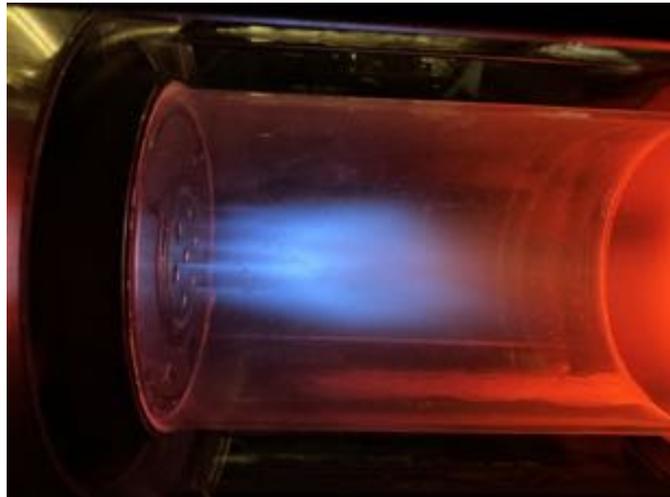
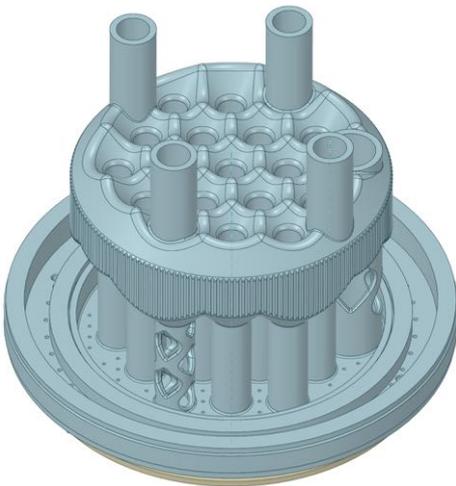




Abschlussbericht vom 06.06.2023

Hydrogen Combustion System, Retrofit for Gas Turbine Power Plants

Abkürzung: H2R



© FHNW 2021

Crosstown Power GmbH hat Patentanmeldungen betreffend das Brennerdesign eingereicht und beabsichtigt, gegebenenfalls Patentanmeldungen für weitere Aspekte des Brennerdesigns und/oder des Brennerbetriebs einzureichen.



Datum: 09.09.2022

Ort: Windisch

Subventionsgeberin:

Bundesamt für Energie BFE
Sektion Energieforschung und Cleantech
CH-3003 Bern
www.bfe.admin.ch

Ko-Finanzierung: keine

Subventionsempfänger/innen:

Fachhochschule Nordwestschweiz (FHNW)
Institut für Biomasse und Ressourceneffizienz (IBRE)
Institut für Thermo- und Fluid-Engineering (ITFE)
Klosterzelgstrasse 2, 5410 Windisch
www.fhnw.ch

Crosstown Power GmbH
Zürcherstrasse 23, 5401 Baden
www.crosstownpower.com

Autoren:

Dieter Winkler, FHNW, dieter.winkler@fhnw.ch
Weiqun Geng, FHNW, weiqun.geng@fhnw.ch
Steven Timoney, FHNW, steven.timoney@fhnw.ch
Patrick Albrecht, FHNW, patrick.albrecht@fhnw.ch
Michel Messina, FHNW, michel.Messine@students.fhnw.ch
Alexander Urfer, FHNW, alexander.urfer@fhnw.ch
Peter Stuber, FHNW, peter.stuber@fhnw.ch
Timothy Griffin, timothy.griffin@fhnw.ch
Prith Harasgama, CP, prith.harasgame@crosstownpower.com
Jaan Hellat, CP, jaan.hellat@crosstownpower.com
Wolfgang Kappis, CP, wolfgang.kappis@crosstownpower.com
Franklin Genin CP, franklin.genin@crosstownpower.com

BFE-Projektbegleitung:

Stephan Renz, renz@renzconsulting.ch
Carina Alles, carina.alles@bfe.admin.ch

BFE-Vertragsnummer: SI/502148-01

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



Zusammenfassung

Im zukünftigen Energiesystem mit stark eingeschränkter Verwendung fossiler Energieträger kann eine kontinuierliche Stromversorgung durch Stromerzeugung mit Sonne, Wind und Wasser nicht gewährleistet werden. Dazu ist gespeicherte Energie z. B. in Form von Wasserstoff, erzeugt aus erneuerbaren Quellen, notwendig. Der bestehende Kraftwerkspark, der auf fossilen Energieträgern wie Erdgas und Erdöl basiert, kann jedoch nicht ohne weiteres mit Wasserstoff betrieben werden.

Das Projekt H2R setzt hier an, indem die Firma Crosstown Power GmbH (CP) zusammen mit der Fachhochschule Nordwestschweiz (FHNW) die Machbarkeit eines 100% wasserstofffähigen Verbrennungssystems für Kraftwerks-Gasturbinen (GT) untersucht. Damit können bestehende Gasturbinen auf eine CO₂-freie Stromproduktion umgerüstet und weiter betrieben werden. Vorgängig zum vorliegenden BFE-Projekt wurden in einem vom Aargauer Forschungsfond (FFAG) geförderten Projekt die Auswirkungen des Wasserstoffbetriebs auf die Gasturbine untersucht sowie erste Versuche eines Prototypbrenners auf dem atmosphärischen Verbrennungsprüfstand der FHNW durchgeführt [1]. Weitere Tests auch mit modifizierten Brennern sowie vertiefte analytische Untersuchungen fanden im Rahmen des BFE-Projekts statt. Bedingt durch die vom Markt geforderte Übergangslösung mit steigender Wasserstoffzumischung zum Erdgas wurde im Verlaufe des Projektes der Fokus der Brennerentwicklung nicht nur auf den reinen Wasserstoffbetrieb gelegt. Es wurden auch Brennervarianten entwickelt, welche den Betrieb von Wasserstoff-Erdgasgemischen erlauben.

Das von CP vorgeschlagene Clusterbrenner-Konzepts (CB), bei dem ein Brenner aus einer Vielzahl von Mikrobrennern als Vormischbrenner (Low NO_x) besteht, wurde zunächst mit Hilfe in der Literatur vorhandener Korrelationen für die Mischung von Brennstoff und Luft ausgelegt. Damit wurde ein Brenner mit 7 Mikrobrennern (CB7) konstruiert und in 3-D-Metalldrucktechnik realisiert.

Der atmosphärische Verbrennungsprüfstand der FHNW wurde für den Betrieb mit 100% Wasserstoff (1.2 g/s H₂) und einer zusätzlichen Wasserdampf-Versorgung (max. 4 g/s bei 200 °C) erweitert. Der Prüfstand ermöglicht Tests mit gasturbinentypischen Temperaturen und Brennerströmungsgeschwindigkeiten, jedoch im Gegensatz zu Gasturbinen drucklos, bis zu einer thermischen Leistung von 120 kW. Um genügend Freiraum für Leistungs-, Verbrennungstemperatur- und Geschwindigkeitsvariationen gewährleisten zu können, wurden Brenner mit unterschiedlichem Design jedoch demselben Brennerkonzept hergestellt und untersucht. Es wurden mehrere Brennervarianten mit 15 (CB15) und 6 (CB6) Mikrobrennern hergestellt. Die CB6-Varianten haben in der Mitte statt eines Mikrobrenners einen Pilotbrenner mit stabilerer Flamme.

Die hauptsächlichen Herausforderungen beim Betrieb mit Wasserstoff sind Flammenrückschlag in den Brenner (Flashback) und erhöhte NO_x-Emissionen. Daneben muss auch der Strömungsdruckverlust im Auge behalten werden, da ein höherer Druckverlust eine Verringerung des Gasturbinenwirkungsgrades zur Folge hat.

Testresultate atmosphärisch: Die zuerst hergestellten CB15 zeigten bei Brennergeschwindigkeiten von 100 bis 150 m/s ähnlich geringe NO_x-Emissionen wie Erdgasbrenner. Die Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit auf 75 m/s resultieren in 25% höheren NO_x-Werten. Die Zugabe von Wasserdampf reduziert die NO_x-Werte um bis zu 25% bei einem Dampf/Brennstoffverhältniss Ω von 3 kg Dampf pro kg Wasserstoff. Der Strömungsdruckverlust ist bei Geschwindigkeiten über 100 m/s deutlich höher als bei Erdgasbrennern.

Um die Sicherheit gegen Flashback zu bestimmen wurde der Luftdurchsatz bei konstanter typischer Flammentemperatur soweit verringert, bis in einem Mikrobrennerrohr Flashback auftrat. Dies war bei allen Brennern reproduzierbar bei Strömungsgeschwindigkeiten zwischen 40 und 45 m/s der Fall.

Das auf den Erkenntnissen des CB15 entwickelte Brennerdesign des CB6 bestätigte die vorangegangenen Messungen mit dem CB15. Durch die neue axiale Brennstoffeindüsung konnte die



Brennerluftgeschwindigkeit, bei der Flashback auftrat, sogar auf 30 m/s verringert werden. Varianten mit gekrümmten Luftrohren des CB6-Designs verbessern die Stabilität im Betrieb mit Wasserstoff-Erdgasgemischen. Hinzu kommt eine Verringerung des Druckverlustes durch den Injektoreffekt der axialen Brennstoffeindüsung. Der CB6 wurde ohne zusätzliche Dampfeindüsung ausgeführt, da diese bei Gasturbinen aus Betriebsgründen möglichst nicht eingesetzt werden sollte.

Anhand von OH-UV-Chemilumineszenz-Aufnahmen, die die Reaktionszone zeigen, konnten verschiedene Trends von charakteristischen Flammengrößen wie Flammenlänge und Abhebehöhe in Abhängigkeit von diversen Parametern ermittelt werden. Es war ersichtlich, dass vor allem die Abhebehöhe bei zunehmender Flammentemperatur abnimmt. Dies ist hauptsächlich durch die gesteigerte Reaktionsgeschwindigkeit eines fetteren Gemisches bei höherer Flammentemperatur zu erklären, wodurch z.B. die Zündverzugszeit abnimmt.

Durchflusstests: Um die Verteilung des Brennstoffs auf die Mikrobrenner zu ermitteln, wurden Durchflusstests mit Wasser durch die Brennstoffeindüsung durchgeführt. Es ergaben sich Streuungen von ca. $\pm 10\%$ bei den Brennerrohren des CB15, die durch fertigungstechnische Verbesserungen beim CB6 auf unter $\pm 5\%$ verringert werden konnten.

Numerische Untersuchungen: Basierend auf CFD-Modellierung eines Einzelmikrobrennerrohrs wurde erkannt, dass eine Radialeindüsung mit H₂- und Dampfeindüsung in Inlineanordnung für einen Vormischbrenner bezüglich Mischqualität und Flashbackrisiko am besten geeignet ist. Dem gegenüber konnten im Experiment mit der Axialeindüsung des CB6 die besten Ergebnisse bezüglich Flashback erzielt werden.



Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	3
Inhaltsverzeichnis	5
Abkürzungsverzeichnis	7
1 Einleitung	8
1.1 Ausgangslage und Hintergrund	8
1.2 Motivation des Projektes	9
1.3 Projektziele	10
1.4 Literaturstudie	11
2 Theoretische Grundlagen	12
2.1 Wasserstoffverbrennung	12
2.2 Wasserstoffaufbereitung	13
2.3 Flammgeschwindigkeit	14
2.4 Einfluss der Luftzahl λ	16
2.5 Flammenrückschlag	17
3 Vorgehen und Methoden	18
3.1 Randbedingungen	18
3.2 H ₂ R-Testbrenner	18
3.3 Druckverluste	19
3.3.1 Brennerdruckverlust	19
3.3.2 Druckverlust der Brennstoffinjektion	20
3.4 Konzentrationsprofil	20
3.5 Brennröhrchen	24
3.6 Brennstoffinjektion	25
3.7 Mischlänge Brennstoff mit Luft	27
3.8 Brennerauslegung	28
3.8.1 Generelle Überlegungen	28
3.8.2 CB6 Auslegung	30
3.8.2.1. Co-Axial Injection	30
3.8.2.2. Tubes with angled exits	34
4 Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse	37
4.1 Numerische Simulationen	37
4.1.1 Eindüsung und Mischqualität im einzelnen Röhrchen	37
4.1.2 CB15-Brenner im Prüfstand COBRA	43
4.1.3 CB6 im Prüfstand COBRA	48



4.1.4	Jeteindringtiefe Vergleich CFD mit Holdeman-Korrelationen	51
4.1.5	Wasserstoffkonzentration Vergleich CFD mit 1D Tool.....	52
4.1.6	Reaktionskinetische Betrachtungen.....	52
4.2	Atmosphärische Tests	54
4.2.1	Atmosphärischer Prüfstand COBRA.....	54
4.2.2	Dampferzeuger	55
4.2.3	Brenner Versionen	57
4.2.4	Durchflusscharakteristik.....	60
4.2.5	Zündung mit Wasserstoff.....	71
4.2.6	Emissionsmessungen	71
4.2.7	Einfluss der Baugrösse auf die Emissionen.....	77
4.2.8	Druckverlust.....	79
4.2.9	Flashback.....	80
4.2.10	Flashbackrisiko Minderungsmaßnahmen.....	85
4.2.11	Chemilumineszenz-Messung.....	87
4.2.12	CB15 Chemilumineszenz-Messung.....	89
4.2.13	CB6 Chemilumineszenz-Messung.....	92
4.2.14	Materialtemperaturen.....	94
4.2.15	Beobachtungen.....	94
4.2.16	Emissionen extrapoliert auf Gasturbinenbedingungen	95
4.2.17	Flashback Korrelationen der CB-Brenner	95
5	Bewertung der bisherigen Ergebnisse (Go/No-Go Kriterien).....	99
6	Gewonnene Erkenntnisse	101
7	Schlussfolgerungen	103
8	Weiteres Vorgehen	103
9	Nationale und internationale Zusammenarbeit.....	104
10	Publikationen	104
11	Literaturverzeichnis.....	105



Abkürzungsverzeichnis

CB	Cluster Burner mit einer Nummer, welche die Anzahl der Röhren kennzeichnet
Cd	Durchflusskoeffizient
CP	Crosstown Power (Industriepartner des Projektes)
CFD	Computational Fluid Dynamics
DIFF	Diffusionsbrenner (Diffusion Burner)
DLN	Dry Low NOx
EDC	Eddy Dissipation Concept (Verbrennungsmodell)
GT	Gas Turbine
L	Abstand der zwei gegenüberstehenden tangentialen Strahlen
OEM	Original Equipment Manufacturer
PMX	Vormischbrenner (Premixed Burner)
SLM	Selective Laser Melting
SST	Shear Stress Transport (Turbulenzmodell)
TAN	Tangentiale Eindüsung
ζ	Druckverlustbeiwert
λ	Luftzahl
Φ	Äquivalenzverhältnis
ω	Verhältnis vom Dampfmassenstrom zum Brennstoffmassenstrom
E	Minimale Zündenergie in Luft
ΔH	mittlere Bindungsenergie
D	Luftröhrendurchmesser
L_{Tube}	Länge der H ₂ R-Brennerluftröhren
N_{Tube}	Anzahl Luftröhren pro H ₂ R-Brenner
d_{jet}	Durchmesser Brennstoffinjektor
$d_{\text{TU_out}}$	Luftröhrendurchmesser
u_{fuel}	Mittlere Brennerluftgeschwindigkeit des Brennstoffes am Injektoraustritt
u_{nom}	Mittlere Brennerluftgeschwindigkeit in den Luftröhren des H ₂ R-Brenners
Δp_{burner}	Prozentualer Druckabfall des H ₂ R-Brenners bezogen auf den Plenumsdruck vor dem Brenner
Δp_{fuel}	Prozentualer Druckabfall der Injektoren bezogen auf den Plenumsdruck vor dem Brenner



1 Einleitung

1.1 Ausgangslage und Hintergrund

Crosstown Power (CP) beabsichtigt, ein Wasserstoffverbrennungssystem (H2R) für die Nachrüstung (Retrofit) von Gasturbinen, die derzeit mit Erdgas und/oder Öl betrieben werden, zu entwickeln. Diese Gasturbinen sollen mit dem H2R-System umgerüstet werden, was einen kohlenstofffreien Betrieb ermöglicht. Die anfängliche Entwicklung von CP umfasst die Modifizierung der Brennkammer sowie des Brennstoffzufuhrsystems. Dies ist in der Abbildung 1 dargestellt.

