentenprojekt [4] erstellt.

Ziel der Arbeit war es, den neu gebauten Holzgasbrenner zu charakterisieren. Vor der Aufzeichnung der Messdaten wurde eine ausführliche Messstrategie verfasst, welche die theoretisch berechneten Parametereinstellungen für die anzufahrenden Messreihen aufzeigte. So konnten die Messdaten effizient erfasst und aufgezeichnet werden. Die auszuwertenden Daten der Messreihen konnten mit Hilfe eines Auswertungstools berechnet werden.

Um die für die Optimierung der Betriebsphasen wichtigen Informationen für die besten Bedingungen (Interpretation und Darstellung der ausgewerteten Messreihen zu Emissionen und Wirkungsgrad...) schnell und einfach auszuwerten, wurden weitere Berechnungstools in Matlab programmiert. Dieses sollte die Berechnungen für die erfassten mittleren Schadstoffemissionen (CO, CO₂, OGC, Staub-Partikel, NO_x) in Funktion der Kesselleistung automatisieren. Zudem sollten die Berechnungen für die Energiebilanz, die Brennstoffzufuhr, die Primär- und Sekundärluftzufuhr, den Luftüberschuss, die Kesselleistung und den Wirkungsgrad des HGB automatisiert werden.

Die Betriebspunkte (10, 15, 20, 25, 35, 45, 50 kW) sollten im stationären Betrieb in Abhängigkeit der Primär- und Sekundärluftverhältnisse (-20 %, -10 %, 0 %, +10 %, +25 %), sowie in Abhängigkeit des Luftüberschusses (-30 %, -20 %, -10 %, 0 %, +10 %, +25 %) angefahren und Emissionsdaten erfasst werden. Zu beachten war dabei, dass sich die festgelegten Parameterwerte der Primär- und Sekundärluftverhältnisse sowie des Luftüberschusses während der Durchführung der Projektarbeit ändern konnten. Die Messreihen sollten durch das Anfahren von einzelnen Betriebspunkten wiederholt gemessen und überprüft werden.

Durch die Auswertung der erfassten Messreihen soll der HGB wie folgt charakterisiert werden:

- Emissionen in Funktion der Primärleistung (thermische Leistung des Brennstoffmassenstroms)
- Emissionen in Funktion vom gesamten Luftüberschuss
- Emissionen in Funktion des Luftansaugverhältnisses

Die erarbeiteten Erkenntnisse wurden dokumentiert und in einer dritten Messreihe mit optimierten Parametern evaluiert. Verglichen wurden die ausgewerteten Ergebnisse der Messreihen dabei mit den Projekt-Zielwerten:

- CO-Emissionen < 50 mg/Nm³ über gesamte Betriebsphase
- CO-Emissionen < 20 mg/Nm³ über stabile Betriebsphase
- Summe aus OGC (nicht verbrannte Kohlenwasserstoffe) und PM (Staubemissionen) < 5 mg/Nm³ über stabile Betriebsphase

Der Messstellenplan zeigt eine Übersicht der verwendeten Signale (Abbildung 42):

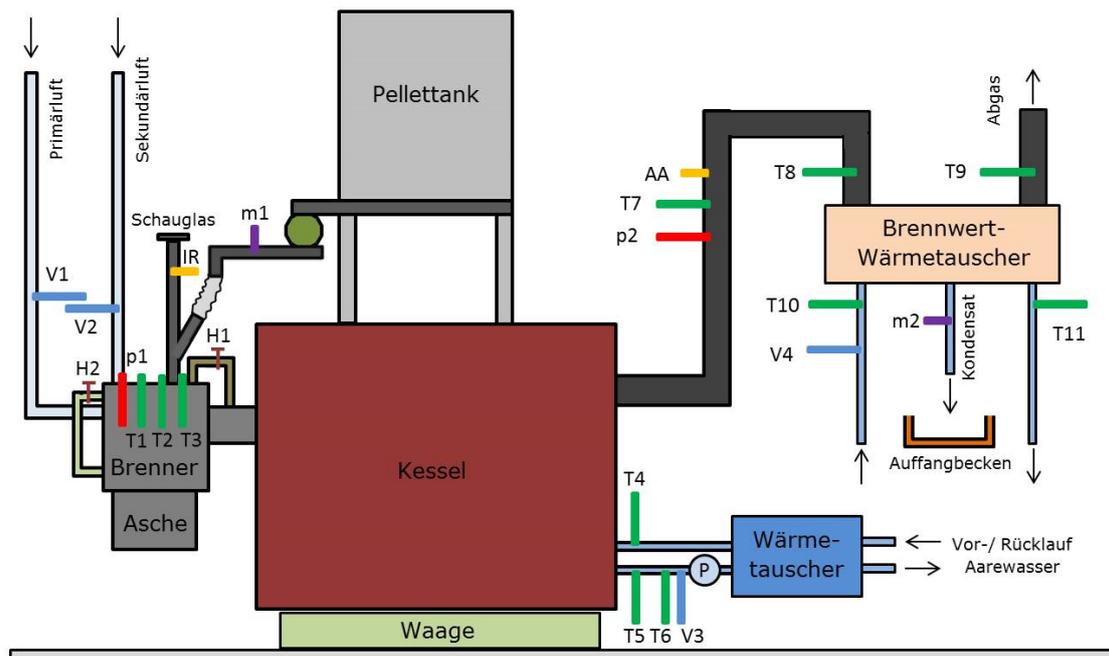


Abbildung 42 Messstellenplan Status Juni 2016 (Version V3)

Nr.	Bezeichnung	Beschreibung	Einbauort	Messmittel
T1	TGlüZü	Temperatur Glühzünder	Brenner (von oben)	Thermoelement Typ K
T2	TVGT	Temperatur Vergasertopf	Brenner (von oben)	Thermoelement Typ K
T3	TVG	Temperatur Vergaser	Brenner (von oben)	Thermoelement Typ K
T4	T_K_Vorlauf	Vorlauftemperatur Kessel	Vorlaufleitung Kessel	PT-100
T5	T_K_Rücklauf	Rücklauftemperatur Kessel	Rücklaufleitung Kessel	PT-100
T6	T_MID	Rücklauftemperatur MID	Rücklaufleitung MID	PT-100
T7	T_Ab	Abgastemperatur Kesselaustritt	Abgasrohr Kesselaustritt	PT-100
T8	T_Ab_BWT_ein	Temperatur Abgas vor BWT	Abgasrohr vor BWT	PT-100
T9	T_Ab_BWT_aus	Temperatur Abgas nach BWT	Abgasrohr nach BWT	PT-100
T10	T_W_BWT_ein	Vorlauftemperatur BWT	Vorlaufleitung BWT	PT-100
T11	T_W_BWT_aus	Rücklauftemperatur BWT	Rücklaufleitung BWT	PT-100
V1	Vol.Pri [m3/h]	Volumenstrom Primärluft (indirekt)	Ansaugrohr Primärluft	Luftgeschwindigkeitsfühler QVM62.1
V2	Vol.Sek [m3/h]	Volumenstrom Sekundärluft (indirekt)	Ansaugrohr Sekundärluft	Luftgeschwindigkeitsfühler QVM62.1
V3	V°Wasser	Volumenstrom Kühlwasser Kessel	Rücklaufleitung Kessel	MID E&H Promag 53P DN15
V4	V°BWT	Volumenstrom Kühlwasser BWT	Vorlaufleitung BWT	Anemometer / Wasseruhr
p1	P1 Verg-Raum	Druck Vergaser	Brenner (von oben)	SensorTechnics HCLA12X5DB
p2	P4 Kamin	Druck Abgas	Abgasrohr Kesselaustritt	SensorTechnics HCLA12X5DB
m1	m°Pellet	Brennstoffmassenstrom (indirekt)	Unter Kessel mit Brenner und Pellettank	Bodenwaage KCS600 Mettler Toledo
m2	m°Kond	Auskondensiertes Abgas	Unter BWT	Auffangbecken
AA	O2, CO, CO2, NOx	Abgasanalyse	Abgasrohr Kesselaustritt	MRU MGA5+; J.U.M. FID
IR	IR Sensor	Infrarotsensor	Fallschacht	IR-Sensor Brahma FC13

Abbildung 43 Messstellentabelle (Für die Auswertung verwendete Sensoren sind rot umrandet.)



Auswertungstool

Zur Auswertung der einzelnen Messdaten wurde ein Auswertungstool programmiert. Dieses erlaubt es, Energieströme, Emissionskonzentrationen sowie wichtige Einstellungsparameter wie das Luftverhältnis oder das Luftansaugverhältnis usw. automatisiert zu berechnen. Dabei wurde der Einfluss der Umgebungsbedingungen wie die relative Luftfeuchtigkeit oder die Umgebungstemperatur berücksichtigt. Von LabVIEW erfasste Messdaten wurden in Matlab eingelesen und automatisch abgespeichert. In Matlab abgespeicherte Messdaten wurden dann mit dem Auswertungstool ausgewertet.

Parametereingabe

Parametereingabe Elementaranalyse:

1 Massenanteil C : 0.4944

2 Massenanteil H : 0.062

3 Massenanteil S : 0.0002

4 Massenanteil O : 0.4420

5 Massenanteil N : 0.0014

6 Massenanteil A : 0.002

7 Wassergehalt [%] : 8.68

8 Heizwert trocken [MJ/kg] : 18

Umgebungsbedingungen:

9 Umgebungstemperatur/To [°C] : 25

10 Umgebungsdruck [mbar] : 1000

11 Relative Luftfeuchtigkeit [%] : 40

Berechnungsparameter:

Heizwert / Massenanteile: 15

Massenanteile

Auswertungsart: 16

einzelne Messreihe Zeitauswahl

Anzahl Messungen, welche gemittelt werden: 10

14

Ausgewählte Messreihen :

17

Messreihen auswählen

Gewicht Feinstaub [g]: 12

Gem. Normliter [NI]: 13

Berechnen 18

Abbildung 44 Parametereingabe-Möglichkeiten im Auswertetool

Tabelle 6 Beschreibung der Parameter

Nr.	Beschreibung
1	Eingabe Massenanteil an Kohlenstoff des Brennstoffes
2	Eingabe Massenanteil an Schwefel des Brennstoffes
3	Eingabe Massenanteil an Wasserstoff des Brennstoffes
4	Eingabe Massenanteil an Sauerstoff des Brennstoffes
5	Eingabe Massenanteil an Stickstoff des Brennstoffes
6	Eingabe Massenanteil an Asche des Brennstoffes
7	Eingabe Wassergehalt des Brennstoffes in Prozent
8	Eingabe Heizwert bezogen auf die Trockenmasse des Brennstoffes in [MJ/kg]
9	Eingabe Umgebungstemperatur in Grad Celsius
10	Eingabe Umgebungsdruck in Millibar
11	Eingabe relative Luftfeuchtigkeit in Prozent
12	Eingabe gemessene Masse des Feinstaubes in Gramm
13	Eingabe gemessene Normvolumen des SM96 (gravimetrische Staubmessung) in Normliter
14	Falls „Gesamtauswertung mitlaufender Mittelwert“ ausgewählt wird, kann hier die gewünschte Anzahl Werte, welche für den mitlaufenden Mittelwert gemittelt werden sollen, ausgewählt werden
15	Auswahl, ob Auswertung anhand definierten Heizwertes oder anhand Massenanteile zu berechnen
16	Dieses Pop-up-Menü bietet folgende Auswertungsmöglichkeiten:



	<ul style="list-style-type: none">• Einzelne Messreihe Zeitauswahl• Stabile Phase mehrere Messreihen• Gesamtauswertung mitlaufender Mittelwert
17	Falls der Button „Messreihen auswählen“ betätigt wird, öffnet sich ein Fenster, in welchem alle gewünschten Messreihen ausgewählt werden können
18	Falls der Button „Berechnen“ betätigt wird, wird die Auswertung gestartet

Vor der Datenerfassung wurde eine ausführliche Messstrategie erstellt. In dieser wurden mögliche Parametereinstellungen für alle anzufahrenden Betriebspunkte der verschiedenen Messreihen theoretisch bestimmt. Für die verschiedenen Messreihen wurden jeweils das Luftansaugverhältnis (Primärluft zu Sekundärluft), die Luftzahl (Lambda) und bei Bedarf die Primärleistung eingestellt.

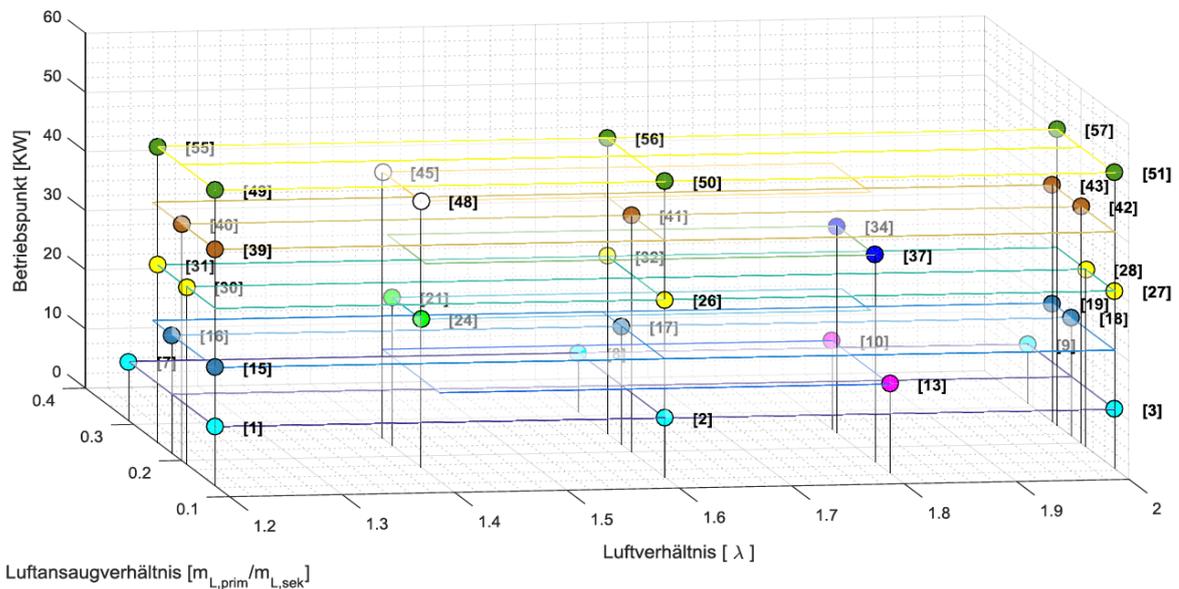


Abbildung 45 Darstellung der anzufahrenden Messpunkte in Abhängigkeit von der Leistung, Luftzahl und Ansaugverhältnis

Es wurde darauf geachtet, dass die Kesselleistung während der Messung konstant blieb. Falls durch die Änderung des Luftansaugverhältnisses oder des Luftverhältnisses die Kesselleistung positiv oder negativ beeinflusst wurde, musste die Primärleistung ebenfalls geändert werden, um bei allen Messungen die gewünschte Kesselleistung zu erreichen.

Um die Parameterabhängigkeiten identifizieren zu können, wurden in einem ersten Schritt alle unabhängigen und abhängigen Parameter bestimmt. Anhand dieser konnten die Einflüsse der unabhängigen auf die abhängigen Parameter mittels mathematisch generierten Funktionen oder grafischen Darstellungen identifiziert werden.

Definition der unabhängigen Parameter

Diese Parameter konnten verändert werden und wurden nicht von den abhängigen Parametern beeinflusst. Sie beeinflussten allerdings die anderen unabhängigen Parameter sowie die abhängigen Parameter:

- Luftzahl (Lambda)
- Luftansaugverhältnis (Primärluft- zu Sekundärluftvolumenstrom)
- Primärleistung (geförderte Pellets)

Definition der abhängigen Parameter

Alle Parameter, die von den unabhängigen Parametern beeinflusst wurden. Diese abhängigen Parameter beeinflussten sich gegenseitig allerdings nicht. Eine Ausnahme sind die Kesselleistung sowie die Verlustleistung, welche einen Einfluss auf den Wirkungsgrad haben:

- CO-Konzentrationen
- UHC-Konzentrationen
- NOx-Konzentrationen
- Kesselleistung
- Verlustleistung
- Wirkungsgrad

Bei der Durchführung der Messungen traten Effekte auf, welche den Betrieb beeinflussten. Die Verschlackung des Rostes (siehe Kapitel AP 8.4 Ascherückstände) beeinflusste das Ansaugverhältnis wie auch die Staubemissionen stark. Da die Verschlackung mit zunehmender Messdauer an einem Tag immer stärker wurde, ergaben sich Änderungen der Messdaten.

Primär-Sekundär-Luftverhältnis (0.12 - 0.3)

Es zeigte sich schnell während den Messungen, dass die Parametervariation nicht wie geplant durchgeführt werden konnte. Vor allem das Verhältnis zwischen Primär- und Sekundärluft war nicht in so einem breiten Spektrum wie geplant möglich. War zu viel Primärluft vorhanden, "entleerte" sich der Vergasungstopf und wurde zu wenig Primärluft zugeführt, überfüllte sich der Vergasungstopf mit unverbrannten Pellets. Dies ist untenstehend (Abbildung 50) in Abhängigkeit von Lambda dargestellt. Bei einem tiefen Lambda benötigte man ein höheres Primär-Sekundärluftverhältnis als bei einem höheren. Die gelbe Linie zeigt die Grenze zum Überfüllen und die rote Linie die Grenze zum Leeren des Vergasungstopfes.

In weiteren Messungen konnte so die Primärluft auf ein gerechnetes Lambda-Vergasung (untenstehend gestrichelt dargestellt) von 0.2 geregelt werden. Mit diesem Wert konnte ein Überfüllen respektive Leeren des Topfes verhindert werden.

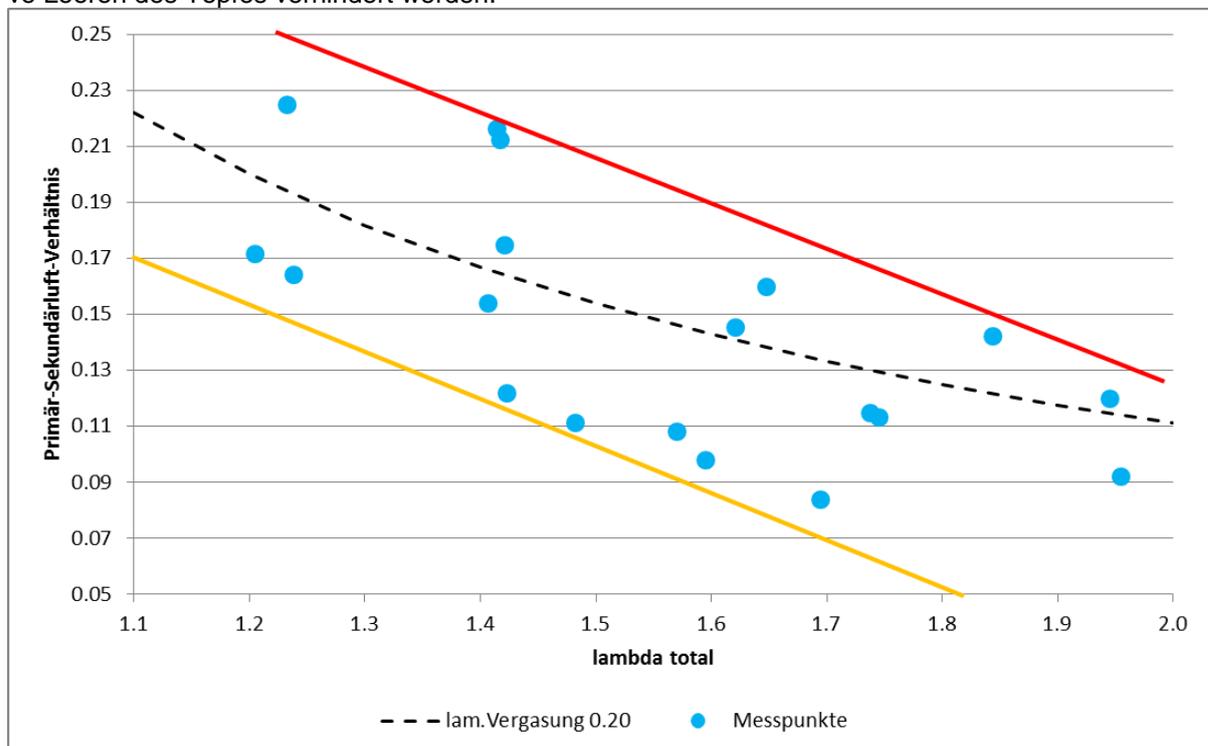


Abbildung 46 Betriebsfenster des Holzgasbrenners für Primär-Sekundärluftverhältnis

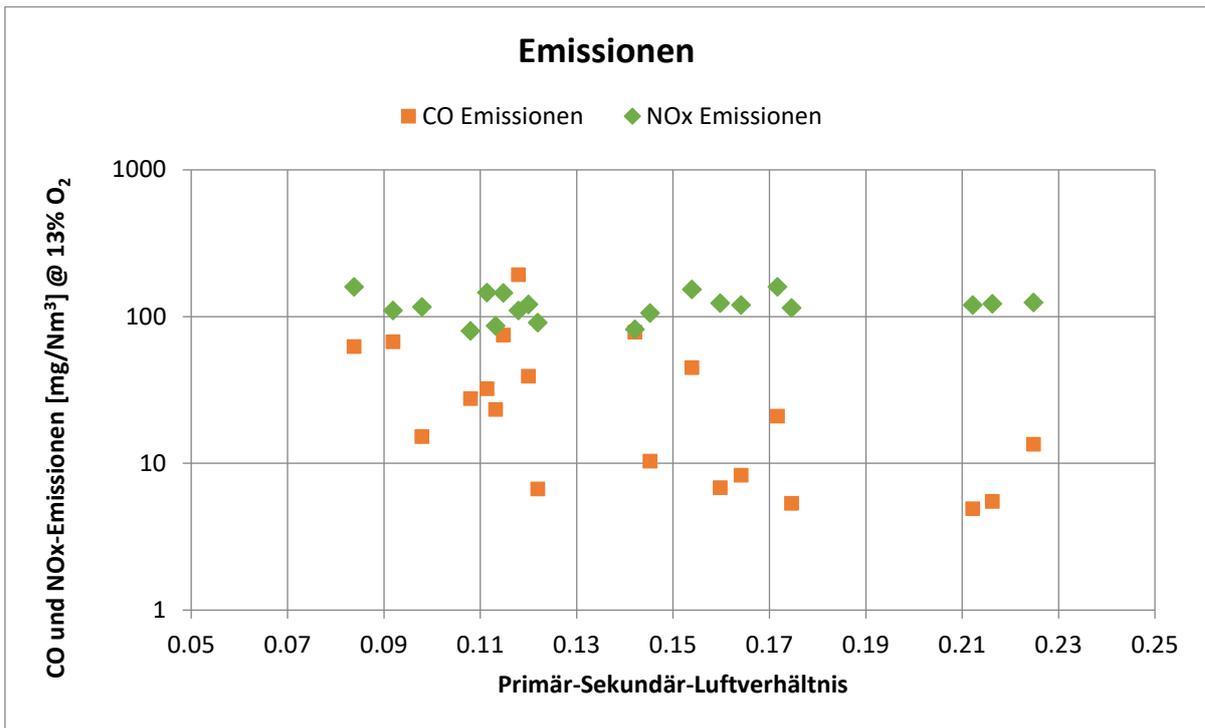


Abbildung 47 CO und NOx-Emissionen in Abhängigkeit des Primär-Sekundärluft-Verhältnis

Die CO-Emissionen zeigten bei tieferem Primär-Sekundär-Luftverhältnis höhere bis sehr hohe Werte. Dies liess sich damit erklären, dass bei diesen Punkten ein hohes Lambda(total) und somit ein hoher Luftüberschuss vorhanden war. Die NOx-Emissionen zeigten keine Abhängigkeit vom Primär-Sekundär-Luftverhältnis.

Leistungsabhängigkeit

Betrachtet man alle Betriebspunkte, bei denen ein stabiler Betrieb möglich war, ist ersichtlich, dass die NOx-Emissionen mit zunehmender Leistung ansteigen. Jedoch lagen sie immer noch unter dem Grenzwert von 200 mg/Nm³ der Ecodesign-Richtlinien.

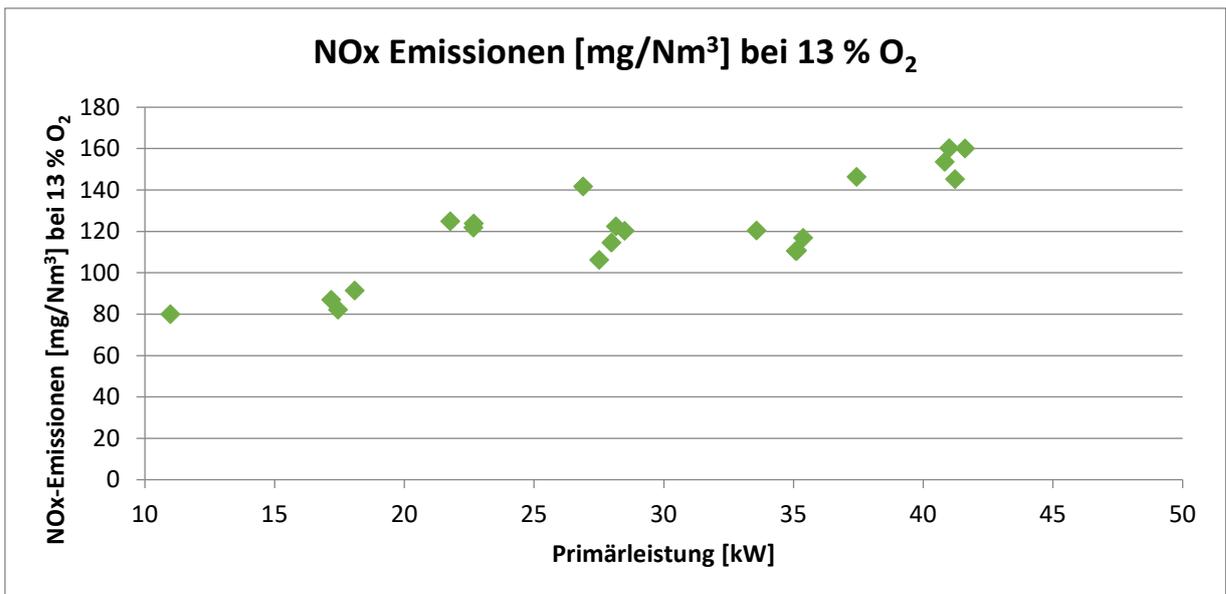


Abbildung 48 NOx-Emissionen in Abhängigkeit von der Leistung

Die CO-Emissionen sind nicht linear von der Leistung abhängig. Bei allen gefahrenen Leistungspunkten konnten Werte von unter 20 mg/Nm³ bei 13 % O₂ erreicht werden (Abbildung 49 und Abbildung 50). Die optimalen Betriebspunkte mit den tiefsten leistungsspezifischen CO-Emissionen sind in



Abbildung 49 dargestellt. Es zeigte sich, dass die Emissionen bei tiefer und bei hoher Leistung ansteigen. Daraus lässt sich schliessen, dass die Auslegung der Verbrennungsgeometrie gut durchgeführt wurde. In der Mitte des Leistungsbereichs sind die Emissionen am tiefsten und steigen gegen die Maximal- und Minimalleistung an. Gleiches gilt für die UHC-Emissionen; diese sind meist um den Faktor 10 tiefer als die CO-Emissionen.

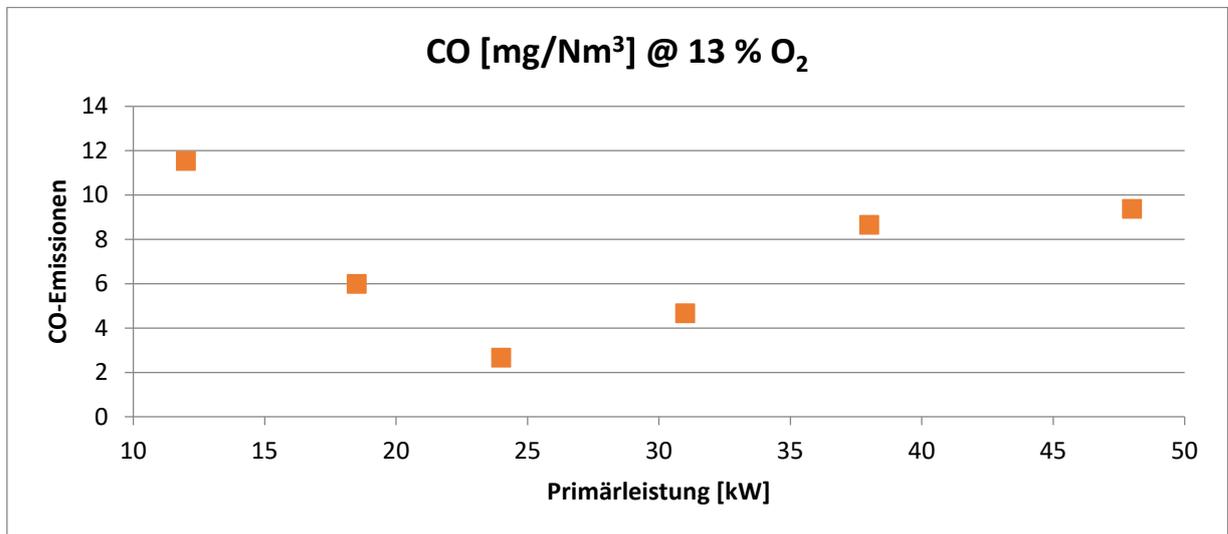


Abbildung 49 Betriebspunkte mit niedrigsten leistungsspezifischen CO-Emissionen

Lambda-Abhängigkeit

Folgende Einflüsse werden bei einer konstanten Leistung von 30 kW und Lambda-Vergasung von 0.2 dargestellt, damit Quereinflüsse der Leistungs- und Primär-Sekundärluft-Variation vermieden werden.

Die CO-Emissionen zeigten einen Verlauf wie aus der Literatur bekannt. Bei hohem Luftüberschuss (ab ca. 1.7) steigen die Emissionen über den Zielwert. Geht das Luftverhältnis gegen 1, werden die Emissionen auch wieder höher, jedoch sind sie bei Lambda 1.1 immer noch unter dem Zielwert von 20 mg/Nm³.

