



forschen.
vernetzen.
anwenden.

Innovationsreport 2019

Industrielle Gemeinschaftsforschung

IGF-Forschungsvorhaben 19119 N

Weiterentwicklung der thermochemischen Rekuperation für Blockheizkraftwerke hinsichtlich Effizienzsteigerung und Emissionsminderung

Laufzeit:

01.08.2016 – 31.07.2019

Beteiligte Forschungsstelle(n):

Zentrum für BrennstoffzellenTechnik ZBT GmbH,
Duisburg

Universität Duisburg-Essen
Institut für Verbrennung und Gasdynamik
Lehrstuhl für Reaktive Fluide

iuta.de

Schlussbericht

zu IGF-Vorhaben Nr. 19119 N

Thema

Weiterentwicklung der thermochemischen Rekuperation für Blockheizkraftwerke hinsichtlich Effizienzsteigerung und Emissionsminderung

Berichtszeitraum

01.08.2016 - 31.07.2019

Forschungsvereinigung

Institut für Energie- und Umwelttechnik e. V. - IUTA

Forschungseinrichtung(en)

Zentrum für BrennstoffzellenTechnik, ZBT

Institut für Verbrennung und Gasdynamik der Universität Duisburg-Essen, IVG

Duisburg, 19.12.2019

Dr. Christian Spitta

Prof. Sebastian Kaiser

Ort, Datum

Name und Unterschrift aller Projektleiterinnen und Projektleiter der
Forschungseinrichtung(en)

Gefördert durch:

Inhaltsverzeichnis

Ergebnisse und Zielsetzungen	3
Ausführliche Darstellung der erzielten Ergebnisse	8
Verwendung der Zuwendung	114
Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse.....	115
Ergebnistransfer.....	117
Durchführende Forschungsstellen.....	119
Förderhinweis.....	119
Literaturverzeichnis	119

Ergebnisse und Zielsetzungen

Geordnet nach den im Antrag formulierten Arbeitspaketen fasst die nachfolgende Tabelle die angestrebten Ziele in der Gegenüberstellung zu den erzielten Ergebnissen zusammen.

Forschungsstelle 1: Zentrum für BrennstoffzellenTechnik, ZBT

Forschungsstelle 2: Institut für Verbrennung und Gasdynamik der Universität Duisburg-Essen, IVG

Angestrebte Ziele	Erzielte Ergebnisse
Arbeitspaket 1	
<p>ZBT:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Abstimmung zur Umsiedlung des Dachs zum IVG abgestimmt. • Vollständige Deinstallation des Dachs am ZBT • Planung Transport des Dachs zum IVG • Planung Transport des TCR-Reformers zum IVG • Ausarbeitung der Betriebsparameter für das TCR-Systems • Erstellung eines Messplans für die Motoruntersuchungen mit synthetischem Reformatgas • Gemeinsame, intensive Bewertung der experimentellen Ergebnisse mit IVG 	<ul style="list-style-type: none"> • Deinstallation des Dachs und Aufstellung und Installation des Versuchsträgers in den Laboren des IVG. • Transport des Reformers zum IVG zur Vorbereitung der Kopplung des Dachs mit dem TCR-Reformer. • Übergabe der Betriebsparameter für das TCR-Systems und Messplanerstellung mit dem IVG für die Motoruntersuchungen mit synthetischem Reformatgas.
<p>IVG:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Erweiterung der Mess- und Regeltechnik am Prüfstand, siehe auch 2.1, „Geräte“. • Umfassende motorische Messungen mit Mischungen aus CH₄/H₂/CO sowie CH₄/H₂/CO/CO₂ als Kraftstoff (Brenngas) durchgeführt • Dabei auch Variation des Zündzeitpunktes (ZZP) und des Kraftstoff/Luft-Verhältnisses λ 	<ul style="list-style-type: none"> • Prüfstand für Messaufgabe nun besser geeignet • Bei gleichem ZZP und λ erwartungsgemäß höherer Wirkungsgrad, aber auch höhere NO-Emissionen bei Zugabe von H₂/CO zum CH₄. • Verminderung der NO-Emissionen unter den Grenzwert der TA Luft (100 mg/m³) durch Gemischabmagerung für alle Brenngase möglich. Dabei aber gleichzeitig Verminderung des Wirkungsgrades und der Leistung. • Aber diese negativen Auswirkungen sind mit CO/H₂ und CO/H₂/CO₂-haltigen Mischungen deutlich geringer, bei gleichzeitiger geringeren CH₄-Emissionen („Methanschlupf“) • Sowohl mit 45%CH₄+50%H₂+5%CO also auch mit Reformatgas (42%CH₄+46%H₂+9.5%CO₂+2.5%CO) wird der gleiche Wirkungsgrad wie im Serienzustand, aber bei nur 40 mg/m³

	<p>NO, erreicht.</p> <ul style="list-style-type: none"> • Dabei sinkt bei $\lambda = 1.93$ die innere Leistung von 7.4 auf 6.4 kW, die CH₄-Emission auf 90% des Serienzustandes und die Abgastemperatur von 470°C im Serienzustand auf 380°C. • Klopfen wurde bei keiner Gaszusammensetzung beobachtet, aber Glühzündung an unbekannter Stelle im Motor bei 50% H₂ und $\lambda \approx 1$.
Arbeitspaket 2	
<p>ZBT:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Definition der relevanten Schnittstellen als Basis der konstruktiven Auslegung der Kopplung • Erstellung eines ersten Konzeptes zur Kopplung des TCR-Reaktors mit dem Dachs (in Zusammenarbeit mit dem IVG) • Erstellung einer (vorläufigen) Betriebsanleitung des TCR-Reaktors • Unterstützung bei der Planung inkl. Sicherheitskonzeptes und dem Aufbau des Teststandes zum gekoppelten Betrieb • Planung, Fertigung und Installation des Schaltschranks für den gekoppelten Betrieb • Programmierung der Teststandsregelung für den gekoppelten Betrieb • Reduzierung des Katalysators • Gemeinsame, intensive Bewertung der experimentellen Ergebnisse mit IVG 	<ul style="list-style-type: none"> • Die Schnittstellen für die Hauptgaswege (Flansche EN1092-1, Typ01, DN32, PN16), für die Gasentnahmestellen für die Gasanalytik (6 mm Klemmringverschraubung) und die Sensorik (Thermoelemente Typ K, Druckmessdosen) wurden definiert. • Die Kopplung des Dachs mit dem TCR-Reaktor kann zur Schwingungsentkopplung über flexible Verbindungen (Metallflexschläuche; $T < 700\text{ °C}$, $p < 500\text{ mbar}$) realisiert werden. Eine Marktrecherche zur Verfügbarkeit wurde durchgeführt. • Ein Isolationskonzept wurde erarbeitet. Z.B. können die Schlauchverbindungen zur Schwingungsentkopplung mit HT-Isoliermatten isoliert werden. Rohrverbindungen und Reaktoren mit Isolier-Halbschalen. Entsprechende Materialien wurden identifiziert. • Definition der nötigen Infrastruktur für den gekoppelten Betrieb • Das P&ID für den gekoppelten Betrieb des Reformierreaktors und dem Dachs wurde unter Berücksichtigung der Gaszufuhr, der Verdampfung, der Reduzierung und dem Reformierungsbetrieb gemeinsam entwickelt. Ebenso wurden die sicherheitstechnischen Anforderungen eingearbeitet. • Der Schaltschrank wurde geplant, gefertigt und für den Systembetrieb installiert. Alle Funktionen wurden getestet. • Die Teststandsregelung wurde in LabView programmiert und getestet. • Der Katalysator des Reformierreaktors wurde für den gekoppelten Betrieb reduziert und die Funktionalität aller

	Komponenten getestet.
<p>IVG:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Auslegung und Beschaffung von Rohrleitungen, Rohrdurchführungen, thermische Isolationen. • Planung/Anordnung von Messstellen und hardwareseitigen oder mechanischen Sicherheitsbegrenzern für Druck und Temperatur. • Physische Kopplung von BHKW und TCR. • Sukzessiver Test aller Systemkomponenten • Beurteilung der Gefährdungspotenziale am gekoppelten Prüfstand • Betrieb des BHKW ohne Dampfreformierung im gekoppelten Zustand. • Aktivierung des TCRs im gekoppelten Systembetrieb. • Betrieb des BHKW mit Dampfreformierung im gekoppelten Zustand. 	<ul style="list-style-type: none"> • Rohrleitungsplan (Fließbild) BHKW + TCR + Anbauteile erstellt • Sicherheitsbezogene Maßnahmen (z.B. Schutz vor heißen Oberflächen) wurden getroffen. • Technische Zeichnungen für Bauteile erstellt. • Strömungserhitzer, BHKW und Reformer wurden nach Kopplung erfolgreich getestet. • Gefährdungsbeurteilung wurde für den Prüfstand erstellt und mit Sicherheitsbeauftragten durchgesprochen. • Druckverläufe und Temperaturen im Erdgas- und Methanbetrieb sind ähnlich zu denen im Originalzustand vom BHKW. • Bedingt durch den geringeren Strömungswiderstand des TCRs im Vergleich zum vorher verbauten Katalysator ist nun der Abgasgegendruck 250 mbar geringer. • Verbrennungsschwerpunkt hat sich tendenzielle nach später im Zyklus (um 0.5°KW) verschoben. • Abgastemperatur am Reformereintritt ist höher als 460°C bei $\lambda = 1,6$ (Erdgasstandardbetrieb) und höher als 500°C bei $\lambda = 0,97$ (Methanbetrieb). • Der TCR wurde mit N₂ und H₂ unter zusätzlicher Ausnutzung der Abgaswärme aktiviert. • Um den Motor auf Reformatgas aus dem TCR zu betreiben sollten folgende Schritte durchgeführt werden: <ul style="list-style-type: none"> ○ Motorbetrieb auf Erdgas ○ Reformer mit Methan und Wasser durchströmen dabei Reformatgas in die Abgasnachverbrennung ○ Zusammensetzung des produzierten Reformatgases mit Messschrank online überprüfen ○ Umschaltung von Erdgas- auf Reformatbetrieb über Umschaltmagnetventile. • Gekoppelter Betrieb des Dachs-BHKW

	<p>mit vorgeschalteter TCR ist stabil möglich</p> <ul style="list-style-type: none"> • Gute Übereinstimmung der Reformatgaszusammensetzungen mit thermodynamischem Gleichgewicht • Parametervariation bei S/C = 1 von λ und Zündzeitpunkt <ul style="list-style-type: none"> ○ Signifikante Steigerung des Wirkungsgrads ○ Abmagerung führt zur Verringerung von NO-Emissionen aber auch Wirkungsgrad ○ Früherer Zündzeitpunkt erhöht Wirkungsgrad und NO-Emissionen ○ Höchster Wirkungsgrad bei $\lambda = 1,75$ mit 42,9% innerer Wirkungsgrad und 88 mg/m³ NO-Emission (37% und 134 mg/m³ im Serienbetrieb) ○ Nur geringe Leistungseinbußen.
<p>Arbeitspaket 3</p>	
<p>ZBT:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Bestimmung der Zusammensetzung methanhaltiger Brenngase • Durchführung von thermodynamischen Gleichgewichtssimulationen für die Brenngase • Bestimmung der Betriebsparameter für die Reformierung der Brenngase • Planung und Aufbau eines Teststandes für die Reformierungsuntersuchungen • Katalysatorbeschaffung • Planung, sicherheitstechnische Betrachtung und Aufbau des Teststandes für die Reformierungsuntersuchungen wurde durchgeführt und der Teststand aufgebaut und in Betrieb genommen. • Katalysatortests wurden durchgeführt und die Reformierungseigenschaften vorhandener Katalysatoren für niederkalorische Brenngase bei unterschiedlichen Reformierungstemperaturen, Raumgeschwindigkeiten und S/C-Verhältnissen bestimmt. • Gesamtsystemsimulation mit AspenPlus® 	<ul style="list-style-type: none"> • Recherchiert wurden Zusammensetzungen methanhaltiger Brenngase (z.B. H-Gas, L-Gas, Biogas/ Faulgas, Deponiegas und Grubengas). Aus den Zusammensetzungen wurden typische Konzentrationen der Hauptkomponenten (CH₄, CO₂, N₂) abgeleitet und eine Matrix für die Gleichgewichtssimulationen erstellt. • Durchführung der Gleichgewichtssimulationen mit AspenPlus® inklusive Bestimmung der Grenzen der Kohlenstoffabscheidung. • Ableitung der relevanten Reformierungsparameter wie Temperatur und S/C-Verhältnis zur Vermeidung der Kohlenstoffabscheidung bei der Reformierung. • Ein Teststand zur Durchführung der Reformierungsuntersuchungen wurde geplant und aufgebaut. • Für das Katalysatorscreening wurden unterschiedliche Katalysatoren auf Nickel- und Edelmetallbasis beschafft. • Inbetriebnahme des Teststandes und Durchführung experimenteller Untersuchungen.

	<ul style="list-style-type: none"> • Für die Zusammensetzungen methanhaltiger Brenngase (H-Gas, L-Gas, Biogas/ Faulgas, Deponiegas und Grubengas) wurden Reformierungsuntersuchungen durchgeführt. Es zeigte sich, dass die untersuchten Katalysatoren im Temperaturbereich von 400 bis 750 °C die Edukte bei Raumgeschwindigkeiten von bis 2.500 1/h und S/C-Verhältnissen von 0,8 bis 3,0 bis zum thermodynamischen Gleichgewicht umsetzen. • Für Raumgeschwindigkeiten von 5.000 1/h setzten die Katalysatoren für Temperaturen von 550 bis 750 °C die Edukte bis zum thermodynamischen Gleichgewicht um. • Lebensdaueruntersuchungen zur Stabilität des Katalysators zeigen, dass ein Temperaturniveau von 750 °C für die Reformierung zu einer schnelleren Alterung des Katalysators führt als eine Reformierung bei maximal 700 °C. • Erstellung einer Gesamtsystems simulation, die es ermöglicht, die unterschiedlichen Betriebszustände adäquat abzubilden und Folgerungen zur Wärmeintegration und Übertragbarkeit auf andere BHKW zuzulassen. • Die Gesamtsystems simulationen zeigen, dass eine thermische Kopplung der TCR-Technik in BHKW ohne Einschränkung möglich ist. Sowohl die Temperaturniveaus als auch die zur Verfügung stehenden Wärmen sind ausreichend für die Verdampfung/Vorwärmung, Überhitzung und Reformierung.
<p>IVG:</p> <ul style="list-style-type: none"> • 1D Motorsimulation mittels GT-Power vom gekoppelten Systembetrieb mit bekannter Gaszusammensetzung. 	<ul style="list-style-type: none"> • Motorsimulation des Systembetriebs (Motor + TCR) • Wärmetransfer und Durchflussbeiwert der Ventile wurden angepasst. • Verbrennungstemperaturen sind niedriger im Systembetrieb bei $\lambda = 1,75$ als im Serienbetrieb mit Erdgas → Weniger NO_x wird gebildet.
<p>Arbeitspaket 4</p>	
<p>ZBT:</p> <ul style="list-style-type: none"> • Wirtschaftlichkeitsbetrachtung unter Berücksichtigung der erzielten Ergebnisse 	<ul style="list-style-type: none"> • Auf Basis der ermittelten Ergebnisse wurden die spezifischen Katalysatorkosten zu 8-12 €/kW_{el.} für Nickelkatalysatoren bzw. 32 €/kW_{el.} für

	Edelmetallkatalysatoren bestimmt.
IVG: -	

Ausführliche Darstellung der erzielten Ergebnisse

Nachfolgend werden die Arbeitsinhalte und die Bearbeitung der Arbeitspakete vorgestellt.

Arbeitspaket 1: Experimentelle Untersuchung der motorischen Leistung, Wirkungsgrad, Schadstoffemissionen und Neigung zu Klopfen und Frühzündung im Synthesegasbetrieb

Dieses Kapitel wurde in der Dissertation von Wiemann in [1] veröffentlicht. Weitere Details können in der Niederschrift eingesehen werden.

Prüfstand und Messtechnik

SenerTec Dachs-BHKW

Der für die TCR-Kopplung verwendete Gasmotor stammt aus dem Hause Fichtel & Sachs und ist in dem Mikro-BHKW *Dachs* des Herstellers SenerTec integriert. Die technischen Daten sind der Tabelle 1 zu entnehmen.

Tabelle 1: Technische Daten des SenerTec Dachs für den Erdgasbetrieb im Originalzustand [2].

Zylinder / Anordnung	1 / liegend
Hubraum	579 cm ³
Hub	91 mm
Bohrung	90 mm
Ventile	2
Verdichtungsverhältnis	13,26:1
Pleuellänge	155,5 mm
Schubstangenverhältnis	0,29
Drehzahl	2450 min ⁻¹
Elektrische Leistung	5,0 - 5,5 kW _{el}
Thermische Leistung	12,3 - 12,5 kW _{therm}
Steuerzeiten Einlass	38 °KW v. OT – 68 °KW n. UT

Das BHKW ist ein anschlussfertiges Komplettaggregat und besteht im Wesentlichen aus einem liegenden Viertakt-Einzylinder-Hubkolbenmotor, welcher über ein einstufiges Getriebe einen wassergekühlten Asynchrongenerator zur Stromerzeugung antreibt, und einem Abgaswärmetauscher. Zu erwähnen ist dabei die Monoblock-Bauweise des Motors, wodurch eine Zylinderkopfdichtung nicht erforderlich ist.

Das Dachs-BHKW wird im Originalzustand mit einem Verbrennungsluftverhältnis von $\lambda = 1,6$ als Magermotor betrieben. Daraus lässt sich ableiten, dass es sich dabei um ein emissionsoptimiertes Konzept handelt, da die Verdünnung durch Luft die NO_x-Emissionen

senkt, jedoch den Wirkungsgrad negativ beeinflusst. Ein im Abgaswärmeübertrager integrierter Oxidationskatalysator dient zusätzlich zur Reduzierung von CO und HC-Emissionen.

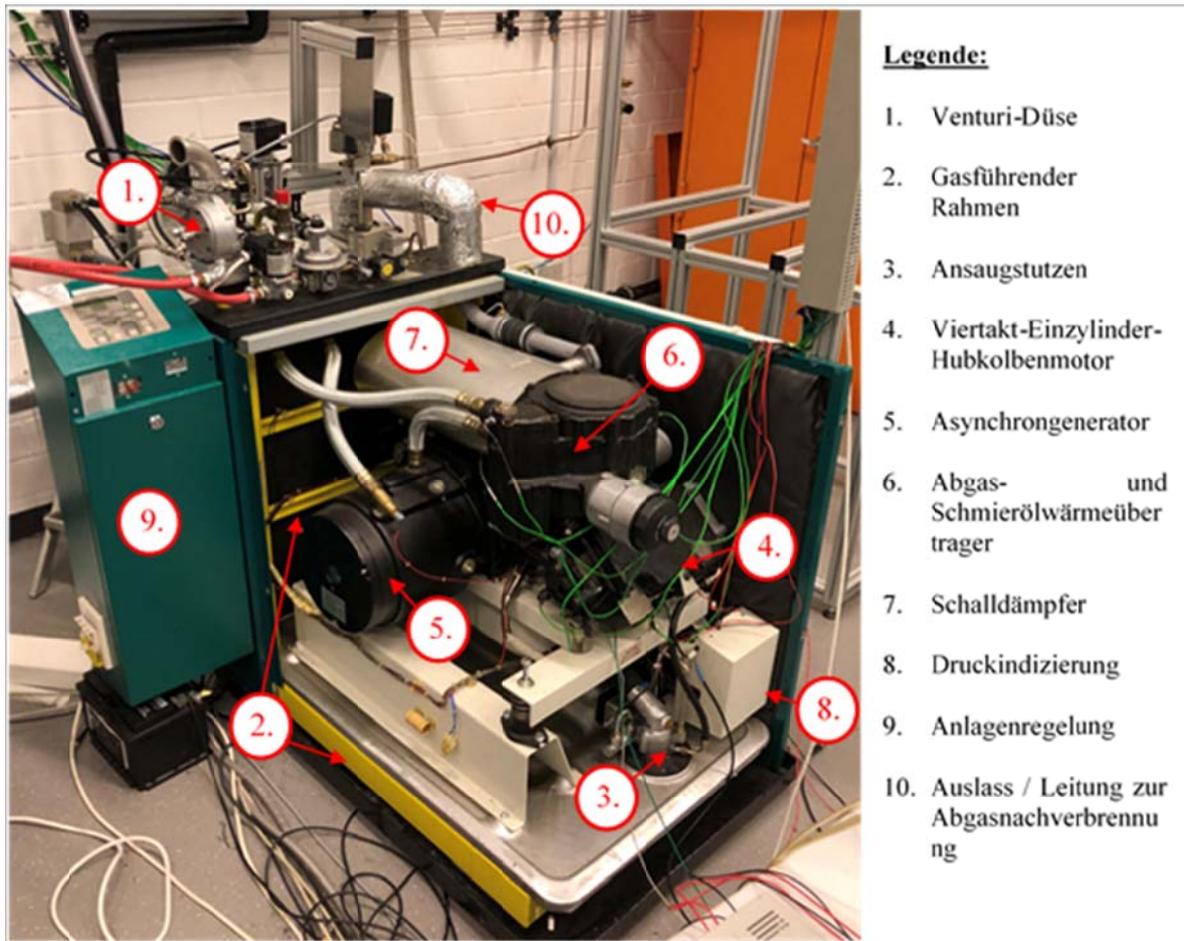


Abbildung 1: Geöffneter SenerTec Dachs zur Darstellung der Einzelaggregate.

Eine Erdgaszufuhr erfolgt über die städtische Erdgasversorgung und gelangt über eine Magnetventilsteuerung zu einer Venturi-Düse (Pos. 1, Abbildung 1), in welcher das Erdgas mit der Luft vermischt wird. Anschließend gelangt das homogene Erdgas-Luft-Gemisch über den gasführenden Rahmen in den Ansaugstutzen und schließlich in den Einzyylinder-Hubkolbenmotor zur weiteren Verbrennung. Der Motor liefert sowohl Abwärme als auch mechanische Energie, die über den Asynchronmotor in elektrische Energie umgewandelt wird. Motorabwärme und Abgaswärme werden mittels Wärmeübertragereinheiten ausgenutzt. Im Anschluss an die motorische Verbrennung durchläuft das Abgas den Abgaswärmeübertrager mit integrierten Oxidationskatalysator, ehe das Abgas über einen Schalldämpfer den Dachs letztlich über die Rohrleitung zur Abgasnachverbrennung verlässt. Die einzelnen im Dachs verbauten Komponenten sind in Abbildung 1 zur näheren Erläuterung aufgeführt.

Der Großteil der im Dachs-BHKW erzeugten Leistung ist thermisch. Diese heizt mit Hilfe von Wärmeübertragern Kühlwasser auf, welches innerhalb eines externen Heizkreislaufes genutzt werden kann. Dabei durchläuft das zunächst kalte Kühlwasser jeweils Generator- und Schmierölwärmeübertrager, ehe es in den Wassermantel des Motorzylinders und schließlich in den Abgaswärmeübertrager gelangt. Über eine Kühlmittelpumpe gelangt das aufgewärmte

Kühlwasser anschließend an eine Kühlwasserthermostatregelung. Je nach Temperatur erfolgt eine Regelung des Kühlwassers über einen Bypass zurück in den internen Kühlkreislauf im Dachs an die Position nach Schmierölwärmeübertrager oder aber in den Kühlwasseraustritt, für die Nutzung des heißen Kühlwassers in einem externen Heizkreislauf. Im Laborbetrieb erfolgt eine Gegenkühlung des aufgeheizten Kühlwassers über einen externen Wärmeübertrager gegen die Hauskühlung. Im Originalzustand wird der Dachs wärmeorientiert, sprich eigenständig bei thermischem Leistungsbedarf, betrieben.

Die Abbildung 2 verdeutlicht den Kühlkreislauf im Dachs-BHKW.

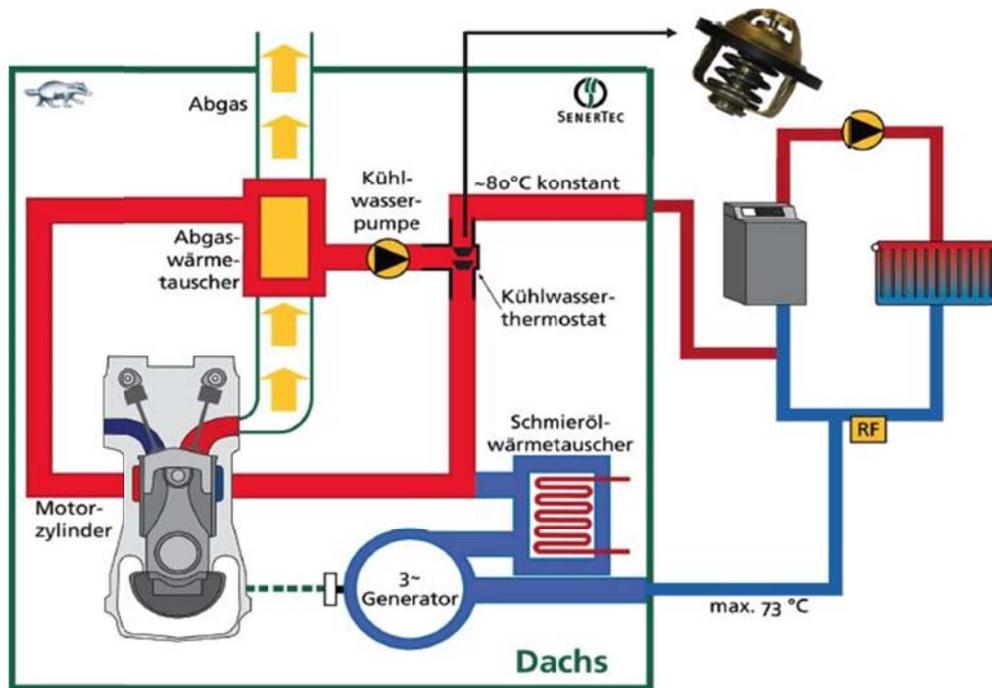


Abbildung 2: Kühlkreislauf im SenerTec Dachs-BHKW [2].

Wie in Abbildung 3 dargestellt, wurden für eine vollständige thermodynamische Erfassung zusätzlich Messgeräte und Sensoren am Dachs implementiert. Dabei wurden jeweils Niederdrucksensoren im Ansaug- und Abgastrakt (Fa.: Kistler, Typ 4007BA5FA2) mit Messgrößen bis 5 bar und 200 °C und einem piezoelektrischen Hochdrucksensor im Brennraumdach des Motorzylinders bis 250 bar und 400 °C (Fa.: Kistler, Typ 6045A32) angebracht. Aufgrund der hohen Abgastemperaturen im Abgastrakt wurde der dort angebrachte Niederdrucksensor in einen wassergekühlten Umschaltadapter (Fa.: Kistler, Typ 7533A14) eingebaut. Darüber hinaus sind diverse Temperatursensoren im Ein- und Auslass, im Kühlwasserkreislauf vor und nach den jeweiligen Wärmeübertragereinheiten integriert [1].

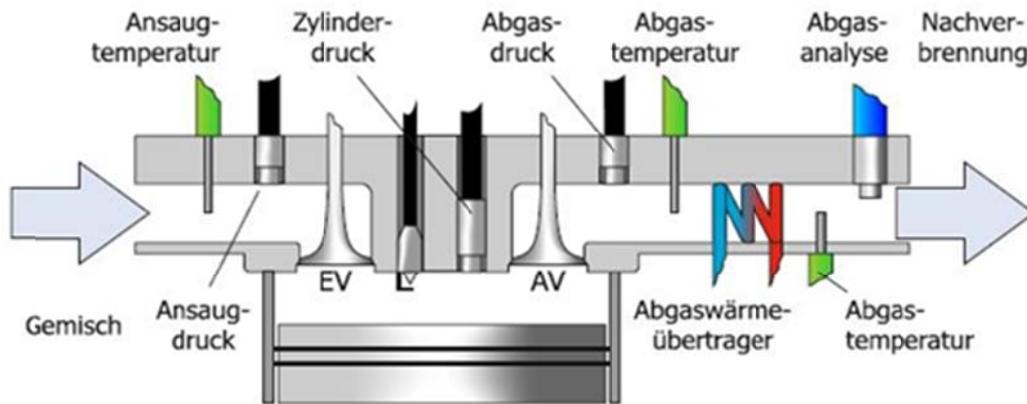


Abbildung 3: Messinstrumentierung am SenerTec Dachs.

Für einen Synthesegasbetrieb sind am IVG einige Modifikationen am Dachs durchgeführt worden. Unterhalb der Venturi-Düse wurde eine zusätzliche Einlassstelle angebracht, die einen Synthesegasbetrieb ermöglicht. Dadurch besteht die Möglichkeit dem Dachs alternative Gasgemische zuzuführen. Alle weiteren Versuchsträger, welche die Gasversorgung beeinflussen, wurden im serienmäßigen Zustand belassen. Des Weiteren erfolgte ein Zündkerzenaustausch. Statt einer serienmäßigen Vorkammerzündkerze wird eine Hakenzündkerze verwendet, um dem durch die wasserhaltigen Brennstoffgemische gesteigerten Risiko einer Glühzündung entgegenzuwirken. Gleichzeitig erfolgt durch die Hakenzündkerze eine Verringerung der Flammengeschwindigkeit und der Hauptverbrennung, da diese nur einen einzelnen Zündfunken erzeugt, statt der fünf Zündfunken bei einer serienmäßig verbauten Vorkammerzündkerze. Zusätzlich ist je nach Betriebsweise eine Zündzeitpunktoptimierung des Ottomotors notwendig. Bei Verwendung einer alternativen Gasversorgung ist zu beachten, dass der Dachs über eine serienmäßige Anlagenregelung verfügt. Dabei erfolgt zunächst eine Drosselung der Motor Ansaugung, sofern sich das BHKW außerhalb eines bestimmten Leistungsbereiches befindet. Reicht dies nicht aus, wird die Anlage heruntergefahren. Modifikationen und der Betrieb des Dachs-BHKW mit Synthesegas bzw. Reformatgas wurden innerhalb der Dissertation von Sebastian Wiemann erfolgreich umgesetzt und dokumentiert [1].

Reformerreaktor

Für die thermochemische Rekuperation ist neben dem Verbrennungsmotor, ein Reformerreaktor zur Herstellung von Synthesegas bzw. Reformatgas essentiell. Der vom ZBT konzipierte Reformerreaktor ist als Gegenstrom-Rohrbündel-Wärmeübertrager ausgelegt und die Forschungsergebnisse sind in [3, 4] veröffentlicht. Der Reaktor verfügt jeweils über Ein- und Ausgänge für Rohr- und Mantelraum. Wie in Abbildung 4 gezeigt, werden dem Mantelraum des Reformerreaktors heißes Abgas und dem Rohrraum die gasförmigen Edukte zugeführt. Der Abstand zwischen Rohrraum Eingang zu Ausgang beträgt 895 mm, von Mantelraumeingang zu Mantelraumausgang 415 mm.

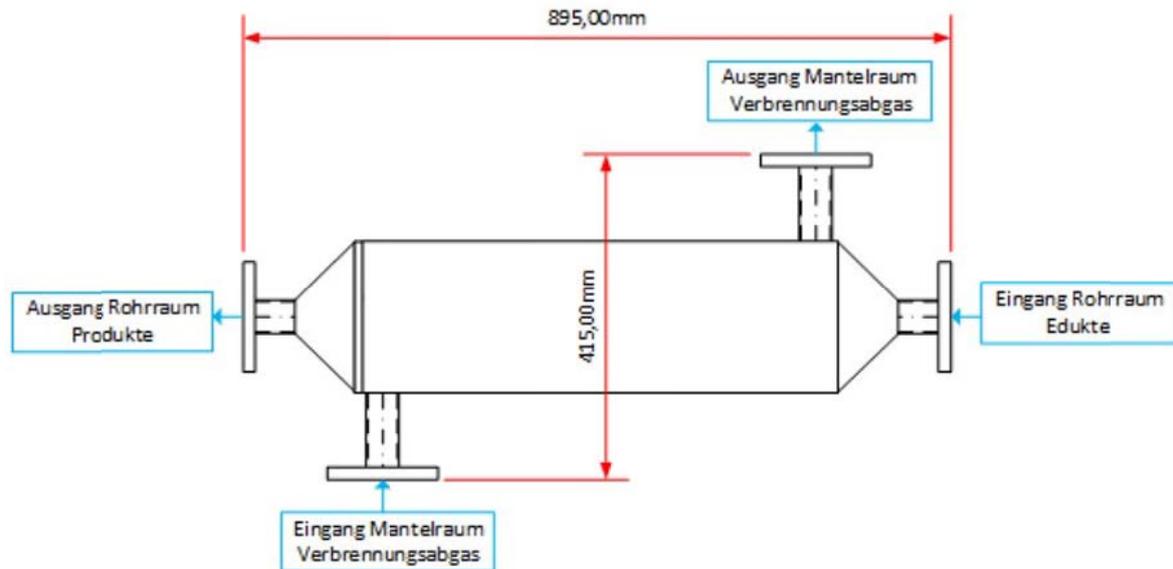


Abbildung 4: Schema des Reformerreaktors [5].

Die Auslegung des Rohrraumes ist so konzipiert, sodass das Rohrbündel zur Hälfte mit Katalysatorschüttung befüllt ist. Die Schüttungskatalysatorzusammensetzung besteht im Wesentlichen aus Nickelmonoxid, Alumosilikat, Aluminiumoxid und Magnesiumoxid. In dem Teil ohne Katalysatorschüttung werden die Edukte aufgewärmt, bevor diese in den Reaktionsbereich gelangen, wo letztlich die eigentliche Dampfreformierung stattfindet. Für die Wärmezufuhr wird dem Reformerreaktor heißes Abgas in den Mantelraum zugeführt, indem sich Umlenkbleche zur Verlängerung des Strömungsweges und gleichzeitigen Verbesserung der Wärmeübertragung des zugeführten Abgases auf das Rohrbündel befinden. Um die Katalysatorschüttung innerhalb der Rohre zu fixieren, sind Siebböden ausgangsseitig und an jedem Rohr vorgesehen. Abbildung 5 verdeutlicht den beschriebenen Aufbau des Reformerreaktors zur Dampfreformierung. Weiterhin verfügt der Reformer über insgesamt vier Anschlussstutzen an den Ein- und Ausgängen für Rohr- und Mantelraum, die für eine Probegasentnahme und die Installation von Drucksensoren vorgesehen sind. Zusätzlich sind 18 Thermoelemente an verschiedenen Messpunkten für eine detaillierte Temperaturverlaufsmessung integriert (vgl. Abbildung 5, T01-T18).

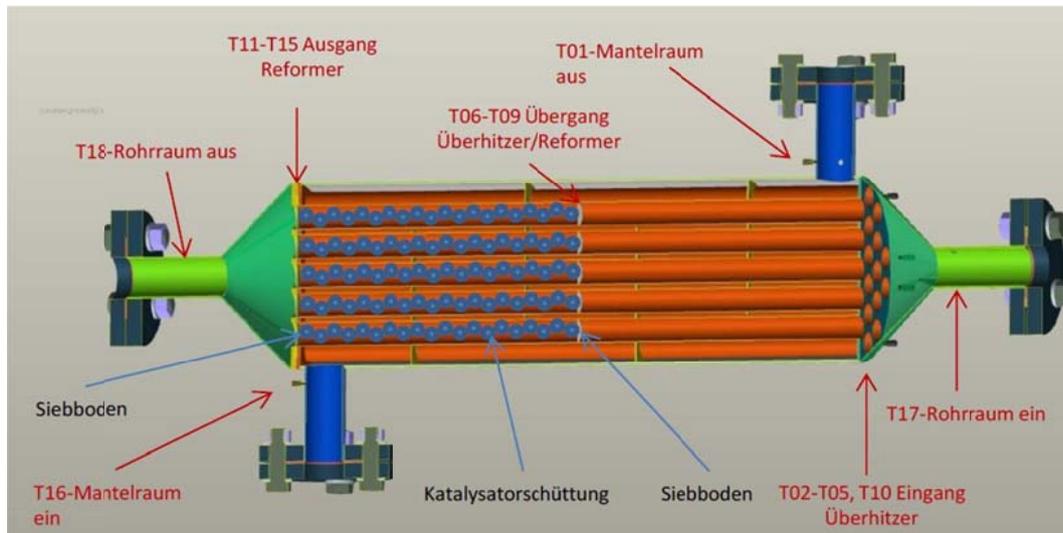


Abbildung 5: CAD-Modell des Reformerreaktor ZBT zur Darstellung des Prinzips der Katalysatorschüttung und der Temperaturmessstellen [5].

Die Grundlage für die Auslegung des Dampfreformers war ein Katalysatorscreening seitens ZBT, wodurch Rückschlüsse für Parameter wie das S/C-Verhältnis oder die Raumgeschwindigkeit (GHSV) möglich sind [4]. In Tabelle 2 sind Auslegungsparameter und Vorgaben vom ZBT für einen kontinuierlichen und reibungslosen Betrieb aufgeführt.

Tabelle 2: Zulässige Betriebsparameter Reformerreaktor nach [4, 6].

Betriebsparameter	
Max. zulässige Temperatur:	600 °C
Max. zulässiger Überdruck im Rohrraum:	50 mbar
Min. zulässiges S/C-Verhältnis:	0,8
Auslegungsvolumenstrom Rohrraum:	90 l _N /min
Auslegungsvolumenstrom Mantelraum:	550 l _N /min

Die angegebenen Betriebsparameter sind aufgrund der Materialbeständigkeit der verwendeten Komponenten bzw. Materialien einzuhalten. Eine Unterschreitung der Temperatur im Reaktionsbereich des Reformers von 400 °C und dem in Tabelle 3.2 angegebenen molarem Verhältnis von Wasserdampf zu Kohlenstoff, kurz dem S/C-Verhältnis, würde Kohlenstoffabscheidungen innerhalb des Rohrraumes hervorrufen.

Im abgeschlossenen Vorhaben 442 ZN [4] sind die Temperaturdifferenz ΔT von 40 K zwischen Abgaseintrittstemperatur und Reformeraustrittstemperatur sowie die Druckverluste Δp von etwa 5 mbar für den Rohrraum und von 10 mbar für den Mantelraum angegeben.

Die Abbildung 6 stellt die Resultate der Reformercharakterisierung für unterschiedliche S/C-Verhältnisse bei einer Reformierungstemperatur von 500 °C dar. Aufgeführt sind dabei sowohl feuchte (mit Wasseranteil) als auch trockene Produktgaszusammensetzungen (ohne Wasseranteil). Die Trockene Produktgaszusammensetzung beschreibt die Gaszusammensetzung, nach Kondensation des Wasseranteils, im Gas. Die Hauptbestandteile sind demnach Wasserstoff (H₂) und nicht umgesetztes Methan (CH₄). Weitere Bestandteile sind

Kohlenstoffmonoxid (CO) mit unter 5 vol.% und Kohlenstoffdioxid (CO₂) mit unter 10 vol.%. Die Reformereingangsleistung von 20,5 kW entspricht Abgastemperaturen von 550 °C.

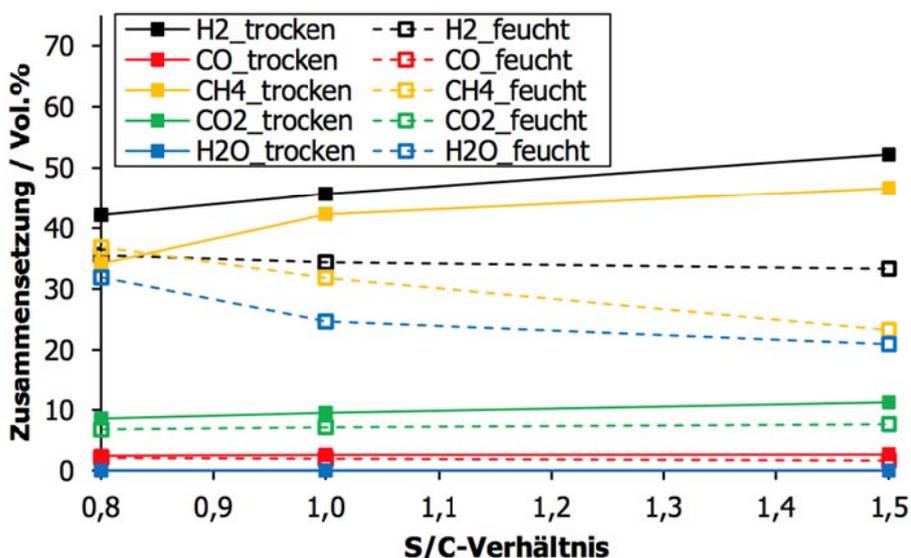


Abbildung 6: Produktgaszusammensetzung des Reformers für eine Eingangsleistung von 20,5 kW in Abhängigkeit des S/C-Verhältnis. Trockene Zusammensetzung mit auskondensiertem Wasseranteil. Feuchte Zusammensetzung ohne Kondensation [17].

Zu berücksichtigen vor einer Inbetriebnahme des Reformierreaktors ist die erforderliche Reduzierung des enthaltenen Katalysators mit einem Reformiergas, bestehend aus einem Gasgemisch aus 5% reinem Wasserstoff und 95% Stickstoff. Für eine Außerbetriebnahme des Reformers ist eine Oxidation mit 5% Luft und 95% Stickstoff für den Katalysator notwendig, da ansonsten die Gefahr der Selbstzündung besteht. Eine ausführliche Anleitung hinsichtlich der In- und Außerbetriebnahme ist in dem Dokument [6] beschrieben.

Versorgungssysteme

Für einen Betrieb mit Reformatgas sind diverse Versorgungssysteme essenziell. Zum einen ist eine Brennstoffzufuhr notwendig, zum anderen auch die Bereitstellung der Luftversorgung.

Ansaugluftversorgung

Die Bereitstellung der Ansaugluft erfolgt über ein spezielles Ansaugluftsystem. Dieses verfügt über einen Luftmassenmesser (Fa.: ABB, Typ Sensyflow FMT 700-P), einen Seitenkanalverdichter (Fa.: Gardner Denver Typ 2BH1 410-7H241) und ein Beruhigungsvolumen. Der Luftmassenmesser (LMM), ausgestattet mit Luftfilter und jeweils Ein- und Auslaufstrecke, dient zur Messung der angesaugten Frischluft nach dem thermischen Messprinzip eines Heißfilm-Anemometers.

Um die Druckschwankungen im Ansaugtrakt durch das instationäre Verhalten des Motors auszugleichen, ist ein Ausgleichsvolumen mit einem Fassungsvermögen von 350 l zwischengeschaltet. Das Ausgleichsvolumen dämpft die Druckschwankungen, sodass ein nahezu konstanter Ansaugstrom über den LMM erfolgt. Ein pulsationsfreier Seitenkanalverdichter sorgt für eine Kompensation möglicher Druckverluste in dem Versorgungssystem. Da der Seitenkanalverdichter differenzdruckgeregelt ist, liegt im

Ausgleichsvolumen nahezu stets Umgebungsdruck vor und der LMM somit uneingeschränkt betrieben werden kann. Eine Aufladung bzw. Drosselung der Ansaugluftversorgung wäre mit Hilfe dieses Systems ebenfalls denkbar.

Brenngasversorgung

Die Bereitstellung von Erdgas für den serienmäßigen Dachs-BHKW-Betrieb erfolgt über die städtische Erdgasversorgung. Die Erdgaszufuhr erfolgt über eine Erdgasleitung, welche über eine Auf-/Zu-Regelung eines Magnetventiles (Fa.: Kromschroder, Typ VAS120R/NW) computergesteuert wird.

Die Bereitstellung alternativer Gase, wie beispielsweise Methan für den Motor im Dachs-BHKW und den Reformierreaktor zur Dampfreformierung, erfolgt über ein Versorgungssystem, das aus einem Verbund von Durchflussreglern (MFC) (Fa.: Bronkhorst, Typ F-202AV) und einem Schaltschrank besteht. Die Massendurchflussregler sorgen für eine exakte Massenregelung über eine Computersteuerung mit Hilfe der Software LabVIEW. Die Versuchsträger werden mit gefilterten Flaschengasen, die sich in einem brandgeschützten Sicherheitsschrank befinden, mit einem Vordruck von 5 bis 7 bar versorgt. Die insgesamt vier MFC sind an eine gemeinsame Strecke gekoppelt und werden entweder den Versuchsträgern zugeführt oder über die hausinterne Absauganlage abgeführt. Außerdem sind in der Verbundstrecke Überdrucksensoren verbaut, die die MFC vor Ausfällen schützen.

Zum Schutz befindet sich das Versorgungssystem in einer Plexiglasumhausung, die ebenfalls mit der Absauganlage verbunden ist. Des Weiteren ist die Versorgungsanlage mit einer Gaswarnanlage ausgestattet, um vor dem Austritt von giftigen und explosionsfähigen Gasen, insbesondere Kohlenstoffmonoxid, zu warnen.

Wasserversorgung

Eine Wasserversorgung ist zum einen für die Bereitstellung für die Dampfreformierung als auch für die Kühlwasserversorgung diverser Aggregate notwendig. Die Kühlwasserversorgung, die unter anderem zur internen Kühlung des Dachs-BHKW beiträgt, erfolgt über das hausinterne Kühlnetzwerk im Motorenlabor des IVG. Das für die Dampfreformierung notwendige Wasser wird in Form von VE-Wasser zugefügt, welches aus der VE-Wasserleitung aus dem hausinternen Wassernetzwerk entnommen wird.

Gasanalyse

Um eine spätere Beurteilung der Synthesegasproduktion nach Dampfreformierung oder der Abgaszusammensetzung nach der Verbrennung im Dachs-BHKW zu vollziehen, erfolgt eine Analyse der Gaszusammensetzung mit Hilfe verschiedener Sensoren, welche in einem Gasmessschrank (Fa.: ABB, Typ Advance Optima AO2020) integriert sind

Dabei wird das zu untersuchende Synthesegas oder Abgas über die jeweils dafür vorgesehene Bypassleitung zugeführt. Innerhalb des Messchranks dienen unterschiedliche Sensoren zur Detektion verschiedener Bestandteile des Abgases. Die ermittelbaren Gaskomponenten, sowie die dazugehörigen Methoden bzw. Analysatormodule, sind in

Tabelle 3 aufgeführt. Da im Rahmen dieser Arbeit noch keine direkte Analyse erfolgt, wird für eine ausführliche Erklärung der Messmethoden und Analysatormodule auf die jeweiligen Kapitel folgender Literaturen [7, 8] verwiesen.

Tabelle 3: Ermitteltbare Gaskonzentration und Methode einzelner Gasanalysatormodule im ABB Advance Optima AO2020.

Ermittelbare Gaskomponenten	CO, NO, CO ₂ , CH ₄	O ₂	H ₂
Methode	Nichtdispersive Infrarotabsorbtion	Magnetomechanische Analyse	Wärmeleitfähigkeitsmessung
Modul	Infrarot-Analysatormodul Uras 26	Sauerstoff-Analysatormodul Magnos 206	Wärmeleitfähigkeits-Analysatormodul Caldos 27

Abgasnachverbrennung

Wie bereits in den Kapiteln zuvor angedeutet wird ein Abgasnachverbrennungssystem eingesetzt, um die zum Teil giftigen und unverbrannten Gasbestandteile nicht in die Umwelt zu emittieren. Das System ist eine Sonderanfertigung (Fa.: Meister) und in Abbildung 7 im Schnitt dargestellt.

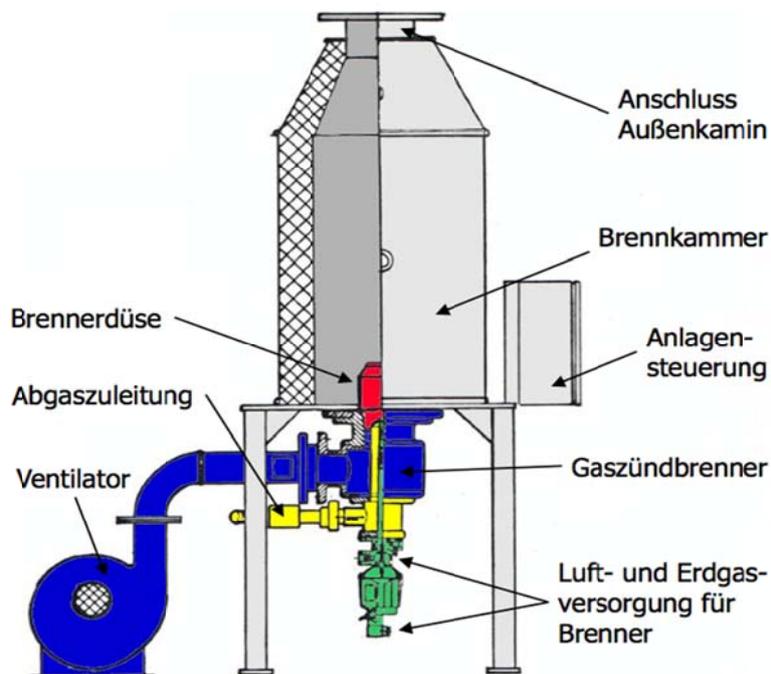


Abbildung 7: Aufbau der Abgasnachverbrennungsanlage nach [9].

Der Betrieb der Nachverbrennung ist von der restlichen Prüfstands Umgebung unabhängig und erfolgt eigenständig über eine Erdgaszufuhr aus dem Labornetz. Der in dem System angebrachte Ventilator dient zur Versorgung des Brenners mit Luft als auch der Umströmung der Brennerdüse. Der in der Abbildung gelb markierte Bereich stellt die Zuleitung des nachzuverbrennenden Gases dar. Die Versorgung mit primärer Verbrennungsluft erfolgt über

einen drosselgeregelten Bypass hin zum Gaszündbrenner (grün dargestellt, in Abbildung 7), die sekundäre über die Überströmung der Düse (blau dargestellt) damit diese der Flamme zugemischt wird und zu einer weitestgehend vollständigen Verbrennung kommt.

Die drei Ströme: das nach zu verbrennendem Gas, die Luftzufuhr und das Erdgas sind bis zur Verbrennung in der Brennerdüse voneinander getrennt. Über einen Außenkamin werden die Produkte nach dem Verbrennungsvorgang in die Umgebung abgeführt.

Serienmotorbetrieb mit Erdgas

Um die Auswirkungen der Brennstoffumstellung von Erdgas auf Synthesegas detailliert analysieren zu können, wurde zunächst der „Istzustand“ des Dachs im Erdgasbetrieb analysiert. Dazu wurden alle zur stationären Bilanzierung notwendigen Temperaturen, Drücke sowie Massen- und Volumenströme erfasst. Außerdem wurden zeitlich hoch-aufgelöst die Drücke in Zylinder, Ansaug- und Abgastrakt zur thermodynamischen Prozessanalyse aufgenommen. Anhand dieser Messdaten können schließlich Erdgas- sowie verschiedene Reformatgasbetriebspunkte des BHKW miteinander verglichen werden.

Abbildung 8 zeigt dazu beispielhaft einen Verlauf der aufgezeichneten Indizierdaten von Einlassdruck, Zylinderdruck und Auslassdruck in Bezug zu den Ventilöffnungszeiten, aufgetragen über dem Kurbelwinkel. Während das Einlassventil geöffnet ist und sich der Motor im Ansaugtakt befindet, liegt sowohl im Einlass als auch im Zylinder Unterdruck < 1 bar vor. Im UT sind beide Drücke in etwa gleich. Während der Öffnungszeit des Auslassventils steigt der Auslassdruck aufgrund des Ausschleibevorgangs erwartungsgemäß an. Zeitgleich fällt der Zylinderdruck durch die Ventilöffnung rapide ab, sodass beide Drücke bei maximal geöffnetem Auslassventil beinahe identisch sind. Die dargestellten Indizierdaten geben demnach die zu erwartenden Verläufe wieder.

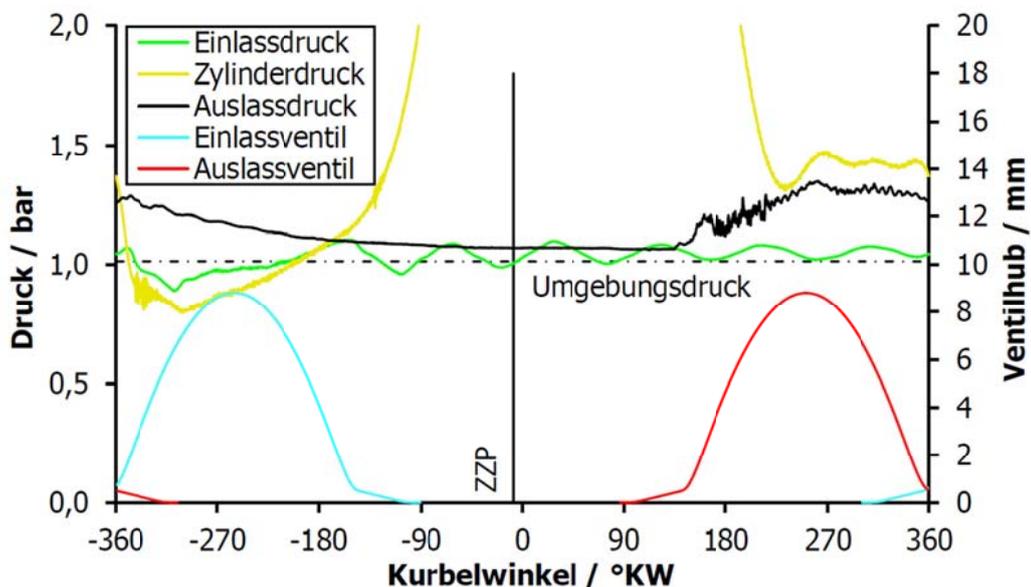


Abbildung 8: Steuerzeiten und Indizierdaten des SenerTec Dachs im serienmäßigem Erdgasbetrieb gemessen vom Hersteller.

Wie bereits erwähnt, wurden neben den schnellen, kurbelwinkelsynchronen Daten auch langsame Temperaturdaten aufgezeichnet, um das Blockheizkraftwerk zu bilanzieren. Die stationäre Energiebilanz im regulären Erdgasbetrieb des BHKW ist in der folgenden Tabelle 6-2 aufgeführt. Ausgehend vom zugeführten Brennstoffenergiestrom von 20,5 kW wird anhand der dargestellten Messwerte deutlich, dass die gemessenen Daten mit den entsprechenden Herstellerangaben konsistent sind.

Tabelle 4: Vergleich von gemessenen Leistungen und Wirkungsgraden im Serienbetrieb mit den Herstellerangaben.

Energiestrom	Leistung / kW	Wirkungsgrad / %	Herstellerangabe / kW
Zugeführter Brennstoff	20,50	≅ 100	20,50
Elektrische Energie	5,50	26,8	5,50
Kühlwasserenthalpiestrom	12,44	60,7	12,5
Abgasenthalpiestrom	1,41	6,9	-
Sonstige Wärmeverluste	1,15	5,6	ca. 1

Tabelle 5: Abgaszusammensetzung im BHKW-Serienbetrieb.

CH₄ / Vol.%	CO / Vol.%	CO₂ / Vol.%	O₂ / Vol.%	NO / mg/m³
0,15	0,00	8,43	7,51	134,18

In Tabelle 5 ist außerdem die Abgaszusammensetzung nach Oxidationskatalysator im Serienbetrieb des Dachs dargestellt. Als Magermotorkonzept unterliegt das BHKW im Rahmen der aktuellen TA-Luft einem NO-Grenzwert von 500 mg/m³, den die Anlage weit unterschreitet. In der Neuauflage der TA-Luft gilt dieser Grenzwert allerdings nur noch für Verbrennungsmotoranlagen, die mit Bio-, Klär- oder Grubengas betrieben werden. Für mit sonstigen Gasen angetriebene Motoren gilt dann ein NO-Grenzwert von 100 mg/m³, den der Dachs mit aktueller Abstimmung noch deutlich überschreitet. Die zukünftig ebenfalls auf 100 mg/m³ reglementierten CO-Emissionen werden durch den gut funktionierenden Katalysator vollständig zu CO₂ oxidiert.

Anpassung des Prüfstands an alternative Brennstoffe

Nachdem der Motor-Istzustand im Erdgasbetrieb erfasst wurde, wurde der Versuchsträger auf möglichen Reformatgasbetrieb umgebaut. Neben der vorgestellten Brenngasversorgung und der Einbindung in die Infrastruktur der Prüfstandsumgebung war dazu insbesondere die Adaptierung dieses Gasversorgungssystems am Versuchsmotor notwendig. Dieses wurde mithilfe eines 3/2-Wege-Magnetventils parallel zur Erdgasversorgung an das BHKW angeschlossen, sodass variabel zwischen regulärem Erdgasbetrieb und synthetischem Reformatgasbetrieb umgeschaltet werden konnte.