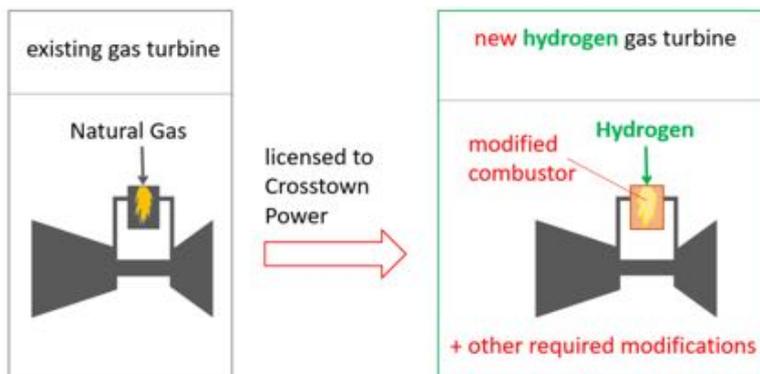


Abbildung 1: Umrüstung bestehender Gasturbinen auf Wasserstoffbetrieb

In der Abbildung 2 ist der Weg des Wasserstoffs dargestellt: Von der Aufbereitung bis zur Verbrennung in der Gasturbine und dem Antrieb eines Generators.

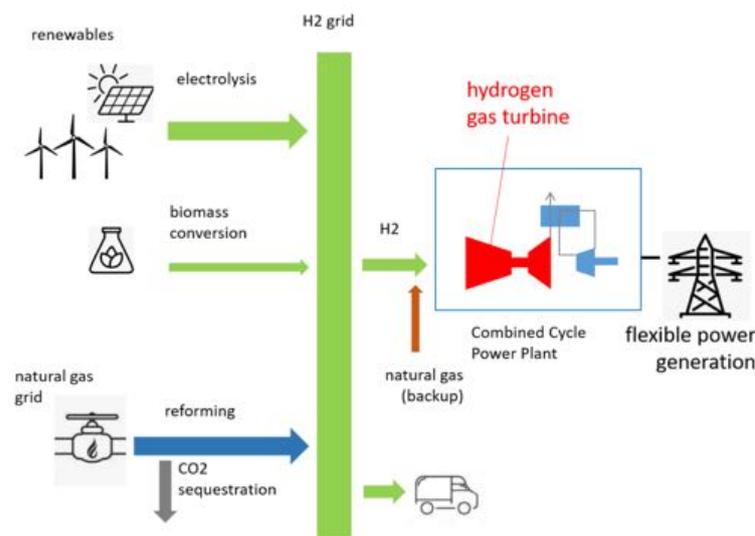


Abbildung 2: Von der Wasserstoffaufbereitung zum elektrischen Strom

Es wird erwartet, dass solche Gasturbinen in zukünftigen Stromerzeugungskonfigurationen eine wichtige Rolle spielen werden. Durch Elektrolyse erzeugter Wasserstoff dient als Speichermedium für



überschüssigen erneuerbaren Strom. Mit Wasserstoff betriebene Kraftwerke werden wichtig sein, da sie Schwankungen bei der Stromerzeugung aus erneuerbaren Energien ausgleichen können.

Crosstown Power hat anhand einer internen Marktstudie festgestellt, dass sie mit dem H2R-System sehr gute Marktchancen haben. Dies, weil die optimale Gasturbinengröße die für den Ausgleich von Fluktuationen der erneuerbaren Energien (EE) im Leistungsbereich von 50 bis 200 MW liegt.

1.2 Motivation des Projektes

Das Streben nach einer Reduzierung der Treibhausgase (THG) zur Abschwächung des Klimawandels hat zu einer stärkeren Sensibilisierung für die Notwendigkeit geführt, den Ausstoß von Kohlendioxid (CO₂) bei allen Verbrennungssystemen für fossile Brennstoffe (Verkehr, Gebäude, Energie usw.) zu verringern. Jüngste Fortschritte bei der Herstellung von Wasserstoff (H₂) und seiner Verteilung in Europa zeigen das Potential, H₂ als Alternative zu fossilen Brennstoffen zu verwenden, um die CO₂-Emissionen zu verringern. Für die Nutzung von H₂ im Verkehrsbereich sind bereits erste Projekte gestartet worden. Das aktuelle H2R/Low Carbon Emission-System wird zur Reduzierung der Treibhausgasemissionen beitragen, da es für die Umrüstung bestehender Gasturbinenkraftwerke von Erdgas auf H₂ eingesetzt werden kann und solche Kraftwerke in der Regel eine Lebensdauer von 30 bis 40 Jahren haben.

Für die H2R-Nachrüstungslösung von CP wird ein Clusterbrennerkonzept für die Wasserstoffverbrennung vorgeschlagen. Das hier beschriebene Projekt befasst sich in experimentellen und analytischen Arbeiten mit offenen Forschungsfragen, um die Entwicklung dieses Konzepts zu unterstützen, wie zum Beispiel:

- Welches sind die Stabilisierungsmechanismen von Mikrostrahlflammen zwischen Teillast und Volllast, für Vormischflammen und Diffusionsflammen von Wasserstoff?
- Welche Strategien gibt es, um die geforderten niedrigen NO_x-Emissionen zu erreichen und einen sicheren Betrieb zu gewährleisten (Rückschlagsicherheit, keine Überhitzung, geringe Druckpulsationen)?
- Kann der Brenner bei Flammentemperaturen und Durchsätzen betrieben werden, um ähnliche GT-Wirkungsgrade wie beim Betrieb mit Standard-Kohlenwasserstoff-Brennstoffen zu erreichen?

Die derzeitige Technologie der sogenannten «dry low NO_x» (DLN) Vormisch-Brennertechnologie mit drallstabilisierten Brennern, die einen typischen Durchmesser von etwa 0,1 m haben, ist für den Betrieb mit reinem Wasserstoff nicht geeignet, da ein erhöhtes Flammenrückschlagsrisiko besteht. DLN-Brenner sind so ausgelegt, dass sie nur mit Erdgas oder mit Erdgas mit moderaten H₂-Anteilen stabil mit sehr geringen Emissionen laufen. Für hohen H₂-Gehalt bis zu 100% Anteil haben mehrere OEMs begonnen, Cluster-Brennertechnologien mit einer Vielzahl von Mikroflammen zu entwickeln. Der Clusterbrenner ist eine neue Technologie, und daher befinden sich die meisten GT-Clusterbrenner noch in der Entwicklungsphase. Alle bisher bekannten Cluster-Brenner-Konzepte sind so konzipiert, dass sie nur in einen spezifischen GT-Brenner passen.

Um die Beschränkungen der derzeitigen Cluster-Brenner-Konzepte zu überwinden, wurde von CP ein neues Prinzip, der Modulare Hexagonal Cluster (MHC) Brenner vorgeschlagen. Er soll im H2R-Projekt entwickelt werden.



1.3 Projektziele

Die grundsätzliche Konzeptdefinition, bei dem ein Brenner aus einer Vielzahl von Mikrobrennern als Vormischbrenner (Low NOx) besteht, steht fest, und so konzentriert sich das Projekt auf Fragestellungen, die für die Wasserstoffverbrennung mit diesem Cluster-Burner-Konzept relevant sind. Die zu beantwortenden übergeordneten Forschungsfragen beziehen sich daher auf die folgenden Anforderungen:

- Robustes, emissionsarmes Verbrennungssystem für 100% Wasserstoff. Ziel ist <25 ppm NOx bei Brenntemperaturen nicht höher als 750 °C.
- Nachrüstbarkeit für bestehende Gasturbinen im Bereich von 100 MW, z.B. Ersatz von Brennern mit dry low NOx -Brennern z. B. in GT11N2-Maschinen von Alstom.

Präzisionsfertigung zur Sicherstellung der Qualität der Brennstoffeindüsung, der Brennerkühlung und der erforderlichen Brennstoff-Luft-Mischung: Wie können additive Fertigungsverfahren optimiert werden, um das Grundkonzept der Mikrobrenner in einer Cluster-Anordnung zu verwirklichen und wie können die kreativen Gestaltungsmöglichkeiten, die geboten werden, genutzt werden?

Ziel dieses BFE-Projekts ist es, das Verständnis solcher Mikroflammen zu vertiefen, um ein verbessertes Clusterbrennerkonzept zu entwerfen, das in atmosphärischen Tests wie folgt validiert wird:

- Der additiv gefertigte Brenner liefert gleichmäßige Mikroflammen
- Keine Anzeichen von Flammenrückschlag oder Überhitzung
- Keine Anzeichen für interne Leckagen
- Die Druckverluste liegen innerhalb der Spezifikationen (ähnlich wie bei Erdgas-GT-Brennern)
- Die Zugabe von Dampf ist möglich und führt zu einer quantifizierbaren NOx-Reduzierung und Betriebsflexibilität.
- Das erforderliche Dampf zu Brennstoff-Verhältnis, um 25 ppm NOx bei 15% O₂ zu erreichen, soll minimiert werden

Die optimierten Brenner, die aus diesem BFE-Projekt hervorgehen, werden die Grundlage für Konstruktionsregeln zur Herstellung von Brennerprototypen für Hochdrucktests im Rahmen der weiteren Entwicklung von CP bilden.



1.4 Literaturstudie

Beim Literaturstudium zeigte sich, dass die Entwicklungen im Bereich der Wasserstoffverbrennung zu kleinen Brenneinheiten hintendieren. Eine Ausnahme bilden die Entwicklungen bei Ansaldo im Bereich der sequenziellen Gasturbinen-Verbrennung.

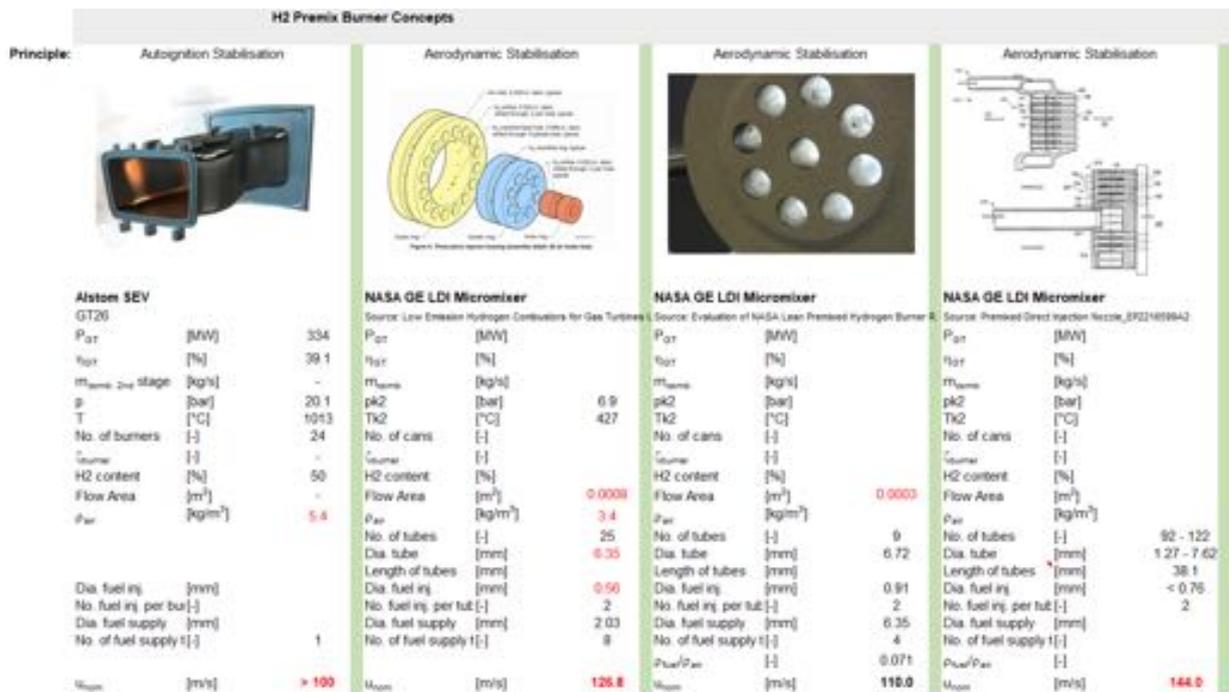


Abbildung 3: Wasserstoff-Brenner-Entwicklungen [1]

Bedingt durch die hohe Reaktivität und Flammgeschwindigkeit des Wasserstoffes sind die Brennerluftgeschwindigkeit dieser Entwicklungen deutlich oberhalb der 100m/s.