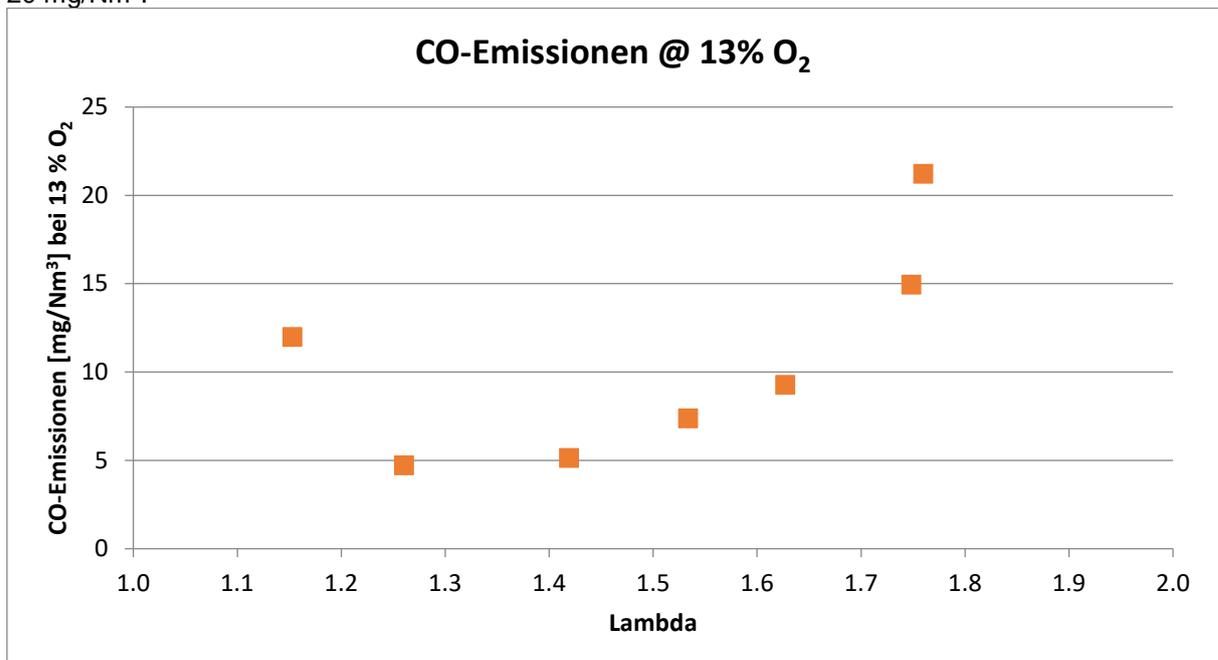


Abbildung 50 CO-Emissionen bei 30 kW und Lambda-Vergasung von 0.2

Die NO_x-Emissionen zeigten keine eindeutige Abhängigkeit von Lambda. Sie bewegten sich bei dieser Leistung zwischen 120 und 130 mg/Nm³ bei 13 % O₂.



Die Abgasverluste steigen mit zunehmendem Lambda an, da dadurch der Abgasmassenstrom zunimmt.

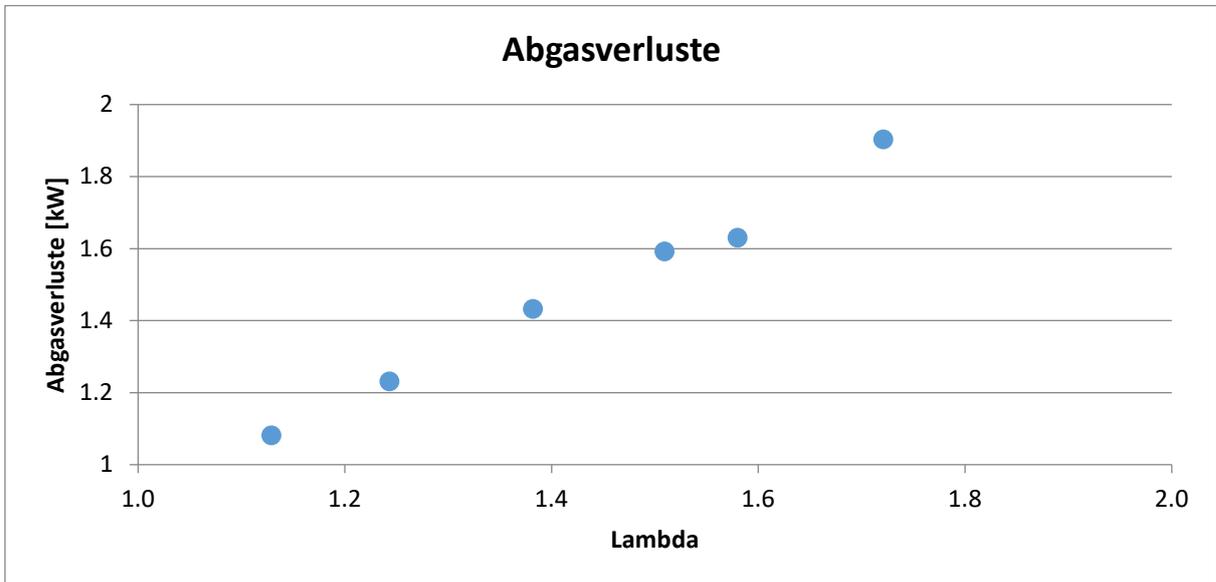


Abbildung 51 Abgasverluste bei 30 kW und Lambda-Vergasung von 0.2

Da die NO_x-Emissionen über der Lambdavarisation konstant waren, sollte für den optimalen Betriebspunkt ein Lambda von 1.2 eingestellt werden. So kann der Wirkungsgrad erhöht werden und die CO-Emissionen tief gehalten werden.

Feinstaub

Messmittel

Vorweg wird das Messverfahren der gravimetrischen Staubmessung kurz erläutert, welche mittels Wöhler SM 96 durchgeführt wurde. Dabei wurde ein Teilabgasstrom durch eine beheizte Filterhülse geleitet, wo der Feinstaub hängen blieb. Durch die Messung des Gewichtes dieser Hülse vor und nach der Messung konnte die Feinstaubkonzentration im Abgas bestimmt werden.

Messungen

Die Feinstaubemissionen sollen optimiert werden, so dass über den gesamten Leistungsbereich ein Wert von $< 5 \text{ mg/Nm}^3$ erreicht wird. Während den ersten Messungen ergaben sich Staubkonzentrationen zwischen $5 - 40 \text{ mg/Nm}^3$. Diese Messungen wurden jeweils über 15 min bei stabilen Betriebsbedingungen aufgenommen. Die hohen Werte und Schwankungen sind auf die Rostverschlackung (vergleiche auch AP 8.4 Ascherückstände) zurückzuführen. Durch die Verschlackung verringert sich die Querschnittsfläche, durch welche die Primärluft strömen kann und ergibt dort hohe Geschwindigkeiten. Dadurch wird Flugasche mitgerissen. Diese lagert sich entweder im Kessel ab oder wird mit dem Abgas in die Umgebung emittiert.

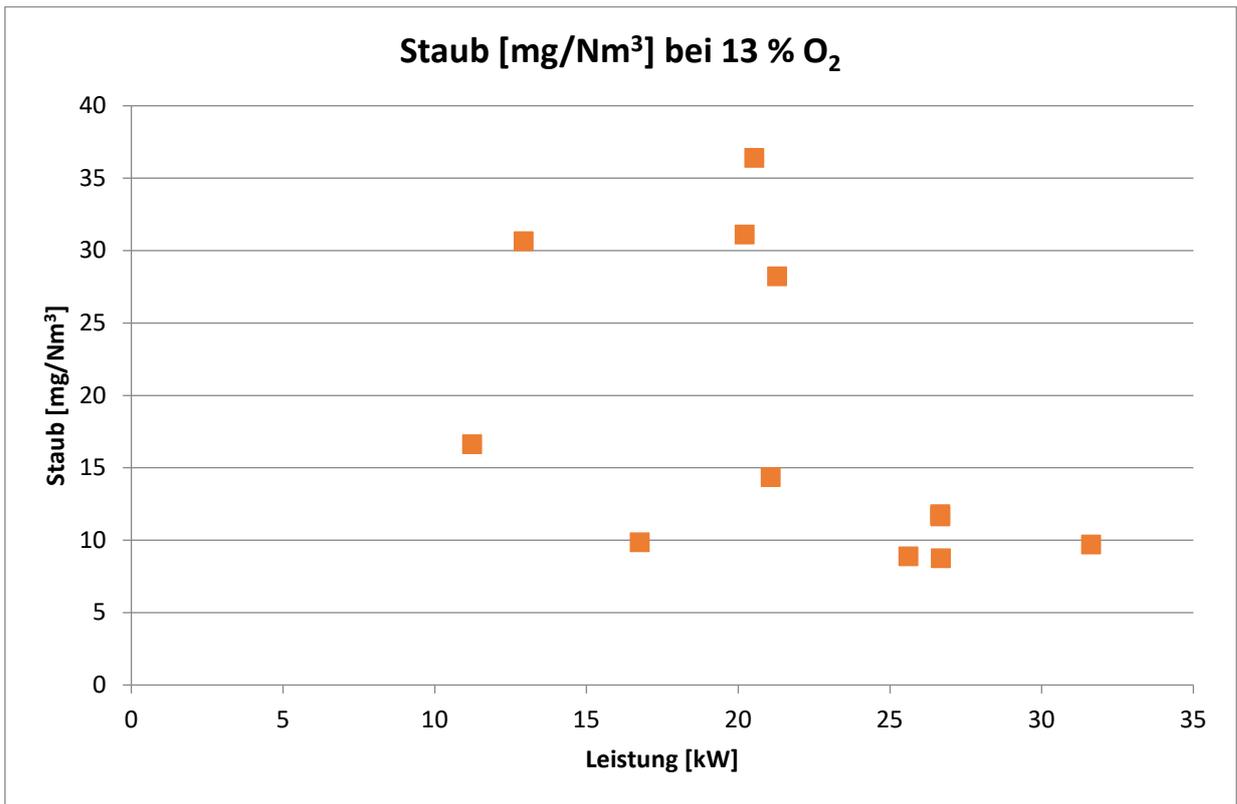


Abbildung 52 Gravimetrische Staubmessungen bei verschiedenen Leistungen bei unterschiedlichem Luftüberschuss

Mit dem neuen Rostkonzept konnten die Staubemissionen verringert und auch genauer untersucht werden. Es zeigte sich, dass die Staubemissionen mit steigendem Luftüberschuss und steigender Leistung zunehmen.

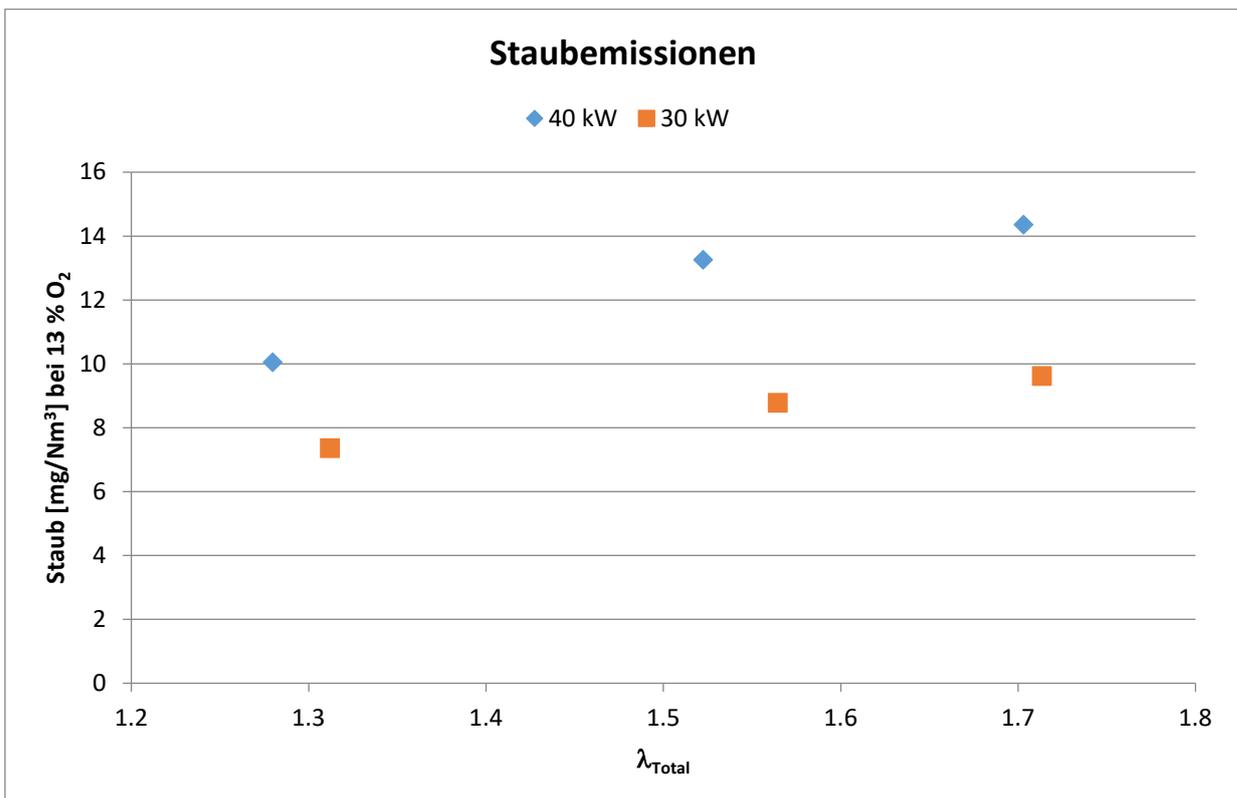


Abbildung 53 Staubemissionen Leistungs- und Lambdaabhängig mit neuem Rost

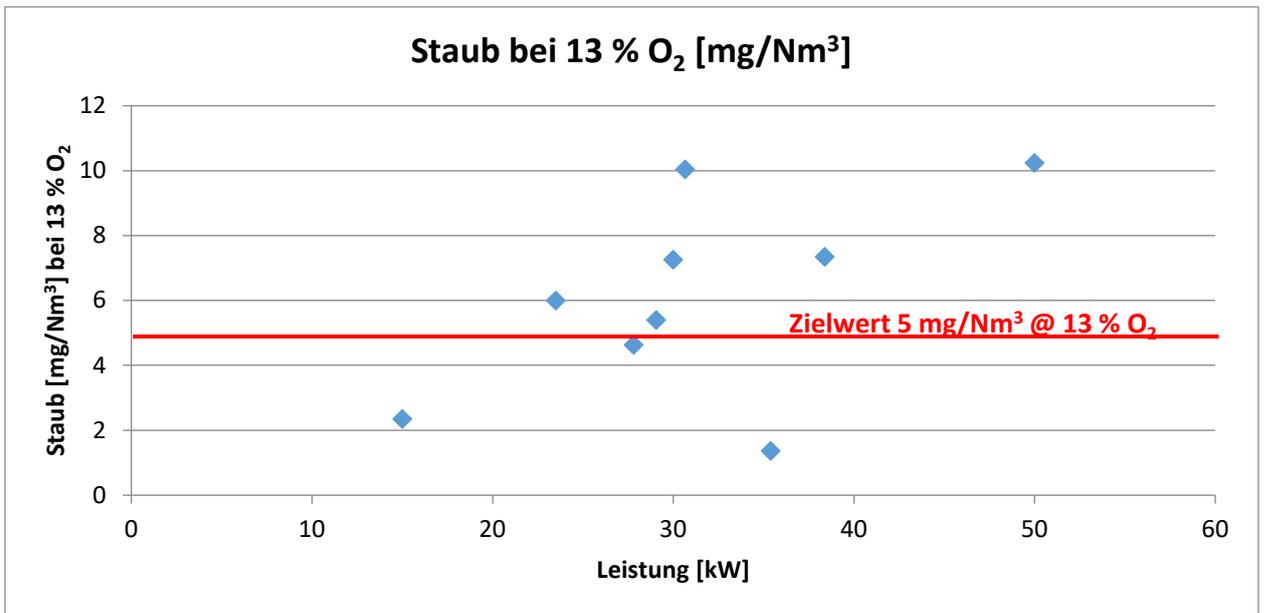


Abbildung 54 Gravimetrische Staubmessung mittels Wöhler SM 96 bei verschiedenen Leistungen und Lambda von 1.2 bis 1.4 mit neuem Rost

In weiteren Messungen, durchgeführt bei tieferem Lambda (1.2 - 1.4), über den gesamten Leistungsbereich konnten Staubemissionen unter 11 mg/Nm³ bei 13 % O₂ erreicht werden. Es zeigten sich jedoch auch noch Schwankungen in den Messwerten.

Betriebliche Einflüsse auf die Schwankungen:

- Durch unterschiedliche Reinigungsintervalle im Kessel und Brenner wurde der Messwert beeinflusst. Nach Reinigung des Kessels inklusive Züge waren die Staubemissionen tiefer als nach einigen Betriebstagen. Grund dafür sind Feinstaub- und vor allem Flugasche-Ablagerungen, die bei den neuen Messungen mitgerissen werden. (Memory-Effekt)

Einfluss durch gravimetrische Staubmessung:

- Kleine Ablösungen des Staubfilters können beim Entnehmen des Filters auf der Aufnahme hängen bleiben.
- Die Filteraufnahme muss nach jedem Filter sauber gereinigt werden.
- Grosse Flugaschepartikel können den Messwert beeinflussen.

Je kürzer die Messdauer und je kleiner die Masse an Staub, desto grösser wird die Fehleranfälligkeit dieser Messmethode. Deshalb sollte eine Staubmessung mindestens 30 min dauern.



Abbildung 55 Staubfilter bei 15 kW und $\lambda = 1.4$. Sehr sauber keine Flugasche

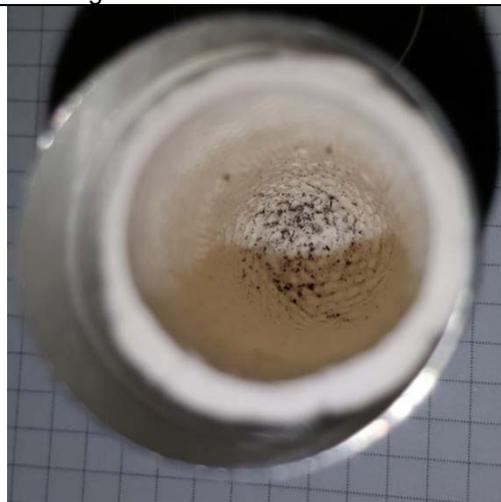


Abbildung 56 Staubfilter bei 45 kW und $\lambda = 1.4$ Sauber jedoch mit Flugasche



In Abbildung 56 ist ersichtlich, dass bei höherer Leistung die Staubzunahme durch die Flugasche verursacht wird. Es ist wichtig, diese zu vermeiden, indem die Geschwindigkeit in der Aschezone (Primärzone) verringert wird.

Staubmessung mittels Disc (Diffusion Size Classifier)

Um weitere Informationen zu erhalten, wurden zusätzlich zur gravimetrischen Staubmessung noch Messungen mittels Disc durchgeführt. Mit diesem Messverfahren können die Anzahl Partikel (in verdünntem Abgas) und deren mittlere Partikelgrösse in Nanometer gemessen werden. Das Messgerät misst Partikel mit einer Grösse von 10 - 300 nm. Grössere Flugaschepartikel können nicht detektiert werden.

Untenstehend sind die Luftvolumenströme und die Disc-Messwerte zeitlich über eine Messung aufgetragen. Auffallend ist der sehr ähnliche Verlauf der Sekundärluftmenge und der Partikelanzahl, wobei die Partikelanzahl der Sekundärluftmenge leicht verzögert folgt. Dies deutet auf ein Mitreissen des Staubes mit der Sekundärluft hin. Die durchschnittliche Partikelgrösse beträgt bei allen Messungen ca. 30 nm.

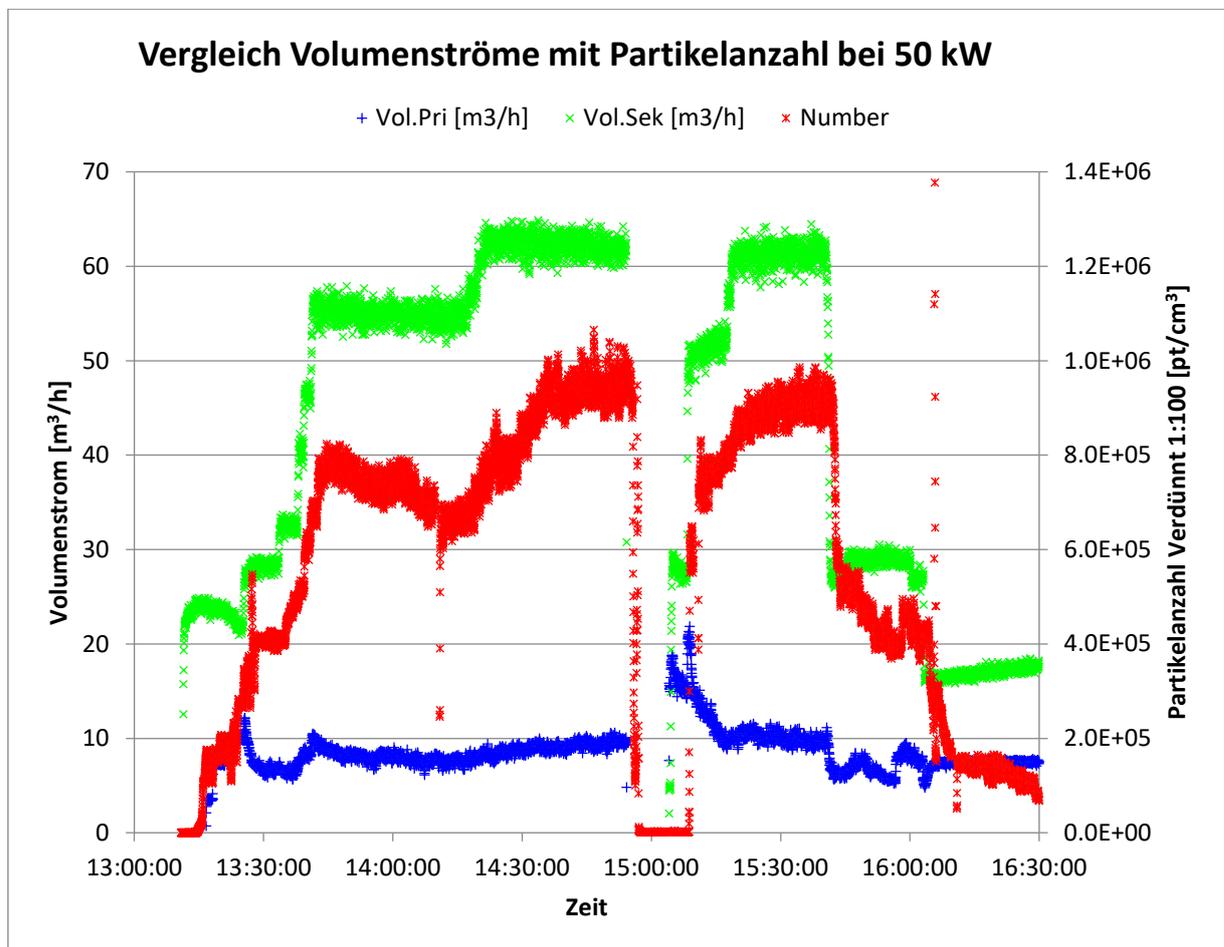


Abbildung 57 Vergleich von Volumenströmen mit Partikelmesswerten bei 50 kW

In Abbildung 58 sind Mittelwerte von drei Messungen bei konstanten Bedingungen (jeweils $\lambda = 1.4$) dargestellt. Die Zunahme der Staubkonzentration über die Leistung ist beim Disc und der gravimetrischen Staubmessung in derselben Grössenordnung.

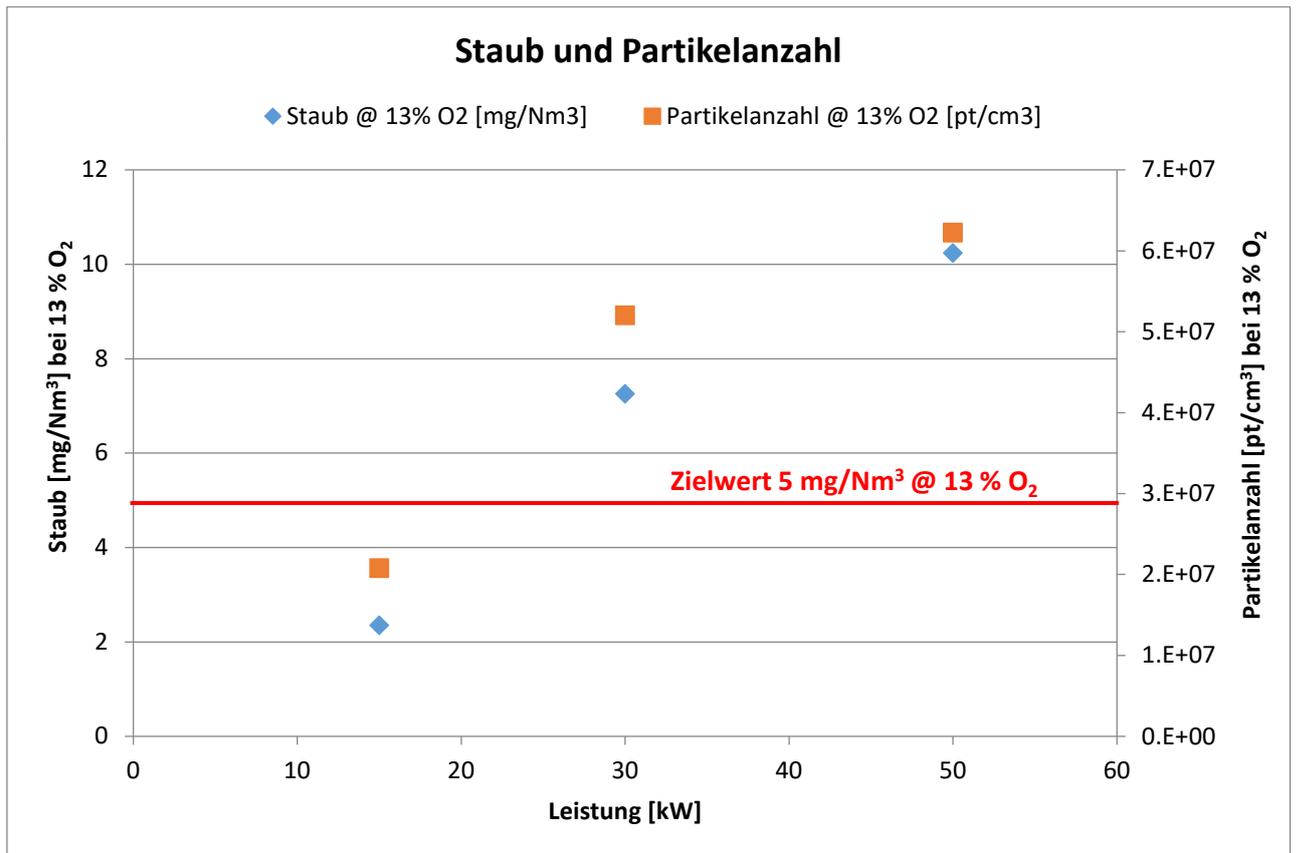


Abbildung 58 Mittelwerte von gravimetrischer Staubmessung und Partikelanzahlmessung

Fazit

- Die CO-Emissionen sind über den gesamten Leistungsbereich unter dem Zielwert von 20 mg/Nm³ bei 13 % O₂.
- Bei einer Luftzahl zwischen 1.25 bis 1.4 sind die CO-Emissionen am tiefsten.
- Die NO_x-Emissionen steigen mit der Leistung an und sind mit 80 - 160 mg/Nm³ bei 13 % O₂ unterhalb des Grenzwertes der Ecodesign Richtlinie von 200 mg/Nm³ bei 13 % O₂.
- Der Betrieb des Brenners ist bei einem λ_{Prim} von 0.2 ± 0.05 optimal.
- Es konnten Staubkonzentrationen bei verschiedenen Leistungspunkten (15 - 35 kW) unterhalb des Zielwertes von 5 mg/Nm³ gemessen werden.
- Die Feinstaubkonzentration nimmt mit zunehmender Sekundärluft zu. Das heisst, der Brenner sollte bei möglichst tiefen λ betrieben werden.
- Je höher die Leistung, desto höher sind auch die Feinstaubkonzentrationen.
- Messungen mittels Disc können die gravimetrischen Staubmessungen nachbilden und sind weniger Fehleranfällig und zeitintensiv.

Ausblick

- In einem neuen Prototyp, soll die Vergasungszone so gestaltet werden, dass die Gas-Geschwindigkeiten sinken. Somit sollten weniger Partikel mitgerissen werden.
- Durch gezielte Umlenkungen im Brenner kann zusätzlich Staub abgeschieden werden.
- Es soll zusätzlich der Einfluss der Pellet-Qualität / Elementar-Zusammensetzung auf die Feinstaubkonzentration untersucht werden.
- Durch Senkung der Temperatur in der Primärzone kann die Bildung von Feinstaub reduziert werden [5]. Dies soll im überarbeiteten Konzept berücksichtigt werden.
- Die CO- und Staubemissionen über alle Betriebsphasen (inklusive Start und Stopp) sollen bestimmt werden, auch unter Berücksichtigung von Warmstarts.

3. Ergebnisse Phase 2: Theoretische Analyse II

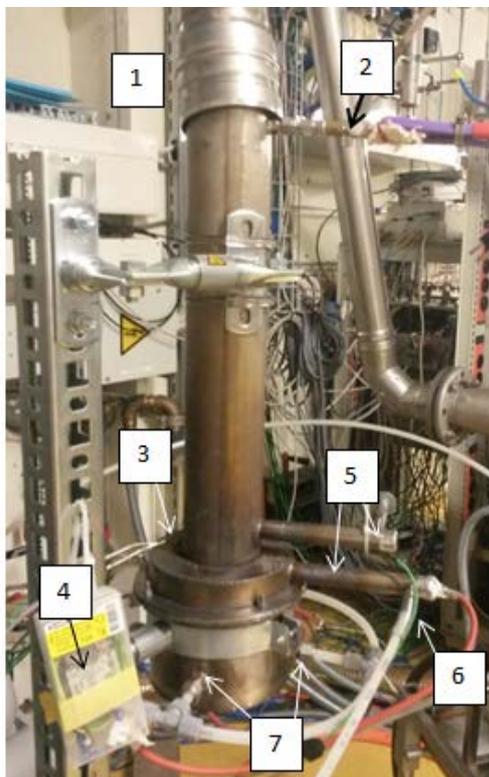
AP 7.1: Emissionsreduktion Start- und Stopp-Phase

Es hat sich in Projektphase I gezeigt, dass man schon mit dem Pyro-Man Prototyp in der Lage ist, den HGB im Bereich der zulässigen Emissionen zu betreiben. Allerdings dauern die Start- und Stopp-Phasen zu lange und weisen zu hohe Emissionen auf.