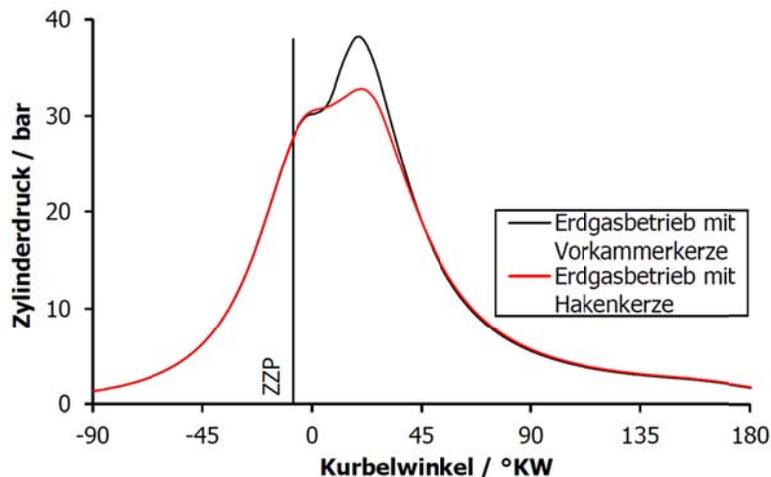


Abbildung 9: Zylinderdruckverläufe im Erdgasbetrieb mit Vorkammer- und Hakenzündkerze.

Eine nicht zu vernachlässigende, motorseitige Anpassung betraf den Austausch der Zündkerze. Wie bereits angekündigt, geht von der serienmäßigen Vorkammerkerze eine gesteigerte Gefahr einer Wasserstoffglühzündung an der im Brennraum befindlichen Vorkammer aus, sodass diese gegen eine konventionelle Hakenkerze ausgetauscht wurde. Der Einfluss dieser Maßnahme ist in Abbildung 9 anhand der entsprechenden Zylinderdruckverläufe ersichtlich. An diesen Druckverläufen ist, im Vergleich zu den Zylinderdruckverläufen des BASF-Prüfmotors im vorangegangenen Kapitel, der „Absatz“ im Bereich von OT auffällig. Dieser ergibt sich infolge des späten Zündzeitpunkts von 8°KW v. OT, der im Hinblick auf möglichst geringe NO_x -Emissionen bei gleichzeitig ausreichender Leistung ab Werk voreingestellt ist. Des Weiteren ist zu erkennen, dass der Zylinderspitzenwert aufgrund des Zündkerzenaustauschs um etwa 15 % reduziert wird. Lediglich kurz nach erfolgter Zündung liegt der Zylinderdruck im Erdgasbetrieb mit Hakenkerze für wenige Kurbelwinkel über dem bei Einsatz der Vorkammerkerze, da es aufgrund der Vorkammer zu einer längeren Entflammungsphase und damit auch zu einer verzögerten Verbrennungsdruckentwicklung kommt. Danach ist der Vorteil mehrerer Zündstrahlen gegenüber einem einzelnen Funken allerdings eindeutig. Der einzelne Zündfunke bewirkt insgesamt eine Verschiebung der Verbrennung in Richtung spät. Dazu sind die Summenheizverläufe im Erdgasbetrieb mit beiden Zündkerzenvarianten in Abbildung 10 aufgezeigt. Anhand der Kurvenverläufe können die jeweiligen Verbrennungsschwerpunkte (HR50₃₇), wie eingezeichnet, abgelesen werden. Der langsamere Heizverlauf bei Einsatz der Hakenkerze verursacht demnach eine Verschiebung der Schwerpunktlage in Richtung spät um $3,9^\circ \text{KW}$.

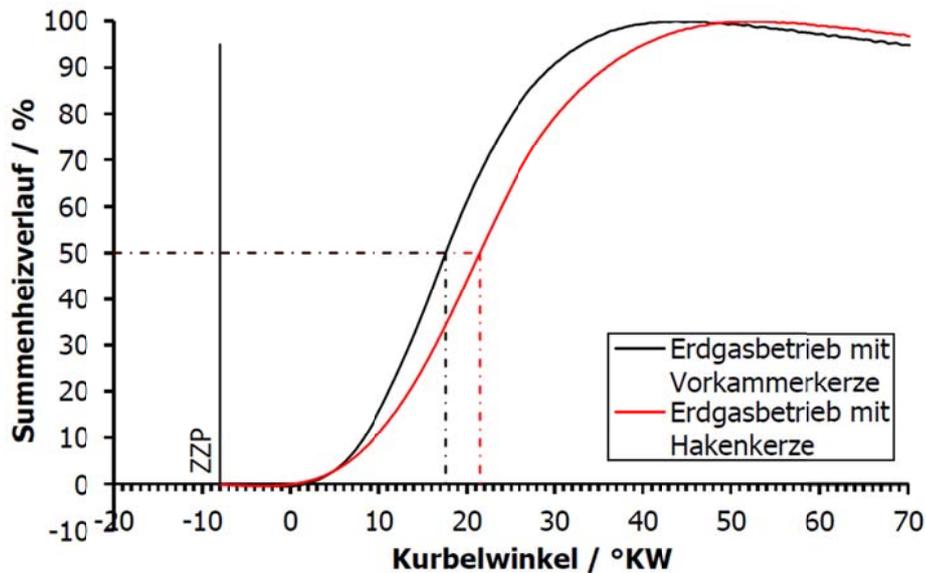


Abbildung 10: Summenheizverläufe im Erdgasbetrieb mit Vorkammer- und Hakenzündkerze. Eingezeichnet ist auch der Zündzeitpunkt (ZZP).

Magerbetrieb mit Methan

Um das Potenzial des motorischen Synthesegasbetriebs nach thermochemischer Rekuperation hinsichtlich Wirkungsgradverbesserung und Emissionsminderung abschätzen zu können, bedarf es zunächst einer Optimierung des Serienbetriebs. Wie im vorangegangenen Kapitel erläutert, wird der Dachs im Hinblick auf die Stickoxidemissionen im Feld bewusst nicht wirkungsgradoptimal betrieben. Eine Steigerung von elektrischer Leistung und Wirkungsgrad könnte durch eine Verschiebung des Luftverhältnisses in Richtung stöchiometrisch und des Zündzeitpunkts in Richtung früh leicht umgesetzt werden. Beide Maßnahmen hätten allerdings negativen Einfluss auf die NO-Emissionen, die bereits im jetzigen Serienzustand mit über 130 mg/m^3 im Hinblick auf die kommende TA-Luft zu hoch sind. Ohne eine entsprechende Abgasnachbehandlung, kann eine weitere Emissionsreduktion im Wesentlichen nur durch eine weitere Abmagerung des Luftverhältnisses erreicht werden.

Im Folgenden wird das auf Basis des Serienbetriebs verbleibende Abmagerungspotenzial untersucht, zum einen mit der nun verwendeten Hakenkerze, aber auch mit der sonst im Serienzustand verbauten Vorkammerkerze. Dazu wurde die zugeführte Brennstoffleistung nach Tabelle 6 schrittweise, ausgehend von 100 Vol.% Nennvolumenstrom, in 5 Vol.-%-Schritten abgesenkt, bis die Magerlaufgrenze des Motors erreicht wurde. Die jeweiligen Betriebspunkte, in denen der Motor aufgrund des mageren Gemischs nicht betrieben werden konnte, sind hier grau hinterlegt. Zusätzlich wurde in sämtlichen Betriebspunkten mithilfe des Indiziersystems der Zündwinkel in Echtzeit auf das Erreichen eines maximalen inneren Mitteldrucks optimiert (MBT-Zündwinkel). Ein höherer Mitteldruck bewirkt auch eine höhere elektrische Leistung. Da die elektrische Nennleistung des BHKW von 5,5 kW auch die Leistungsobergrenze des Generators darstellt, war eine Zündwinkeloptimierung bei vollständig zugeführter Brennstoffleistung nicht möglich. Diese Betriebspunkte wurden demnach ausgelassen und sind in Tabelle 6 rot hinterlegt. Da die Erdgaszusammensetzung jahreszeitbedingten Schwankungen unterliegt, wurden diese Untersuchungen mit Methan als Brennstoff durchgeführt, das in der Regel einen Anteil von mindestens 90 Vol.% im Duisburger Erdgas ausmacht.

Tabelle 6: Tabellierung der Untersuchten zugeführten Brennstoffleistungen im Motorbetrieb mit Methan.

Zündkerze	Zündzeitpunkt °KW v. OT	$\dot{V}_{B,Nenn}$ Vol. %	\dot{Q}_{zu} kW	\dot{V}_{CH_4} l/min
Hakenkerze	-8 (Serie)	100	20,50	34,28
		95	19,48	32,57
		90	18,45	30,85
		85	17,43	29,14
	-17 (MBT)	100	20,50	34,28
		95	19,48	32,57
		90	18,45	30,85
		85	17,43	29,14
Vorkammerkerze	-8 (Serie)	100	20,50	34,28
		95	19,48	32,57
		90	18,45	30,85
		85	17,43	29,14
	-30 (MBT)	100	20,50	34,28
		95	19,48	32,57
		90	18,45	30,85
		85	17,43	29,14

In Abbildung 11 sind die inneren Leistungen bei Abmagerung des Luftverhältnisses im Methanbetrieb für beide Zündkerzen sowie jeweils für den Serien- und den MBT-Zündwinkel aufgetragen. Beim Serienzündwinkel ist die Motorleistung bei Betrieb mit Vorkammerkerze gegenüber der Hakenkerze durch den früheren Verbrennungsschwerpunkt leicht erhöht. Aufgrund der damit verbundenen höheren Brennraumtemperaturen sowie den infolgedessen niedrigeren Ansaugluftmassenströmen sind die beiden Betriebspunkte darüber hinaus in Richtung stöchiometrisch verschoben. Eine Abmagerung war hier mit beiden Zündkerzen auf ca. $\lambda = 1,75$ bei einem Leistungsverlust gegenüber dem Serienbetriebspunkt von jeweils ungefähr 1,2 kW möglich. Mithilfe einer Zündwinkeloptimierung konnte die Magerlaufgrenze deutlich erweitert werden. Mit der Hakenkerze kann der Motor bei einem drehmomentoptimalen Zündwinkel von 17 °KW v. OT auf bis zu $\lambda = 1,85$ abgemagert werden, während ein Betrieb mit Vorkammerkerze und einer Zündung bei 30 °KW v. OT auch noch bei $\lambda = 1,95$ möglich war.

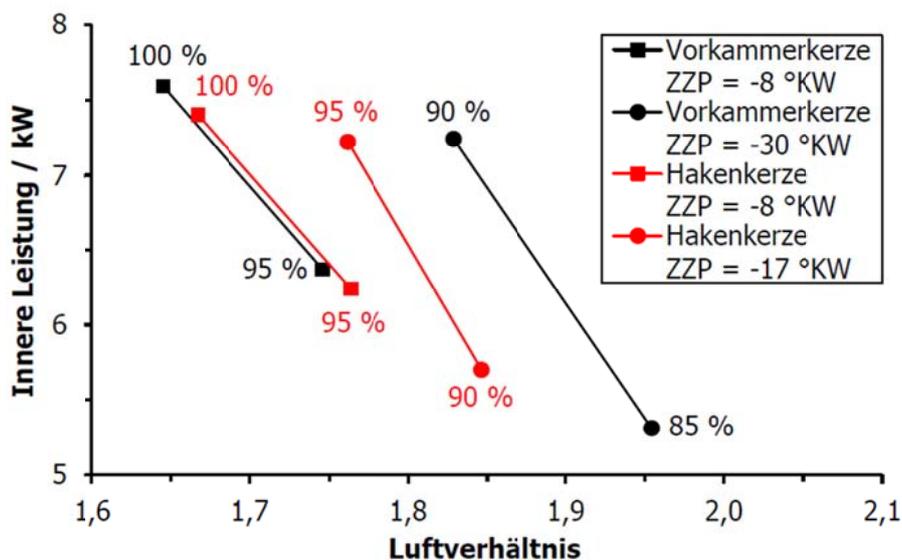


Abbildung 11: Einfluss des Luftverhältnisses im Methanbetrieb auf innere Leistung und inneren Wirkungsgrad bei Motorlauf mit Vorkammer- und Hakenkerze für Serien- und MBT-Zündzeitpunkt.

Synthesegasbetrieb mit konstanter elektrischer Leistung und variablem Luftverhältnis

Die im Hinblick auf die Notwendigkeit anlagenseitiger Anpassungen einfachste Variante des Synthesegasbetriebs ist die leistungsneutrale Substitution des Standardbrennstoffs Erdgas. Die produzierte elektrische Leistung des BHKW wurde dabei also konstant bei 5,5 kW gehalten, während ein Brenngas mit unterschiedlichen Zusammensetzungen zugeführt wurde. Der Zündzeitpunkt wurde mit -8 °KW im Serienzustand belassen. Die Auswirkungen der Brenngaszusammensetzungen auf den Brennstoff- und den Luftmassenstrom sowie auf das Luftverhältnis sind in Tabelle 7 aufgeführt.

Tabelle 7: Einfluss des Synthesegasanteils im Brenngas auf den Brennstoff- und den Luftmassenstrom.

Brenngas	ρ_B kg/m ³	\dot{V}_B l/min	\dot{m}_B kg/h	\dot{m}_L kg/h	λ -
HCNG0	0,7175	34,1	1,468	38,9	1,67
HCNG25	0,5606	40,6	1,366	38,2	1,69
HCONG25.5	0,5872	41,7	1,469	38,1	1,72
HCNG50	0,4037	50,4	1,221	37,4	1,69
HCONG50.5	0,4303	51,8	1,337	37,1	1,71
HCNG80	0,2154	75,8	0,980	35,4	1,70

Die Brenngasdichte nimmt mit steigendem Wasserstoffanteil ab, sodass sich bei äußerer Gemischbildung die angesaugte Luftmasse und der volumetrische Gemischheizwert reduzieren. Mit einer schneller werdenden Verbrennung nimmt also die dem Motor für eine konstante elektrische Leistung zugeführte Brennstoffleistung ab. In Verbindung mit einer annähernd konstanten inneren Leistung in diesen Betriebspunkten kommt es somit zu einem Anstieg des inneren Wirkungsgrads. Die Zusammenhänge von Brennstoffleistung und innerem Wirkungsgrad sind in Abbildung 12 grafisch aufgetragen. Die zugeführte Leistung reduziert sich um bis zu 1,4 kW, während der innere Wirkungsgrad zeitgleich um über 3 %-Punkte ansteigt. Ein Einfluss des zugeführten Kohlenmonoxids ist auch erkennbar. Sowohl HCONG25.5 als auch HCONG50.5 weisen jeweils im Vergleich zu HCNG25 und HCNG50 eine niedrigere Brennstoffleistung auf. Diese hat allerdings nur unwesentliche Auswirkungen auf den inneren Wirkungsgrad.

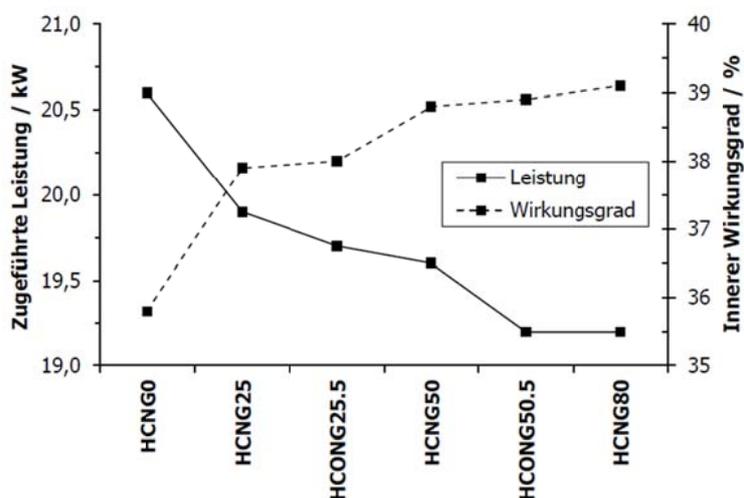


Abbildung 12: Einfluss des Synthesegasanteils im Brenngas auf die zugeführte Brennstoffleistung und den inneren Wirkungsgrad bei einer konstanten elektrischen Leistung des BHKW von 5,5 kW.

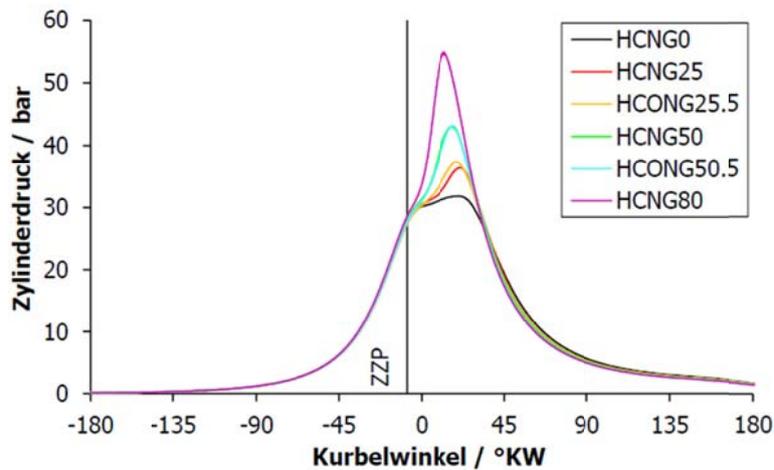


Abbildung 13: Einfluss des Synthesegasanteils im Brenngas auf den Zylinderdruckverlauf.

In Abbildung 13 sind die Zylinderdruckverläufe über dem Kurbelwinkel für Methan sowie mehrere HCNG- und HCONG-Mischungen aufgetragen. Die maximalen Zylinderdrücke sowie die maximalen Druckanstiegsraten steigen erwartungsgemäß mit zu nehmendem Wasserstoffanteil an, während der CO-Anteil von 5 Vol.% sowohl in Verbindung mit 25 Vol.% als auch mit 50 Vol.% H₂ einen eher geringen Einfluss zeigt. Anhand der Summenheizverläufe in Abbildung 14 können diese Beobachtungen auch quantifiziert werden, wobei die daraus ablesbaren Werte in Tabelle 8 aufgelistet sind.

Tabelle 8: Einfluss des Synthesegasanteils im Brenngas auf den Verbrennungsschwerpunkt und die Verbrennungsdauer.

Brenngas	Brennbeginn / °KW	Schwerpunkt / °KW	Brennende / °KW	Brenndauer / °KW
HCNG0	6,6	22,5	39,0	32,4
HCNG25	5,7	18,8	32,4	26,7
HCONG25.5	4,6	17,5	33,4	28,8
HCNG50	3,1	14,1	29,6	26,5
HCONG50.5	2,8	13,8	27,6	24,8
HCNG80	0,1	8,1	18,2	18,1

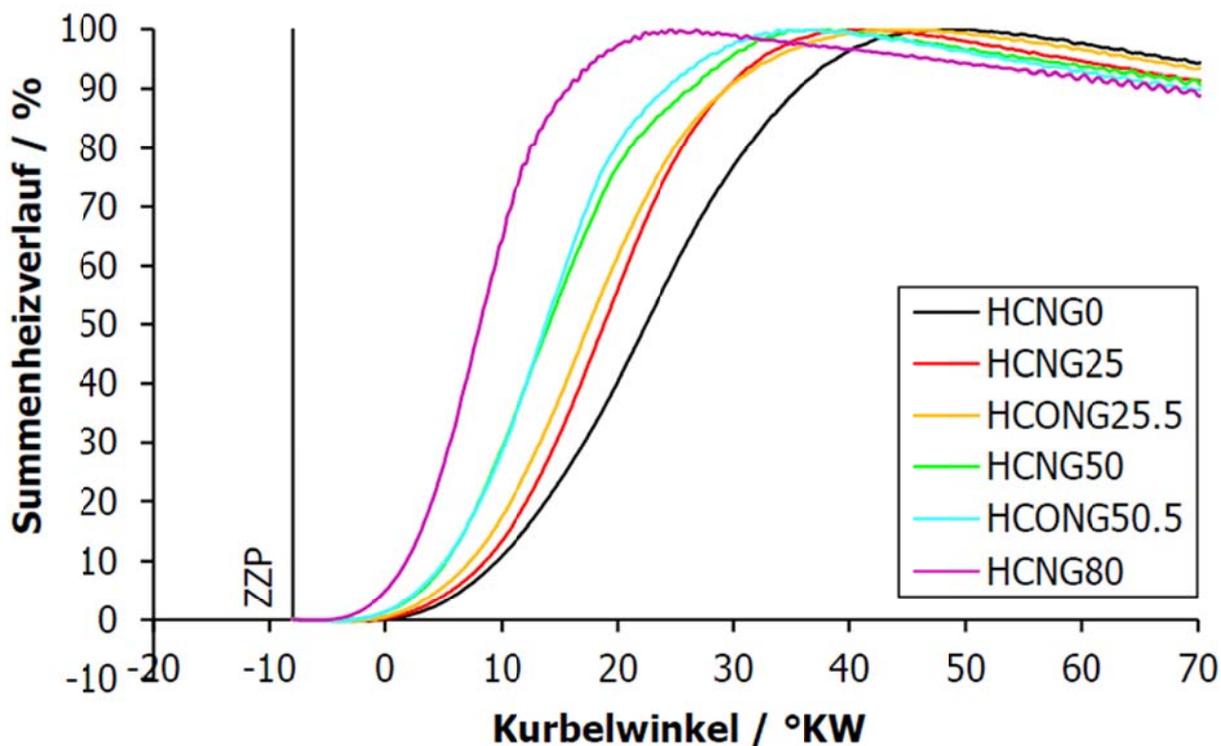


Abbildung 14: Einfluss des Synthesegasanteils im Brenngas auf den Verbrennungsablauf.

Aufgrund der mit steigendem H₂-Anteil zunehmenden Flammgeschwindigkeit des Gemischs kommt es zu einem früheren Verbrennungsbeginn, einem früheren Verbrennungsschwerpunkt sowie einer kürzeren Verbrennungsdauer. Der Brennbeginn bei der Verbrennung von 20 Vol.% CH₄ und 80 Vol.% H₂ liegt beispielsweise 6,5 °KW früher als bei Motorbetrieb mit reinem Methan. Die Schwerpunktlage verschiebt sich dabei von 22,5 °KW auf 8,1 °KW deutlich näher an OT, während sich die Brenndauer von über 30 °KW auf unter 20 °KW verkürzt. Wird der CH₄-Anteil um 5 Vol.% reduziert und durch Kohlenmonoxid ersetzt, lässt sich auch eine leichte Verschiebung von Beginn und Schwerpunkt des Brennstoffumsatzes in Richtung früh erkennen. Ein eindeutiger Einfluss auf die Brenndauer ist nicht erkennbar.

Der Einfluss von CO auf die Chemie der Verbrennung wird in Form der Abgasprodukte in Abbildung 15 ersichtlich. Dargestellt sind hier die Emissionen von CO₂, CH₄ und NO in Abhängigkeit des Wasserstoff- bzw. Synthesegasanteils. Gesetzlich reglementiert sind dabei zurzeit nur die NO-Emissionen durch die TA-Luft, wobei auch die Emissionen aus CO₂ und CH₄ im Hinblick auf einen umweltbewussten Betrieb des Verbrennungsmotors minimiert werden sollten. Der schnellere Umsatz wasserstoffhaltiger Brenngase bewirkt aufgrund der höheren Zylinderspitzen drücke zusätzlich zu den bis-her aufgeführten Vorteilen jedoch auch eine starke Erhöhung der Verbrennungstemperatur und damit der NO-Emissionen. Demnach sorgt bei konstanter elektrischer Leistung ein H₂-Anteil von 25 Vol.% für eine Verdopplung, von 50 Vol.% für eine Vervierfachung und von 80 Vol.% für eine Verzwanzigfachung der Emissionen gegenüber dem zulässigen Grenzwert von 100 mg/m³. Die zusätzliche Zugabe von CO hat in Bezug auf die NO-Emissionen positive Auswirkungen, obwohl der Verbrennungsschwerpunkt leicht in Richtung früh verschoben zu werden scheint. Dennoch ist die zugeführte Brennstoffenergie bei einer Substitution von Methan durch Kohlenmonoxid niedriger, was zu einer deutlich geringeren Verbrennungstemperatur und damit auch thermischer Stickoxidbildung führt.

Die Emissionen von CO und CH₄ fallen hingegen mit ansteigendem H₂-Anteil, zum einen aufgrund des abnehmenden Methananteils und damit der sinkenden Anzahl an C-Atomen und zum anderen aufgrund der geringeren Löschdistanz des Wasserstoffs und damit der vollständigeren Verbrennung als mit reinem Methan. Die CO₂-Emissionen lassen sich durch den zunehmenden Einsatz von Wasserstoff im Brenngas um bis zu 50 % reduzieren, während der Methanschluß beinahe völlig ausgeschaltet wird. Beide Verläufe zeigen allerdings auch eine Beeinflussung durch CO. Der Methanschluß nimmt im Vergleich zu den HCNG-Gemischen leicht ab, da weniger Methan an der Verbrennung teilnimmt. Allerdings scheint der CO-Anteil das *Quenching* der Flamme an der Brennraumwand wieder etwas zu begünstigen, da der Methanschluß um ein geringeres Maß sinkt als ohne CO-Anteil. Die CO₂-Emissionen steigen beim Vergleich der jeweiligen HCNG- und HCONG-Gemische.

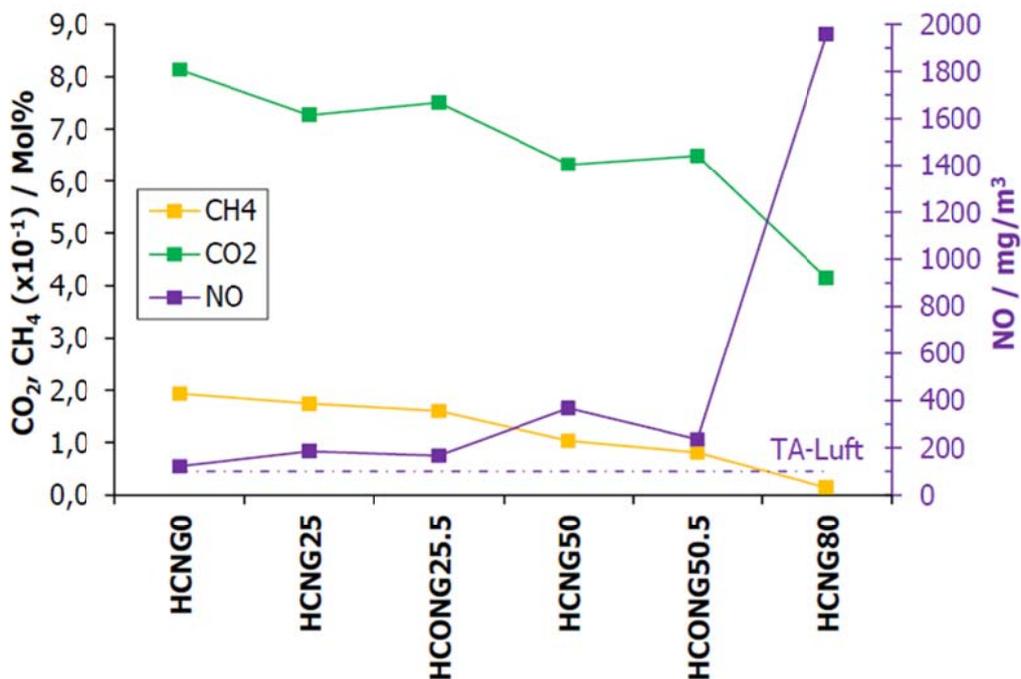


Abbildung 15: Einfluss des Synthesegasanteils im Brenngas auf die Emissionen von Kohlendioxid, unverbranntem Methan und Stickoxid bei einer konstanten elektrischen Leistung des BHKW von 5,5 kW.

Insgesamt bringt die leistungskonstante Substitution von Methan durch Synthesegas Vor- und Nachteile für den Betrieb des BHKW mit sich. Zum einen bewirkt ein steigender Anteil an Wasserstoff bzw. Synthesegas eine Abnahme der notwendigen Brennstoffleistung und damit eine deutliche Wirkungsgraderhöhung. Zum anderen können dadurch die Emissionen an Kohlendioxid sowie unverbranntem Methan reduziert werden. Jedoch bewirkt schnellere Verbrennung auch eine Erhöhung der Temperatur und damit der Stickoxidbildung, die den zukünftigen Emissionsgrenzwerten entgegensteht, wobei aber besonders der Einsatz von CO eine NO-bildungshemmende Wirkung zeigt und somit vorteilhaft im Hinblick auf die Emissionsentstehung bewertet werden kann.

Arbeitspaket 2: Kopplung des TCR-Reaktors mit einem BHKW - Untersuchungen zum stationären und transienten Systembetrieb

Auslegung der Kopplung

Konstruktionsprozess

Die in dieser Arbeit konzipierte Kopplung des Gas-Ottomotors im Dachs-BHKW mit dem vom ZBT ausgelegten Dampfreformer ist das Ergebnis eines typischen Konstruktions- und Produktionsergebnisses, nach der Vorgehensweise der VDI-Richtlinie 2221 [10]. Diese ist in folgende vier Phasen gegliedert: Phase I Planen, Phase II Konzipieren, Phase III Entwerfen und Phase IV Ausarbeiten.

Das Planen in der ersten Phase beschäftigt sich hauptsächlich mit dem Klären der Aufgabenstellung. Hauptaugenmerk liegt dabei in der Beschaffung der Informationen bezüglich Funktion und Anforderungen sowie der technischen Randbedingungen bzw. Auslegungsbedingungen. Die zweite Phase, das Konzipieren, ist der Entwurf von Lösungs- und Produktkonzepten unter Berücksichtigung der vorgegebenen Anforderungen. Das Ziel dabei ist, die entworfenen Konzepte weitestgehend zu abstrahieren um möglichst einfache, zweckmäßige und umsetzbare Lösungen zu erarbeiten. Phase III beschreibt die eigentliche Konstruktion eines Modells inklusive aller Einzelkomponenten. Darüber hinaus umfasst diese Phase eine Analyse des Gesamtmodells sowie der Einzelkomponenten innerhalb des Modells. Die Konstruktion wird dabei nach dem Prinzip *Grob- zu Feingestaltung* durchgeführt. Die vierte und letzte Phase beinhaltet die Ausarbeitung der erzielten Ergebnisse der vorherigen Phasen. Alle notwendigen Komponenten werden in Ihrer Form, Anordnung, der zu verwendenden Werkstoffe und Herstellungsmöglichkeit konkret definiert. Ebenfalls wird die Erstellung von Zeichnungen und Datensätzen für die Herstellung und eine spätere Montage dieser Phase zugeordnet. Zum Abschluss erfolgen Fertigung, Bestellung, Einzelprüfung und Montage der Komponenten, um letztendlich eine Inbetriebnahme des Gesamtsystems umzusetzen.

Trotz der linearen Abfolge der einzelnen Phasen, ist die Vorgehensweise als dynamischer Prozess zu bewerten, bei dem die Ausarbeitung der einzelnen Phasen iterativ und interaktiv erfolgt, sodass einzelne Phasen gegebenenfalls vorgezogen bzw. wiederholt werden müssen. Dies gewährleistet eine flexible Gestaltung des Prozesses und ist darauf zurückzuführen, dass sich Komplikationen häufig erst beim Herstellungsprozess herauskristallisieren und somit eventuelle Überarbeitungen erforderlich sind.

In Abbildung 16 ist der geplante Projektverlauf dargestellt, beginnend mit der Aufteilung in Gruppenpakete für die Abgas- und Reformatgasseite und der Definition der jeweiligen Randbedingungen und endet mit der Inbetriebnahme. Im Wesentlichen entspricht der geplante Projektverlauf der VDI-Richtlinie und bildet die Grundlage für die folgenden Kapitel.

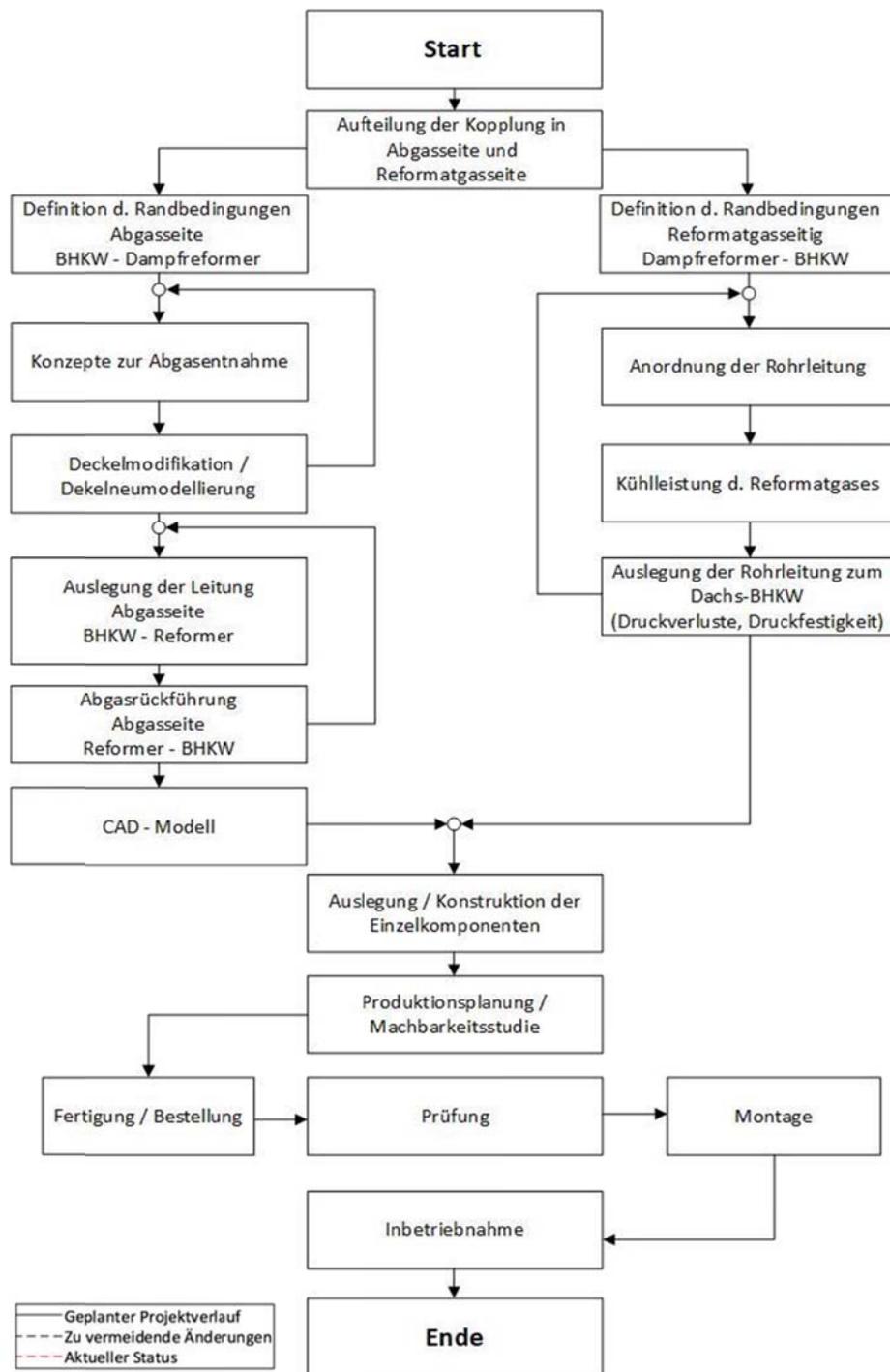


Abbildung 16: Modell des geplanten Projektverlaufes für die Kopplung des Dampfreformers mit dem Gas-Ottomotor im Dachs-BHKW.

Definition der Randbedingung

Die Verbindung des Gas-Ottomotors im Dachs mit dem Dampfreformer ist im Prinzip in zwei Teilabschnitte zu gliedern. Zum einen in die Abgasentnahme direkt am Motorauslass, für die Abgaswärmenutzung innerhalb Dampfreformierung und der anschließenden Abgasrückfuhr in das Dachs-BHKW. Zum anderen in die Versorgung des Motors mit Reformatgas aus der Dampfreformierung.

Der Teil der Kopplung für die Abgasentnahme und Abgasrückführung wird im Folgenden als *Abgasseite* bezeichnet, der Abschnitt der Kopplung zur Reformatgasversorgung am Senertec Dachs als *Reformatgasseite*. Wie schon in Abbildung 16 aufgeführt, ist es sinnvoll die Kopplung von Gas-Ottomotor und Dampfreformer in Abgas- und Reformatgasseite zu unterteilen, getrennt zu betrachten und dementsprechend die jeweiligen Randbedingungen zu definieren. In Tabelle 9 sind die Randbedingungen aus vorherigen Auslegungen zusammengefasst, die für den weiteren Planungsverlauf zu berücksichtigen sind.

Tabelle 9: Zusammengefasste Auslegungsbedingungen für die geplante Kopplung auf Grundlage der Forschungen und Auslegungen von IVG und ZBT [1, 2, 5, 6].

<p>Vorgegebene Auslegungsparameter:</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Max. zulässiger Überdruck: $p_{rel} = 50 \text{ mbar}$ im Rohrraum des Reformerreaktors • Normvolumenstrom Edukte im Reformerreaktor: $\dot{V}_{NEd} = 90 \text{ l}_N/\text{min}$ • Normvolumenstrom Abgas im Reformerreaktor: $\dot{V}_{NAb} = 550 \text{ l}_N/\text{min}$ • Max. Motorabgastemperatur $T_{abgas} = 550 \text{ °C}$ • Max. Temperatur im Reformerreaktor: $T_{RT} = 600 \text{ °C}$ • Rohrsystem nach DIN EN ISO 1127 [11] • Flanschsystem nach DIN EN 1092-1 [12] (DN32 / PN16) • Umgebungstemperatur $T_U = 25 \text{ °C}$
---	--

Der bestehende Reformerreaktor (vgl. Abbildung 5) ist mit einem Anschlussflanschsystem nach DIN EN 1092-1 [12] vorgesehen. Dementsprechend müssen die Kopplungselemente für eine Verbindung mit dem Dampfreformer an das bereits ausgelegte Flanschsystem angepasst werden. Darüber hinaus ist vor allem der maximal zulässige Relativdruck von 50 mbar zum Umgebungsdruck für die weiteren Auslegungen für die Kopplungen *Abgasseite* und *Reformatgasseite* zu berücksichtigen.

Abgasseite

Ausgehend von den bisherigen Forschungsarbeiten des IVG und ZBT [1, 3, 4] liegen Abgastemperaturen von bis zu 550 °C im Abgasauslasstrakt im Gas-Ottomotor vor. Da die Abgasentnahme möglichst kurz nach dem Abgasauslass im Verbrennungsmotor erfolgen soll, müssen Werkstoffe und Komponenten entsprechend der Abgastemperaturen eine Beständigkeit vorweisen. Darüber hinaus ist bei der Abgasentnahme und Abgasrückfuhr dafür zu sorgen, dass die Werkstoffe und Komponenten neben der Temperaturbeständigkeit, keine Emissionen in die Umgebung entweichen.

Zusätzlich sollten die Verbindungselemente weitestgehend kurzgehalten werden, um Wärmeverluste möglichst gering zu halten und die auftretenden Bewegungen, ausgehend vom Dachs-BHKW, zu kompensieren.

Reformatgasseite

Aufgrund möglicher Abgastemperaturen von 550 °C und einem Temperaturunterschied von $\Delta T = 40$ °C zwischen Abgaseintrittstemperatur in den Reformierreaktor und der Reformatgasaustrittstemperatur, werden Temperaturen von bis zu 510 °C auf der Ausgangsseite des Reformatgases erwartet. Dementsprechend müssen auszuwählende Werkstoffe und Komponenten gegenüber diesen Temperaturen beständig sein. Weiterhin wird innerhalb der Dampfreformierung Reformatgas erzeugt, welches je nach Reformierungstemperatur und S/C-Verhältnis anteilig aus Methan (CH₄), Wasserstoff (H₂), Kohlenstoffmonoxid (CO), Kohlenstoffdioxid (CO₂) und Wasserdampf (H₂O) besteht. Dementsprechend sind Komponenten und Werkstoffe für den weiteren Planungsverlauf so auszuwählen, da sie gegenüber diesen Medien resistent und zulässig sind. Wie auch bei der Abgasseite, ist dafür zu sorgen, dass aus den Verbindungen der einzelnen Komponenten keine Emissionen nach außen in die Umgebung gelangen, da Reformatgas sowohl Bestandteile von giftigem und lebensgefährlichen Kohlenstoffmonoxid als auch leicht explosivem Wasserstoff enthält und dies ein Gefahrenpotential bei Austritt in die Umgebung mit sich bringt. Da der Reformierreaktor für einen Relativdruck zum Umgebungsdruck von 50 mbar ausgelegt ist, dürfen die gesamten Druckverluste innerhalb der Verbindung zwischen Dampfreformer und Dachs-BHKW den zulässigen Relativdruck nicht übersteigen.

Prozessführung

Für die Umsetzung einer Kopplung zwischen Reformierreaktor und BHKW ist es essentiell den Versuchsaufbau in Form eines RI-Fließbild darzustellen, um eine klare Prozessführung ermitteln zu können. In

Abbildung 17 ist das RI-Schema für die Prozessführung mit den notwendigen Komponenten aufgeführt.

Innerhalb der TCR ist die Dampfreformierung ein wichtiger Bestandteil. Daher ist eine entsprechende Zufuhr der Edukte notwendig. Für die Reformatgasherstellung sind die Edukte Methan und Wasserdampf innerhalb der Dampfreformierung notwendig. Dazu ist es zunächst wichtig, vollentsalztes Wasser durch Wärmezufuhr zu verdampfen. Der zur Verdampfung von VE-Wasser vorgesehene Strömungserhitzer (Pos. 1 in

Abbildung 17) (Fa.: Elmess Typ: HK/SE-21) wird von der ZBT GmbH zur Verfügung gestellt und ist als Heizbündel-Verdampfer konzipiert. Dieser ermöglicht neben der Überhitzung von Wasser das gleichzeitige Vorwärmen von Gasen, sodass eine einheitliche Vorwärmung der Edukte realisierbar ist. Der Strömungserhitzer ist sowohl mit einer Temperatur- als auch Drucküberwachung ausgestattet. Im Anschluss an den Strömungserhitzer folgt die direkte Verbindung mit dem Reformierreaktor (Pos. 2 in

Abbildung 17), welcher einen Hauptbestandteil der TCR-Kopplung darstellt. Der Reformierreaktor ist mit Druck- und Temperatursensoren an den Ein- und Ausgängen, sowohl für Reformatgasseite als auch Abgasseite, ausgestattet und über weitere

18 Temperatursensoren im Reformierreaktor selbst. Weiterhin verfügt der Dampfreformer über eine Druckbegrenzung am Eingang der Reformatgasseite, um das System im Falle einer Überschreitung des zulässigen Druckes herunterzufahren.

Neben der Bereitstellung der Edukte Methan und Wasserdampf in den Reformierreaktor, ist die Versorgung von Stickstoff, Wasserstoff und Umgebungsluft notwendig, um den im Reformierreaktor enthaltenen Katalysator vor einer Inbetriebnahme mit Stickstoff und Wasserstoff zu reduzieren und ebenso für eine Außerbetriebnahme mit Stickstoff und Umgebungsluft zu oxidieren. Weiterhin soll eine Stickstoffversorgung für den Aufheizprozess des Reformierreaktors im Gekoppelten Zustand verwendet werden, bis die gewünschte Temperatur im Reformierreaktor erreicht wird.

Im Anschluss an die Dampfreformierung (Pos. 2 in

Abbildung 17) folgen Gaskühlung im Plattenwärmeübertrager (Pos. 3 in

Abbildung 17) und Kondensatabscheidung im Tropfenabscheider. Beide Komponenten dienen zur Kühlung und Kondensation des Produktgases, damit sich bei einer Einspeisung des Reformatgases in den Dachs kein Kondensat im gasführenden Rahmen ansammelt, welches aus der Vermischung mit der Ansaugluft und der damit verbundenen Abkühlung des Produktgases resultieren würde. Beide Komponenten (Pos. 3 und 4 in

Abbildung 17) werden wie Strömungsüberhitzer (Pos. 1 in

Abbildung 17) und Reformierreaktor (Pos. 2 in

Abbildung 17) vom ZBT bereitgestellt. Nach der Kondensatabscheidung ist ein Temperatursensor vorgesehen, für die Überprüfung der Kühlleistung. Im weiteren Verlauf ist ein Kugelhahnventil vorgesehen, welches bei Systemstillstand geschlossen gehalten werden soll, um eine mögliche Diffusion der Umgebungsluft durch die Leitung der Nachverbrennung in den Reformierreaktor zu verhindern. Das diffundieren von Luft in den Reformier würde eine dortige Oxidation des Katalysators hervorrufen, sodass eine Reduzierung vor einem erneuten Betrieb notwendig wäre.

Anschließend gelangt der Gasstrom an eine Abzweigung, an der das Gas über eine Magnetventilanordnung entweder in die Leitung zur Nachverbrennung (Pos. 7 in

Abbildung 17) oder in den gasführenden Rahmen des BHKW eingespeist wird. Innerhalb der Leitung besteht die Möglichkeit einer Abgasanalyse.

Neben der Einspeisung von Reformatgas in das BHKW, soll sowohl eine Brennstoffzufuhr im Serienzustand als auch ein Betrieb alternativer Gasgemische möglich sein. Für den serienmäßigen Betrieb wird Erdgas aus der städtischen Versorgerleitung über eine Magnetventilsteuerung in den Gasmischer nach dem Venturi-Prinzip eingespeist, welcher das Erdgas der Ansaugluft beimischt. Für eine konstante Versorgung der Ansaugluft sorgt ein bereits vorhandenes System aus Luftmassenmesser, Seitenkanalverdichter (Pos. 9 in

Abbildung 17) und einem Ausgleichsvolumen (Pos. 9 in

Abbildung 17). Die Bereitstellung alternativer Gasgemische, bestehend aus Methan und Wasserstoff, erfolgt mittels MFC aus Gasflaschen unterschiedlicher Reinheiten, die bei der

Bestellung angegeben werden. Über ein Magnetventil werden diese entweder in die Abluft oder dem Dachs zugeführt. Die Einspeisung alternativer Gasgemische, sowie der des Reformatgases, erfolgt an der Einlassstelle unterhalb der Venturi-Düse nach der Luftansaugung. Über einen gasführenden Rahmen werden die homogen gemischten Brenngase, sowohl Erdgas als auch Reformatgas, vom Ansaugstutzen in den Motor (Pos. 4 in

Abbildung 17) angesaugt und dort anschließend umgesetzt. Das aus dem Verbrennungsvorgang resultierende Abgas wird, statt der üblichen internen Abgaswärmeübertragung, aus dem Motorauslass entnommen und dem Reformierreaktor (Pos. 2 in

Abbildung 17) als Wärmeenergie zur Verfügung gestellt. Wichtig ist dabei, die Abgastemperatur weitestgehend hoch und die Wärmeverluste innerhalb der Verbindung gering zu halten. Im Anschluss an die Dampfreformierung gelang das Abgas zurück in den Abgaswärmeübertrager im BHKW und anschließend über einen Schalldämpfer in die Leitung zur Abgasnachverbrennung (Pos. 8 in

Abbildung 17), in welcher die unverbrannten Bestandteile im Abgas mit Erdgas und Luft nachverbrannt werden und ein Ablassen giftiger Bestandteile in die Umgebung ausgeschlossen wird.

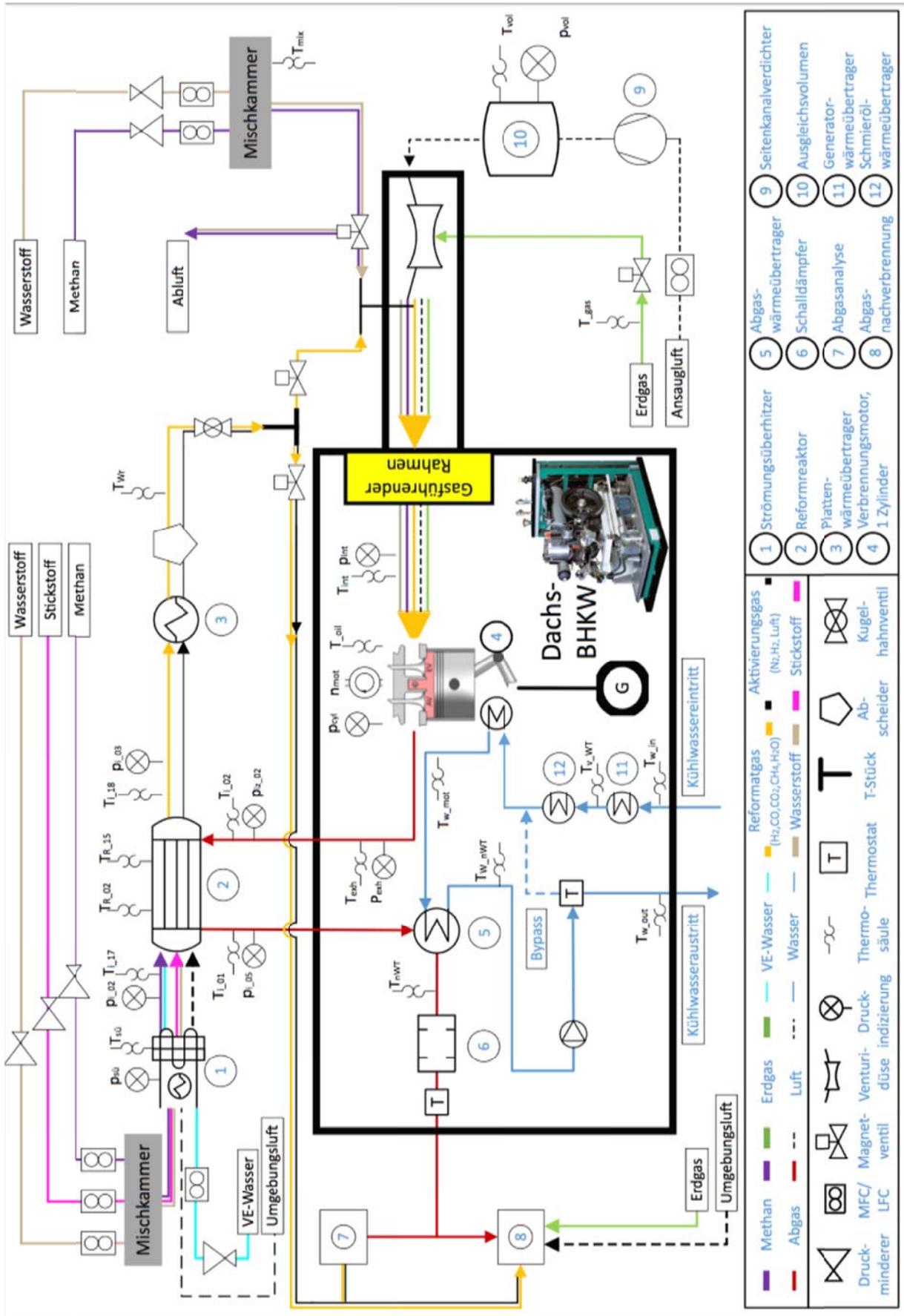


Abbildung 17: RI-Schema für den Prozessaufbau.

An der Leitung zur Abgasnachverbrennung (Pos. 8 in

Abbildung 17) ist weiterhin eine Entnahmestelle implementiert, die eine Abgasanalyse (Pos. 7 in

Abbildung 17) ermöglicht. Zu berücksichtigen ist die im SenerTec Dachs serienmäßig verbaute Temperaturregelung nach Schalldämpfung (Pos. 6 in

Abbildung 17), die bei einer Temperaturüberschreitung des Abgases ein Herunterfahren des Aggregats erzwingt. Zusätzlich erfolgt im Dachs-BHKW ein eigenständiger von der Kopplung unabhängiger Kühlkreislauf mit diversen Wärmeübertragern (Pos. 5, Pos.11-12 in

Abbildung 17) für die Bereitstellung von Warmwasser. Eine Beschreibung des internen Kühlkreislaufes ist Abbildung 2 zu entnehmen.

Reformatgaszuführung

Um die Verbindung zwischen Reformierreaktor und dem SenerTec Dachs-BHKW herzustellen wird ein Verschaltungskonzept benötigt, welches ermöglicht, das nach der Dampfreformierung erzeugte Reformatgas dem Dachs-BHKW als Brennstoff zuzuführen. Für die Auslegung eines solchen Konzeptes werden die in Tabelle 9 zusammengefassten Randbedingungen herangezogen. Dabei handelt es sich zum einen um grundsätzliche Auslegungsparameter für den von der ZBT GmbH konzipierten Reformierreaktor und zum anderen um die generellen Bedingungen für einen Dampfreformierungsprozess. Grundsätzlich liegt der Schwerpunkt der Auslegung darauf, die Druckverluste innerhalb der konzipierten Verbindung unter 50 mbar zu halten und zusätzlich die Beständigkeit der Komponenten sowohl für eine Reformatgaszusammensetzung als auch für maximale Temperaturen des Gasgemisches von etwa 510 °C zu gewährleisten.

Abbildung 18 stellt die konzipierte Kopplung der *Reformatgasseite* zwischen Reformierreaktor und dem SenerTec Dachs-BHKW sowie die dafür vorgesehenen Komponenten mit ihren Positionen dar. Die Anordnung für die Reformatgaszufuhr beginnt mit dem Reformier (vgl. Pos.1, in Abbildung 18). Am Eingang des Reformiers ist ein Druckbegrenzer vorgesehen, der im Falle einer Überschreitung der zulässigen Druckdifferenz das System herunterfährt. Im Anschluss an den Reformier sind jeweils Wärmeübertrager und Kondensatabscheider (vgl. Pos. 2-3 in Abbildung 18) vorgesehen, da die Gefahr besteht, dass bei der Einspeisung von feuchtem Reformatgas ohne vorherige Kühlung und Kondensatabscheidung in das BHKW eingespeist wird. Bei der Vermischung mit der Luft nach Venturidüse, fällt die Mischtemperatur des Brennstoff-Luft-Gemisch unterhalb derer des Taupunktes, sodass sich Kondensat im gasführenden Rahmen des SenerTec Dachs ansammelt. Ein dortiger Ablass des kondensierten Wassers ist nicht möglich. Zusätzlich ist durch Kühlung und Kondensation eine Erhöhung der Leistungsdichte des Brennstoffes erreichbar. Durch eine Reformatgaskühlung ergibt sich weiterhin der Vorteil, bei der weiteren Komponentenauswahl weitaus flexibler zu sein.

Zur Kühlung des Reformatgases (vgl. Pos. 2 in Abbildung 18) ist ein Plattenwärmeübertrager (Fa.: SWEP Typ B12Mx30/1P-SN-S) mit Wasserkühlung vorgesehen. Dieser wird von der ZBT GmbH zur Verfügung gestellt und wurde bereits in Vorversuchen innerhalb des TCR-Vorhabens vom ZBT verwendet und als geeignet bewertet. Zusätzlich erfolgte eine Berechnung der erforderlichen Kühlleistung für das Reformatgas.