Eine detaillierte Literaturstudie ist in der Machbarkeitsstudie [1] zu diesem Projekt durchgeführt worden.



2 Theoretische Grundlagen

2.1 Wasserstoffverbrennung

Wasserstoff ist das am häufigsten vorkommende Element und ist in chemisch gebundener Form in nahezu allen organischen Verbindungen vorhanden.

Wie bei allen Brennstoffen ergeben sich auch für Wasserstoff als Brennstoff Vorteile sowie Nachteile.

- **Vorteile**
 - Bei der Verbrennung entstehen keine Kohlenwasserstoffe, kein Schwefeloxid, kein Kohlenmonoxid und kein Kohlendioxid (kein Treibhauseffekt)
 - verbrennt rückstandsfrei
 - Stabile Flamme
 - Weiter Zündbereich (4 – 76 vol-%)
 - geringe Zündenergie ($E = 0,02 \text{ mJ}$)
 - Unbegrenztes Vorkommen (90% aller Atome)
 - Verfahren zur Energiegewinnung aus regenerativen Energiequellen sind auf dem Vormarsch
- **Nachteile**
 - Hohe Flammgeschwindigkeit (etwa Faktor 10 gegenüber Kohlenwasserstoffen)
 - Energieintensive Herstellung bei der Elektrolyse wegen der hohen Bindungsenergie der H_2O -Verbindung ($\Delta H = 463 \text{ kJ/mol}$)
 - Verfügbarkeit bei Grossanlagen, welche zu 100% mit Wasserstoff betrieben werden sollen
 - Verteilung, Infrastruktur

Wegen der Gefahr des Flammenrückschlags ist hier die hohe Flammgeschwindigkeit als Nachteil aufgeführt. Bei richtiger Brennerauslegung mit stabiler Flammenposition wird dieser Nachteil aber in einen Vorteil umgewandelt, da sich damit die Baulänge einer Brennkammer reduzieren lässt und somit auch die Anlagenkosten. Dies gilt allerdings nur für Neuanlagen und nicht für das Retrofitgeschäft.

Bei der Auslegung eines Brenners für den Wasserstoffbetrieb gilt es viele Parameter und deren Wechselwirkung zu beachten. Abbildung 4 zeigt ein stark vereinfachtes Beziehungsnetz dieser Parameter.

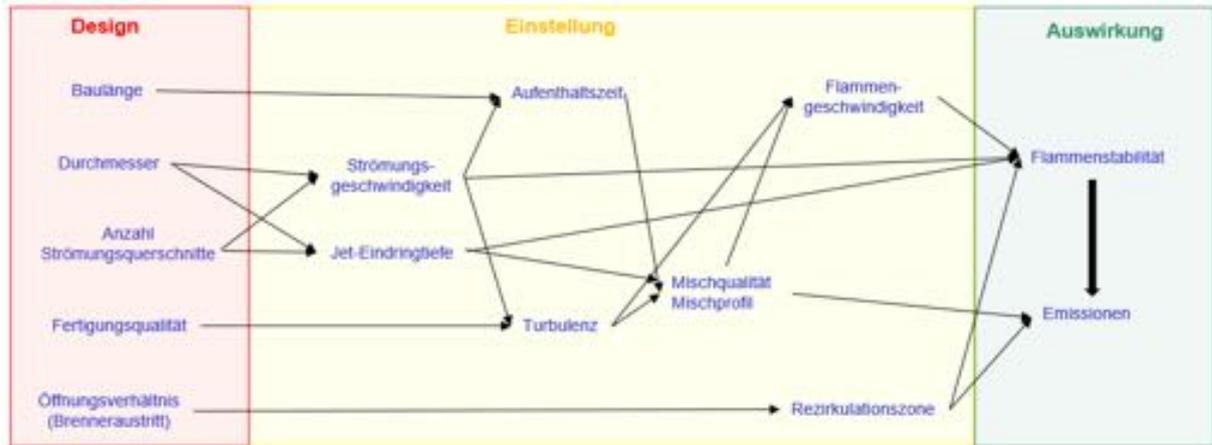


Abbildung 4: Vereinfachtes Parameter Netz

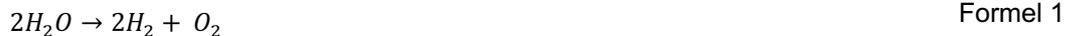
Über Designparameter des Brenners werden physikalische sowie thermochemische Größen eingestellt, welche die Flammenposition beeinflussen und somit auch die Emissionen, die erreicht werden können. Die Baulänge beeinflusst zum Beispiel die Mischung zwischen Brennstoff und Verbrennungsluft und damit auch die Emissionen, welche erzielt werden. Über die Anzahl der Mikrobrennerrohre und deren Durchmesser wird die Leistung des Brenners bei einer bestimmten Flammentemperatur definiert und auf eine spezifische Gasturbine eingestellt.

2.2 Wasserstoffaufbereitung

Wasserstoff kommt in der Natur nur in gebundener Form vor (H_2O , CH_4 etc.). Daher müssen solche Verbindungen aufbereitet werden, um an den reinen Wasserstoff zu gelangen. Dazu gibt es unterschiedliche Verfahren und Prozesse. Die wichtigsten sind nachfolgend in diesem Kapitel aufgeführt und kurz erklärt.

Elektrolyse

Wasserstoff kann durch Elektrolyse direkt aus Wasser gewonnen werden. Bei diesem Prozess wird kein direktes CO_2 produziert und aus Wasser entsteht molekularer Wasser- und Sauerstoff. Die Gesamtreaktion wird beschrieben durch die nachfolgende Formel 1.



Im Elektrolyseur wird Wasser (H_2O) durch Strom in seine Bestandteile Wasserstoff (H_2) und Sauerstoff (O) aufgespalten.

Vergasung

Eine andere Möglichkeit Wasserstoff zu gewinnen sind Vergasungsprozesse. Dazu gibt es verschiedene Verfahren, auf die hier nicht eingegangen wird. Bei all diesen Verfahren werden aus Kohlenwasserstoffen (z.B. Heizöl, Kohle oder Biomasse) hauptsächlich Wasserstoff und Kohlenmonoxid erzeugt. Dies geschieht unter Sauerstoffmangel und es entsteht sogenanntes Synthesegas. Das Verhältnis von CO zu H_2 liegt bei der Kohlevergasung bei etwa 0.5 und für Heizöl bei 1.0. Die allgemeine Reaktionsgleichung wird durch Formel 2 beschrieben.



Dampfreformierung



Die Dampfreformierung ist das zurzeit bedeutendste großindustrielle Verfahren zur Herstellung von Wasserstoff aus kohlenstoffhaltigen Energieträgern (z.B. Erdgas, Methan, Biogas, Biomasse) und Wasserdampf. Die allgemeine Reaktionsgleichung (Methan als Brennstoff) wird durch Formel 3 beschrieben



Das CO kann durch Zugabe von Wasserdampf in einer nachfolgenden Stufe (Wassergas-Shift-Reaktion, Formel 4) in CO₂ umgewandelt und der Wasserstoff aus dem Wasserdampf separiert werden. Dadurch erhöht sich der Wasserstoffertrag.



Das in diesem letzten Schritt erzeugte CO₂ kann dann im Rahmen einer CCS-Anlage abgesaugt und abgeschieden werden, um so genannten "blauen Wasserstoff" zu isolieren und zu erzeugen.

Pyrolyse

Pyrolyse ist ein thermo-chemischer Umwandlungsprozess, bei dem organische Verbindungen bei hohen Temperaturen und in Abwesenheit von Sauerstoff ($\lambda=0$) gespalten werden. Die Bindungen innerhalb der Moleküle werden durch die hohen Temperaturen gespalten und durch den Sauerstoffausschluss wird eine Verbrennung verhindert. Mit höherer Temperatur und längerer Pyrolysedauer werden mehr gasförmige Produkte erzeugt, dagegen mit niedrigen Temperaturen und kürzeren Dauern eher flüssige Produkte. Formel 5 beschreibt die Methanpyrolyse.



Der anfallende Kohlenstoff kann in der Industrie als Grundstoff für verschiedene Industrieprozesse und Konsumgüter verwertet werden. Verfahren, um aus Erdgas mittels Methanpyrolyse Wasserstoff herzustellen, befinden sich in der Marktreife.

Gärung

Hier wird die Fähigkeit von Mikroorganismen ausgenutzt, um komplexe Biomasse in seine Grundbausteine aufzuspalten und dabei energiereiches Methan zu bilden. Aus organischen Verbindungen in der Biomasse (z.B. Fette, Proteine oder Kohlenhydrate) wird durch vergärende Bakterien neben CO₂ und organischen Verbindungen (z.B. CH₄) auch H₂ gebildet. Da bei diesem Prozess der Sauerstoff (anaerob, im Gegensatz zur Fermentation, welche auch aerobe Vorgänge einschliesst) als Oxidationsmittel fehlt, wird nur ein Teil der in der Biomasse enthaltenen Energie gewonnen.

2.3 Flammengeschwindigkeit

In der Verbrennung wird zwischen der laminaren und der turbulenten Flammengeschwindigkeit unterschieden.

Laminare Flammengeschwindigkeit

Die laminare Flammengeschwindigkeit ist die Geschwindigkeit, mit der sich eine ebene Flamme senkrecht zu ihrer Oberfläche in einem ruhenden Gemisch aus Luft und Brennstoff ausbreitet. Bei laminaren Flammen ist die Flammenfront ortsfest und stabilisiert sich dort wo die Brennerluftgeschwindigkeit und die laminare Flammengeschwindigkeit gleich gross sind. Sie hängt nur von der Zusammensetzung des Luft/Brennstoffgemisches sowie von Druck und Temperatur ab und ist daher eine stoffspezifische Größe.

Eine einfache Definition der laminaren Flammengeschwindigkeit ist gegeben durch



$$S_L = \frac{\dot{V}_{Mischung}}{A_{Kegel}} \quad \text{Formel 6}$$

Darin bedeutet $\dot{V}_{Mischung}$ der Volumenstrom der Mischung und A_{Kegel} die leuchtende innere Oberfläche des Flammenkegels. Eine etwas detailliertere Beschreibung der laminaren Flammengeschwindigkeit wird von [2] durch die Formel 7 beschrieben.

$$S_L = S_{L0} \left(\frac{T}{T_0}\right)^a \left(\frac{p}{p_0}\right)^b (1 - 2.1 f) \quad \text{Formel 7}$$

Darin bedeuten S_{L0} die laminare Flammengeschwindigkeit [cm/s] des Brenngases bei $T_0 = 298$ K, $p_0 = 1.013$ bar und einer Luftzahl λ . Der Faktor f berücksichtigt die Inertanteile des Brenngases (z.B. N_2 oder Dampf).

Die Exponenten a und b beschreiben die Temperatur- und Druckabhängigkeit der laminaren Flammengeschwindigkeit von der Luftzahl λ (siehe auch Abbildung 5).

$$a = 2.18 - 0.8 \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right), \quad b = -0.16 + 0.22 \left(\frac{1}{\lambda} - 1\right) \quad \text{Formel 8}$$

In Tabelle 1 sind laminare Flammengeschwindigkeiten [3] bei atmosphärischen Bedingungen ($p=1.013$ bar) für stöchiometrische und die Konzentration, bei der die höchste Flammengeschwindigkeit erreicht wird, aufgeführt. Die maximale laminare Flammengeschwindigkeit wird bei etwas fetteren Mischungen ($\lambda < 1.0$, siehe dazu auch Abbildung 5) erreicht. Durch die hohe Reaktivität des Wasserstoffes sind die laminaren Flammengeschwindigkeiten deutlich höher verglichen mit anderen Kohlewasserstoffen.

Weitere Informationen zu laminaren Flammengeschwindigkeiten bei Wasserstoffflammen sind in der Arbeit von M. Messina [4] zu finden.

Stoff	S_{Lmax} [cm/s]	C_{max} [vol-%]	S_{Lstoch} [cm/s]	C_{stoch} [vol-%]
Methan CH_4	43.0	10.17	42.0	9.5
Ethan C_2H_6	48.7	5.99	47.6	5.64
Propan C_3H_8	47.2	4.27	46.0	4.07
Butan C_4H_{10}	45.2	3.38	43.4	3.13
Wasserstoff H_2	364.0	42.5	237.0	29.58
Kohlenmonoxid CO	19.5	41.5	17.4	29.58
Normstadtgas	103.5	25.2	86.0	21.4

Tabelle 1: Maximale und stöchiometrische laminare Flammengeschwindigkeit für verschiedene Brennstoffe



Turbulente Flammengeschwindigkeit

Bei turbulenten Flammen, wie sie in den meisten technischen Verbrennungsvorgängen vorkommen, fluktuiert die Flammenfront um eine mittlere Lage. Die Flammengeschwindigkeit der turbulenten Flamme beträgt ein Vielfaches der Geschwindigkeit der laminaren Flamme.

Bei der Wasserstoffverbrennung spielt die turbulente Flammengeschwindigkeit eine grosse Rolle. So gilt es Strömungsgebiete innerhalb eines Brenners zu vermeiden, in denen Strömungsgeschwindigkeiten herrschen, welche kleiner als diese sogenannte turbulente Flammengeschwindigkeit sind. Wird in solchen Bereichen eine Wasserstoffkonzentration die grösser als 4vol-% (untere Zündgrenze von Wasserstoffgemischen) erreicht, so kann es zu einem Flammenrückschlag kommen und den Brenner zerstören.

Für die Berechnung der turbulenten Flammengeschwindigkeit können in der Literatur viele unterschiedliche Berechnungsformeln gefunden werden. Am einfachsten lässt sich der Unterschied der laminaren (S_L) zu der turbulenten (S_T) Flammengeschwindigkeit durch die Vergrösserung der Flammenoberfläche durch die Turbulenz der Strömung erklären

$$\frac{S_T}{S_L} = \frac{A_L}{A_T} \approx \left(\frac{u'}{S_L} \right) \quad \text{Formel 9}$$

In Formel 9 bedeuten A_L die Oberfläche der laminaren und A_T diejenige der turbulenten Flamme. u' stellt die Fluktuation der Strömungsgeschwindigkeit des Luft/Brennstoffgemisches dar. In technischen Anwendungen beträgt u' meistens 10 – 20% der mittleren Brennerluftgeschwindigkeit.

Eine einfache Näherungsformel [5] zur Abschätzung der turbulenten Flammengeschwindigkeit beschreibt Formel 10.

$$\frac{S_T}{S_L} = 1 + C \left(\frac{u'}{S_L} \right)^n \quad \text{Formel 10}$$

C und n sind experimentell ermittelte Konstanten und liegen zwischen 0.5 und 1.