Die Start-Phase beginnt mit dem Einschalten des Glühzünders. Dies ist der Moment, in dem der Pellets-Schüttung im Vergaser über den Glühzünder Energie zugeführt wird. Das Ende der Start-Phase wird über die Konzentration von CO im Abgas definiert. Die Start-Phase wird als abgeschlossen betrachtet, sobald die Konzentration von CO im Abgas das erste Mal unter 100 ppm sinkt. Die Start-Phase dauert im Ist-Zustand zwischen 10 und 15 Minuten (Definition des HGB-Projektes; keine Einstellung der Vergaser-Regelung).

Ziel dieses Arbeitspaketes war es, Strategien zu entwickeln, um die Emissionen während der Start- und Stopp-Phase zu verringern. Hierfür wurden zunächst am bestehenden Pyro-Man Prüfstand Parametervariationen durchgeführt, um eine vertiefte Analyse der Vorgänge im Reaktor erstellen zu können und um alle wichtigen Daten erfassen zu können. Damit wurden die Einflussfaktoren bestimmt, die zu den hohen Emissionen führen und in einer Sensitivitätsanalyse wurde ihr jeweiliger Einfluss gewichtet.

Um die Start-Phase kontrollierter beobachten und beeinflussen zu können, wurde zudem ein neuer, vereinfachter Start-Phasen Prüfstand gebaut (siehe Abbildung 59).



- 1 Abgaskamin
- 2 Abgasentnahme mit N₂- Verdünnung
- 3 Temperatursensoren T1 - T4
- 4 "Triac" (Schalter) zum Ein- und Ausschalten des Glühzünders
- 5 Positionen für Glühzünder
- 6 Luftzufuhr Glühzünder
- 7 Primärluftzufuhr

Abbildung 59 Aufbau Prüfstand Start-Phase

Messungen mit unterschiedlichen Konfigurationen an diesem Prüfstand haben ergeben, dass durch eine Zündung der Pellets-Schüttung von oben (wie es mittlerweile standardmässig für Holzfeuerungen empfohlen wird), durch eine Vorwärmung des Brennraums oder durch einen veränderten Regelablauf



die CO-Emissionen zwischen 40 - 90 % und die OGC-Emissionen zwischen 10 - 50 % reduziert werden konnten. Die gesamten Emissionsfrachten (Integration aus Zeit und Konzentration) können voraussichtlich um eine Größenordnung reduziert werden.

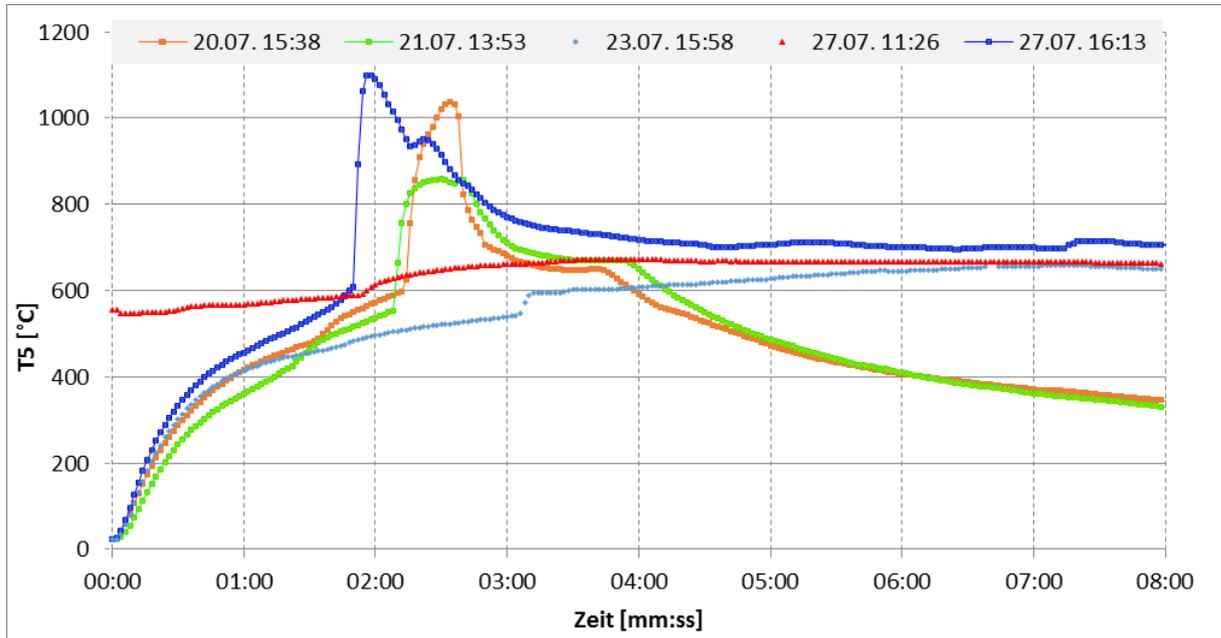


Abbildung 60 Temperatur T5 über Pelletbett am Prüfstand. Start-Phase während der Zündphase bei verschiedenen Konfigurationen

In Abbildung 60 sind die Temperaturen an unterschiedlichen Versuchstagen und mit unterschiedlich gefahrenen Startbedingungen (Variation von Zündluftstrom, Primärluftstrom, Zünddauer, Zündzeitpunkt) aufgezeichnet. Die Flammenbildung äussert sich in einem deutlichen Temperatur-Knick, welcher bei 550 bis 600 °C liegt.

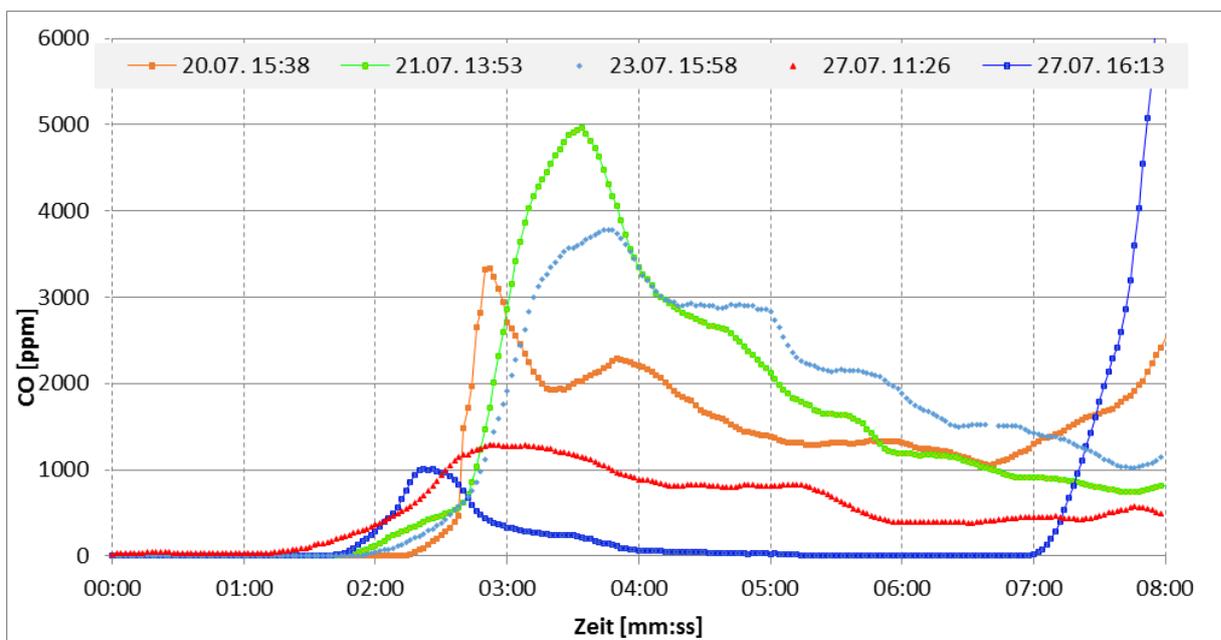


Abbildung 61 CO-Emissionen am Prüfstand Start-Phase während der Zündphase bei verschiedenen Konfigurationen

In Abbildung 61 sieht man die entsprechenden CO-Emissionen. Daraus ist abzuleiten, dass die Konfiguration 27.7. 16:13 nicht nur die schnellste Zündung ergab, sondern auch die geringsten Emissionen



aufwies. Der Anstieg nach Minute 7 zeigt den Übergang in den Vergaser-Modus. Eine Kombination von verschiedenen positiven Zündkonfigurationen wurde noch nicht getestet.

Fazit optimierte Start-Phase:

Auf Basis der beschriebenen Versuche und daraus gewonnenen Erkenntnissen kann nun eine Start-Prozedur beschrieben werden (siehe auch Abbildung 62):

1. Position des Zünders oberhalb der Pellets bzw. von oben.
2. Glühzündluft nur so hoch wie notwendig einstellen und nach der Flammenbildung den Glühzylinder wieder abschalten.
3. Primärluft während der Zündphase ausschalten.
4. Primärluft nach dem Zünden in einer Rampe (noch zu definieren) hochfahren.
5. Vorzündphase einführen zum Zwecke der Vorwärmung des Reaktors (zwischen 1 und 2 Minuten) und anschliessend Pellets beschicken. Damit können kürzeste Zündzeiten von < 1 Minute erreicht werden.
6. Die Start-Phase ist beendet, wenn die Temperatur im Reaktor > 400 °C **und** der O₂-Wert < 15 % sind (diese Werte sind in den folgenden Versuchen am neuen Kessel-Prüfstand verifiziert worden).

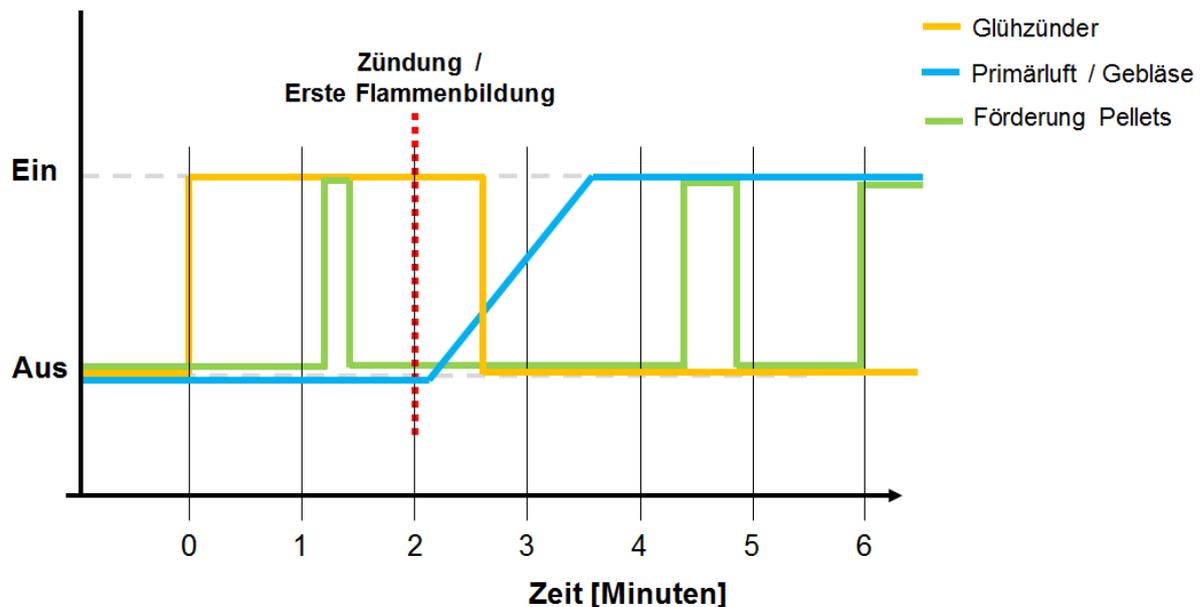


Abbildung 62 Schema Start-Phase

Die an beiden Prüfständen (Pyro-Man und Start-Phasen-Prüfstand) durchgeführte Sensitivitätsanalyse hat ergeben, dass der Luftstrom den grössten Einflussfaktor auf die CO-Emissionen hat und diese somit durch eine bessere Einstellung des Gebläses (und damit der Primärluft) um 48 % reduziert werden konnten. Auch konnte am Startphasenprüfstand eine Reduktion der Emissionen durch ein Zünden der Pellets von oben beobachtet werden. Dies konnte durch die fixe Glühzylinder-Position am Prüfstand Pyro-Man nicht verifiziert werden.



4. Ergebnisse Phase 2: Optimierungen II

AP 8.1 Optimierung Start-Stopp-Phase

Aufgabe: *Basierend auf den Betrachtungen aus AP 7.1 sollen die gewählten Massnahmen am Prüfstand umgesetzt und bestätigt werden. Hierbei sollen beim Start-Vorgang die Holzmenge sowie die Gebläse-Drehzahl variiert werden. Es soll auch geprüft werden, ob am Ende des Stopp-Vorgangs nochmals Pellets gefördert werden können, um diese für den nächsten Start-Vorgang bereits zu trocknen. Für die Emissionsreduktion der Stopp-Phase soll der Einfluss der Gebläse-Drehzahl untersucht werden.*

Optimierung der Startphase

Im Startphasen-Prüfstand wurden im Arbeitspaket 7.1 Untersuchungen durchgeführt, um die Emissionen für die Startphase zu senken. Daraus wurden bauliche sowie strategische Massnahmen für den HGB 50 definiert, um die Start-Emissionen zu senken.

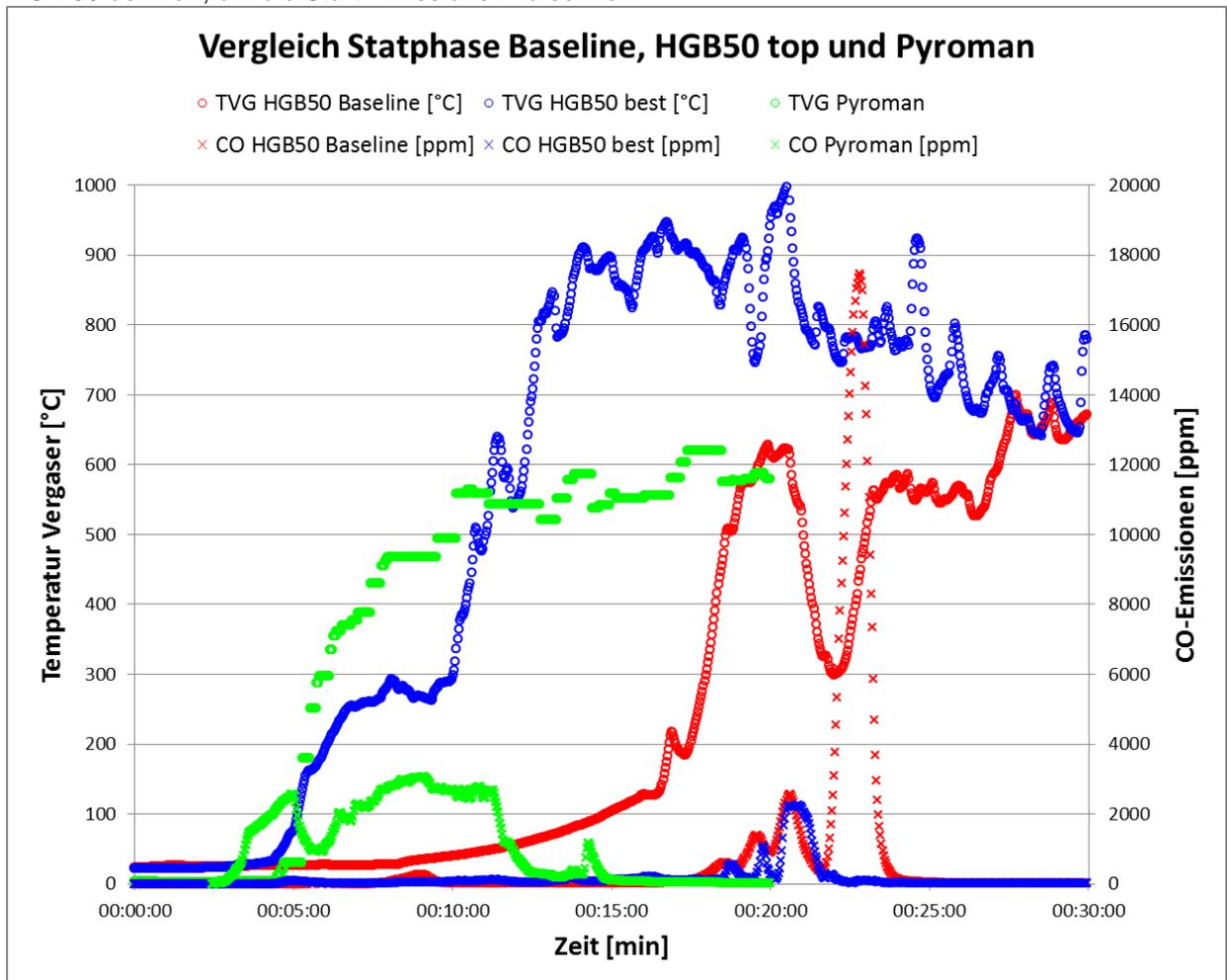


Abbildung 63 Vergleich der CO-Emissionen und Temperaturen bei verschiedenen Startversuchen

In Abbildung 63 ist eine erste Messung am HGB 50 als Baseline (rot) gekennzeichnet. Verglichen wurde diese Messung mit dem Start beim Pyro-Man-HGB (grün) und HGB 50 (blau) mit den jeweils niedrigsten Emissionen bisher. Die maximalen Emissionen konnten um Grössenordnungen reduziert werden. In der Messung "HGB 50 best" erreichte man sehr schnell hohe Temperaturen im Brenner, wodurch die Emissionen im Vergleich zur Messung "HGB 50 Baseline" gesenkt werden konnten.



Die Startphase beim Pyro-Man ist mit 15 min die kürzeste, jedoch fast über die gesamte Zeit mit relativ hohen CO-Emissionen.

Tabelle 7 Vergleich verschiedener Startmessungen

Name:	Datum	Startdauer [min]	CO max [ppm]	CO Fracht [ml]	Reduktion
Pyro-Man	04.05.2015	15.1	3060	9851	0%
HGB 50 Baseline	21.04.2016	24.6	17445	8990	9%
HGB 50 best	04.08.2016	22.1	2247	2327	76%

Während weiteren Messungen wurde die Start-Strategie noch weiter überarbeitet. Bei allen Messungen im Herbst 2016 wurden CO-Frachten < 3'000 ml erreicht. Es konnte eine Reduktion der CO-Fracht von bis zu 88 % (Stand 2016) im Vergleich zum Pyro-Man erreicht werden.

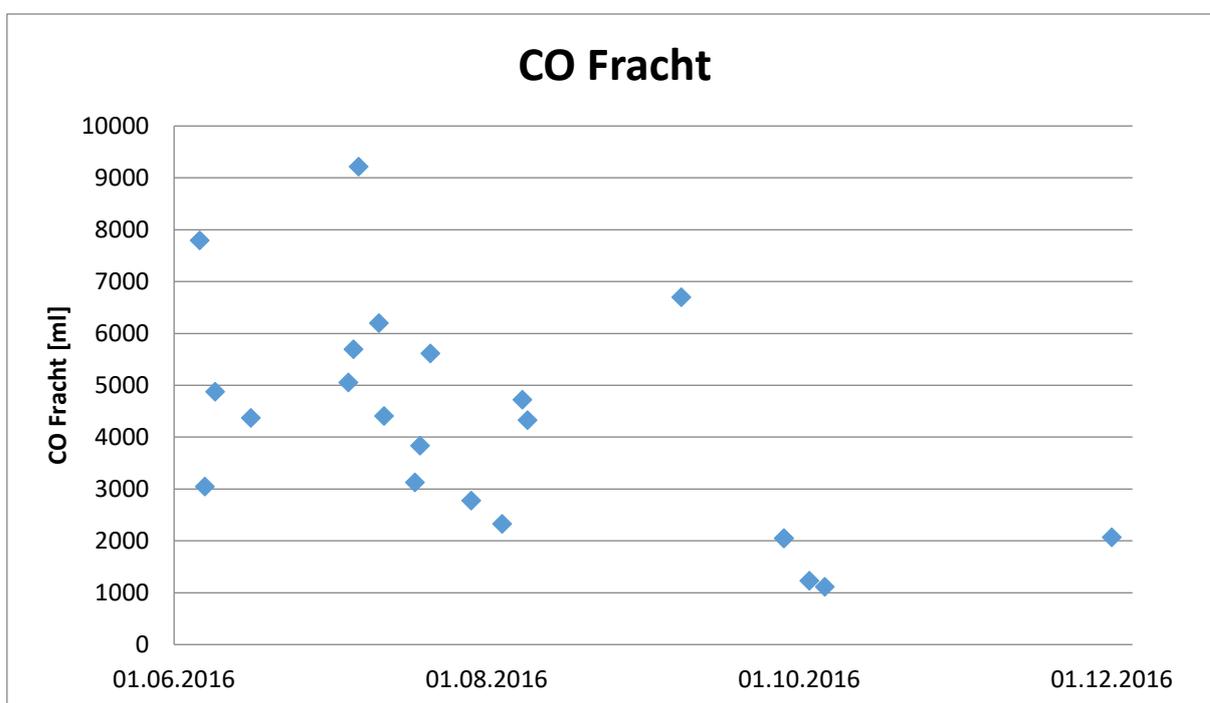


Abbildung 64 Vergleich Startmessungen am Sommer 2016 mit stetiger Minimierung der CO-Emissionen



Optimierung der Stopp-Phase

Während den Versuchen am Prüfstand wurden auch verschiedene Strategien zum emissionsarmen Stopp erstellt und geprüft. Dabei musste nicht nur betrachtet werden, wie der HGB 50 gestoppt wird sondern auch in welchem Zustand er zuvor betrieben wurde.

Mittels Parametervariation wurde untersucht, welchen Einfluss die Gebläse-Drehzahl während dem Stopp und die Leistung, aus welcher der Brenner gestoppt wird, auf die Stopp-Emissionen haben. Untenstehend ist ein typischer Verlauf eines Stopps dargestellt.

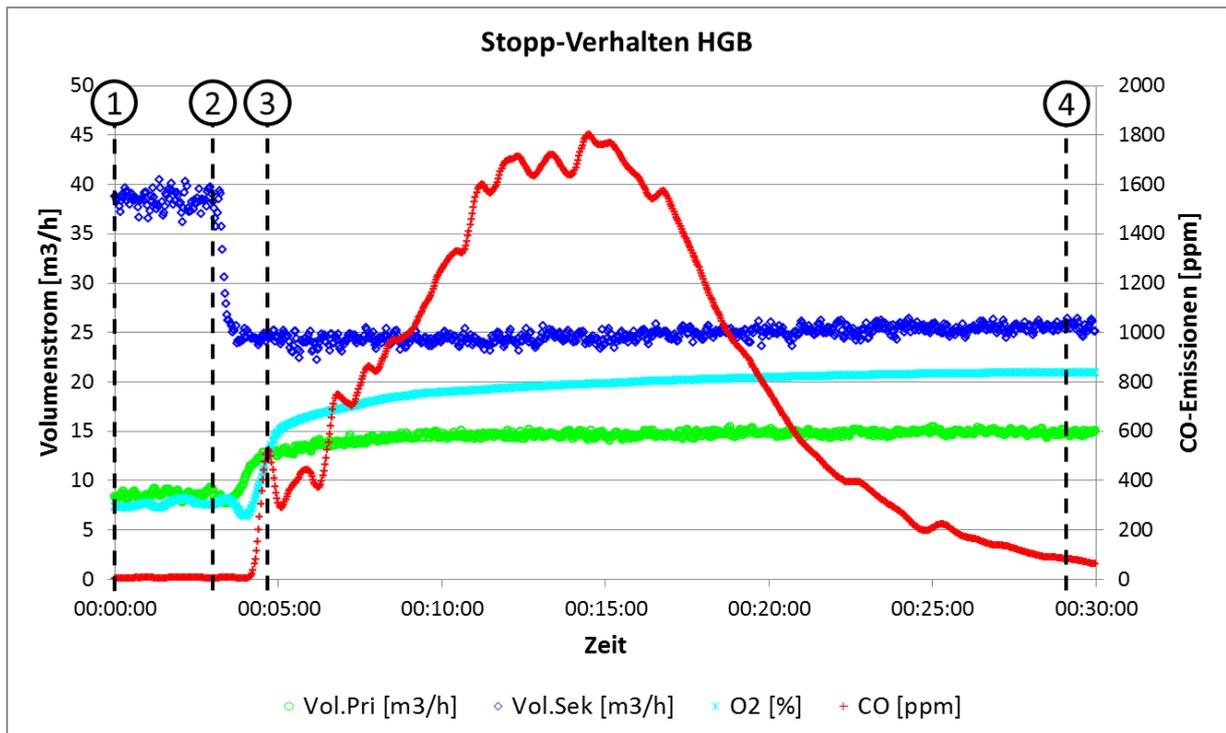


Abbildung 65 Typisches Stoppverhalten des Holzgasbrenner bei konstant gehaltenen Parametern

Tabelle 8 Beschreibung der verschiedenen Phasen beim Stopp-Vorgang

Name	Pos.	Beschreibung
Stabil	1	Der Brenner läuft stabil mit $\lambda = 1.4$ bei konstanter Leistung über mindestens 10 min.
Stopp	2	- Die Pelletzufuhr wird ausgeschaltet - Das Gebläse wird auf die gewünschte Drehzahl eingestellt - Primärluftklappe wird konstant auf gewünschte Position gebracht
Flammenabriss	3	Es wird nicht mehr genügend Holzgas erzeugt, um in der Sekundärstufe eine Verbrennung aufrecht zu erhalten. Die Pellets brennen noch kurz in der Primärzone, bis der Stopp in den Ausbrand / Glutphase übergeht.
Ausbrand	3-4	Die Pellets glühen aus. Es findet keine vollständige Oxidation mehr statt. Es fallen hohe CO-Emissionen an.
Ende Stopp	4	Die Auswertung der Daten dauert an, bis die CO-Emissionen unter 100 ppm sind.



Definition CO-Fracht Stopp:

Als Indikator zur Beurteilung des Stopp-Vorgangs wurde, wie beim Start, die CO-Fracht bestimmt. Diese beginnt, wenn die CO-Emissionen über 30 ppm ansteigen und endet wenn sie wieder unter 100 ppm fallen.

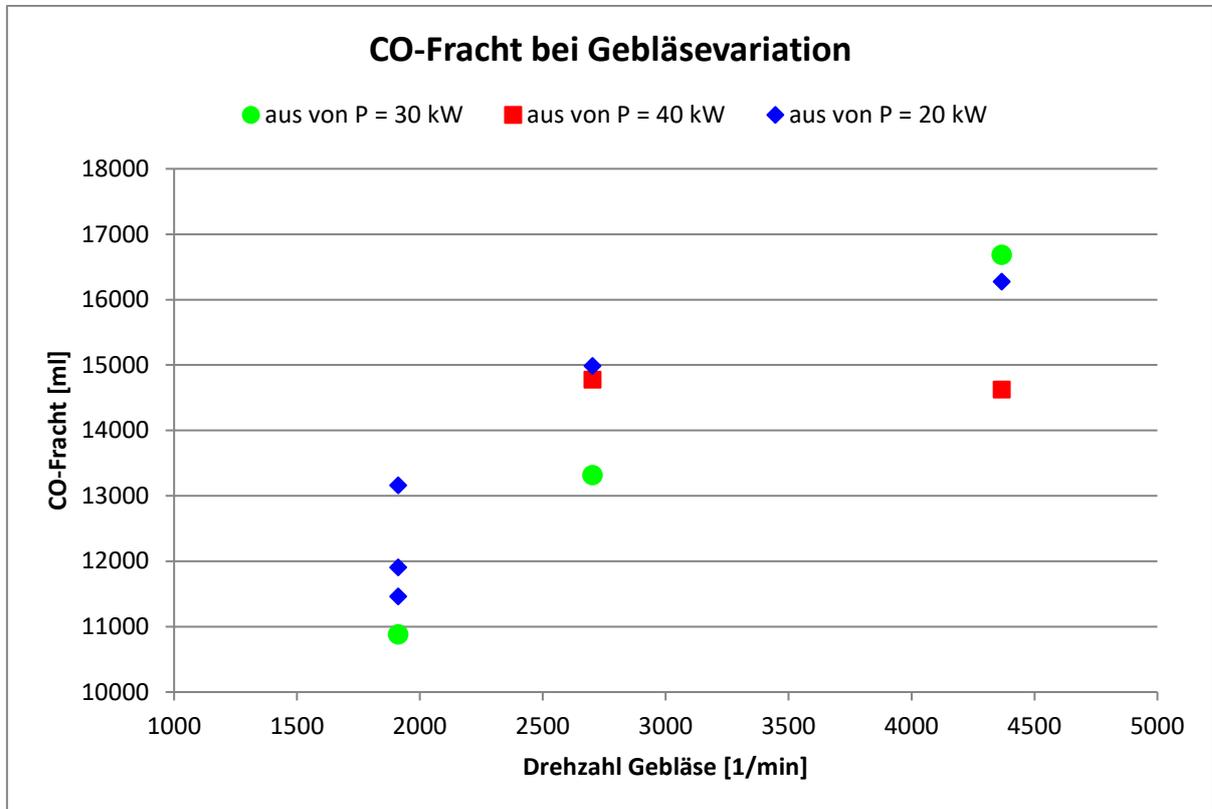


Abbildung 66 CO-Frachten beim Stopp von verschiedenen Leistungen bei unterschiedlichen Gebläse-Drehzahlen

Es war ein Trend zu erkennen, dass mit sinkender Gebläse-Drehzahl auch die CO-Frachten abnahmen. Es zeigte sich zudem, dass bei tiefer Leistung vor dem Stopp etwas tiefere Emissionen erzielt werden konnten. Die Wiederholgenauigkeit der einzelnen Messungen war jedoch nicht sehr hoch (vgl. die drei blauen Rauten bei $P = 20 \text{ kW}$ und $n=1'900 \text{ [1/min]}$).

Die Entstehung der CO-Fracht ist in Abbildung 67 dargestellt. Auf der linken Skala ist der CO-Volumenstrom (berechnet aus dem CO-Messwert in ppm und dem Abgasvolumenstrom) dargestellt und auf der rechten Skala das Integral davon (CO-Fracht). Weitere wichtige Daten zu den jeweiligen Messungen sind darunter aufgelistet. Obwohl der Stopp mit der tiefsten Drehzahl am längsten dauerte und auch der CO-Peak am höchsten war, war die CO-Fracht am niedrigsten. Dies, da durch die geringere Luftmenge die absolute Menge an emittiertem CO kleiner wurde. Dies ist im Diagramm während der Ausbrandphase zwischen 0 min und 15 min gut ersichtlich.