Druckbegrenzung

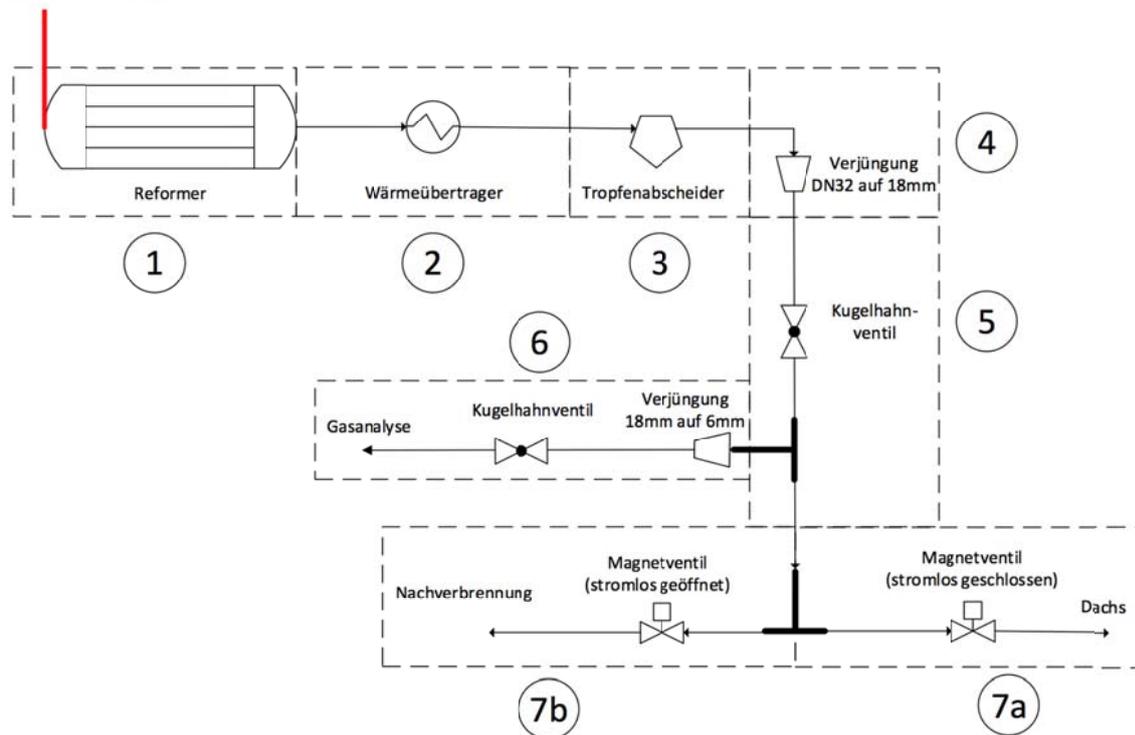


Abbildung 18: Konzipierte Rohranordnung für die Reformatgaszufuhr nach Dampfpreformation zum SenerTec Dachs-BHKW

Mit dem Tropfenabscheider, ebenfalls von der ZBT GmbH zur Verfügung gestellt und getestet, kommt deren Eigenkonstruktion eines Füllbehälters zum Einsatz, an dem ein schwimmergesteuerter Kondensatableiter der Firma Mankenberg integriert ist (Pos. 3 in Abbildung 18).

Wärmeübertrager als auch Kondensatabscheiderkonstruktion sind mit einem Flanschsystem nach DIN EN 1092-1 mit der Nennweite DN32 und der Druckstufe PN 16 ausgestattet, ebenso wie der Reformierreaktor.

Es bietet sich an, Wärmeübertrager (Pos. 2) und Tropfenabscheider (Pos. 3) direkt über das Flanschsystem miteinander zu verbinden und den Reformierreaktor (Pos. 1) über eine Verbindung, bestehend aus Rohrverbindung nach DIN EN ISO 1127 – Reihe 1 mit 90°-Rohrbogen nach DIN 10253-1 Bauart 3 und zwei Flanschen nach DIN EN 1092-1 in Nennweite DN32, anzuschließen. Der für die Kühlung vorgesehene Wärmeübertrager (Pos. 2) ist vertikal angeordnet, damit sich das anfallende Kondensat aus dem Reformatgas innerhalb der Kühlung nicht im wassergekühlten Plattenwärmeübertrager ansammelt, sondern in den Tropfenabscheider ablaufen kann und dort abgeschieden wird. Nach der Kondensatabscheidung (Pos. 3) wird das Produktgas ohne Wasseranteil als *trockenes* Reformatgas bezeichnet. Die Taupunkttemperatur T_{Tau} für das Reformatgas variiert je nach Reformierungstemperatur T_{RT} und S/C-Verhältnis zwischen 47 °C und 81 C. Die Berechnung der Taupunkttemperatur T_{Tau} bei entsprechenden Bedingungen ist im nachfolgenden Kapitel wiederzufinden. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass sich die Temperatur des Reformatgases im weiteren Verrohrungsverlauf aufgrund Wärmeverluste an die Umgebungstemperatur T_U annähert. Damit kein weiteres Kondensat in das BHKW eingespeist wird, ist dementsprechend

dafür zu sorgen, dass die Reformatgastemperatur T_{RG} nach der Kühlung unterhalb der Umgebungstemperatur T_U liegt oder ein geodätischer Höhenunterschied vor der Einspeisung vorliegt, sodass eine Ansammlung des Kondensates auf einem Höhenniveau unterhalb der Einspeisestelle stattfindet. Eine weitere Möglichkeit eine nachfolgende Kondensation nach Pos. 3 in Abbildung 18 zu vermeiden, ist die Verlegung einer Begleitheizung, welche die Rohrleitung und somit das Reformatgas auf einer konstanten Temperatur hält. Dieser Ansatz wird allerdings im weiteren Planungsverlauf nicht berücksichtigt.

Im Anschluss an Kühlung und Kondensatabscheidung erfolgt in Position 4 (Abbildung 18) eine Verjüngung, um den Rohrdurchmesser für das Rohrleitungssystem zu reduzieren. Für die Bestimmung eines geeigneten reduzierten Rohrquerschnittes für den weiteren Rohrverlauf des Produktgases, erfolgt zunächst eine Überprüfung der Druckverluste für verschiedene Nennweiten und Reformatgaszusammensetzungen. Für den weiteren Verlauf wird eine Verrohrung nach DIN ISO 1127 mit einem Innendurchmesser $d_i = 15$ mm gewählt.

Die Reduzierung besteht aus einem Edelstahl-Halbzeug mit angeschweißtem Rohr und mit einem Außendurchmesser von $d_i = 18$ mm, welches mit einem Vorschweißflansch DN32 nach DIN EN 1092-1 Typ 11 stoffschlüssig verbunden ist.

Eine Verringerung der Nennweite hat den Vorteil, dass unter anderem die Verfügbarkeit der Komponenten bei geringer Nennweite steigt und die Kosten für die Komponenten geringer ausfallen. Des Weiteren ist bei kleineren Nennweiten der Einsatz von Klemmringverschraubungselementen möglich, welche eine hohe Flexibilität hinsichtlich der Verbindung der einzelnen Komponenten ermöglicht. Diese ist besonders dann nützlich, wenn später eventuelle Änderungen oder Ergänzungen vorgenommen werden sollen. Über T- und Reduzierschrauber wird eine Abzweigung zur Gasanalyse (vgl. Pos. 7 Abbildung 18) integriert. Im letzten Teil der Verrohrung für die Reformatgaszuführung wird der Gasstrom über eine Ventilanordnung, entweder in den Motor oder die Abgasnachverbrennung, geleitet. Dazu sind Magnetventile (Fa.: BSA, Typ 243-VA) vorgesehen, die in die Software LabView eingebunden und die Strecke für den Reformatgasstrom steuern. Für die Seite, bei der das Reformatgas zur Nachverbrennung gelangen soll, ist ein stromlos geöffnetes Magnetventil vorgesehen, für die Seite zum Dachs, ein stromlos geschlossenes Ventil, damit aus sicherheitstechnischen Gründen im Falle eines Systemausfalles das Gas zur Nachverbrennung gelangt und nicht in das BHKW eingespeist wird. Zusätzlich ist ein Kugelhahnventil (Fa.: Esska Typ KH34DVGWES00) in Position 5 (Abbildung 18) vorgesehen. Dieses soll bei Systemstillstand manuell geschlossen werden, um einer möglichen Diffusion der Luft aus der Leitung zur Nachverbrennung entgegenzuwirken, da ansonsten im Reformier eine Oxidation mit der diffundierten Luft stattfinden würde.

Für eine Einspeisung des Reformatgases dient eine Einlassstelle unterhalb der Venturi-Düse am Dachs-BHKW. Im gasführenden Rahmen des Dachs-BHKW wird das Reformatgas letztendlich mit Luft gemischt und anschließend dem Motor als Brennstoff über einen Ansaugstutzen zugeführt.

Taupunkt

Das durch den Prozess der Dampfreformierung produzierte Reformatgas enthält Wasseranteile, welche je nach Reformierungstemperatur T_{RT} und S/C-Verhältnis unterschiedlich ausfallen. Für die konzipierte Kopplung zwischen Dampfreformer und Dachs-BHKW sollen die im

Reformatgas enthaltenen Wasseranteile abgeschieden werden. Dazu wird der Taupunkt für das Produktgas des Reformers ermittelt. Der Taupunkt entspricht der Temperatur, bei der das Gasgemisch mit dem enthaltenen Wasserdampf bei einem konstanten Druck gerade gesättigt ist. Unterhalb des Taupunktes beginnt der im Produktgas enthaltene Wasserdampf auszukondensieren. Je höher der Wasseranteil x_{H_2O} im Gasgemisch, desto höher liegt die Taupunkttemperatur T_{Tau} bei gleichbleibendem Druck. Der am Taupunkt vorliegende Partialdruck p_i des Wasserdampfes ist der sogenannte Sättigungsdampfdruck p_{sat} . Der Wert für den Sättigungsdampfdruck des kondensierbaren Wasseranteils ergibt sich aus dem Phasendiagramm für eine bestimmte Temperatur. Ausgehend vom Dalton-Gesetz (1) wird der Partialdruck p_i für das Wasser bestimmt. Dieses besagt, dass der Gesamtdruck eines Gemisches bei idealen Gasen die Summe aller Partialdrucke ist:

$$p_{ges} = \sum p_i \quad (1)$$

Der Partialdruck p_i eines Gases entspricht dem Produkt aus dem Stoffmengenanteil x_i multipliziert mit dem Gesamtdruck des Gasgemisches:

$$p_i = p_{ges} \cdot x_i \quad (2)$$

Somit ist die Ermittlung des jeweiligen Partialdruckes anhand des Stoffmengenanteils x_i und dem Gesamtdruck p_{ges} des Gasgemisches durchführbar. Für den Gesamtdruck wird ein Überdruck von 50 mbar angenommen. Der Sättigungsdruck p_{sat} entspricht dem am Taupunkt vorliegenden Dampf-Partialdruck. Durch die Interpolation des ermittelten Partialdruckes p_i mit dem Sättigungsdampfdruck p_{sat} wird die Temperatur für den Taupunkt entsprechend bestimmt. Je nach Zusammensetzung des Produktgases ergeben sich unterschiedliche Temperaturen für den Taupunkt. Tabelle 10 stellt die Taupunkttemperatur T_{Tau} abhängig vom Betriebszustand und der Zusammensetzung dar.

Tabelle 10: Darstellung der Taupunkttemperatur für den entsprechenden Wasserdampfanteil je nach Betriebszustand gemäß den Simulationsdaten vom ZBT [4].

S/C	T_{RT} [°C]	p_{ges} [bar]	x_{H_2O} [%]	p_{H_2O} [bar]	T_{Tau} [°C]
0,8	400		32,11	0,34	71,83
0,8	500	1,06325	20,96	0,22	62,09
0,8	600		10,41	0,11	47,42
1	400		36,80	0,39	74,91
1	500	1,06325	24,69	0,26	65,62
1	600		13,05	0,14	52,01
1,5	400		45,44	0,48	80,41
1,5	500	1,06325	31,90	0,34	71,69
1,5	600		19,87	0,21	61,07

Je nach Betriebszustand variiert der Wassermengenanteil x_{H_2O} im Produktgas und dementsprechend die Taupunkttemperatur T_{Tau} . Für die Bestimmung der notwendigen Kühlleistung \dot{Q} für das Reformatgas sowie dem weiteren Planungsverlauf, werden Taupunkt und Kondensation mitberücksichtigt.

Reformatgaskühlung

Für die Kühlung des Produktgases nach der Dampfreformierung wird ein Plattenwärmeübertrager vom ZBT zur Verfügung gestellt. Dieser ist für einen maximalen Volumenstrom von $\dot{V} = 150 \text{ l}/\text{min}$ ausgelegt.

Ziel ist dabei, das Produktgas unter zuvor ermittelten Taupunkt zu kühlen, um das im Gas enthaltene Kondensat abzuscheiden. Die Überprüfung der benötigten Kühlleistung wird mit dem ersten Hauptsatzes der Thermodynamik für offene Systeme ermittelt (3).

$$\frac{E_{sys}}{dt} = \sum_i \dot{Q} + \sum_j \dot{W} + \sum_e \dot{m}_e \left(h_e + g \cdot z_e + \frac{c_e^2}{2} \right) - \sum_a \dot{m}_a \left(h_a + g \cdot z_a + \frac{c_a^2}{2} \right) \quad (3)$$

Für den Prozess werden die Annahmen getroffen, dass das System stationär ist, eine konstante Fluidgeschwindigkeit vorliegt (keine Differenz der kinetischen Energie) und keine technische Arbeit umgesetzt wird. Weiterhin wird das Produktgas als ideales Gas angenommen und die potentielle Energie nicht weiter berücksichtigt, da diese verhältnismäßig klein ist und vernachlässigt werden kann. Aus den Annahmen ergibt sich letztendlich durch Umformung nach der Wärme \dot{Q} folgender Ausdruck:

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot (h_a - h_e). \quad (4)$$

Dabei entspricht die Multiplikation des Massenstroms \dot{m} mit der Differenz aus Austrittsenthalpie h_a und Eintrittsenthalpie h_e die zu ermittelten Kühlleistung \dot{Q} . Da innerhalb der Dampfreformierung nahezu keine Druckunterschiede vorhanden sind, wird ein konstanter Druck bei Umgebungsbedingungen für das System angenommen.

Durch die Annahme eines konstanten Druckes ergibt sich aus der Definition für die

$$c_p = \left(\frac{\partial H}{\partial T} \right)_p \quad (5)$$

Wärmekapazität weiterhin der Ausdruck (5).

Unter Annahme einer mittleren Wärmekapazität c_{p_m} , geht die Kühlleistung \dot{Q} als Funktion des konstanten Massenstromes aus der Eingangs- und Ausgangstemperatur und der mittleren Wärmekapazität c_{p_m} hervor.

$$\dot{Q} = \dot{m} \cdot c_{p_m} \cdot [T_a - T_e] \quad (6)$$

Die Betriebsfahrweise des Reformers beeinflusst die Berechnung der erforderlichen Kühlleistung \dot{Q} . Je nach Reformierungstemperatur T_{RT} und S/C-Verhältnis ändert sich die Zusammensetzung des Produktgases und infolgedessen die Gaseigenschaften wie unter anderem Dichte, Wärmekapazität, molare Masse und Heizwert. Zusätzlich werden dem Reformierreaktor betriebspunktabhängig unterschiedliche Eduktvolumenströme zugeführt. Aufgrund dessen ist es sinnvoll für die Berechnung von Maximalwerten auszugehen. Bekannt ist aus vorherigen Ergebnissen und Auslegungen für den Reformierreaktor [1, 4], dass die Volumenströme der Edukte einen Durchsatz von $\dot{V}_{NEd} = 90 \text{ l}_N/\text{min}$ nicht überschreiten.

Dementsprechend wird ein maximaler Durchsatz von $90 \text{ l}_N/\text{min}$ ¹ angenommen, welcher mit Hilfe des molaren Volumens V_m für ideale Gase² zu einem Stoffstrom \dot{n} umgerechnet wird (7) [13].

$$V_m = \frac{\dot{V}}{\dot{n}} \quad (7)$$

Durch Umformung und Umrechnung ergibt sich ein Stoffstrom von $\dot{n} = 0,0669 \text{ mol}/\text{s}$. Durch Multiplikation der molaren Masse mit dem errechneten Stoffstrom lässt sich der Massenstrom für das Produktgas bestimmen (8).

$$\dot{m} = M \cdot \dot{n} \quad (8)$$

Aufgrund der temperaturbedingten Änderung der Zusammensetzung, wird die molare Masse des Produktgasgemisches direkt beeinflusst. Nachfolgend wird eine molare Masse von $M_{mix_{max}} = 17 \text{ g}/\text{mol}$ für das Eduktgasgemisch angenommen. Somit ergibt sich durch Einsetzen in Gleichung (8) ein maximaler Massenstrom von $\dot{m} = 1,1377 \cdot 10^{-3} \text{ kg}/\text{s}$.

Der Taupunkt liegt je nach Zusammensetzung und Betriebszustand zwischen $T_{Tau} = 47 \text{ °C}$ und $T_{Tau} = 80 \text{ °C}$. Unterhalb dieser Temperatur und bei konstantem Druck, kann der im Produktgas enthaltene Wasserdampf abgeschieden werden. Sobald die Wandoberflächentemperatur den Taupunkt der Umgebungsluft unterschreitet, kondensiert Wasserdampf an den Rohrwänden. Es wird eine Kühlung des Produktgases auf Umgebungstemperatur angestrebt, damit keine weitere Kühlung und Kondensation nach dem Kondensatabscheider durch Wärmeverluste über die Rohrwände auftreten kann, da sich so eventuelle Kondensat im Gasführenden Rahmen des Motors oder der Ventilanordnung ansammeln könnte.

Ferner erfolgt die Annahme einer mittleren spezifischen Wärmekapazität des Produktgases basierend auf den Stoffdaten von REFPROP [14] des NIST³ für die einzelnen Gaskomponenten. Entsprechend der Annahme einer maximalen Reformierungstemperatur von $T_{RT} = 600 \text{ °C}$ und einer angestrebten Temperatur von 25 °C nach Kühlung, beträgt die

¹ Normvolumen bei $p = 101325 \text{ Pa}$ und $T = 273,15 \text{ K}$ nach DIN 1343 13. (NABau), D.-N.B., "DIN 1343:1990-01, Referenzzustand, Normzustand, Normvolumen; Begriffe und Werte", Beuth. 1990..

²Das Normvolumen idealer Gase beträgt $V_m = 22,414 \text{ l}_N/\text{mol}$ 13. Ibid..

³ National Institute of Standards and Technology.

mittlere Temperatur $T_m = 312,5 \text{ °C}$. Die Wärmekapazität für die mittlere Temperatur T_m und einer Zusammensetzung bei einer Reformierungstemperatur $T_{RT} = 600 \text{ °C}$ und einem S/C-Verhältnis von 1,5 liegt bei $\bar{c}_{p_{mix}} = 2,65 \frac{\text{kJ}}{\text{kg K}}$. Durch Einsetzen der Werte in (6) ergibt sich

ein zu kühlender Wärmestrom von $\dot{Q} = 1,733 \text{ kW}$. Die Kühlung erfolgt mit Kühlwasser aus der Kühlwasserversorgung mit einer Eintrittstemperatur $T_e = 17 \text{ °C}$ in den Kühler. Ausgehend von der Gleichung (6) und der Umstellung nach dem Massenstrom, beträgt dieser, mit den Stoffdaten für die spezifische Wärmekapazität von Wasser⁴ $c_{p_w} = 4,1835 \frac{\text{kJ}}{\text{kg K}}$ und einer

Temperaturdifferenz von $\Delta T = 3 \text{ K}$, für das zur Verfügung gestellte Wassers etwa: $\dot{m} = 0,138 \frac{\text{kg}}{\text{s}}$. Dies entspricht einem Kühlwasserdurchsatz von $\dot{V} = 8,30 \frac{\text{l}}{\text{min}}$ und wird durch die

Kühlwasserleitung aus dem Labornetz abgedeckt.

Druckverluste

Wie bereits in den vorherigen Kapiteln erläutert, sollen dem Reformer die Edukte Methan und Wasserdampf durch die jeweiligen Durchflussregler zugeführt werden. Diese erzeugen einen konstanten Massenstrom, was unter Umständen, z. B. bei einer verstopften Leitung, zu Druckerhöhungen führen kann. Da der Reformerreaktor lediglich für Überdrücke bis zu 50 mbar ausgelegt ist, ist aus sicherheitstechnischen Gründen eine Druckbegrenzung vor dem Reformerreaktor vorgesehen, die bei einer Drucküberschreitung ein Herunterfahren der Gesamtanlage herbeiführen soll. Etwaige Druckverluste vor der Druckbegrenzung werden aufgrund der Nachregulierung der jeweiligen Durchflussregler kompensiert. Um eine Überschreitung des zulässigen Druckverlustes und eine damit verbundene Abschaltung zu vermeiden, ist es essentiell die Druckverluste innerhalb der Verbindung zwischen Dampfreformer und Dachs-BHKW unter dem Differenzdruck zu halten, der sich durch die Durchflussmengenanpassung der Durchflussregler einstellen würde. Mit anderen Worten: die Druckverluste innerhalb der Kopplung *Reformatgasseite* müssen unterhalb der vorgegebenen Begrenzung von 50 mbar liegen. Komponenten und Werkstoffe sind entsprechend dieser Vorgabe auszulegen [16].

Durch das Durchströmen von Rohrleitungen erleidet das Fluid Reibungsverluste Δp_R an der Rohrwand, die sich in Form einer Druckabnahme bemerkbar machen. Für die Beschreibung der Druckverluste wird der Ansatz gemäß der Darcy-Weisbach-Gleichung betrachtet, die die in der Bernoulli-Gleichung die Rohrreibungsverluste Δp_R inkompressibler Medien beschreibt [17, 18].

$$\Delta p_R = \lambda_R \cdot \frac{l}{d_i} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot c_m^2 \quad (9)$$

Die in (9) aufgeführte Gleichung ist für kompressible Fluide nicht fehlerfrei, da die Dichte kompressibler Medien eine Funktion von Temperatur und Druck ist, Einfluss auf die Strömungsgeschwindigkeit hat und dementsprechend für die Berechnung der Rohrreibungsverluste längs der Strömungsrichtung berücksichtigt werden müsste. Für eine exakte Lösung der Rohrreibungsverluste sind daher Algorithmen und numerische Methoden

⁴ Stoffdaten für Wasser nach 15. Chemie.de. "Stoffdaten für Wasser". 25.07.2018; Available from: [http://www.chemie.de/.](http://www.chemie.de/)

notwendig. Im Rahmen dieser Abschlussarbeit wird auf eine exakte Lösungsform verzichtet und für die Annäherung der Lösung eine konstante Dichte ρ bei 25 °C angenommen. Weiterhin wird der maximale Massenstrom $\dot{m} = 1,1377 \cdot 10^{-3} \text{ kg/s}$ aus Kapitel 0 verwendet, um im Falle eines

Ausfalles der Kondensatabscheidung eine entsprechende Auslegung der weiteren Komponenten zu gewährleisten.

Für die Berechnung der mittleren Geschwindigkeit c_m unter der Annahme einer konstanten Dichte ergibt sich der allgemeine Ausdruck aus dem Quotienten aus Volumenstrom und Strömungsquerschnitt bzw. dem Quotienten aus Massenstrom und Strömungsquerschnitt multipliziert mit der mittleren Dichte:

$$c_m = \frac{\dot{V}}{A} = \frac{\dot{m}}{A \cdot \rho} \quad (10)$$

Die Rohrreibungszahl λ_R ist von der Rohrrauigkeit k und der Reynoldszahl⁵ Re , abhängig und lässt sich im Colebrook-Diagramm ablesen. Hierfür ergibt sich die Rohrreibungszahl aus dem Schnittpunkt der Reynoldszahl und Kurve für die relative Rauigkeit (d/k). Für ein neues Stahlrohr beträgt der Maximalwert für die Rohrrauigkeit $k = 0,1 \text{ mm}$. Für eine exakte Bestimmung der Rohrreibungszahl λ_R sind zwar exakte Formulierungen zur Berechnung vorhanden, die allerdings unberücksichtigt bleiben, da eine Ermittlung der Rohrreibungszahl innerhalb dieser Abschlussarbeit mittels des Colebrook-Diagrammes erfolgt.

Unabhängig von der Art zur Bestimmung der Rohrreibungszahl λ_R , mathematisch oder durch das Ablesen im Diagramm, ist die vorherige Bestimmung der Reynoldszahl Re notwendig, um über die Art der Strömung rückzuschließen. Die allgemeine Definition für die Reynoldszahl Re als dimensionslose Kennzahl lautet:

$$Re = \frac{c_m \cdot l}{\nu} \quad (11)$$

Die Berechnung der Reynoldszahl Re innerhalb kreisförmiger Rohrleitungen erfolgt unter Verwendung der mittleren Strömungsgeschwindigkeit c_m , der kinematischen Viskosität ν des jeweiligen Fluids und des Rohrrinnendurchmessers d_i für die charakteristische Länge l .

Aufgrund des starken Einflusses des Rohrrinnendurchmessers d_i hinsichtlich der Rohrreibungsverluste Δp_R entsprechend der Gleichung (9), ist ein Durchmesser zu wählen, innerhalb dessen die Druckverluste möglichst geringfügig sind und gleichzeitig eine Reduzierung des Rohrquerschnittes realisierbar ist. Es ist zu berücksichtigen, dass der Rohrquerschnitt an der Einlassstelle unterhalb der Venturi-Düse im Dachs-BHKW kleiner gegenüber einer Nennweite DN32 ist, mit welcher der Reformierreaktor vom ZBT ausgelegt ist. Aufgrund dessen ist eine Reduzierung des Rohrquerschnittes notwendig, um eine Einspeisung des Produktgases aus dem Reformier in den Dachs zu ermöglichen. Weiterhin ist eine

⁵ Die Reynoldszahl ist eine dimensionslose Kenngröße und beschreibt das Verhältnis von Trägheit zu Zähigkeit des Fluides und dient als Kriterium zur Unterteilung der Strömungsart. Böswirth, L., and Bschorer, S., "Technische Strömungslehre", Springer: Wiesbaden. 2014..

$Re \leq 2300$: laminare Strömung.

$2300 < Re < 10000$: Strömung im Übergangsbereich.

$Re \geq 10000$: turbulente Strömung.

Verringerung des Rohrquerschnittes hinsichtlich Verfügbarkeit und Kosten notwendiger Armaturen, wie beispielsweise Ventile und Klemmringverschraubungen, sinnvoller.

Innerhalb Abbildung 19 erfolgt die Darstellung der Druckverluste in Abhängigkeit des Rohrlinnendurchmessers für eine konstante Reformatgaszusammensetzung für eine heuristisch bestimmte Rohrlänge von 3 m. Bedingt dadurch, dass der Durchmesser quadratisch in die Fläche eingeht, ist ein quadratischer Kurvenverlauf für die Rohrreibungsverluste erkennbar, sodass schon geringfügige Reduzierungen des Rohrquerschnittes die maximale Relativdruckbegrenzung überschreiten könnten.

Entsprechend Abbildung 19 erfolgt die Wahl eines geeigneten Innendurchmessers, welcher die Einhaltung der Druckverluste, als auch die Verfügbarkeit und die verbundenen Kosten für entsprechende Armaturen erfüllt. In Folge dieser Kriterien wird ein Innendurchmesser von $d_i = 15$ mm gewählt, für den die Rohrreibungsverluste entsprechend der erwähnten Bedingungen, wie in Tabelle 11 aufgelistet, bei etwa 4,7 mbar und unterhalb der Relativdruckbegrenzung für den Reformierreaktor liegen.

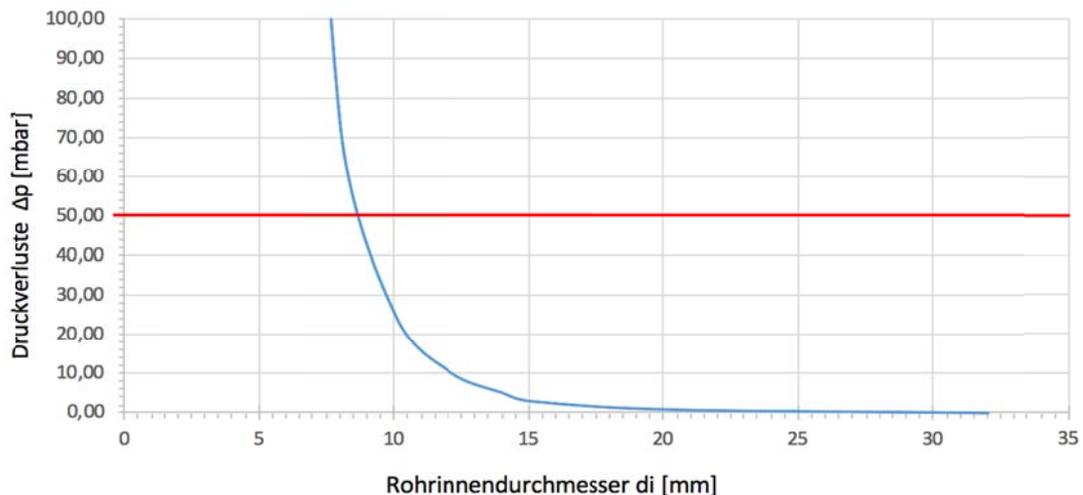


Abbildung 19: Darstellung der Druckverluste in [mbar] in Abhängigkeit des Rohrlinnendurchmessers [mm] für eine trockene Reformatgascharakterisierung bei einer Reformierungstemperatur von 600°C und einem S/C-Verhältnis von 1,5 und einer Rohrlänge von 3 m. Die rote Linie kennzeichnet die Relativdruckbegrenzung für den Reformierreaktor.

Die Tabelle 11 enthält für die Reformatgaszusammensetzungen die einzelnen Parameter aus den Gleichungen (10) und (11) und stellt ebenfalls die Rohrreibungsverluste nach (9) dar. Dabei ist zu erkennen, dass die Druckverluste zwar von der Gaszusammensetzung des Reformatgases abhängig sind. Die Differenz zwischen höchstem und niedrigstem Druckverlust beträgt über 1 mbar. Weiterhin ist auffällig, dass ein Anstieg der Rohrreibungsverluste für die Zusammensetzungen mit zunehmender Temperatur und zunehmendem S/C-Verhältnis zu verzeichnen ist.

Tabelle 11: Parameter und Druckverluste für das trockene Reformatgas bei entsprechender Reformierungstemperatur und S/C-Verhältnis für einen Innendurchmesser der Rohrleitung von $d_i = 15$ mm und einer Rohrlänge von $l = 3$ m. Sämtliche Parameter gelten für die jeweilige Zusammensetzung des Gasgemisches bei konstanten Umgebungsbedingungen (25°C und 101325 Pa). Die Zusammensetzung für das trockene Reformatgas ist Abbildung 6 zu entnehmen. Die Werte der Stoffdaten entsprechen der Datenbank aus REFPROP [14].

S/C	T_{RT} [°C]	ρ_{mix} [kg/m ³]	v_{mix} [m ² /s] x 10 ⁻⁴	c_m [m/s]	\dot{m} [kg/s] x 10 ⁻³	Re [-]	λ [-]	Δp [mbar]
0,8	400	0,5827	0,199	11,05		8328,15		3,557
0,8	500	0,5250	0,233	12,26	1,1377	7894,62	0,0500	3,947
0,8	600	0,4521	0,292	14,24		7315,25		4,584
1	400	0,5750	0,203	11,20		8273,38		3,604
1	500	0,5151	0,239	12,50	1,1377	7844,35	0,0500	4,023
1	600	0,4436	0,304	14,51		7161,13		4,672
1,5	400	0,5591	0,211	11,52		8186,06		3,707
1,5	500	0,4968	0,255	12,96	1,1377	7622,98	0,0500	4,172
1,5	600	0,4369	0,323	14,74		6843,24		4,743
Methan		0,657	0,168	9,80	1,1377	8749,27	0,0500	3,154

Neben Reibungsverlusten durch grade durchströmte Rohre treten zusätzlich Reibungsverluste durch Abweichungen von einem kreisförmigen Querschnitt, z.B. an Drosselstellen oder in Bauteilen wie Ventilen, so wie an Rohrkrümmungen auf. Der hierdurch verursachte Druckverlust wird auch häufig als Einzelwiderstand Δp_ζ bezeichnet, welcher gemäß (12) definiert ist [18].

$$\Delta p_\zeta = \zeta \cdot \frac{\rho}{2} \cdot c_m^2 \quad (12)$$

Der Widerstandsbeiwert ζ stellt jene Verluste von den Rohrleitungskomponenten dar, die sich durch den Einbau von Armaturen gegenüber den Verlusten in geraden Rohrleitungen ergeben.

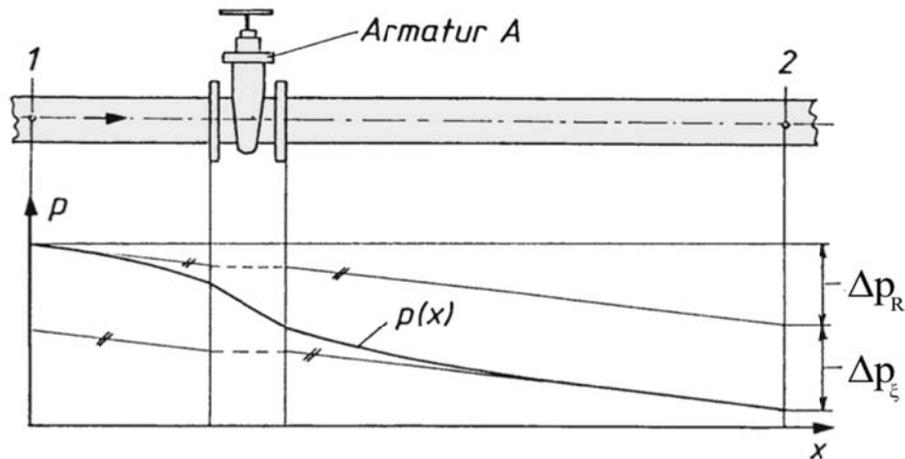


Abbildung 20: Darstellung des Druckverlaufes in Rohrströmungen unter Berücksichtigung von Rohreinbauten [18].

Bei dieser Betrachtung werden Zirkulations-, Stoß- und Ablöseverluste der Strömung mitberücksichtigt. In verschiedenen Literaturen sind Widerstandszahlen zu den jeweiligen Armaturen hinterlegt [18-20].

Die Abbildung 20 verdeutlicht den Druckverlauf mit einer Armatur im Vergleich zu dem Druckverlauf in Rohrströmungen ohne jegliche Rohreinbauten.

Letztendlich lassen sich alle einzelnen Widerstandsbeiwerte zu einem Gesamtwiderstand zusammenfassen, sodass eine Berechnung der Druckverluste des Gesamtwiderstandes $\Delta p_{\zeta_{Ges}}$ aller verwendeten Armaturen möglich ist und entsprechend definiert ist:

$$\Delta p_{\zeta_{Ges}} = \sum \zeta \cdot \frac{\rho}{2} \cdot c_m^2. \quad (13)$$

Viele Ventilhersteller verwenden statt einer Widerstandszahl oft den sogenannten Ventilkoeffizient K_V . Dieser gibt definitionsgemäß die Durchflussmenge von reinem Wasser an, die beim Durchströmen einen Druckverlust von einem bar (10^5 Pa) erfährt [18, 21].

$$K_V = \dot{V} \cdot \sqrt{\frac{1 \text{ bar} \cdot \rho}{\Delta p \cdot 1000 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}}} \quad (14)$$

Der Zusammenhang (14) gilt auch für Gase, sofern das Verhältnis aus dem Druck nach und vor der jeweiligen Armatur mindestens $p_2/p_1 \geq 0,95$ entspricht. Für den Fall eines maximalen Relativdruckunterschiedes von 50 mbar beträgt das Verhältnis $p_2/p_1 = 0,953$. Somit wird diese Bedingung eingehalten und die Verwendung des Ausdrucks (14) ist für die Verwendung von Gasen zulässig.

Durch das Umstellen der Gleichung (14) nach Δp geht der Ausdruck zur Beschreibung der Druckdifferenz von Ventilen Δp_V Hilfe des Ventilkoeffizient K_V hervor:

$$\Delta p_V = \frac{\dot{V}^2 \cdot \rho \cdot 1\text{bar}}{K_V^2 \cdot 1000 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}} \quad (15)$$

Aufgrund der Abhängigkeit der Fluidichte ρ ändert sich die Druckverluste im Ventil Δp_V entsprechend der Reformierungstemperatur T_{RT} und dem S/C-Verhältnis. Für die Kopplung *Reformatgasseite* werden verschiedene Rohrleitungseinbauten verwendet. Zum einen werden für den Einbau Klemmringverschrauben verwendet, welche eine deutlich höhere Flexibilität gegenüber verschweißten Rohrleitungen aufweisen, allerdings Strömungsverluste verursachen. Zusätzlich werden die Verluste für alle weiteren Armaturen und Rohrquerschnittsverengungen berücksichtigt und sind in Tabelle 12 aufgeführt. Die Betrachtung der Einbauten erfolgt jeweils für die Wegstrecke zum Dachs bzw. zur Nachverbrennung. Innerhalb der in Tabelle 12 aufgeführten Armaturen liegt ein Gesamtwiderstandskoeffizient von $\zeta = 7,56$ vor. Dieser wird zur Gewährleistung der Funktionalität mit einem Sicherheitsaufschlag versehen, so dass ein Wert für den Gesamtwiderstandskoeffizient von $\zeta = 20$ angenommen wird, was einem Druckverlust durch die Rohreinbauten von 9,49 mbar⁶ entspricht.

Tabelle 12: Aufführung aller Einzelwiderstandszahlen für die Wegstrecke zum Dachs bzw. zur Nachverbrennung (vgl. Kapitel 0, Abbildung 18: Konzipierte Rohranordnung für die Reformatgaszufuhr nach Dampfreformation zum SenerTec Dachs-BHKW).

Armatur	Anzahl	Widerstandszahl ζ	
		Einzel	Gesamt
Verengung ⁷	1	0,41	0,41
Kugelhahnventil DN15 ⁸ offene Stellung	1	0,15	0,15
Klemmringverschrauber ⁹	11	0,05	0,55
T-Stück Klemmringverschraubung ⁹	3	0,35	1,05
Winkel Klemmringverschraubung ⁹	6	1	6
Rohrbogen DN32 ¹⁰	1	0,4	0,4
Gesamte Widerstandszahl			8,56
Gesamte Widerstandszahl mit Sicherheitsaufschlag			20

Für eine Betrachtung der Gesamtdruckverluste sind die Verlustterme aller Komponenten nach dem Reformierreaktor zu beachten (Abbildung 18: Konzipierte Rohranordnung für die Reformatgaszufuhr nach Dampfreformation zum SenerTec Dachs-BHKW, S.35). Neben den

⁶Bei Umgebungsbedingungen (25°C 101325Pa) für eine Reformatgaszusammensetzung bei S/C=1,5 und einer Reformierungstemperatur von 600°C entsprechen (vgl. Tabelle 13).

⁷Siehe Anhang

⁸Da keine Herstellerangabe zum K_V angegeben ist, erfolgt die Bestimmung der Widerstandszahl nach 19. Bierwerth, W., "Tabellenbuch Chemietechnik: Daten, Formeln, Normen, vergleichende Betrachtungen", Europa-Lehrmittel. 2014, p. 191-197. S.191 für ein vollständig geöffneten Kugelhahn.

⁹Widerstandsbeiwerte sind 20. Parker Ermeto Original, "Verschraubungstechnik, Technisches Handbuch Katalog 4100-7/DE":79-82, 2005. entnommen.

¹⁰Nach 19.Bierwerth, W., "Tabellenbuch Chemietechnik: Daten, Formeln, Normen, vergleichende Betrachtungen", Europa-Lehrmittel. 2014, p. 191-197. S.195 für raue Rohre und einem Rohrbogen Bauart 3. Rohrbogenradius: 38 mm, Rohrinne Durchmesser: 33,7 mm.

Reibungsverlusten innerhalb der Rohrleitungen und den durch die Rohreinbauten verursachten Druckverlusten, ist eine Berücksichtigung der Verlustterme für Wärmeübertrager und Kondensatabscheider (vgl. Abbildung 18, Pos. 2-3) erforderlich. Eine Annahme von jeweils 5 mbar an Druckverlusten für die beiden Komponenten richtet sich nach den Erfahrungsberichten des ZBT. Die Rohrreibungsverluste von 0,01 mbar innerhalb der Verrohrung zwischen Reformierreaktor und Plattenwärmeübertrager sind aufgrund des Rohrquerschnittes und der kurzen Wegstrecke von 0,3 m nahezu vernachlässigbar. Innerhalb Tabelle 13 sind die zuvor beschriebenen Gesamtdruckverluste zusammengefasst dargestellt. Dabei werden die Rohrreibungsverluste innerhalb Gesamtstrecke von Reformier bis zum Dachs-BHKW bzw. zur Nachverbrennung in Betracht gezogen, sowie die durch die Rohreinbauten verursachten Verlustterme.

Tabelle 13: Darstellung der Gesamtdruckverluste. Parameter für die Berechnung und die Zusammensetzungen für das trockene Reformatgas sind Tabelle 11 (S. 43) zu entnehmen.

S/C	T _{RT} [°C]	Δp_R [mbar]	Δp_V [mbar]	$\Delta p_{\xi \text{ ges}}$ [mbar]	Δp_{RWT} [mbar]	Δp_{RB} [mbar]	Δp_{Gesamt} [mbar]	
0,8	400	3,56	0,68	7,11	15,00	0,01	26,35	Δp_R = Rohrreibungsverluste (vgl. Tabelle 11)
0,8	500	3,95	0,76	7,89	15,00	0,01	27,60	Δp_V = Druckverluste Magnetventil
0,8	600	4,58	0,88	9,17	15,00	0,01	29,63	$\Delta p_{\xi \text{ ges}}$ = Druckverluste durch Rohreinbauten (vgl. Tabelle 12)
1	400	3,60	0,69	7,21	15,00	0,01	26,50	Δp_{RWT} = Druckverluste durch Reformierreaktor,
1	500	4,02	0,77	8,05	15,00	0,01	27,84	Wärmeübertrager und
1	600	4,67	0,90	9,34	15,00	0,01	29,91	Kondensatabscheider
1,5	400	3,71	0,71	7,41	15,00	0,01	26,83	Δp_{RB} = Druckverluste in der
1,5	500	4,17	0,80	8,34	15,00	0,01	28,31	Verrohrung Reformierreaktor zu
1,5	600	4,74	0,91	9,49	15,00	0,01	30,14	Wärmeübertrager

Insgesamt fallen für die Betrachtung einer Auslegung im Maximalfall etwa 31 mbar an Gesamtdruckverlusten an. Da der Maximalfall den maximalen Massenstrom sowie einen Sicherheitsaufschlag innerhalb der Rohreinbauten mit einkalkuliert, sollten die Gesamtdruckverluste theoretisch geringer als die angegebenen 31 mbar ausfallen.

Aus diesem Grund ist eine Einhaltung der vorgeschriebenen maximalen Druckbegrenzung von 50 mbar innerhalb der Auslegung gewährleistet, sodass folglich eine Umsetzung der konzipierten Kopplung der Reformatgasseite hinsichtlich der Einhaltung der zulässigen Druckdifferenz realisierbar ist.

Kopplung TCR-Reaktor und BHKW

Die Herausforderung für die Kopplung der Abgasseite ist es, das Abgas nach dem Verbrennungsvorgang im Dachs-BHKW an einer Position zu entnehmen, die zum einen eine Abgasentnahme ohne einen großen Aufwand ermöglicht und zum anderen, um möglichst hohe Abgastemperaturen für die Wärmeausnutzung innerhalb der endothermen Dampfreformierung

zu gewährleisten. Ausgehend von dieser Information, werden die Auslegungsparameter gemäß der im Abgasauslasstrakt vorliegenden Betriebsbedingungen festgelegt.

Im SenerTec Dachs durchläuft das Abgas im serienmäßigen Betrieb nach der Verbrennung im Gasmotor einen Oxidationskatalysator und anschließend eine Abgaswärmeübertragung, ehe es über einen Schalldämpfer in die Nachverbrennung gelangt. Für eine endotherme Dampfreformierung sind hohe Abgastemperaturen von mindestens 400 °C notwendig. Aus vorherigen Untersuchungen am IVG, liegen am Abgasauslass Abgastemperaturen von knapp 400 °C im mageren und maximal 550 °C im nahezu stöchiometrischen Reformatgasbetrieb vor [1]. Aus diesem Grund ist eine Entnahme des Abgases direkt am Auslass sinnvoll.

Der Oxidationskatalysator ist unmittelbar am Abgasauslass positioniert. Abbildung 21 zeigt den Aufbau des Oxidationskatalysators im SenerTec Dachs. Das Abgas gelangt unmittelbar nach dem Abgasauslass im Motor in den Oxidationskatalysator, wo es zunächst über eine Rohrführung nach oben fließt, oberhalb die Deckelwand umströmt und letztendlich seitlich an den lamellenförmigen Trägereinheiten stromabwärts in den Abgaswärmeübertrager abgeführt wird. Aufgrund der Geometrie und Abgasströmung im Katalysator, ist eine direkte Abgasentnahme mit dem Oxidationskatalysator nicht möglich, sodass auf dessen Verwendung im Folgenden verzichtet und ein Emissionsanstieg zunächst in Kauf genommen wird.

Die Abbildung 22 stellt den geöffneten Abgaswärmeübertrager nach Entfernung des Oxidationskatalysators (vgl. Abbildung 21) dar. Weiterhin die einzelnen Positionen aufgeführt, die das Abgas nach dem Verbrennungsprozess durchströmt. Position 1 in Abbildung 22 zeigt den Abgasauslass, an dem die Abgasentnahme für die thermochemische Rekuperation am sinnvollsten erscheint. Im Anschluss an die endotherme Dampfreformierung ist eine Rückführung des Abgases in die Wärmeübertragereinheit geplant, wie in

Abbildung 17 dargestellt. Die Positionen 2 bis 4 zeigen dabei die Ein- und Auslassstellen in den Abgaswärmeübertrager bzw. Schalldämpfer, durch die das Abgas nach der Wärmeabgabe strömt und letztendlich über den Schalldämpfer in die Nachverbrennung abführt wird.

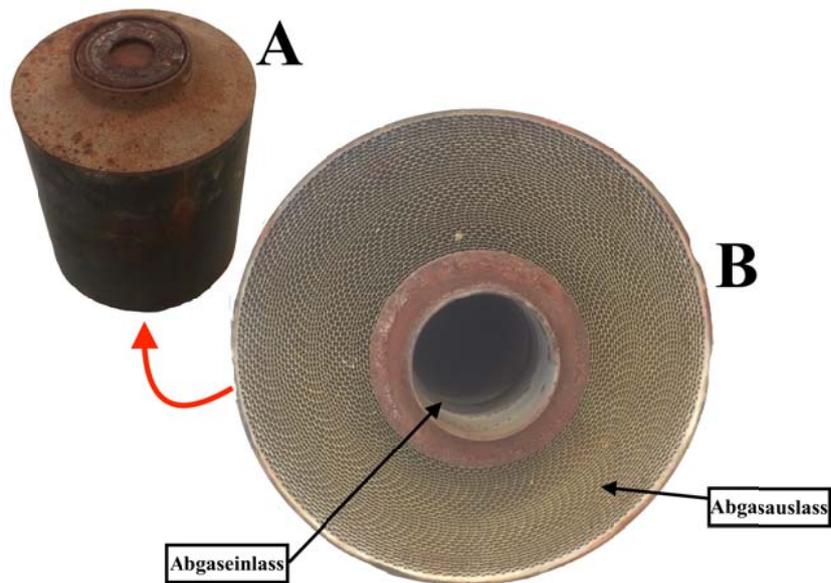


Abbildung 21: Aufbau des Oxidationskatalysator im SenerTec Dachs. Position A zeigt den Oxidationskatalysator in der Seitenansicht. Position B verdeutlicht den Aufbau für Abgaseinlass und -auslass von unten.

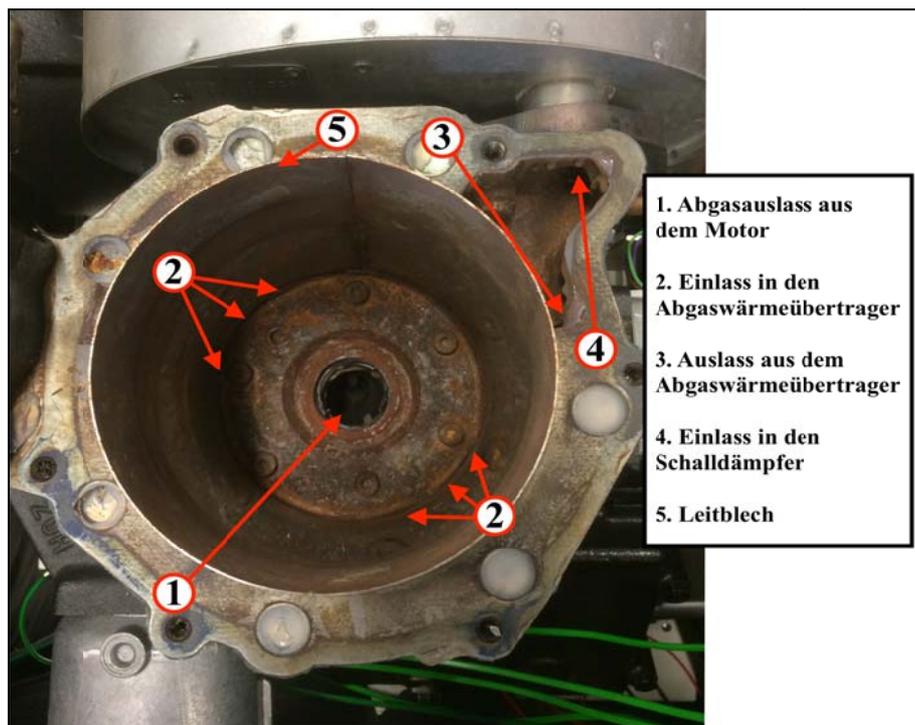


Abbildung 22: Geöffnete Abgaswärmeübertragereinheit im SenerTec Dachs-BHKW mit Beschriftung der Einzelpositionen nach Entfernung des Oxidationskatalysators.

Abgasentnahme

Für die Abgasentnahme am Motorauslass (vgl. Abbildung 22, Pos. 1) ist es notwendig, den serienmäßig verbauten Deckel der Abgaswärmeübertragereinheit zu modifizieren oder einen

Neuen, passend dem Anwendungsbereich, zu konstruieren. Die Anforderungen hierbei sind Beständigkeit der Materialien hinsichtlich der maximal auftretenden Temperaturen und Abgaszusammensetzungen, als auch ein Entweichen des Abgases in die Umgebung zu hindern.

Konzepte

Zur Abgasentnahme werden im Folgenden Konzepte für eine Deckelkonstruktion mit ihren Vor- und Nachteilen diskutiert. Tabelle 14 fasst die einzelnen Konzepte mit ihren Vor- und Nachteilen zusammen.

Tabelle 14: Darstellung der einzelnen Konzepte mit ihren Vor- und Nachteilen.

Konzept	Vorteile	Nachteile
1. Deckelmodifikation mit Schweißverbindung	<ul style="list-style-type: none"> • Dichtung am Abgasauslass durch die Federwirkung im serienmäßigen Deckel 	<ul style="list-style-type: none"> • Schweißbarkeit nur bedingt möglich • Abgasrückführung erschwert
2. Deckelmodifikation mit Stopfbuchsendichtung	<ul style="list-style-type: none"> • Dichtung am Abgasauslass durch die Federwirkung im serienmäßigen Deckel 	<ul style="list-style-type: none"> • Auflagefläche notwendig für die Stopfbuchsendichtung. • Abgasrückfuhr nahezu nicht möglich
3. Deckelneukonstruktion	<ul style="list-style-type: none"> • Einfaches Prinzip • Reproduzierbar • Schweißbarkeit gegeben • Abgasrückführung möglich 	<ul style="list-style-type: none"> • Federwirkung wird nicht genutzt

Die Konzepte 1 und 2 beschreiben Modifikationen am serienmäßig verbauten Gehäusedeckel der Abgaswärmeübertragereinheit. Der serienmäßige Deckel ist mit einer integrierten Feder ausgestattet, die im Standardbetrieb einen Druck auf den Oxidationskatalysator ausübt und diesen auf die Öffnung am Motorauslass presst.

Für die Konzepte 1 und 2 ist eine Durchgangsbohrung in den Gehäusedeckel vorgesehen, durch die eine Rohrleitung zur Abgasentnahme geführt werden soll. Die Verrohrung soll im Wesentlichen aus einem Edelstahlrohr und an schweißbaren Halbzeugen bestehen, die als Auflageflächen für die integrierte Feder im Gehäusedeckel und den Motorauslass konzipiert sind. Dabei wird beabsichtigt, dass die Rohrverbindung senkrecht bis zur unteren Auflagefläche in den Motorauslass eingeführt und dort mit Dichtringen aus Graphit abgedichtet wird. Durch das Verschrauben des aufgebohrten Gehäusedeckels wird durch die serienmäßig integrierte Feder im Gehäuse eine Kraft auf die obere Auflagefläche der Verrohrung ausgeübt, die sich auf die untere Auflagefläche überträgt. Durch die Kraftübertragung wird eine Flächenpressung auf die Graphitdichtung am Motorauslass ausgeübt, sodass ein Entweichen des Abgases unterbunden wird. Die Abbildung 23 und Abbildung 24 verdeutlichen den Aufbau der konzipierten Entwürfe 1 und 2 aus Tabelle 14. Position A zeigt in Abbildung 23 und Abbildung 24 die konzipierte Modifizierung des Gehäusedeckels. Position B führt die Rohrleitungen mit den jeweiligen Auflageflächen auf. Ferner sind Rohrquerschnitt und Bohrungsdurchmesser am Deckel entsprechend des Motorauslasses und der integrierten Feder im Gehäusedeckel zu berücksichtigen.

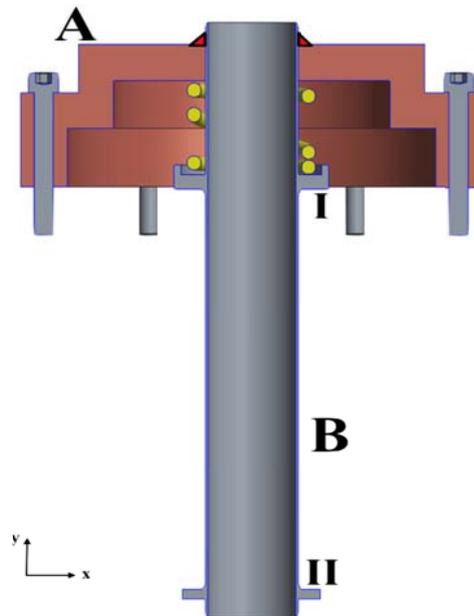


Abbildung 23: Darstellung von Konzept 1. Position A bildet den Gehäusedeckel mit Aufbohrung und Schweißnaht ab. Position B zeigt die konzipierte Verrohrung für die Abgasentnahme am Motorauslass. I zeigt die obere Auflagefläche, II die untere Auflagefläche.

Beide Konzepte nutzen die Federwirkung aus, wodurch die Abdichtung am Motorauslass gewährleistet wird. Weiterhin ist die Rohrverbindung (Pos. B) durch das Verschweißen der Rohrleitung mit den Halbzeugen als Auflageflächen (Pos. I und II), aus fertigungstechnischer Sicht umsetzbar. Lediglich das Abdichten der Rohrverbindung mit dem Gehäusedeckel, insbesondere für den Fall einer Abgasrückführung, stellt eine Herausforderung dar. Hierbei unterscheiden sich die Konzepte 1 und 2 im Wesentlichen.

Konzept 1 berücksichtigt eine Schweißverbindung des Gehäusedeckels mit der Verrohrung, um eine unlösbare Verbindung zu erzeugen, die ein Entweichen des Abgases verhindert. Der Gehäusedeckel besteht aus Gusseisen¹¹ und ist somit aufgrund der Werkstoffeigenschaften nur bedingt schweißbar. Das Verschweißen von Gusseisen erfordert sehr aufwändige Verfahren, die innerhalb der internen Werkstatt nicht umsetzbar sind, sodass der Ansatz nicht weiter berücksichtigt wird. Weiterhin reduziert die integrierte Feder die Auflagefläche und erschwert eine Abgasrückführung.

Aufbauend auf dem ersten Entwurf ist in Konzept 2 anstelle einer Schweißverbindung eine Stopfbuchsichtung für das Abdichten der Gehäusebohrung mit der Rohrverbindung vorgesehen. Innerhalb einer Stopfbuchsichtung wird eine Weichpackung mit Hilfe einer Stopfbuchsenbrille durch eine Vorspannkraft auf die abzudichtende Stelle gepresst. Die abdichtende Weichpackung wird dabei je nach abzudichtendem Fluid, Druck und Temperatur gewählt. Für das Erzeugen einer Vorspannkraft auf die Stopfbuchsenbrille ist für das Anbringen von Schraubverbindungen Gewindebohrungen im Gehäusedeckel notwendig. Da die Aufbereitung des Gehäusedeckels einen großen Aufwand verursacht und zusätzlich die Auflagefläche am Gehäusedeckel reduzieren würde, findet Konzept 2 ebenfalls keine

¹¹ Eisenwerkstoff mit 2% Kohlenstoffgehalt.