2.4 Einfluss der Luftzahl λ

Die laminare Flammengeschwindigkeit hängt stark von der lokalen Mischung (Luftzahl λ , [6]) ab. Bei etwas zu fetten Mischungen ($\lambda < 1$), knapp unterhalb des stöchiometrischen Mischungsverhältnisses, wird die höchste laminare Flammengeschwindigkeit erreicht. Abbildung 5 zeigt dies für ein Methan/Luftgemisch. Dieses Verhalten gilt jedoch auch für andere Brennstoffe wie Wasserstoff.

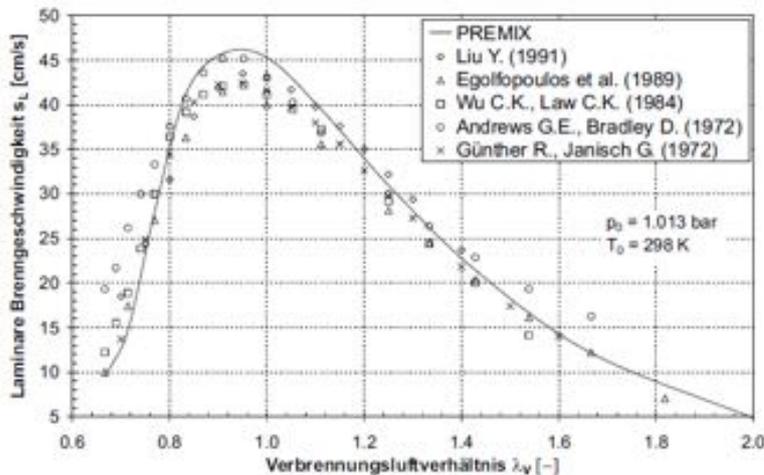


Abbildung 5: Einfluss der Luftzahl λ auf die laminare Flammengeschwindigkeit



2.5 Flammenrückschlag

Für Flammenrückschlag (Flashback) gibt es verschiedene Mechanismen. Dabei wird hier angenommen, dass die Zündverzugszeit (Zeit, bis ein Gemisch sich bei einer gewissen Temperatur selbst entzündet) grösser ist als die Verweilzeit zwischen Brennstoffeindüsung und der Flammenzone.

Flammenrückschlag in der Kernströmung

Ein Flammenrückschlag in der Kernzone der Strömung kann nur erfolgen, wenn die Flammengeschwindigkeit lokal grösser ist als die Strömungsgeschwindigkeit des Luft/Brennstoffgemisches oder sich Rückströmgebiete (Ablösungen) in dieser Zone befinden.

Flammenrückschlag in der Wandgrenzschicht

In Wandgrenzschichten besteht grundsätzlich ein Potenzial für Flammenrückschlag. Dies ist bedingt durch die geringen Strömungsgeschwindigkeit in der Grenzschicht da dort die Geschwindigkeit stark bis auf 0 m/s an der Wand abfällt. Bei Oberflächen mit geringer Temperatur wird durch den Wärmeentzug (Engl. «Quenching») in der Grenzschicht die laminare Flammengeschwindigkeit in diesem Bereich stark abfallen. In der Realität liegen jedoch meist turbulente Flammen vor und es kommt zu Mischungsvorgängen in der Grenzschicht. Diese turbulente Struktur erhöht die Flammengeschwindigkeit und führt zu Flammenrückschlagen, wenn die lokale Strömungsgeschwindigkeit kleiner als die Flammengeschwindigkeit ist.

Verbrennungsinstabilitäten

Durch Schwankungen der Wärmefreisetzung in der Reaktionszone beginnen Druck und Geschwindigkeit zu oszillieren und Verbrennungsinstabilitäten treten auf. Dem turbulenten Strömungsfeld ist dann eine instationäre Strömung überlagert, deren Amplitude bei hohen Pulsationspegeln die Strömungsgeschwindigkeit periodisch weit absenkt. Solche tieffrequenten Instabilitäten können zu Flammenrückschlag sowohl in der Grenzschicht wie auch in der Kernströmung führen.



3 Vorgehen und Methoden

3.1 Randbedingungen

Der H2R-Brenner ist als Retrofitversion für Gasturbinen gedacht. Daher werden die Randbedingungen für die Auslegung (Strömungsquerschnitt, Abmessungen, Flammentemperatur etc.) des Brenners durch die Daten der jeweiligen Gasturbine bestimmt. In Tabelle 2 sind drei verschiedene Gasturbinentypen (SGT800 - Siemens, GT11N2 – Alstom, 9E – General Electric) für einen möglichen Retrofit mit dem H2R Brenner aufgelistet. Diese Auswahl ist nicht abschliessend, soll aber einen Eindruck für die Einsatzbreite des H2R-Brenners geben.

Gas Turbines		SGT800	GT11N2	9E
P_{GT}	[MW]	50.5	115.4	132
η_{GT}	[%]	38.3	33.9	34.6
$\dot{m}_{\text{air,GT}}$	[kg/s]	107	265	333
p_{k2}	[bar]	21.0	15.9	13.1
T_{k2}	[°C]	457	392	365
Burner type	[-]	AEV75	EV171	DLN1
Δp_{bur}	[%]	1.5-2.0	1.5-2.0	1.5-2.0
No. of burners	[-]	30	35	18
D_{flue}	[mm]	105	198	355
$H_{\text{fuel}}(\text{CH}_4)$	[MJ/kg]	50	50	50
$\dot{m}_{\text{fuel}}(\text{CH}_4)$	[kg/s]	2.64	6.81	7.50
$\dot{m}_{\text{air, burner, total}}$	[kg/s]	107	249	308
Source:		Gas Turbine World 2019	International Turbomachinery Handbook 2016	Gas Turbine World 2019

Tabelle 2: Gasturbinen Daten

Rot markierte Werte in der Tabelle 2 sind berechnete Werte basierend auf thermodynamischen Analysen inklusive Plausibilitätsanalyse der jeweiligen Gasturbine.

3.2 H2R-Testbrenner

Die Leistung (<120kW) des atmosphärischen -Teststands der FHNW (COBRA) ist zu klein, um einen H2R-Brenner mit der für Gasturbinen erforderlichen Grösse und Leistung testen zu können. Daher gilt es diesen Brenner zu verkleinern und doch repräsentative Tests und Aussagen machen zu können. Dazu wurde ein CB15 (Brenner mit 15 Mikrobrennern) gewählt. Diese Grösse erlaubt auf dem COBRA-Teststand genügend Freiraum für Leistungs-, Flammen- und Geschwindigkeitsvariationen. Im Weiteren wird durch die Anordnung von drei ineinandergreifenden Luftröhrchenpaketen (gekennzeichnet durch drei Kreise in der rechten Seite von Abbildung 6) die Interaktion zwischen den einzelnen Luftröhrchen gut abgedeckt.

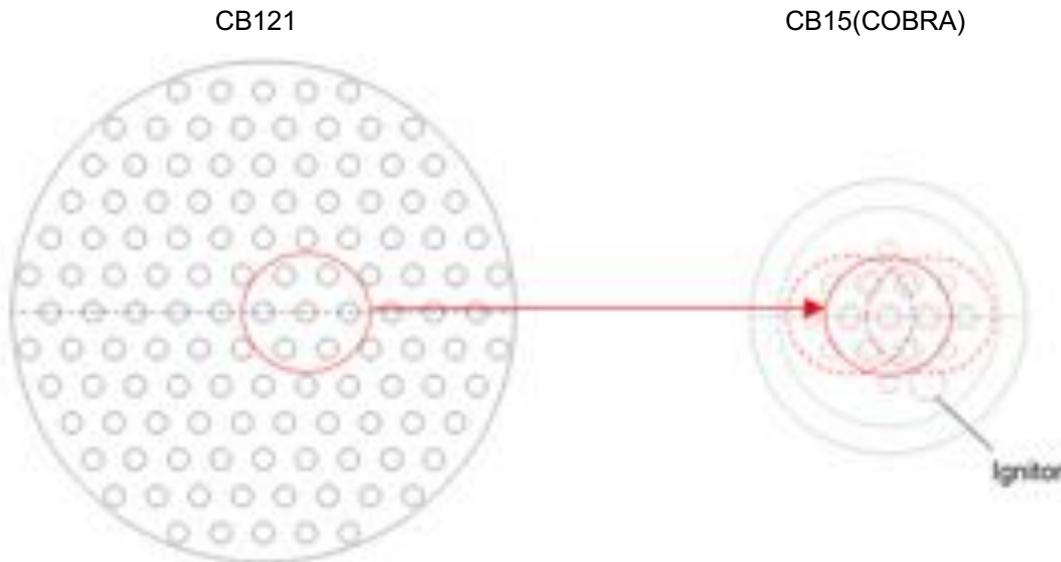


Abbildung 6: H2R-Testbrenner

Der CB15 baut auf den Erkenntnissen auf, die vorgängig mit dem CB7 gewonnen wurden. In einer Weiterentwicklung basierend auf dem CB15-Design wurde dann das CB6-Design entwickelt und atmosphärisch getestet.

3.3 Druckverluste

3.3.1 Brennerdruckverlust

Der luftseitige Druckverlust des H2R-Brenners wird durch den Einlauf-, Wandrauigkeits- und den Auslaufdruckverlust bestimmt. Dies sind die Druckverluste ohne Flamme. Die Flamme selbst erzeugt einen weiteren Druckverlust. Berechnete Druckverlustbeiwerte für die einzelnen Bereiche sind in Tabelle 3 aufgelistet. Es zeigt sich, dass die grössten Beiträge zum Druckverlust des H2R-Brenners durch die Wandrauigkeit (absolute Wandrauigkeit für verzinkte Stahlrohre angenommen mit 0.15mm) und den Auslass beigetragen werden. Neben der Änderung des Durchmessers können in diesen zwei Bereichen Optimierungen bezüglich Druckverluste vorgenommen werden.

ζ_{Einlauf}	$\zeta_{\text{Wandrauigkeit}}$	ζ_{Auslass}	ζ_{Flamme}	ζ_{Total}	
[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	
0.04	0.45	0.72		1.21	Keine Flamme
0.04	0.45	0.72	0.08	1.30	Mit Flamme

Tabelle 3: Druckverlustbeiwerte H2R-Brenner

Detailliertere Betrachtungen zu dem Brennerdruckverlust werden im Kapitel 5.1 Clusterbrenner CB7 [7] gegeben.



3.3.2 Druckverlust der Brennstoffinjektion

Der theoretisch benötigte Druck für die Brennstoffeindüsung wurde über die Ausflussfunktion berechnet, welche definiert wird als

$$\psi = \sqrt{\frac{\chi}{\chi - 1} \left[\left(\frac{p_a}{p_i} \right)^{\frac{2}{\chi}} - \left(\frac{p_a}{p_i} \right)^{\frac{\chi+1}{\chi}} \right]} \quad \text{Formel 11}$$

Darin bedeuten χ der Isentropenexponent des Brennstoffgases, p_i der Druck vor der Injektordüse und p_a derjenige nach der Düse.

Der Massenstrom durch die Düse berechnet sich dann mit Formel 12.

$$\dot{m} = \mu * \psi * A_a \sqrt{2 * \rho_i * p_i} \quad \text{Formel 12}$$

μ entspricht der Ausflusszahl für die Düse und A_a die Fläche der Injektordüse unter Berücksichtigung der Kontraktion. ρ_i ist die Dichte des Gases vor der Düse mit dem Druck p_i .

Die Werte für Δp_{fuel} aus der Tabelle 3 sind auf diese Weise berechnet worden und beziehen sich auf den Plenumsdruck (luftseitig) vor dem Brenner.

3.4 Konzentrationsprofil

In einer ersten Näherung wird angenommen, dass sich ein normalverteiltes Konzentrationsprofil um die Brennstoffjetachse bilden wird. Dabei gilt es zu beachten, dass möglichst wenig Brennstoff sich im Bereich der Grenzschicht anreichern kann. Die Wasserstoffkonzentration in diesem Bereich sollte unterhalb der unteren Zündgrenzen < 4vol-% (auch Explosionsgrenzen genannt) des Wasserstoffes liegen.

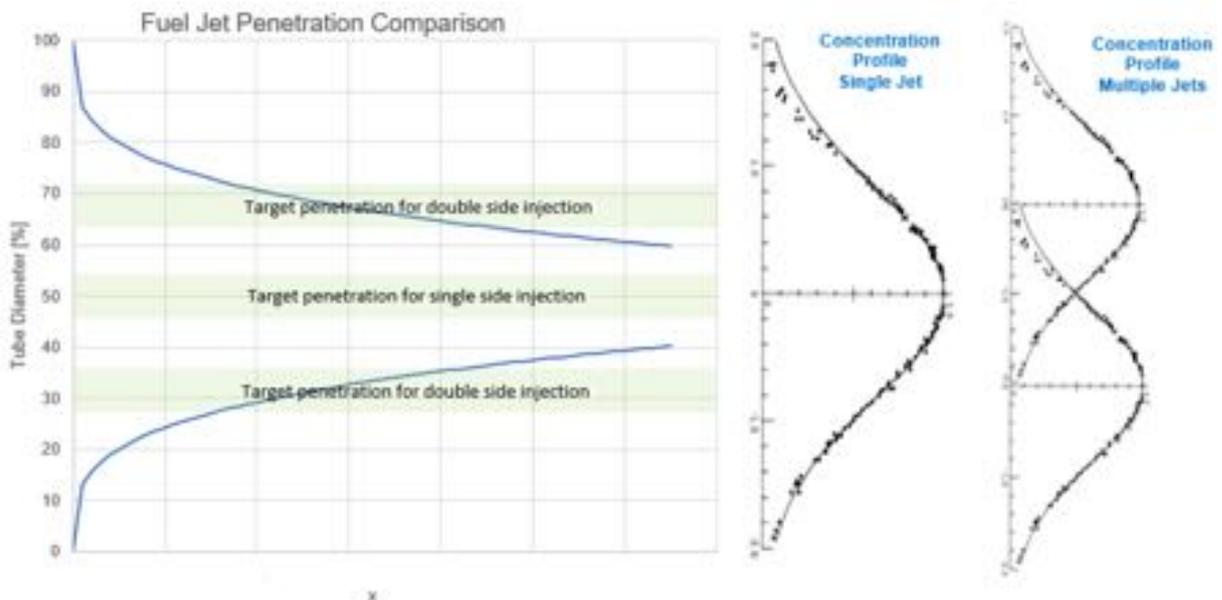


Abbildung 7: Zieleindringtiefen von Brennstoffeindüsung



Um eine erste Abschätzung über das Profil der Wasserstoffkonzentration über den Strömungsquerschnitt zu erhalten wird die Thetakorrelation nach Holdeman [8] umgeformt um das Konzentrationsprofil zu erhalten. Die Simulation der doppelseitigen Brennstoffeindüsung erfolgt durch Spiegelung des einseitigen Konzentrationsprofils.

$$\theta_c = \frac{T_{Local} - Tk_2}{T_{fuel} - Tk_2} \tag{Formel 13}$$

T_{Local} steht für die lokale Mischtemperatur gebildet aus dem Brennstoff (T_{fuel}) und der Hauptströmung (Tk_2).