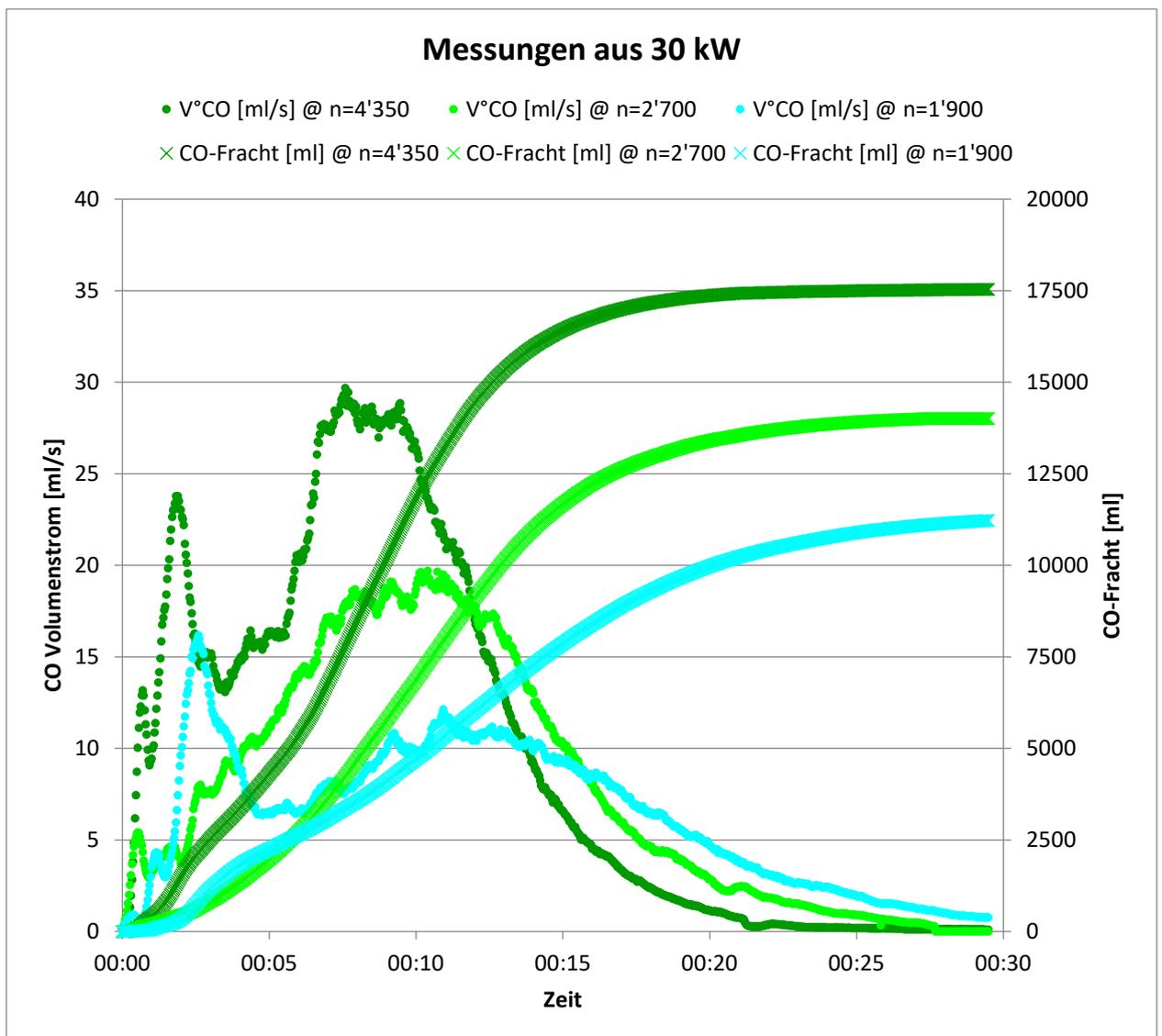


Abbildung 67 Vergleich des CO-Volumenstroms und der CO-Fracht der Stopp-Messungen aus 30 kW bei unterschiedlicher Gebläse-Drehzahl

Tabelle 9 Vergleich der Ergebnisse von Stopp-Versuchen bei unterschiedlicher Gebläseeinstellung

P [kW]	Geb [%]	Geb. [1/min]	Dauer [min]	CO max [ppm]	CO Fracht [ml]
30	35	4'366	15.6	1837	16688
30	30	2'702	19.5	1801	13319
30	25	1'912	24.9	2594	10882

Fazit

- Die CO-Frachten beim Stopp sind höher als diejenigen beim Start. Für weitere Optimierungen soll vor allem der Stopp untersucht werden.
- Die CO-Fracht nimmt mit der Gebläse-Drehzahl ab.
- Die Leistung vor dem Stopp hat einen geringeren Einfluss, jedoch kann mit tieferer Leistung (< 30 kW) eine tiefere CO-Fracht erreicht werden.
- Die CO-Frachten über den gesamten Stopp konnten von zuerst 20'000 ml auf fast 10'000 ml um den Faktor 2 reduziert werden.

AP 8.2 Optimierung der Leistungsmodulation

Ziel dieses Arbeitspaketes war die Optimierung der Leistungsmodulation über eine geeignete Brenner-Regelung. Hierfür musste ein Fahrkonzept entworfen werden, welches im Folgenden erläutert wird. Die Praxistauglichkeit dieses Konzeptes muss im Rahmen der geplanten Langzeittests in Phase 3 untersucht und bestätigt werden.

Im untenstehenden Schema (Abbildung 68) sind die notwendigen Sensoren und Aktoren dargestellt, welche zum Regelbetrieb einer späteren Anlage notwendig sind.

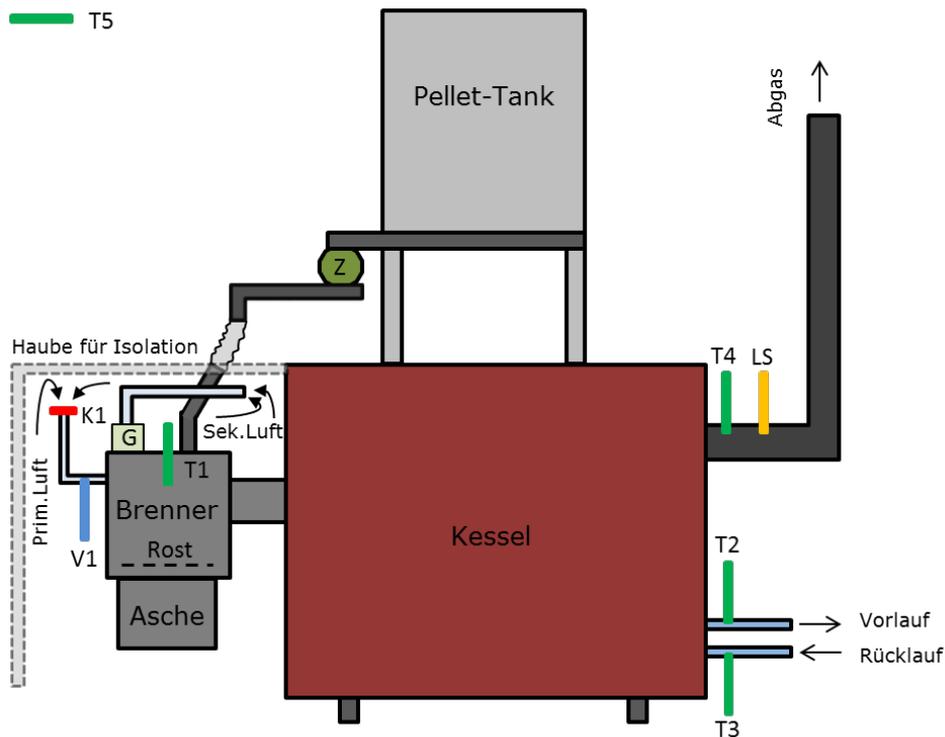


Abbildung 68 Sensoren für Regelkonzept

Als bewegliche Bauteile werden im Wesentlichen die Förderschnecke mit Zellradschleuse, das Sekundärluftgebläse, der Rüttelrost sowie die Primärluftklappe verwendet (siehe Abbildung 68). Sollte der Naturzug des Kamins zu gering sein, muss zusätzlich ein Abgasgebläse verwendet werden. Für die Regelung der Anlage werden neben zwei Thermoelementen und drei Temperaturfühlern eine Lambdasonde und ein Geschwindigkeitsfühler eingesetzt. Das Zünden des Brennstoffes erfolgt über einen Glühzünder (in Abbildung 68 nicht dargestellt). Die übrigen Aktoren und Sensoren sind in der folgenden Tabelle 10 aufgelistet und beschrieben.



Tabelle 10 Beschreibung der Bauteile und Sensoren

Pos.	Beschreibung	Funktion
Z	Zellradschleuse und Förderschnecken	<ul style="list-style-type: none">• Brennstoffzufuhr inkl. Rückbrandsicherung• Dosierung der Brennstoffzufuhr• Brennstoffmassenstrom kann über Förderzeit und geförderter Brennstoffmasse pro Sekunde abgeschätzt werden
G	Sekundärluftgebläse	<ul style="list-style-type: none">• Ansaugen von Sekundärluft (direkt)• Ansaugen von Primärluft (indirekt über Luftstrahlpumpe)• Regulierung der Luftmassenströme
Rost	Rüttelrost	<ul style="list-style-type: none">• Rüttelrost zum Ascheaustrag• Rüttelintervall (leistungsabhängig) einstellbar
K1	Primärluftklappe	<ul style="list-style-type: none">• Drosselung der angesaugten Primärluft auf gewünschten Massenstrom (Regelung Primärluft v.a. beim Start)• Sicherheitsbauteil zur Notabschaltung
T1	Brennertemperatur	<ul style="list-style-type: none">• Thermoelement zur Bestimmung der Temperatur im Brenner (Vergaserraum)• Steuergrösse für Regelung (v.a. beim Startvorgang)• Überwachung des Betriebs
T2	Vorlauftemperatur	<ul style="list-style-type: none">• Temperaturfühler zur Bestimmung der Vorlauftemperatur• Steuergrösse für Regelung (Vergleich Soll-Ist, Bestimmung der Leistungsanforderung)
T3	Rücklauftemperatur	<ul style="list-style-type: none">• Temperaturfühler zur Bestimmung der Rücklauftemperatur (falls benötigt)
T4	Abgastemperatur	<ul style="list-style-type: none">• Thermoelement zur Bestimmung der Abgastemperatur• Steuergrösse für Regelung (falls benötigt)• Überwachung des Betriebs
T5	Aussentemperatur	<ul style="list-style-type: none">• Temperaturfühler zur Bestimmung der Aussentemperatur• Steuergrösse für Regelung (Bestimmung der Leistungsanforderung)
V1	Geschwindigkeits-sensor	<ul style="list-style-type: none">• Sensor zur Bestimmung der Geschwindigkeit im Ansaugrohr der Primärluft• Bestimmung des Volumenstromes• Steuergrösse für Regelung des Primärluftmassenstromes (Primärluftklappe)
LS	Lambdasonde	<ul style="list-style-type: none">• Sonde zur Bestimmung des Restsauerstoffes im Abgas• Steuergrösse für Regelung des Sekundärluftmassenstromes (Gebläse-Drehzahl)

Mit dieser Regelung bzw. Instrumentierung können folgende Grössen eingestellt werden:

- Brennstoffmassenstrom (Förderzeit und Förderintervall)
- Primärluftmassenstrom (Gebläse-Drehzahl und Primärluftklappe)
- Sekundärluftmassenstrom (Gebläse-Drehzahl)
- Rüttelintervall

Fazit

- Der Prozess benötigt beim Lastwechsel eine kurze Zeit (ca. 1 min), bis er sich eingependelt hatte und stationär lief.
- Durch das grosse Lambdafenster, bei welchem tiefe Emissionen möglich sind, ergeben sich keine erhöhten Emissionen bei einem Lastwechsel.

AP 8.3 Einfluss des Wassergehalts der Pellets

Diese Betrachtung wird im Moment nur theoretisch behandelt, da die verfügbaren Pellets aus produktionstechnischen Gründen immer einen Wassergehalt von $\leq 10\%$ haben. Zudem sind Pellets (auch aus nichtholzartigen Biomassen) mechanisch nicht stabil, wenn der Wassergehalt $> 15\%$ beträgt. Der Einfluss des Wassergehaltes kann experimentell nur im Zusammenhang mit Hackschnitzel untersucht werden. Die folgenden Betrachtungen zeigen jedoch, mit welchen Massnahmen feuchterer Brennstoff vergast werden kann. Welche Probleme in Vergasern dabei auftreten können, wird in einer Schwachstellenanalyse an BHKW-Vergaseranlagen der Uni Dresden gezeigt [8]. Zur theoretischen Behandlung wird hier nun ein empirisches Modell eingesetzt, welches sich auf eigene experimentelle Daten und Daten von Dr. Schneider der TU Dresden abstützt [9].

In den nun folgenden Betrachtungen ist zu beachten, dass sich bei Hackschnitzeln die volumetrische Energiedichte in Funktion des Wassergehalts ganz anders entwickelt als die gravimetrische Energiedichte. (Abbildung 69).

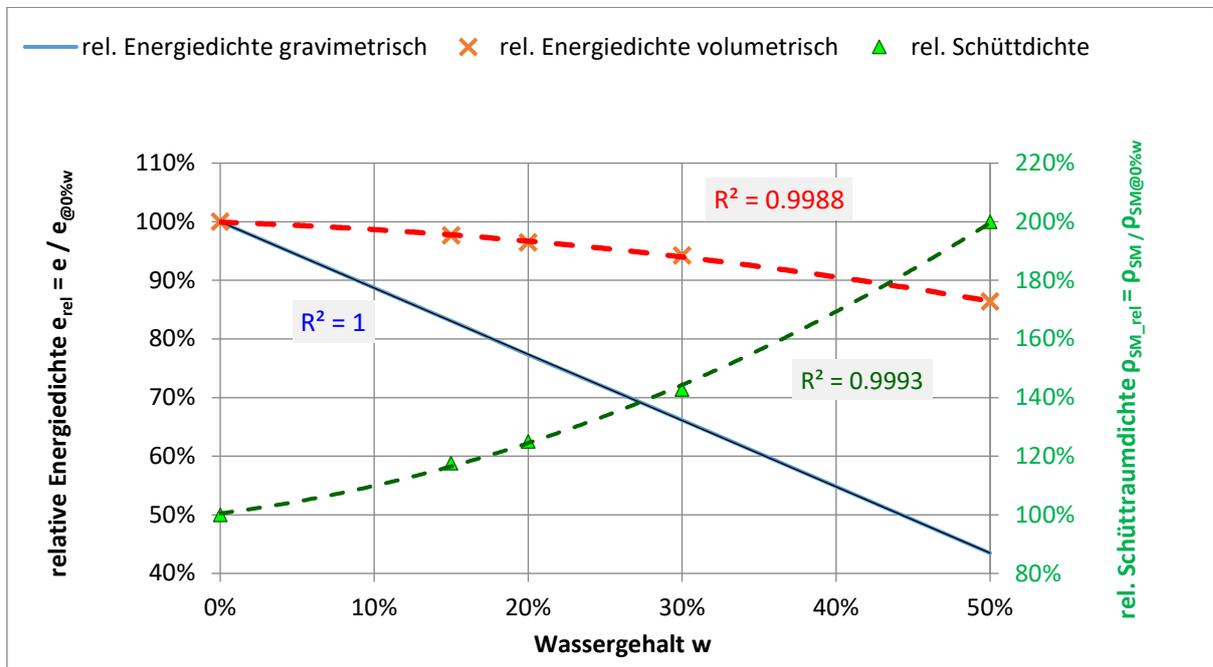


Abbildung 69 Relativer Energiegehalt von Buchenholz bezogen auf kg (gravimetrisch) und Sm (Schüttraummeter), sowie die daraus berechnete relative Dichte [kg/Sm] (Datenquelle:[10])

Bei konstantem Brennstoffvolumenstrom ändert sich somit die eingebrachte Energiemenge im Vergaser nur geringfügig in Funktion des Wassergehalts. Ähnliche Kurven finden sich auch bei Kaltschnitt et al. Dabei wird in Variante A auch das Schrumpfen und nachträgliche Nachrutschen mitberücksichtigt. In unserem Vergaser tritt nur Variante B auf, weil der Brennstoff locker gefördert wird.

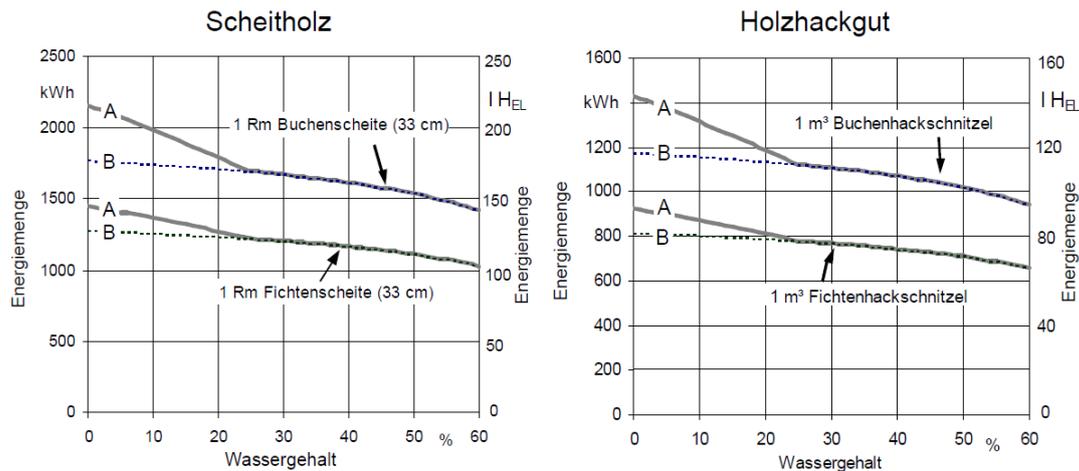


Abbildung 70 Energieinhalt in einem Raummeter (Rm) Scheitholz bzw. in einem Kubikmeter Holzhackgut bei unterschiedlichen Wassergehalten; Variante A und B: mit bzw. ohne Berücksichtigung der Volumenänderung durch Quellen und Schrumpfen (d. h. bei Variante A wird das Schwundvolumen aufgefüllt, bei Variante B ist die Trockenmasse gleichbleibend) [5]

Da die Dosierschnecke bei Schnitzeln und Pellets ein konstantes Volumen fördert, muss die Energiedichte bezogen auf das Volumen betrachtet werden. Zur Berechnung wurde die gesamte Betrachtung auf Molbasis durchgeführt. Dabei wurde einmal die Betrachtung pro kg durchgeführt und einmal wurde das Gewicht mit der relativen Schüttdichte $\rho_{SM,rel}$ korrigiert. Interessanterweise blieben damit die Molanteile der Hauptkomponenten des Brennstoffes annähernd konstant. Somit könnte das Schüttdichte-korrigierte Gewicht [kg*] auch als Gewicht der Trockensubstanz m_{TS} [kg*] bezeichnet werden.

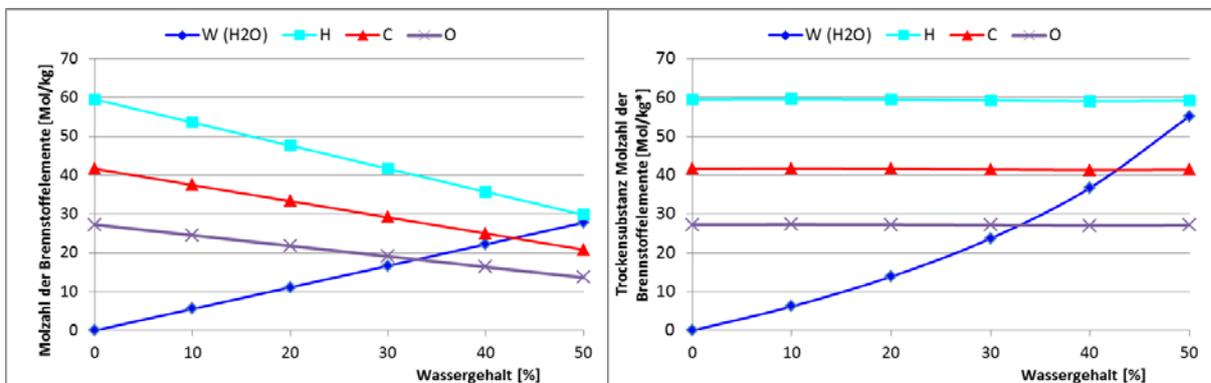


Abbildung 71 Entwicklung der Molzahlen für die Brennstoff-Elemente C, H, O und dem freien H₂O in Funktion des Wassergehalts, links bezogen auf das Gewicht, rechts auf das Schüttdichte-korrigierte Gewicht.

Modellbetrachtung

In einer Modellbetrachtung wird der Einfluss des Wassergehalts auf die Vergasung untersucht. Wenn ein idealer Gegenstrom-Festbettvergaser betrachtet wird, so wird der Brennstoff mit Hilfe der heißen Pyrolyse-, bzw. Produkt-Gase getrocknet und kann so in der Pyrolyse- und Vergasungszone als trocken betrachtet werden. Aus diesem Grund ist für diesen Fall immer mit trockenem Brennstoff in der Vergaserzone zu rechnen.

Welcher Einfluss der zusätzliche Wasserdampf auf die Qualität des Produktgases und eventuell auf die Leistung haben kann, wird nun weiter untersucht. Zur Modellierung wird zuerst die Vergasung mit trockenem Brennstoff betrachtet. Die Reaktionsenthalpie der Teilreaktionen in der Vergasung wird in einem zweiten Schritt der Trocknungsphase zugeführt, wobei das Wasser verdampft werden muss und das Holzgas erhitzt wird. Zuerst muss für diese Betrachtung die Zusammensetzung des entstehenden Holzgases bekannt sein.

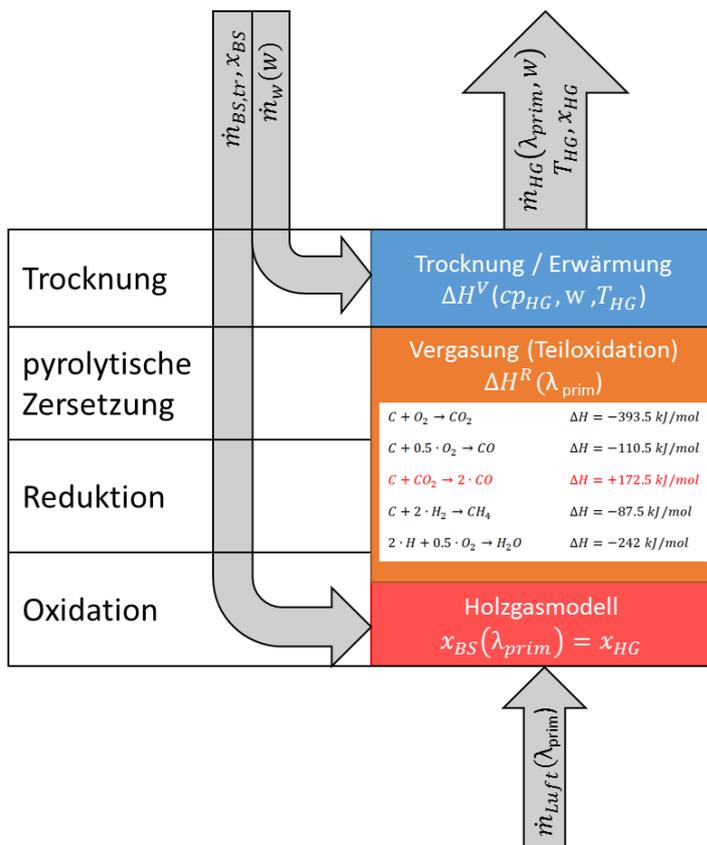


Abbildung 72 Modellbetrachtung des idealen Festbett-Gegenstromvergaser

Holzgasmodell

Für diese Berechnungen werden die Verteilung der Produktgase in Funktion des λ_{prim} und des Wassergehaltes aus einem einfachen empirischen Modell verwendet. Dieses Modell wurde aus Messungen vom Holzgas am Pyro-Man erstellt. Dabei steigen das CO_2 (in Mol/kg Brennstoff) linear an, und H_2 und CH_4 (als Repräsentant für die Kohlenwasserstoffe) fallen linear ab. Diese Verläufe wurden mit einige Stützstellen (Annahme bei $\lambda_{prim} = 1$ vollständige Verbrennung) linear gefittet. Alle übrigen Größen wie CO , H_2O (aus dem Brennstoff-Wasserstoff) errechnen sich aus den Stoffmengenbilanzen. Die Annahme der linearen Verläufe weicht wohl vor allem bei tiefem λ_{prim} von dem effektiven Verhalten ab.

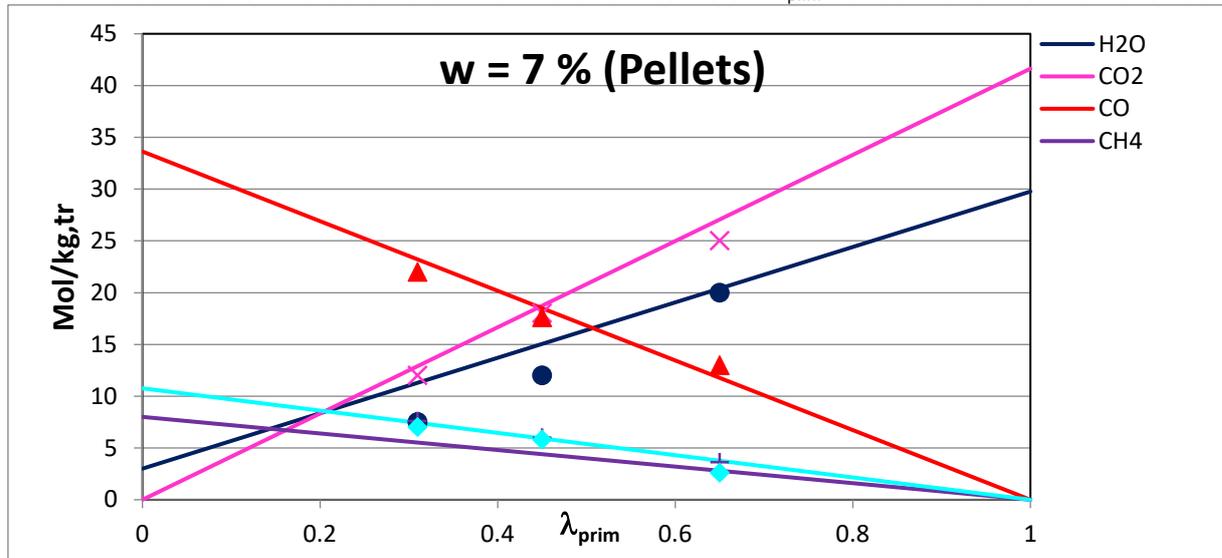


Abbildung 73 Holzgasanalyse am Pyro-Man Prüfstand, Messpunkte dargestellt als Punkte und Modell dargestellt als Linien.



Anhand des einfachen Modells, können die Konzentrationen der Holzgaskomponenten annähernd nachgebildet werden. Auch wenn die Messungen im Moment noch nicht ganz exakt wiedergegeben werden, ermöglicht das Modell, einfache Abschätzungen vorzunehmen. Die Zusammensetzung des Holzgases und dessen Heizwert können bei unterschiedlichem Lambda-Vergasung bestimmt werden.

Reaktionsenthalpie

Mit bekannter Holzgaszusammensetzung kann aus den Teilreaktionen (vgl. Tabelle 11) in der Vergasung die Reaktionsenthalpie bestimmt werden. Diese Reaktionsenthalpie ist nur von der vorhandenen Primärluft (λ_{prim}) abhängig. Der Wassergehalt hat keinen Einfluss da die Pellets als trocken in der Vergasungszone angenommen werden und die Verdampfung erst später in der Trocknungs respektive Aufheizphase des Holzgases im Modell berücksichtigt wird. Bei $\lambda_{\text{prim}} = 1$ entspricht die Reaktionsenthalpie dem Heizwert der Pellets trocken.

Tabelle 11 Teilreaktion und deren Reaktionsenthalpien in der Vergasung

Reaktionen	Reaktionsenthalpie
$C + O_2 \rightarrow CO_2$	$\Delta H = -393.5 \text{ kJ/mol}$
$C + 0.5 \cdot O_2 \rightarrow CO$	$\Delta H = -110.5 \text{ kJ/mol}$
$C + CO_2 \rightarrow 2 \cdot CO$	$\Delta H = +172.5 \text{ kJ/mol}$
$C + 2 \cdot H_2 \rightarrow CH_4$	$\Delta H = -87.5 \text{ kJ/mol}$
$H_2 + 0.5 \cdot O_2 \rightarrow H_2O$	$\Delta H = -242 \text{ kJ/mol}$

Aus der Holzgaszusammensetzung, bekannt aus dem Holzgasmodell, können die Teilreaktionen aufsummiert werden und ergeben einen linearen Verlauf in Abhängigkeit von λ_{prim} .

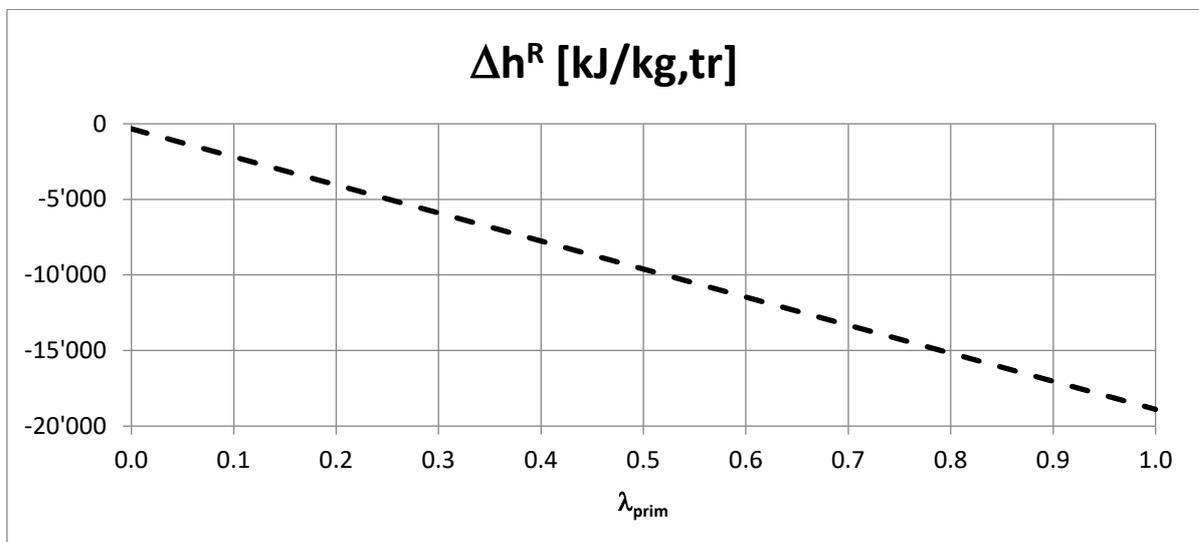


Abbildung 74 Reaktionsenthalpie der Vergasung trocken

Verdampfung und Erwärmung des Holzgases

Mit der bekannten Reaktionsenthalpie aus der Vergasung wird, unter Vernachlässigung von Verlusten, das entstandene Holzgas erwärmt. An diesem Punkt wird nun auch die Brennstofffeuchte berücksichtigt. Je mehr Wasser pro Trockenmenge Holz vorhanden ist, desto tiefer wird die resultierende Temperatur des Holzgases. Daraus lässt sich abschätzen ob die Vergasung mit anschließender Verbrennung im Prozess betrieben werden kann. In Abbildung 75 sind bei verschiedenen Temperaturen die benötigte Enthalpie zur Erwärmung des Holzgases (inklusive Brennstofffeuchte) bei unterschiedlichem Wassergehalt farblich dargestellt. Schwarz gestrichelt ist die Reaktionsenthalpie aus Abbildung 74. Das heisst um die gewünschte Temperatur zu erreichen muss eine λ_{prim} eingestellt werden, welches sich rechts der Schnittpunkte zwischen Wassergehaltslinie und Reaktionslinie befindet.