Beachtung im weiteren Planungsverlauf, zumal durch die Verkleinerung der Auflagefläche eine Abgasrückführung am Gehäusedeckel erschweren würde.

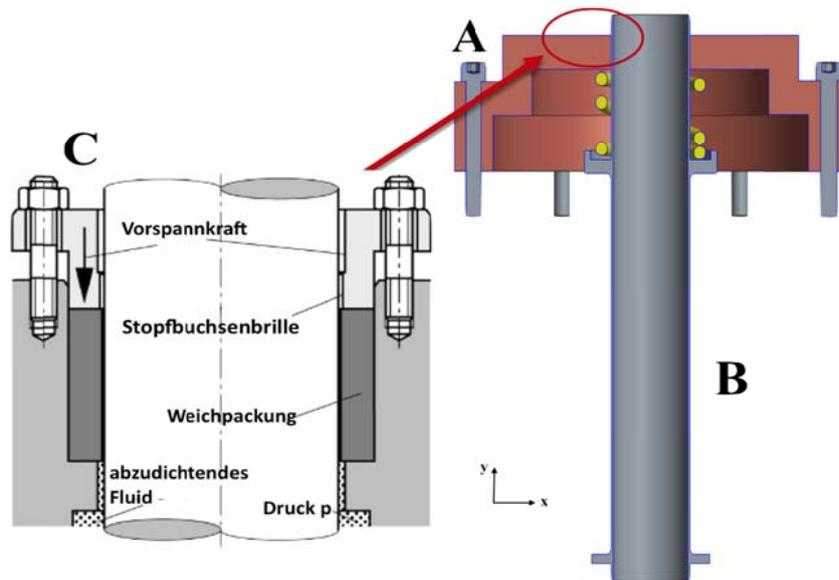


Abbildung 24: Darstellung von Konzept 2. Position A bildet den Gehäusedeckel mit Aufbohrung ab. Position B zeigt die konzipierte Verrohrung für die Abgasentnahme am Motorauslass. Position C zeigt das Funktionsprinzip einer Stopfbuchsdichtung nach [22].

Aufgrund der zuvor aufgeführten Nachteile der ersten beiden Konzepte, insbesondere hinsichtlich der komplexen Gestaltung einer Abgasrückführung in den Dachs zur Nutzung der restlichen Abgaswärme im Abgaswärmeübertrager, wird die im dritten Entwurf konzipierte Deckelneukonstruktion für die Kopplung der *Abgasseite* in Erwägung gezogen. Dazu soll der serienmäßig verbaute Gehäusedeckel durch eine ebene Platte ersetzt werden. Die Form der Neukonstruktion soll dabei der serienmäßigen Deckelgeometrie entsprechen, um den konzipierten Deckel mit der Abgaswärmeübertragereinheit zu verbinden und eine Behinderung bei der Montage durch umliegende Komponenten auszuschließen. Vorteil der Neukonstruktion ist es, einen Werkstoff zu wählen, dessen Schweiß Eigenschaften vorteilhafter gegenüber denen von Gusseisen sind. Hierfür bietet sich der legierte Edelstahl mit der Werkstoffnummer 1.4571 an. Neben der hervorragenden Schweiß Eignung weist der Werkstoff gute Eigenschaften hinsichtlich der vorgegebenen Temperatur- und Korrosionsbeständigkeit sowie der Resistenz gegenüber den Abgasbestandteilen auf [23]. Alternativ eignen sich die Edelstähle 1.4401 [24] und 1.4404 [25].

Für die Neukonstruktion des Deckels sind Bohrungen für eine Verrohrung zur Abgasentnahme bzw. -rückfuhr erforderlich, sowie für die Schrauben zur Befestigung des Deckels mit der Abgaswärmeübertragereinheit. Abbildung 25 stellt das Konzept des Gehäusedeckels dar. Der Hauptvorteil besteht weitestgehend in dem einfachen Fertigungsprinzip und Reproduzierbarkeit innerhalb der universitätsinternen Werkstatt. Dazu ist eine Fertigung des Deckels aus einer ebenen Platte mittels Wasserstrahlschneidemaschine vorgesehen.

Zwischen Deckel und Abgaswärmeübertragereinheit liegt eine Graphitdichtung. Weiterhin ist eine Schweißverbindung für Rohrverbindung und Deckel vorgesehen, sodass die beiden Komponenten miteinander stoffschlüssig verbunden sind und an dieser Stelle kein Abgas

entweichen kann. Ein Anschweißstutzen am Fuß der Rohrverbindung dient als Auflagefläche, um eine Abdichtung mittels Graphitdichtung am Motorauslass zu gewährleisten.

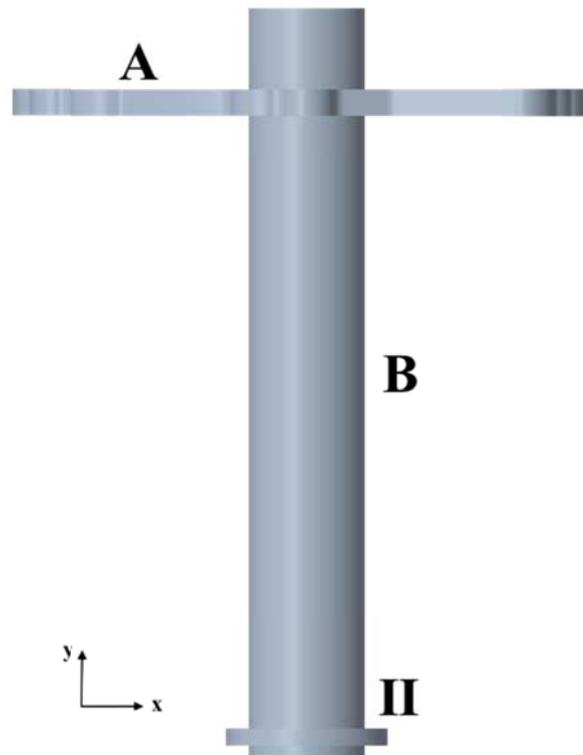


Abbildung 25: Darstellung von Konzept 3. Position A bildet die Neukonstruktion des Gehäusedeckels ab. Position B zeigt die konzipierte Verrohrung für die Abgasentnahme am Motorauslass.

Wie Abbildung 25 zu entnehmen ist, verfügt die Neukonstruktion des Deckels (Pos. A) über keine verbaute Feder, sodass für die Verrohrung keine Auflagefläche vorgesehen ist (Pos. B). Durch das Fehlen der Federwirkung und der geplanten Schweißverbindung zwischen Deckel und Verrohrung, wird durch das Verschrauben des neu konzipierten Deckels mit der Abgaswärmeübertragereinheit keine Kraft auf die Auflagefläche am Fuß der Rohrverbindung und somit auf die Graphitdichtung am Motorauslass ausgeübt. Dementsprechend muss die fehlende Flächenpressung der Auflagefläche auf die Dichtung am Motorauslass durch die Federwirkung in anderer Form auf die Auflagefläche ausgeübt werden. Durch das Anpressen der Rohrleitung per Hand an den Motorauslass und dem Hinzufügen zwei weiterer Deckeldichtungen zwischen Deckel und Wärmeübertragereinheit, werden Verrohrung und Neukonstruktion des Deckels zunächst miteinander punktverschweißt, um die Positionen der Schweißverbindung zu versehen. Anschließend wird die Verbindung stoffschlüssig gefügt. Das Hinzufügen der Dichtungen und das Anpressen der Rohrleitung sorgt dafür, dass der Deckel höher anliegt. Beim Verschrauben wird die Rohrverbindung um diesen Abstand durch die Vorspannkraft der Schrauben auf den Motorauslass gepresst. Durch diesen Vorgang wird die nötige Flächenpressung für ein Abdichten am Motorauslass gewährleistet.

Konstruktion und Auslegung

Im vorherigen Kapitel ist die Wahl des Konzeptes zur Abgasentnahme beschrieben. Innerhalb des ausgewählten Konzeptes ist eine Neukonstruktion des Gehäusedeckels erforderlich.

Abbildung 22 zeigt die geöffnete Abgaswärmeübertragereinheit und deren Geometrie. Darauf aufbauend, sollte die Deckelkonstruktion eine möglichst ähnliche Form aufweisen, um primär die Funktion einzunehmen das Abgas gegenüber der Umgebung nach außen abzudichten, die Abgasentnahme zu ermöglichen und die umliegenden Komponenten nicht zu beeinträchtigen bzw. eine mögliche Montage an umliegenden Bauteilen nicht zu erschweren.

Über einen zweidimensionalen Scan, wie in Abbildung 26 abgebildet, ist das Ziel den neuen Deckel möglichst maßstabs- und der formgerecht an denen des Serienbauteils auszuarbeiten. Dazu wird mit Hilfe der Software PTC Creo Parametric 4.0 der Scan in die Software implementiert und die Geometrie nachgebildet. Durch den Maßstab am Kopf der Abbildung ist eine nahezu maßstabsgerechte Nachbildung möglich. Weiterhin werden innerhalb der Zeichnung die Bohrungen für die Schrauben sowie Abgasentnahme und -rückführung eingebunden.

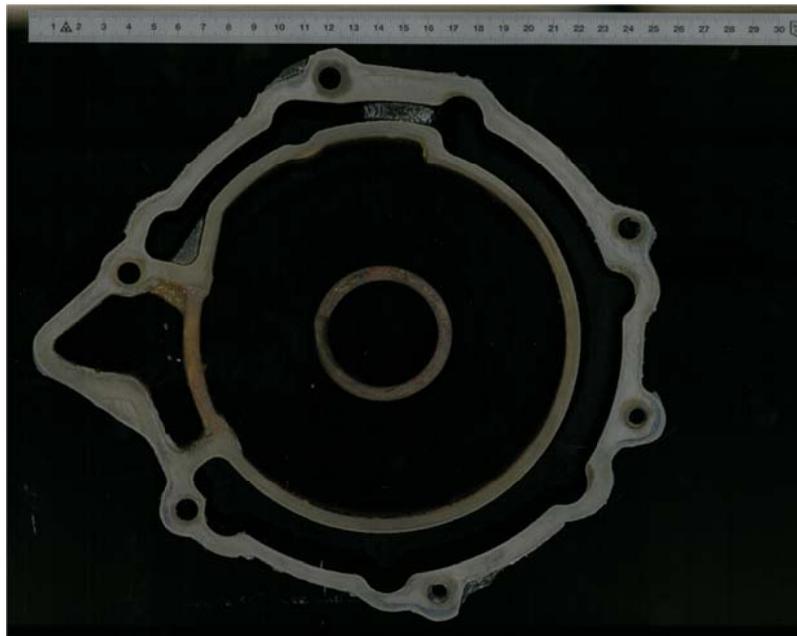


Abbildung 26: 2D-Scan des serienmäßigen Gehäusedeckels mit Maßstab zur Neukonstruktion.

Aus der Zeichnung ist mittels Wasserstrahlschneidemaschine, im Rahmen der universitären Werkstatt, eine Nachkonstruktion des Deckels aus einer ebenen Edelstahlplatte möglich. In Anlehnung an die Stärke des Gussdeckels am Kopf von etwa 6 - 7 mm, entspricht die Dicke der Platte für die Deckelneukonstruktion $t = 10$ mm. Als Werkstoffe für den Deckel und die Rohrverbindungen für die Abgasentnahme und -rückführung sind, je nach Verfügbarkeit, legierte Stähle mit den Werkstoffnummern 1.4571, 1.4401 und 1.4404 ausgewählt worden, da diese die vorgegebenen Anforderungen hinsichtlich Beständigkeit gegen maximale Temperaturen von 550 °C und der Abgaszusammensetzung sowie einer Eignung zur Schweißbarkeit erfüllen.

Die Abbildung 27 zeigt die Deckelneukonstruktion mit den Bohrungen für die Abgasentnahme und -rückführung im Vergleich zu dem Serienbauteil. Aufbauend auf dem Konzept 3 in Abbildung 25 sind Rohrverbindungen sowohl für die Abgasentnahme als auch Abgasrückführung vorgesehen. Dazu sind innerhalb der obigen Abbildung 27 die Bohrungen in der linken Darstellung aufgeführt. Wie zu erkennen, ist der Bohrungsdurchmesser für die

Abgasrückführung geringer, damit beide Rohrverbindungen für Abgasentnahme und -rückführung innerhalb des Leitblechumkreises können (vgl. Abbildung 22, Pos. 5) integriert werden. Das Leitblech ist notwendig, damit das Abgas innerhalb der Rückführung nicht direkt in den Schalldämpfer, sondern in die Öffnungen am Fuß des Abgaswärmeübertragers (vgl. Abbildung 22, Pos. 2) gelangt und anschließend die spiralförmigen Leitungen in dem Abgaswärmeübertrager durchlaufen kann. Das ermöglicht einen Teil der restlichen Abgaswärme an das Kühlwasser abzugeben. Darüber hinaus ist das Leitblech in der Wärmeübertragereinheit auf die Höhe der Wärmeübertragereinheit zu kürzen, da ansonsten der neukonzipierte Deckel nicht bündig auf der Fläche der Wärmeübertragereinheit aufliegen würde.



Abbildung 27: Darstellung der Gehäusedeckel. Links der neu konzipierte Gehäusedeckel aus Edelstahl, rechts der am SenerTec Dach serienmäßig verbauter Deckel aus Gusseisen.

Ein Model für die Abgasentnahme und -rückführung ist in Abbildung 29 aufgeführt.

Die Abgasentnahme erfolgt am Motorauslass über eine Verbindung, bestehend aus einem konzipierten Stutzen (vgl. Abbildung 28) und einem gewöhnlichen Edelstahlrohr nach DIN EN ISO 1127 mit der Nennweite DN32 mit einem Rohr-Außendurchmesser von 42,4 mm und einer Wandstärke von $s = 2$ mm. Dazu werden die beiden Bauteile mittels Schweißverbindung miteinander stoffschlüssig verbunden.



Abbildung 28: Drauf- und Seitenansicht des gefertigten Stutzen nach zur Rohrverbindung als Auflagefläche am Motorauslass im Dachs-BHKW.

Die Rohrverbindung für die Abgasrückführung besteht aus Rohrleitungen nach DIN EN ISO 1127, Rohrbögen nach DIN 10253-1 und einem konzentrischen Reduzierstück nach DIN 10253-4 von der Nennweite DN32 (Rohr-Außendurchmesser $d_a = 42,4$ mm) auf die Nennweite DN25 (Rohr-Außendurchmesser $d_a = 33,7$ mm). Alle Bauteile der Rohrrückführung haben eine Wandstärke s von 2 mm.

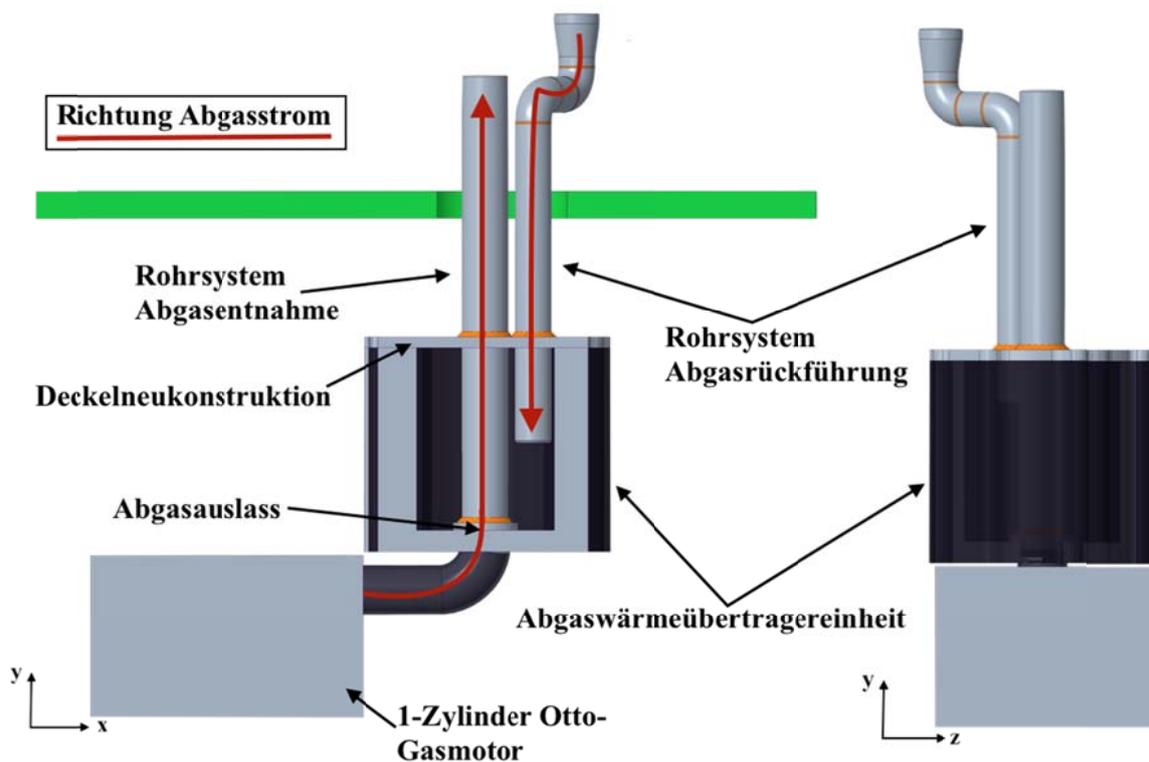


Abbildung 29: Konzipierte Anordnung der Rohrverbindungen mit der Deckelneukonstruktion am SenerTec Dachs. Links in der Vorderansicht im Schnitt mit Gehäuserahmen, rechts in der Seitenansicht ohne den Gehäuserahmen zur Darstellung der Rohrleitungen.

Die Form der Rohrverbindung für die Abgasrückführung ist darauf zurückzuführen, dass die Abstände der beiden Rohrleitungen aufgrund der vorgegebenen Bohrungsabstände im

Gehäusedeckel zunächst möglichst gering ausfallen sollten. Da die Rohrleitungen den Gehäuserahmen am SenerTec Dachs verlassen, ist die Entfernung zwischen den Rohrleitungen zu vergrößern, um eine Wärmeübertragung zwischen den Rohren zu vermeiden. Zusätzlich werden Beeinträchtigungen für die geplanten Rohrisolierungen oder dem Verbau weiterer Elemente, wie Verschraubungen, durch das Erweitern der Rohrabstände vorgebeugt. In Abbildung 29 ist die konzipierte Rohrverbindung für Abgasentnahme und -rückführung aufgeführt. Die Verbindung der beiden Rohrleitungen zum Reformierreaktor wird im darauffolgenden Kapitel ausgiebig erläutert.

Aus Abbildung 29 geht hervor, dass ein gekoppelter Betrieb für den Gehäuserahmen, welcher als Wärme- und Schalldämmung dient, eine Bearbeitung erfordert. An der Position für die beiden Verrohrungen ist ein Ausschnitt gemäß der Darstellung in Abbildung 30 durchzuführen. Dazu ist ein Durchtrennen des Rahmens und eine Ausbohrung notwendig, sodass ein Betrieb mit der Gehäuseumrahmung weiterhin möglich ist. Der modifizierte Gehäuserahmen ist mittels Steckschrauben an den dafür vorgesehenen Positionen zu befestigen.

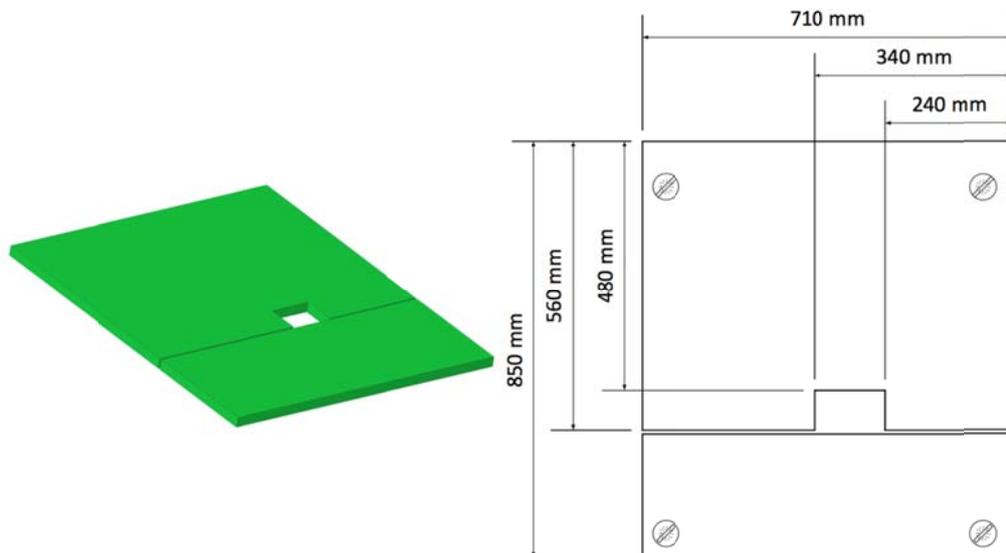


Abbildung 30: 3D-Modell und Draufsicht als Skizze des Gehäuserahmens am Dachs zur Aufarbeitung.

Rohr und Verbindungssystem

Aufbauend auf die beschriebene Abgasentnahme und Rückführung gilt es diese nun mit dem Reformierreaktor zu verbinden. Dabei sind verschiedene Anforderungen zu erfüllen. Zum einen muss die Kopplung eine Beständigkeit gegenüber der maximal möglichen Temperatur von 550 °C und der Abgaszusammensetzung zum anderen sollte eine Demontage der Kopplung möglich sein, sodass die Gegebenheit eines getrennten Betriebes beider Aggregate weiterhin besteht. Des Weiteren ist das Berücksichtigen der ausgehenden Schwingungsbewegungen vom SenerTec Dachs-BHKW, insbesondere beim An- und Abfahren, notwendig. Die Bewegung würde sich folglich auf die Rohrverbindung zum Reformierreaktor übertragen und somit Schäden verursachen. Da vom Hersteller keine exakten Angaben zum Schwindungsverhalten

vorliegen, wird schätzungsweise eine ausgehende Bewegung innerhalb der Anlaufphase von $\pm 7,5$ mm und im Betrieb von $\pm 0,5$ mm in axialer und lateraler Auslegung angenommen. Darüber hinaus sollte der Abstand zwischen Reformierreaktor und Dachs-BHKW möglichst gering sein, damit die Wärmeverluste innerhalb der Wegstrecke niedrig ausfallen. Neben der Zufuhr des Abgases in den Reformierreaktor, ist auch eine Abfuhr des Abgases notwendig. Dazu ist eine Rückführung in das SenerTec Dachs-BHKW vorgesehen, sodass eine Verwendung der restlichen Abgaswärme nach Dampfreformierung besteht.

Das Konzept der abgasseitigen Kopplung ist in Abbildung 31 dargestellt. Dabei ist die Anordnungen in dem aufgeführten Model für eine abgasseitige Verbindung mit dem Dampfreformer zu erkennen.

Das Abgas wird am Motorauslass im BHKW entnommen und über das Rohrsystem für die Abgasentnahme in den Dampfreformer geführt. Aufbauend auf der Verrohrung für die Abgasentnahme wird das System um Rohrbogen, konisch dichtender Verschraubung, Kompensator, Rohrstück und Flansch zur Verbindung mit dem Dampfreformer ergänzt. Die Verschraubung hat den Vorteil platzsparender gegenüber Flanschverbindungen zu sein und weiterhin eine Demontage des Systems zu ermöglichen. Verglichen mit einer Flanschverbindung, sind bei einer Verschraubung die Wärmeverluste, aufgrund der kleineren Übertragungsfläche, in die Umgebung geringer. Durch das konisch dichtende Verschraubungsprinzip sind die Verbindungselemente dicht und verhindern ein Austritt des Abgases in die Umgebung. Für die Kompensation der Schwingungen und der Längenausdehnung ist ein Kompensator für das Rohrsystem der Abgasentnahme vorgesehen und wird in 0 näher erläutert. Die Verbindung für die Abgasrückführung nach Dampfreformierung in das BHKW erfolgt über eine flexible Ringwellschlauchleitung aus Edelstahl (Fa.: Witzenmann Typ RS331L12) mit einer Nennweite DN32. Die Anschlussenden sind zum einen ein Flansch mit Vorschweißbund und einer Druckstufe PN 16 zur Verbindung an den Dampfreformer und zum anderen eine konisch dichtende Verschraubung mit Anschweißenden zur stoffschlüssigen Verbindung mit der Leitung zur Abgasrückführung in die Abgaswärmeübertragereinheit im Dachs. Um eventuelle Torsionen am Ringwellschlauch vorzubeugen, ist eine 90° Rohrbogenleitung mit Flanschen vorgesehen. Da innerhalb der TCR eine Bereitstellung hoher Abgastemperaturen für die Dampfreformierung im Vordergrund steht, werden durch die Wahl der Ringwellschlauchleitung etwaige Wärmeverluste durch die Vergrößerung der Länge und der Oberfläche zugunsten einer flexiblen und kompensationsfähigen Verbindung in Kauf genommen.

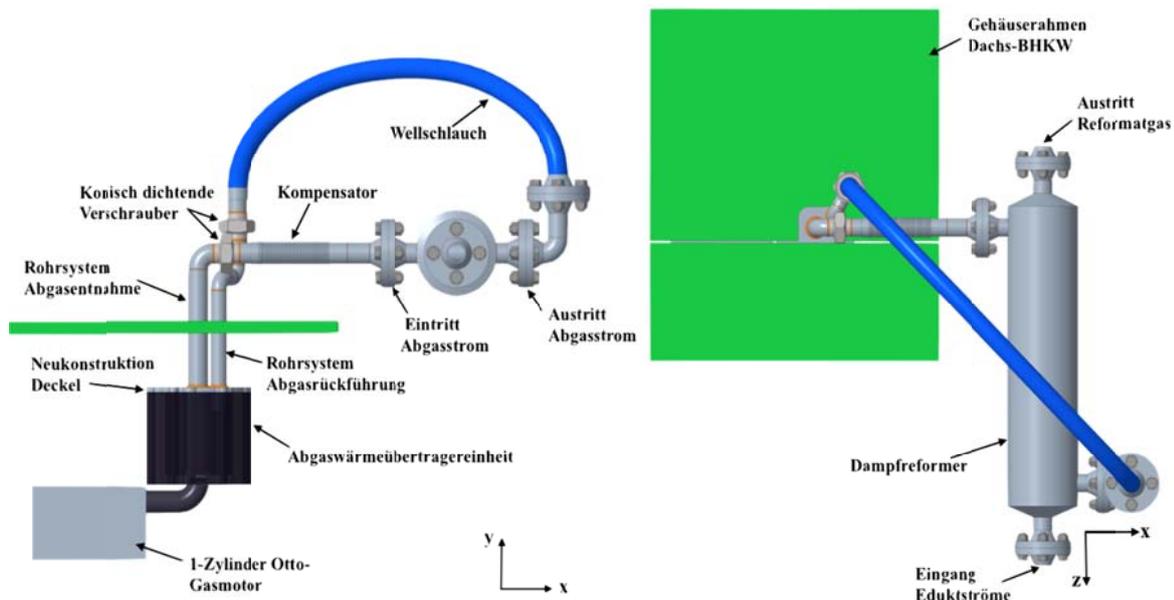


Abbildung 31: Darstellung der Anordnung für die abgasseitige Kopplung zwischen Dampfreformer und SenerTec Dachs BHKW mit Beschriftung wichtiger Komponenten. Links in der Vorderansicht, rechts in der Draufsicht.

Im Gegensatz zur Reformatgasseite erfolgt keine starke Querschnittsverjüngung innerhalb der Verbindung. Die Rohrverbindung wird weitestgehend mit einem Rohrquerschnitt von einer Nennweite DN32 beibehalten und ohne Armaturen verbaut, die gravierende Strömungsverluste verursachen, sodass die auftretenden Druckverluste für die Abgasseite unbedeutend gering ausfallen und eine Berechnung unnötig ist.

Kompensation

Im Betrieb des Dachs-BHKW ist das Auftreten von Schwingungsbewegungen üblich, insbesondere bei der In- und Außerbetriebnahme. So sind schätzungsweise Schwingungsamplituden von $\pm 7,5$ mm im An- und Abfahrprozess einzukalkulieren. Die hervorgerufenen Bewegungen reduzieren sich allerdings mit zunehmender Betriebszeit, sodass bereits innerhalb weniger Sekunden Schwingungsamplituden von $\pm 0,5$ mm im stationären Betrieb anzunehmen sind. Diese betriebsbedingten Bewegungen müssen innerhalb des Rohrleitungssystems kompensiert werden. Eine Möglichkeit für den Bewegungsausgleich ist die Verwendung von Kompensatoren und Metallschläuchen.

Wie in Abbildung 32 aufgeführt, erfordert der konzipierte Aufbau der Abgasentnahme, einen Ausgleich in axialer und lateraler Richtung. Beanspruchungen angularer Form werden nicht hervorgerufen. Neben dem Bewegungsausgleich fangen Kompensatoren den durch thermische Expansion herbeigeführten Längenausgleich auf. Die thermische Expansion beschreibt die Veränderung der geometrischen Abmessungen, die durch Temperaturänderungen innerhalb eines Körpers entstehen, in Abhängigkeit vom Längenausdehnungskoeffizienten α des Körpers. Der Ausdruck (16) gibt dem Längenausgleich ΔL in linearer Annäherung [26] wie folgt an:

$$\Delta L = \alpha \cdot L_0 \cdot (T_{max} - T_U). \quad (16)$$

Aufgrund des unregelmäßigen Materialgefüges im Stahl, ist der Verlauf der Längenausdehnung nichtlinear, allerdings zur Berechnung ausreichend genau und nach [12] für eine Auslegung zulässig. Aus dem Grund, dass der Nenndruck innerhalb des Kompensators eine

Druckdifferenz von 0,5 bar nicht übersteigt, sind druckbedingte Abminderungsfaktoren innerhalb der Kompensation nicht weiter zu berücksichtigen.

Da die Komponenten innerhalb der konzipierten Kopplung, insbesondere bei der Entnahme des Abgases aus dem Dachs-BHKW, Abgastemperaturen von bis zu 550 °C ausgesetzt sind, und unter der Voraussetzung, dass die Rohrelemente bei einer Umgebungstemperatur von $T_U = 25\text{ °C}$ eingebaut werden, ist eine Berücksichtigung der Längenausdehnung ΔL neben dem Bewegungsausgleich innerhalb der Kopplung unabdingbar. Entsprechend der geometrischen Abmessungen in Abbildung 32, der Formel (16) und dem Ausdehnungskoeffizienten α für Edelstahl (1.4571) ($\alpha (550\text{ °C}) = 19,0 \cdot 10^{-6}\text{ K}^{-1}$) [23] ergibt sich eine wärmebedingte Längenausdehnung ΔL in axialer Richtung von $\Delta L_x = 4,99\text{ mm}$ und in lateraler Richtung von $\Delta L_y = 2,99\text{ mm}$.

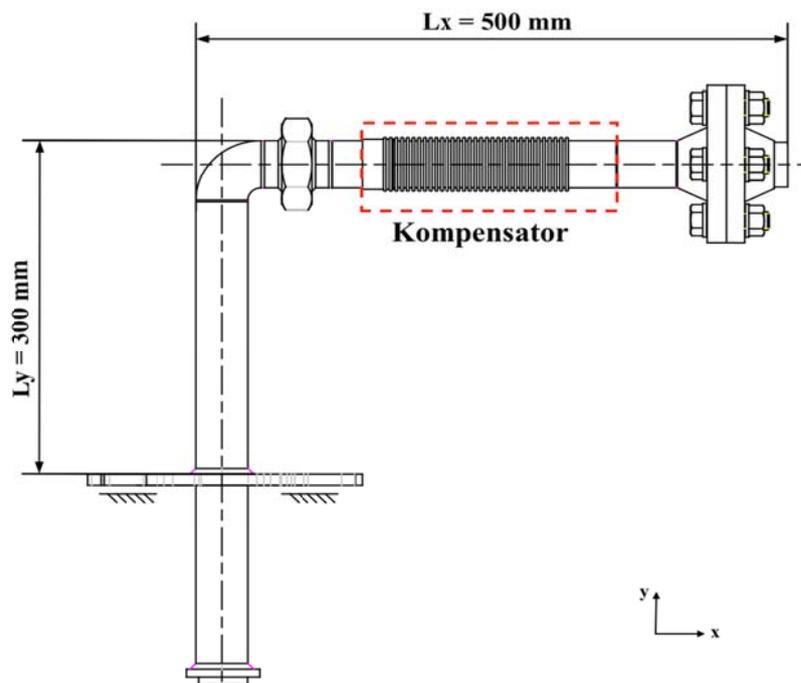


Abbildung 32: Skizze des Rohrsystems der Abgasentnahme zur Beurteilung der ausgehenden Bewegungen.

Unter Berücksichtigung aller ausgehenden Bewegungen sind im Worstcase, beispielsweise bei plötzlicher Außerbetriebnahme im stationären Betrieb, Bewegungen sowohl in lateraler Form von $\Delta L_{y_{\max}} = 10,49\text{ mm}$ als auch in axialer Form von $\Delta L_{x_{\max}} = 12,49\text{ mm}$ durch Kompensation auszugleichen.

Wie in Abbildung 32 aufgeführt, ist die Verbindung nach Abgasentnahme zum Reformierreaktor mit einem Kompensator vorgesehen. Dabei handelt es sich um einen Hydra-Universalkompensator (Fa.: Witzenmann Typ URZ01.0032.030.0) in DN32 mit Anschweißenden, welcher die Anforderungen hinsichtlich der Bewegungsaufnahmen und der Beständigkeit gegenüber Temperatur und Abgas erfüllt [26].

Montage und Prüfung

Für das Verbinden der Komponenten ist darauf zu achten, dass diese unter Einhaltung der Schraubenanziehmomente vorschriftsmäßig vom Fachpersonal montiert werden. Dabei ist zu

berücksichtigen, dass die Drehmomente entsprechend der verwendeten Dichtung eingehalten werden, um die notwendige Flächenpressung auf die Dichtung zu erzeugen.

Zur Überprüfung der Schweißnähte und Verbindungen sollten möglichst alle Komponenten hinsichtlich der Dichtigkeit überprüft werden. Ein gängiges Verfahren ist das sogenannte Abdrücken. Dabei wird dem System für eine bestimmte Zeitdauer eine Innendruckbelastung ausgeübt und mit Messinstrumenten überprüft, ob der beaufschlagte Druck gehalten wird. Entsprechend der zu erwartenden niedrigen Betriebsdrücke (unter 1,5 bar absolut), sind lediglich geringe Druckbeaufschlagungen für das Abdrücken notwendig.

Aufgrund der Verwendung giftiger Gase sollte das System entsprechend seiner Leckrate überprüft werden. Dabei dürfen die Konzentrationen, welche aus dem Versuchsstand austreten, die Grenzwerte der Maximalen-Arbeitsplatz-Konzentration (MAK) für NO, NO₂, CO, CO₂ und weitere, nach den technischen Regeln für Gefahrenstoffe nicht übersteigen [27]. Des Weiteren dürfen die Emissionen von explosionsfähigen Gemischen nicht überschritten werden, damit kein zündfähiges Gasgemisch in der Laborumgebung entsteht [28].

Transienter und stationärer Systembetrieb

Systembetrieb mit Erdgas

Zur Beurteilung der beiden Motorzustände sowohl im serienmäßigen als auch im modifizierten Erdgasbetrieb wird der Vergleich der Drücke im Zylinder sowie im Einlass- und Auslassstrakt herangezogen. Abbildung 33 zeigt die Verläufe der indizierten Daten des Motors jeweils vom Serien- und modifiziertem Zustand mit der Vorkammerzündkerze als Funktion des Kurbelwinkels. Außerdem sind die Ventilöffnungszeiten zum besseren Verständnis ebenfalls aufgetragen. Die in der Legende durch * markierten Verläufe stellen den Serienzustand dar, wobei die anderen den modifizierten Zustand zeigen. Es ist erkennbar, dass der Einlassdruck in beiden Zuständen zwar ähnlich verläuft, dieser jedoch im modifizierten Zustand in jedem Kurbelwinkel um rund 40 mbar höher ist als im Serienzustand. Diese minimale Verschiebung kommt unter anderem dadurch zustande, weil der Umgebungsdruck bei den Untersuchungen im Serienzustand mit 998 mbar und im modifizierten Zustand mit 1036 mbar aufgezeichnet wurde. Während der Auslassdruck im modifizierten Betrieb vom Ansaugvorgang bis zum Beginn des Ausschleibvorgangs höher ist als im Serienbetrieb, fällt dieser kurz darauf bei einem Kurbelwinkel von 220 °KW¹² ab und ist bis zum Ende des Ausschleibvorgangs niedriger. Da es bereits in den vorherigen Untersuchungen [1] Probleme mit dem Auslassdrucksensor gab, kann dieser Druckunterschied auf die Ungenauigkeit des Drucksensors zurückgeführt werden. Der niedrigere Druck im Ausschleibvorgang liegt daran, dass der Abgasgegendruck aufgrund des fehlenden Oxidationskatalysators nach den zuvor getätigten Modifizierungen geringer ist.

¹² In dieser Arbeit wird 0 °KW als oberer Totpunkt im Kompressionstakt definiert. Kurbelwinkel vor Kompressions-OT sind dementsprechend negativ.

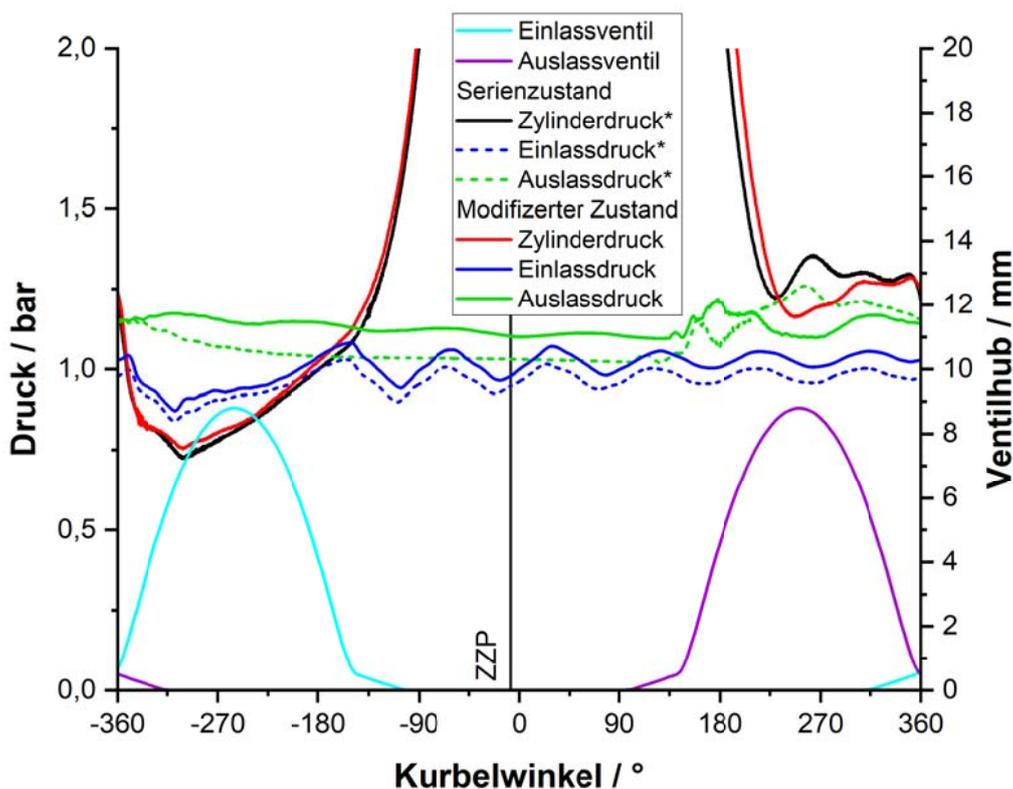


Abbildung 33: Steuerzeiten und Indizierdaten des SenerTec Dachs im serienmäßigem und modifiziertem Erdgasbetrieb

Abgesehen von den genannten Veränderungen geben die restlichen Indizierdaten die zu erwartenden Verläufe wieder. So kann beobachtet werden, dass im Ansaugtakt, während das Einlassventil geöffnet ist, sowohl der Einlass- als auch der Zylinderdruck im Unterdruck vorliegen. Bei einem Kurbelwinkel von -180° KW, während sich der Kolben im unteren Totpunkt befindet, sind diese beiden Drücke gleich. Mit Beginn des Ausschleibevorgangs und Öffnens des Auslassventils fängt der Zylinderdruck an zu fallen, sodass sich bei maximal geöffnetem Auslassventil der Auslass- und Zylinderdruck nahezu im gleichen Druckniveau befinden.

In Tabelle 15 sind die Abgaszusammensetzungen des Motors in beiden Zuständen im direkten Vergleich aufgetragen. Der fehlende Oxidationskatalysator macht sich sofort bemerkbar. Während im Serienbetrieb die CO-Emissionen durch den Katalysator vollständig zu CO_2 oxidiert werden, wird ohne den Katalysator eine CO-Emission von 800 ppm gemessen. Dies entspricht einer CO-Emission von circa 1001 mg/m^3 , was somit das zehnfache der zulässigen TA-Luft¹³ – mit einem CO-Grenzwert von 100 mg/m^3 – bildet.

¹³ Die Technische Anleitung zur Reinhaltung der Luft (TA-Luft) ist eine europäische Gesetzgebung und enthält allgemeine Emissionsanforderungen für bestimmte Luftschadstoffe, die für Anlagen in der Industrie eingehalten werden müssen.

Tabelle 15: Abgaszusammensetzung des SenerTec Dachs im serienmäßigem [1] und modifiziertem Erdgasbetrieb unter Verwendung der serienmäßigen Vorkammerzündkerze

Zustand	CH ₄ Vol.%	CO Vol.%	CO ₂ Vol.%	O ₂ Vol.%	NO mg/m ³
Serie	0,07	0,00	8,43	7,51	134
Modifiziert	0,27	0,08	7,72	8,69	26

Bei den NO-Emissionen wird allerdings ersichtlich, dass diese im modifizierten Zustand mit 26 mg/m³ um mehr als 100 mg/m³ geringer sind und somit den NO_x-Grenzwert von ebenfalls 100 mg/m³ weit unterschreiten. Die Minderung der NO-Emission kann anhand von Abbildung 34 erklärt werden, in welcher der Zylinderdruck für beide Zustände über dem Kurbelwinkel abgebildet ist. Hier wird sichtbar, dass der maximale Zylinderdruck im Serienzustand um rund 5 bar höher ist als im modifizierten Zustand. Durch die Annahme des idealen Gasgesetzes resultiert aus einem geringeren Druck entsprechend auch eine geringere Verbrennungstemperatur und umgekehrt. Die zeitliche Evolution der Verbrennungs- und Brennraumtemperatur ist demnach ausschlaggebend für die NO- beziehungsweise NO_x-Bildung, da diese mit steigender Temperatur zunimmt. Durch die hohe NO-Emission im Serienzustand hätte der Motor für die Neuauflage der TA-Luft ohnehin weiter optimiert werden müssen, da dieser mit einem Wert von 134 mg/m³ etwas über dem Grenzwert liegt. Der Abgasmessschrank kann lediglich die Komponente NO messen, sodass die Konzentration von NO_x (NO, NO₂, etc.) in diesem Fall höher sein könnte, da das Abgas im modifizierten Zustand zunächst durch den Reformer geleitet und anschließend erst gemessen wird. Das Abgas wird somit in einem kälteren Zustand gemessen, bei der die NO-Emissionen laut Literatur auch höher sind als das Gesamtprodukt von NO_x. Die Angaben der NO-Emissionen sind daher im weiteren Verlauf dieser Arbeit mit Vorsicht zu genießen. Die minimalen Abweichungen der Methan- und Sauerstoffanteile im Abgas können auf die geringen Unterschiede des Luftverhältnisses im Serien- beziehungsweise im modifizierten Betrieb zurückgeführt werden. Demnach muss durch die Sensitivität des Prüfstands im modifizierten Zustand ein etwas geringeres Luftverhältnis als im Serienzustand vorliegen. Der Grund für diese Annahme ist, dass im Versuchsstand der zugeführte Erdgasstrom quantitativ nicht erfasst werden kann. Durch das geringere Luftverhältnis wird der Motor durch die Drosselklappe dementsprechend auch weniger gedrosselt. Der minimal höhere Restsauerstoffanteil kann unter anderem auf die Wandabschreckung zurückgeführt werden.

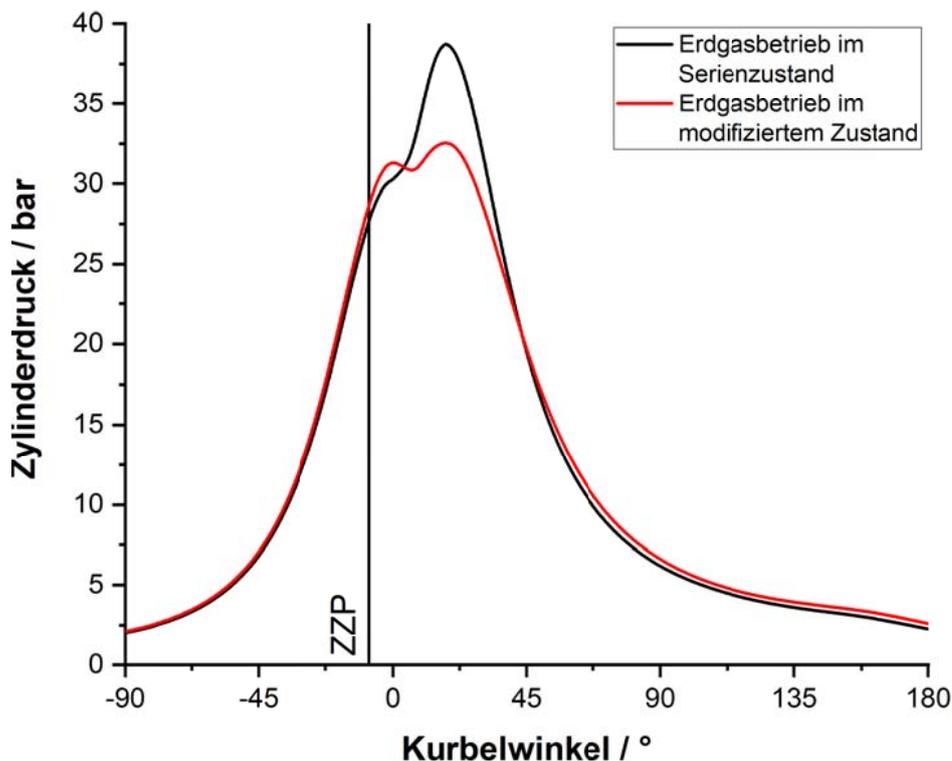


Abbildung 34: Auswirkung der Modifizierung auf den Zylinderdruck des SenerTec Dachs bei einer elektrischen Generatorleistung von 5,5 kW_{el} sowohl im Serien- als auch im modifizierten Zustand

Des Weiteren ist zu erkennen, dass der Zylinderdruck kurz nach der Zündung bei -8 °KW im modifizierten Zustand etwas höher liegt als im Serienzustand. Im Serienzustand kommt es daher zu einer längeren Entflammungsphase und dementsprechend zu einer verzögerten Verbrennungsdruckentwicklung. Die Modifizierung verursacht außerdem eine Verschiebung des Verbrennungsschwerpunkts um etwa 10 °KW in Richtung spät.

Obwohl die Zylinderspitzen drücke in beiden Zuständen unterschiedlich sind, lässt sich in beiden Messungen ein indizierter Mitteldruck von 6,4 bar ermitteln. Um die Ursache hierfür festzustellen, wird eine weitere Hilfsgröße herangezogen und untersucht. In Abbildung 35 sind daher die Zylinderdrücke in Abhängigkeit des Hubvolumens abgebildet. Die logarithmische Darstellung der Zylinderdrücke ermöglicht dabei eine bessere Beurteilung der Ladungswechselschleife. Anhand dieser Verläufe wird ersichtlich, dass die Integration über die Ladungswechselschleife im modifizierten Zustand geringer ist als die im Serienzustand. Wie bereits erwähnt, kann dies auf den Oxidationskatalysator zurückgeführt werden. Der fehlende Oxidationskatalysator bewirkt einen geringeren Abgasgegendruck und dadurch eine Reduzierung der Ladungswechsel-Verluste. Da der indizierte Mitteldruck sowohl aus der Arbeits- als auch aus der Ladungswechselschleife gebildet wird, kann die Ursache hiermit belegt werden.

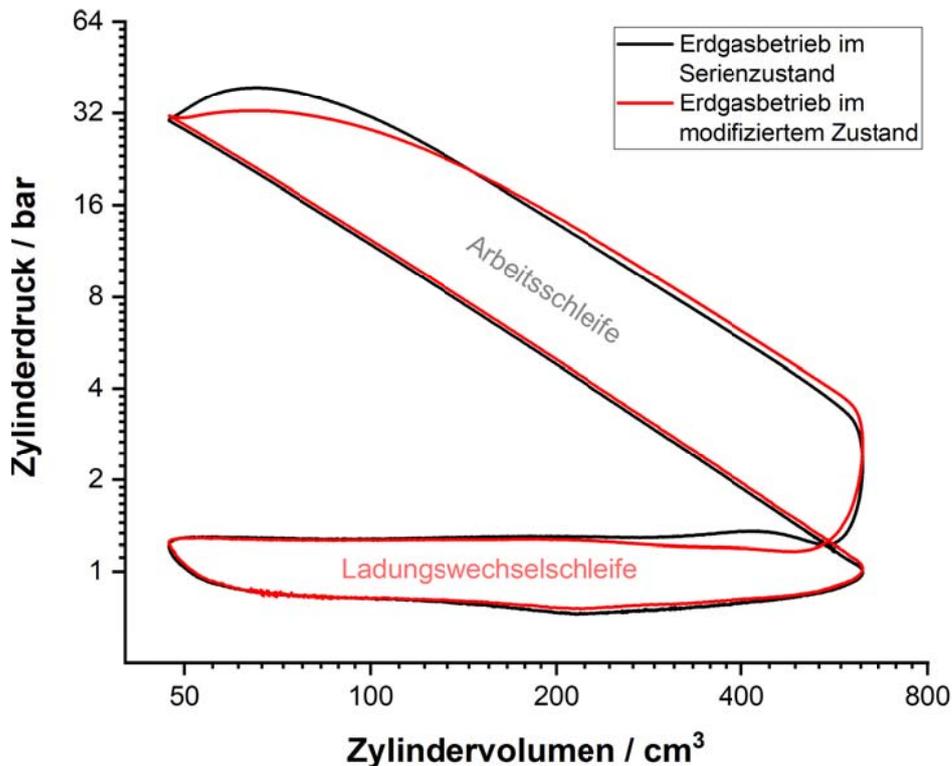


Abbildung 35: Logarithmisch aufgetragene Zylinderdruckverläufe in beiden Zuständen des SenerTec Dachs

Motorbetrieb mit gekoppeltem Reformatgas

Nachdem umfangreiche Untersuchungen im Synthesegasbetrieb durchgeführt wurden, soll nun der Motorbetrieb mit gekoppeltem TCR realisiert werden, wozu zunächst das S/C-Verhältnis definiert werden sollte. Da bereits zuvor über die Produktgaszusammensetzung bei verschiedenen S/C-Verhältnissen berichtet und bei den Untersuchungen im Synthesegasbetrieb das Problem der Glühzündung bei erhöhtem Wasserstoffanteil beobachtet wurde, fiel die Entscheidung auf ein S/C-Verhältnis von 1. Mit einer Reformierungstemperatur von knapp unter 500 °C sollte das Reformatgas anhand von Ergebnissen der Reformiercharakterisierung demnach eine ungefähre Zusammensetzung von etwa 50 Vol.-%-CH₄, 40 Vol.-%-H₂, 9 Vol.-%-CO₂ und 1 Vol.-%-CO aufweisen. Neben den Untersuchungen zu verschiedenen Zündzeitpunkten zwischen -1 °KW und -15 °KW und einem konstanten Verbrennungsluftverhältnis von 1,75 beziehungsweise 1,85 wurde ebenfalls bei Zündzeitpunkten von -11 °KW und -15 °KW eine Variation des Verbrennungsluftverhältnisses zwischen 1,8 und 2,0 durchgeführt.

Versuchsdurchführung im gekoppelten Reformatgasbetrieb

Im Vergleich zu den Versuchsdurchführungen sowohl im Erdgas- als auch im Synthesegasbetrieb stellt der gekoppelte Reformatgasbetrieb die meisten Veränderungen im Versuchsaufbau dar, was in Abbildung 36 schematisch dargestellt ist.

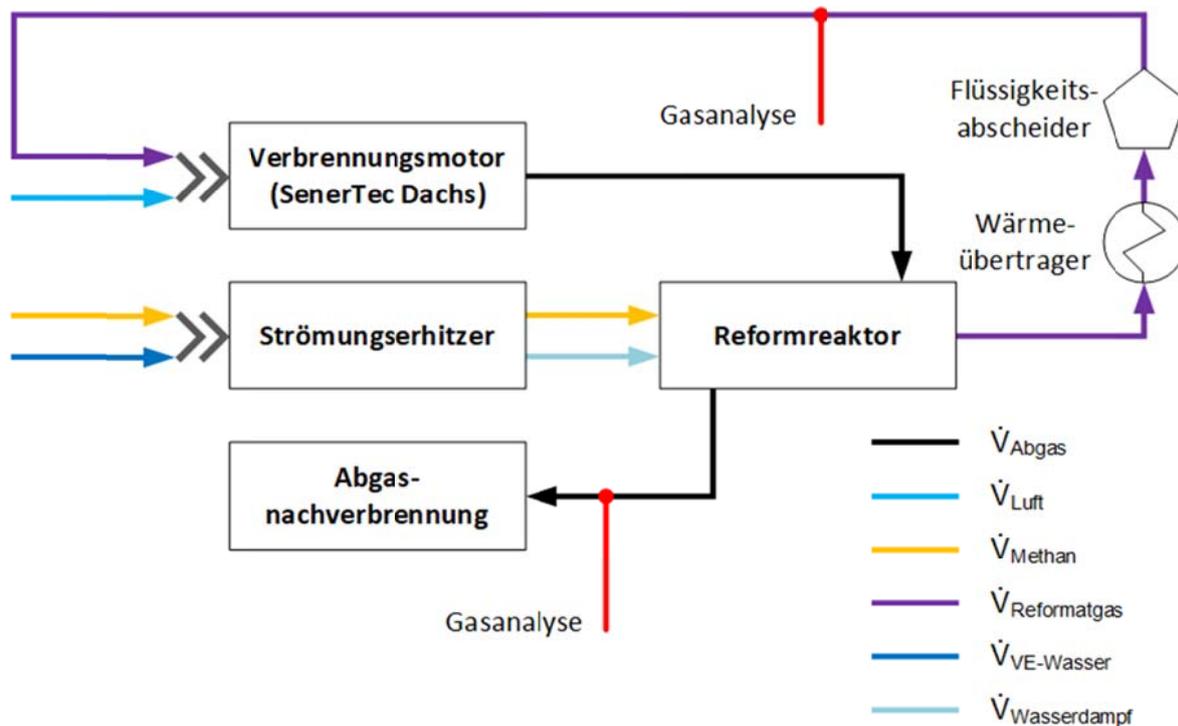


Abbildung 36: Vereinfachte schematische Darstellung der Stoffströme im gekoppelten Reformatgasbetrieb

Dem Strömungserhitzer wird nicht mehr, wie zuvor, Stickstoff zugeführt, sondern Methan \dot{V}_{Methan} aus der Gasflasche und VE-Wasser $\dot{V}_{\text{VE-Wasser}}$ aus der Hausleitung. Diese beiden Ströme sind für die Dampfreformierung essentiell. Im Strömungserhitzer werden diese auf eine Temperatur von $> 100\text{ °C}$ gebracht, um das VE-Wasser in den Methanstrom zu verdampfen. Im Überhitzerbereich des TCRs wird das Gemisch zunächst durch das heiße Motorabgas \dot{V}_{Abgas} aufgeheizt, wo im Reformerbereich anschließend mit dem Methan \dot{V}_{Methan} und dem Wasserdampf $\dot{V}_{\text{Wasserdampf}}$ die Dampfreformierung stattfindet. Das feuchte Reformatgas $\dot{V}_{\text{Reformatgas}}$ mit einer Zusammensetzung bestehend aus Kohlenstoffmonoxid CO, Kohlenstoffdioxid CO₂, Methan CH₄ und Wasserstoff H₂ sowie Wasser H₂O verlässt den Reformreaktor und gelangt nach dem Wärmeübertrager und dem Flüssigkeitsabscheider als abgekühltes, trockenes Reformatgas zusammen mit der angesaugten Luft \dot{V}_{Luft} in den Motor. Das gewählte S/C-Verhältnis sowie die Reformierungstemperatur entscheidet über die exakte Zusammensetzung des Reformatgases. Das Abgas \dot{V}_{Abgas} gelangt anschließend in die Abgasnachverbrennung. Die Gasanalyse kann sowohl vom Abgas als auch vom Reformatgas erfolgen.