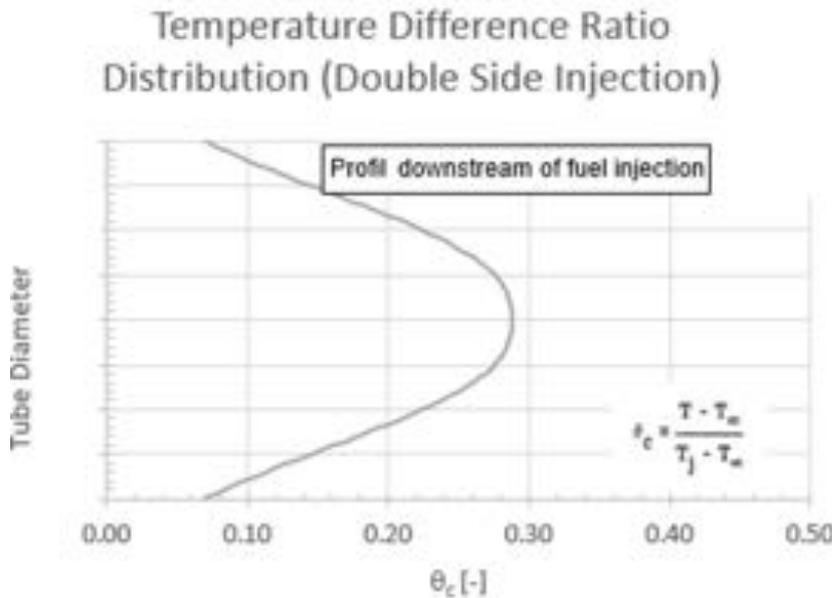


Abbildung 8: Thetaprofil („Temperatur“) der Strömung

Die lokale Mischtemperatur kann aus den Teilströmen berechnet und somit auch die lokale Konzentration berechnet werden.

$$T_{Local} = \frac{\dot{m}_{fuel} cp_{fuel} T_{fuel} + \dot{m}_{nom} cp_{nom} Tk_2}{\dot{m}_{fuel} cp_{fuel} + \dot{m}_{nom} cp_{nom}} \tag{Formel 14}$$

Formel 14 aufgelöst nach dem lokalen Massenstromverhältnis ergibt

$$\frac{\dot{m}_{fuel}}{\dot{m}_{nom}} = \frac{cp_{nom} Tk_2 - cp_{nom} T_{Local}}{cp_{fuel} T_{Local} - cp_{fuel} T_{fuel}} \tag{Formel 15}$$

\dot{m}_{fuel} und \dot{m}_{nom} stehen für den Brennstoffmassenstrom respektiv für den Massenstrom der Hauptströmung ohne Brennstoffeindüsung. Die spezifischen Wärmekapazitäten der Einzelströme werden durch cp_{fuel} und cp_{nom} beschrieben.

Der lokale Volumenanteil in [%] des Wasserstoffes lässt sich nun berechnen nach

$$V_{fuel} = \frac{w_{fuel} \rho_{nom} * 100}{w_{fuel} \rho_{nom} + (100 - w_{fuel}) \rho_{fuel}} \tag{Formel 16}$$



w_{fuel} steht für den lokalen Massenanteil in [%] des Wasserstoffes.

Das Wasserstoffprofil [vol-%] ändert sich über die Lauflänge von der Stelle der Brennstoffinjektion bis zum Brenneraustritt. Durch die doppelseitige Eindüsung sind anfänglich deutlich zwei Brennstoffpeaks zu sehen. Über die Lauflänge verschmelzen diese zwei Jets immer stärker und gehen in ein Profil eines einzelnen Jets über (Abbildung 9). Die Länge zwischen der Ebene der Brennstoffeindüsung und dem Brenneraustritt sollte so gewählt werden, dass die Wasserstoffkonzentration im Randbereich (Grenzschicht), also dort wo die Brennerluftgeschwindigkeit durch die Wand stark verzögert wird, unter 4 Volumen-% ist, da diese Konzentration unterhalb der Zündgrenze von Wasserstoff/Luftgemischen liegt.

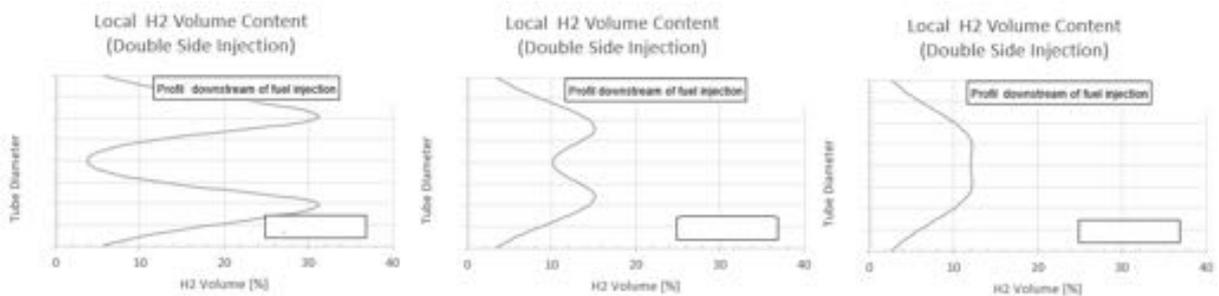


Abbildung 9: Wasserstoffvolumen Profile über die Lauflänge

Wie der Durchmesser der Brennstoffinjektoren die Eindringtiefe und das Profil des Brennstoffes in der Hauptströmung beeinflusst, ist in Abbildung 10 dargestellt. Es zeigt sich, dass mit steigendem Brennstoffinjektordurchmesser ($d/D = 0.0625 - 0.1125$) die zwei Brennstoffstrahlen immer stärker in das Profil eines Einzelstrahles übergehen, das Zentrum stärker mit Brennstoff angereichert wird, aber sich auch die Grenzschicht mit mehr Brennstoff anreichert. Im Weiteren nimmt die Eindringtiefe der Brennstoffjets mit grösserem Durchmesser zu. Jedoch wird dann eine längere Baulänge benötigt bis dieselbe Mischqualität erreicht wird wie bei kleinerem Durchmesser. Dies ist getrieben durch Mikromischeffekte, die bei grösseren Strukturen mehr Zeit für die Ausmischung benötigen. Dieser Effekt ist in Abbildung 11 dargestellt.

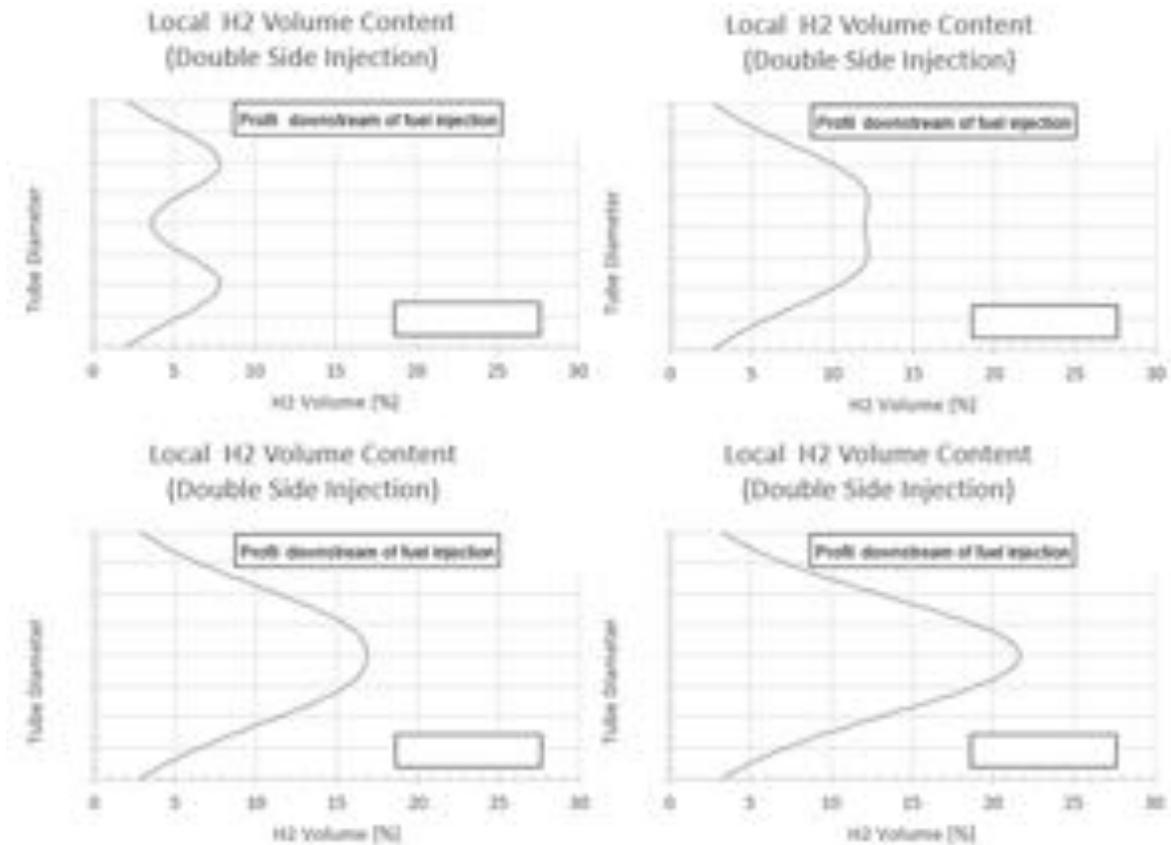


Abbildung 10: Wasserstoffvolumen Profile für verschiedene Brennstoffinjektoren

Basierend auf den Holdeman-Korrelationen benötigen grössere Injektordurchmesser eine längere Baulänge um dieselbe Mischqualität zu erreichen wie bei kleineren Durchmessern. Jedoch erscheinen die auf diese Weise berechneten Baulängen doch etwas gar lang und müssen mittels CFD überprüft werden. Im Weiteren würde die Grenzschicht bei dieser Baulänge stark anwachsen und somit den Flashback in diesem Bereich begünstigen.

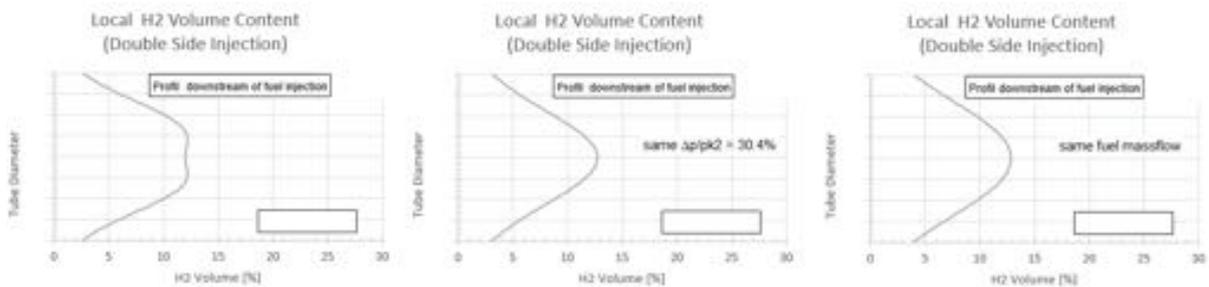


Abbildung 11: Einfluss des Injektordurchmessers auf die Mischungsqualität und Baulänge

Betrachtet man nun den Einfluss einer doppelseitigen oder einseitigen Brennstoffeindüsung in eine Rohrströmung, so ergeben sich deutliche Unterschiede bezüglich des Brennstoffprofils sowie der Wasserstoffkonzentration für eine gleiche Ebene ($x/D=7.5$) stromab der Brennstoffeindüsung (Abbildung 12).

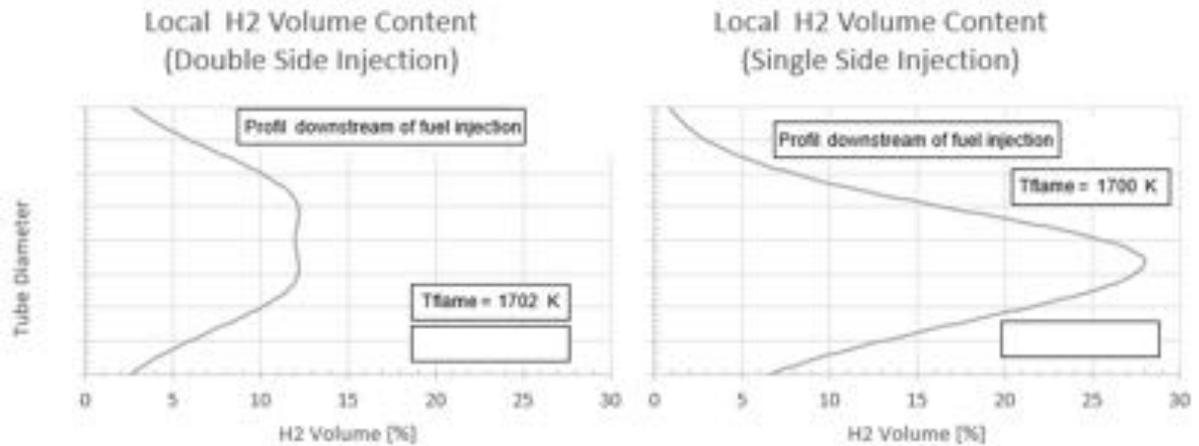


Abbildung 12: Einfluss einseitige oder doppelseitige Eindüsung auf die Mischungsqualität

Eine einseitige Eindüsung bei der dieselbe Menge an Brennstoff zugeführt wird, resultiert somit in ein längeres Brennerdesign wenn dieselbe Mischungsgüte erreicht werden soll, wie bei einer doppelseitigen Eindüsung.