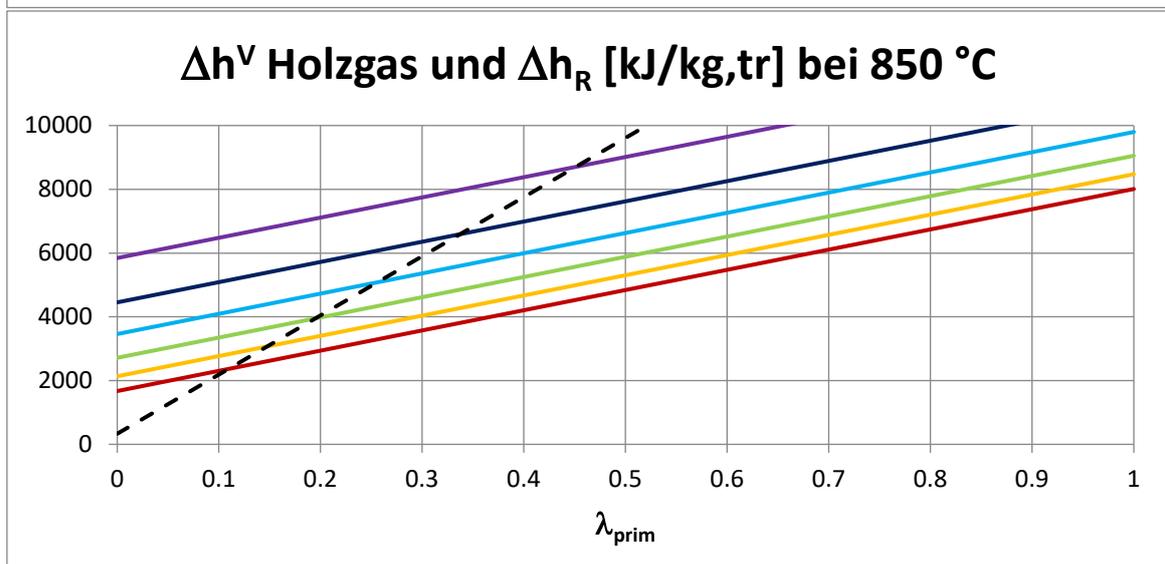
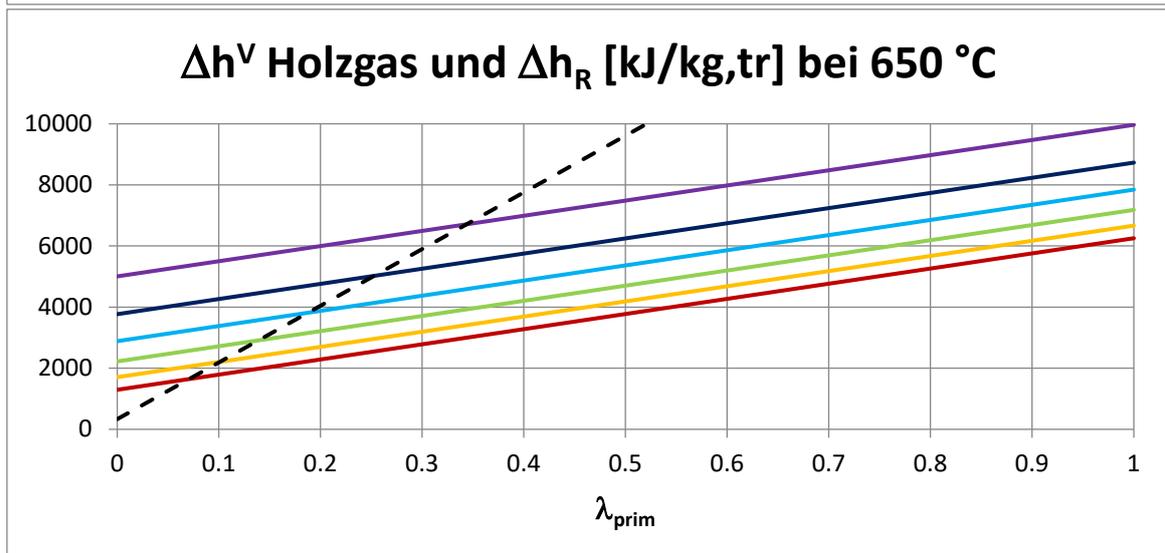
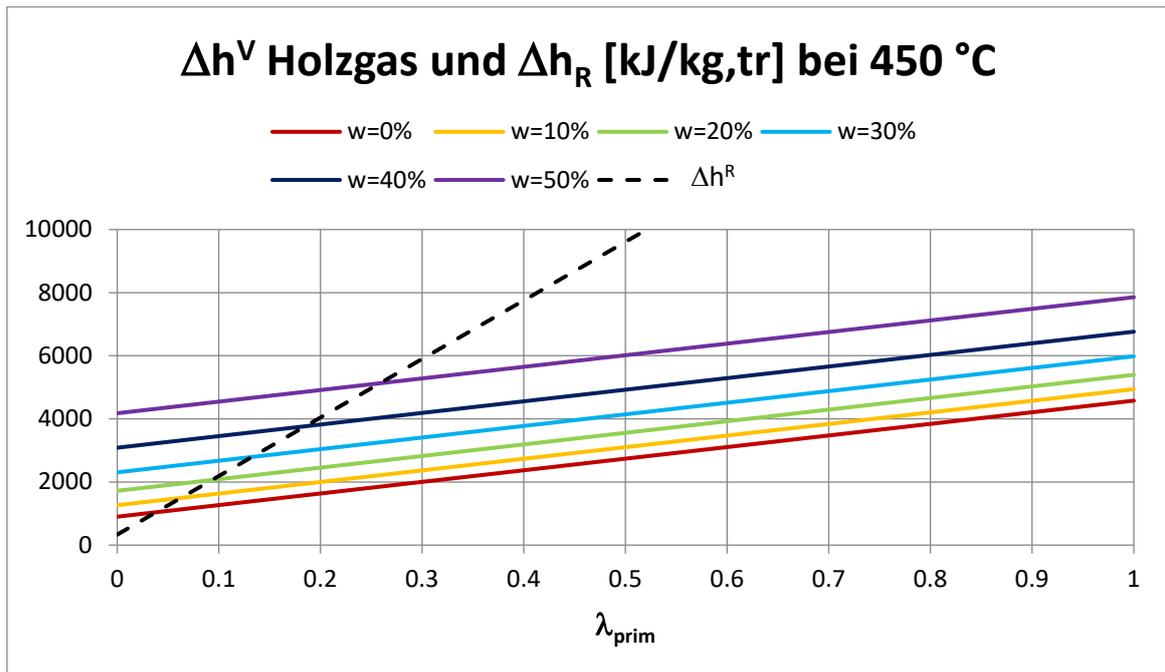


Abbildung 75 Vergleich der Reaktionsenthalpie mit der Erwärmung des Holzgases bei unterschiedlichem Wassergehalt und Temperaturen



Aus diesen Schnittpunkten lässt sich das minimal benötigte λ_{prim} zur Vergasung des Holzes auf die gewünschte Temperatur bestimmen. Diese Schnittpunkte sind untenstehend aufgetragen. Anhand dieser Verläufe kann eine Regelung des Brenners einen unterschiedlichen Wassergehalt des Brennstoffes kompensieren (unter Berücksichtigung von Verlusten).

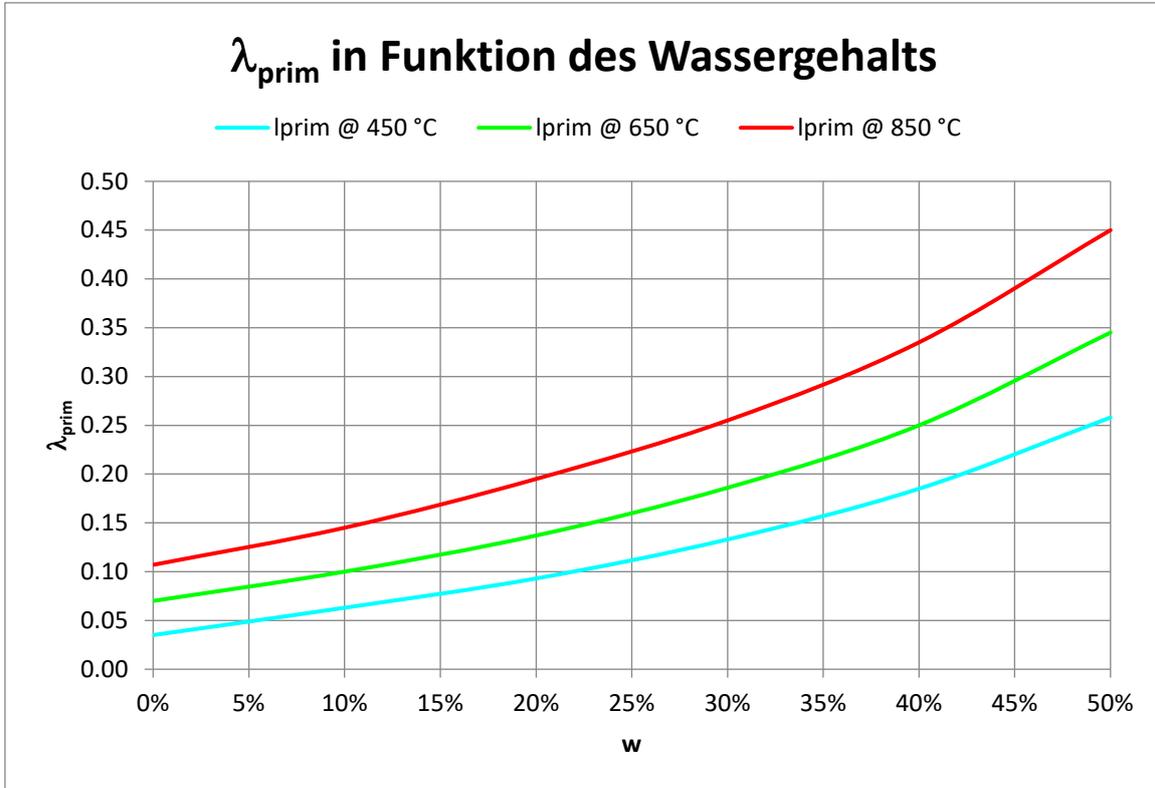


Abbildung 76 λ_{prim} in Funktion vom Wassergehalt bei unterschiedlichen Temperaturen (ohne Verluste)

Einige weitere Betrachtungen

Der niedrigere Heizwert des Holzgases (höherer Wasserdampfanteil) sollte für den Brenner kein Problem darstellen, da der Brenner eine turbulente Flamme aufweist, die bekanntlich geeignet ist für magerere Brenngase. Trotzdem muss für Brennstoff mit erhöhtem Wassergehalt von z.B. 25 % bis 35 % das λ_{prim} angepasst werden, damit die Pyrolyse vollständig abläuft. Da die Emissions-Kennlinien bezüglich CO ein sehr breites Lambda-Band aufweisen, können Wassergehaltsänderungen im Bereich von +/- 10 % bezogen auf die Grundeinstellung ohne weiteres, bzw. mit einer O₂-Regelung verarbeitet werden. Dies bestätigen auch Bedienungsanleitungen und Typenprüfungen von Vergaser-Kesseln (z.B. Turner 92, w=18% und 43%). Sie enthalten 2 Parametersätze für die Grundeinstellungen für trockenes und nasses Hackgut.

Wenn die Molzahl des Produktgases auf Grund des zusätzlichen Wasserdampfes ansteigt, die von der Luftstrahlpumpe angesaugte Menge aber bei unveränderter Einstellung konstant bleibt, so wird weniger Pyrolysegas angesaugt. Das betrifft in erster Linie alle Gase mit einer ebenso reduzierten Primärluftmenge, was einer Leistungsreduktion gleichkommt. Das bedeutet aber auch, dass die umgesetzte Energie im Vergaser auch kleiner wird, wodurch der Luftüberschuss bei gleicher Gebläsedrehzahl höher wird. Eine Restsauerstoffregelung (O₂-Regelung) könnte ein Teil davon kompensieren, weil bei Luftüberschuss die Primärluftmenge erhöht wird, was die Leistung wieder erhöht.

Wenn wir einen idealen Gegenstrom-Festbettvergaser betrachten, wird der Brennstoff mit Hilfe der heißen Pyrolyse-Gase getrocknet. Der Brennstoff in der Pyrolyse und Vergasungszone kann somit als trocken betrachtet werden. Der frei werdende Wasserdampf oberhalb der Pyrolysezone führt dazu, dass einerseits die Temperatur dieser Gase durch die Enthalpie des Wassers reduziert wird, was die Fraktionierung von langkettigen Kohlenwasserstoffen eher behindert. Andererseits reagiert der Wasserdampf teilweise mit dem CO und/oder mit den langkettigen Kohlenwasserstoffen. Ideal wäre es,



wenn der Wasserdampf vollständig zur Vergasung der Holzkohle beitragen würde. Das würde die Qualität des Holzgases steigern ($\text{H}_2\text{O} + \text{C}(\text{s}) = \text{CO} + \text{H}_2$), weil der Anteil an N_2 reduziert würde. Im Weiteren würde es die Temperatur und damit die Gefahr der Verschlackung im Glutbett reduzieren. Dazu müsste aber der Festbettvergaser von einem reinen Gegenstrom-Vergaser in einen Gleichstrom-Vergaser umgewandelt werden.

Fazit

- Geringer Einfluss bei Pellets da der Wassergehalt immer $< 10 \%$ ist
- Bei konstant gefördertem Brennstoffvolumen ändert sich die eingebrachte Energie bei unterschiedlichem Wassergehalt des Brennstoffes nur geringfügig.
- Der Wassergehalt des Brennstoffes hat Einfluss auf den Leistungsbereich und den Luftüberschuss.
- Es ist vorteilhaft, den Vergaser auf einen mittleren zu erwartenden Wassergehalt des Brennstoffes einzustellen (Grundeinstellung).
- Die Holzgastemperatur ist bei unterschiedlichem Wassergehalt zu messen und wenn möglich zu regeln.
- Der Luftüberschuss (O_2) ist zu messen und zu regeln
- Der Wasserdampf ist, wenn möglich, durch die Vergaserzone zu führen. Das reduziert die Temperatur des Glutstockes bzw. der Vergaserzone und hilft beim Vergasen und beim Kracken von langkettigen Kohlenwasserstoffen.



AP 8.4 Ascherückstände

Die Analyse der Ascherückstände ist aus zwei Gründen relevant. Zum einen liefert der Kohlenstoff-Gehalt der Asche eine Aussage über die Qualität der Vergasung, da dieser Kohlenstoff nicht während der Vergasung umgesetzt wird. Zum anderen gibt der Gehalt von Alkali-, Schwermetallen oder anderen Giftstoffen in der Asche Rückschlüsse darüber, wie die Asche in Bezug auf ihre weitere Verwendung bzw. Entsorgung oder Lagerung gehandhabt werden muss. Im Rahmen dieses Arbeitspaketes sollten daher sowohl eine Elementaranalyse der Asche sowie eine zusätzliche Messung des Kohlenstoffgehaltes der Asche durchgeführt werden.

Während den Messungen zur Charakterisierung des Holzgasbrenners im Rahmen von Phase 2 trat das Problem auf, dass der Rost nach nur kurzer Betriebszeit (> 1 h) verschlackte. Dies beeinträchtigte das Ausaschen in den Aschekasten, die Luftführung über den Rost und erhöhte die Staubemissionen.



Abbildung 77 Verschlackung auf dem Rost nach drei Betriebsstunden

Da dieses Problem beim in Phase 1 untersuchten Pyro-Man-HGB nur sehr selten auftrat und den Prozess nicht beeinträchtigte, wurden die wichtigsten Unterschiede zwischen dem Pyro-Man-Brenner [6] und dem HGB 50 [7] verglichen. Zusätzlich wurde in der Literatur nach Massnahmen gesucht [5] und auch die Pellets wurden genauer analysiert. Zunächst wurde ermittelt, dass die Temperatur in der Vergasungszone beim HGB 50 durch die verbesserte Isolation wesentlich höher ist. Die Primärluft wird nun genutzt, um das Gehäuse aktiv zu kühlen und erwärmt sich dabei. Daher sollte der Einfluss dieser Vorwärmung auf das Versintern geprüft werden.

Tabelle 12 Verhältnisse Pyro-Man im Vergleich mit HGB 50 (rot markiert bei grossen Abweichungen zwischen Pyro-Man und HGB 50):

	Pyro-Man	Relativ zu max. Leistung	HGB 50	Relativ zu max. Leistung
Leistung	7-20 kW		10-50 kW	
Rost Abstand	26 mm	1.3 mm/kW	3 – 24 mm	0-0.48 mm/kW
Topfdurchmesser	78 mm	3.9 mm/kW	125 mm	2.5 mm/kW
Topffläche	4478 mm ²	239 mm ² /kW	12271 mm ²	245 mm ² /kW
Rostbreite	150 mm		156 mm	
Rostlänge	170 mm		186 mm	
Rostfläche	255 cm²	12.75 cm²/kW	290 cm²	5.8 cm²/kW
Rostdicke	2 mm		2.5 mm	
Förderung	1 Schnecke		Stocker-Einheit	

Die grössten Unterschiede relativ zur Leistung, welche die Reaktor-Temperatur und damit das Schmelzverhalten beeinflussen könnten, waren der Abstand zwischen Rost und Topf sowie die Rostfläche. Daher wurden zwei Massnahmen definiert:



1. Massnahme: Rostfläche vergrössern
2. Massnahme: Rost-Abstand zu Topf vergrössern

Um sicherzustellen, dass die Asche nicht auf dem Rost liegen blieb und somit auch nicht die Chance hatte zu versintern, wurde die Asche und das Glutbett mit einem Aschebrecher (Massnahme 3) aufgelockert.

3. Massnahme: Zusätzlichen Aschebrecher einbauen

Die oben genannten Varianten wurden in einer gemeinsamen Lösung, einer Neu-Konstruktion des Rostes (siehe Abbildung 78), umgesetzt. Die Rostfläche wurde vergrössert. Auf Grund der Brenner-Geometrie konnte sie nicht eins zu eins mit der Brennerleistung skaliert werden (verglichen mit dem Pyro-Man). Der neue Rost hatte eine Fläche von 334 cm². Der maximale Abstand vom Rost zum Topf war neu 46 mm mit Schlitzes im Rost in Bewegungsrichtung. Darunter wurde ein Kamm konstruiert, dessen Zähne durch die Schlitzes in das Glutbett reichen. Durch den Rüttelimpuls sollten die Asche und die Glut aufgelockert werden.

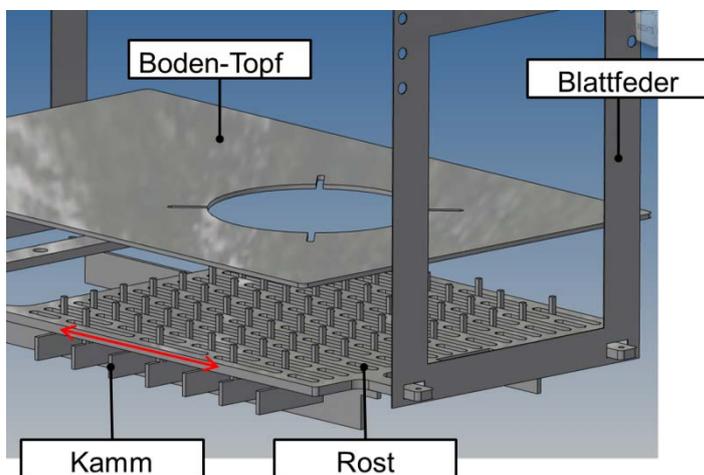


Abbildung 78 Rost mit Kamm

Der neue Rost hatte zusätzlich am Gehäuse noch einen Anschlag. Dieser sollte den Impuls auf dem Rost und somit die Ausaschungs-Leistung erhöhen. Ein neuer Ansaugstutzen am Aschekasten führte zudem kalte Luft direkt zum Rost. Die Vorwärmung der Primärluft wurde so umgangen.

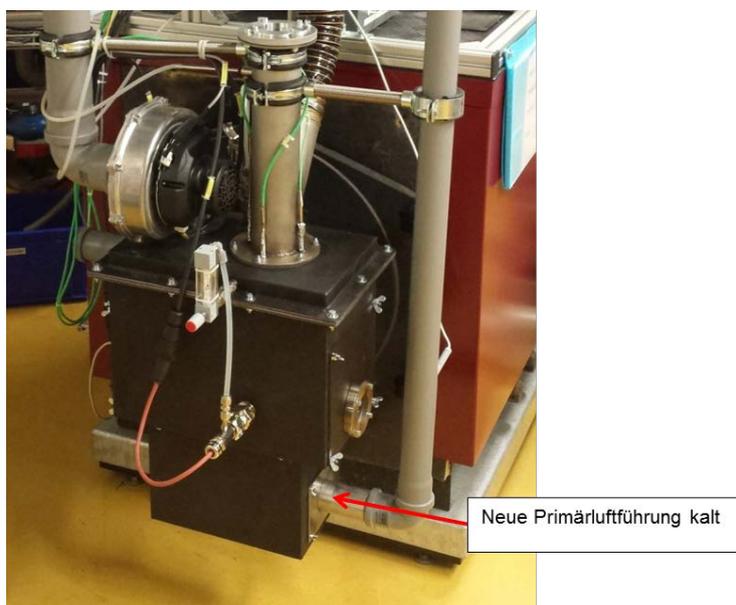


Abbildung 79 Zusätzliche Primärluftzufuhr



Die getroffenen Massnahmen wurden einzeln getestet, um den Einfluss zu beurteilen. Daraus konnten folgende Schlussfolgerungen formuliert werden:

- Mit Kamm gibt es fast keine Verschlackung
- Eine Primärluftvorwärmung hat keinen oder nur sehr geringen Einfluss auf die Verschlackung
- Der Rost muss modifiziert werden (höherer Rand)
- Ein Anschlag hat einen positiven Einfluss auf die Abaschung

Ascheanalysen

Ziel ist es den Restkohlenstoffgehalt in der Asche zu minimieren um einen optimalen Wirkungsgrad zu erreichen. Auch betrieblich hat ein geringer Kohlenstoffanteil einen positiven Einfluss, da die Asche weniger oft durch den Betreiber entnommen werden muss.

Der Kohlenstoffgehalt wird als Masseprozent der Asche angegeben und ist somit auch vom Brennstoff und dessen Ascheanteil abhängig. Bei der Brennstoffanalyse der Pellets wurde ein Aschegehalt von 0.3 ma.% festgestellt. Der Aschegehalt ist je nach Klasse der Pellets unterschiedliche. Ziel ist es einen Wirkungsgradverlust von weniger als 0.5 % zu erreichen. Die Abhängigkeit vom Brennstoff und Restkohlenstoffgehalt ist in Abbildung 80 ersichtlich.

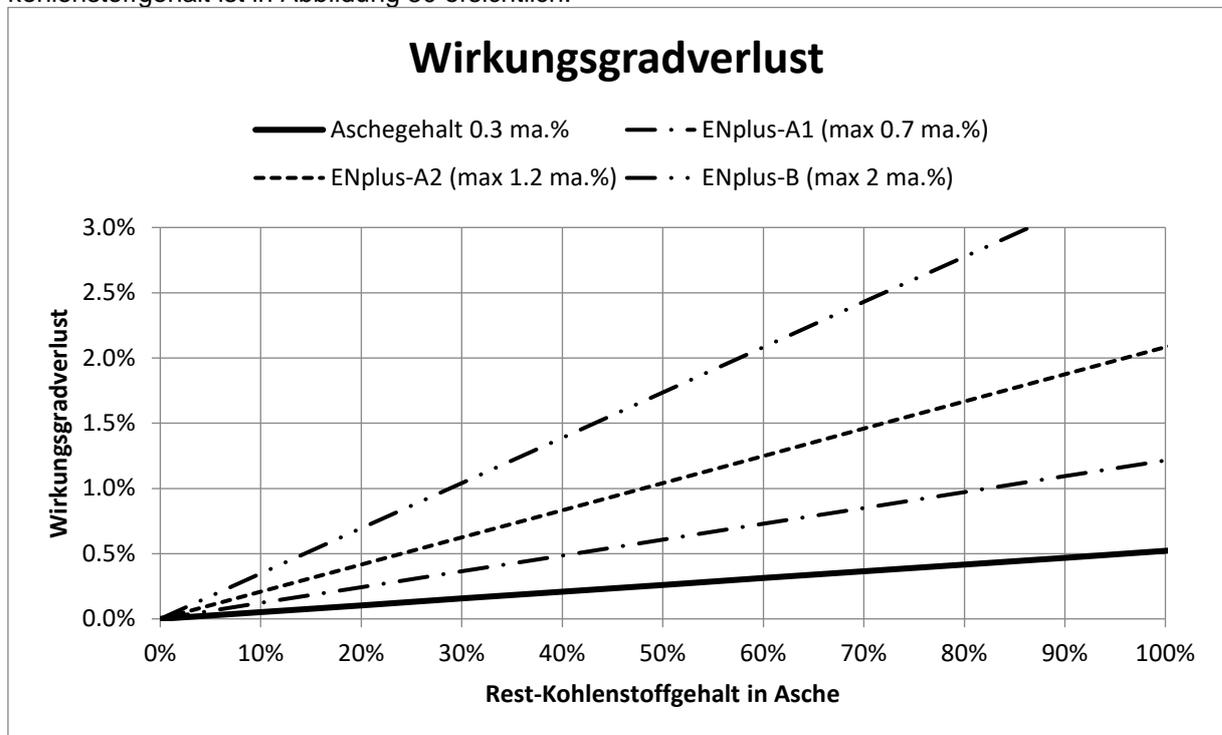


Abbildung 80 Einfluss des Restkohlenstoffgehalts auf den Wirkungsgradverlust bei verschiedenen Aschegehalten

Um den Einfluss der neuen Rostbauweise auf den Restkohlenstoffgehalt zu testen, wurden Asche-proben bei drei verschiedenen Rüttelintervallen analysiert. Das Rüttelintervall wurde über den Rüttelparameter (Masse an Pellets welche gefördert werden muss zwischen zwei Rüttelimpulsen) bestimmt. Somit passte sich das Rüttelintervall automatisch der Leistung.

Tabelle 13 Zusammenhang zwischen Rüttelparameter und Rüttelintervall

Name	Bezeichnung	Einheit	Formel
Rüttelparameter	R_p	kg	$R_i = \frac{R_p}{\dot{m}_{BS,f}} = \frac{R_p}{\frac{P}{H_U}}$
Rüttelintervall	R_i	s	
Massenstrom Brennstoff	\dot{m}_{BS}	kg/s	
Leistung	P	kW	
Heizwert	H_U	kJ/kg	

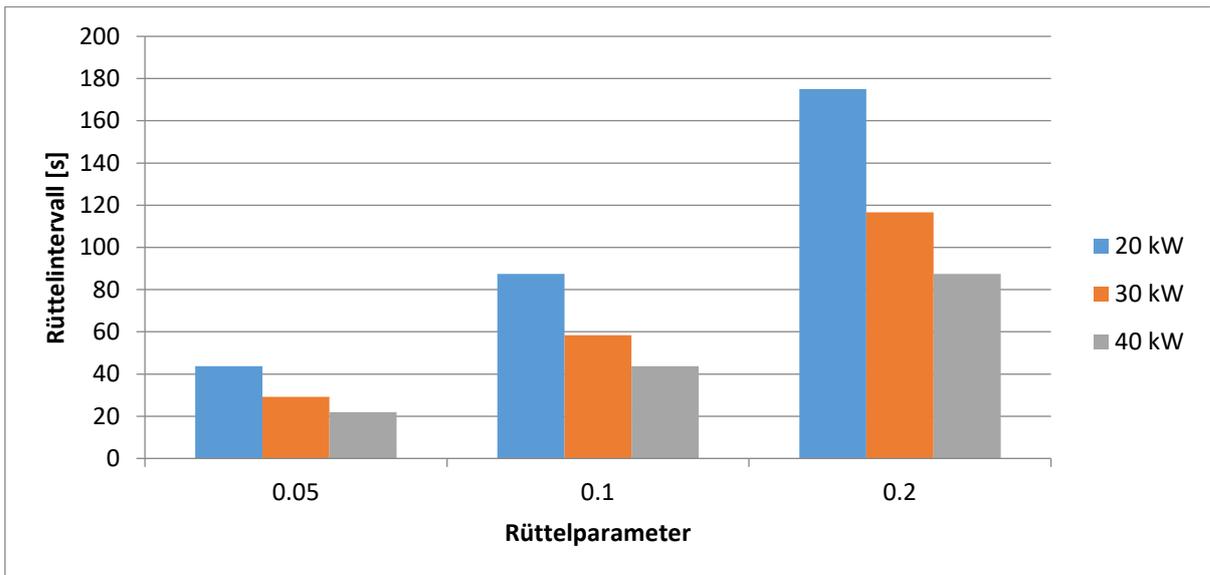


Abbildung 81 Abhängigkeit des Rüttelintervalls von Leistung und Rüttelparameter

Proben

Tabelle 14 Übersicht über drei verschiedene Ascheproben

Krztl.	Beschreibung
A42	Asche von HGB-Verbrennungsversuch (28.09.16) mit Holzpellets Rüttelparameter 0.2
A43	Asche von HGB-Verbrennungsversuch (03.10.16) mit Holzpellets Rüttelparameter 0.1
A44	Asche von HGB-Verbrennungsversuch (06.10.16) mit Holzpellets Rüttelparameter 0.05

Optische Beurteilung

Die Asche von allen drei Proben ist pulverförmig, dunkelbraun und mit optisch homogener Korngrößenverteilung. Jedoch finden sich feine grafitfarbene Plättchen mit Durchmessern von bis zu 5 mm. Diese sind magnetisch und stammen von Abplatzungen von Stahlteilen im Brenner.