Bevor das Reformatgas überhaupt reformiert und in den Motor geleitet werden kann, sollte sichergestellt werden, dass stationäre Bedingungen im Reformierreaktor vorliegen. Die wichtigste Zustandsgröße des Systems stellt dabei die Reformierungstemperatur im Reaktor dar, da diese neben dem S/C-Verhältnis für die Reformatgaszusammensetzung essentiell ist. Daher wurde der Motor zunächst auf Erdgas betrieben, um die wichtigsten Bereiche des Reformierreaktors auf die Arbeitstemperatur zu bringen. Wie auch zuvor erwähnt, wurde dem Reformier während dieses Prozesses ausschließlich Stickstoff zugeführt. Die Arbeitstemperatur definiert drei Temperaturbereiche des Reaktors welche in Tabelle 16 aufgelistet sind, die unbedingt erfüllt werden müssen, damit die Reformierung schadenfrei stattfinden kann.

Tabelle 16: Betriebsdaten des Reformierreaktors

Max. zulässige Temperatur	600	°C
Arbeitstemperatur Katalysator	400-600	°C
Max. zulässiger Druck	50	mbar _{rel}
Min. zulässiger Druck	0	mbar _{rel}
Auslegungsvolumenstrom Rohraum	90	l/min
Auslegungsvolumenstrom Mantelraum	550	l/min
Zulässiges S/C-Verhältnis	≥ 0,8	-

In Abbildung 37 ist der Reformierreaktor schematisch abgebildet, in dem außerdem die wichtigsten Temperaturbereiche gekennzeichnet sind.

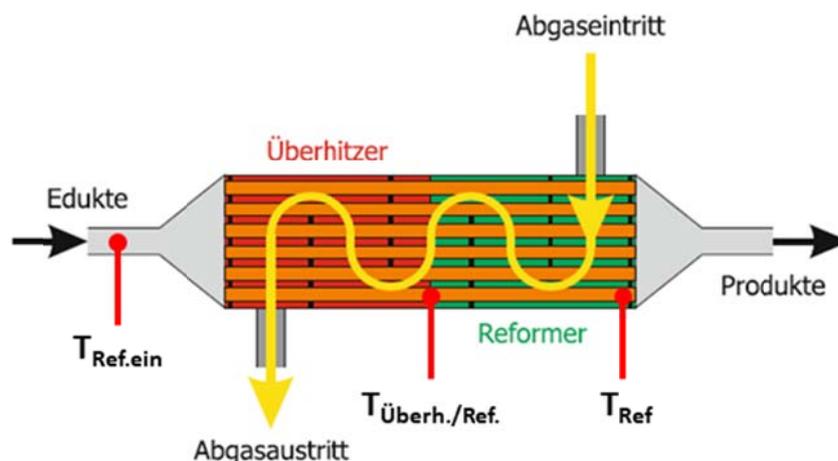


Abbildung 37: Schematische Darstellung des Reformierreaktors mit seinen wichtigsten Arbeitstemperaturen $T_{\text{Ref.ein}}$, $T_{\text{Überh./Ref.}}$ und T_{Ref} [1].

Die erste notwendige Bedingung ist, dass in allen Bereichen des Reformierreaktors eine Temperatur von über 100 °C herrscht, wie auch am Eintritt des Reformiers ($T_{\text{Ref.ein}}$). Diese Temperatur ist zwingend erforderlich, damit das VE-Wasser im Dampfzustand vorliegt. Die zweite Arbeitstemperatur liegt am Übergang vom Überhitzer- zum Reformierbereich ($T_{\text{Überh./Ref.}}$).

In diesem Bereich ist zu beachten, dass eine Temperatur von $> 300\text{ °C}$ vorhanden ist, da eine Reformierung erst ab dieser Temperatur stattfinden kann. Die dritte und somit letzte Arbeitstemperatur ist mit der Reformierungstemperatur (T_{Ref}) definiert. Hier ist es wichtig, dass diese Temperatur während der Reformierung unbedingt größer als 400 °C sein muss. Sonst kann dies dazu führen, dass das System nicht im thermodynamischen Gleichgewicht vorliegt. Außerdem kann dies dem Katalysator im Reformierreaktor schaden, indem die geringe Temperatur zu Verkokung führt. Des Weiteren besteht die Gefahr, dass sich der Reformier mit Ruß festsetzt.

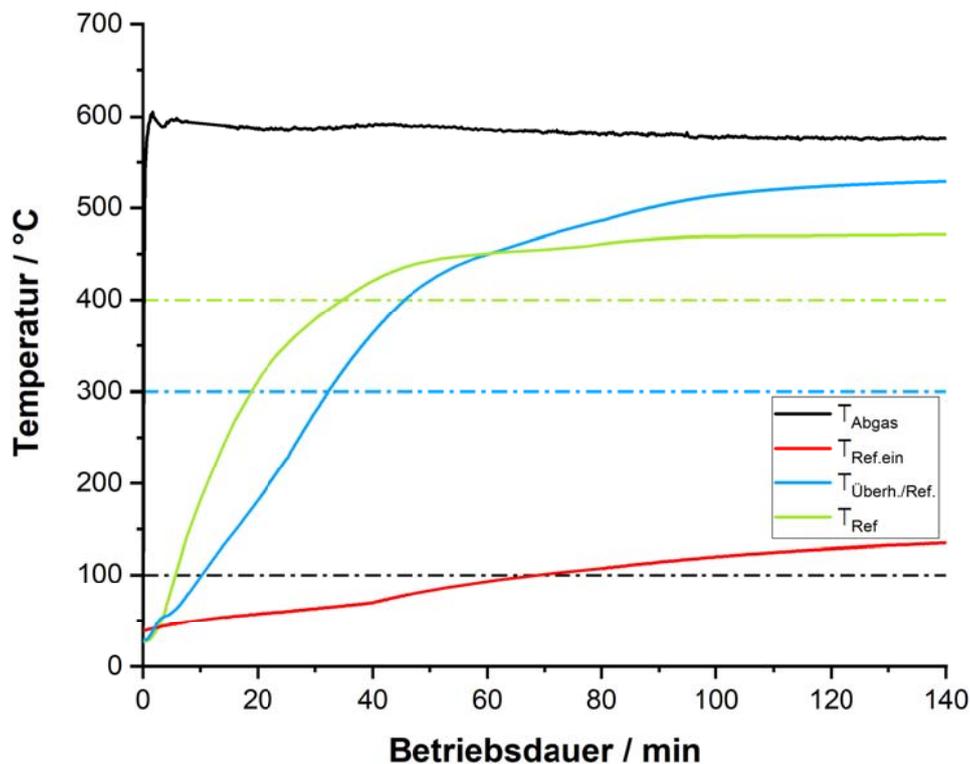


Abbildung 38: Die Abgastemperatur (T_{Abgas}) und wichtigsten Arbeitstemperaturen ($T_{\text{Ref.ein}}$, $T_{\text{Überh./Ref.}}$ und T_{Ref}) des Reformierreaktors in Abhängigkeit der Betriebsdauer bei einer Temperatur des Strömungserhitzers von 130 °C und einem Stickstoffvolumenstrom von 30 l/min . Die gestrichelten Linien zeigen die untere Grenze der jeweiligen Arbeitstemperaturen

In Abbildung 38 sind die wichtigsten Temperaturverläufe in Abhängigkeit der Betriebsdauer des Reformers ab Motorstart dargestellt. Hierbei wird ersichtlich, dass die Bereiche im Reformier ($T_{\text{Ref.ein}}$ und $T_{\text{Überh./Ref.}}$) durch das heiße Motorabgas recht schnell ihre Arbeitstemperatur nach rund 30 Minuten erreichen. Nach etwa 80 Minuten erreicht auch die Temperatur am Eintritt des Reformers ($T_{\text{Ref.ein}}$) ihre Arbeitstemperatur, ab der auch die VE-Wasser- sowie Methanzufuhr für die Reformierung stattfinden kann. Nachdem die Reformierung mit einem $S/C = 1$ eingeleitet wurde, sollte diese so lange andauern, bis im gesamten Reformier quasi stationäre Bedingungen vorliegen und das Reformatgas anschließend in den Motor geleitet werden kann. Da allerdings einige Temperaturen der zeitlichen Veränderungen unterliegen, war der gekoppelte Betrieb erst nach einer Betriebsdauer von rund 165 Minuten sinnvoll. Ab diesem Zeitpunkt wird ersichtlich, dass hinreichende stationäre Bedingungen im Reformier vorliegen,

und die Produktgaszusammensetzung nahezu konstant ist. Abbildung 39 zeigt erneut dieselben Temperaturen im Reformier in Abhängigkeit der Betriebsdauer wie auch bei der Abbildung 38, allerdings während der Umschaltung vom Erdgas- in den gekoppelten Reformatgasbetrieb. Die Umschaltung wurde nach einer Betriebsdauer von 165 Minuten durchgeführt. Es ist erkennbar, dass die Abgastemperatur unmittelbar nach der Umschaltung kurzzeitig um etwa 40 °C ansteigt. Der Grund für diesen kurzen Temperaturanstieg ist, dass während der Umstellung kurzzeitig zwei Brennströme (Erdgas und Reformatgas) in den Motor geleitet werden (rot dargestellt). Dadurch liegt ein fetteres Gemisch vor, was zu einer höheren Brennstoffleistung führt. Nachdem die Erdgaszufuhr kurz darauf eingestellt wird, kann durch die geringere Brennstoffleistung des Reformatgases eine Abnahme der Abgastemperatur von circa 50 °C beobachtet werden. Die geringe Abgastemperatur von etwa 535 °C, die sich aufgrund einer anderen Brenngaszusammensetzung ergibt, beeinflusst auch die Temperaturen im Reformier und hat dementsprechend auch Auswirkungen auf die Produktgaszusammensetzung. Diese Abbildung soll verdeutlichen, dass sich circa 30 Minuten nach jeder Parametervariation der quasi stationäre Zustand einstellt.

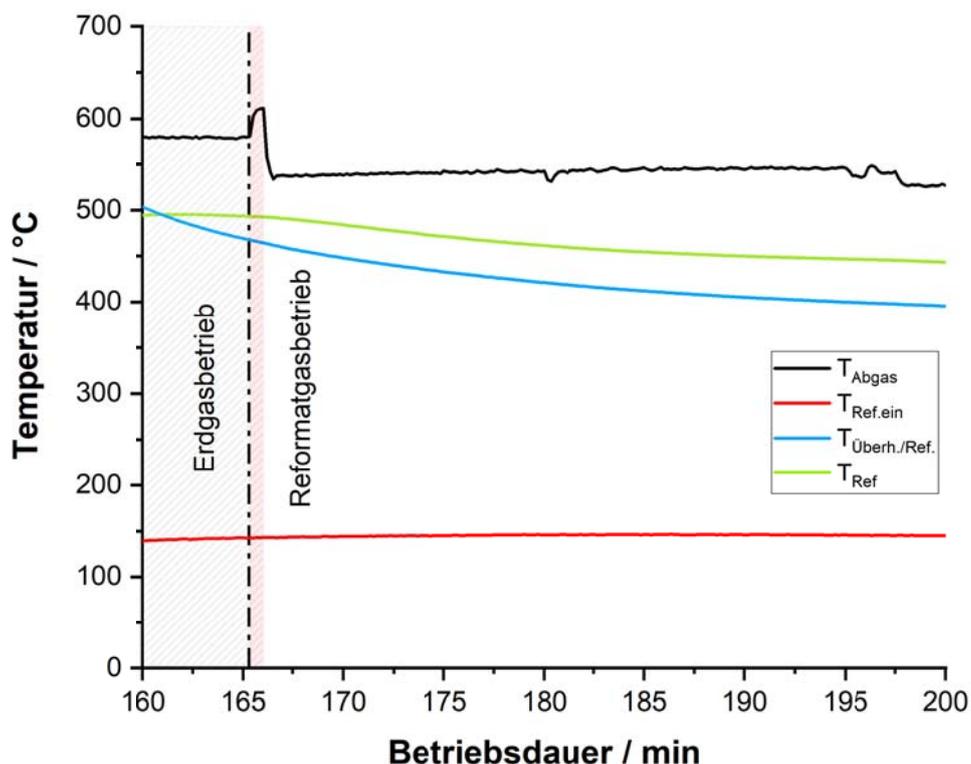


Abbildung 39: Zeitliche Veränderung der wichtigsten Temperaturen ($T_{\text{Ref.ein}}$, $T_{\text{Überh./Ref.}}$ und T_{Ref}) des Reformierreaktors während der Umschaltung in den Reformatgasbetrieb zum anschließenden Erreichen eines quasi stationären Zustands

Untersuchungen im Reformatbetrieb

Im Gegensatz zu den Untersuchungen mit Synthesegas wurde im gekoppelten Reformatgasbetrieb zunächst die Variation des Zündzeitpunkts bei einem konstanten Verbrennungsluftverhältnis durchgeführt, um die Entwicklung des Wirkungsgrades und der

Emissionen zu beobachten. Als Verbrennungsluftverhältnis wurde bei der ersten Untersuchung $\lambda = 1,75$ ausgewählt, da sich dies bei den Untersuchungen zuvor als eine gute Einstellung erwies. Dabei wurde mit einem recht späten Zündzeitpunkt von 1 °KW begonnen, um die Gefahr von Glühzündungen und das Verschieben des Verbrennungsschwerpunkts zu früheren Kurbelwinkeln durch den Wasserstoff zu vermeiden. Im Anschluss dazu wurde auch bei einem konstanten Verbrennungsluftverhältnis von $\lambda = 1,85$ eine Zündzeitpunktvariation zwischen -2 °KW und -15 °KW durchgeführt. In Tabelle 17 sind die Betriebspunkte der verschiedenen Parametervariationen bei einem für alle Messpunkte jeweils konstant gehaltenen Verbrennungsluftverhältnis von 1,75 beziehungsweise 1,85 aufgelistet.

Tabelle 17: Produktgaszusammensetzung im gekoppelten Reformatgasbetrieb mit Variation des Zündzeitpunktes bei einem konstanten Verbrennungsluftverhältnis von 1,75 bzw. 1,85

λ	ZZP °KW	Zusammensetzung Vol. %				\dot{Q}_{zu} kW	\dot{V}_B l/min	T_{Abgas} °C	HR50 °KW
		CO	CO ₂	CH ₄	H ₂				
1,75	1	1,56	10,84	50,50	37,10	17,44	29,16	583	31,36
	-2	1,31	10,66	52,52	35,51	17,51	29,27	568	26,34
	-5	1,03	10,19	55,29	33,49	17,53	29,31	551	22,62
	-8	0,73	9,92	57,83	31,52	17,52	29,30	530	19,46
	-11	0,59	9,57	59,58	30,26	17,55	29,34	516	15,53
	-13	0,49	9,19	61,31	29,01	17,56	29,36	507	13,40
1,85	-2	1,29	10,64	52,43	35,64	17,44	29,16	583	31,36
	-7	0,95	10,22	55,39	33,44	17,51	29,27	568	26,34
	-11	0,52	9,33	60,41	29,74	17,53	29,31	551	22,62
	-14	0,41	8,93	62,50	28,16	17,55	29,34	516	15,53
	-15	0,36	8,71	63,49	27,44	17,56	29,36	507	13,40

Die in Tabelle 17 aufgelisteten Reformatgaszusammensetzungen ergeben sich durch das S/C-Verhältnis und die jeweilige Reformierungstemperatur, die von der Abgastemperatur anhängig ist. Die Tabelle zeigt außerdem, dass die Abgastemperatur und somit auch die Reformierungstemperatur mit Verstellen des Zündzeitpunktes in Richtung früh niedriger werden, wodurch die Umsetzung von Wasserstoff, Kohlenstoffmonoxid und Kohlenstoffdioxid sinkt. Beim Vergleich der Messdaten von $\lambda = 1,75$ und $\lambda = 1,85$ – speziell der Messpunkte mit dem gleichen Zündzeitpunkt (-2 °KW beziehungsweise -11 °KW) – wird ersichtlich, dass die Abgastemperaturen bei den Messungen mit $\lambda = 1,85$ um 15 K beziehungsweise 35 K höher sind und sich dementsprechend auch die Produktgaszusammensetzungen durch die Reformierungstemperatur leicht unterscheiden. Durch das höhere Verbrennungsluftverhältnis wird bei einem nahezu gleichen Luftstrom mehr Methan in den Reformier eingeleitet, was dazu führt, dass sich der Verbrennungsschwerpunkt um mehr als 5 °KW in Richtung spät verschiebt.

In Abbildung 40 sind der innere Wirkungsgrad und die NO-Emissionen in Abhängigkeit des Zündzeitpunktes bei den beiden verschiedenen Verbrennungsluftverhältnissen abgebildet. Anhand dieser Darstellung ist erkennbar, dass durch Verschiebung des Zündzeitpunktes in Richtung früh eine deutliche Erhöhung des Wirkungsgrades möglich ist. Außerdem kann

festgestellt werden, dass bei geringeren Verbrennungsluftverhältnissen zu jedem Messpunkt ein höherer Wirkungsgrad erzielt wird. Verglichen mit der Erdgasreferenz im Serienzustand kann mit dem Zündzeitpunkt bei -8 °KW eine Wirkungsgraderhöhung von knapp 4,5 %-Punkten und im Vergleich zum modifizierten Zustand sogar 7 %-Punkten erzielt werden. Die frühere Zündung führt allerdings zu höheren Verbrennungstemperaturen, was eine direkte Auswirkung auf die NO-Emissionen hat. Obwohl die Werte bei diesen Untersuchungen alle unter der TA-Luft liegen, ist tendenziell eine Steigung beim Verschieben des Zündzeitpunkts in Richtung früh zu beobachten. Eine weitere Erhöhung des Wirkungsgrades könnte durch einen noch früheren Zündzeitpunkt theoretisch erreicht werden.

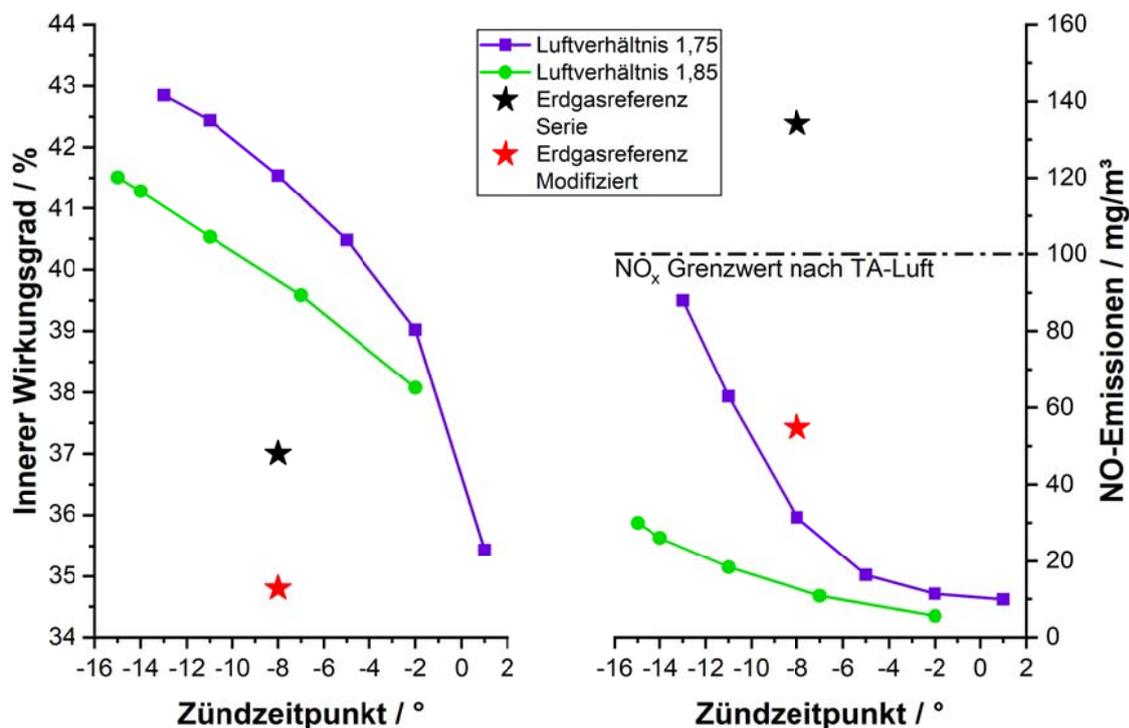


Abbildung 40: Innerer Wirkungsgrad und NO-Emissionen im gekoppelten Reformatgasbetrieb in Abhängigkeit des Zündzeitpunkts und konstantem Verbrennungsluftverhältnis von 1,75 (Violett) und 1,85 (Grün) mit den beiden Erdgasreferenzpunkten im Serien- und modifizierten Zustand

Abbildung 41 zeigt die Temperaturverläufe der Abgas- und Reformierungstemperaturen in Abhängigkeit des Zündzeitpunkts für die zwei untersuchten Verbrennungsluftverhältnisse. Es ist zu beobachten, dass die Abgastemperatur und folglich auch die Reformierungstemperatur mit Verschieben des Zündzeitpunkts in Richtung früh abnimmt. Eine Verschiebung des Zündzeitpunkts war daher nur bis -15 °KW möglich, da sonst die notwendige Mindesttemperatur von 400 °C zur Reformierung unterschritten würde. Obwohl der frühere Zündzeitpunkt eine höhere Verbrennungstemperatur bewirkt, kann bei der Abgastemperatur eine Abnahme beobachtet werden. Dies kann dadurch begründet werden, dass sich die Energie zum einen in der Leistung widerspiegelt und zum anderen durch die hohen Verbrennungstemperaturen mehr für das Kühlen des Motors benötigt wird, was zu einer Erhöhung des Wirkungsgrades führt.

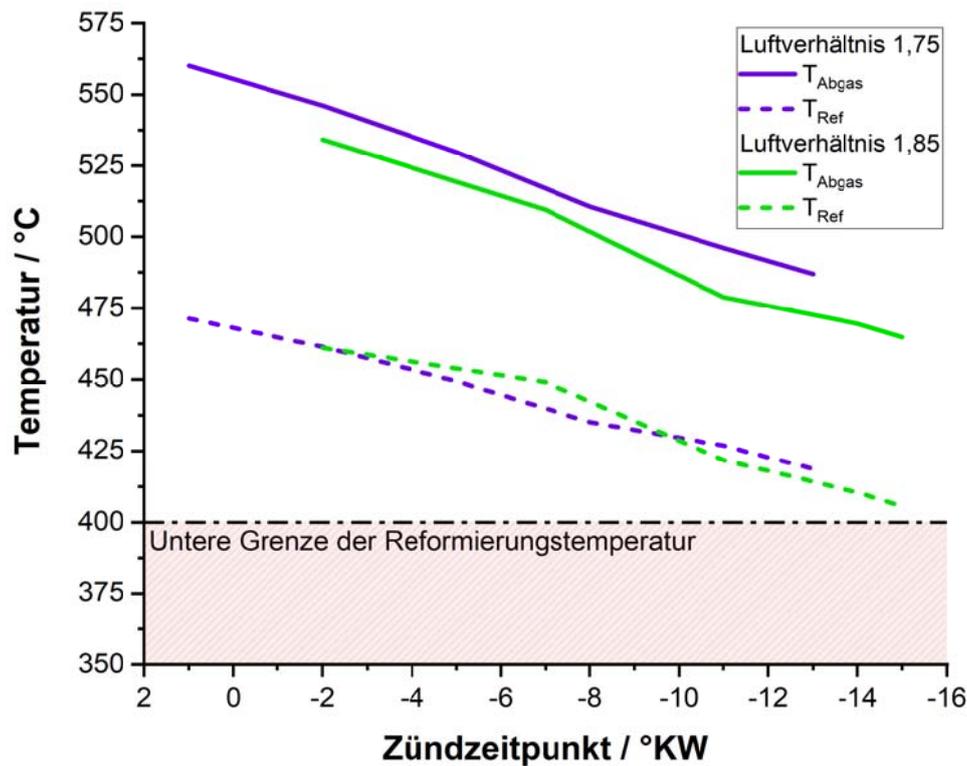


Abbildung 41: Abgas- (durchgezogene Linie) und Reformierungstemperaturen (gestrichelte Linie) in Abhängigkeit des Zündzeitpunkts für die Verbrennungsluftverhältnisse 1,75 (Violett) und 1,85 (Grün). Die rote Markierung stellt dabei die untere Grenze der Reformierungstemperatur dar

Die Zusammenhänge zwischen Verbrennungsschwerpunkt und indizierter Leistung sind dazu in

Abbildung 42 beispielhaft für die Untersuchungen mit einem konstanten Verbrennungsluftverhältnis von 1,75 dargestellt. Die indizierte Leistung steigt mit früherem Verbrennungsschwerpunkt bei einer nahezu konstant zugeführten Brennstoffleistung (siehe Tabelle 17). Der frühere Zündzeitpunkt bewirkt einen früheren Verbrennungsbeginn sowie eine kürzere Verbrennungsdauer (siehe Tabelle 17). Die Verbrennungsphase rückt mit der Druckentfaltung somit in Richtung Verdichtungsende vor, welches auch in Abbildung 43 beobachtet werden kann. Hier sind die Zylinderdruckverläufe bei verschiedenen Zündzeitpunkten für $\lambda = 1,75$ und $\lambda = 1,85$ aufgetragen.

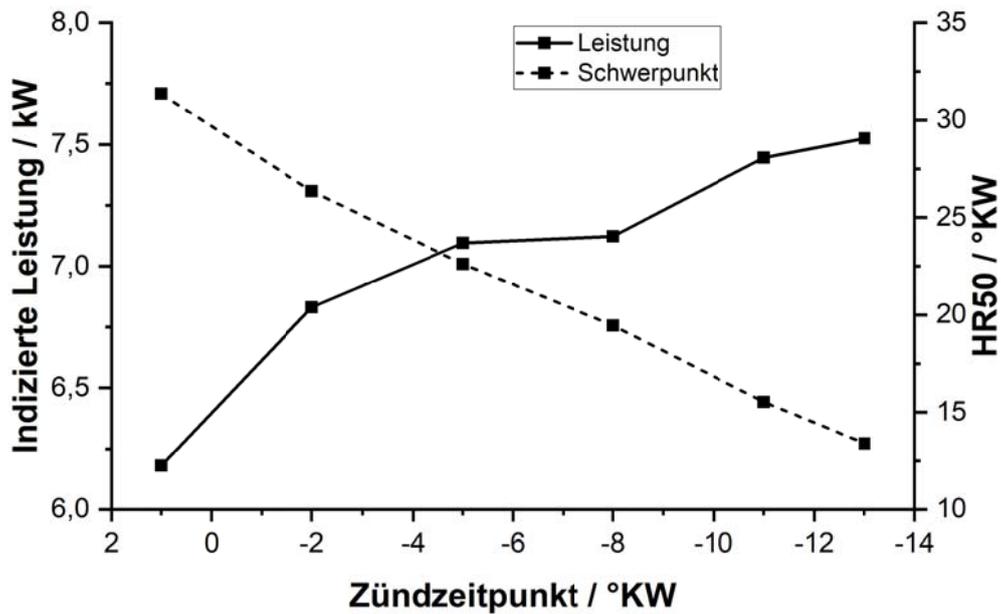


Abbildung 42: Einfluss des Zündzeitpunkts auf die indizierte Leistung und den Verbrennungsschwerpunkt im gekoppelten Reformatgasbetrieb am Beispiel des Verbrennungsluftverhältnisses von 1,75

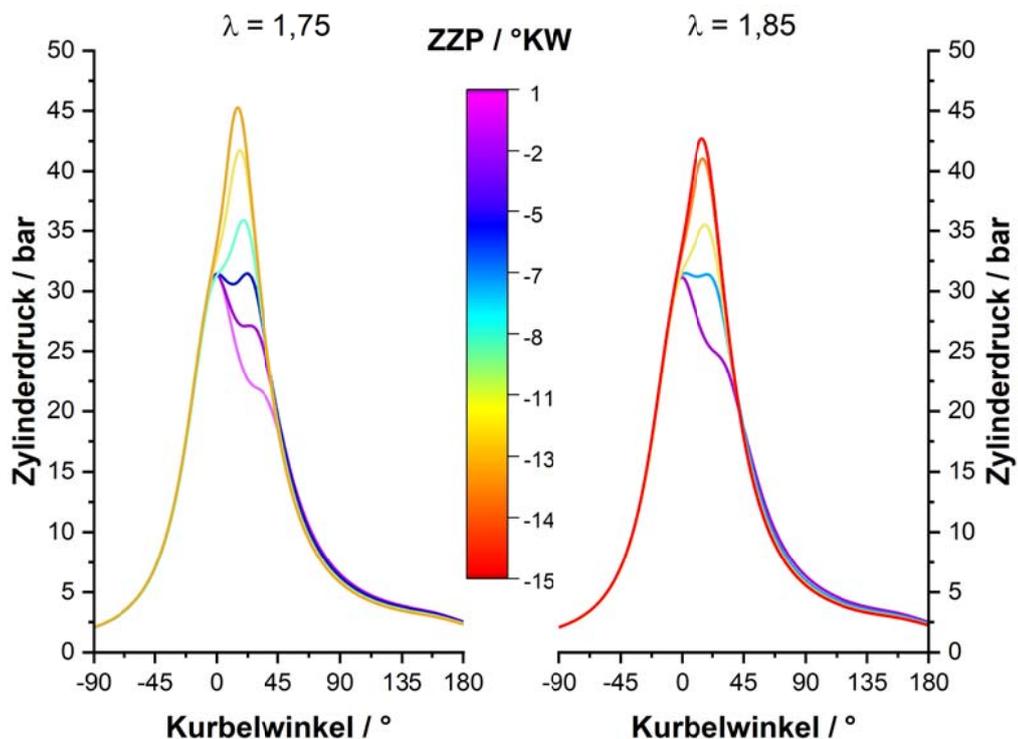


Abbildung 43: Einfluss des Zündzeitpunkts auf den Zylinderdruckverlauf im gekoppelten Reformatgasbetrieb mit einem Verbrennungsluftverhältnis von $\lambda = 1,75$ (links) und $\lambda = 1,85$ (rechts)

Reformatgasbetrieb mit variablem Luftverhältnis

Nachdem Untersuchungen im gekoppelten Reformatgasbetrieb bei verschiedenen Zündzeitpunkten durchgeführt wurden, sollte diese um eine Variation des Verbrennungsluftverhältnisses erweitert werden. Die Untersuchungen mit variablem Zündzeitpunkt haben gezeigt, dass das Maximum des Wirkungsgrades bei einem Zündzeitpunkt von -15 °KW liegt. Dieses bildet gleichzeitig auch die untere Grenze der Reformierungstemperatur, weshalb eine weitere Verschiebung des Zündzeitpunkts in Richtung früh nicht möglich war. In Tabelle 18 sind die angefahrenen Betriebspunkte bei den verschiedenen Verbrennungsluftverhältnissen aufgelistet.

Tabelle 18: Produktgaszusammensetzung im gekoppelten Reformatgasbetrieb mit Variation des Verbrennungsluftverhältnisses bei einem konstanten Zündzeitpunkt von -11 °KW bzw. -15 °KW

ZZP °KW	λ -	Zusammensetzung Vol. %				\dot{Q}_{zu} kW	\dot{V}_B l/min	T_{Abgas} °C	HR50 °KW
		CO	CO ₂	CH ₄	H ₂				
-11	1,85	0,52	9,33	60,41	29,74	16,55	27,67	503	18,37
	1,90	0,45	8,82	60,91	29,82	16,17	27,04	500	19,82
	1,95	0,44	9,01	62,19	28,36	15,83	26,48	497	21,75
	2,00	0,42	8,95	62,53	28,10	15,52	25,95	492	23,75
-15	1,80	0,33	8,50	64,52	26,65	17,01	28,44	489	13,38
	1,85	0,35	8,59	64,04	27,02	16,55	27,67	483	14,23
	1,90	0,44	9,02	62,27	28,27	16,12	26,95	474	15,03
	1,95	0,46	9,10	61,56	28,88	15,76	26,34	470	16,52

Abbildung 44 zeigt den inneren Wirkungsgrad sowie die NO-Emissionen in Abhängigkeit des Luftverhältnisses der beiden Zündzeitpunkte -11 °KW und -15 °KW . Hierbei wird eine Variation zwischen $\lambda = 1,8$ und $\lambda = 2,0$ mit einer Schrittweite von $\Delta\lambda = 0,5$ durchgeführt. Es ist erkennbar, dass der Wirkungsgrad bei beiden Zündzeitpunkten mit steigendem Luftverhältnis abnimmt. Erfahrungsgemäß sinkt auch dementsprechend die NO-Emission, wobei übereinstimmende Werte bei gleichen Wirkungsgraden wie bei den vorherigen Untersuchungen zu beobachten sind. Die Ergebnisse sind konsistent mit der Literatur, da der zugeführte Brennstoffstrom durch Abmagerung des Gemischs sinkt und dementsprechend auch die innere Leistung geringer wird. Wie auch bei der Zündzeitpunktvariation bereits festgestellt werden konnte, wird mit dem früheren Zündzeitpunkt von 15 °KW v. OT der höchste Wirkungsgrad mit etwa 41,5 % erzielt. Im Vergleich zum Zündzeitpunkt von -11 °KW unterscheiden sich diese um circa 1,5 %-Punkte. Auch die NO-Emissionen der Betriebspunkte sind unterhalb der zulässigen TA-Luft für NO_x. Der Betriebsbereich wurde auch hier einerseits durch die Untergrenze der Reformierungstemperatur und andererseits durch die Obergrenze der elektrischen Generatorleistung begrenzt, sodass eine Variation des Luftverhältnisses in Richtung stöchiometrisch nicht weiter möglich war. Dennoch hätten mit stärkerer Drosselung der Ansaugluft, durch Herabsetzen der Verdichterleistung, weitere Betriebspunkte in Richtung stöchiometrisch fahren können.

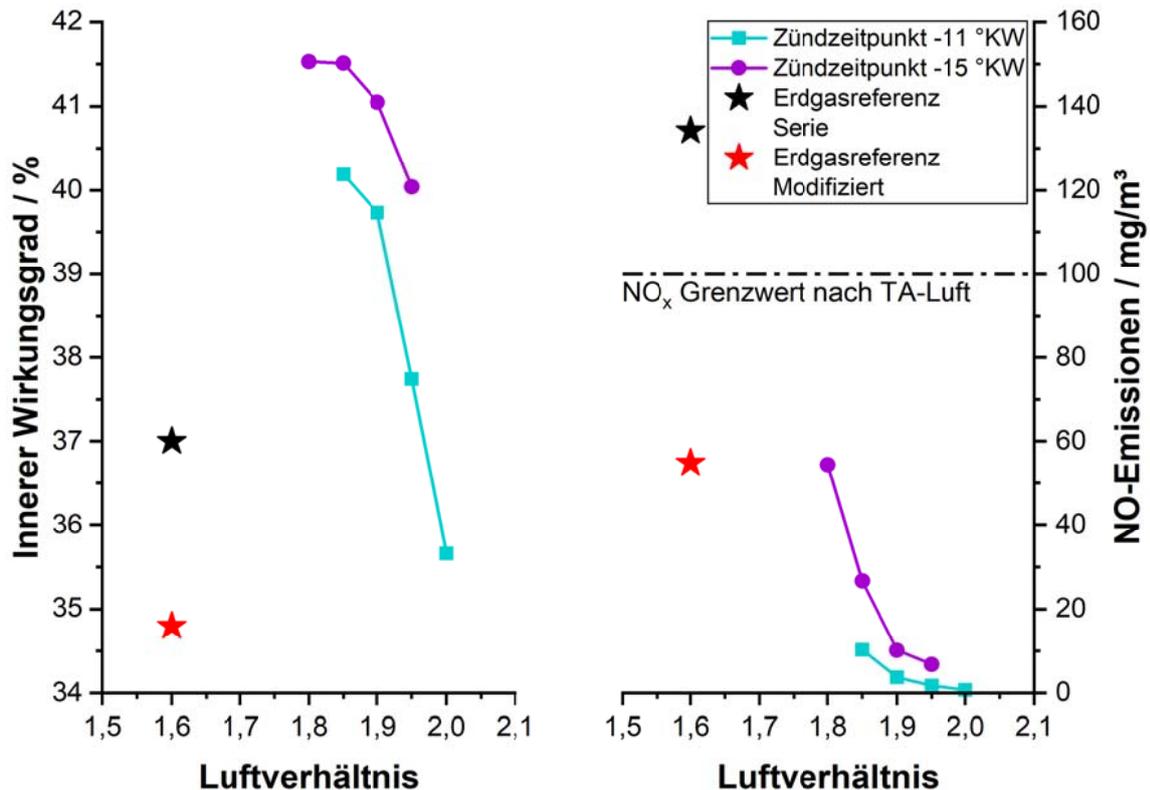


Abbildung 44: Innerer Wirkungsgrad und NO-Emissionen im gekoppelten Reformatgasbetrieb in Abhängigkeit des Verbrennungsluftverhältnisses und konstantem Zündzeitpunkt von -11 °KW (Violett) und -15 °KW (Blau) mit den beiden Erdgasreferenzpunkten im Serien- und modifizierten Zustand

Durch Abmagerung sinkt der innere Wirkungsgrad simultan mit der NO-Emission. Bei $\lambda = 1,95$ liegt der innere Wirkungsgrad höher als beide Referenzmessungen mit Erdgas. Die NO-Emission liegt in allen Fällen unterhalb der Erdgasreferenzen und auch der TA-Luft-Grenze für NO_x . Wären durch die Reformierungstemperatur weitere Messpunkte in Richtung stöchiometrisch möglich gewesen, wäre hier vermutlich ein Optimum im inneren Wirkungsgrad zu beobachten.

Reformat- und Abgaszusammensetzung

Um herauszufinden, ob die Reformatgaszusammensetzung den thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen entspricht, wurden die mit der Gasanalyse gemessenen Konzentrationen während des gekoppelten Betriebs mit den Untersuchungen vom ZBT verglichen. In Abbildung 45 ist die Reformatzusammensetzung in Abhängigkeit der Reformierungstemperatur dargestellt.

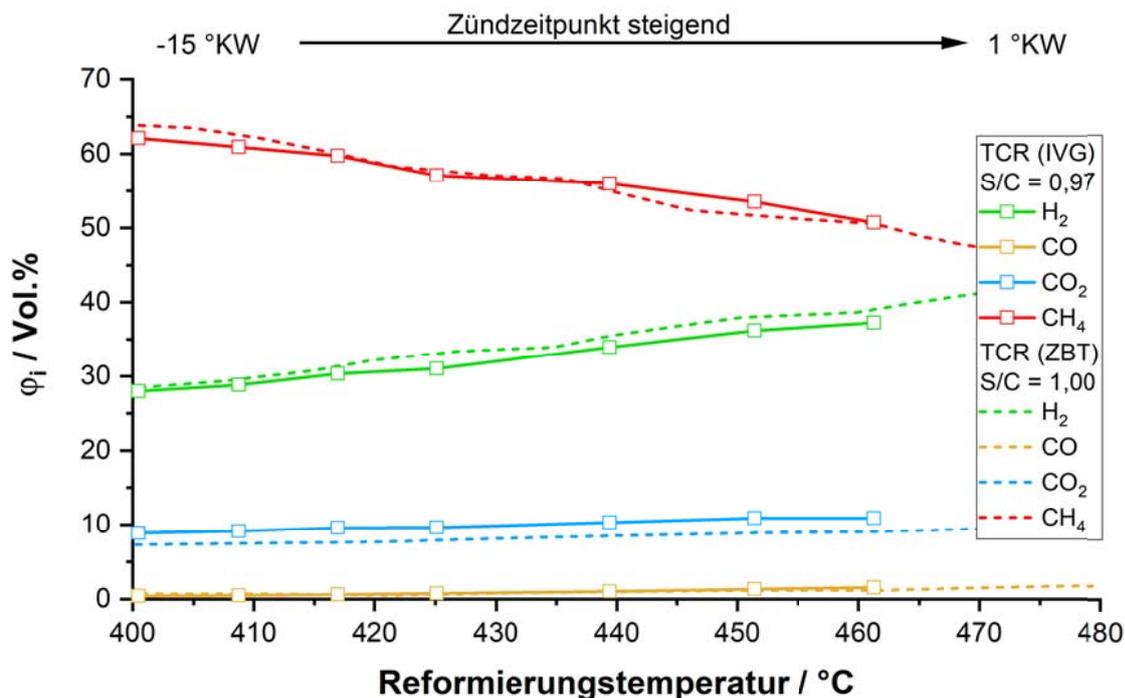


Abbildung 45: Einfluss der Reformierungstemperatur auf die Reformatgaszusammensetzung im gekoppelten Reformatgasbetrieb (durchgezogene Linie) mit Variation des Zündzeitpunkts und Vergleich der Zusammensetzungen mit den Ergebnissen vom ZBT (gestrichelte Linie)

Die Messungen vom ZBT wurden bei einem S/C-Verhältnis von 1,00 durchgeführt, wobei während des gekoppelten Betriebs durch die Ungenauigkeit des Liqui-Flows ein S/C-Verhältnis von 0,97 hergestellt werden konnte. Es ist erkennbar, dass die gemessenen Konzentrationen im gekoppelten Betrieb mit den Messungen vom ZBT eindeutig korrelieren. Die leichte Versetzung der Verläufe kann auf die leicht unterschiedlichen S/C-Verhältnisse zurückgeführt werden. Es ist bekannt, dass die Umsetzung des Wasserstoffs mit steigendem S/C-Verhältnis zunimmt. Würde im gekoppelten ebenfalls ein S/C-Verhältnis von 1,0 vorliegen, würde die Umsetzung von Wasserstoff höher liegen und dementsprechend der Verlauf von Methan und Kohlenstoffmonoxid geringer ausfallen. Aus der Abbildung kann ebenfalls entnommen werden, dass die Reformierungstemperatur mit Verschieben des Zündzeitpunkts in Richtung früh sinkt. Daher nimmt auch die Umsetzung von Wasserstoff erwartungsgemäß ab.

Neben der Zusammensetzung des Reformatgases ist die Abgaszusammensetzung in Bezug auf die Einhaltung der gesetzlichen Schadstoffemissionen unerlässlich. Wie bereits bei den Untersuchungen herausgestellt, haben die Wirkungsgradoptimierung durch die Verschiebung des Zündzeitpunkts in Richtung früh und die Abmagerung des Luftverhältnisses einen negativen Einfluss auf die NO-Emissionen. In Abbildung 46 sind die Abgaszusammensetzung des gekoppelten Reformatgasbetriebs der Messungen mit $\lambda = 1,75$ und $\lambda = 1,85$ in Abhängigkeit der Reformierungstemperatur aufgetragen.

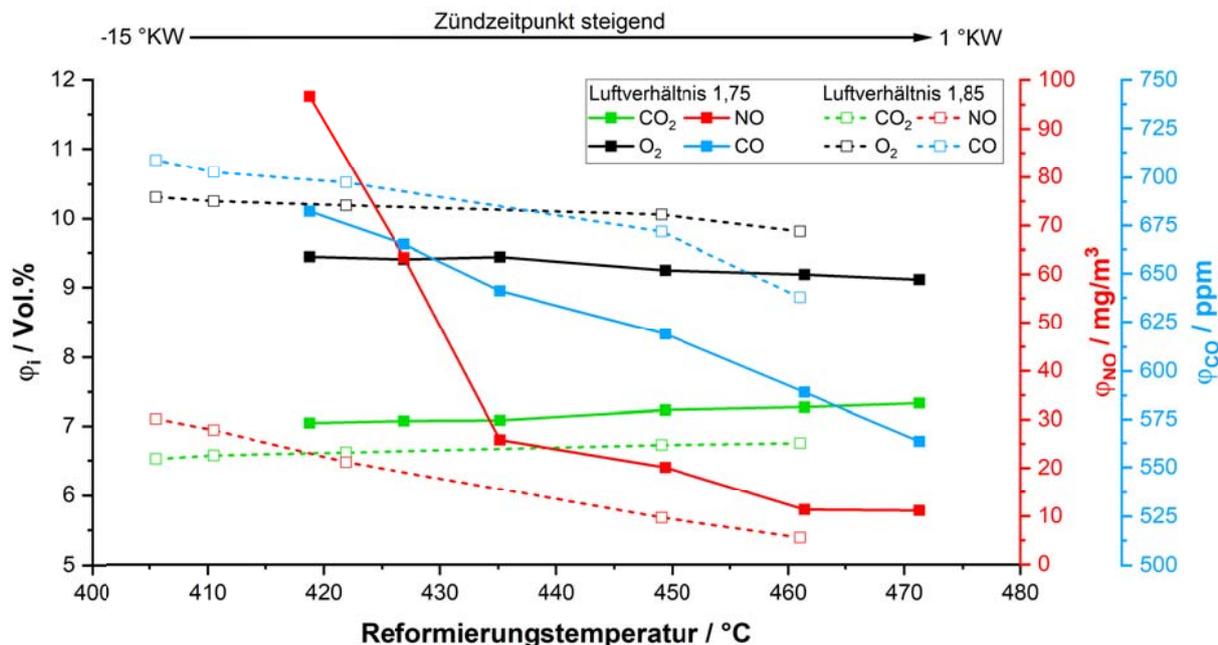


Abbildung 46: Einfluss der Reformierungstemperatur auf die Abgaszusammensetzung (links: CO₂ und O₂ in Vol.%; rechts: rot: NO in mg/m³; blau: CO in ppm) im gekoppelten Reformatgasbetrieb mit Variation des Zündzeitpunkts bei den Verbrennungsluftverhältnissen von 1,75 (durchgezogene Linie) und 1,85 (gestrichelte Linie)

Durch die steigende Reformierungstemperatur kann eine Abnahme der Schadstoffemissionen beobachtet werden. Die sinkende Verbrennungstemperatur durch eine spätere Zündung führt zu dieser entsprechenden Absenkung der verschiedenen Abgaskomponenten. Lediglich beim Kohlenstoffdioxid-Anteil kann eine leichte Zunahme beobachtet werden. Neben den NO-Emissionen sind auch die CO-Emissionen unerwünscht und werden innerhalb der TA-Luft ebenfalls mit einem Wert von 100 mg/m³ begrenzt. Da das serienmäßige BHKW mit einem Oxidationskatalysator ausgestattet ist, konnte der CO-Anteil vollständig zu CO₂ oxidiert werden. Der Katalysator wurde jedoch im Rahmen der Kopplungsmaßnahme ausgebaut und konnte aufgrund von Platzmangel in der Wärmeübertragereinheit des Motors nicht wieder eingebaut werden. Der fehlende Oxidationskatalysator bewirkt innerhalb der Untersuchungen mit TCR eine maximale CO-Emission von etwa 700 ppm, was umgerechnet eine Emission von 875,7 mg/m³ ergibt. Im Hinblick auf den gesetzlichen Grenzwert wird somit das Neunfache der CO-Konzentration erzeugt.

Durch die Abmagerung von $\lambda = 1,75$ auf $\lambda = 1,85$ kann eine Abnahme der NO-Emissionen, aber gleichzeitig auch eine Zunahme der CO-Emissionen beobachtet werden. In Bezug auf die NO-Emissionen sollte zudem erwähnt werden, dass diese bei jedem Betriebspunkt im gekoppelten Reformatgasbetrieb unterhalb der TA-Luft liegen. Wie bereits bei den Voruntersuchungen berichtet, wird im serienmäßigen Erdgasbetrieb ein Wirkungsgrad von 37 % erzielt, wobei die NO-Emission mit 134,18 mg/m³ über dem geforderten Grenzwert von 100 mg/m³ liegt.

Im gekoppelten Reformatgasbetrieb wird allerdings beobachtet, dass durch die Variation vom Zündzeitpunkt und Luftverhältnis eine Wirkungsgradsteigerung auf 42,85 %, um 5,85 %-Punkten im Vergleich zum serienmäßigen Erdgasbetrieb, möglich ist. Gleichzeitig wird eine

Minderung der NO-Emissionen festgestellt. Die NO_x -Emission setzt sich allerdings aus den Spezies Stickstoffmonoxid (NO) und Stickstoffdioxid (NO_2) zusammen. Die Angabe der TA-Luft bezieht sich hierbei auf NO_x als Gesamtprodukt der beiden Komponenten. Die Nutzung der Abgaswärme durch den Reformer und die anschließende Rückführung des kälteren Abgases führen dazu, dass geringere NO-Emissionen gemessen werden. NO neigt bei kälteren Temperaturen dazu, zu NO_2 zu oxidieren [29]. Da durch den Abgasmessschrank (ABB) allerdings ausschließlich die NO-Emission gemessen wird, kann eine Aussage zur gesamten NO_x -Emission – einschließlich NO_2 – bei den gesamten Untersuchungen leider nicht getätigt werden.

Allerdings wurden – nach Abschluss der Untersuchungen – Vergleichsmessungen im Erdgasbetrieb durch ein mobiles Abgasanalysegerät der Firma ecom (Typ ecom-J2KNpro) durchgeführt, welches zusätzlich die NO_2 -Komponente messen kann. Beide Abgasmessgeräte (ABB und ecom) lieferten bei den Vergleichsmessungen im Abgas einen NO-Anteil von rund 15 mg/m^3 . Zusätzlich zum NO konnte mit der ecomJ2KNpro ein NO_2 -Anteil von circa 70 mg/m^3 gemessen werden. Daraus lässt sich schließen, dass das NO_x zu etwa 82 Gew.% aus NO_2 besteht, wodurch sich die Theorie hiermit bestätigen lässt.

Leistungs- und Emissionsoptimierung

Die Leistungs- und Emissionsoptimierung konnte im gekoppelten Reformatgasbetrieb durch Variation des Zündzeitpunkts und Luftverhältnisses durchgeführt werden. Wie Abbildung 47 anhand der gefahrenen Betriebspunkte zeigt, kann durch die Abstimmung des Zündzeitpunktes eine deutliche Steigerung sowohl des inneren als auch des elektrischen Wirkungsgrades erreicht werden. Hier sind die NO-Emissionen logarithmisch in Abhängigkeit des inneren (links) und elektrischen (rechts) Wirkungsgrades aufgetragen.

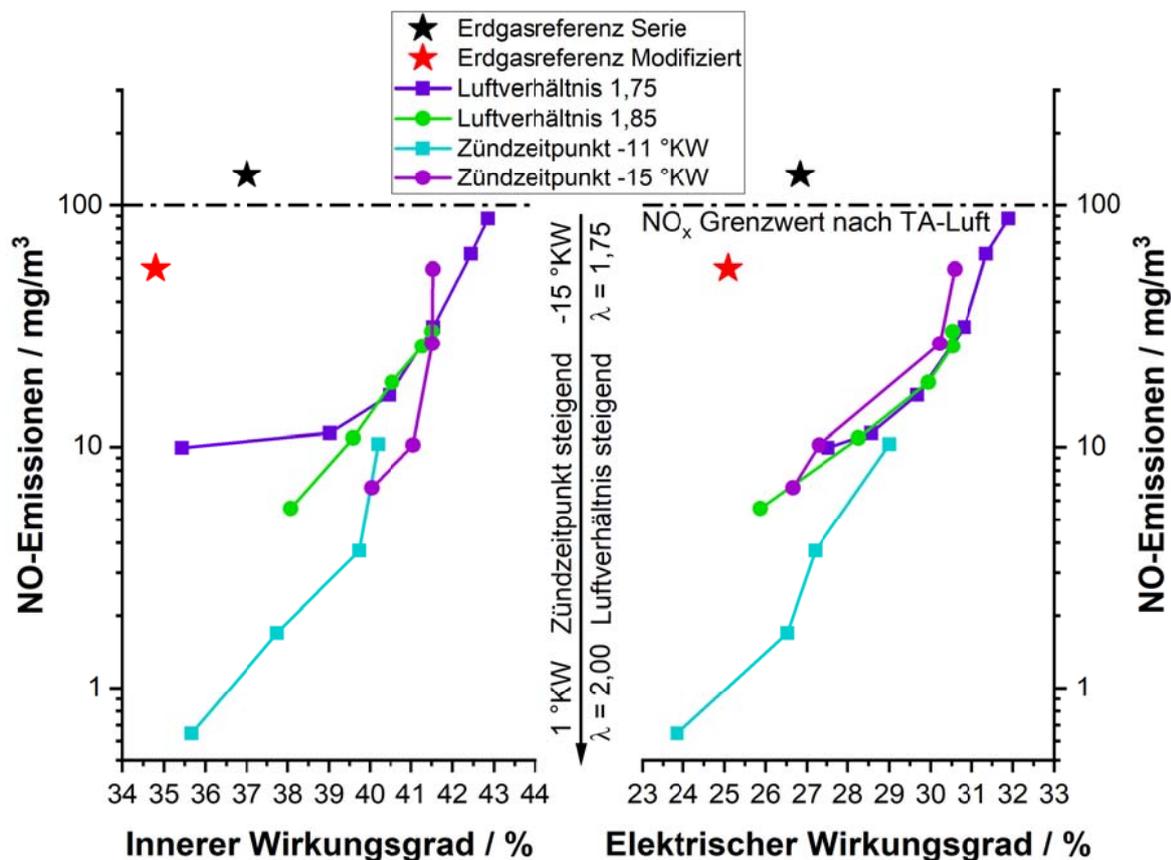


Abbildung 47: Zielkonflikt zwischen NO-Emissionen und innerer Wirkungsgrad (links) bzw. elektrischer Wirkungsgrad (rechts) im gekoppelten Reformatgasbetrieb bei Variation des Zündzeitpunkts und Luftverhältnisses im Vergleich zum Erdgasreferenz im Serienzustand (schwarz) und modifiziertem Zustand (rot)

Es ist erkennbar, dass höhere Wirkungsgrade durch Abmagerung und frühere Zündzeitpunkte erzielt werden. Im Vergleich zum modifizierten Erdgasbetrieb kann somit eine Wirkungsgradsteigerung um bis zu 8 %-Punkte bei gleichzeitig minimal höheren NO-Emissionen beobachtet werden. Die Abmagerung des Gemischs auf $\lambda = 2,00$ und der späte ZZZP von 1 °KW hat auf den inneren Wirkungsgrad eher einen sehr geringen Einfluss, da dieser im Vergleich zum Erdgasbetrieb im modifizierten Zustand um nur 1 %-Punkte höher ausfällt. Im Vergleich zum Erdgasbetrieb im Serienzustand geht dieser Vorteil allerdings komplett verloren.

Beim elektrischen Wirkungsgrad dagegen ist erkennbar, dass auch dieser durch Abmagerung des Gemischs monoton abnimmt. Bei $\lambda = 2,00$ ist der elektrische Wirkungsgrad sogar geringer als die beiden Referenzmessungen. Erstaunliches kann bei den Betriebspunkten mit konstantem Luftverhältnis von 1,75 beziehungsweise 1,85 und mit konstantem Zündzeitpunkt von -15 °KW festgestellt werden. Hier verläuft der elektrische Wirkungsgrad nahezu identisch, was daran liegt, dass sowohl die elektrische Leistung des Generators als auch die zugeführte Brennstoffleistung in diesen Betriebspunkten gleich ist.

Anhand der Darstellung des Trade-offs zwischen Wirkungsgrad und NO-Emissionen werden Zusammenhänge sehr detailliert gezeigt. So kann beispielsweise festgehalten werden, dass eine Wirkungsgradoptimierung einen erheblichen Einfluss auf die NO-Emissionen hat.

Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse im Systembetrieb

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Inbetriebnahme des Prüfstands zur thermochemischen Rekuperation an einem Blockheizkraftwerk erfolgreich realisiert und der Prüfstand konnte stationär bei unterschiedlichen Luftverhältnissen und Zündzeitpunkten bei $S/C = 1$ störungsfrei betrieben werden. Demnach konnten experimentelle Untersuchungen zum kombinierten Betrieb von TCR und BHKW durchgeführt werden.