3.5 Brennröhrchen

Die Anzahl der Brennröhrchen und deren Durchmesser wird durch die Betriebsbedingungen (Massenstrom, Druck, Temperatur) der Gasturbine vorgegeben. Neben diesen Parametern spielt natürlich auch die Grösse der Öffnung in der Brennkammer eine Rolle, in die der Brenner passen muss. Wie bereits in Kapitel 3.4 aufgezeigt, beeinflusst der Injektordurchmesser die Mischungsgüte und die Baulänge des Clusterbrenners.

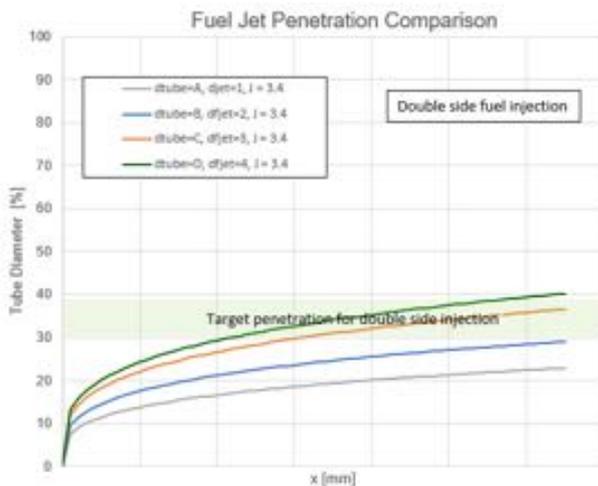


Abbildung 13: Einfluss der Brennröhrchendurchmesser auf die Eindringtiefe der Brennstoffstrahlen

Für gleiches J (Impulsstromverhältnis, siehe 3.6) ergeben sich bei grösseren Röhrchendurchmessern (A) geringere Eindringtiefen für die Brennstoffstrahlen (Abbildung 13). Dadurch müsste die Baulänge des Brenners entsprechend vergrössert werden, um dieselbe Mischungsgüte wie bei kleineren Brennröhrchendurchmessern zu erreichen.



In der Arbeit von M. Messina [9] wurden unterschiedliche Massnahmen zur Reduktion des Flashbackrisikos untersucht. Da verschiedene Konzepte untersucht werden sollten, musste ein Brennerdesign gefunden werden, welches einen modularen Aufbau bei möglichst geringen Kosten bietet. Daher entschied man sich für ein Design mit nur einem Luftrohr. Mit dem CB7 bewegt man sich bereits am unteren Limit des Regel- sowie Messequipments des COBRA-Teststandes. Deshalb war es von Nöten den Durchmesser dieses 1-Rohrbrenners (CB1) gegenüber dem CB7 (oder CB6 und CB15) zu vergrössern. Der CB1 wurde für gleiche spezifische Leistungen dimensioniert wie der CB7. Womit man unweigerlich mit dem eben beschriebenen Problem konfrontiert wurde. Der Einfluss auf die Mischungsgüte ist in der Abbildung 14 dargestellt.

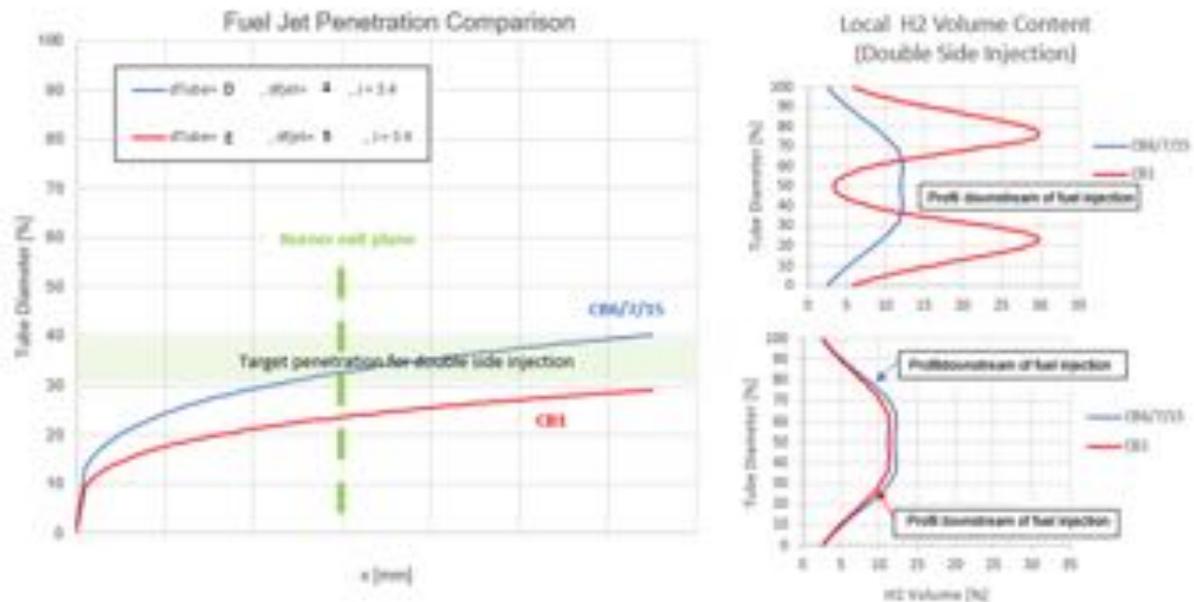


Abbildung 14: Einfluss der Brennerabmessungen

3.6 Brennstoffinjektion

Aus der Literatur können viele Korrelationen aus unterschiedlichen Quellen zur Auslegung von Brennstoffeindüsung verwendet werden. Bei diesen Korrelationen spielt das Impulsstromverhältnis J (Formel 17) zwischen dem Brennstoff und der Hauptströmung eine entscheidende Rolle. Je grösser dieses Verhältnis ist, desto tiefer dringt ein Strahl in die Hauptströmung ein.

$$J = \frac{\rho_{fuel} * u_{fuel}^2}{\rho_{air} * u_{air}^2} \tag{Formel 17}$$

Durch die deutlich kleinere Dichte des Wasserstoffes gegenüber Kohlenwasserstoffbrennstoffen werden höhere Impulsstromverhältnisse bei gleicher Injektorgeometrie und thermischer Leistung erreicht. Verglichen mit Methan (Tabelle 4) beträgt dieser etwa 40%.



	Wasserstoff	Methan	Verhältnis
ρ	0.0899	0.72	0.125
Hu	119.9	50.0	2.398
u_{H_2}/u_{CH_4}			3.3
ρ_{H_2}/ρ_{CH_4}			0.12
J_{H_2}/J_{CH_4}			1.39

Tabelle 4: Vergleich des Impulsstromes zwischen Wasserstoff und Methan

Zur Auslegung der Brennstoff- und Dampf injektoren des H2R-Brenners wurden zwei Korrelation aus der Literatur verwendet. Die Wahl basiert auf früheren Arbeiten, die bei Injektorauslegungen für Gasturbinenbrenner durch das FHNW-Team gemacht wurden und gute Resultate lieferten.

Die hier verwendeten Korrelationen nach Forliti [10] und Holdeman [8] gelten für Einzeljets in Querströmungen. Abbildung 15 zeigt ein Vergleich der berechneten Eindringtiefe für die beiden Korrelationen. Es zeigt sich, dass die Korrelation nach [10] höhere Eindringtiefen berechnet als diejenige nach [8]. Es muss aber gesagt werden, dass die Korrelation nach [10] durch die Parameter C_D und c_{ej} sehr spezifisch auf eine Injektorgeometrie bezogen ist.

$$\frac{y}{D_j B} = A \left(\frac{x}{D_j B} \right)^C, B = \frac{J}{\frac{2 C_D}{\pi} + c_{ej} J^{0.5}} \quad \text{Formel 18}$$

In Formel 18 sind A und C Konstanten, y die Eindringtiefe des Jets und x die Lauflänge. J steht für das Impulsstromverhältnis und D_j entspricht dem Durchmesser des Injektors. C_D ist der Widerstandsbeiwert und c_{ej} der Ansaugfaktor, welcher sehr spezifisch auf eine Geometrie bezogen ist.

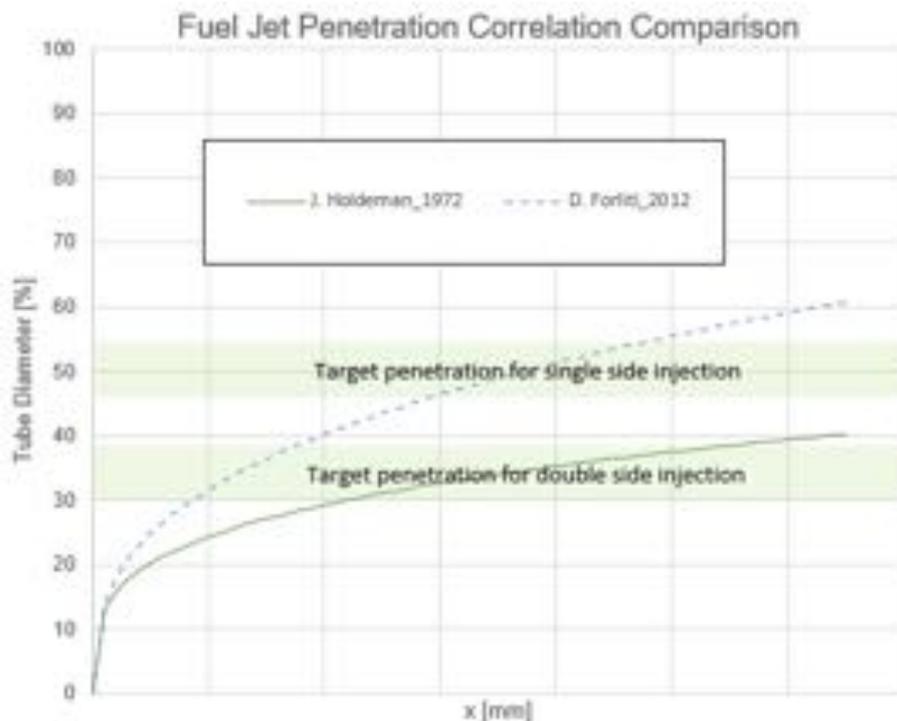


Abbildung 15: Vergleich von Korrelationen



Gegenüber Forliti [10] verwendet Holdeman [8] eine generellere Korrelation (Formel 19).

$$\frac{y}{D} = 0.76 \left(\frac{\rho_j}{\rho_m} \right)^{0.15} J^{0.52} \left(\frac{x}{D} \right)^{0.27} \quad \text{Formel 19}$$

Durch das zusätzliche Dichteverhältnis (ρ_j = Dichte des Jets, ρ_m = Dichte der Hauptströmung) in der Korrelation ergeben sich um etwa 18% kleinere Eindringtiefen für Wasserstoff gegenüber z.B. Methan. D entspricht dem Durchmesser des Injektors, y, x und J haben die gleiche Bedeutung wie in Formel 18. Basierend auf Vergleichen mit den CFD-Rechnungen (siehe Kapitel 4.1.4) wurde entschieden, die Holdeman-Korrelationen für die Auslegung der Injektoren des H2R-Brenners zu verwenden.

3.7 Mischlänge Brennstoff mit Luft

Die Länge des Brenners sollte so gewählt werden, dass die Zeit für die Mischung des Brennstoffes mit dem Oxidanten (Luft) ausreicht, um eine homogene Mischung zu erreichen. Dadurch werden lokal fette (brennstoffreiche) Zonen in der Flamme reduziert und somit auch die Gefahr der Bildung von hohen NOx-Emissionen.

Im Weiteren sollte die Aufenthaltszeit des Gemisches innerhalb der Luftröhrchen kleiner sein als die Zündverzugszeit [11] damit es nicht zu einer vorzeitigen Zündung vor der angestrebten Flammenposition kommt. Dies sollte aber bei Vorheiztemperaturen unterhalb 1000°C kein Problem darstellen, da dort die Zündverzugszeit bei Wasserstoff immer noch > 1ms beträgt [12].