Abbildung 82 Ascheprobe optische Beurteilung



TGA (Thermogravimetrische Analyse)

Es wurden Stichproben von 3 - 5 g aus den Proben entnommen und auf < 0.12 mm Korngrösse gemahlen, um eine bessere Homogenität zu erreichen. Diese Stichproben von ca. 5 mg (± 0.1 mg) wurden der TGA zugeführt und mit 20 K/min bis 1'000° C erhitzt und die Gewichtsabnahme aufgezeichnet.

Resultate

In Abbildung 83 sind auf der Primärachse die Gewichtskurven aufgetragen sowie die Ableitung der Gewichtsabnahme nach der Temperaturänderung auf der Sekundärachse abgebildet. Bis ca. 160 °C verdampft die Feuchtigkeit. Sowohl unter Stickstoff, wie auch unter Luft sind kleinere Abbaustufen von ca. 1 - 2 m% (wf) bei ca. 400 °C erkennbar. Alle Kurven zeigen in der Folge eine weitere komplexe Stufe mit Maxima bei 650 ° und 700 ° C. Bis 1'000° sind ca. 30 % der Gesamtmasse abgebaut.

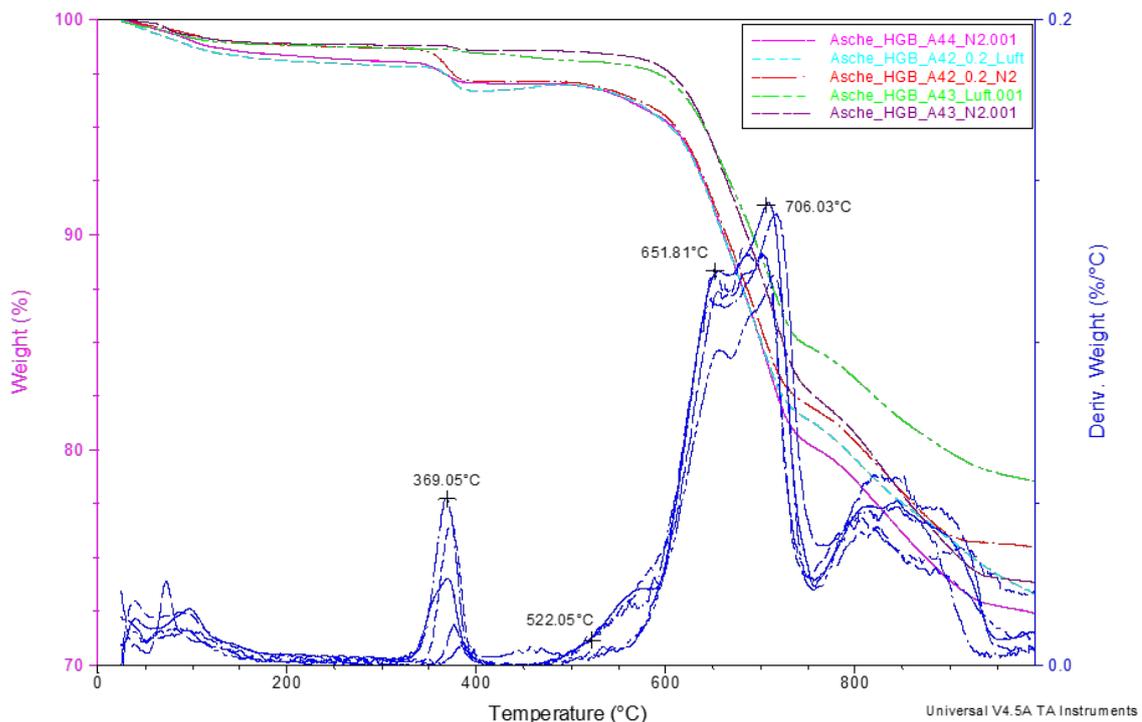


Abbildung 83 TGA der Ascheproben aus Pellet-Holzgasbrenner

Interpretation

Der Peak bei 400 °C lässt einen Abbau von Kohlenstoff-Verbindungen vermuten. Die fast gleichen Verläufe unter Stickstoff- und Sauerstoffatmosphäre lassen darauf schliessen, dass fast keine Oxidation von festem Kohlenstoff (Verbindungen) stattfindet.

Bis 550 °C ist die Zersetzung von brennbaren Anteilen abgeschlossen, die maximal 1 % der Trockenmasse betragen. Lediglich Kohlenstoff in Carbonaten (z.B. CaCO_3) könnte noch enthalten sein. Diese sind jedoch nicht nur auf den Verbrennungsprozess selbst, sondern auch auf die nachträgliche Reaktion von CaO mit der Luftfeuchte und CO_2 zurückzuführen. Denn bei Rosttemperaturen von über 1'000 °C bei der Pellet-Vergasung verschiebt sich das CaO-CaCO_3 -Reaktionsgleichgewicht stark in Richtung CaO. Die Carbonate sind also wahrscheinlich beim Abkühlen der Asche entstanden. Ab ca. 600 °C werden Mineralien mit niedrigem Schmelzpunkt, wie z.B. die Metall-Carbonate und die Metall-Sulfate zersetzt, wobei CO_2 und SO_2 aus der Probe ausgetrieben werden und Metalloxide zurückbleiben. Oxide haben in der Regel deutlich höhere Zersetzungspunkte. Abbildung 84 zeigt den Rückstand der TGA mit einer Endtemperatur von 1'200 °C. Offensichtlich bilden sich bei diesen hohen Temperaturen Chromoxid- oder Eisenoxidkonfigurationen, welche eine grüne Färbung bewirken (siehe Abbildung 84).

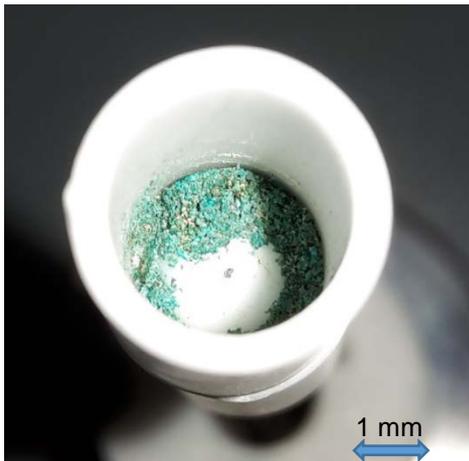


Abbildung 84: Rückstand nach der TGA (Netzsch STA 409 PC) bis 1200 °C

Muffelofen

Durch Erhitzung der Ascheproben im Muffelofen auf 550 °C sollte der gesamte Kohlenstoff in der Luftumgebung oxidiert werden. Durch Bestimmung der Masseabnahme der Probe konnte der Restkohlenstoffgehalt bestimmt werden. Hierbei musste jedoch der Wassergehalt der Asche berücksichtigt werden.

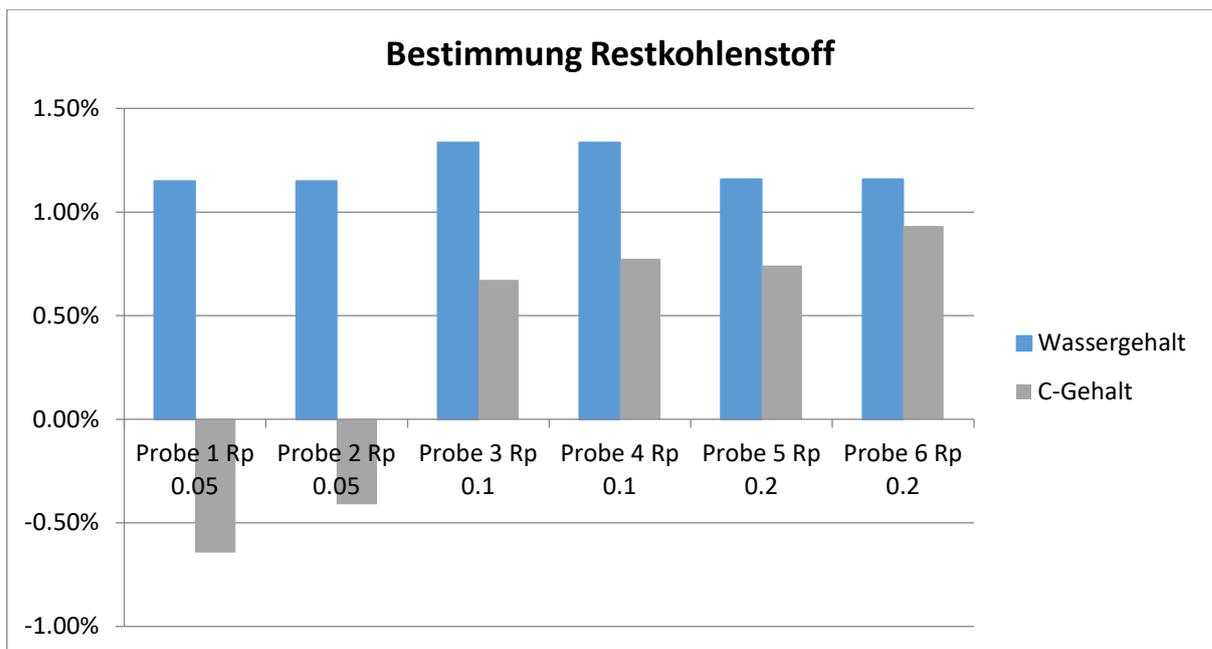


Abbildung 85 Restkohlenstoff in Ascheprobe bestimmt in Muffelofen, mit Berücksichtigung des Wassergehalts in der Asche

Die teils negativen Werte können durch Feuchtigkeitsaufnahme der Asche während dem Abkühlen oder Wägen entstehen. Allgemein kann gesagt werden, dass der Restkohlenstoffanteil nahe null liegt und im Bereich der Messunsicherheit dieser Methode liegt. Der Rüttelparameter müsste noch kleiner eingestellt werden, um einen Einfluss sehen zu können. Die Asche liegt bei den eingestellten Rüttelintervallen länger auf dem Rost als sie Zeit braucht, um den gesamten Kohlenstoff zu oxidieren. Auf den Wirkungsgrad hat die Asche bei diesen Einstellungen somit keinen Einfluss.



XRF (X-ray fluorescence spectroscopy)

Mittels XRF wurde die Asche qualitativ sowie quantitativ auf ihre Bestandteile untersucht.

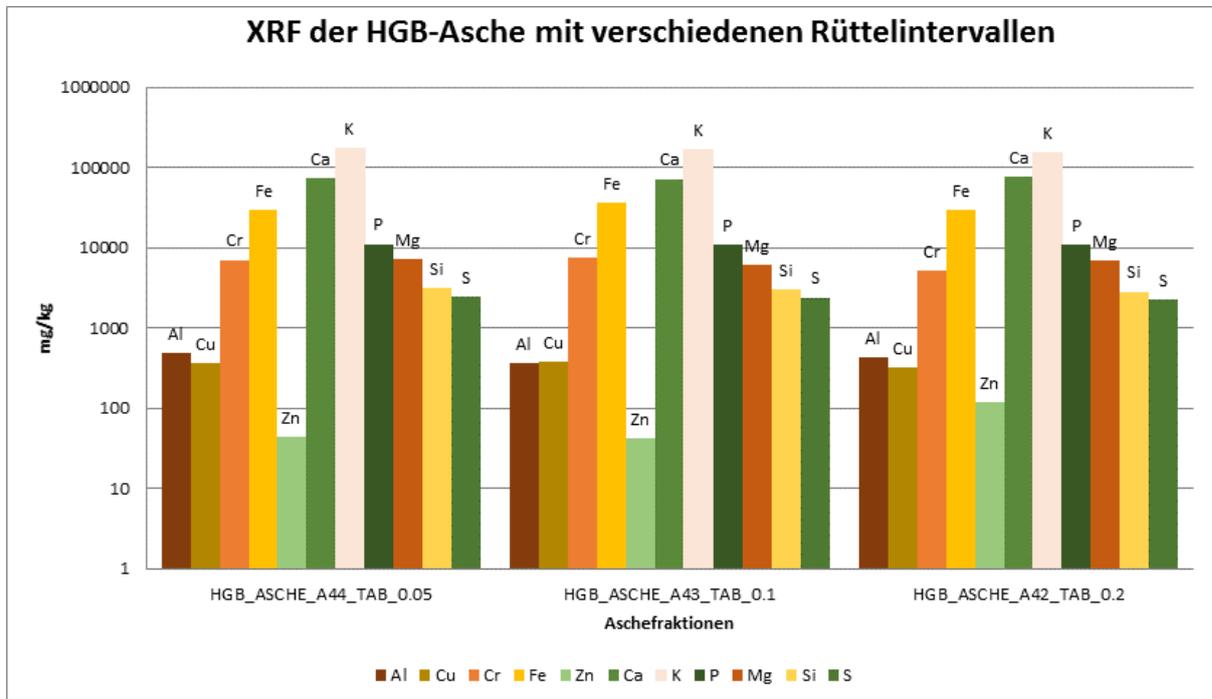
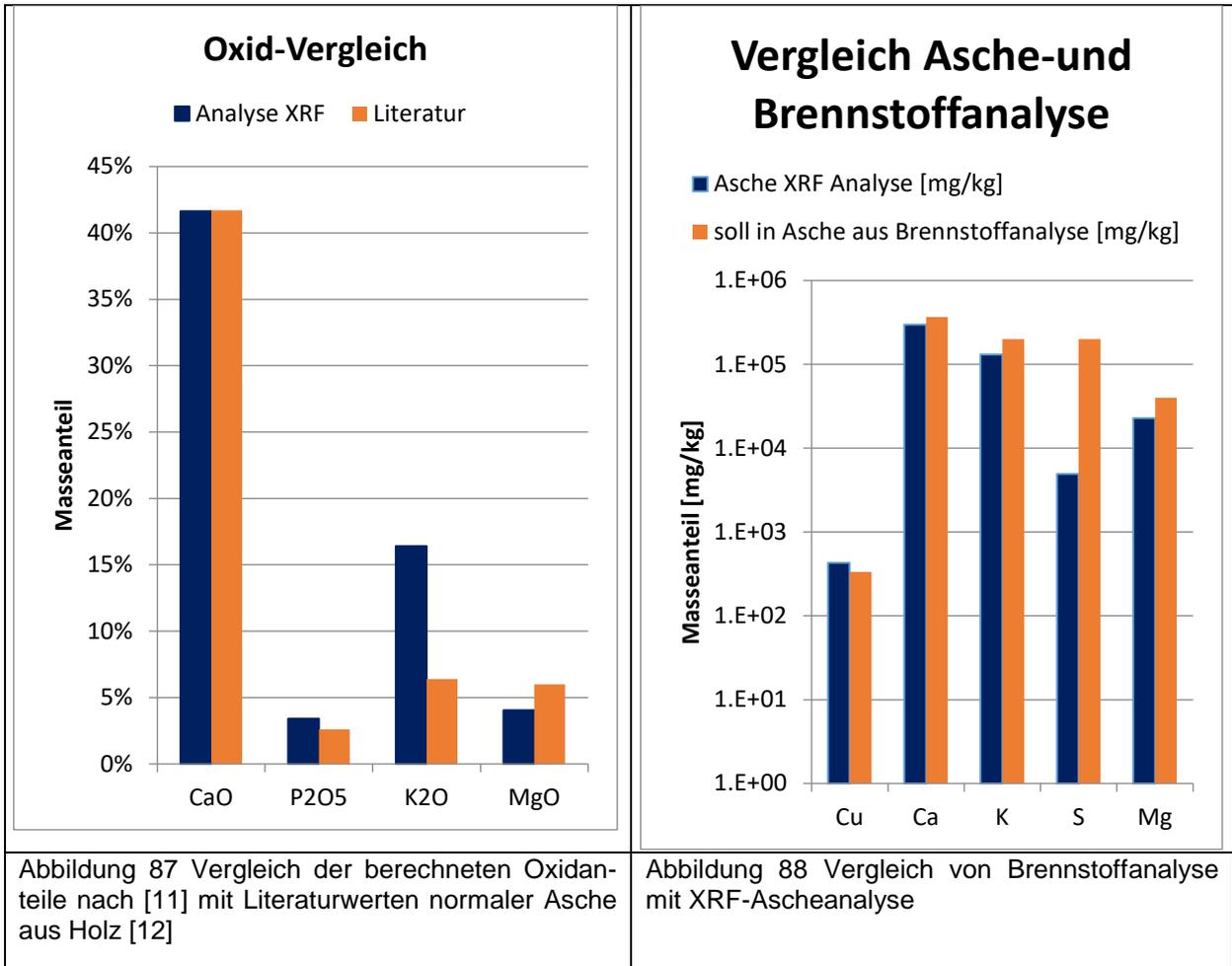


Abbildung 86 Messwerte XRF-Analyse von drei Ascheproben bei unterschiedlichem Rüttelintervall

Die Messwerte zeigten keinen grossen Unterschied zwischen den verschiedenen Proben (Rüttelparаметer). Auffällig war der grosse Eisen-Anteil. Dieser stammte vermutlich von einem provisorischen Stahl-Topf, der bei diesen Messungen verwendet wurde sowie dem Gehäuseboden. Auch konnte mit einem Magnet Material aus der Asche entfernt werden, was auf einen Abtrag des Stahls rückschliessen liess. Die Legierungsbestandteile (Cr, Si, Mn, P, und S) sind auch in der Analyse ersichtlich.

Dies zeigt auf, dass in der Vergasungszone keine Materialien aus Stahl verwendet werden dürfen. Einerseits kann die Lebensdauer nicht garantiert werden und andererseits übersteigt der Chromanteil (6'600 mg/kg) den Grenzwert von 1'000 mg/kg der VVEA für den Deponie Typ D.

Vergleich der Messwerte



Vergleicht man die berechneten Oxidbestandteile mit Literaturwerten [12], so stimmen bis auf das Kaliumoxid die Messwerte überein. Auch ein Vergleich mit der Brennstoffanalyse zeigte eine sehr gute Übereinstimmung für die Metalle. Daraus lässt sich schliessen, dass bis auf die Stahlrückstände keine Anomalien in der Asche auftraten. Kann der Chromanteil reduziert werden, kann die Asche aus dem HGB normal (nach VVEA Deponie Typ D) entsorgt werden. Der Restkohlenstoffanteil ist auf ein Minimum reduziert. Das Rüttelintervall sollte noch tiefer eingestellt werden, um Verschlackungen zu verhindern.

Fazit

- Die Verschlackung des Rostes stellte ein grosses Problem dar und konnte durch einen Aschebrecher minimiert werden.
- Der Restkohlenstoffanteil in der Asche ist sehr gering und hat somit keinen Einfluss auf den Wirkungsgrad.
- Die Asche zeigt Spuren von Stahlresten auf, was auf hohe Beanspruchung des Materials hindeutet. In dieser Zone darf kein Stahl verwendet werden.
- Die restlichen Elemente in der Asche entsprechen dem Anteil aus der Brennstoffanalyse.



AP 8.5 Überprüfung des Brennwertkessels und des Kondensats

Durch die Kondensation des Wasserdampfes im Abgas kann zusätzliche Energie gewonnen werden. Es soll der Einsatz eines Brennwertkessels überprüft werden, da durch die Biomasseverbrennung andere Anforderungen an das Reinigungssystem auftreten können wie z.B. bei einem Brennwertkessel hinter einem Gasbrenner.

Kondensat Analyse

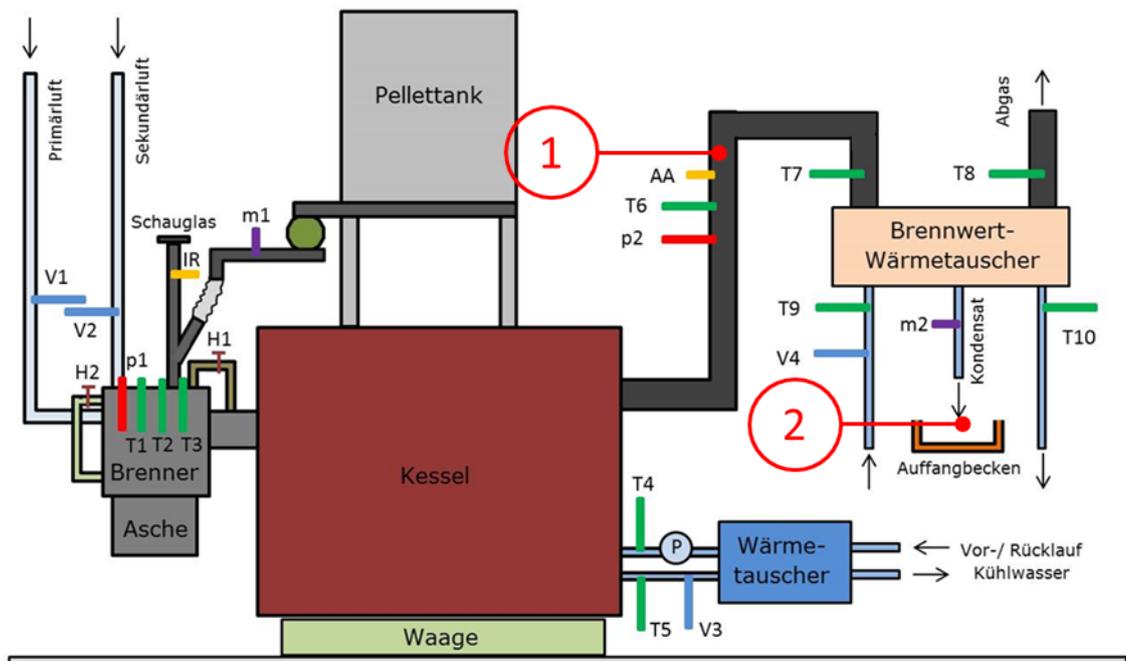


Abbildung 89 Positionen Abgaskondensatentnahme

Kondensat zur Analyse wurde einerseits an Punkt 2 direkt am Austritt des Brennwertwärmetauschers (BWT) entnommen. Zusätzlich wurde im Rauchgas nach dem Kessel Kondensat gewonnen, indem das Abgas durch Glasrohre entnommen wurde und anschliessend in einer mit Eis gekühlten Kondensatfalle auf fast 0 °C abgekühlt wurde [13].



Abbildung 90 Kondensat-Messung im Abgasrohr

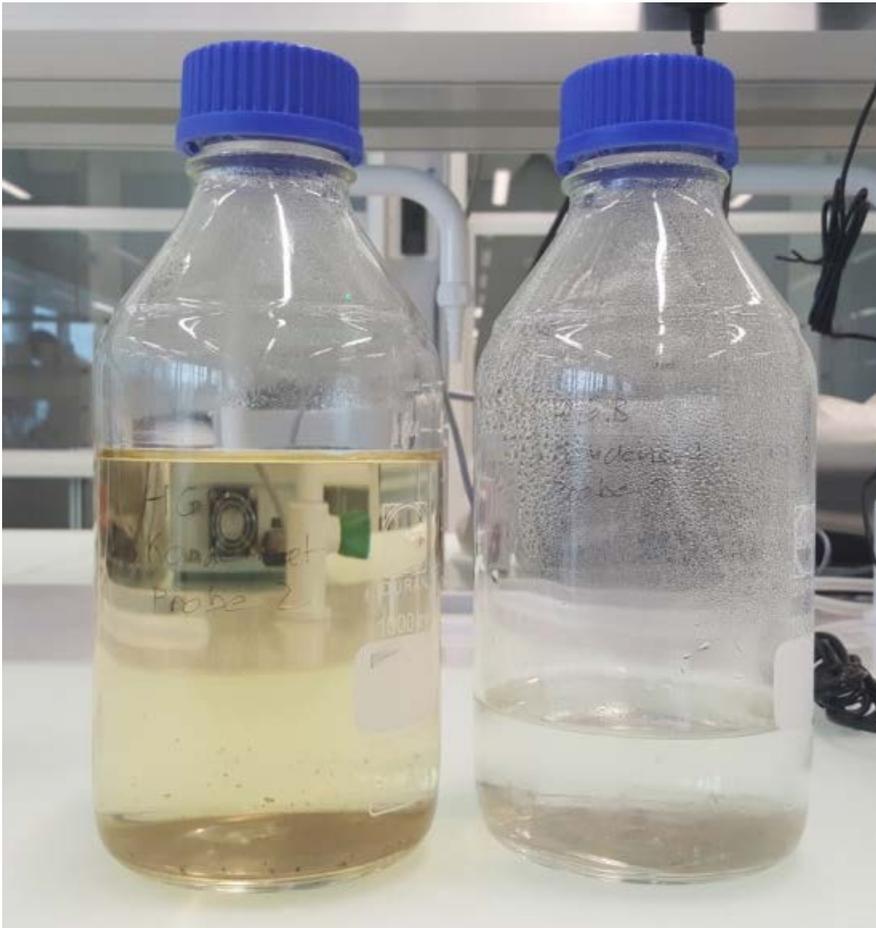


Abbildung 91 Kondensat-Proben; links aus Brennwärmetauscher, rechts aus Abgas

Das aus dem BWT entnommene Kondensat ist leicht gelblich gefärbt. Dies stammt wohl aus Ablagerungen im Brennwärmetauscher. Diese entstanden einerseits bei Versuchen ausserhalb des Betriebsfensters mit sehr hohen Emissionen und andererseits jeweils beim Start und Stopp mit etwas erhöhten Emissionen. Jedoch zeigte die Kondensat-Entnahme aus dem Abgas, dass eine saubere Kondensation (ohne Ablagerungen) möglich ist.

Kondensat und Entsorgung

Das analysierte Kondensat wies durch die Kondensation der im Abgas enthaltenen Stoffe auch Säuren auf (Schwefelsäure, Kohlensäure,...) und hatte daher einen tiefen pH-Wert. Der pH-Wert des Kondensates der Probe 1 aus dem Abgas betrug 3.64 und derjenige aus dem Brennwärmetauscher lag bei 5.55.

Aus der Rauchgaskondensation bei einer Leistung von 20 kW (Mehrfamilienhaus) fallen bei Pellets ca. 35 l pro Tag an. Vergleicht man dies mit dem Abwasser pro Person pro Tag von 70 l (sparsam) und rechnet mit 8 Personen im Mehrfamilienhaus, so fallen 560 l pro Tag an [15]. Also ist der Anteil an saurem Kondensat aus der Holzverbrennung im eher basischen Abwasser aus dem Haushalt (pH-Wert zwischen 6.5 und 10 [14]) 6 %.

Für die Einleitung des Kondensates in die Kanalisation müssen die Auflagen der örtlichen Behörden berücksichtigt werden. Grundsätzlich ist eine Neutralisation des Kondensates bis zu einer Leistung von 70 kW nicht nötig [15].

Die Kondensatleitung muss aus korrosionsbeständigem Material sein. Zudem soll das Kondensat an einer Stelle eingeleitet werden, wo regelmässig Abwasser fliesst. Bei Altbauten besteht zusätzlich die Gefahr von Betonkorrosion. Diese tritt durch eine tröpfchenweise Abgabe von stark saurem und Sulfat haltigem Kondensat auf einer nichtverdichteten Betonoberfläche, die periodisch eintrocknet, auf. Daher muss das Kondensat bei Altbauten schwallweise abgelassen und nachgespült werden [16].



Nutzen

Der zusätzliche Nutzen durch den BWT (Brennwertwärmetauscher) bleibt bei Messungen zwischen 30 - 40 kW konstant zwischen 8 - 9 %. Diese Werte kommen jedoch nur zustande, wenn bei dem Brennwertwärmetauscher kaltes (17 °C) Wasser zugeführt wird bei einer Austrittstemperatur von 30 - 40 °C. Somit kann diese Wärme schlecht genutzt werden.

Zusätzlich zur Steigerung des Wirkungsgrads kann durch Kondensation auch Staub abgeschieden werden. Je nach Partikelgrößenverteilung kann zwischen 30 - 91 % des Staubes (auf die Staubmasse bezogen) abgeschieden werden [17].

Fazit

- Der pH-Wert des Kondensates liegt zwischen 3.64 und 5.55. Bei einer Entnahme direkt aus dem Abgas ist er tiefer als bei einer Entnahme aus dem Kondensationskessel.
- Mit einem Brennwertwärmetauscher kann bis zu 10 % mehr Leistung gewonnen werden.
- Das Kondensat kann in korrosionsbeständige Abwasserrohre geleitet werden. Es muss jedoch ein stetiger Durchfluss in diesen Leitungen gewährleistet sein.



AP 8.6 Jahresemissionen

Um den Betrieb des Holzgasbrenners abschliessend zu beurteilen, wurden die Emissionen, welche über ein gesamtes Jahr anfallen, bestimmt und optimiert. Diese Analyse wurde in diesem zusätzlichen Arbeitspaket 8.6 zusammengefasst. Dabei wurde auch der Einfluss von Warm- und Kaltstarts berücksichtigt. Hierzu wurden folgende Zielwerte definiert:

- CO-Emissionen über alle Betriebsphasen < 50 mg/Nm³ bei 13 % O₂
- Staubemissionen (PM) ohne Partikelabscheider < 5 mg/Nm³ bei 13 % O₂
- OGC < 10 mg/Nm³, alle bei Referenzbedingung 13 Vol.% tr. O₂

Analyse der Warmstarts

Aus den Kapiteln AP 5.3 *Optimierung der Betriebsphase* und AP 8.1 *Optimierung Start-Stopp-Phase* sind die Emissionen bei unterschiedlicher Leistung und für die Kaltstart- und Stoppphase bekannt. Zusätzlich wurden Messungen für Warmstarts durchgeführt, da je nach Regelsystem der Heizanlage diese ins Gewicht fallen können. Es wurden je zwei Messungen bei einer Stoppdauer von 15, 30, 45 und 60 Minuten durchgeführt. Dabei ist zu beachten, dass diese Zeit von Einleitung des Stopps bis zum Wiedereinschalten des Brenners definiert ist. Also ist der Brenner bei einer Stoppdauer von 15 Minuten noch nicht ganz ausgeschaltet (abgekühlt), da der gesamte Stoppvorgang länger dauert.

Ergebnisse

In Abb. 95 sind alle Ergebnisse in Gesamtmasse an Schadstoffen (in mg) über einen Warmstart bei verschiedenen Zeiten zwischen Stopp und Start dargestellt¹. Bei den CO-Emissionen ist nur bei einem Warmstart nach 15 Minuten eine signifikante Reduktion der Emissionen erkennbar. Hier wird davon ausgegangen, dass dies auf den frühzeitig abgebrochenen Stoppprozess zurückzuführen ist. Beim Staub hingegen ist ein gegenläufiger Trend zu erkennen. So sind die Emissionen umso grösser, je früher der Warmstart nach dem Stopp erfolgt. Ein Grund dafür ist, dass der Stoppvorgang noch nicht abgeschlossen ist und noch Glut und Asche auf dem Rost liegen. Diese werden beim neuen Befüllen des Brenners aufgewirbelt und zum Teil mitgerissen. Die Staub-Emissionen sind jedoch mit höchstens 300 mg auf jeden Fall deutlich geringer als die CO-Emissionen, welche mehr als 10 g pro Warmstart betragen. Vergleicht man diese Messungen mit dem Kaltstart, so ist ersichtlich, dass der Warmstart bei den CO-Emissionen einen positiven Einfluss hat, bei den Staub-Emissionen jedoch einen negativen.