Bei den Voruntersuchungen im Erdgasbetrieb mit Vorkammerzündkerze wurde herausgestellt, dass durch die Kopplung mit dem TCR und das Entfernen des Oxidationskatalysators, die gleiche indizierte Leistung in beiden Zuständen erzielt werden konnte, wobei der innere Wirkungsgrad um 2 %-Punkten verringert wurde. Der fehlende Oxidationskatalysator führte zu einem geringeren Abgasgedrückt, wodurch der maximale Zylinderdruck um 5 bar geringer ist. Durch die daraus folgende, geringere Verbrennungstemperatur konnte die NO-Emission von 134 mg/m^3 im Serienzustand auf 26 mg/m^3 im modifizierten Zustand verringert werden. Der fehlende Oxidationskatalysator führt allerdings dazu, dass die CO-Komponente im Abgas nicht weiter oxidiert werden kann, wodurch eine CO-Emission von 1001 mg/m^3 gemessen wird.

Im gekoppelten Reformatgasbetrieb konnte der höchste innere Wirkungsgrad erzielt werden. Mit einem S/C-Verhältnis von 0,97 und einer Reformatgaszusammensetzung aus 61,31 Vol.% Methan, 29,01 Vol.% Wasserstoff, 9,19 Vol.% Kohlenstoffdioxid und 0,49 Vol.% Kohlenstoffmonoxid wurde bei einem Verbrennungsluftverhältnis von $\lambda = 1,75$ und einem Zündzeitpunkt von $-13 \text{ }^\circ\text{KW}$ ein innerer Wirkungsgrad von 42,9 % erreicht. In diesem Betriebspunkt wurde im Abgas eine NO-Emission von 90 mg/m^3 gemessen. Im Vergleich zum Erdgasbetrieb im Serienzustand konnte der innere Wirkungsgrad somit um 5,9 %-Punkten erhöht werden, bei außerdem geringeren NO-Emissionen. Eine weitere Erhöhung des inneren Wirkungsgrads wäre theoretisch durch Verschieben des Zündzeitpunkts in Richtung Früh möglich gewesen, dies wurde allerdings durch die Untergrenze der Reformierungstemperatur von $400 \text{ }^\circ\text{C}$ begrenzt. Außerdem konnte der elektrische Wirkungsgrad in diesem Betriebspunkt mit 31,9 % im Vergleich zum Erdgasbetrieb im Serienzustand um 4,9 % erhöht werden.

Eine Wirkungsgradsteigerung bei gleichzeitiger Emissionsminderung konnte im kombinierten Betrieb des BHKWs mit verschalteter TCR im Vergleich zum Erdgasbetrieb im Serienzustand somit erfolgreich realisiert werden. Die Schwachstelle bei den Untersuchungen ist neben den CO-Emissionen auch die NO_x -Emissionen als Gesamtprodukt, welches in dieser Arbeit nicht gemessen werden konnte. Aufgrund des fehlenden Oxidationskatalysators, welcher sonst die gesamte CO-Komponente im Abgas zu CO_2 oxidieren würde, konnten in einigen Betriebspunkten eine CO-Emission von bis zu 1508 ppm im Abgas ermittelt werden. Die zweite Schwachstelle betrifft die NO_x -Emission, welches in dieser Arbeit ebenfalls ein Problem darstellt. Der Grenzwert der TA-Luft von 100 mg/m^3 wird als Gesamtprodukt von NO_x definiert. Da in dieser Arbeit allerdings nur die NO-Komponente gemessen werden konnte, wird die NO_2 -Komponente nicht berücksichtigt. Da das Abgas an der Abgasmessstelle allerdings in einem kälteren Zustand vorliegt, ist eine höhere NO_2 -Komponente zu erwarten als NO. Hier könnten eventuell einige Betriebspunkte, welche hohe Wirkungsgrade aufweisen, im Hinblick auf die TA-Luft nicht berücksichtigt werden.

Wenn durch das Abgasanalysegerät bei der Vergleichsmessung im Erdgasbetrieb ermittelte Wert auch im Reformatgasbetrieb angenommen wird, müsste die NO_x -Emission im Abgas aus einer Zusammensetzung von 82 Gew.% NO_2 und 18 Gew.% NO bestehen. Wird nun der NO_x -Grenzwert von 100 mg/m^3 im Hinblick auf die TA-Luft berücksichtigt, dürfte die NO-Emission im

Abgas laut der Vergleichsmessung einen Wert von 18 mg/m^3 nicht überschreiten. Ein Kompromiss aus Emission und Wirkungsgrad konnte daher im Reformatgasbetrieb mit einem 28 Vol.-%-wasserstoffhaltigen Brenngas bei einem Zündzeitpunkt von -15 °KW und einem Verbrennungsluftverhältnis von 1,90 erreicht werden. Hiermit konnte ein innerer Wirkungsgrad von 41,1 % erzielt werden, welcher im Vergleich zum Erdgasbetrieb im Serienzustand um 4,1 %-Punkten höher ist. Der elektrische Wirkungsgrad konnte mit 27,3 % jedoch nur um 0,5 % erhöht werden. Hier ist allerdings zu erwähnen, dass ausschließlich die NO-Emission im serienmäßigen Erdgasbetrieb bereits den NO_x -Grenzwert der TA-Luft überschreitet. Ein Vergleich von Erdgas sowohl im Serien- als auch im modifizierten Zustand zum Reformatgasbetrieb hinsichtlich Brennstoff- und Motorleistung, Wirkungsgrad, Verbrennungsluftverhältnis, Abgastemperatur, H_2 -Anteil im Brennstoff und NO-Emissionen ist in Tabelle 19 dargestellt.

Tabelle 19: Vergleich vom Erdgasbetrieb im Serien- und modifizierten Zustand zum Reformatgasbetrieb mit dem höchsten Wirkungsgrad und dem besten Trade-off

Brennstoff	Erdgas		Reformatgas	
	Serie	Modifiziert	Höchster η	Bester Trade-off
Zündzeitpunkt	-8 °KW	-8 °KW	-13 °KW	-15 °KW
Zugeführte Brennstoffleistung	20,5 kW	22,1 kW	17,6 kW	16,1 kW
Innere Leistung	7,4 kW	7,4 kW	7,5 kW	6,6 kW
Innerer Wirkungsgrad	37,0 %	33,9 %	42,9 %	41,1 %
Elektrischer Wirkungsgrad	26,8 %	24,9 %	31,9 %	27,3 %
Luftverhältnis	1,60	1,60	1,75	1,90
Abgastemperatur	465 °C	573 °C	508 °C	474 °C
H_2 -Anteil im Brennstoff	-	-	29 Vol.%	28 Vol.%
NO-Emissionen	134 mg/m^3	55 mg/m^3	88 mg/m^3	10 mg/m^3

Arbeitspaket 3: Bewertung der Übertragbarkeit des TCR-Konzeptes - Katalysatoruntersuchungen, GT-Power- und Gesamtsystemsimulationen

Arbeitspaket 3.1: Katalysatoruntersuchungen zur Reformierung weiterer gasförmiger Brennstoffe

Katalysatorauswahl:

Es wurde eine Recherche bei unterschiedlichen Herstellern bezüglich Reformerkatalysatoren mit ausreichender Aktivität im Temperaturbereich von $500\text{-}600 \text{ °C}$ durchgeführt. Die Recherche ergab, dass jeweils ein Schüttungskatalysator auf Nickelbasis und einer auf Edelmetallbasis

bereitgestellt werden konnten, die die Spezifikationen erfüllten und somit für das Katalysatorscreening ausgewählt wurden. Beide Katalysatoren wurden vom selben Hersteller bezogen.

Der erste Katalysator ist ein edelmetallbasierter Schüttungskatalysator mit einer Pelletgröße von 3 mm. Laut Aussage des Herstellers ist das minimale S/C-Verhältnis für die Erdgas-Dampfreformierung im angestrebten Temperaturbereich $S/C=0,8$, das maximale S/C ist mit 3 anzusetzen. Der Katalysator ist nach Angaben sehr verkokungsstabil. Einsatztemperaturen früherer Anwendungsfälle lagen bei 500 – 600 °C, Anwendungen bei höheren Temperaturen konnte der Hersteller nicht, gab aber an, dass höhere Temperaturen möglich sind. Allerdings sollte dann nur häufiger die Performance überprüft werden, um etwaige Degradation des Katalysators festzustellen. Die GHSV für eine konservative Fahrweise wurde mit 2.500 1/h bei 500 bis 600 °C angegeben. Bei aggressiverer Fahrweise kann auch eine GHSV von 5.000 1/h angewendet werden. Da der Katalysator auf Edelmetall basiert, ist bei diesem Katalysator keine besondere Inbetriebnahme notwendig.

Der zweite Katalysator ist ein nickelbasierter Schüttungskatalysator ebenfalls mit einer Pelletgröße von 3x3 mm. Laut Aussage des Herstellers ist auch hier das minimale S/C-Verhältnis für die Erdgas-Dampfreformierung im angestrebten Temperaturbereich $S/C=0,8$, das maximale S/C ist mit 3 anzusetzen. Auch wenn laut thermodynamischer Gleichgewichtssimulation für dieses S/C-Verhältnis bei Temperaturen zwischen 500 und 600 °C Kohlenstoffabscheidung auftreten sollte, unterdrückt der Katalysator laut Hersteller die Kohlenstoffabscheidung. Die maximale Raumgeschwindigkeit (GHSV) des Katalysators bei einer konservativen Fahrweise wurde mit 2.500 1/h angegeben. Einsatztemperatur früherer Anwendungsfälle lagen bei 600 – 700 °C, allerdings kann der Katalysator auch bei Temperaturen bis 900 °C eingesetzt werden. Dann sollten aber höhere GHSV gefahren werden. Für die Inbetriebnahme ist ein Anfahren bei Umgebungstemperatur mit Formiergas 5/95 (H₂/N₂) notwendig, um eine Reduzierung des Katalysators durchzuführen. Dann sollte eine langsame Temperaturerhöhung mit maximal 50 K/h erfolgen, damit etwaiges Wasser langsam ausgetragen wird. Zwischen 300 und 400 °C fängt die Reduzierung an und eine weitere T-Erhöhung auf Arbeitstemperatur sollte ebenfalls mit maximal 50 K/h erfolgen.

Auswahl niederkalorischer Gase:

Eine Recherche zu potentiellen Gasen für die Reformierung wurden Gase betrachtet wurden, die z.B. in industriellen Prozessen als Nebenprodukt anfallen oder aber durch biologische, biochemische oder geochemische Prozesse entstehen. Die Recherche führte zu der Auflistung in Tabelle 20. Der Tabelle sind Daten zur Herkunft, der Zusammensetzung und des Entstehungsprozesses zu allen recherchierten Gasen zu entnehmen. Die fett gedruckten Gasbestandteile geben die zwei bzw. drei Hauptbestandteile der Gase wieder.

Für die Katalysatoruntersuchungen werden allerdings nicht alle Gase aus der Tabelle berücksichtigt. Die rot markierten Gase werden aus den folgenden Gründen für die Reformierung nicht weiter betrachtet:

- Gase wie Gichtgas, Kupolofengas oder Generatorgas, die in der Stahlindustrie anfallen, haben einen sehr geringen Methangehalt. Deshalb sind diese Gase nicht geeignet für eine Reformierung.
- Gase, die im Raffinerieprozess der chemischen Industrie anfallen, sind nicht niederkalorisch sondern hochkalorische Gase, die sofort wieder genutzt werden.
- Generatorgas oder Luftgas aus dem Kohlebergbau haben keinen nennenswerten Methananteil und sind daher auch nicht für die Reformierung geeignet.
- Kokereigas könnte aufgrund des Methangehaltes von ca. 25 % reformiert werden. Da es jedoch schon zum Großteil mit ca. 60 % aus Wasserstoff besteht, bringt eine Reformierung keinen großen Mehrwert
- Alle Gase die einen Methananteil von weniger als 20 % haben (wie z.B. Holzgas oder Pyrolysegas).

Für eine weitere Betrachtung wurden daher nur Grubengas, Biogas und Deponiegas aus Tabelle 20 mit einem Methangehalt von mindestens 20 % ausgewählt.

Deponiegas entsteht bei der Ablagerung von organischen Abfällen nach mehrstufigen biologischen Abbauprozessen als Endprodukt. Die Konzentration des Gases verändert sich im Laufe der Zeit. Vor allem die Entwicklung des Methangehalts ist dabei relevant. Dieser kann nach 1-3 Jahren in der stabilen Methanphase bei knapp 60 % Prozent liegen. Der Wert kann in den folgenden Jahren in der Langzeitphase sogar noch einmal ansteigen, bis er dann aufgrund von eindringender Luft sinkt. Der restliche Anteil des Gases ist hauptsächlich Kohlendioxid gefolgt von Stickstoff [30].

Biogase gibt es in vielen verschiedenen Formen und Zusammensetzungen. Klärgas z.B. entsteht aus dem Klärschlamm einer Abwasserkläranlage, der eine Art Biomasse darstellt. Diese Biomasse wird, so wie beim Deponiegas, zu einem Teil von Bakterien abgebaut. Dabei entsteht das Klärgas. Auch Klärgas kann einen relativ hohen Methananteil von ca. 66 % erreichen [31]. Es besteht ansonsten aus Kohlendioxid und geringen Mengen an Wasserstoff und Schwefelwasserstoff. Klärgas ist aufgrund des Methananteils auch für die Reformierung geeignet. Dagegen macht die Reformierung bei Holzgas kaum Sinn, da der Methangehalt zu gering ist. Biogas kann noch aus vielen anderen organischen Materialien wie bspw. Bioabfällen, Gülle oder Energiepflanzen erzeugt werden [32]. Deshalb kann es auch zu unterschiedlichen Zusammensetzungen des Biogases kommen. Der Methangehalt kann dabei zwischen 50 % und 85 %, der Kohlendioxidgehalt zwischen 15 % und 50 % liegen. Die weiteren Bestandteile sind in geringen Mengen Stickstoff, Sauerstoff und Wasserdampf etc.

Grubengas entsteht im Untertagebergbau beim Abbau von Steinkohle und besteht zu großen Anteilen aus Methan. Auch in den vielen stillgelegten Schächten gibt es noch Grubengas, was teilweise energetisch verwendet wird. Der Methangehalt dieses Gases schwankt von 25 % bis 95 %, wobei dieser in aktiven Bergwerken nur maximal 60 % erreichen kann. Die anderen Bestandteile schwanken ebenfalls entsprechend stark. In aktiven Bergwerken liegen höhere Stickstoff- und Sauerstoffkonzentrationen vor, in stillgelegten Schächten besteht das Grubengas neben Methan zu großen Teilen aus Stickstoff sowie aus Kohlendioxid [33].

Zusätzlich wurden die zwei Erdgasqualitäten H-Gas und L-Gas berücksichtigt.

Tabelle 20: Potentielle Gase für die Reformierung.

Herkunft	Name	Fällt an bei...	Hauptkomponenten	Methangehalt
Eisen-/Stahlindustrie	Gichtgas, Konvertergas, Kupolofengas	Hochofenprozess, Schachtofenprozess	N₂, CO, CO₂, H₂	n.r.
Chemische Industrie	Rohöldestillation, katalytisches Cracken, Hydrocracken	Raffinerieprozess	CH₄, C₂H₆, C₃H₈, C₄H₁₀, H₂, Ethen, Popen, Buten	20 - 40 %
Kohlebergbau Kohleveredelung	Generatorgas, Luftgas	Vergasen fester Brennstoffe	N₂, CO, CO₂, H₂	n.r.
	Koksofengas, Koksgas, Kokereigas, (Stadtgas)	Pyrolyse von Kohle zu Koks	H₂, CH₄, CO, CO₂, N₂, O₂, ungesättigte Kohlenwasserstoffe	20 - 30 %
	Holzgas, Pyrolysegas	Pyrolyse von Biomasse	CO₂, CO, CH₄, H₂, N₂	0 - 15 %
	Grubengas, Flözgas	geochemischen und biochemischen Prozessen	CH₄, N₂, CO₂	25 - 80 % (bis zu 95 % bei stillgelegten Schächten)
Andere	Biogas, Faulgas, Sumpfgas, Kanalgas, Klärgas	anaerober Gärung	CH₄, CO₂, H₂O, N₂, O₂	40 - 75 %
	Deponiegas	biologischen Abbauprozessen	CH₄, CO₂, N₂, H₂O	20 - 60 %

Testmatrix:

Aus den zuvor geschilderten Zusammenhängen ergab sich die in Tabelle 21 aufgeführte Testmatrix für das Katalysatorscreening.

Neben den Erdgasqualitäten H-Gas (angenommen mit 100 % Methan) und L-Gas (angenommen mit 85 % Methan und 15 % Stickstoff) enthält die Testmatrix Grubengas, Biogas und Deponiegas in unterschiedlichen Zusammensetzungen, die auf typischen Methankonzentrationen der einzelnen Gase und veränderlichen Anteilen an Kohlendioxid und Stickstoff basieren, da diese die Hauptkomponenten der Gase darstellen.

Für Biogas wurden Methananteile von 50, 60, 70, 75 und 85 % berücksichtigt (Rest Kohlendioxid). Bei Grubengas und Deponiegas wurden Methankonzentrationen von 30, 45 und 60 % angesetzt. Im Falle des Grubengases wurden aufgrund des Entstehungsprozesses höhere Stickstoff- (30, 40 und 50 %) und niedrigere Kohlendioxidkonzentrationen (10, 15 und 20 %) gewählt, während bei Deponiegas höhere Kohlendioxid- (30, 40 und 50 %) und niedrigere Stickstoffkonzentrationen (10, 15 und 20 %) angesetzt wurden.

Tabelle 21: Testmatrix für das Katalysatorscreening.

Gaszusammensetzung														
		H-Gas	L-gas	Grubengas			Biogas					Deponiegas		
CH ₄	[%]	100	85	60	45	30	85	75	70	60	50	60	45	30
N ₂	[%]	0	15	30	40	50	0	0	0	0	0	10	15	20
CO ₂	[%]	0	0	10	15	20	15	25	30	40	50	30	40	50

Gleichgewichtssimulationen:

Für alle Zusammensetzungen der Testmatrix wurden thermodynamische Gleichgewichtssimulationen in AspenPlus® bei Variation der Temperatur von 50 bis 900 °C und bei Variation des S/C-Verhältnisses von 0,8 bis 3,0 durchgeführt. Da AspenPlus® die Möglichkeit bietet Simulationen sowohl mit Berücksichtigung der Kohlenstoffabscheidung als auch ohne Kohlenabscheidung durchzuführen, wurden beide Varianten simuliert, um im späteren Vergleich der Messergebnisse mit den Simulationsergebnissen Erkenntnisse über die Kohlenstoffabscheidung zu gewinnen.

Die Abbildung 48 und Abbildung 49 zeigen die trockenen thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen für die Methandampfreformierung für ein S/C=3,0 (Abbildung 48) und ein S/C=1,0 (Abbildung 49) jeweils mit (gestrichelte Linien) und ohne Kohlenstoffabscheidung (durchgezogene Linien). Für ein S/C=3,0 ist kein Unterschied im Verlauf der Konzentrationen zu erkennen, so dass laut Thermodynamik also kein Kohlenstoff entsteht. Für ein S/C=1,0 ist hingegen ein deutlicher Unterschied zwischen den Konzentrationen erkennbar. Im Temperaturbereich von 450 bis 800 °C sagt die Simulation die Bildung von Kohlenstoff voraus. Dies hat zur Folge, dass für alle Komponenten, die Kohlenstoff enthalten, niedrigere Konzentrationen in diesem Temperaturbereich bestimmt werden. Die Wasserstoffkonzentration hingegen ist in der Simulation mit Kohlenstoffabscheidung höher als in der Simulation ohne C-Abscheidung.

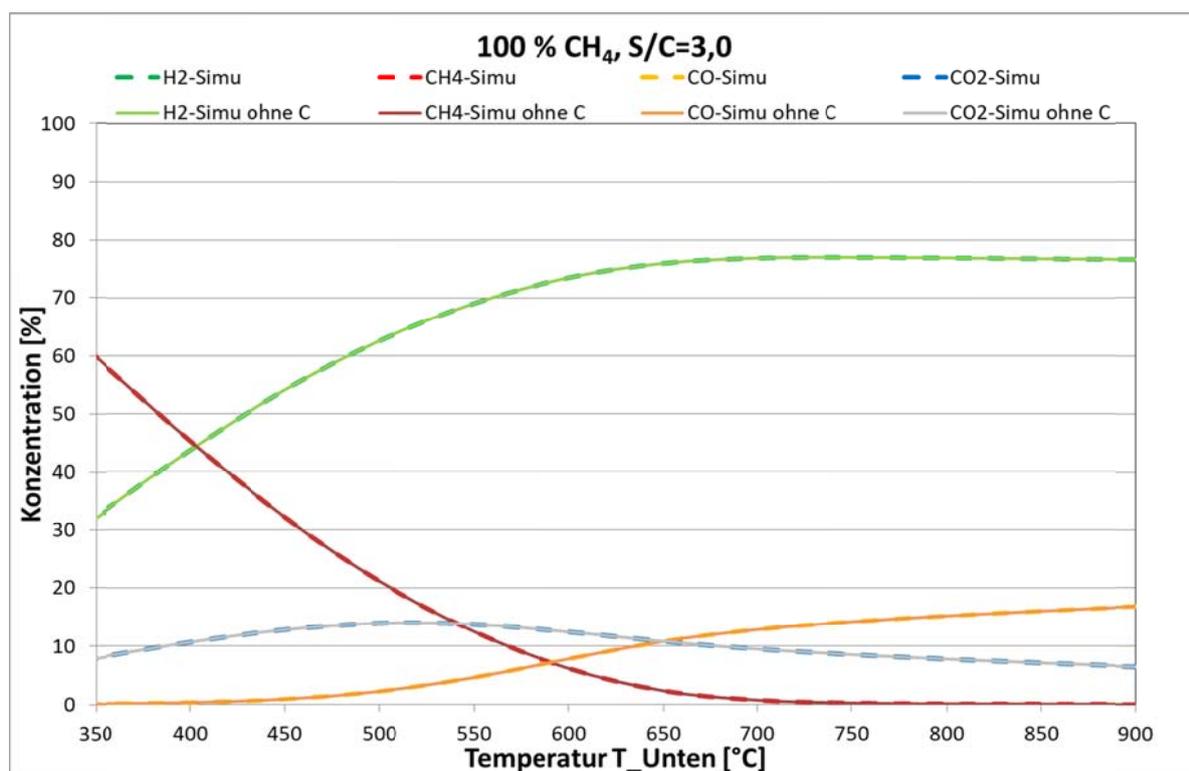


Abbildung 48: Thermodynamische Gleichgewichtskonzentrationen mit und ohne Kohlenstoffabscheidung für die Methandampfreformierung bei einem S/C=3,0.

Diese Darstellung ist für alle nach den Simulationen für alle Gaszusammensetzungen und für unterschiedliche S/C-Verhältnisse vorhanden und wird im weiteren Verlauf zur Bewertung der Reformierung bei den experimentellen Untersuchungen herangezogen. Sollten die gemessenen

Konzentrationen also den Konzentrationsverläufen ohne C-Abscheidung entsprechen, kann man von einer Reformierung ohne C-Abscheidung ausgehen.

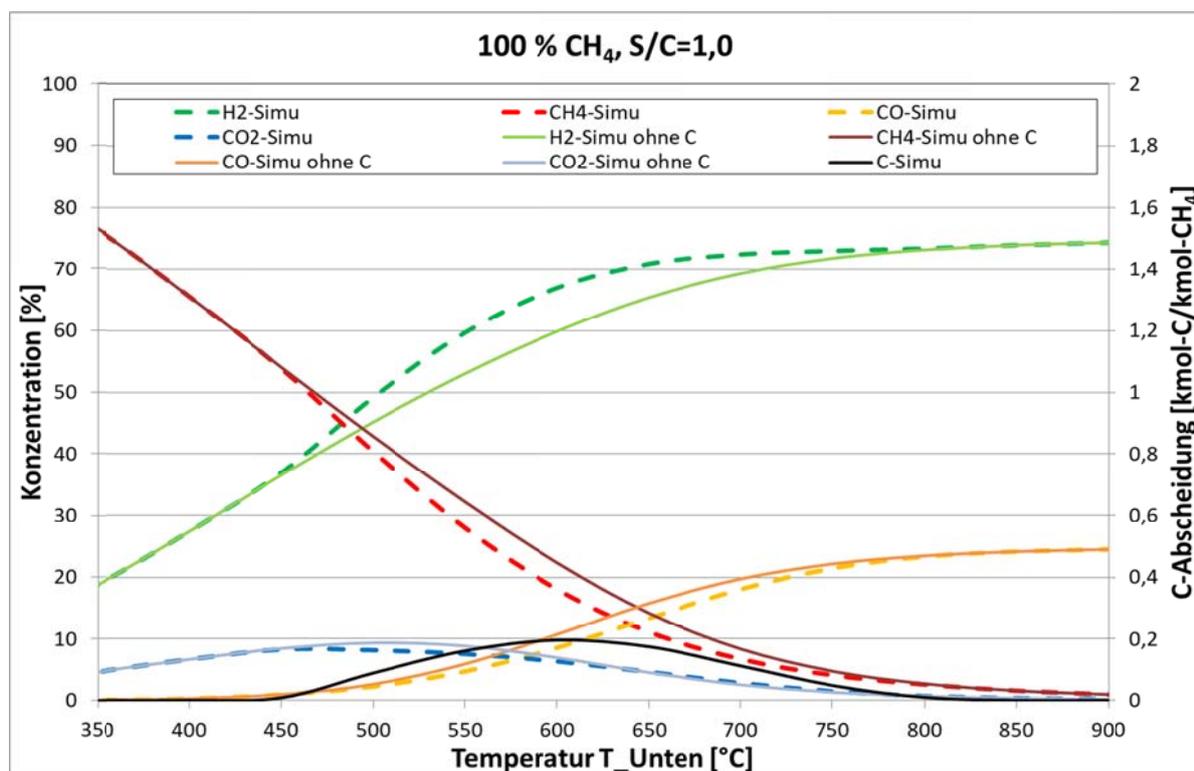


Abbildung 49: Thermodynamische Gleichgewichtskonzentrationen mit und ohne Kohlenstoffabscheidung für die Methandampfreformierung bei einem S/C=1,0.

Abbildung 50 zeigt einen Vergleich der Kohlenstoffabscheidung für unterschiedlichen Brenngase aus der Testmatrix. Neben H-Gas und L-Gas sind dort Deponiegas, Biogas und Grubengas mit jeweils 60 % Methananteil und variierenden Anteilen an CO₂ und N₂ dargestellt. Die Zusammensetzungen sind jeweils in den Anteilen CH₄/CO₂/N₂ dargestellt, so dass z.B. Grubengas (60/10/30) bedeutet, dass dieses Gas zu 60 % aus, zu 10 % aus CO₂ und zu 30 % aus N₂ besteht. Biogas (60/40/0) besteht demzufolge aus 60 % CH₄, 40 % CO₂ und 0 % N₂. Es ist deutlich zu erkennen, dass ein steigender CO₂-Gehalt auch zu höherer Kohlenstoffabscheidung laut thermodynamischer Gleichgewichtssimulation führt.

Der Einfluss der Kohlenstoffabscheidung – immer für den Fall, dass diese auch auftritt und nicht von den Katalysatoren unterdrückt wird – auf die volumetrische Energiedichte der Motoredukte berechnet für den Senertec Dachs ist in Abbildung 51 dargestellt. Für alle Gase gilt, dass erst an Temperaturen von 650 °C (für Biogas und Deponiegas) respektive ab 700 °C (für H-Gas, L-Gas und Grubengas) höhere volumetrische Energiedichten erreicht werden als im Vergleich zu den Reingasen.

Betrachtet man hingegen Abbildung 52, in der die volumetrischen Energiedichten für den Fall ohne Kohlenstoffabscheidung dargestellt sind, zeigt sich, dass für Deponiegas, Biogas und Grubengas schon ab 500 °C und für H-Gas und L-Gas ab 550 °C höhere Energiedichten einstellen. Dies zeigt auf, wie wichtig es ist, dass die Katalysatoren die Kohlenstoffabscheidung unterdrücken, damit die TCR-Technik beim Einsatz in BHKW die höchste Effizienzsteigerung erzielen kann.

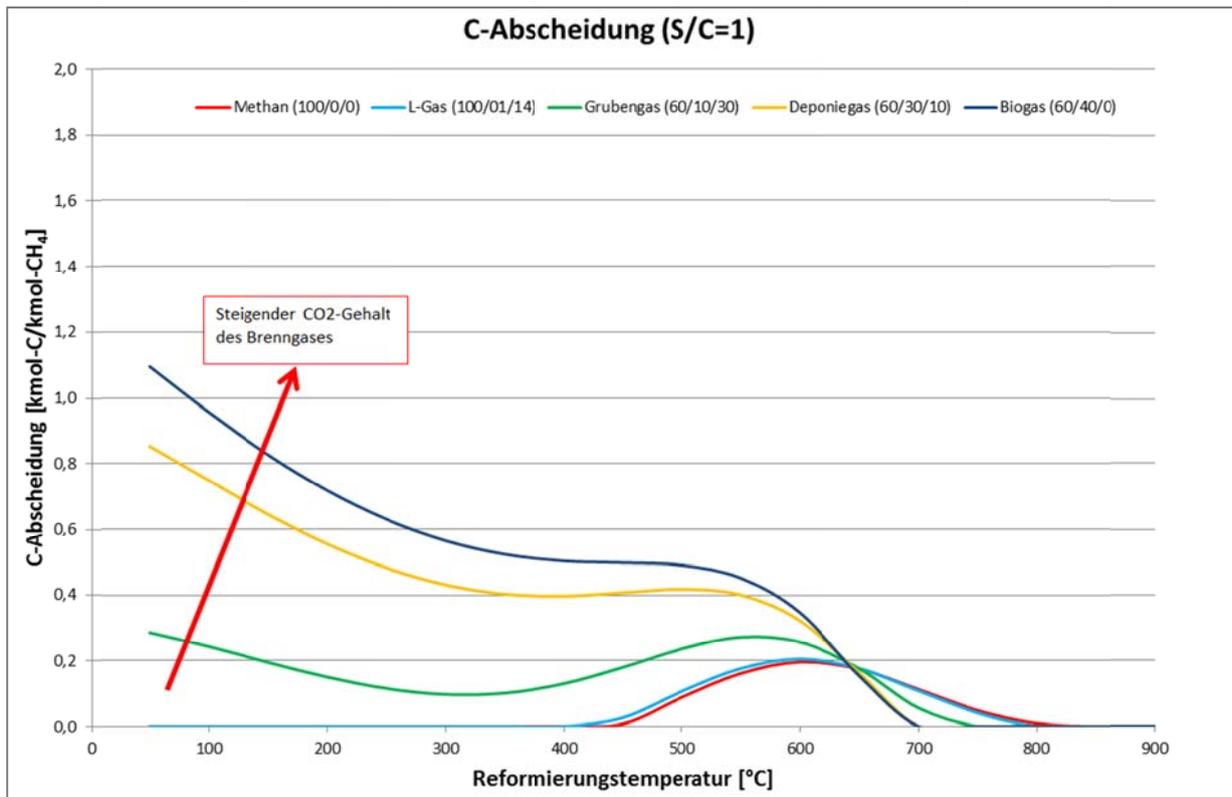


Abbildung 50: Vergleich der Kohlenstoffabscheidung für unterschiedliche Brenngase.

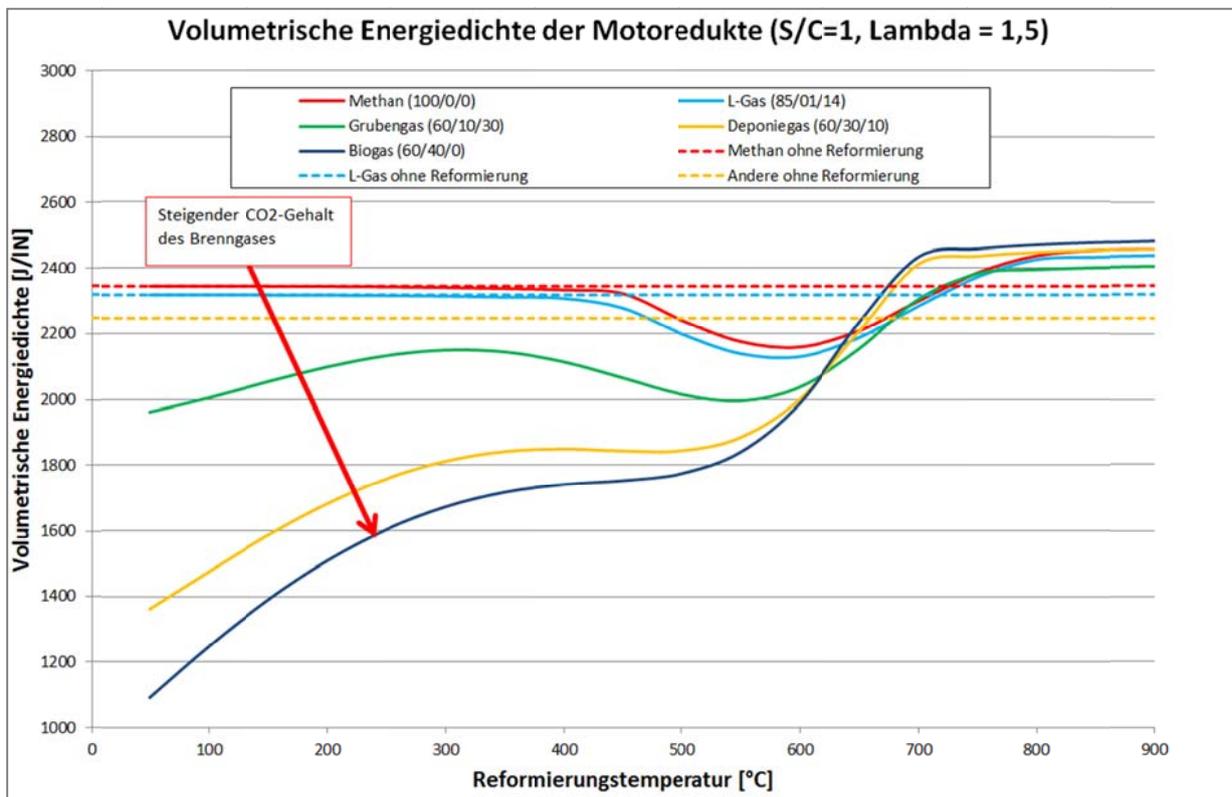


Abbildung 51: Volumetrische Energiedichte der Motoredukte für S/C=1,0 und Lambda=1,5 für den Fall mit C-Abscheidung.

Auch wenn Abbildung 52 zeigt, dass im Temperaturbereich von 300 bis 550 °C die volumetrische Energiedichte durch die Reformierung im Vergleich zu den Reingasen abnimmt, so ist der Abfall doch so gering, dass dieser durch eine verbesserte Verbrennung aufgrund des Wasserstoff- oder CO-Anteils im Reformatgas kompensiert und somit trotzdem eine Wirkungsgradsteigerung erreicht werden kann.

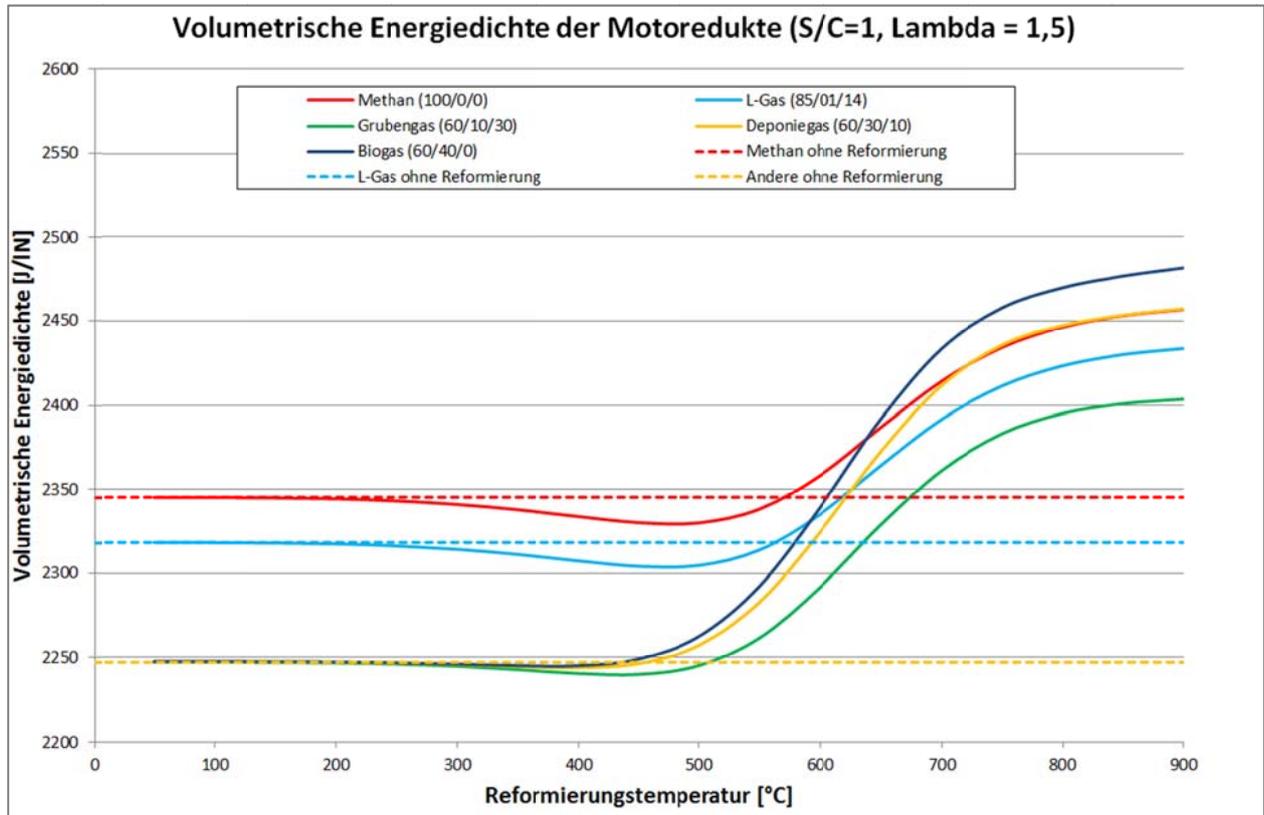


Abbildung 52: Volumetrische Energiedichte der Motoredukte für S/C=1,0 und Lambda=1,5 für den Fall ohne C-Abscheidung.

Testsandsaufbau:

Abbildung 53 zeigt den Teststandsufbau für das Katalysatorscreening mit seinen Hauptkomponenten.

Über die Mediendosierung per Mass-Flow-Controllern werden alle Medien dosiert, die für die Versuche benötigt werden. Diese sind Methan, Kohlendioxid, Stickstoff und Wasser für die Reformierungsuntersuchungen, sowie Wasserstoff zur Reduzierung des nickelbasierten Katalysators und Luft zum Abbrennen von Kohlenstoff falls sich dieser während des Versuchs gebildet hat.

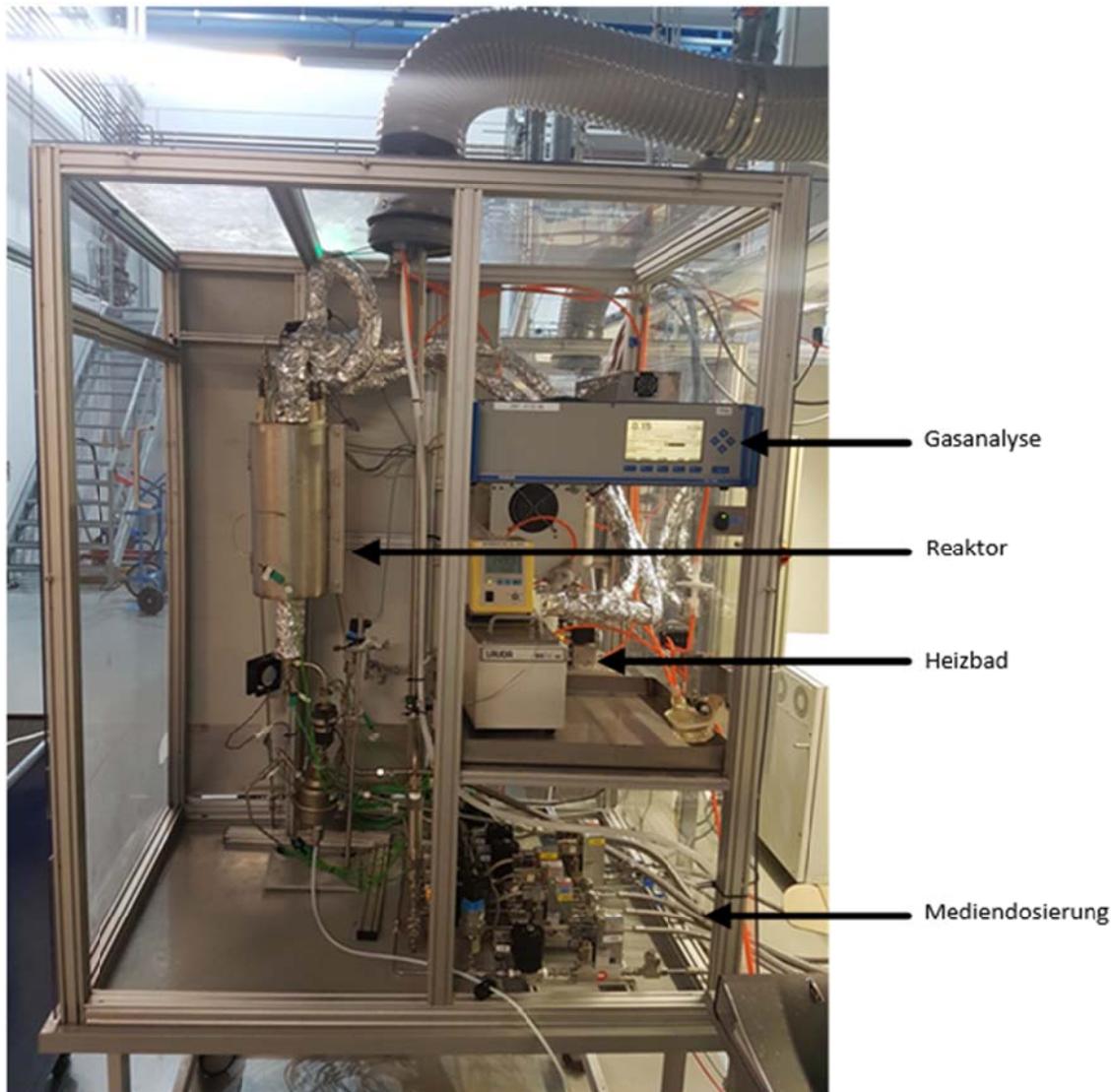


Abbildung 53: Abbildung des Teststands für das Katalysatorscreening.

Das Heizbad stellt die Wärme zur Verdampfung des Wassers bereit. Dieses ist mit Öl gefüllt, welches auf 150 °C temperiert und im Kreislauf durch den dem Reaktor vorgelagerten Verdampfer geführt wird. Im Verdampfer wird das Wasser verdampft, anschließend mit den gasförmigen Edukten vermischt und dem Reaktor zugeführt.

Der Reaktor ist von einer Heizschale umgeben, welche es ermöglicht, die Reformierung bei unterschiedlichen Temperaturen durchzuführen. Für die Temperaturüberwachung bei der Reformierung befinden sich vier Thermoelemente im Reaktorinneren in der Umgebung des Katalysators. Der Schüttungskatalysator wird in den Rohrreaktor mit einer Schüttungshöhe von 100 mm eingebracht. Bei einem Rohrdurchmesser von 16 mm liegt ein Katalysatorvolumen von ca. 20 ml vor. Im Reaktor sind Thermoelemente 5 mm nach Schüttungsbeginn (T_Oben), 5 mm vor Schüttungsende (T_Unten) und in der Mitte (T_Mitte) angebracht. Zudem befindet sich ein weiteres Thermoelement 5 mm über der Schüttung (T über Schüttung). Mit der Temperatur T_Unten wird die Heizschale geregelt. Der Sollwert der Heizschalentemperatur wird also mit der Temperatur des Thermoelementes verglichen und entsprechend wird die zugeführte Leistung angepasst.

Die Gasanalyse dient der Bestimmung der trockenen Produktgaskonzentration.

Der Teststand wird über LabView gesteuert. Abbildung 54 zeigt die Bedienoberfläche mit allen Temperatur- und Druckmessstellen, der Ansteuerung für die Mass-Flow-Controller und der Visualisierung der relevanten Prozessparameter in Diagrammen.

Versuchsparameter:

Für jede Gaszusammensetzung wurde durch Variation der Reformierungstemperatur, der Raumgeschwindigkeit und des S/C-Verhältnisses eine Messreihe aufgestellt.

Das Katalysatorscreening wurde bei Reformierungstemperaturen von 400 °C bis 750 °C bzw. 700 °C durchgeführt. Dies ist der Temperaturbereich für eine Reformierung bei typischen BHKW-Abgastemperaturen. Es wurden entsprechend der Angaben des Katalysatorherstellers S/C-Verhältnisse von 0,8 bis 3,0 und unterschiedliche Raumgeschwindigkeiten untersucht. Dabei gilt 2500 1/h als konservative und 5000 1/h als aggressive Fahrweise. Alle Betriebspunkte werden mit den Raumgeschwindigkeiten 2500 1/h und 5000 1/h gefahren. Bei dem gegebenen Katalysatorvolumen entsprechen diese Raumgeschwindigkeiten Eduktgasvolumenströmen von 837,76 ml/min und 1675,52 ml/min. Durch die Variation der Parameter ergeben sich maximal 8 Testkombinationen für jede Gaszusammensetzung - also insgesamt 104 Parametervariationen.

Versuchsablauf:

Die Versuche werden über Sets in der LabView-Software gesteuert. In den Sets können alle relevanten Werte im Voraus für bestimmte Zeiträume eingestellt werden. Die Setsteuerung für den Ablauf eines Tests mit konstanter Raumgeschwindigkeit und konstantem S/C-Verhältnis unterscheidet sich bei den verschiedenen Gaskonzentrationen kaum. Insgesamt werden acht Seteinstellungen für den Test eines Betriebspunktes benötigt (Tabelle 22). Zu Beginn eines Tests muss die Regeltemperatur (die Temperatur am unteren Ende der Katalysatorschüttung) erst konstant die Maximaltemperatur von 750 °C erreichen. Anschließend wird für 10 Minuten Wasser und Stickstoff in den Reaktor gelassen. Das Wasser beginnt bereits durch das vom Heizbad geheizte Öl im Wärmeübertrager zu verdampfen. Nach den 10 Minuten beginnt der Übergang zur Reformierung, es wird für 10 Sekunden zusätzlich zum Stickstoff und zum Wasser Methan zugeführt. Im dritten Set wird die Gaszufuhr so angepasst, dass die Gaszusammensetzung aus der Testmatrix mit der Raumgeschwindigkeit des Betriebspunktes in den Reaktor geleitet wird. Für 30 Minuten wird zur Stabilisierung des Systems ein stationärer Betriebspunkt angefahren. Nach der Reformierung bei Maximaltemperatur wird mit der Setsteuerung eine Temperaturrampe gestartet. Die Regeltemperatur der Heizschale wird um 1 K/min verringert. Die Absenkung der Temperatur von 750 °C auf 400 °C dauert daher ca. sechs Stunden. Anschließend wird überprüft, ob es bei der Reformierung zu einer Kohlenstoffabscheidung gekommen ist. Dafür werden in den Sets 5 und 6 die Rampe beendet und die Brenngaszufuhr abgebrochen. Das restliche Gas in den Leitungen wird dann für 30 Minuten durch Stickstoff ausgetragen, damit sich für den nächsten Schritt kein Brenngas mehr in den Rohrleitungen befindet. Für 40 bzw. 80 Minuten wird anschließend Luft bei einer Temperatur von 750 °C durch den Rohrreaktor geführt. Entsteht bei diesem Vorgang CO₂, bedeutet das, dass es bei der vorherigen Reformierung zu Kohlenstoffabscheidungen kam. Die auf der Katalysatoroberfläche verbliebenen C-Atome werden bei der hohen Temperatur durch die Sauerstoffzufuhr abgebrannt, was letztlich zu der Bildung von CO₂ führt. Die Länge dieses Vorgangs wurde im Laufe der Tests von 40 auf 80 Minuten erhöht, damit sichergestellt wird,

dass der Kohlenstoff komplett von dem Katalysator entfernt wird und eine Katalysatordeaktivierung vermieden wird. Der komplette Testvorgang für eine Gaszusammensetzung dauert 8,5 Stunden. Dieser Vorgang wird anschließend für eine andere Raumgeschwindigkeit oder ein anderes S/C-Verhältnis wiederholt.

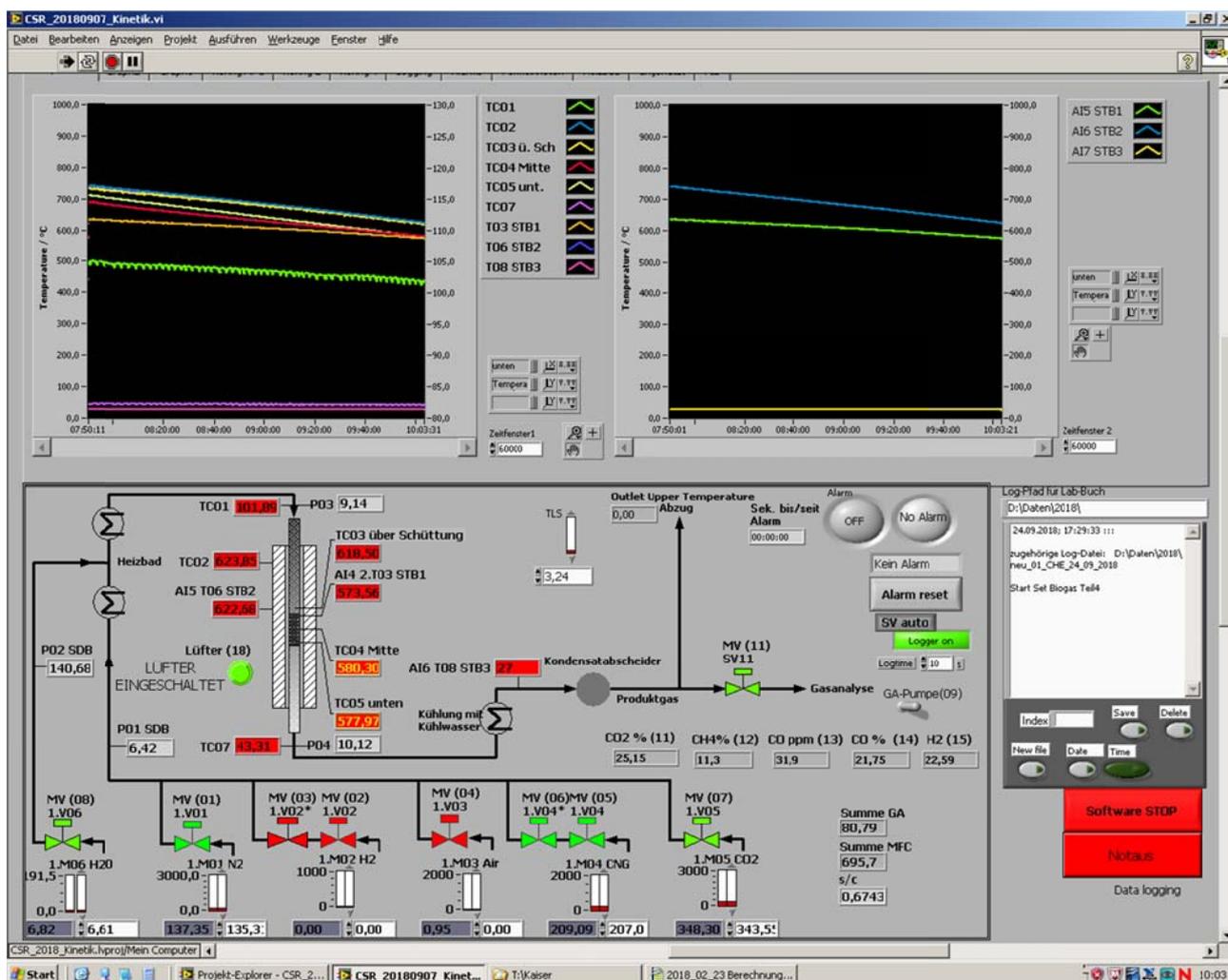


Abbildung 54: Oberfläche der Software LabView

Set 0 ist nur für den nickelbasierten Katalysator relevant, da aufgrund des Set 8 zum Kohlenstoffabbau, bei dem Luft über den Katalysator geführt wird, ein Reduzierzyklus vor Beginn einer weiteren Testreihe notwendig ist.

Zu Beginn jeder Messreihe wird ein Referenzpunkt angefahren, um die Performance des Katalysators zu überprüfen und festzustellen, ob es bei der vorangegangenen Messreihe zu einer Katalysatordeaktivierung gekommen ist. Falls sich also bspw. durch Kohlenstoffabscheidung die Leistungsfähigkeit des Katalysators verschlechtert hat, wird dies bei dem Test des Referenzpunktes festgestellt und der Katalysator kann ggf. ausgetauscht werden. Um dies festzustellen, werden die Produktgaszusammensetzungen wie bei den

anderen Eduktgasen mit der Zusammensetzung im thermodynamischen Gleichgewicht verglichen. Die Versuchsparameter für den Referenzpunkt:

- Brenngas: 100 % Methan (H-Gas)
- S/C-Verhältnis: 3,0
- Raumgeschwindigkeit: GHSV=2500 1/h.

Tabelle 22: Set-Einstellungen für Test eines Betriebspunktes

Set	Kommentar	Dauer	Temperatur
0	Reduzierung des Katalysators mit Stickstoff/Wasserstoff-Gemisch	4 Stunden	400-600 °C
1	Wasser und Stickstoff werden in den Teststand geführt	10 Minuten	750 °C
2	Übergang zur Reformierung, Methan wird eingelassen	10 Sekunden	750 °C
3	Reformierung der Zusammensetzung aus Testmatrix	30 Minuten	750 °C
4	Temperaturrampe wird gestartet, 1K/min von 750°C zu 400°C	6 Stunden	750°C-400°C
5	Übergang zum C-Abbrennen, Rampe wird beendet	10 Sekunden	400°C
6	Brenngaszufuhr wird abgebrochen	30 Sekunden	400°C
7	Brenngas wird durch Stickstoff ausgetragen	30 Minuten	400°C
8	Luft wird zugeführt, Kohlenstoff wird abgebrannt	80 Minuten	750°C

S/C=3 wurde für den Referenzpunkt gewählt, da bei Reformierung mit diesem Parameter keine Kohlenstoffabscheidung zu erwarten ist. 2500 1/h ist die konservative Raumgeschwindigkeit des Katalysators. Deshalb sollte der Katalysator bei dieser Raumgeschwindigkeit die Reformierung ins thermodynamische Gleichgewicht führen können.

Die Auswertung der experimentellen Ergebnisse wird im Folgenden am Beispiel des Referenzpunktes gezeigt. In Abbildung 55 ist der Massendurchfluss in den MFC über die gesamte Versuchsdauer dargestellt. In Set 1 wird nur Stickstoff (braune Linie) und Wasser (hellblaue Linie) zugeführt. Nach 10 Minuten wird Methan (rote Linie) zugeführt und die Stickstoffzufuhr unterbrochen. Die Mediendosierung ändert sich bis Set 6 für ca. 6,5 Stunden nicht. In diesem Set wird die Methan- und die Wasserzufuhr gestoppt. Anschließend werden in Set 7 für 30 Minuten die Leitungen mit Stickstoff gespült, bevor in Set 8 nach ca. 7 Stunden Luft (schwarze Linie) zum Abbrennen des Kohlenstoffs dosiert wird.

Das Diagramm ist nicht weiter relevant für die Auswertung, solange es nicht zu Abweichungen von den eingestellten Soll-Werten der MFC kommt, die etwa zu Veränderungen der Produktgaszusammensetzung führen. Ähnliches gilt für die Darstellung der Temperaturen im Reaktor, die in Abbildung 56 zu sehen sind. Der Temperaturgraph des Referenzpunktes unterscheidet sich kaum von denen der anderen Gaszusammensetzungen, da bei jeder Messreihe die gleiche Temperaturrampe durchgeführt wird.