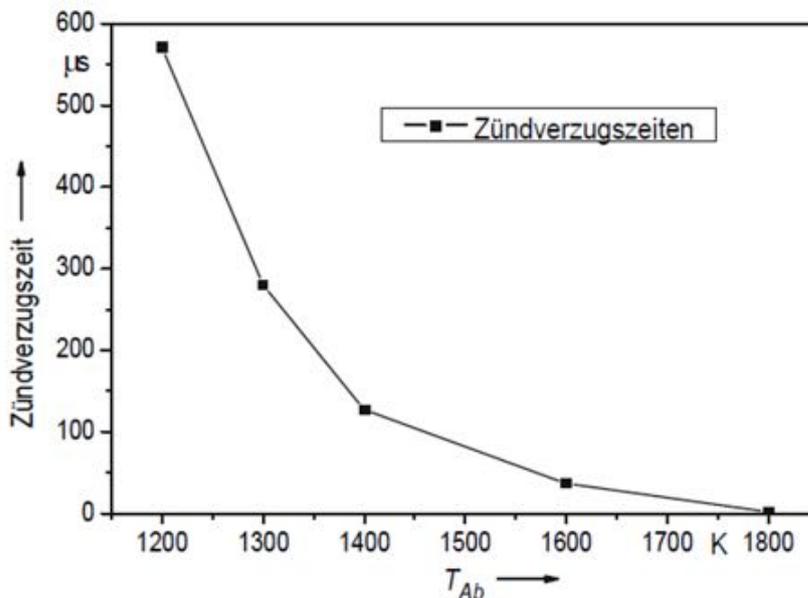


Abbildung 16: Zündverzugszeit 28% H₂/72% Luft



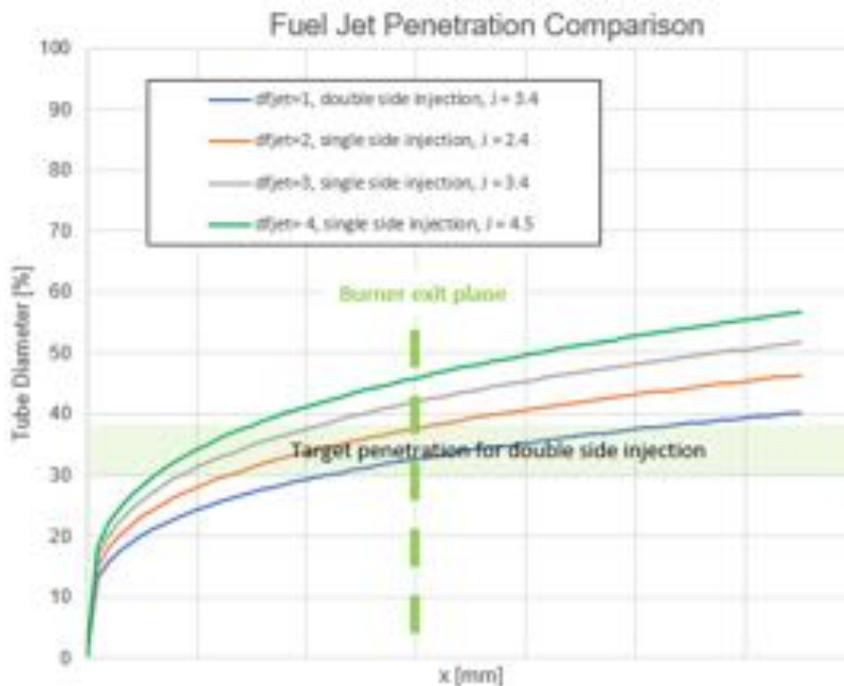
3.8 Brennerauslegung

3.8.1 Generelle Überlegungen

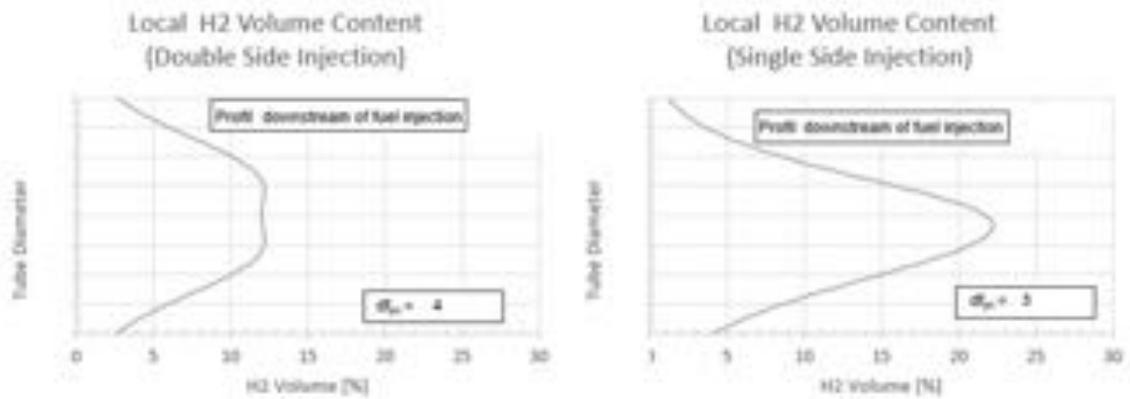
Bei der Brennerauslegung gilt es folgendes zu beachten.

- Brennerluftgeschwindigkeit $> 100\text{m/s}$ -> Anzahl und Durchmesser der Brennröhrchen (Kapitel 1.4, 3.1 und 3.5)
- Einseitige oder doppelseitige Brennstoffinjektion (Kapitel 3.4)
- Der benötigte Druck für die Brennstoffeindüsung sollte zwischen 20-30% bezogen auf den Betriebsdruck der Gasturbine sein (Kapitel 3.4)
- Injektordurchmesser (Kapitel 3.4)
- Baulänge des Brenners (Kapitel 3.4 & 3.7)
- Vermeidung von Wasserstoffkonzentrationen $> 4\text{vol-\%}$ in der Wandgrenzschicht (Kapitel 3.4)
- Vermeiden von Ablösegebieten innerhalb des Brenners in denen sich die Flamme stabilisieren kann. Speziell in Bereich der Wandgrenzschicht
- Vermeiden von starken Turbulenzen in der Strömung (Kapitel 2.3)

Für die Auslegung des CB15 wurde der Brennröhrchendurchmesser gewählt, um eine vernünftige Jeteindringtiefe (Abbildung 13) und eine kompakte Bauweise zu erreichen. Bei der Wahl, ob eine einseitige oder doppelseitige Brennstoffeindüsung eingesetzt wird, entschied man sich für die doppelseitige um die damit verbundene bessere Mischungsqualität bei vergleichbaren J zu nutzen (Abbildung 17).



a)



b)

Abbildung 17: Eindringtiefen von zwei- oder einseitigen Brennstoffjets

Die Baulänge (Brennstoffeindüsung- bis Brenneraustrittsebene) wurde so gewählt, dass einerseits die Wasserstoffkonzentration im wandnahen Bereich $< 4\text{vol-\%}$ ist und eine genügend gute Eindringtiefe ($> 30\%$ des Röhrchendurchmessers da doppelseitige Eindüsung) erzielt wird.

Bei gleichem Brennstoffmassenstrom durch die Injektoren (Brennstoffeindüsung) variiert die Eindringtiefe der Brennstoffstrahlen je nach Injektordurchmesser sowie deren Anzahl pro Brenneröhrchen (Abbildung 18).

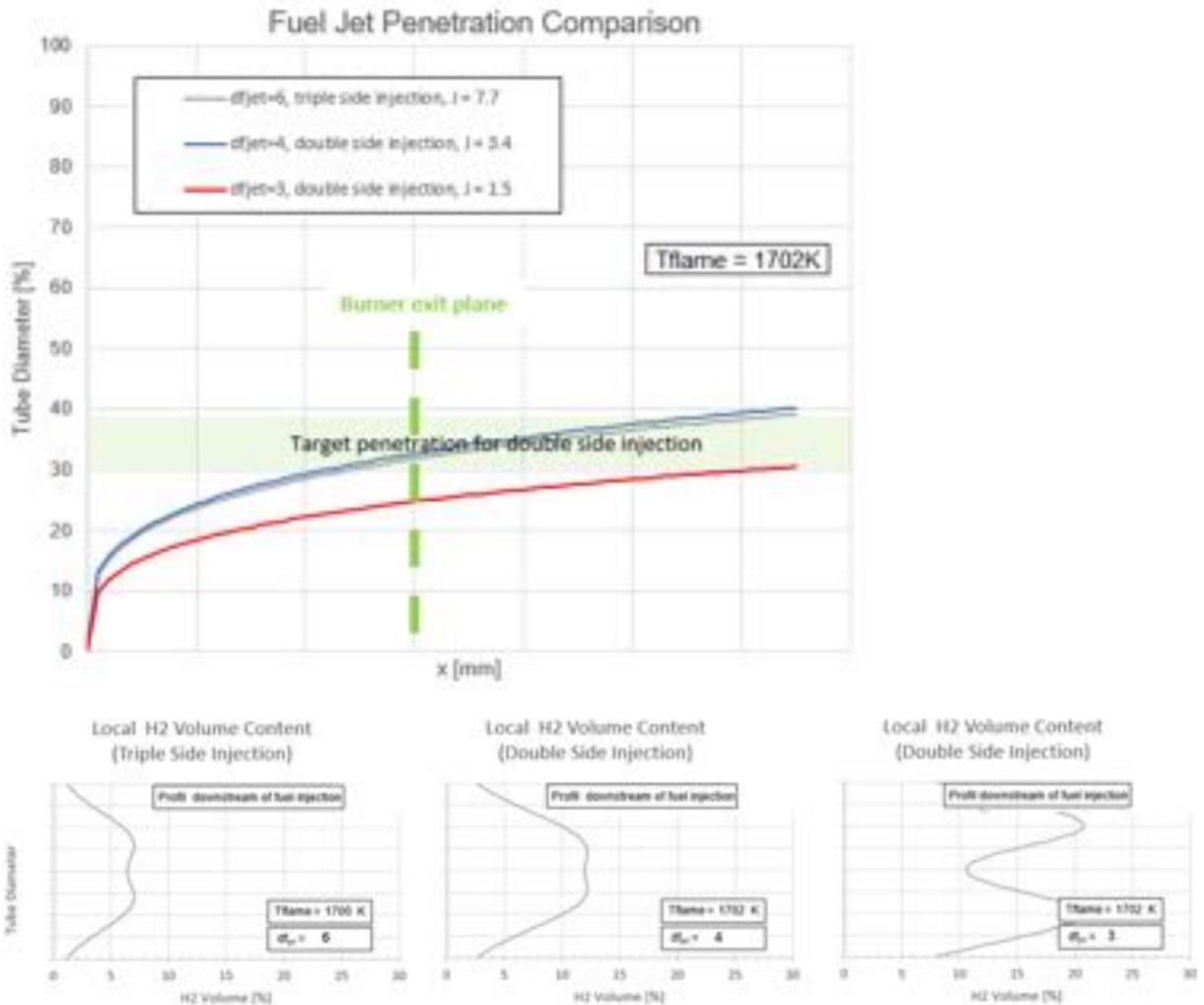


Abbildung 18: Eindringtiefe von Jets mit verschiedenen Durchmessern

Die beste Mischqualität wird mit der Version mit 3 Injektoren mit Durchmesser 0.063D (3) pro Brennröhrchen erreicht. Basierend auf den Informationen bezüglich Fertigungsgrenzen bei der additiven Fertigung, wurde entschieden, die Version mit zwei Injektorlöchern mit Durchmesser 0.088D (4) zu übernehmen.

3.8.2 CB6 Auslegung

3.8.2.1. Co-Axial Injection

One of the primary challenges encountered when designing a hydrogen burner is to ensure a robust operation, free of any flame flashback into the burner, considering all of the static and transient operating conditions of a gas turbine. As mentioned already in section 2.5, flashback can occur for several reasons and through different physical mechanisms. The primary flashback risk for the H2R® is associated with the boundary layer flashback within the tubes of the burner flow. The likelihood of occurrence increases with the global reactivity of the fuel and the local conditions of fuel-air mixtures within the boundary layer.

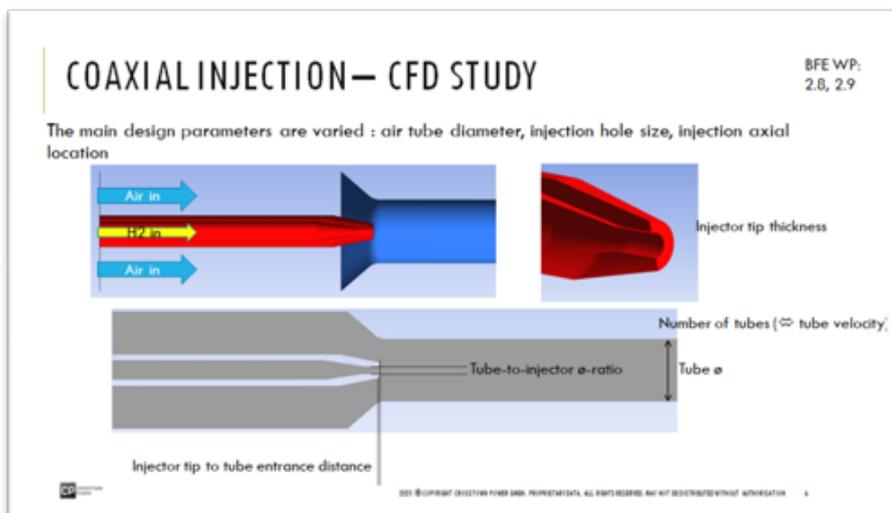
A crossflow injection scheme has been devised in the previous test burners, and optimized for mixing quality, i.e. for reduced NOx emissions. Correspondingly, the sizing of the injectors is laid out to provide



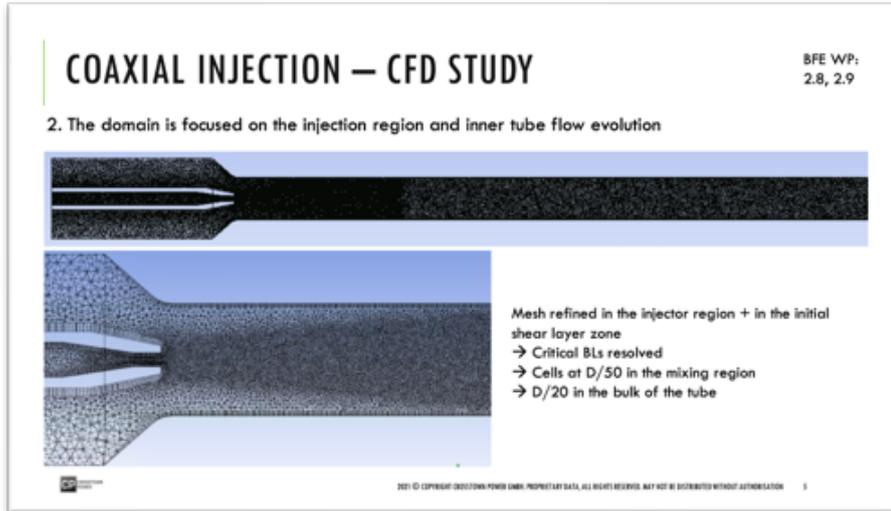
sufficient penetration of the fuel jets into the air flow and promote mixing. This was shown in the previous sections 3.4 to 3.7 in general, and in 3.8.1 for the CB15 in particular. The optimal conditions of penetration are, however, depending on the burner operating conditions, and on the injection holes manufacturing quality. In an attempt to alleviate the dependency to these external factors, and to provide potential improvement to the flashback resistance of the burners, a co-axial injection scheme has been proposed for the H2R burner as a part of the BFE WP3 and BFE WP4 development. The technical motivation is to inject the fuel far from the burner walls, i.e. far from the boundary layer, and therefore reduce the risk of local highly reactive pockets of fuel-air mixtures in low-velocity regions of the burner flow.

An extensive literature exists on the fundamental aspects of co-axial injectors and the aerodynamics characteristics of such a configuration. The formation of a wake along the lip of the injectors, followed by the axisymmetric shear layers within this configuration lead to the formation of spatial instabilities which trigger large scale structures, and enhance the mixing of fuel and air. Despite the identification of the momentum flux ratio as a key parameter to describe the co-axial jet characteristics in this work, no constitutive correlations of mixing quality could be found in the existing literature.