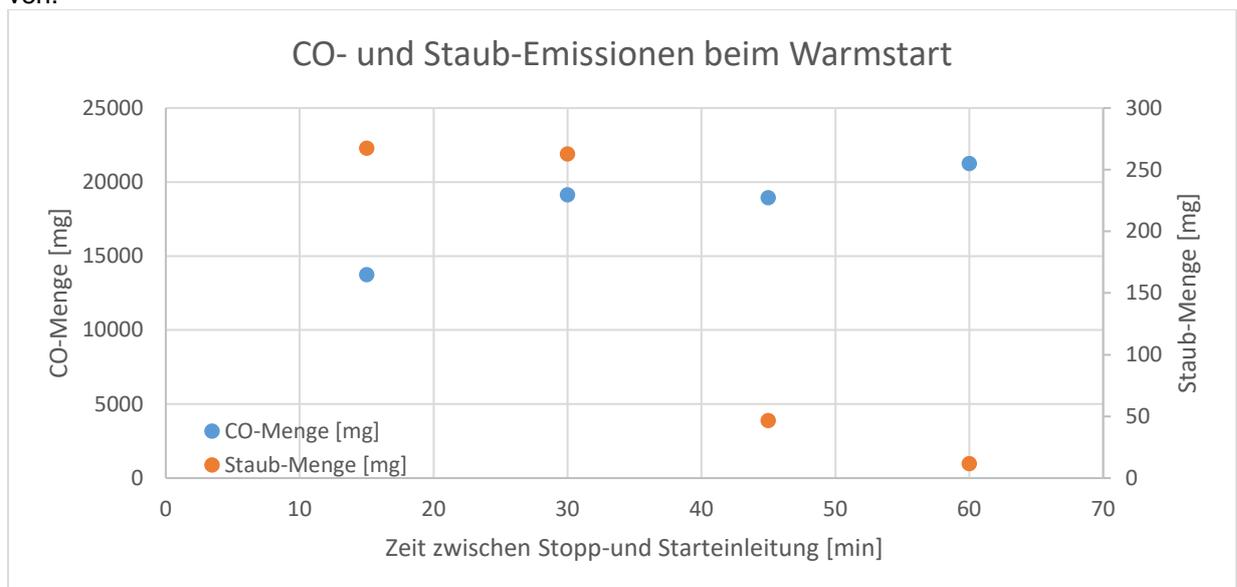


Abbildung 92 CO- und Staub-Emissionen bei unterschiedlichen Warmstarts wo die Zeit zwischen Stopp und Start verändert wurde.

¹ Wird der Brenner weniger als 60 Minuten nach einem Stopp wieder gestartet, so wird der Vorgang als «Warmstart» bezeichnet.



Jahresemissionen

Zur Bestimmung der Jahresemissionen muss nun die Anzahl Betriebsstunden bei einer bestimmten Leistung und die Anzahl Starts, Warmstarts und Stopps bestimmt werden. Dazu wurde ein einfaches Gebäudemodell (siehe Abbildung 96) mit folgenden Annahmen erstellt:

- Die einzige Wärmezufuhr wird durch die Heizung bereitgestellt
- Der Heizwasserkreislauf als weiterer thermischer Widerstand und thermische Kapazität zwischen Heizung und Rauminnentemperatur wurde vernachlässigt
- Das Gebäude ist homogen gebaut und hat überall zu jedem Zeitpunkt dieselbe Temperatur
- Das Gebäude ist von schwerer Bauweise und hat eine hohe Wärmekapazität
- Das Gebäude hat eine quadratische Grundfläche, eine fixe Stockwerkshöhe $h_s=2.7\text{ m}$ und ein Flachdach
- Der Wärmeverlust über die Gebäudehülle ist der einzige Wärmeverlust

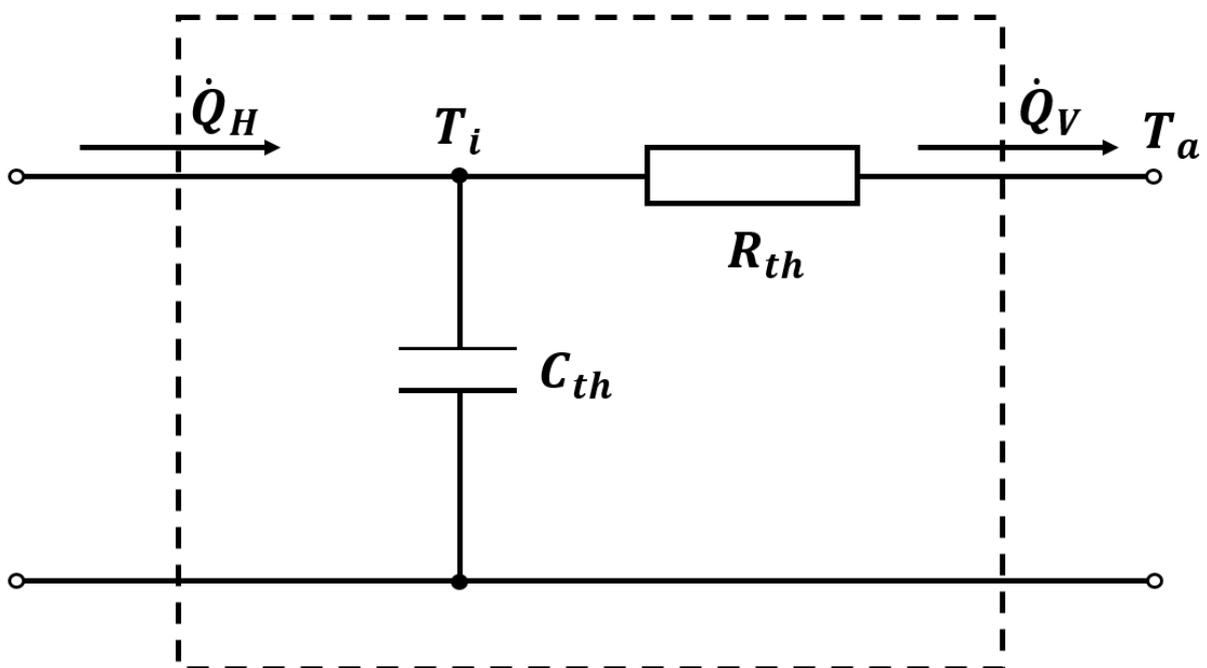


Abbildung 93 Vereinfachtes Gebäudemodell

Über repräsentative Wetter-Daten [18] und einer Soll-Raumtemperatur kann die benötigte Wärmemenge bestimmt werden. Mit bekanntem Wärmewiderstand (abhängig von der Gebäude-Aussenfläche und dem U-Wert) und der Wärmekapazität des Gebäudes kann das zeitliche Verhalten der Temperaturen berechnet werden. Dazu wurde ein Berechnungs-Tool erarbeitet, welches für verschiedene Standorte, Gebäudegrößen und Eigenschaften das Heizprofil bestimmt. Anhand der gewonnenen Emissionsmessungen können aus diesem Heizprofil die über ein Jahr entstehenden Emissionen in Abhängigkeit von diversen Parametern berechnet werden.

Parameter und deren Variation

Um eine möglichst emissionsarme Regelstrategie zu entwickeln wurden diverse Parameter variiert und deren Einfluss auf die Emissionen bestimmt.

Nachtabsenkung

Durch eine Nachtabsenkung soll einerseits Energie eingespart werden und andererseits die Anzahl Starts und Stopps (mit hohen CO-Emissionen) reduziert werden.

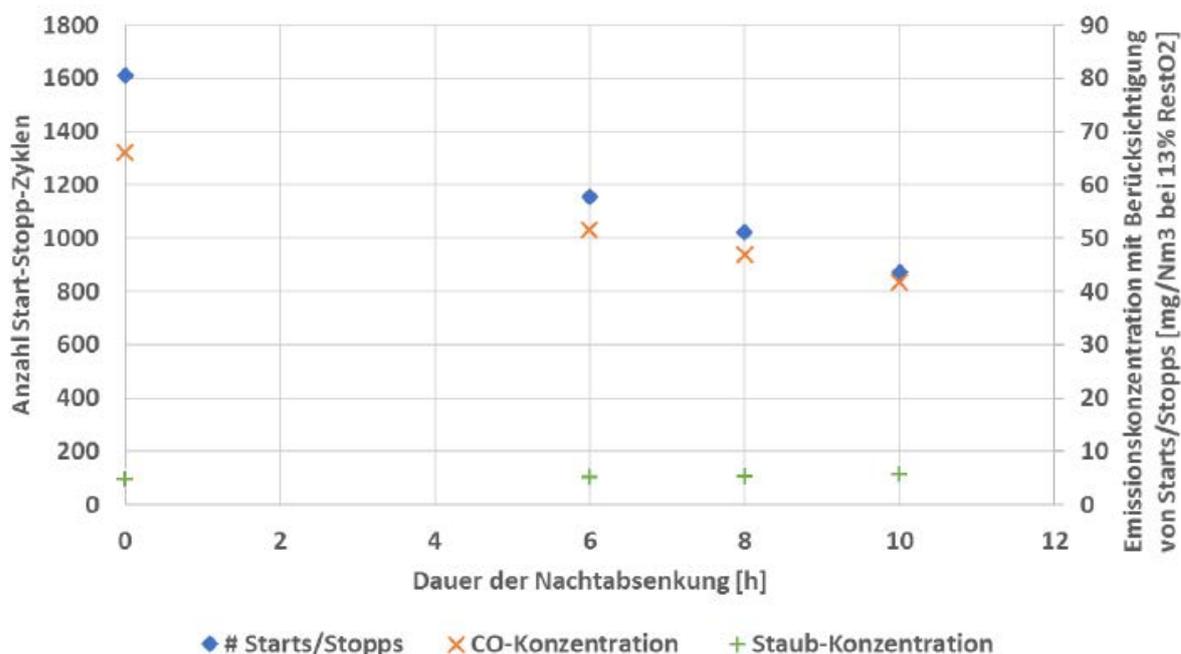


Abbildung 94 Variation der Nachtabsenkungsdauer (Standort: Adelboden, Energiebezugsfläche: 400 m², U-Wert: 1.5 W/m²K, Stockwerke: 2)

Es zeigt sich, dass die notwendigen Starts und Stopps abnehmen mit zunehmender Dauer der Nachtabsenkung und sich ihre Häufigkeit bei einer 10-stündigen gegenüber keiner Nachtabsenkung beinahe halbiert. Man sieht dadurch, dass die Anzahl Starts und Stopps nur einen geringen Einfluss auf die jahresdurchschnittlichen Staub-Emissionen haben, jedoch einen grossen Einfluss auf die CO-Emissionen. Daher wird für die Parametervariationen in den folgenden Kapiteln darauf verzichtet, die Staub-Konzentrationen aufzuführen.

Standort

Um den Effekt des Standortes zu überprüfen wurde Wetter-Daten [18] von verschiedenen Standorten bei gleichem Wohnhaus verwendet.

Tabelle 15 Standortvariation für Jahresemissionen (Energiebezugsfläche: 400 m², U-Wert: 1.5 W/m²K, Stockwerke: 2)

Standort	Bezogene Wärmemenge [MWh]	Anzahl Starts/Stopps	CO-Konzentration mit Starts/Stopps [mg/Nm ³ bei 13 % O ₂]
Chur	95	856	55.5
Brugg	97	849	54.2
Diemtigen	106	862	51.3
Adelboden	131	870	41.7
St. Moritz	148	893	37.7

Bei der Variation des Standortes zeigt sich, dass die jahresdurchschnittliche CO-Konzentration mit Berücksichtigung der Start und Stopps hauptsächlich von der bezogenen Wärmemenge abhängt. Die durchschnittliche CO-Konzentration sinkt dabei, je mehr Wärme bezogen wird. Dieser Zusammenhang ist auch noch in der Abbildung 98 dargestellt. Er lässt sich dadurch erklären, dass bei fast unveränderter Anzahl Starts und Stopps die entsprechenden Emissionen auf eine längere Laufzeit der Heizung verteilt werden.

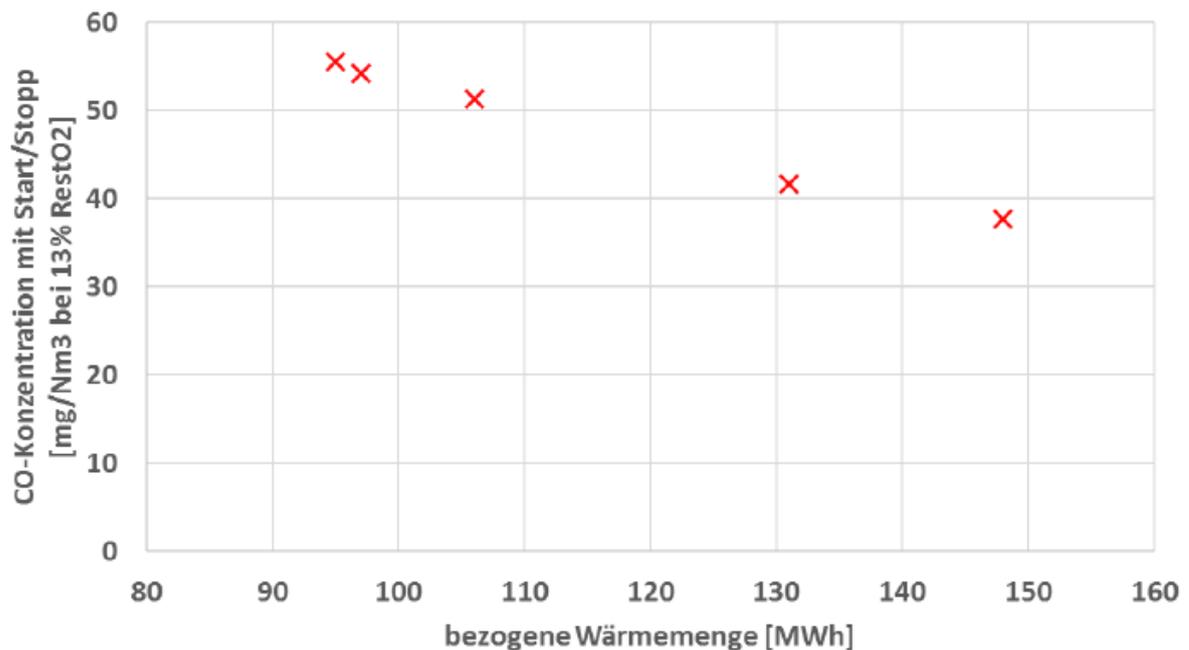


Abbildung 95 Variation des Standortes bezogen auf die Gesamt-Wärmemenge (Energiebezugsfläche: 400 m², U-Wert: 1.5 W/m²K, Stockwerke: 2)

Abflachungsfaktor Morgenspitze

Durch die Nachtabsenkung gibt es jeweils am Morgen eine Heizspitze mit welcher das Haus wieder auf die gewünschte Soll-Temperatur aufgeheizt wird. Dabei läuft die Heizung meist nur kurz auf Voll-last und schaltet danach wieder aus. Um die Laufzeit zu verlängern, wird diese Spitze nun künstlich mit einem Faktor minimiert, damit die Laufzeit des Brenners erhöht wird und die Anzahl Starts und Stopps verringert wird. Die Innentemperatur des Hauses benötigt jedoch länger, bis sie wieder auf der Solltemperatur ist. Durch den Abflachungsfaktor wird die maximale Heizleistung am Morgen, $\dot{Q}_{H,Morgen}$, reduziert

$$\dot{Q}_{H,Morgen} = \frac{C_{th} * (T_{i,soll} - T_i)}{\Delta t}$$

Diese Zeitspanne entspricht dem Abflachungsfaktor.

$$F_{Abflachung} = \Delta t$$

Der Abflachungsfaktor wurde nun für verschiedene Werte zwischen 1 und 8 variiert. Die Ergebnisse sind in der Tabelle 19 aufgeführt.

Tabelle 16 Variation des Abflachungsfaktors der Morgenspitze (Standort: St. Moritz, Energiebezugsfläche 400 m², U-Wert: 1.5 W/m²K, Stockwerke 2)

Abflachungsfaktor der Morgenspitze	Anzahl Starts/Stopps	CO-Konzentration mit Starts/Stopps [mg/Nm ³ bei 13 % O ₂]
1	1300	54.7
2	1153	49.7
4	917	41.1
8	670	32.0

Je höher der Abflachungsfaktor, desto tiefer werden die CO-Emissionen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass bei kleinem Abflachungsfaktor die Soll-Temperatur sehr schnell erreicht wird, wodurch sich

anschliessend die benötigte Heizleistung oft an der unteren Leistungsschwelle des Holzgasbrenners befindet und der Brenner entsprechend häufiger abgeschaltet werden muss als bei grossem Abflachungsfaktor. Dieser Effekt ist in der Kalenderwoche 16 für den Vergleich der Abflachungsfaktoren 2 und 8 gut erkennbar (vgl. Abbildung 99 und Abbildung 100). Ebenso ist auch zu erkennen, dass die Leistungsspitze am Morgen bei einem Abflachungsfaktor von 8 die 35 kW-Schwelle nicht überschreitet, dies aber bei einem Abflachungsfaktor von 2 geschieht und sogar die obere emissionsarme Leistungsgrenze von 45 kW mehrmals erreicht.

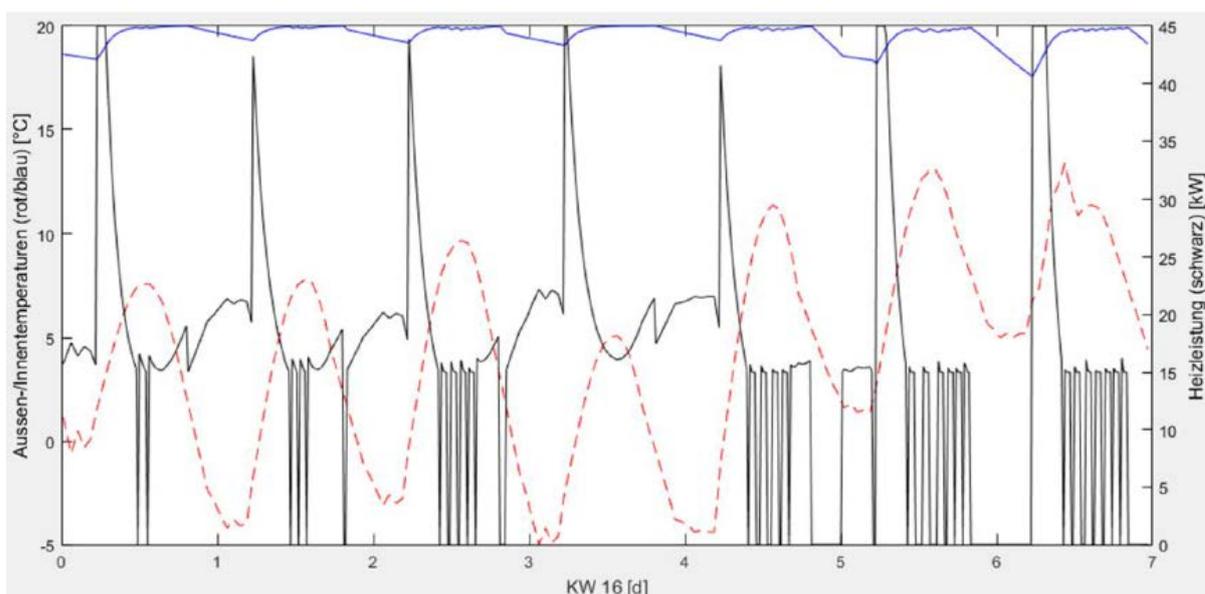


Abbildung 96 Heizleistung und Temperaturverlauf bei Abflachungsfaktor 2 (rot: Aussen-temperatur, blau: Innentemperatur, schwarz: Heizleistung, 1 – 7 Wochentage)

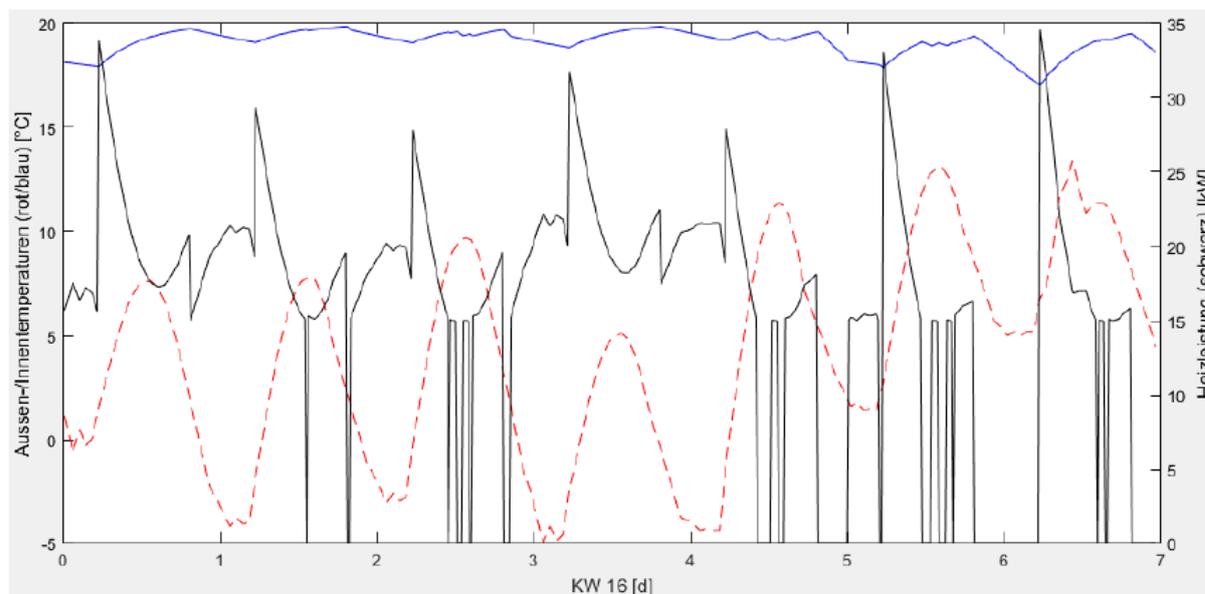


Abbildung 97 Heizleistung und Temperaturverlauf bei Abflachungsfaktor 8 (rot: Aussen-temperatur, blau: Innentemperatur, schwarz: Heizleistung, 1 – 7 Wochentage)

Innentemperatur

Die Soll-Innentemperatur hat auch einen Einfluss auf die Jahresemissionen. Bei einer höheren Solltemperatur verringern sich die Anzahl Starts und Stopps und damit auch die Jahresemissionen durch die höhere Laufzeit. Jedoch wird dafür auch eine grössere Wärmemenge benötigt. Die Innentempera-



tur soll jedoch nicht für Optimierungen der Jahresemissionen verwendet werden, da diese benutzerabhängig ist.

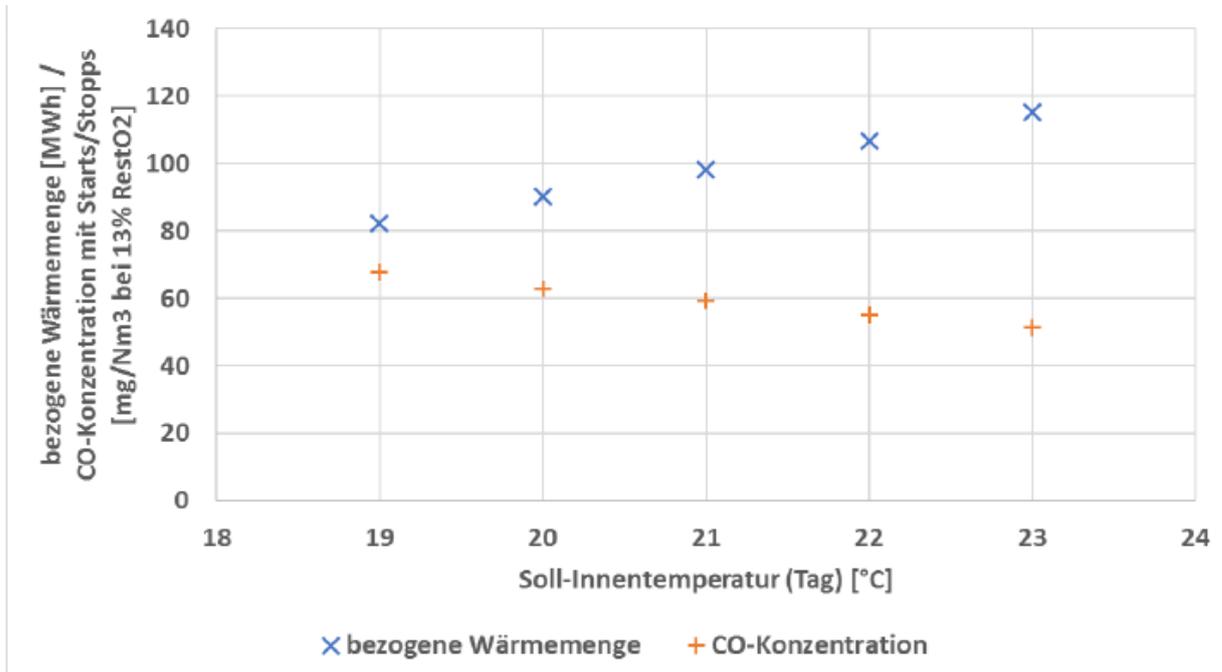


Abbildung 98 Vergleich der bezogenen Wärmemenge und CO-Konzentration im Verhältnis zur Innentemperatur

Mindest-AUS-Zeit und Mindestlaufzeit

Befindet sich die gewünschte Heizleistung im Bereich der unteren Grenze der möglichen Brennerleistung, beginnt er zu Takten, was durch die hohe Anzahl an Starts und Stopps hohe Emissionen zur Folge hat. Um dies zu verhindern, wird eine Mindestlaufzeit und eine Mindest-AUS-Zeit definiert, dessen Variation in Abbildung 102 dargestellt ist.

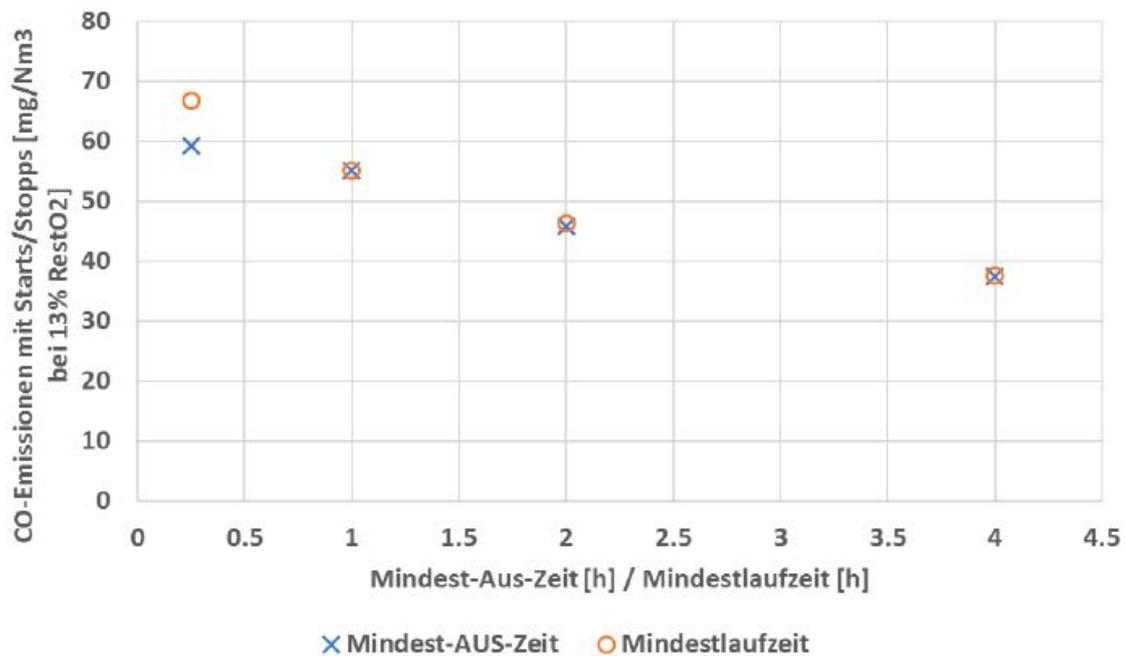


Abbildung 99 Variation der Mindest-AUS-Zeit bei konstanter Mindestlaufzeit von 1 h und der Mindestlaufzeit bei konstanter Mindest-AUS-Zeit von 1 h (Standort: Brugg, Energiebezugsfläche 400 m², U-Wert: 1.5 W/m²K, Stockwerke: 2)



Die Mindest-AUS-Zeit und die Mindestlaufzeit scheinen fast denselben Effekt zu haben. Einzig bei der Zeitdauer von 15 Minuten ist eine Differenz der CO-Emissionen erkennbar. Die Tendenz beider Variationen strebt zu geringeren Emissionen, wenn die Zeitdauer erhöht wird. Dies ist nicht erstaunlich, denn die Idee dieser beiden Parameter war, die Anzahl Starts und Stopps zu reduzieren, indem sie hinausgezögert werden. Dadurch reduzieren sich auch die entsprechenden Emissionen. Zu bemerken ist hier auch, dass bei einer Mindest-AUS-Zeit von einer Stunde oder länger die Warmstarts nicht mehr berücksichtigt werden können, da diese nur bis zu einer Stunde gegeben sind. Die Warmstarts sind wahrscheinlich auch die Ursache, wieso bei der Mindest-AUS-Zeit von 15 Minuten weniger Emissionen anfallen als bei der Mindestlaufzeit von 15 Minuten, da diese im letzteren Fall nicht berücksichtigt werden.

Aufgrund der hier vorliegenden Variation scheint es, als wären längere Mindest-AUS-Zeiten den Mindestlaufzeiten vorzuziehen. Jedoch könnte hier eine Gefahr verborgen sein, da bei zu langen AUS-Zeiten, wenn diese gerade am Morgen anfallen, die Soll-Temperatur nicht schnell genug erreicht wird. Dieser Fall konnte aber mit der vorliegenden Ausgangslage und der Zeitdauer bis 4 Stunden nicht beobachtet werden.

Optimierung

Mit den beschriebenen Parametern kann jedes Gebäude an jedem Standort optimiert werden. Ein Beispiel eines Falles (Brugg AG) ist untenstehend dargestellt.