Die Temperatur T-Ober sinkt nach ca. 10 Minuten durch die Brenngaszufuhr und den Beginn der endothermen Dampfreformierung in den Sets 2 und 3. Da die anderen Temperaturen nicht so stark sinken, wird deutlich, dass die Reformierung zu Beginn hauptsächlich am oberen Teil der Katalysatorschüttung abläuft. Nach ca. 40 Minuten ist in der Abbildung der Start der

rampenförmigen Temperaturabsenkung von T_Unten aus Set 4 zu sehen. Die anderen Temperaturen im Reaktor verhalten sich ähnlich zu der Regeltemperatur der Heizschale T_Unten. Die Temperatur über der Schüttung ist etwas höher als die anderen Temperaturen. Das liegt daran, dass über der Schüttung keine Reformierung stattfindet. Bei T_Unten=500 °C sind alle Temperaturen in der Schüttung ungefähr auf einem Niveau. Bei dieser Temperatur findet die Reformierung also gleichmäßig im gesamten Reaktor statt. Nach der Rampe ist nach ca. 6,5 Stunden zu sehen, dass die Regeltemperatur in Set 7 bei der Stickstoffzufuhr konstant bei 400 °C bleibt. Anschließend steigen alle Temperaturen bei Beginn des Sets 8 an und bleiben dann durch die konstant eingestellte Regeltemperatur T_Unten beim Abbrennen des Kohlenstoffs auch konstant.

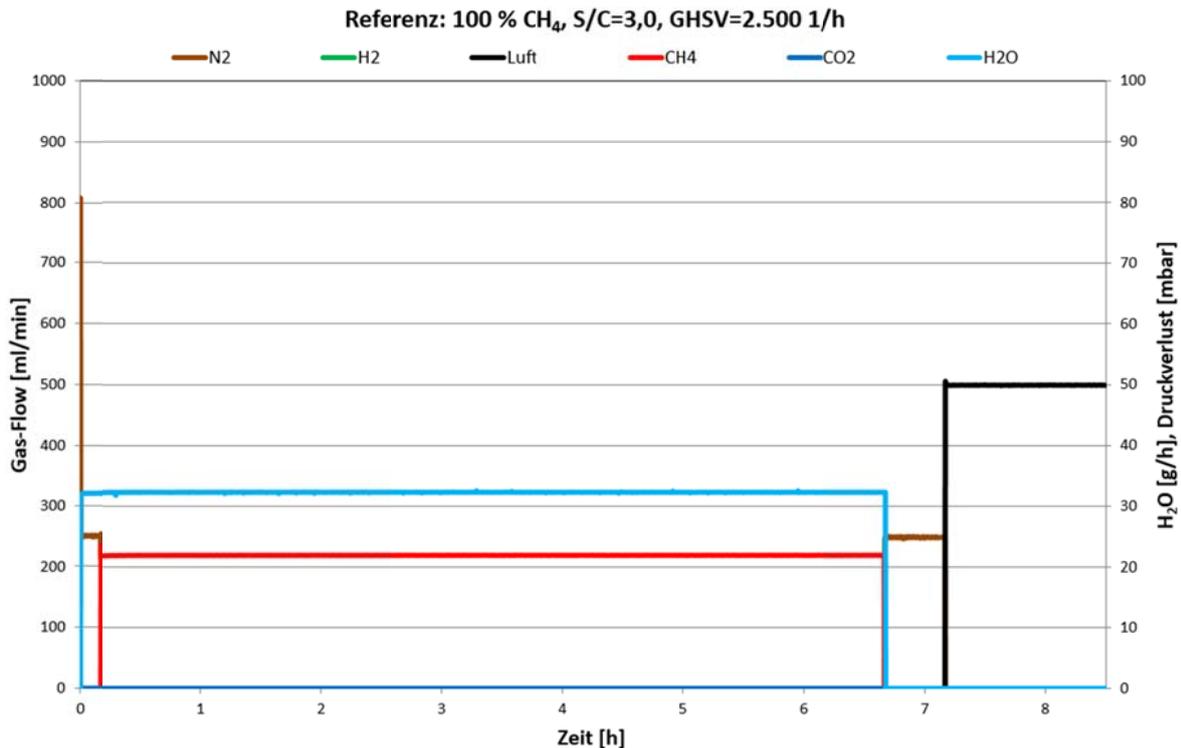


Abbildung 55: Mediendosierung für eine Messung des Referenzpunktes

Für die Auswertung deutlich relevanter sind die Ergebnisse der Gasanalyse – also die gemessenen Produktgaszusammensetzungen. Die Messwerte für den Referenzpunkt sind in Abbildung 57 dargestellt. Dort sind die gemessenen Produktgaskonzentrationen in Abhängigkeit von der Regeltemperatur T_Unten aufgetragen. Zudem sind die Gaszusammensetzungen im thermodynamischen Gleichgewicht abgebildet. Es kann gefolgert werden, dass die Temperatur im unteren Teil der Schüttung T_Unten die relevante Temperatur für die Gleichgewichtszusammensetzung darstellt. Außerdem wird deutlich, dass der Katalysator die Eduktgase bei den gegebenen Betriebsparametern im gesamten Temperaturbereich von 400 °C-750 °C bis zum thermodynamischen Gleichgewicht umsetzen kann.

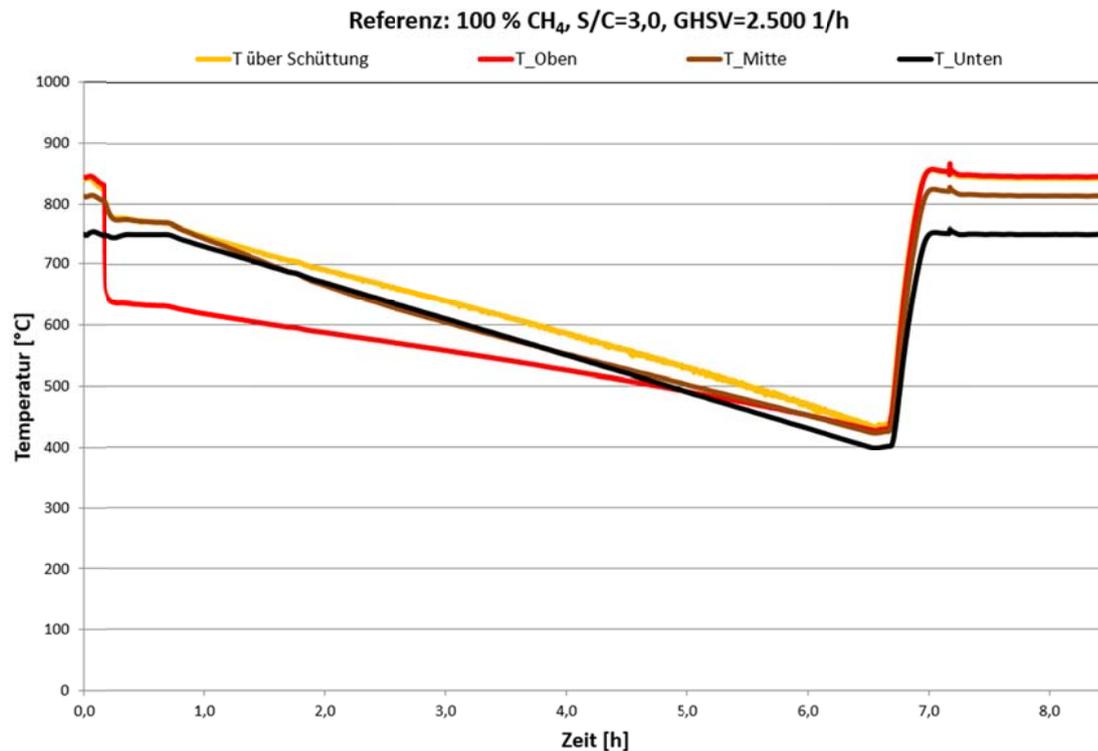


Abbildung 56: Temperaturen im Reaktor für eine Messung des Referenzpunktes

Bei jedem Test wird untersucht, ob es bei der Reformierung zu einer Kohlenstoffabscheidung gekommen ist. Dafür wird nach der Reformierung bei Luftzufuhr die CO₂-Konzentration überprüft. Die Untersuchung einer potenziellen Kohlenstoffabscheidung bei Reformierung des Referenzpunktes ist in Abbildung 58 abgebildet. Dort ist zu sehen, dass die CO₂-Konzentration durch die Zufuhr von Luft nach 0,5 Stunden nicht ansteigt. Das bedeutet, dass es beim Test des Referenzpunktes nicht zu einer Kohlenstoffabscheidung gekommen ist.

Lediglich nach der Umschaltung von Stickstoff auf Luft ist für einen kurzen Zeitraum von ca. 2 Minuten ein Peak (<1 %) in den H₂-, CO- und CO₂-Konzentrationen zu erkennen. Dieser tritt aber bei allen Versuchen auf und wird durch die Querempfindlichkeitskorrektur der Gasanalyse verursacht. Der kurzzeitige Konzentrationsanstieg bei der dynamischen Änderung der Gaszusammensetzung (hier im Umschaltzeitpunkt) ist deshalb kein Indiz für eine Kohlenstoffabscheidung. Daher wurde dieser Peak bei den weiteren Betrachtungen nicht berücksichtigt.

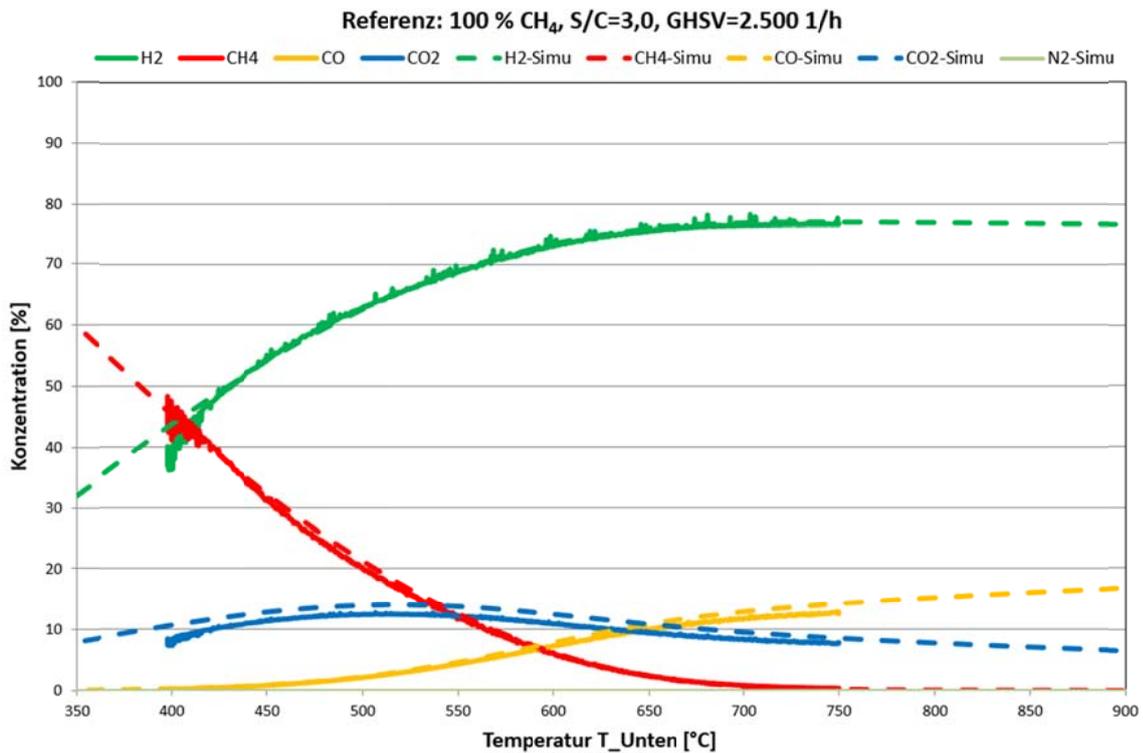


Abbildung 57: Produktgaszusammensetzungen bei Reformierung im Referenzpunkt

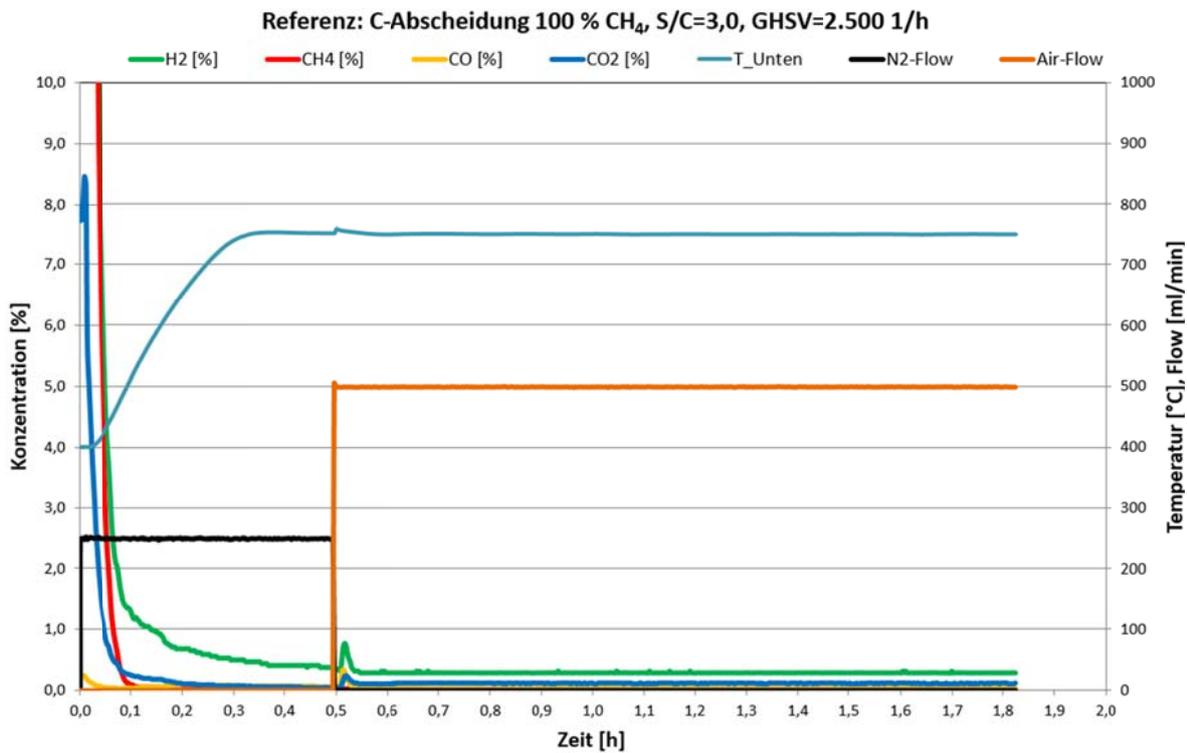


Abbildung 58: Kohlenstoffabscheidung bei Reformierung im Referenzpunkt

Diese Art der Auswertung wurde für die gesamte Testmatrix und für beide Katalysatoren durchgeführt. Im weiteren Verlauf werden nun die relevanten Ergebnisse diskutiert, auf eine

Darstellung aller Betriebspunkte in dieser ausführlichen Art und Weise wird verzichtet, da sich in den Betriebspunkten keine großen Unterschiede zeigten.

Für eine Bewertung der Katalysatoren wird im weiteren Verlauf nur die CH_4 - und die H_2 -Konzentration herangezogen und mit dem thermodynamischen Gleichgewicht verglichen, da die Voruntersuchungen zeigten, dass dies vollkommen ausreichend ist bzw. eine Interpretation der CO - und CO_2 -Verläufe keine neuen Erkenntnisse liefert.

Ergebnisse Katalysatorscreening – Edelmetallkatalysator H-Gas (ausführliche Darstellung):

Im Folgenden werden die Ergebnisse des Edelmetallkatalysators für die Vermessung mit H-Gas und unterschiedlichen GHSV und S/C-Verhältnissen detailliert erläutert.

Die Vermessung des Edelmetallkatalysators für H-Gas bei einem $\text{S/C}=3$ zeigt auf, dass für eine $\text{GHSV}=2.500$ 1/h im gesamten Temperaturbereich von 400 bis 750 °C CH_4 - und H_2 -Konzentrationen entsprechend des thermodynamischen Gleichgewichtes gemessen wurden (siehe Abbildung 59). Gleiches gilt für die CO - und CO_2 -Konzentrationen, die aber der Übersichtlichkeit halber nicht dargestellt sind. Für eine $\text{GHSV}=5.000$ 1/h zeigen sich deutliche Abweichungen vom thermodynamischen Gleichgewicht, die aufzeigen, dass die Kinetik des Katalysators ab einer Temperatur von ca. 550 °C nicht mehr ausreicht, um die Edukte bis ins thermodynamische Gleichgewicht umzusetzen. Da mit einem $\text{S/C}=3,0$ kein Unterschied bei der Simulation mit und ohne C-Abscheidung aufgrund des hohen S/C auftritt, ist der Übersichtlichkeit halber auch nur ein Konzentrationsverlauf für H_2 und CH_4 dargestellt.

Abbildung 60 zeigt den Verlauf eines Zyklus zum Kohlenstoffabbrand für den Versuch mit $\text{GHSV}=5.000$ 1/h. Durch die gemessenen Konzentrationen wird bestätigt, dass kein Kohlenstoff abgeschieden wurde. Es ist kein nennenswerter Anstieg der CO_2 -Konzentration zu verzeichnen. Gleiches gilt für den Versuch mit einer $\text{GHSV}=2.500$ 1/h (hier nicht dargestellt).

Für ein $\text{S/C}=1,5$ (siehe Abbildung 61), ein $\text{S/C}=1,0$ (siehe Abbildung 62) und ein $\text{S/C}=0,8$ (siehe Abbildung 63) zeigte sich ein ähnliches Verhalten. Für alle S/C-Verhältnisse wird im gesamten Temperatur-Bereich ein Umsatz bis zum thermodynamischen Gleichgewicht bei einer GHSV von 2.500 1/h erreicht. Bei einer $\text{GHSV}=5.000$ 1/h sind mindestens 550 °C Reformierungstemperatur für einen Umsatz bis zum thermodynamischen Gleichgewicht nötig. In den Darstellungen für $\text{S/C}=0,8$ und $\text{S/C}=1,0$ finden sich auch die thermodynamischen Gleichgewichtskurven für die Simulation mit und ohne Kohlenstoffabscheidung wieder. Anhand der Konzentrationsverläufe ist eindeutig zu erkennen, dass die Reformierung dem Verlauf der Gleichgewichtskurven ohne Kohlenstoffabscheidung entspricht, so dass von einer Unterdrückung der Kohlenstoffabscheidung durch den Katalysator ausgegangen werden kann.

In Tabelle 23 ist die absolute Kohlenstoffabscheidung bei jedem Versuch in mol_c dargestellt. Diese wurde bei den einzelnen Versuchen durch die Bilanzierung über die gemessenen Konzentrationen und die dosierten Volumenströme im Kohlenstoffabbrand-Zyklus ermittelt. Neben den hier erwähnten GHSV von 2.500 und 5.000 1/h ist dort auch die GHSV 1.500 1/h aufgeführt, die anfänglich mit untersucht wurde. Es zeigt sich allerdings, dass entsprechend der Ergebnisse für eine GHSV mit 2.500 1/h auch für diese GHSV ein Umsatz bis zum thermodynamischen Gleichgewicht in allen Versuchen erreicht wurde, so dass im weiteren Verlauf auf diese GHSV verzichtet wurde, da keine neuen Erkenntnisse daraus abgeleitet werden konnten.

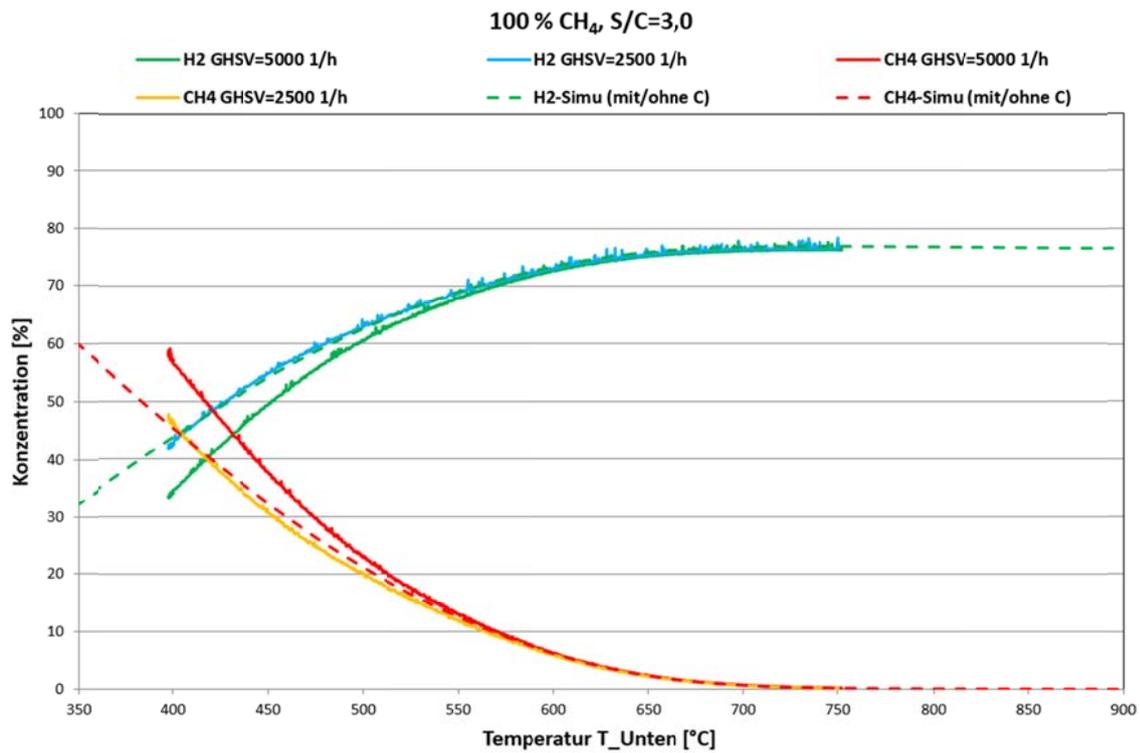


Abbildung 59: Gemessene Konzentrationen und thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen für H-Gas, S/C=3,0 bei unterschiedlichen GHSV.

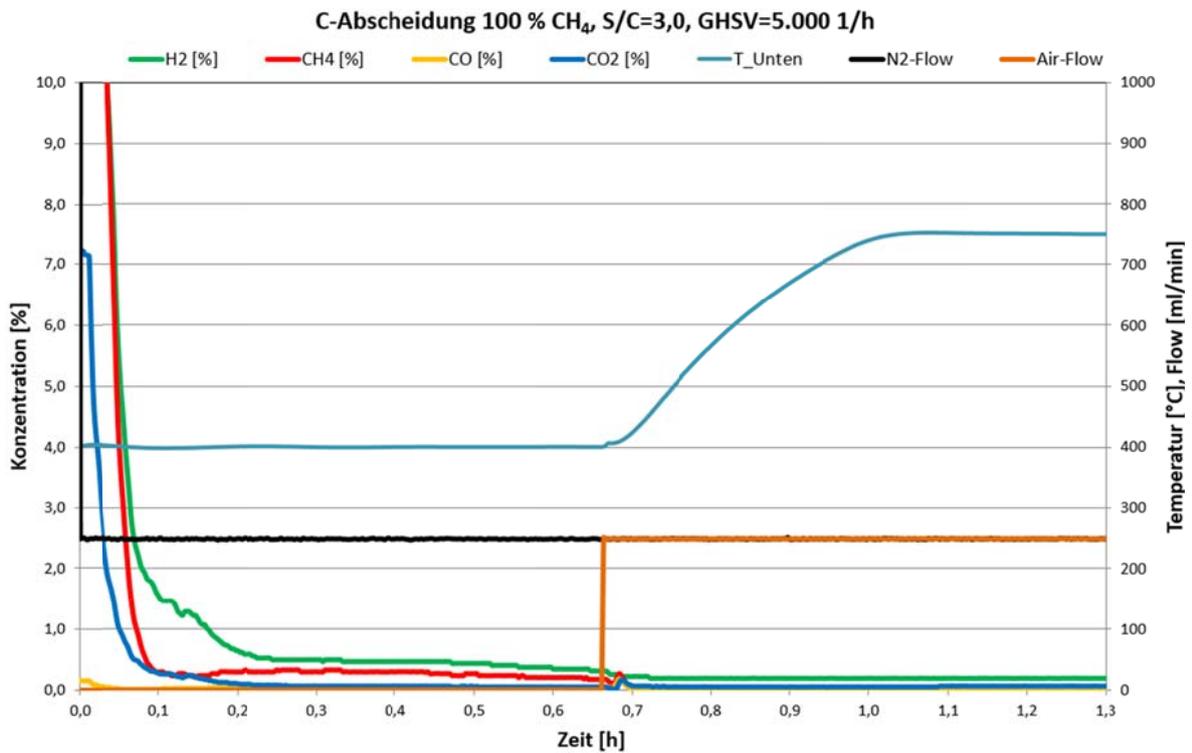


Abbildung 60: Gemessene Konzentrationen für H-Gas, S/C=3,0 bei GHSV=5.000 1/h für den Zyklus zur Bestimmung der Kohlenstoffabscheidung.

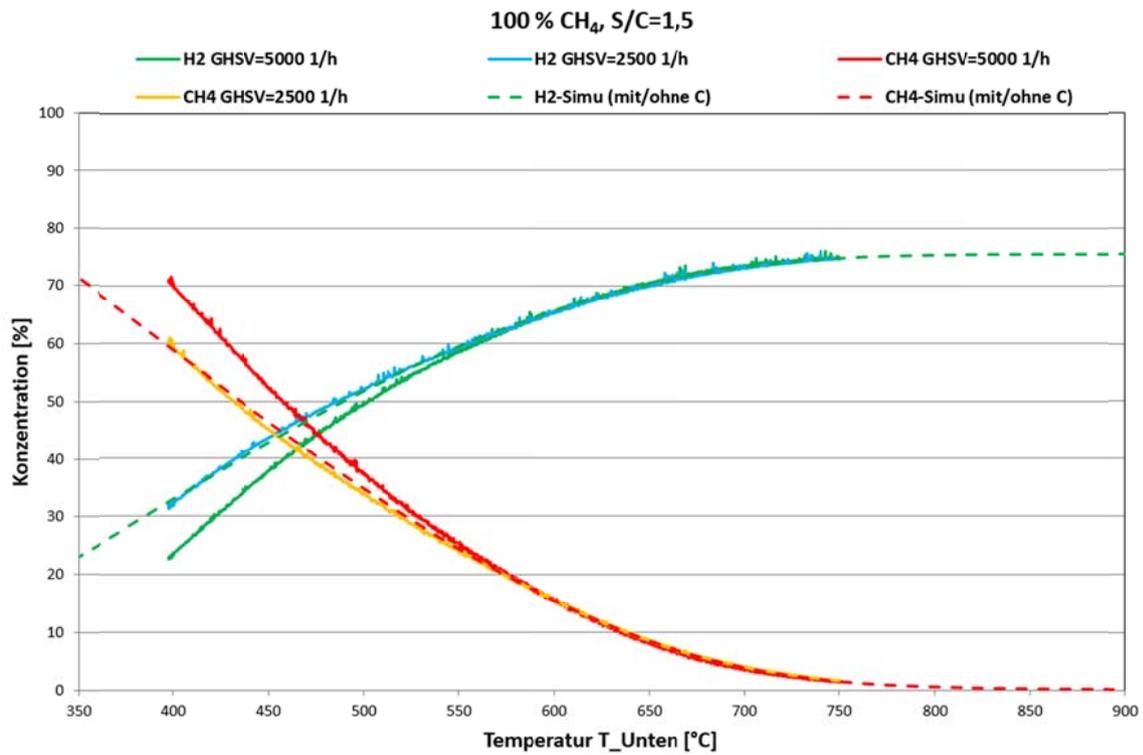


Abbildung 61: Gemessene Konzentrationen und thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen für H-Gas, S/C=1,5 bei unterschiedlichen GHSV.

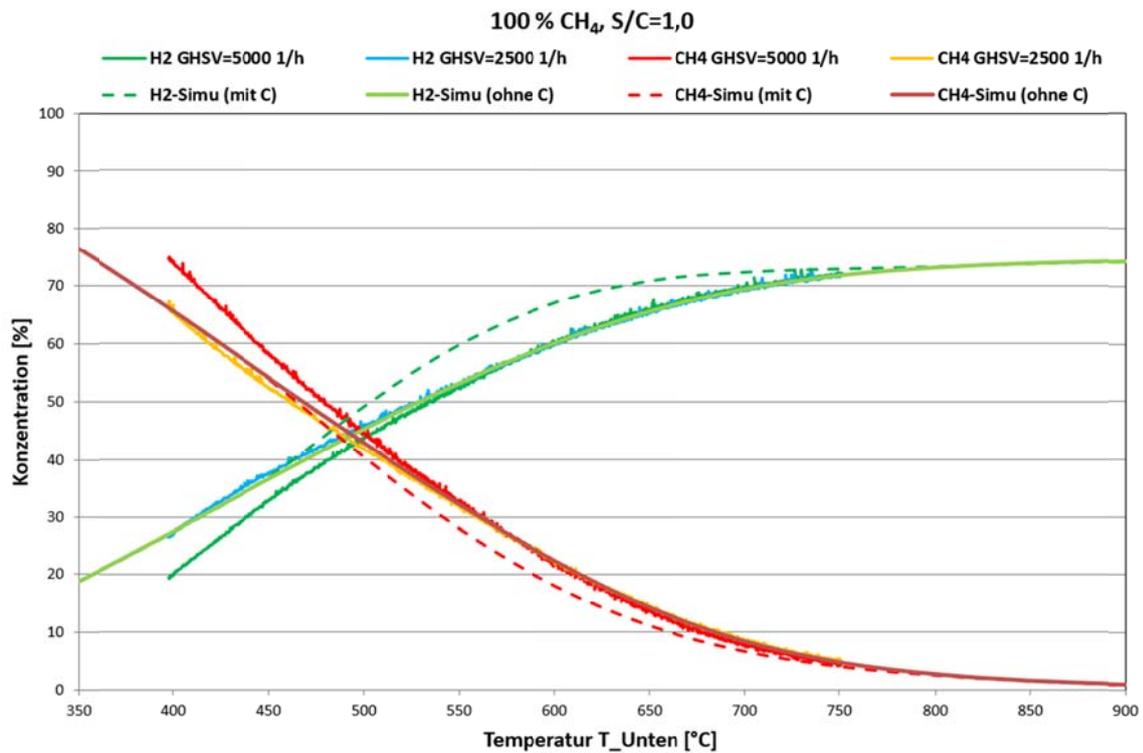


Abbildung 62: Gemessene Konzentrationen und thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen für H-Gas, S/C=1,0 bei unterschiedlichen GHSV.

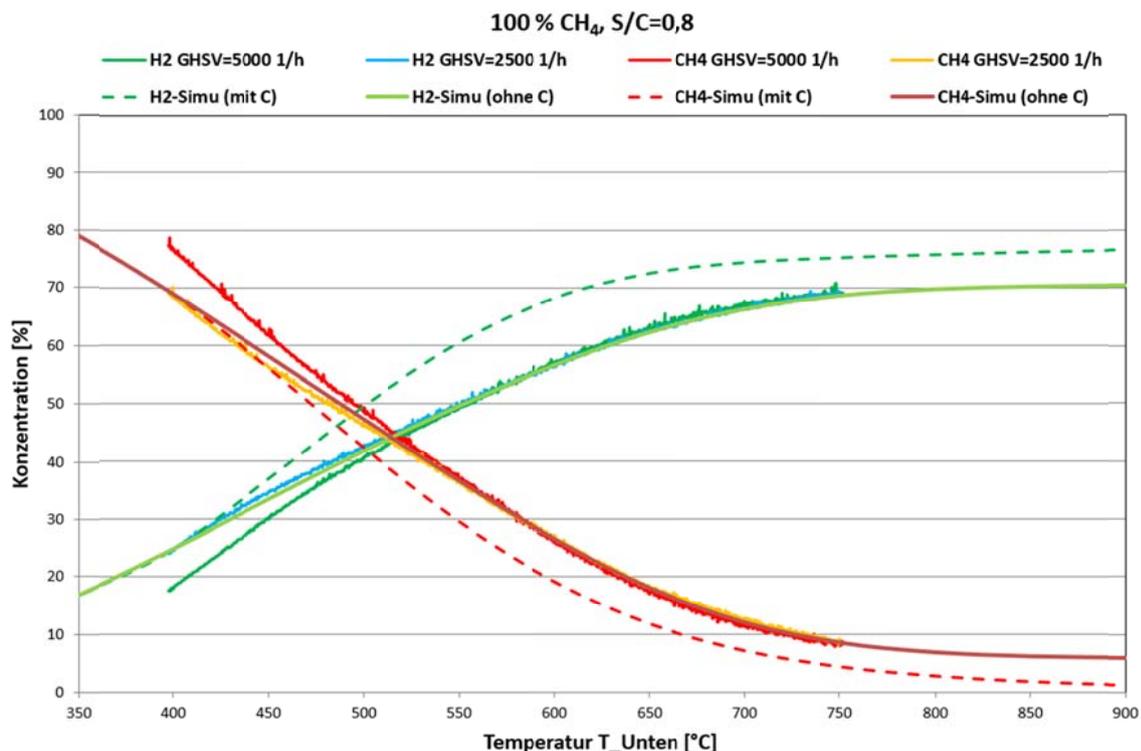


Abbildung 63: Gemessene Konzentrationen und thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen für H-Gas, S/C=0,8 bei unterschiedlichen GHSV.

Die Auswertung von Tabelle 23 zeigt auf, dass keine Kohlenstoffabscheidung für S/C-Verhältnisse von 1,5 und 3,0 für alle GHSV ermittelt wurde. Dies stimmt mit den Simulationsergebnissen überein. Für S/C=1,0 bzw. 0,8 wurde Kohlenstoffabscheidung ermittelt, wobei gilt, dass bei den niedrigeren S/C-Verhältnissen (S/C=0,8) mehr Kohlenstoff abgeschieden wurde als bei den höheren S/C-Verhältnissen von 1,0. Dies ist plausibel und stimmt ebenfalls mit den Simulationsergebnissen überein. Allerdings zeigte sich auch, dass mit niedrigeren GHSV die Kohlenstoffabscheidung steigt. Betrachtet man z.B. die Kohlenstoffabscheidung für ein S/C=0,8, so liegt diese bei einer GHSV=1.500 1/h mit 0,0193 mol_C höher als bei einer GHSV=2.500 1/h mit 0,0169 mol_C bzw. 0,0051 mol_C bei einer GHSV=5.000 1/h. Dies ist weder über die Kinetik des Katalysators noch über das thermodynamische Gleichgewicht zu erklären, sondern muss vielmehr von der Verweilzeit der Gase im Reaktor und dem Kontakt an den heißen Oberflächen des Reaktors abhängen. Längere Verweil-/Kontaktzeiten bedeuten mehr Kohlenstoffabscheidung.

Die Vermessung für andere Gaszusammensetzungen (L-Gas, Biogas, Deponiegas, Grubengas) liefen genauso ab. Auf eine ausführliche Darstellung in Form von Diagrammen wird aber verzichtet, es werden vielmehr nur die wichtigsten Ergebnisse dargestellt.

Tabelle 23: Ermittelte Kohlenstoffabscheidung bei den Versuchen mit H-Gas.

	GHSV=1.500 1/h				GHSV=2.500 1/h				GHSV=5.000 1/h			
	S/C				S/C				S/C			
	0,8	1	1,5	3	0,8	1	1,5	3	0,8	1	1,5	3
H-Gas 100/0/0	0,0193	0,0143	0,0000	0,0000	0,0169	0,0119	0,00000	0,0000	0,0051	0,0000	0,0000	0,0000

Ergebnisse Katalysatorscreening – Edelmetallkatalysator H-Gas, L-Gas, Deponiegas, Biogas, Grubengas:

Für alle Gaszusammensetzungen der Testmatrix zeigt sich, dass bei einer GHSV=2.500 1/h für alle S/C-Verhältnisse im gesamten Temperaturbereich von 400 – 750 °C die Edukte bis zu den thermodynamischen Gleichgewichtskonzentrationen simuliert ohne Kohlenstoffabscheidung umgesetzt wurden.

Für eine GHSV=5.000 1/h zeigten sich die in Tabelle 24 dargestellten Abhängigkeiten bezüglich der einzelnen Gase. Für H-Gas und L-Gas sind mindestens 550 °C für einen Umsatz bis in das thermodynamische Gleichgewicht notwendig. Bei Biogas zeigt sich eine Abhängigkeit der erforderlichen Temperatur vom CO₂-Gehalt des jeweiligen Gases. Mit zunehmendem CO₂-Gehalt steigt die erforderliche Temperatur von 550 °C bei 85 % CH₄ mit 15 % CO₂ auf 600 °C bei 50 % CH₄ und 50 % CO₂. Entsprechend ist somit auch bei Deponiegas aufgrund des höheren CO₂-Gehalts im Vergleich zum Deponiegas eine Mindesttemperatur von 590 °C erforderlich und bei Deponiegas nur 570 °C. Bei diesen beiden Gasen kommt der Unterschied durch den CO₂-Gehalt allerdings nicht so stark zum Tragen, so dass bei den unterschiedlichen Zusammensetzungen kein ausgeprägter Unterschied in den benötigten Temperaturen zu erkennen ist. Ein Einfluss des Stickstoffanteils in den jeweiligen Gasen ist nicht zu erkennen.

Tabelle 24: Temperaturbereich zur Umwandlung der Edukte bis zum thermodynamischen Gleichgewicht für unterschiedliche Gaszusammensetzungen bei einer GHSV=5.000 1/h für den Edelmetallkatalysator.

CH ₄ /N ₂ /CO ₂	GHSV=5.000 1/h			
	S/C			
	0,8	1	1,5	3
H-Gas 100/0/0	550 - 750 °C			
L-Gas 85/15/0	550 - 750 °C			
Biogas 85/0/15	550 - 750 °C			
Biogas 75/0/25	565 - 750 °C			
Biogas 70/0/30	570 - 750 °C			
Biogas 60/0/40	585 - 750 °C			
Biogas 50/0/50	600 - 750 °C			
Deponiegas 60/10/30	590 - 750 °C			
Deponiegas 45/15/40	590 - 750 °C			
Deponiegas 30/20/50	590 - 750 °C			
Grubengas 30/50/20	570 - 750 °C			
Grubengas 45/40/15	570 - 750 °C			
Grubengas 60/30/10	570 - 750 °C			

Tabelle 25 zeigt die bei den Versuchen ermittelte Kohlenstoffabscheidung. Für alle Gaszusammensetzungen gilt, dass bei einem S/C=1,5 oder 3,0 keine Kohlenstoffabscheidung festgestellt wurde. Des Weiteren wurde eine höhere Kohlenstoffabscheidung bei einem S/C von 0,8 im Vergleich zu einem S/C von 1,0 detektiert, was aufgrund der Simulationsergebnisse plausibel erscheint.

Allerdings ist bei allen Gaszusammensetzungen zu erkennen, dass mit sinkender GHSV die Kohlenstoffabscheidung zunimmt, so dass auch hier der zuvor formulierte Einfluss der längeren Verweilzeit im Reaktor bzw. die längere Kontaktzeit der Gase an heißen Oberflächen zum Tragen kommt. Dies wird dadurch bestätigt, dass bei den unterschiedlichen

Biogaszusammensetzungen bei gleicher GHSV die Kohlenstoffabscheidung mit abnehmenden CH₄-Gehalt und steigenden CO₂-Gehalt abnimmt. Dies steht im Widerspruch zu den Simulationsergebnissen, die eine höhere Kohlenstoffabscheidung bei höherem CO₂-Gehalt vorhersagen. Da allerdings CH₄ an heißen Oberflächen im Vergleich zum CO₂ leichter thermisch zersetzt wird, deutet dies auf einen Einfluss der Verweil-/Kontaktzeit hin.

Letztendlich zeigen die Ergebnisse, dass das Reaktordesign (inkl. der daraus resultierenden GHSV) einen Einfluss auf die Kohlenstoffabscheidung hat. Daraus folgt, dass bei einer Auslegung für einen Anwendungsfall Langzeituntersuchungen mit dem Reaktor vorgenommen werden müssen, um den Einfluss der Kohlenstoffabscheidung auf die Aktivität des Katalysators zu untersuchen. Bei den hier vorgenommenen Untersuchungen wurde aufgrund der Versuchsdauer weder eine Druckerhöhung noch ein Einfluss auf die Katalysatoraktivität festgestellt.

Tabelle 25: Kohlenstoffabscheidung für unterschiedliche Gaszusammensetzungen bei den Untersuchungen mit dem Edelmetallkatalysator.

CH ₄ /N ₂ /CO ₂	GHSV=1.500 1/h				GHSV=2.500 1/h				GHSV=5.000 1/h			
	S/C				S/C				S/C			
	0,8	1	1,5	3	0,8	1	1,5	3	0,8	1	1,5	3
H-Gas 100/0/0	0,0193	0,0143	0,0000	0,0000	0,0169	0,0119	0,00000	0,0000	0,0051	0,0000	0,0000	0,0000
L-Gas 85/15/0	0,0238	0,0141	0,0000	0,0000	0,0222	0,0136	0,00000	0,0000	0,0097	0,0017	0,0000	0,0000
Biogas 85/0/15	-	-	-	-	0,0308	0,0180	0,00000	-	0,0053	0,0008	0,0000	-
Biogas 75/0/25	-	-	-	-	0,0148	0,0018	0,00000	-	0,0015	0,0001	0,0000	-
Biogas 70/0/30	-	-	-	-	0,0242	0,0061	0,00002	-	0,0017	0,0000	0,0000	-
Biogas 60/0/40	-	-	-	-	0,0026	0,0002	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Biogas 50/0/50	-	-	-	-	0,0032	0,0003	0,00002	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Deponiegas 60/10/30	-	-	-	-	0,0204	0,0021	0,00000	0,0000	0,0033	0,0000	0,0000	0,0000
Deponiegas 45/15/40	-	-	-	-	0,0004	0,0001	0,00000	-	0,0000	0,0002	0,0000	-
Deponiegas 30/20/50	-	-	-	-	0,0012	0,0001	0,00000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
Grubengas 60/30/10	-	-	-	-	0,0200	0,0140	0,0000 *	-	0,0120	0,0073	0,0000	-
Grubengas 45/40/15	-	-	-	-	0,0128	0,0024	0,00000	-	0,0050	0,0001	0,0002	-
Grubengas 30/50/20	-	-	-	-	0,0234	0,0022	0,00002	-	0,0040	0,0001	0,0000	-

Ergebnisse Katalysatorscreening – Nickelkatalysator H-Gas, L-Gas, Deponiegas, Biogas, Grubengas:

Für den Nickelkatalysator wurde die gleiche Testmatrix abgefahren wie für den Edelmetallkatalysator. Auch hier wurde festgestellt, dass bei einer GHSV=2.500 1/h für alle Gaszusammensetzungen und alle S/C-Verhältnisse die Edukte im gesamten Temperaturbereich bis zum thermodynamischen Gleichgewicht umgesetzt wurden.

Die Ergebnisse für eine GHSV=5.000 1/h zeigt Tabelle 26. Der Nickelkatalysator setzt die Edukte im Vergleich zum Edelmetallkatalysator auch bei tieferen Temperaturen um und weist somit eine höhere Aktivität auf. Beginnend zwischen 400 und 440 °C werden alle Gaszusammensetzungen unabhängig vom S/C-Verhältnis im Temperaturbereich bis 750 °C bis ins thermodynamische Gleichgewicht umgesetzt. Eindeutige Abhängigkeiten in Bezug auf die Gaszusammensetzung sind bei der mindestens erforderlichen Reformierungstemperatur nicht zu erkennen.

Tabelle 26: Temperaturbereich zur Umwandlung der Edukte bis zum thermodynamischen Gleichgewicht für unterschiedliche Gaszusammensetzungen bei einer GHSV=5.000 1/h für den Nickelkatalysator.

CH ₄ /N ₂ /CO ₂	GHSV=5.000 1/h			
	S/C			
	0,8	1	1,5	3
H-Gas 100/0/0	420 - 750 °C			
L-Gas 85/15/0	420 - 750 °C			
Biogas 85/0/15	430 - 750 °C			
Biogas 75/0/25	440 - 750 °C			
Biogas 70/0/30	440 - 750 °C			
Biogas 60/0/40	410 - 750 °C			
Biogas 50/0/50	410 - 750 °C			
Deponiegas 60/10/30	400 - 750 °C			
Deponiegas 45/15/40	400 - 750 °C			
Deponiegas 30/20/50	400 - 750 °C			
Grubengas 30/50/20	420 - 750 °C			
Grubengas 45/40/15	400 - 750 °C			
Grubengas 60/30/10	400 - 750 °C			

In Bezug auf die Kohlenstoffabscheidung zeigt sich das gleiche Verhalten wie beim Edelmetallkatalysator: Keine Kohlenstoffabscheidung für S/C=1,5 (S/C=3,0 wurde nicht untersucht) und höhere Kohlenstoffabscheidung bei S/C=0,8 im Vergleich zu S/C=1,0 für alle Gaszusammensetzungen sowie weniger Kohlenstoffabscheidung bei höheren CO₂-Konzentrationen. Auch die Folgerungen bezüglich der höheren Kohlenstoffabscheidung bei niedrigeren GHSV können übernommen werden. Ein weiteres Indiz, dass dieses Verhalten eher auf den Versuchsaufbau als auf den/die Katalysator(en) zurückzuführen ist. Im Vergleich zum Edelmetallkatalysator wurde bei den Versuchen mit dem Nickelkatalysator allerdings deutlich weniger Kohlenstoff abgeschieden. Dieser scheint also die Kohlenstoffabscheidung stärker zu unterdrücken.

Tabelle 27: Kohlenstoffabscheidung für unterschiedliche Gaszusammensetzungen bei den Untersuchungen mit dem Nickelkatalysator.

CH ₄ /N ₂ /CO ₂	GHSV=1.500 1/h				GHSV=2.500 1/h				GHSV=5.000 1/h			
	S/C				S/C				S/C			
	0,8	1	1,5	3	0,8	1	1,5	3	0,8	1	1,5	3
H-Gas 100/0/0	-	-	-	-	0,0094	0,0015	0,00000	-	0,0034	0,0000	0,0000	-
L-Gas 85/15/0	-	-	-	-	0,0148	0,0006	0,00000	-	0,0021	0,0000	0,0000	-
Biogas 85/0/15	-	-	-	-	0,0196	0,0011	0,00000	-	0,0003	0,0000	0,0000	-
Biogas 75/0/25	-	-	-	-	0,0179	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Biogas 70/0/30	-	-	-	-	0,0092	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Biogas 60/0/40	-	-	-	-	0,0000	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Biogas 50/0/50	-	-	-	-	0,0000	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Deponiegas 60/10/30	-	-	-	-	0,0037	0,0000	0,00000	-	0,0005	0,0000	0,0000	-
Deponiegas 45/15/40	-	-	-	-	0,0000	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Deponiegas 30/20/50	-	-	-	-	0,0000	0,0003	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Grubengas 60/30/10	-	-	-	-	0,0029	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-
Grubengas 45/40/15	-	-	-	-	0,0035	0,0000	0,00000	-	0,0033	0,0000	0,0000	-
Grubengas 30/50/20	-	-	-	-	0,0000	0,0000	0,00000	-	0,0000	0,0000	0,0000	-

Untersuchungen zur Degradation

Nach Angaben des Herstellers ist bei den Katalysatoren mit einer Lebensdauer von 3 bis Jahren zu rechnen. Wobei ein konstanter Betrieb in einem stationären Betriebspunkt eine langsamere Degradation zur Folge hat als wiederholtes An- und Abfahren und die daraus resultierenden Temperaturzyklen. Aus diesem Grund wurde für die Untersuchungen zur Katalysatordegradation ein zyklischer Betrieb gewählt. Dieser zyklische Betrieb stellte sich wie folgt dar:

1. Anfahren auf Reformierungstemperatur von 750 bzw. 700 °C
2. Start der Reformierung für 30 Minuten bei konstanter Temperatur
3. Temperaturrampe auf 400 °C mit einem K/min
4. Spülen des Reaktors mit Stickstoff
5. Kohlenstoffabbrand mit Luft beim Edelmetallkatalysator bzw. einem Stickstoff-/Luftgemisch beim Nickelkatalysators
6. Für den Fall des Nickelkatalysators folgte noch ein Reduzierzyklus mit einem Wasserstoff-/Stickstoffgemisch

Dieser Zyklus wurde für den Referenzpunkt mit der Gaszusammensetzung H-Gas (100 % CH₄) bei einem S/C=3,0 und einer GHSV=5.000 1/h durchgeführt. Ein S/C=3,0 wurde gewählt, da für dieses S/C keine Degradation durch Kohlenstoffabscheidung zu erwarten war und die GHSV=5.000 1/h wurde gewählt, da eine Degradation bei dieser aggressiven Raumgeschwindigkeit deutlich schneller zu erkennen sein sollte als bei einer niedrigeren GHSV.

Abbildung 64 und Abbildung 65 zeigen die gemessenen H₂- und CH₄-Konzentrationsverläufe für die Degradationsuntersuchungen zum Edelmetallkatalysator bei einer maximalen Reformierungstemperatur von 750 °C (Abbildung 64) und einer maximalen Reformierungstemperatur von 700 °C (Abbildung 65). Die Bewertung der Degradation erfolgt anhand der Verläufe zueinander. In Abbildung 64 ist eine Verschiebung der CH₄- und H₂-Konzentrationen von Zyklus 1 bis Zyklus 35 zu erkennen. Betrachtet man eine Reformierungstemperatur von 400 °C so werden die Abweichungen der gemessenen Konzentrationen von der thermodynamischen Gleichgewichtskonzentration bei höheren Zykluszahlen größer und es findet eine Verschiebung der Temperatur statt, bei der die gemessenen Konzentrationen die thermodynamische Gleichgewichtskonzentration verlassen. Für Zyklus 1 findet dies für die CH₄-Konzentration bei ca. 500 °C statt, bei Zyklus 35 schon bei ca. 550 °C und somit bei deutlich höheren Temperaturen. Beides ist ein Indiz für eine Degradation des Katalysators.

Betrachtet man Abbildung 65 (Reformierungstemperatur maximal 700 °C) sieht man diese Verschiebung nicht. Auf Basis der CH₄-Konzentration kann keine Degradation des Edelmetallkatalysators zwischen Zyklus 1 und Zyklus 24 festgestellt werden. Höhere Temperaturen führen also zu einer schnelleren Degradation des Katalysators.

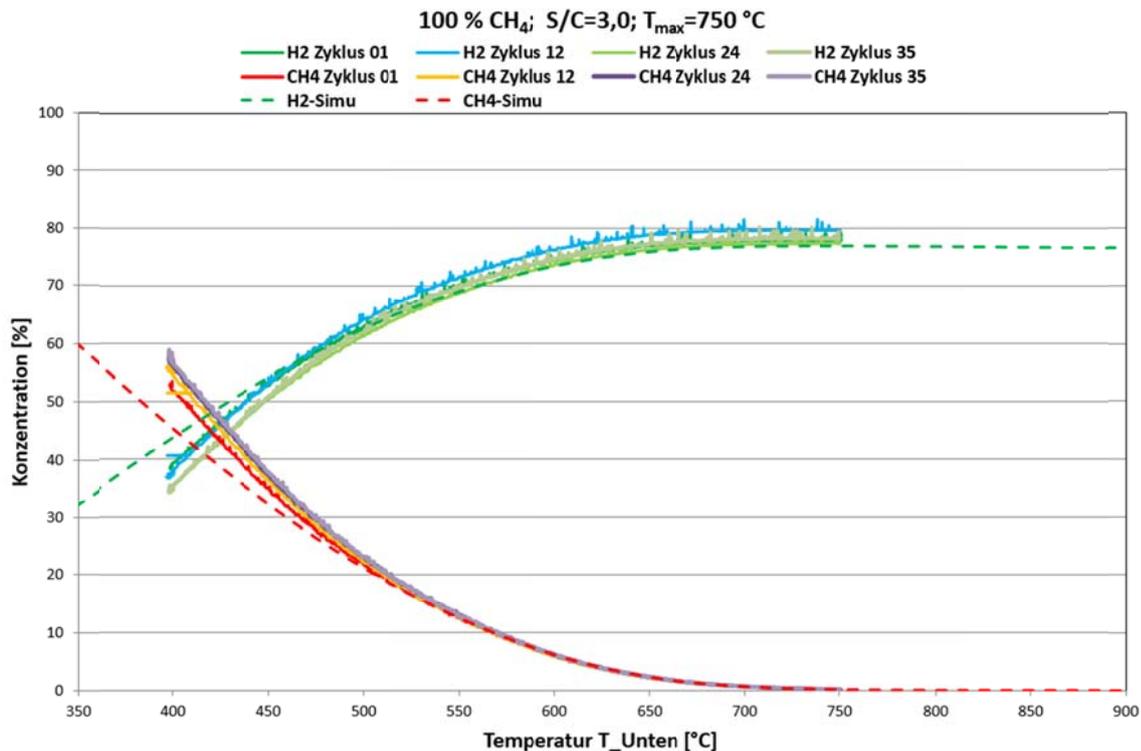


Abbildung 64: Konzentrationsvergleich zur Degradation des Edelmetallkatalysators bei T_{max}=750 °C

Für den Nickelkatalysator bei einer maximalen Reformierungstemperatur von 700 °C ist eine deutliche Degradation erkennbar (siehe Abbildung 66). Von Zyklus 1 bis Zyklus 55 wird ein signifikanter Anstieg der Abweichung gemessen, so dass hier in Abhängigkeit der Zyklen eine stärkere Degradation detektiert wird. Allerdings ist die Beanspruchung des Katalysators durch die wiederholten Zyklen inklusive Kohlenstoffabbrand und Reduzierung im Vergleich zum stationären Betrieb deutlich höher als für den Edelmetallkatalysators, da dieser keine Reduzierung benötigt.

Generell kann aus den Untersuchungen zur Degradation gefolgert werden, dass die Katalysatoren bei möglichst niedrigen Temperaturen betrieben werden sollten, um eine möglichst lange Lebensdauer zu erhalten. Zusätzlich ist ein stationärer Betrieb einer zyklischen Betriebsweise vorzuziehen. Ein Einsatz z.B. in BHKW, die im Dauerbetrieb laufen, ist also einem Einsatz in einem Prozess, der fortwährend an- und abgefahren wird, vorzuziehen.

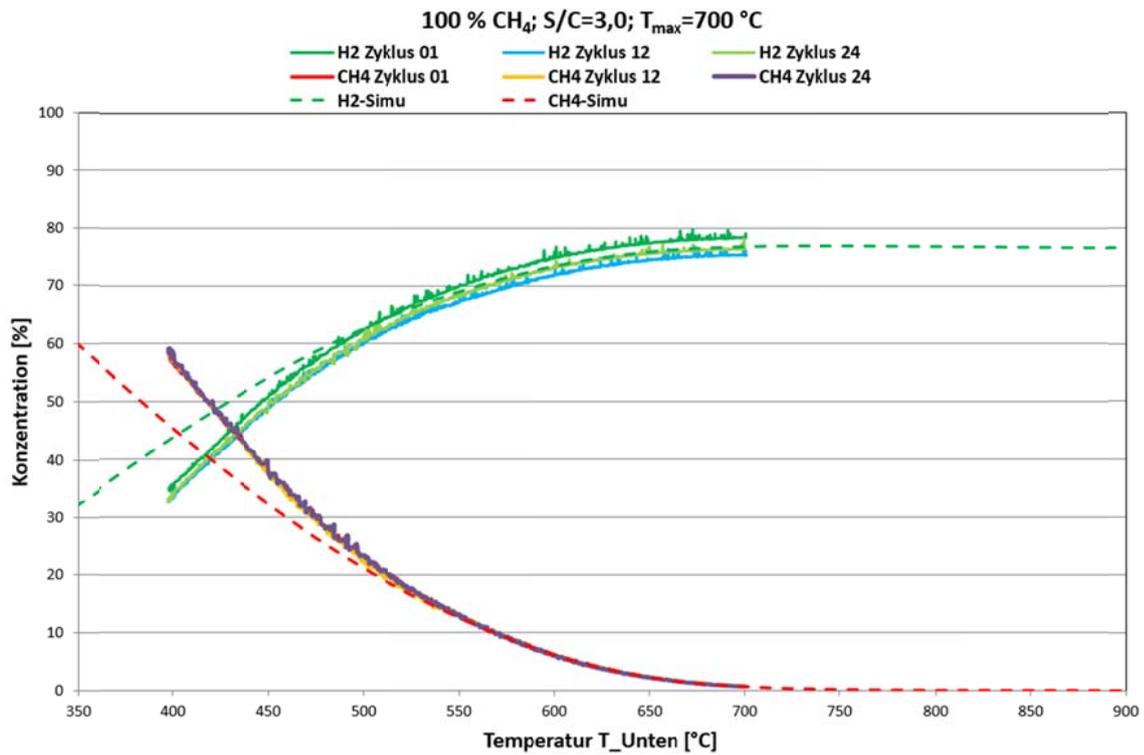


Abbildung 65: Konzentrationsvergleich zur Degradation des Edelmetallkatalysators bei T_{max}=700 °C

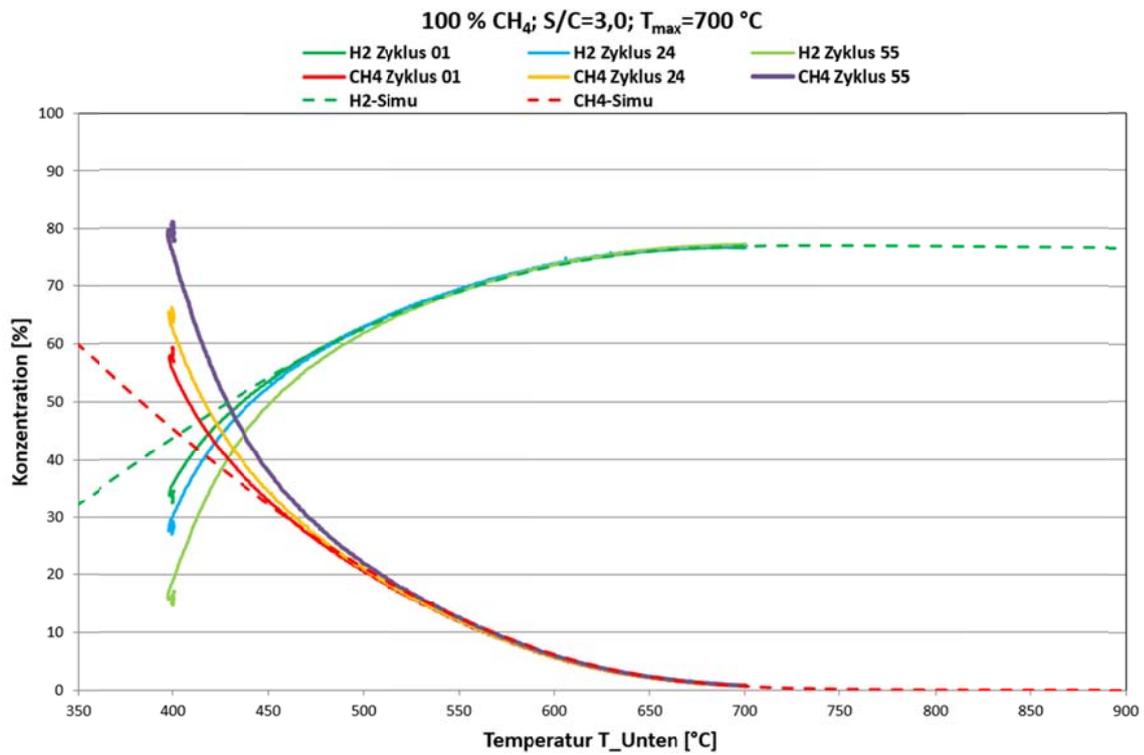


Abbildung 66: Konzentrationsvergleich zur Degradation des Nickelkatalysators bei T_{max}=700 °C

Skalierung und Übertragbarkeit des Reformerkonzeptes auf andere Leistungsklassen:

Grundsätzlich ist zu sagen, dass Katalysatoren identifiziert wurden, die ab einer Reformierungstemperatur von ca. 400 °C je nach Gaszusammensetzung eingesetzt werden können. Entsprechend sollte die Abgastemperatur des jeweiligen vorgelagerten Prozesses (BHKW o.a.) bei einem angenommenen Delta-T von 50 K bei mindestens 450 °C liegen.

Das Reaktordesign als Rohrbündel ist skalierbar ggfs. können aber auch andere Designs wie z.B. eine Auslegung als Kanalrekuperator in Betracht gezogen werden.

Somit liegen prinzipiell keine Einschränkungen bezüglich der Übertragbarkeit und/oder der Skalierbarkeit auf andere BHKW-Leistungsklassen und/oder andere Anwendungsfälle vor.

1D-Motorsimulation mittels GT-Power

Der in AP2 vermessene Verbrennungsmotor des BHKW wurde mit Hilfe der Software GT-Power® durch ein eindimensionales Simulationsmodell aus dem Vorgängerprojekt abgebildet und erfolgreich validiert. Dazu wurde ein detaillierter Modellabgleich im Erdgasbetrieb anhand der erfassten gemittelten und zeitlich aufgelösten Drücke, Strömungswiderstände sowie Energie- und Massenströme durchgeführt. Benötigte Geometriedaten des Aggregats wurden durch den Hersteller SenerTec zur Verfügung gestellt und/oder am Prüfstand vermessen.

Das GT-Power Grundmodell des Einzylindermotors des BHKW wurde im Rahmen von TCR1 [4] entwickelt. Bei der verwendeten TPA-Methode (Three-Pressure Analysis) wird der Motor zwischen den Einlass- und Auslassdrucksensoren modelliert, d.h. das Modell benötigt in zunächst einmal kurbelwinkelaufgelöste Einlass-, Zylinder- und Auslassdruckdaten und Regelkreise für den Modellabgleich wurden implementiert. Abbildung 67 zeigt das auch hier verwendete Hauptmodell in Verbindung mit den Regelkreisen.

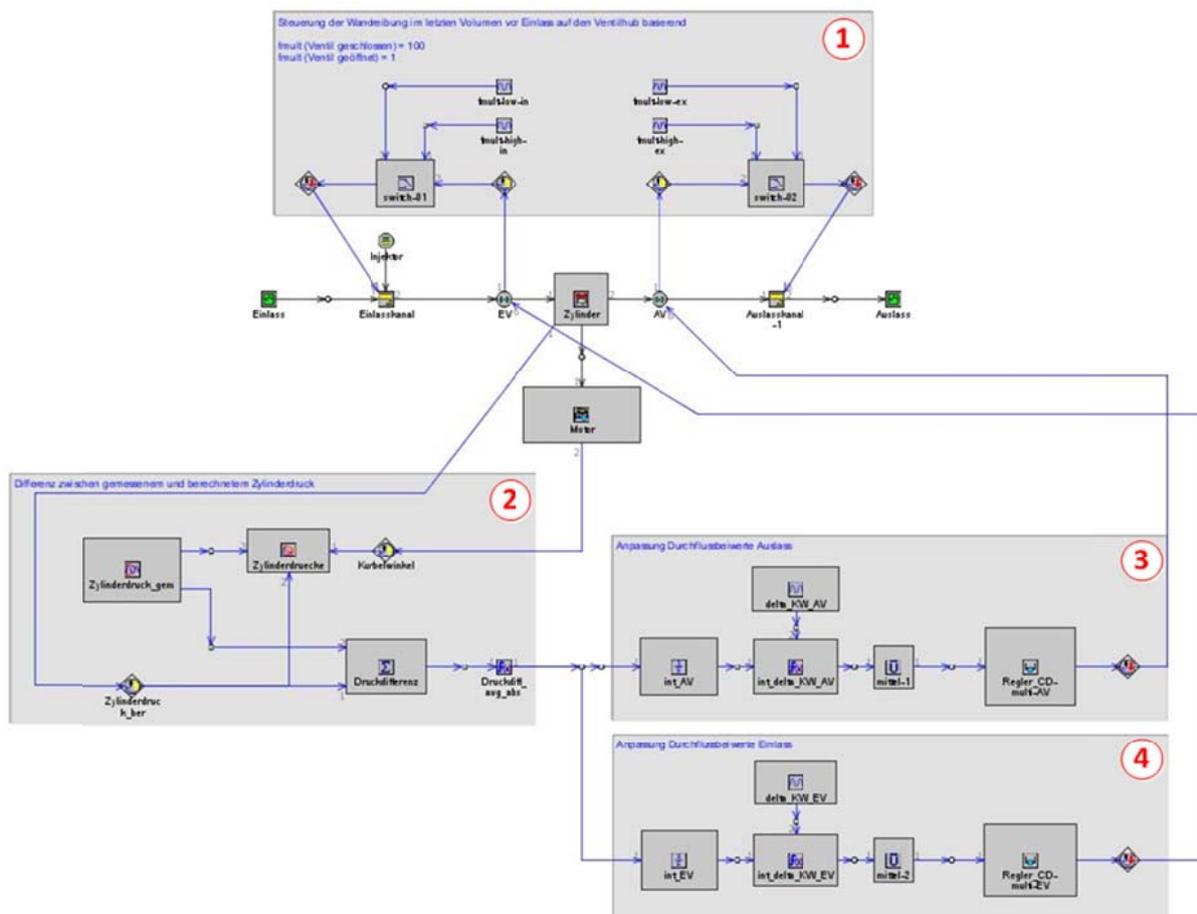


Abbildung 67: Simulationsmodell des BHKW-Motors mit Regelkreisen

Dabei dämpft zunächst Regelkreis (1) mithilfe eines „Friction Multipliers“ unnatürliche Druckschwingungen im Ansaugtrakt bei geschlossenem Einlassventil. Die übrigen Regelkreise (2), (3) und (4) sind miteinander verschaltet und bewirken eine Anpassung der Durchflussbeiwerte. Wie zuvor beschrieben sind die genauen Messbedingungen bei der Ermittlung der Durchflussbeiwerte nicht bekannt und stammen zudem von einem anderen Motor. Es kann daher angenommen werden, dass hier unter Umständen eine nicht zu vernachlässigende Fehlerquelle existiert. Um die Abweichung des Durchflussbeiwertes vom realen Wert zu korrigieren, wird die Strömungsfläche mithilfe des "Flow Area Multiplier" Regler basiert variiert.

Tabelle 28: Brenngaszusammensetzung für GT-Power Simulation

Komponente	CH ₄ / vol%	CO ₂ / vol%	CO / vol%	H ₂ / vol%
Anteil / vol%	61,3	0,5	9,2	29,0

Anhand des vorliegenden Modells können nun die gemessenen und die durch das Modell berechneten Druckverläufe verglichen und daraufhin durch Anpassung verschiedener Modellparameter einander angeglichen werden. In diesem Projekt wurde dies exemplarisch für den Datensatz mit dem höchsten Wirkungsgrad aus dem gekoppelten Systembetrieb von BHKW

und TCR-Reaktor gemacht. Dabei wurde dieser Motorentest mit der durch den Messschrank gemessenen Reformatgaszusammensetzung, gelistet in Tabelle 28, als Brennstoff in GT-Power abgebildet. Weitere Daten für diesen Betriebspunkt sind in Tabelle 19 dokumentiert.

Es wurden zunächst die gleich Randparameter benutzt, die zuvor im Vorgängerprojekt für den Serienbetrieb mit Erdgas bestimmt wurden. Abbildung 68 zeigt den dazu simulierten und gemessenen Druckverlauf im doppelt logarithmisch aufgetragenen p,V-Diagramm.

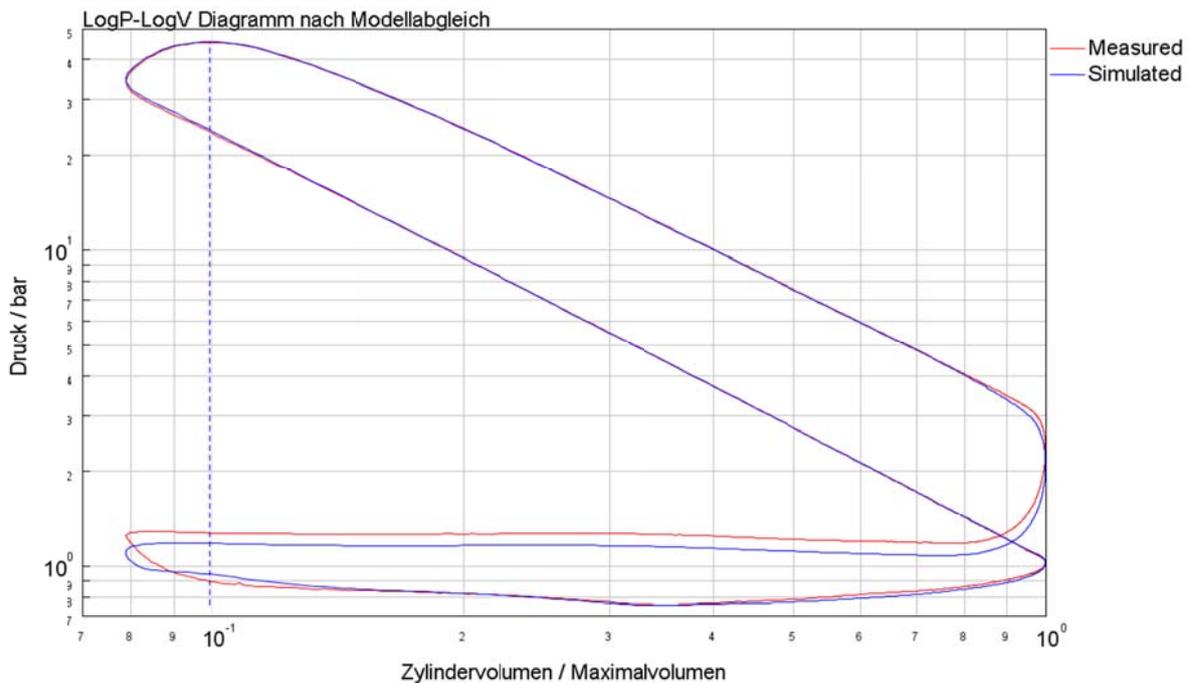


Abbildung 68: Gemessener und berechneter Zylinderdruckverlauf im Systembetrieb mit TCR in Abhängigkeit des Hubvolumens im logP-logV-Diagramm

Hier sind sowohl in der oberen Hochdruckschleife marginale als auch in der unteren Ladungswechselschleife signifikante Differenzen zwischen dem gemessenen und dem berechneten Druckverlauf zu sehen. Durch Erhöhung des Wärmeübergangs sowie des Durchflussbeiwertes der Ventile konnten die Druckverläufe annähernd vollständig abgeglichen werden, wie in Abbildung 69 anhand der Zylinderdruckverläufe gezeigt ist.

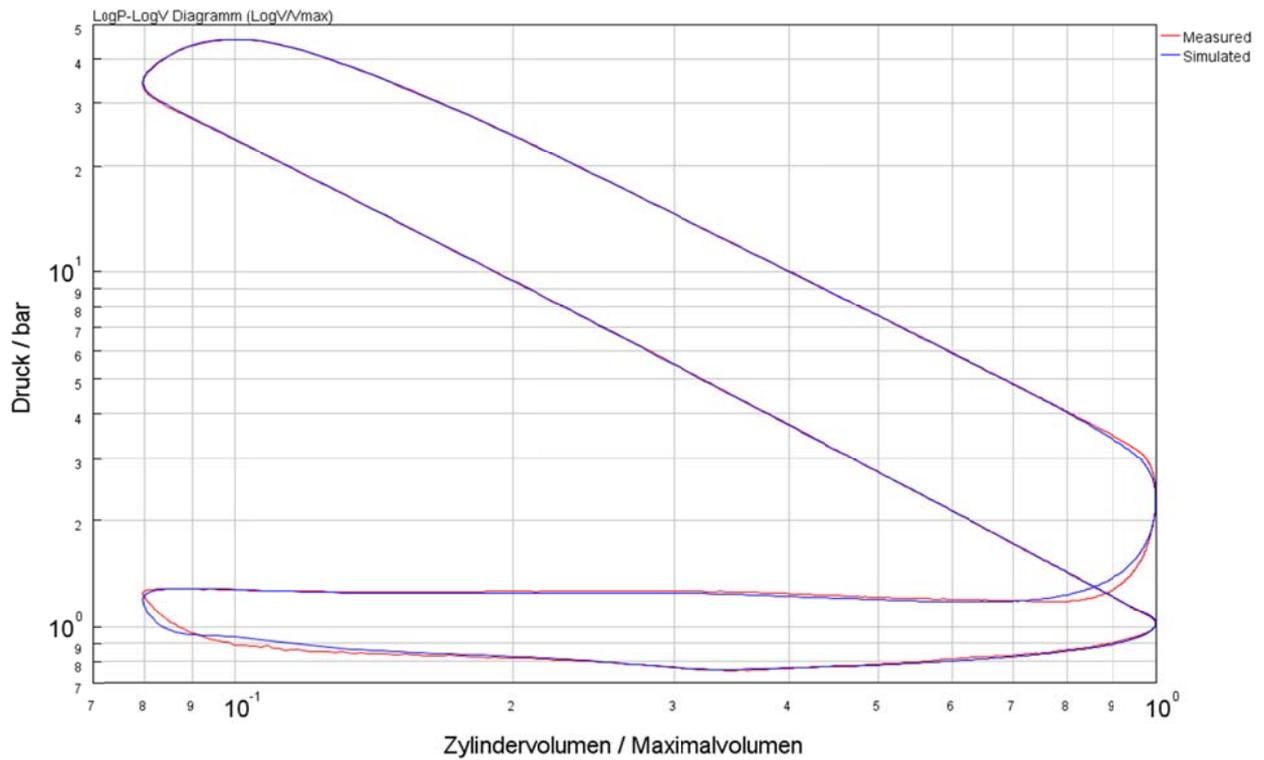


Abbildung 69: Gemessener und berechneter Zylinderdruckverlauf in Abhängigkeit des Hubvolumens im logP-logV-Diagramm nach Modellabgleich

Minimale Differenzen bleiben noch im Ladungswechsel vorhanden. Nach dem Abgleich kann das Modell benutzt werden, um sonst nicht oder nur schwer messbare Größen zu berechnen. Da die Temperaturen während der Verbrennung maßgeblich die NO_x Produktion beeinflussen, kann diese nun dem Modell entnommen werden. In der nachstehenden Abbildung 70 ist beispielsweise die Inzylindertemperatur über den Kurbelwellenwinkel aufgetragen.

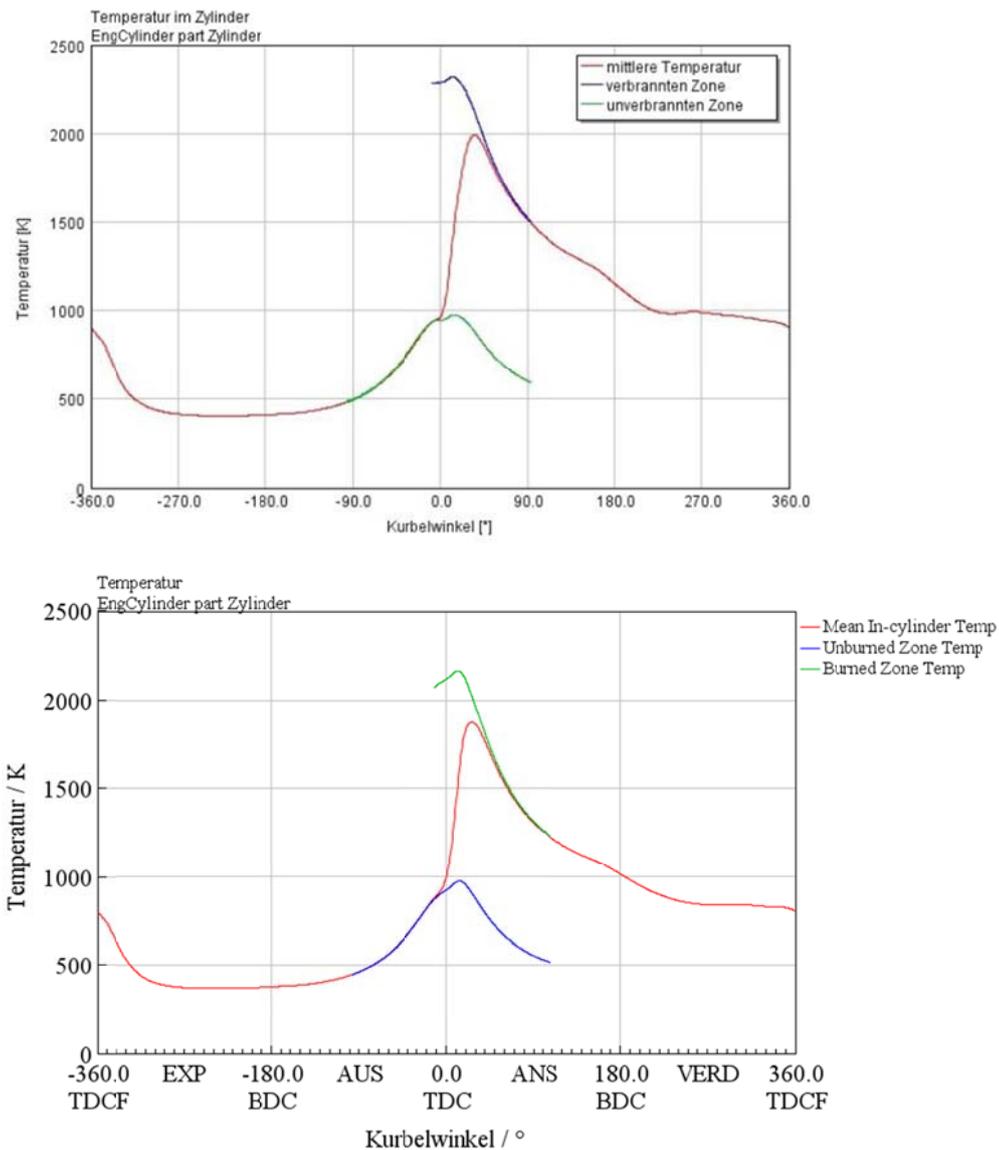


Abbildung 70: Inzylindertemperatur über Kurbelwinkel in der unverbrannten und verbrannten Zone sowie die mittlere Zylindertemperatur für, oben: Erdgas bei $\lambda = 1,6$ und unten: Systembetrieb mit TCR bei $\lambda = 1,75$.

Im Betrieb mit TCR sind die Inzylinder Temperaturen insgesamt niedriger als im Betrieb mit Erdgas. Ausserdem nimmt die Temperatur im Systembetrieb zeitlich gesehen schneller ab nachdem die Maximaltemperatur erreicht wurde. Im Nächsten Schritt werden die NO_x -Konzentrationen im Zylinder über den Zyklus in Abbildung 71 verglichen. Hier wird besonders deutlich, dass im Systembetrieb während der Verbrennung weniger NO_x gebildet wird als im Serienbetrieb mit Erdgas. Dies unterstützt die These, dass nicht nur weniger NO , sondern generell weniger NO_x im Systembetrieb mit TCR für den Betriebspunkt mit höchstem Wirkungsgrad emittiert wird. Während Ladungswechsel, wird die Berechnung von NO_x unterbrochen.

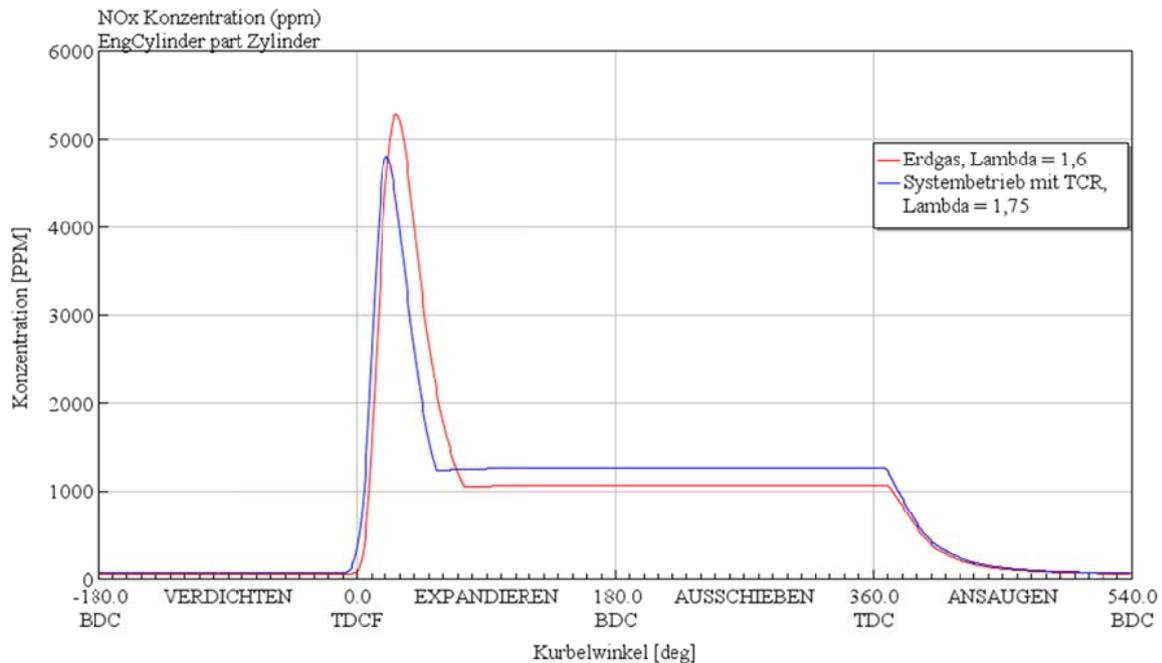


Abbildung 71: NO_x-Produktion im Zylinder. Vergleich von Erdgas- und Systembetrieb.

In der Software GT-Power[®], Industriestandard für derartige Anwendungen, wurde demnach ein belastungsfähiges, eindimensionales Motormodel erstellt, das den im BHKW verbauten Verbrennungsmotor detailliert repräsentiert und verschiedene Kraftstoffzusammensetzungen abbilden kann. Damit lassen sich auf Grundlage dieser Simulationsergebnisse einerseits Aussagen über innermotorische Zustände wie Massendurchsätze in der Ladungswechselphase sowie Brenn- und Temperaturverläufe machen, andererseits aber auch Abgaszusammensetzungen des Verbrennungsmotors abschätzen, um die gemessenen Daten zu erweitern.

Gesamtsystemsimulation

Die Simulation des Gesamtsystems erfolgte in AspenPlus[®] und wurde durch das in Abbildung 72 dargestellte Flowsheet abgebildet. Wie die Abbildung zeigt, beinhaltet das Flowsheet die sechs folgenden Hauptelemente, die die Anwendung der Simulation sowohl für den normalen Erdgasbetrieb als auch für den TCR-Betrieb ermöglichen:

Strömungserhitzer (gelb): Beinhaltet die Medienversorgung für Erdgas/Methan und Wasser für die Dampfreformierung und ermöglicht eine Variation des S/C-Verhältnisses. Die Medien werden beim TCR-Betrieb auf 130 °C (inklusive Wasser-Verdampfung) vorgewärmt und gemischt. Im normalen Erdgasbetrieb ist die Wasserdosierung Null und es findet keine Vorwärmung statt (T=25 °C).

Reformer Überhitzung/Dampfreformierung (orange): Beinhaltet die Überhitzung der Edukte auf Katalysatoreintrittstemperatur und den Reformer. Die Wärme dafür wird vom Motor-

/Brennerabgas bereitgestellt. Im normalen Erdgasbetrieb sind diese Elemente passiv (keine Reaktion, $T=25\text{ °C}$).

Synthesegastrocknung (grau): Dient der Abkühlung und Trocknung des Synthesegases auf eine definierte Temperatur, um die volumetrische Energiedichte zu erhöhen. Passiv im normalen Erdgasbetrieb ($T=25\text{ °C}$).

Motor/Brenner (violett): Zusammenführung des Brenngases mit der Verbrennungsluft bei variabler Verbrennungsstöchiometrie und Verbrennung im Motor (bzw. Brenner im Teststandsbetrieb).

Reformer Rauchgasseite (grün): Beinhaltet die Wärmeübertragung vom Rauchgas an den TCR-Reaktor für die Überhitzung und die Reformierung. Zusätzlich sind zwei Wärmeübertrager für mögliche Wärmeverluste integriert. Alle Komponenten sind passiv im normalen Erdgasbetrieb ($Q_i=0$, $T=T_{\text{Motorabgas}}$).

Rauchgastrocknung (grau): Dient der Abkühlung des Abgases auf 25 °C , um die Wärmebilanz zu schließen.

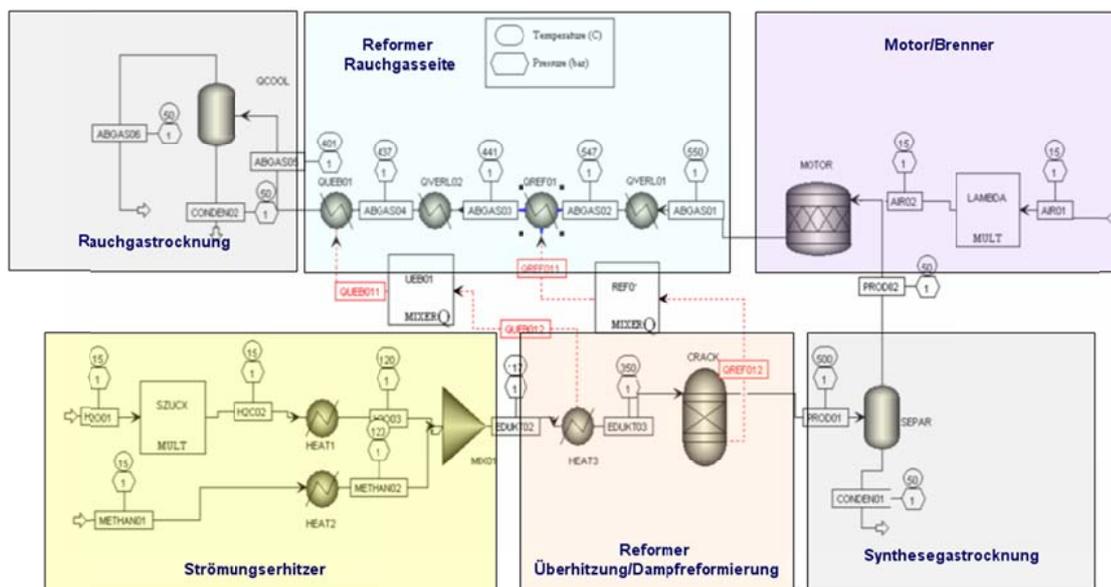


Abbildung 72: Flowsheet der Aspen Simulation zum Gesamtsystem.

Mit dieser Simulation wurden die bei der Kopplung ermittelten Daten aus Tabelle 19 nachgestellt, um eine Bilanzierung der einzelnen Komponenten zu ermöglichen. Tabelle 29 zeigt eine Übersicht der drei Betriebspunkte (Serienbetrieb; Höchster Wirkungsgrad; Bester Trade OFF), die zum Vergleich herangezogen wurden. Für die Simulation wurden die dort aufgeführten Daten mit Ausnahme der H_2 -Konzentration als Konstanten vorgegeben. Es wurde die Temperatur der Verdampfung und Methanvorwärmung auf 130 °C und die Temperatur nach der Überhitzung auf 350 °C fixiert. Die Temperatur der Reformierung wurde für die Simulation so gewählt, dass die angegebenen H_2 -Konzentrationen am Reformeraustritt erreicht wurden.

Die Ergebnisse der Simulation bezüglich der Temperaturen und übertragenen Wärmen sind in

Tabelle 30 dargestellt. Es zeigt sich, dass sowohl für im Punkt mit dem höchsten Wirkungsgrad als auch im Punkt mit dem besten Trade-Off ausreichend Enthalpie bei ausreichendem Temperaturniveau aus dem Abgasstrom ausgekoppelt werden kann, um die Verdampfung und Vorwärmung zu betreiben. So werden für die Vorwärmung des H₂O/Erdgas-Gemischs von 25 °C auf 130 °C inklusive der stattfindenden Verdampfung 1,1 kW (für Betriebspunkt höchster Wirkungsgrad) bzw. 1,0 kW (für Betriebspunkt bester Trade-Off) benötigt. Im Abgasstrom des BHKW sind aber 3,8 kW bzw. 3,4 kW bei einem Temperaturniveau von 439 °C bzw. 411 °C vorhanden und einer Abkühlung auf 139 °C vorhanden. Zusätzlich könnte die Kühlleistung aus dem Separator auch wieder in den Prozess eingebunden werden.

Zusammengefasst ist also eine thermische Einbindung der TCR-Technik in den Kreislauf des BHKW möglich, da ausreichend Wärme zur Verfügung steht.

Tabelle 29: Vergleich der Kopplungsdaten mit den Simulationsdaten.

Brennstoff	Erdgas		Reformatgas			
	Serie	Simu	Höchster η	Simu	Bester Trade-off	Simu
Zündzeitpunkt	-8 °KW	-	-13 °KW	-	-15 °KW	-
Zugeführte Brennstoffleistung	20,5 kW	20,5 kW	17,6 kW	17,6 kW	16,1 kW	16,1 kW
Innere Leistung	7,4 kW	-	7,5 kW	-	6,6 kW	-
Innerer Wirkungsgrad	37,0 %	-	42,9 %	- %	41,1 %	- %
Elektrischer Wirkungsgrad	26,8 %	26,8 %	31,9 %	31,9 %	27,3 %	27,3 %
Luftverhältnis	1,60	1,60	1,75	1,75	1,90	1,90
Abgastemperatur	465 °C	465 °C	508 °C	508 °C	474 °C	474 °C
H ₂ -Anteil im Brennstoff	-	-	29 Vol. %	28,5 Vol. %	28 Vol. %	27,6 Vol. %
NO-Emissionen	134 mg/m ³	-	88 mg/m ³	-	10 mg/m ³	-

Tabelle 30: Simulationsdaten – Temperaturen und übertragene Wärmen in den einzelnen Stufen.

Brennstoff	Erdgas Simu- Serie	Reformatgas	
		Simu-Höchster η	Simu-Bester Trade-off
Temperatur nach Verdampfung	130 °C	130 °C	130 °C
Benötigte Wärme zur Verdampfung	-	1,1 kW	1,0 kW
Temperatur nach Überhitzung	350 °C	350 °C	350 °C
Benötigte Wärme zur Überhitzung	0 kW	0,40 kW	0,37 kW
Temperatur nach Reformierung	-	405 °C	400 °C
Benötigte Wärme zur Reformierung	-	0,52 kW	0,45 kW
Kühlleistung im Separator	-	0,87 kW	0,78 kW
Abgastemperatur nach Motor	465 °C	508 °C	474 °C
Abgastemperatur nach Reformierung	465 °C	469 °C	440 °C
Abgastemperatur nach Überhitzung	465 °C	439 °C	411 °C
Abgastemperatur nach Abgaskühler	139 °C	139 °C	139 °C
Kühlleistung im Abgaskühler	4,3 kW	3,8 kW	3,4 kW

Arbeitspaket 4: Wirtschaftlichkeitsbetrachtung

In verschiedenen Gesprächen mit den Industrievertretern des PA wurde das Thema Kosten adressiert. Es stellte sich heraus, dass in diesem Vorhaben der Fokus auf die Ermittlung der Kosten für den Katalysator gelegt werden sollte. Mit diesen Kosten können die Industrieunternehmen detaillierte Anlagen- und Anwendungs-spezifische (u.a. Betriebsweise,

Anlagengröße, Bauraum bzw. Konstruktionsvorgabe, Kombination mit Turbolader) Wirtschaftlichkeitsbetrachtung durchführen.

Zusätzlich zu diesem Hinweis aus dem PA erforderten die experimentellen Untersuchungen und die Ergebnisinterpretation sowie Bewertung einen höheren Aufwand als ursprünglich geplant.

Daher wurde in diesem Arbeitspaket statt einer Wirtschaftlichkeitsbetrachtung lediglich eine Kostenkalkulation für den Katalysatoreinsatz auf Basis der in Arbeitspaket 3 ermittelten Daten durchgeführt. Für die Auslegung des für diese Untersuchungen genutzten Reformierreaktors für den Dachs gelten folgende Randbedingungen:

- Katalysatorvolumen = 3,35 l
- Pel. = 5,5 kW ($\eta=26\%$)
- Auslegungs-GHSV = 1.500 1/h

Daraus ergeben sich spezifische Investitionskosten für den Katalysatoreinsatz von 33 – 47 €/kW_{el} für den Nickel- und von ca. 120 €/kW_{el} für den Edelmetallkatalysator.

Legt man auf Basis der erzielten Ergebnisse eine angepasste Kostenkalkulation mit einer erhöhten GHSV von 5.000 1/h zu Grunde, so reduzieren sich die spezifischen Investitionskosten auf 10 – 14 €/kW_{el} für den Nickel- und auf ca. 36 €/kW_{el} für den Edelmetallkatalysator.

Eine zusätzliche Reduzierung ergibt sich durch die erreichte Wirkungsgradsteigerung von 26 auf 30 %, so dass die spezifischen Katalysatorkosten dadurch auf 8 – 12 €/kW_{el} für den Nickel- und auf ca. 32 €/kW_{el} für den Edelmetallkatalysator sinken.

Verwendung der Zuwendung

Erläuterung der Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

Dazu benötigt und eingesetzt	ZBT
Wissenschaftlich-technisches Personal	<ul style="list-style-type: none"> • (Einzelansatz A.1 des Einzelfinanzierungsplans) • Für die durchgeführten Arbeiten haben wissenschaftliche Mitarbeiter einen Arbeitseinsatz von insgesamt 25,06 Personenmonaten sowie technische Mitarbeiter einen Arbeitseinsatz von 6,4 geleistet.
Geräte	<ul style="list-style-type: none"> • (Einzelansatz B des Einzelfinanzierungsplans) • Keine. Der ursprünglich vorgesehene Strömungserhitzer wurde nicht beschafft, da ein an der FSt vorhandener Erhitzer genutzt werden konnte (nach Modifikation).

Leistungen Dritter	<ul style="list-style-type: none"> • (Einzelansatz C des Einzelfinanzierungsplans) • -
Dazu benötigt und eingesetzt	IVG
Wissenschaftlich-technisches Personal	<ul style="list-style-type: none"> • (Einzelansatz A.1 des Einzelfinanzierungsplans) Für die durchgeführten Arbeiten hat ein wissenschaftlicher Mitarbeiter einen Arbeitseinsatz von insgesamt 27 Personenmonaten und eine studentische Hilfskraft von insgesamt 27 Personenmonaten geleistet.
Geräte	<ul style="list-style-type: none"> • (Einzelansatz B des Einzelfinanzierungsplans) Nach genehmigter Umwidmung wurde statt des ursprünglich geplanten Lambda-Messmoduls ein technisch besser geeignetes Gerät (ein Massendurchflussmesser) für geringfügig geringere Kosten angeschafft. Das Gerät wurde in den Prüfstand eingebaut.
Leistungen Dritter	<ul style="list-style-type: none"> • (Einzelansatz C des Einzelfinanzierungsplans) 1 × GT-Power Jahreslizenz

Der Personal- und Geräteeinsatz sowie die Leistungen Dritter waren für die Durchführung des Projekts notwendig und angemessen. Die durchgeführten Arbeiten entsprechen in vollem Umfang dem begutachteten und bewilligten Antrag und waren daher für die Durchführung des Vorhabens notwendig und angemessen.

Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse insbesondere für kmU

Wissenschaftlich-technischer Nutzen

Der wissenschaftlich-technische Nutzen liegt einerseits im hier erfolgten Funktionsnachweis der thermochemischen Rekuperation im gekoppelten Systembetrieb mit dem SenerTec Dachs BHKW, aber auch in den Erkenntnissen der Untersuchungen in den beiden Teilbereichen „Schadstoffemissionen“ und „Transienter und stationärer Systembetrieb“.

Für die Dampfreformierung von unterschiedlichen Brenngasen (H-Gas, L-Gas, Biogas, Deponiegas, Grubengas) wurden Katalysatoren identifiziert, die im Temperaturbereich von 400-750°C und für S/C-Verhältnisse von 0,8-3,0 die Edukte bis zum thermodynamischen Gleichgewicht bei einer Raumgeschwindigkeit von GHSV=2.500 1/h umsetzen. Höhere GHSV von 5.000 1/h erfordern Mindesttemperaturen von ca. 550 °C. Zusätzlich wurde die Kohlenstoffabscheidung untersucht und festgestellt, dass von einer Reformierung ohne Kohlenstoffabscheidung ausgegangen werden kann. Die Kohlenstoffabscheidung die

festgestellt wurde, ist auf Einflüsse des Reaktordesigns zurückzuführen. Die Degradationsuntersuchungen zeigten auf, dass höhere Reformierungstemperaturen eine schnellere Degradation der Katalysatoren zur Folge haben – niedrige Temperaturen sind also zu bevorzugen.

Die Katalysatoruntersuchungen ermöglichen die Auslegung eines TCR-Reaktors für unterschiedliche Anwendungsfälle (z.B. BHKW, Gasturbinenprozess, Glas- oder Industrieöfen) und zeigen zunächst keine Einschränkungen auf. Allerdings ist es für jeden neuen Anwendungsfall zu empfehlen, sowohl die Kohlenstoffabscheidung in Abhängigkeit des ggfs. neuen Reaktordesigns als auch die Langzeitstabilität der Katalysatoren in Abhängigkeit der Reformierungstemperatur und der Betriebsstrategie (häufiges An- und Abfahren) zu untersuchen.

Der BHKW-Motor wurde mit dem TCR erfolgreich gekoppelt sowie umfassende experimentelle Daten erfasst. Eine systematische Variation vom Zündzeitpunkt und vom Verbrennungsluftverhältnis im gekoppelten Betrieb bei $S/C = 1$ wurde durchgeführt, um den Einfluss auf den Wirkungsgrad des Motors und die Schadstoffemissionen zu untersuchen. Der innere Wirkungsgrad konnte von 37 % auf 42,9 % (elektrisch: von 26,8 % auf 31,9 %) angehoben und die NO-Emission von 134 mg/m^3 auf 88 mg/m^3 gesenkt werden. Die Einbußen in Mitteldruck fallen dabei nur gering aus. Somit ist es möglich, den Motorbetrieb mittels TCR ressourcen- und emissionseffizienter als im Serienbetrieb zu gestalten. In Zukunft sollen noch weitere Variationen z.B. des S/C -Verhältnisses durchgeführt werden.

In der Kombination wurde also die Funktionalität vom Versuchsträgers SenerTec Dachs mit gekoppelter TCR nachgewiesen. Im hier abgeschlossenen Vorhaben sind Reformer und BHKW in Leistung und Volumenströmen aufeinander abgestimmt. Daher steht jetzt dem Entwicklungsingenieur für die Auslegung von zukünftigen Motor-TCR-Anlagen ein konsistenter Basisdatensatz zur Verfügung. Für dieses, und/oder andere Vorhaben der IGF stehen nun auch ein vollständig instrumentiertes, „indiziertes“ BHKW mit gekoppeltem TCR mit erarbeiteten Auslegungsvorgaben, das 1D-Motormodell, ein Reformerteststand und Berechnungsmethoden zur Wirtschaftlichkeitsbetrachtung als weitere wissenschaftlich-technische Ergebnisse des Vorhabens zur Verfügung.

Ingenieurbüros und Komponentenentwickler bzw. Zulieferer für BHKWs (viele davon sind kmUs) sowie BHKW-Hersteller (z.T. ebenfalls kmU) stehen mit dem erfolgreichen Abschluss dieses Projekts also das Know-how und sogar eine mögliche Testplattform zur Umsetzung der TCR-Technik zur Verfügung.

Wirtschaftlicher Nutzen

Aussagen zur TCR-Technik in Kombination z.B. mit einem motorischen BHKW hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit allein aufgrund der möglichen Wirkungsgradsteigerung können nach diesem Projekt nicht getroffen werden. Wird jedoch die zeitgleiche Emissionsminderung berücksichtigt, so ändert sich dies.

Die jüngste Verschärfung der TA-Luft (u.a. Grenzwerte für NOx) führt dazu, dass in Zukunft einige BHKW (aber auch andere Verbrennungsanlagen) nicht mehr ohne weitere Emissionsminderungsmaßnahmen betrieben werden dürfen. Somit ist hier ohnehin ein zusätzlicher apparativer Aufwand oder aber eine geänderte Betriebsführung (z. B. weitere Verschiebung des Zündzeitpunktes) mit entsprechenden Kosten bzw. Wirkungsgradverlusten

vorzusehen. Für die betroffenen Anlagen bietet die TCR-Technik mit der Emissionsminderung UND der Wirkungsgradsteigerung ein Alleinstellungsmerkmal!

Diesen Wirtschaftlichkeitsvorteil können nun die Produzenten von BHKWs, Zulieferern, Ingenieurbüros und Anlagenplaner und –bauer in einen Wettbewerbsvorteil umsetzen. In diesem Bereich sind viele kmU vertreten, die somit ihre wirtschaftliche Situation verbessern bzw. bei weiterhin steigenden gesetzgeberischen Vorgaben sichern können. Dazu wird im nächsten Schritt eine Industrialisierung bzw. ein Scale-up der Technik notwendig sein. Hierzu laufen derzeit Gespräche mit möglichen Partner und Unternehmen.

Auch der oben beschriebene Erkenntnisgewinn zu den Themen „konvektiv beheizter Reformer“ und „Gasmotor im Synthesegasbetrieb“ kann unabhängig von der Nutzung in BHKW in wirtschaftlichen Nutzen u.a. durch kmU umgesetzt werden. Z.B. kann thermochemische Rekuperation durch einen konvektiven Reformer nach hier entwickeltem Funktionsmuster auch in Öfen zur Prozesswärme-Bereitstellung oder sogar in Gasturbinen durchgeführt werden, um die Brennstoffkosten zu senken. Ebenso geht der Nutzen verringerter Schadstoffemissionen oder gesteigerten Wirkungsgrads beim Einsatz von Synthesegas über BHKWs hinaus, denn viele Gasmotoren werden nicht in Kraft-Wärme-Kopplung sondern nur zur Bereitstellung von mechanischer oder elektrischer Leistung eingesetzt.

Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft

Im Folgenden werden die Maßnahmen zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft während und nach Projektlaufzeit dargestellt. Dabei handelt es sich neben den projektbegleitenden Ausschüssen auch um Vorträge und weitere Veröffentlichungen.

▪ Durchgeführte Transfermaßnahmen

Maßnahme	Ziel	Rahmen	Monat / Jahr laut Antrag	Monat / Jahr angepasst
Information der Unternehmen des Projektbegleitenden Ausschusses	Vorstellung des Projektes und der geplanten Vorgehensweise, Diskussion über mögliche Probleme, Berücksichtigung von speziellen Anforderungen der PA Mitglieder und gemeinsame Versuchsplanung.	1. Projektbegleitender Ausschuss	12/16	01/17
Zwischenbericht	Projektstand- und Ergebnisbericht	AiF	03/17	02/17
Präsentation auf Hannover Messe	Diskussion mit interessierten Unternehmen über Inhalte und Hinweis auf eine mögliche Mitwirkung im PA	Hannover Messe	07/17	04/17
Information der Unternehmen des Projektbegleitenden Ausschusses	Vorstellung des Projektes und der geplanten Vorgehensweise, Diskussion über mögliche Probleme, Berücksichtigung von speziellen Anforderungen der PA Mitglieder und gemeinsame Versuchsplanung.	2. Projektbegleitender Ausschuss	4/18	05/18
Zwischenbericht	Projektstand- und Ergebnisbericht	AiF	03/18	02/18

Präsentation auf Hannover Messe	Diskussion mit interessierten Unternehmen über Inhalte und Hinweis auf eine mögliche Mitwirkung im PA	Hannover Messe	07/18	04/18
Poster auf AIF Workshop ZBT	Präsentation des Projektes und Ergebnisse auf AIF Workshop ZBT	AIF Workshop ZBT	08/18	06/18
Zwischenbericht	Projektstand- und Ergebnisbericht	AiF	-	02/19
Präsentation auf Hannover Messe	Diskussion mit interessierten Unternehmen über Inhalte und Hinweis auf eine mögliche Mitwirkung im PA	Hannover Messe	-	04/19
Poster auf AIF Workshop ZBT	Präsentation des Projektes und Ergebnisse auf AIF Workshop ZBT	AIF Workshop ZBT	-	05/19
Information der Unternehmen des Projektbegleitenden Ausschusses	Vorstellung des Projektes und der geplanten Vorgehensweise, Diskussion über mögliche Probleme, Berücksichtigung von speziellen Anforderungen der PA Mitglieder und gemeinsame Versuchsplanung.	3. Projektbegleitender Ausschuss	12/18	06/19

- Geplante Transfermaßnahmen

Maßnahme	Ziel	Rahmen	Monat / Jahr laut Antrag	Monat / Jahr angepasst
Abschlussbericht	Projektstand- und Ergebnisbericht	AiF	1/19	12/19
Information der Unternehmen des Projektbegleitenden Ausschusses	Präsentation des Projektes und Ergebnisse	Versand des Abschlussberichts	3/19	2/20
Information von Unternehmen	Industrielle Umsetzung der TCR-Technik	Gespräche mit Unternehmen	-	fortlaufend
Paper in Fachjournal	Präsentation der Ergebnisse des Projekts	Hydrogen Energy o.ä.	03/19	03/20
Präsentation auf Hannover Messe	Diskussion mit interessierten Unternehmen über Inhalte und Hinweis auf eine mögliche Mitwirkung im PA	Hannover Messe	-	04/20

Das Transferkonzept konnte und wird weiter im Wesentlichen wie geplant umgesetzt werden. Aufgrund der im Projektverlauf erst zu einem späteren Zeitpunkt zur Verfügung stehenden Ergebnisse wurde die Anzahl an PA-Treffen gegenüber der Planung reduziert.

Durchführende Forschungsstellen

Forschungsstelle 1

Zentrum für BrennstoffzellenTechnik GmbH
Carl-Benz-Str. 201
47057 Duisburg
Tel.: 0203 / 7598-0
Fax: 0203 / 7598-2222
E-Mail: info@zbt.de
Leitung: Prof. Dr. rer. nat. A. Heinzl
Projektleitung: Dr.-Ing. C. Spitta

Forschungsstelle 2

Universität Duisburg-Essen

Institut für Verbrennung und Gasdynamik
Lotharstraße 1
47057 Duisburg
Tel.: 0203 / 379-3417
Fax: 0203 / 379-3087
E-Mail: office.ivg@uni-due.de
Leitung: Prof. Dr. rer. nat. C. Schulz
Projektleitung: Prof. Dr. S. Kaiser

Förderhinweis

Dieses IGF-Vorhaben der Forschungsvereinigung IUTA wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Literaturverzeichnis

1. Wiemann, S., *Erzeugung und Verwendung von Synthesegas in Verbrennungsmotoren*, PhD thesis, Duisburg-Essen, Bottrop, 2018.
2. *Technische Dokumentation Dachs*, SenerTec.
3. Spitta, C., Spieker, C., Kasier, S., and Wiemann, S., "Steigerung des elektrischen Wirkungsgrades von BHKW durch thermochemische Rekuperation", *BWK* 67(12):30-34, 2015.
4. Zentrum für BrennstoffzellenTechnik GmbH, and Universität Duisburg-Essen Institut für Verbrennung und Gasdynamik, "Schlussbericht IGF-Vorhaben: AIF-FV Nummer: 442", *Thermochemische Rekuperation zur Wirkungsgradsteigerung von erdgasbetriebenen Blockheizkraftwerken*, 2014.

5. Zentrum für BrennstoffzellenTechnik GmbH, "Montageanleitung", *Reformerreaktor für Forschungszwecke Dokument ID-Nmmer: TCR001 (unveröffentlicht)*, 2018.
6. Zentrum für BrennstoffzellenTechnik GmbH, "Hinweise zum Betrieb des Reformerreaktors", *Reformerreaktor für Forschungszwecke Dokument ID-Nmmer: TCR002 (unveröffentlicht)*, 2018.
7. Tränkler, H.-R., and Reindl, L.M., "Sensortechnik", Springer: Berlin, Heidelberg. 2014.
8. Paulweber, M., and Lebert, K., "Mess- und Prüfstandstechnik", Springer: Wiesbaden. 2014.
9. Meister Industrieanfeuerung GmbH, "Brenneranlage zur Verbrennung mit Pyrolyse-Gas", *Gerätedokumentation, Lüdenscheid*, 2006.
10. VDI-Richtlinie 2221, "Methodik zum Entwickeln und Konstruieren technischer Systeme und Produkte", VDI-: Düsseldorf. 1993.
11. DIN-Normenausschuss Eisen und Stahl (FES), "DIN EN ISO 1127:1997-03, Nichtrostende Stahlrohre - Maße, Grenzabmaße und längenbezogene Masse (ISO 1127:1992)", Beuth. 1997.
12. Normenausschuss Rohrleitungen und Dampfkesselanlagen (NARD), "DIN EN 13480-3:2017-12, Metallische industrielle Rohrleitungen - Teil 3: Konstruktion und Berechnung; Deutsche Fassung EN 13480-3:2017 ", Beuth. 2017.
13. (NABau), D.-N.B., "DIN 1343:1990-01, Referenzzustand, Normzustand, Normvolumen; Begriffe und Werte", Beuth. 1990.
14. Lemmon, E.W., Huber, M.L., and McLinden, M.O., "REFPROP: Reference Fluid Thermodynamic and Transport Properties, NIST Standard Reference Database 23, Version 9.1", 2013.
15. Chemie.de. "Stoffdaten für Wasser". 25.07.2018; Available from: <http://www.chemie.de/>.
16. Binnewies, M., Finze, M., Jäckel, M., Schmidt, P., Willner, H., and Rayner-Canham, G., "Allgemeine und Anorganische Chemie", Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg. 2016.
17. Glück, B., "Hydrodynamische und gasdynamische Rohrströmung: Druckverluste": Berlin. 1988.
18. Böswirth, L., and Bschorer, S., "Technische Strömungslehre", Springer: Wiesbaden. 2014.
19. Bierwerth, W., "Tabellenbuch Chemietechnik: Daten, Formeln, Normen, vergleichende Betrachtungen", Europa-Lehrmittel. 2014, p. 191-197.
20. Parker Ermeto Original, "Verschraubungstechnik, Technisches Handbuch Katalog 4100-7/DE":79-82, 2005.
21. Franke, W., and Platzler, B., "Rohrleitungen: Grundlagen – Planung – Montage", Carl Hanser: München. 2014, p. 40.
22. *Skript: Grundlehrgang Dichtungstechnik*, Haas, W., Pfaffenwaldring 9, Stuttgart, 2018. p. 22.

23. GmbH, D.E. "WERKSTOFFDATENBLATT, X6CrNiMoTi17-12-2, 1.4571". 18.08.2018; Available from: <https://www.dew-stahl.com/>.
24. GmbH, D.E. "WERKSTOFFDATENBLATT, X5CrNiMo17-12-2, 1.4401". 18.08.2018; Available from: <https://www.dew-stahl.com/>.
25. GmbH, D.E. "WERKSTOFFDATENBLATT, X2CrNiMo17-12-2, 1.4404". 18.08.2018; Available from: <https://www.dew-stahl.com/>.
26. Witzenmann GmbH, "Handbuch der Kompensatoren", 2012.
27. *Technischen Regeln für Gefahrstoffe - Arbeitsplatzgrenzwerte*, Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin - Ausschuss für Gefahrstoffe, 2018.
28. Industrie, B.R.u.c., "T 050 - Explosionsschutz an Maschinen - Antworten auf häufig gestellte Fragen", Jedermann-Verlag. 2009.
29. McAllister, S., Chen, J.-Y., and Fernandez-Pello, A.C., "Emissions", in *Fundamentals of Combustion Processes*. 2011, p. 177-198.
30. <https://www.institut-fresenius.de/de/environmental-services/umweltueberwachung/fachinformationen-deponiegas>
31. <https://www.energie-lexikon.info/klaergas.html>
32. <https://www.biogas.org/edcom/webfvb.nsf/id/DE-Was-ist-eigentlich-Biogas>
33. EnergieAgentur.NRW: *Grubengas. Ein Energieträger in Nordrhein-Westfalen*