Die Emissionen sollen nun optimiert werden für die zusätzliche Bedingung, dass am Morgen um 8 Uhr die Rauminnentemperatur von 20 °C erreicht wird. Der Auslegungspunkt² der Heizung liegt somit etwa bei 38 kW. Zudem sollte die bezogene Wärmemenge nicht unnötig angehoben werden, um dadurch die Emissionen zu senken. Dies wurde überprüft, indem, ausgehend von einer vernünftigen Vordefinition der weiteren Parameter, die Veränderung der bezogenen Wärmemenge nicht grösser als 1 % beträgt.

Durch die Anpassung der Parameter in den verschiedenen Jahreszeiten wurde die Jahresemissionen bestimmt und optimiert. In Tabelle 20 sind die Ergebnisse dargestellt.

Optimierte Parameter:

Winter:

- Nachtabsenkung aus
- Mindestlaufzeit 4 h

Übergangszeiten (Frühling und Herbst):

- Nachtabsenkung von 22.00 – 04.00
- Mindestlaufzeit 4 h
- Abflachungsfaktor 4

Sommer:

- Nachtabsenkung von 20.00 – 04.00
- Mindestlaufzeit 4 h
- Abflachungsfaktor 4

Tabelle 17 Ergebnisse Jahresemissionen optimiert zu nicht-optimiert für das Beispiel Brugg AG.

	Bezogenen Wärmemenge [MWh]	CO-Emissionen [mg/Nm³ bei 13 % O₂]	Staub-Emissionen [mg/Nm³ bei 13 % O₂]
Nicht optimiert	97.0	55.7	5.4
Optimiert	96.5	38.4	4.2

² Benötigte Heizleistung, bei -15 °C Aussentemperatur, um die Innentemperatur zu halten.



Fazit

- Die Zielwerte von CO ($< 50 \text{ mg/Nm}^3$ bei 13 % O₂) und Staub ($< 5 \text{ mg/Nm}^3$ bei 13 % O₂) werden durch Optimierung der Heizstrategie erreicht.
- Die OGC-Emissionen wurden nicht kalkuliert, sind jedoch erfahrungsgemässe um das Zehnfache tiefer als die CO-Emissionen und somit auch tiefer als der Zielwert von 10 mg/Nm^3 bei 13 % O₂
- Die Jahres-CO-Emissionen sind stark von der Anzahl Starts und Stopps abhängig, da in dieser Betriebsphase ein hundertfaches an CO-Emissionen anfallen, verglichen mit dem stabilen Lastbetrieb.
- Die Jahres-Staub-Emissionen sind nicht von der Anzahl Starts und Stopps abhängig
- Durch Erhöhung der Dauer der Nachtabenkung (ausgenommen im Winter) können die CO-Emissionen verringert werden, da die Anzahl Starts und Stopps reduziert wird.
- Ein Abflachungsfaktor, der die Morgenspitze reduziert, verringert die Anzahl Starts und Stopps und dadurch auch die Jahres-CO-Emissionen
- Durch die Einführung einer Mindestlaufzeit und Mindest-AUS-Zeit können die Jahresemissionen an CO reduziert werden.
- Durch das Berechnungstool können unterschiedliche Gebäude an verschiedenen Standorten bezüglich den Jahresemissionen optimiert werden.



5. Ergebnisse Phase 2: HGB 50

AP 9.1 Konstruktion des Prototyps

Mit den aus Phase I gewonnenen Erkenntnissen und Verbesserungsvorschlägen wurde zu Beginn der Projektphase II ein neuer Prototyp eines HGB 50 entworfen und im Folgenden gebaut (Kessel-Prüfstand). Um auch die Erkenntnisse aus der Marktanalyse umzusetzen, wurde der neue Prototyp für einen Leistungsbereich von 10 - 50 kW konzipiert. Ziel war es, sowohl den Betrieb und die Emissionen zu verbessern, als auch Funktionen wie Retrofit und die Verwendung mit einem Brennwertkessel testen zu können. Der neue HGB 50 wurde nach Fertigstellung im Verbrennungslabor des IBRE an einen vorhandenen Kessel des Industriepartners Liebi LNC montiert. Grundsätzlich wurde das Funktionsprinzip des Prototyps der Firma Pyro-Man Oy übernommen (mit neuen Abmessungen). So sollte er weiterhin kompakt gebaut sein, die Leistung sollte modulierbar sein, er sollte mit Pellets befeuert werden und alle wichtigen Parameter sollten erfasst und aufgezeichnet werden können. Wie in Projektphase I bereits dokumentiert, wurde der gesamte Pyro-Man HGB einer Schwachstellenanalyse unterzogen. Hierbei wurden alle Bauteile einzeln bewertet und auf mögliche Verbesserungen untersucht. Hieraus ging ein Lösungskonzept für den neuen HGB 50 hervor, das im Wesentlichen als Basis für das neue Design diente.

Das neue Design wurde zudem mit CFD überprüft, um einerseits die Verteilung der Primärluft zwischen dem inneren und äusseren Gehäuse zu simulieren und zu optimieren und andererseits mittels Simulationen die Sekundärluftströmung bzw. die Durchmischung von Sekundärluft mit dem Produktgas zu untersuchen. Hierbei wurde versucht, ein möglichst grosses Ansaugverhältnis von Primär- zu Sekundärluft zu erreichen. Dabei sollte der Druckverlust über der Sekundärluftdüse so gering wie möglich gehalten werden, da dies beim Betrieb einen positiven Einfluss auf den Energieverbrauch des Sekundärluftgebläses hat.

Bei den Berechnungen wurde der HGB 50 im kalten Zustand simuliert. Das heisst, dass neben weiteren vereinfachenden Annahmen Einflüsse wie beispielsweise Temperaturunterschiede in den Strömungen oder vergasende Pellets nicht berücksichtigt wurden. Dadurch können die Resultate verfälscht werden. Um trotzdem quantitative Aussagen über das Ansaugverhältnis, bzw. den Druckverlust machen zu können, wurde zunächst der bestehende Pyro-Man HGB simuliert (bereits im Schlussbericht Phase I dokumentiert) und diese Simulations-Ergebnisse als Referenz verwendet. Nun konnten die Simulationen des neuen Prototyps HGB 50 mit denen des Pyro-Man HGB verglichen werden. Somit konnte durch den direkten Vergleich der Ergebnisse beurteilt werden, ob beispielsweise das Ansaugverhältnis in einem guten Bereich liegt oder ob an dieser Stelle noch Optimierungsbedarf herrscht.

Für den neuen Prototyp HGB 50 wurde ein neuer Prüfstand errichtet. Hierzu wurden die am vorhandenen Pyro-Man Prüfstand installierten Messpunkte übernommen (um vergleichbare Ergebnisse zu erzielen) und neue Instrumentierung hinzugefügt. Eine Auflage bei der neuen Konstruktion war, Freiheiten und Möglichkeiten der Variation beim Testen zu schaffen. Dies ist nun durch die Variation von folgenden Parametern und Bauteilen möglich:

- Brennstoffmassenstrom
- Volumenstrom Primärluft
- Durchmesser und Länge der Sekundärluftdüse
- Rüttelintervall
- Topf
- Abgasrückführung
- Volumenstrom Sekundärluft
- Tertiärluft
- Rost-Höhe
- Venturidüse
- Glühzünder (165 W und 300 W)



AP 9.2 Herstellung des Prototyps – Unterliegt der Geheimhaltung

Nachdem die Konstruktion und Betriebsweise des Pyro-Man HGB detailliert untersucht wurde, wurden auf Basis einer Systemanalyse Verbesserungen und konstruktive Änderungen für einen neuen HGB vorgeschlagen (zudem mit grösserer Leistung von 20 bis 50 kW). Dieser HGB 50 wurde in Zusammenarbeit mit dem Industriepartner Liebi LNC AG konstruiert und gebaut, wobei nicht nur bei der Konstruktion und Regelung sondern auch bei der Materialwahl und Bedienerfreundlichkeit Verbesserungen umgesetzt werden konnten.

Im Frühjahr 2016 konnte der neue HGB 50 zum ersten Mal an einem Ölkessel gezündet werden und bis zum Sommer 2016 erfolgreich in Betrieb genommen werden.

AP 9.3 Einbau der Sensoren, Temperaturregelung

Der Messstellenplan für den neuen Prüfstand ist in Abbildung 42 zu finden. Im Folgenden sollen nun die ersten Messungen im Rahmen der Inbetriebnahme mit Parametertests bei verschiedenen Primärleistungen, Luftzahlen und Primär-Sekundärluftverhältnissen dokumentiert werden. Daraus ist ersichtlich, dass der Brenner nur in einem bestimmten Fenster vom Primär-Sekundärluftverhältnis betrieben werden kann (Abbildung 92).

Bei zu viel Primärluft leert sich der Vergasungs-Reaktor und die Verbrennung kann nicht mehr aufrecht gehalten werden, weil durch die hohe Primärluft die Pellets zu schnell vergasen. Ist zu wenig Primärluft vorhanden, können nicht alle Pellets im Reaktor umgesetzt werden und der Reaktor wird (durch das ständige Nachfüllen) überfüllt. Dies ist im folgenden Diagramm dargestellt.

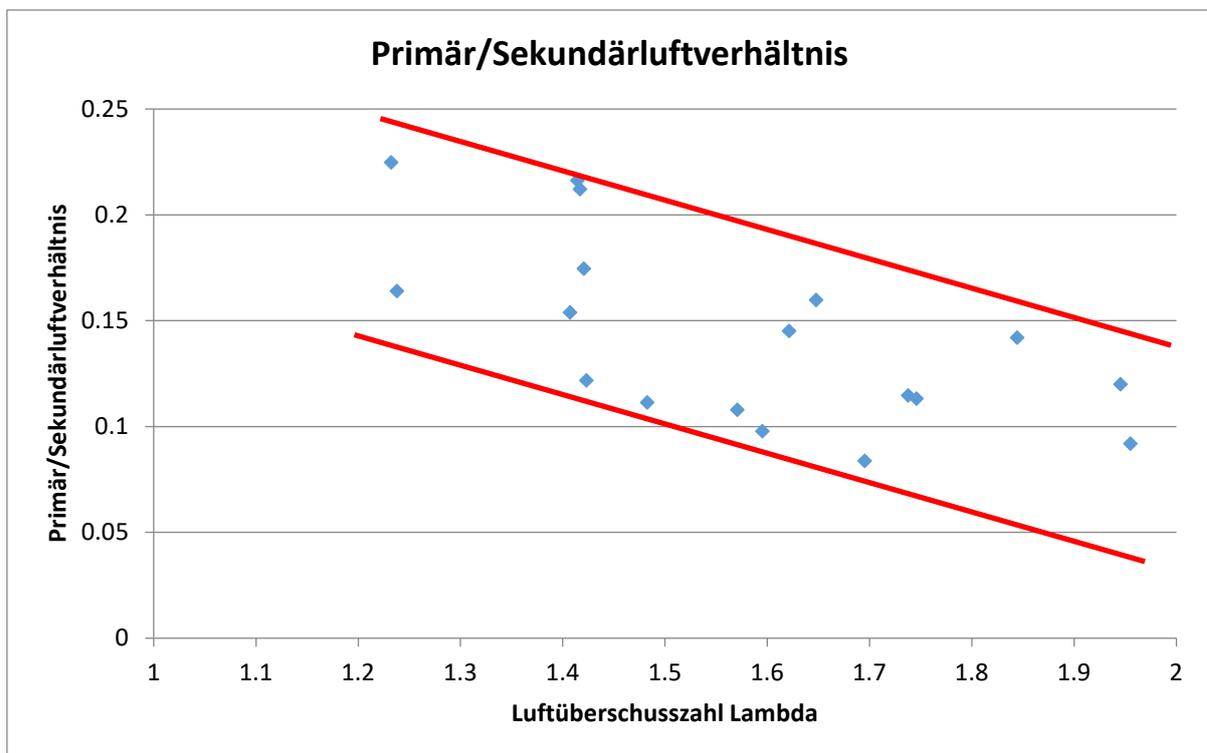


Abbildung 100 HGB 50 - Primar-Sekundärluftverhältnis

CO-Emissionen

Ziel war es, die CO-Emissionen auf unter 20 mg/Nm³ bei 13 % O₂ im stabilen Betrieb zu halten (Projekt-Zielwert). Dies konnte für Leistungen von 12 - 48 kW erreicht werden. Die Messungen ergaben ein Bild wie aus der Theorie bekannt, wo bei tiefem und hohem Restsauerstoffgehalt die CO-Emissionswerte ansteigen. Der "saubere" Betrieb bei tiefer Leistung (ca. 12 kW) ist zudem nur in einem kleinen Betriebsfenster möglich. Durch dieses Verhalten kann der Brenner gut über eine O₂-Messung mit einer Lambdasonde geregelt werden.

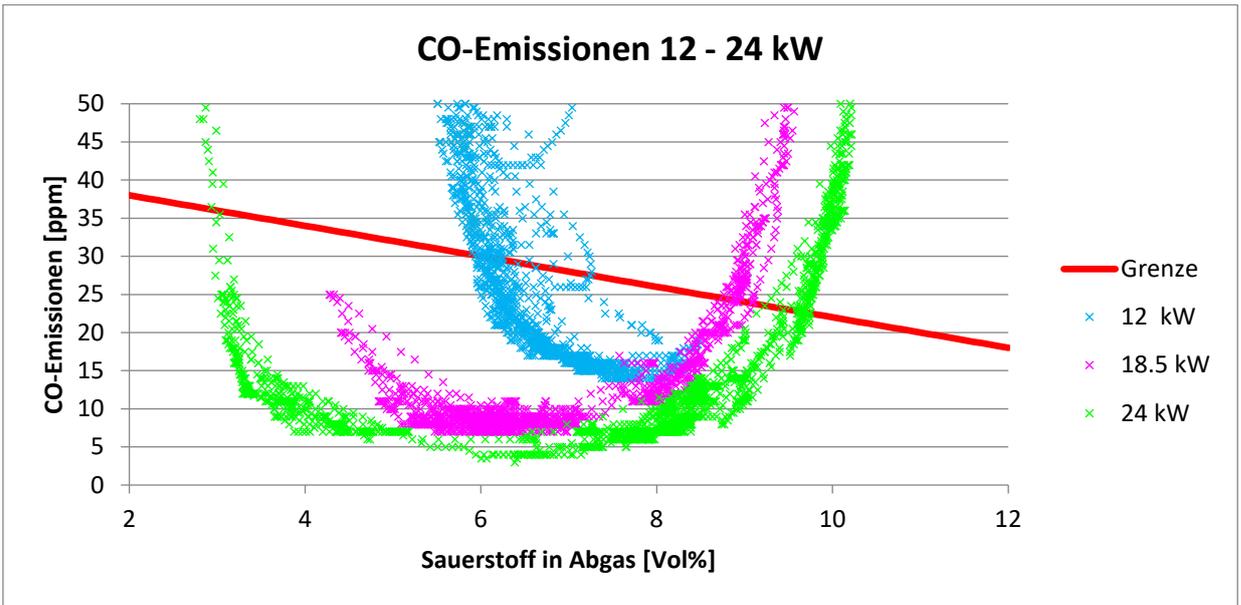


Abbildung 101 HGB 50 - CO-Emissionen bei 12 - 24 kW

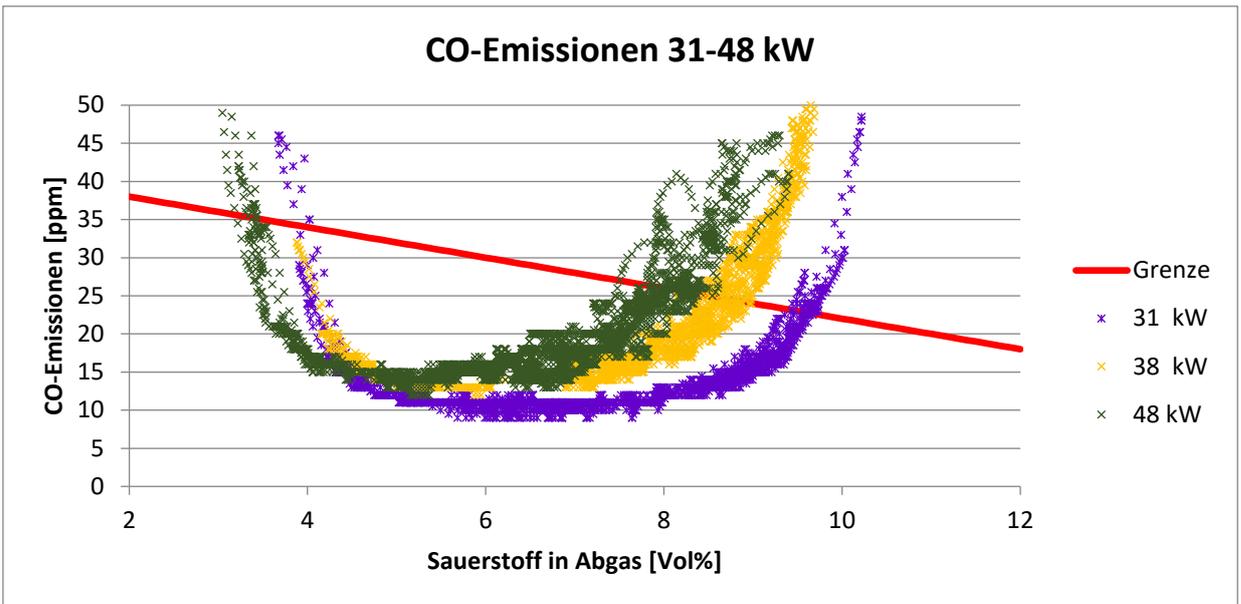


Abbildung 102 HGB 50 - CO-Emissionen bei 31 - 48 kW



NO_x-Emissionen

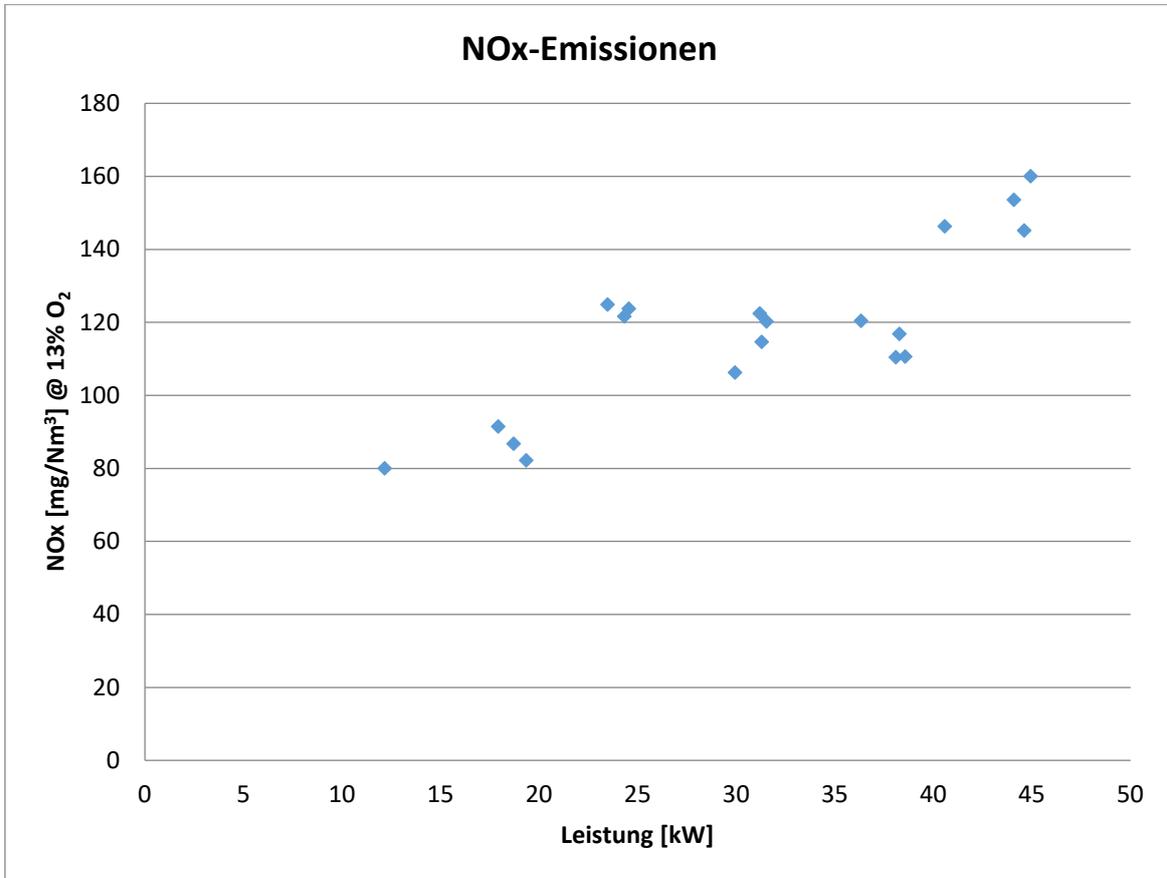


Abbildung 103 HGB 50 - NO_x-Emissionen über den gesamten Leistungsbereich

Die NO_x-Emissionen zeigten eine starke Abhängigkeit von der Leistung, da mit zunehmender Leistung die Flammtemperatur stieg. Zur Kühlung der Venturi-Düse wurde beim Brenner eine Tertiärluftzufuhr eingebaut. Dies führte auch zur Verringerung der NO_x-Emissionen. Der dazu führende Mechanismus ist jedoch nicht klar.

Fazit

- Der Brenner zeigte von Inbetriebnahme an tiefe Emissionen.
- Die Einstellmöglichkeiten erlauben detaillierte Analyse des Verbrennungssystems
- Ein breites Lambda-Fenster mit tiefen Emissionen erlaubt eine stufenlose Regelung mit tiefen Emissionen.



Überprüfung nach EN 15270 [2]

Vergleicht man den Stand des Brenners mit der dazu vorgesehenen Norm, so sind noch einige offene Punkte vorhanden:

Material

Die zum Bau des Brenners verwendeten Werkstoffe müssen allen üblicherweise auftretenden chemischen, mechanischen und thermischen Beanspruchungen standhalten.

Die Materialien, welche in der Vergasungszone verwendet werden, dürfen nicht aus Stahl sein. Dies hat der Eisenanteil in der Asche klar aufgezeigt. Auch ohne Analyse sind die Abnutzungsspuren nach ca. 500 Betriebsstunden am Bodenblech des Innengehäuses sichtbar.

Oberflächentemperaturen

Die Oberflächentemperatur von zugänglichen Brennerteilen, bei denen ein Kontakt mit brennbaren Stoffen wahrscheinlich ist, darf 85 °C nicht überschreiten.

Stellenweise wurden trotz isoliertem Brennergehäuse Temperaturen > 85 °C gemessen. Diese können durch die Brennerhaube gesenkt werden (vgl. Abbildung 12)

Sicherheit gegen Ausfall der Versorgung mit Verbrennungsluft

Der Ausfall der Verbrennungsluftversorgung darf nicht zu einem im Kessel gemessenen CO-Gehalt von mehr als 5 % führen.

Bei einem Ausfall der Verbrennungsluft oder totalem Stromausfall kann die Pyrolyse im Vergaser nicht sofort gestoppt werden. Durch die noch nicht umgesetzten Pellets in der heißen Vergasungszone kann ein kritischer Zustand im Kessel erreicht werden. Hierzu muss noch eine Notfallstrategie mit Spülluft oder zusätzlichen Klappen erarbeitet werden.

Schlackebildung

Es darf keine Schlackebildung auftreten, die die Verbrennungseigenschaften während der Prüfung wesentlich verschlechtert.

Langzeittests müssen noch zeigen, ob der neu konstruierte Rost über ein Wartungsintervall ohne Bildung von störender Schlacke betrieben werden kann. [2]



6. Fazit

In der dokumentierten Projektphase 2 konnte der neue Prototyp HGB 50 erfolgreich in Betrieb genommen werden. Dazu wurde ein Prüfstand mit einem Öl-Kessel und diverser Mess- und Steuertechnik aufgebaut. Es zeigte sich, dass die Geometrie und die Komponenten korrekt ausgelegt wurden, um den gewünschten Leistungsbereich von 20 - 50 kW zu erreichen. Auch ist dies ein Beweis für das robuste und einfache System des HGBs.

Durch die Charakterisierung des Brenners mittels Parametervariation von Leistung, Luftüberschuss sowie Primär- und Sekundär-Luftverhältnis konnten Abhängigkeiten sowie Grenzen des Brenners aufgezeigt werden. Der Brenner kann mit einem Lambda-Vergasung zwischen 0.15 - 0.25 betrieben werden und zeigt niedrige CO-Emissionen ($< 20 \text{ mg/Nm}^3$) bei einem Lambda (gesamt) zwischen 1.15 bis 1.7 im stabilen Betrieb. Diese Werte sind vergleichbar mit Öl- und Gasbrennern. Die CO- und OGC Emissionen sind tiefer als die gesteckten Zielwerte für den stabilen Betrieb. Einzig die Staubemissionen zeigen Konzentrationen zwischen 2 - 10 mg/Nm^3 was den Zielwert von 5 mg/Nm^3 bei 13 % O_2 teilweise überschreitet. Betrachtet man die Emissionen die über alle Betriebsphasen (inklusive Start und Stopp) anfallen so werden alle Zielwerte (CO $< 50 \text{ mg/Nm}^3$, Feinstaub $< 5 \text{ mg/Nm}^3$ und OGC $< 10 \text{ mg/Nm}^3$ alle bei 13 % O_2) eingehalten. Auch konnte durch gezielte Massnahmen der Wirkungsgrad gesteigert werden.

Während der Testphase wurden jedoch auch Schwächen (der aktuellen Ausführung) des Brenners erkannt, wie zum Beispiel das Verschlacken des Rostes. Diese Probleme wurden in zusätzlichen Arbeitspaketen bearbeitet und optimiert, indem ein zusätzlicher Kamm die Glutzone auf dem Rost durchwühlt was eine bessere Abaschung bewirkt und die Verschlackung verringert. Auch können die Temperaturen auf dem Rost durch Abgasrezirkulation in die Primärzone verringert werden.

Weiter konnten wesentliche Fortschritte im Verständnis zur Funktionsweise des HGB gemacht werden. Durch die neuen Prüfstände (Start-Prüfstand, Einzel-Pellet-Vergaser mit Vergasungs-Prozess-Modellierung) konnten wesentliche Details des HGB untersucht werden und weitere Schritte in der Übertragbarkeit des Pyro-Man-Prototyps auf ein serientaugliches Produkt gemacht werden. Die entstehenden CO-Frachten beim Start konnten um 88 % im Vergleich zum Pyro-Man verringert werden. Vor allem die Zündung von Oben und die Reduktion der Luftzufuhr konnten die Emissionen mindern.

Durch die Holzgasanalyse konnte der Vergasungsprozess besser verstanden werden. Es konnte aufgezeigt werden, dass der Brenner in einem breiten Betriebsfenster (Lambda-Vergasung) betrieben werden kann. Die Vergasung läuft, wie bei einem Gegenstrom-Festbettvergaser bekannt, sehr robust ab. Auch feuchtere Brennstoffe können theoretisch durch Anpassung bzw. Erhöhung der Primärluft verbrannt werden.

Kondensat und Ascheanalysen zeigten den effizienten und sauberen Betrieb des HGBs auf. Durch die Rostkonstruktion ist der Restkohlenstoffgehalt minimiert worden. Durch die saubere Verbrennung konnte eine Verschmutzung im Brennwertwärmetauscher verhindert werden und das Kondensat kann in der Kanalisation entsorgt werden.

Vergleicht man den Stand des Brenners mit der dafür gültigen Norm (EN 15270), so muss er noch hinsichtlich Materialbeständigkeit, Oberflächentemperaturen, Ausfall der Verbrennungsluft und Schlackebildung optimiert werden. Es muss darauf geachtet werden, dass in der heissen und sauerstoffarmen Vergasungszone mit korrosionsbeständigem Material gearbeitet wird. Auch ein Ausfall der Verbrennungsluft bedarf einer sehr genauen Betrachtung.

Auch zeitlich und finanziell liegt das Projekt im Projektplan. So konnte auch die zweite Projektphase im vorgegebenen Rahmen abgeschlossen werden. Es ist geplant, das Projekt in Phase 3 mit der Validierung und Markteinführung fortzusetzen.



7. Literaturverzeichnis

[1]	Jorma Jokiniemi et al., Fine particle emissions of a novel type of gasification combustion pellet burner, Konferenz Proceedings, CEBC Graz 2011
[2]	EN 15270 2007-12, Pelletbrenner für kleine Heizkessel - Definitionen, Anforderungen, Prüfung, Kennzeichnung
[3]	Nussbaumer, T.: Holzenergie – Teil 4: Automatische Holzheizungen, Schweizer Bau-dokumentation, Artikel 00530, Blauen, Mai 2008
[4]	Rauber Alexander, P5/P6-Arbeit "Charakterisierung Holzgasbrenner", FHNW / IBRE, 2016
[5]	Kaltschmitt Martin et al.: Energie aus Biomasse, Grundlagen, Techniken und Verfahren, 2009
[6]	Kimmo Ahola 2009, Patent EP2314918A2, Device for gasification and combustion of solid fuel
[7]	Kaiser Jan-Marco (2015), Projektdokumentation: Bau eine Pellet-Holzvergasers, FHNW
[8]	Schüßler I. et al., Schwachstellenanalyse an BHKW-Vergaseranlagen, Schlussbericht TU Dresden / HS Zittau/Görlitz, (2009)
[9]	Schneider M., Experimentelle und mathematische Modellierung der Festbettvergasung am Beispiel der Gleichstromvergasung von Holz hackschnitzeln, Dissertation an der TU Dresden, (2003)
[10]	Hahn J. et al., LWF Merkblatt 12 – Der Energieinhalt von Holz, Bayerischen Landes-anstalt für Wald und Forstwirtschaft, (2014)
[11]	EN ISO 16993 2015-4. Solid biofuels -- Conversion of analytical results from one basis to another
[12]	Obernberger, 1997, Aschen aus Biomassefeuerungen - Zusammensetzung und Verwertung, Technische Universität Graz
[13]	SN EN 1948-1 2006-06. Emissionen aus stat. Quellen dioxin-ähnliches PCB_ Teil1 Probenahme
[14]	suissetec, Kondensat. Kondensatableitung und -entsorgung. In: info, 2009, Nr. 1
[15]	Lieferantenverband Heizungsmaterialien Procal (2002), Merkblatt Kondensationstechnik
[16]	BAFU, Empfehlungen für die Ableitung von Abwässern aus Konensationsheizkesseln ("Brennwertkessel"), 1988
[17]	Neuenschwander et al., Grundlagen der Abgaskondensation bei Holzfeuerung, 1998
[18]	Vela Solaris, «Polysun», Winterthur 2016