A numerical approach, focused on the geometry scales and conditions relevant to the H2R burner operation, was adopted to study the impact of various design parameters on the mixing quality for this configuration. A CFD analysis has been carried, focusing on a single tube, for simplicity, where the meshing permitted a very fine resolution of the fuel air mixing in the initial stage of the interaction, and in the developing shear layers. In order to capture the impact of the injection on the co-flow and the potential interaction with the tube boundary layers, a refined meshing approach has been adopted along the walls of the tube as well. This meshing approach has been applied to the different configuration studied, wherein the key design parameters have been systematically varied, as illustrated below in Abbildung 19.



a)



b)

Abbildung 19: Configuration and meshing of the single tube CFD analysis of a co-axial injector

The CFD study was conducted using the commercial software ANSYS CFX [13], where a multi-species non reacting and turbulent flow was simulated with the $k-\omega$ SST turbulence model included in the software library. The influence of the different design parameters was assessed by examining the evolution of the unmixedness, of the pressure drop, and of the hydrogen concentration within the boundary layer of the tube along the axial stations of the tube. The unmixedness U is a measure of the mixing quality of an injection scheme, relating the overall variance in fuel concentration to a measure of the mean value on a local surface of reference. It is defined as.

$$U = \frac{\langle (\bar{Y}_{H_2} - \langle \bar{Y}_{H_2} \rangle)^2 \rangle + \langle \overline{Y_{H_2}'^2} \rangle}{\langle \bar{Y}_{H_2} \rangle (1 - \langle \bar{Y}_{H_2} \rangle)} \quad \text{Formel 20}$$

where \bar{Y}_{H_2} is the local mass fraction of hydrogen, $\overline{Y_{H_2}'^2}$ its variance, and $\langle * \rangle$ corresponds to the (spatial / temporal) averaging operation. A value of $U = 1$ corresponds to a configuration of completely unmixed fluids, at the plane of injection for instance, whereas a $U = 0$ would correspond to a perfectly mixed configuration.

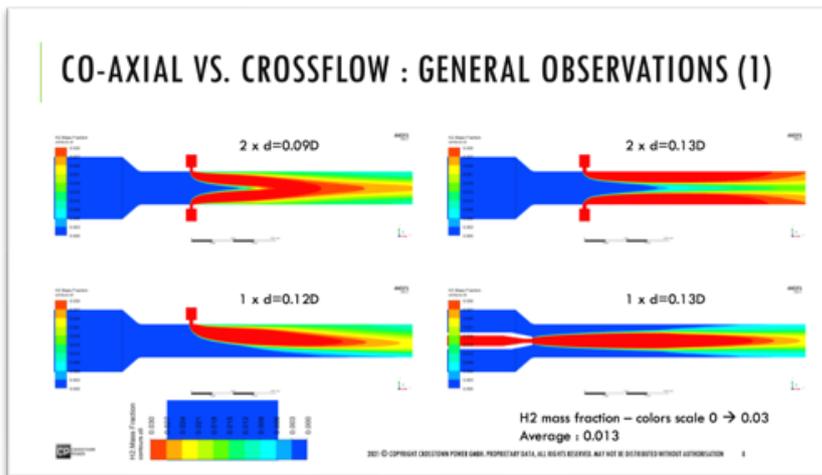
The main design take-aways from the numerical study are as follows:

- The efficacy of the injectors on the mixing quality and penetration of fuel into the boundary layer is mostly independent of the air tube velocity at constant momentum flux ratio. In the range of diameter variation considered for a practical burner, only a small variation in Reynolds number is achieved and has a negligible impact on the turbulence levels. The system pressure drop scales with the squared of the air tube velocity, as expected
- A decrease in injector diameter at otherwise constant tube size leads to an increase in the fuel jet velocity, and correspondingly an increase in momentum flux ratio. Higher shear stress levels in the initial mixing layer and thus higher turbulent kinetic energy are achieved, leading to an improved mixing quality. Since the fuel penetration into the boundary layer will be promoted by an improvement in the overall mixing quality, the decrease in injector diameter leads to a faster enrichment of the low velocity region. Furthermore, an increase in fuel momentum comes with an increased ejector effect, through the increased momentum impulse of the fuel jet. The net pressure of the air at the inlet is thereby reduced, whereas the fuel pressure drop increases

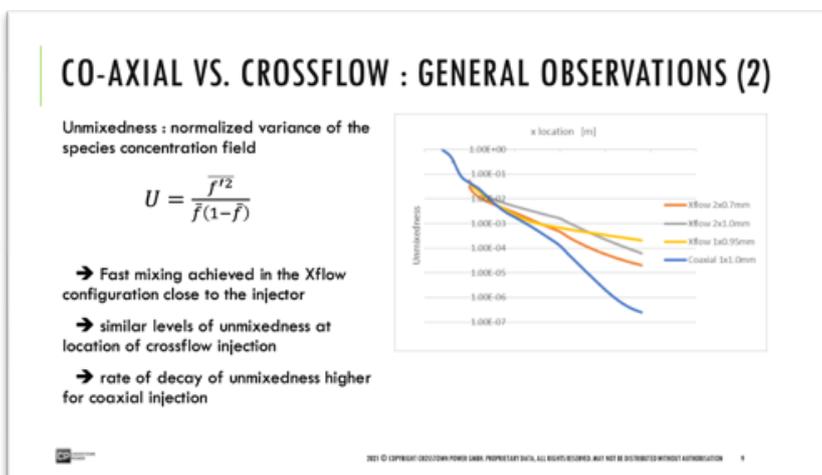


- Considering up- and down- scale of the configuration, mixing and ΔP characteristics scale with x/D . Practically, an increase in the burner tubes diameter would require a proportional linear increase of all burner dimensions to achieve the same mixing and pressure drop
- Keeping the injector tip thickness to a minimum helps reducing the air pressure drop and increases the mixing quality. A slight increase in fuel pressure drop should be expected
- The injector is best positioned slightly upstream of the tube entrance, such that the flow blockage and local flow conditions are not significantly affected by injector-to-injector deviations while ensuring injection in an accelerated region of the air flow

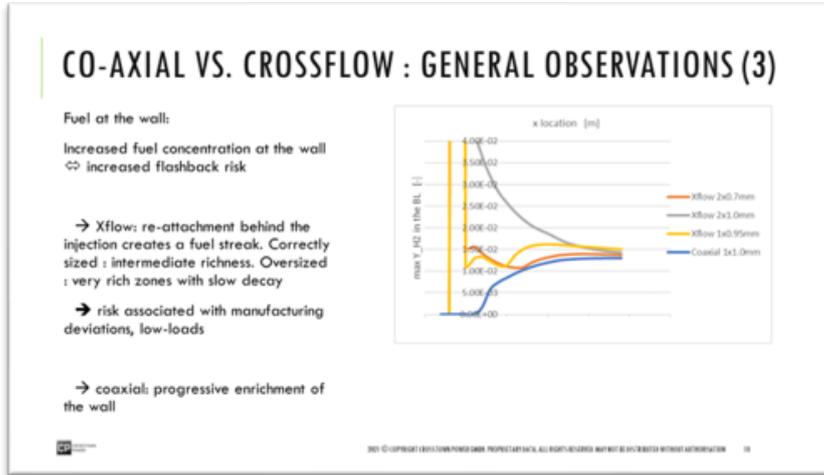
The results of a co-axial injection scheme are presented in Abbildung 20 in relation to crossflow injection schemes. There it can be seen how the original impulse of fuel of the crossflow configuration supports a rapid initial mixing. The co-axial injection approach, on the other hand, shows a relative delay in the mixing process. The rate of progression of mixing is, however, higher than for a crossflow configuration, leading to better net mixing further downstream. Due to the central placement of the co-axial injector, the concentration of fuel within the boundary layer will increase monotonically with axial position, whereas in the case of a crossflow injection, a peak fuel concentration is reached shortly after the injection port and decreases towards equilibrium.



a)



b)



c)

Abbildung 20: Relative comparison of co-axial and crossflow injection schemes from the canonical CFD analysis. a) Field of hydrogen mass fraction in the middle plane, b) axial evolution of the unmixedness factor, c) axial evolution of the maximum hydrogen content in the boundary layer

The principle of the co-axial injection scheme is therefore seen as a potential feature that extends the operability of the burner by reducing the fuel concentration inside the boundary layer (and thereby increasing the flashback resistance of the system), while reducing the burner pressure drop and providing similar, if not better, mixing quality at the flame front.

3.8.2.2. Tubes with angled exits

The CB7 and CB15 designs of the H2R burner relied on the stabilization of multiple straight jet flames, whose lengths depend on the reactivity of the incoming air-fuel mixture. In particular, changes in the air temperature, representative of different gas turbine compressor characteristics and/or of power and load conditions, or changes in the fuel composition and reactivity, lead to variations in the flame stabilization mechanism, flame lengths and jet-to-jet interactions. In another attempt to alleviate these dependencies, an inclination of the discharge jets has been proposed for the H2R burner as a part of the BFE.WP3 and BFE.WP4 development, in order to imprint a swirling component to the discharge flow characteristics at the integral level. If sufficient swirl is provided to the incoming streams, a vortex breakdown can be initiated, thereby increasing the level of turbulence, generating the recirculation of hot products towards the root of the jets, and making the overall flame more compact.

A typical characterization of a swirling flow and its tendency to produce a vortex breakdown is the so-called “Swirl Number” (SN), which is the ratio of the axial flux of angular momentum to the axial flux of linear momentum. In its common simplified formulation, SN is formulated as

$$SN = \frac{G_{\theta}}{R_{out}G_x} = \frac{\int_0^{R_{out}} \rho u_x u_{\theta} r^2 dr}{R_{out} \int_0^{R_{out}} \rho u_x^2 r dr} \quad \text{Formel 21}$$

Discharge flows with an SN below 0.4-0.5 are typically labelled weak/moderate swirl flows, whereas SN above 0.5 corresponds to highly swirling flows, which are more likely to generate the intended vortex breakdown aerodynamics feature. For the initial layout of the inclined jets burner, the formula of SN corresponding to a constant discharge flow distribution (uniform axial velocity, constant flow angle) can be used as a reasonable approximation of an inclined jet configuration.



$$SN = \frac{2}{3} \frac{1 - \left(\frac{R_{inner}}{R_{out}}\right)^3}{1 - \left(\frac{R_{inner}}{R_{out}}\right)^2} \tan(\theta)$$

Formel 22

Where R_{inner} is the inner radial boundary of the swirler, and θ is the flow discharge angle as released by the burner. For the specific layout of the CB6 burners, based on the approximate formulation above and the characteristic dimensions of the burner tubes, a Swirl Number of SN=0.5 is achieved when the discharge flow angle reaches 32°.

Verification of the combustor aerodynamics as a function of the jet inclination angle has been, nevertheless, carried out via CFD, in order to confirm the approximate scaling rule of the burner discharge angle, and to assess the impact of other geometrical characteristics on the tendency to achieve vortex breakdown. A parametric study has been conducted, where the radial position and the inclination of the discharge tubes have been varied, together with the size of the combustion chamber, thereby affecting the global area expansion ratio (total front panel area to total open area of the tubes) of the system. The CFD study was here again conducted using the commercial software ANSYS CFX [13].

A predefined air-hydrogen mixture was used for the non-reacting, turbulent flow simulations, where turbulence modelling was performed using the k- ω SST. The simulation focused on the combustion chamber flow, with particular refinement in the wake of the jets and in the primary zone of the combustion chamber. More than 25 elements were systematically provided across a jet diameter and in its wake, with very progressive coarsening in the primary zone.

In order to assess the appearance and strength of a recirculation region for the different cases, the mass flow of recirculation, corresponding to a zone of negative axial velocity around the centerline of the combustion chamber, is reported in Abbildung 21.

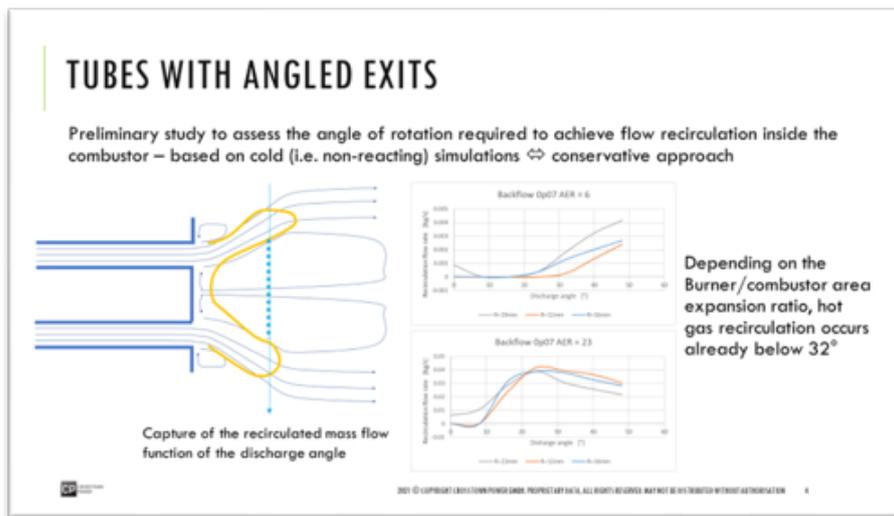


Abbildung 21: Vortex breakdown and recirculation rates for the parametric study of the jets inclination

For very small area expansion ratios, the confinement delays the observation of vortex breakdown to higher discharge angles, i.e. to higher swirl numbers. In further cases where the tubes are concentrated towards the centreline of the burner front face, the onset of vortex breakdown is not observed until a discharge angle of 32° is achieved, i.e. a swirl number of ~0.5. Above this value, a recirculation region is captured and increases in intensity. For higher area expansion ratios, the formation of a vortex



breakdown starts at lower swirl numbers already, and the intensity of the recirculated fluid remains approximately constant for swirl numbers of 0.4 and above.

For the layout of the CB6, the tube inclination at the interface to the combustion chamber has been selected in order to satisfy a condition of vortex breakdown for a large range of area expansion ratios, while satisfying the constraints of additive manufacturing methods employed for the construction of the CB6 burners.

In order to better control the uniformity of the approach flow and the manufacturability of the burners, the inlet to the individual tubes is kept straight with respect to the global burner axis, and a progressive increase in the tube angle is applied as they approach the front face of the burner in order to reach the intended discharge angle



4 Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

4.1 Numerische Simulationen

Im Projekt wurden numerische Simulationen mit der Software ANSYS Fluent [13] vorgenommen, um die Mischqualität der Luft mit Wasserstoff und Wasserdampf zu bewerten. Im ersten Teil wurde ein repräsentatives einzelnes Röhrrchen des CB15-Brenners genommen und unter Maschinenbedingungen gerechnet, damit die Rechendurchlaufzeit stark gekürzt und alle innovativen Ideen evaluiert werden können. Im zweiten Teil wurde der ganze CB15-Brenner im atmosphärischen Prüfstand COBRA gerechnet, um die Verteilungshomogenität der Luft, des Wasserstoffs und des Wasserdampfs zwischen den Röhrrchen zu überprüfen und die Flammenlage zu visualisieren. Das $k-\omega$ SST Turbulenzmodell und das EDC Verbrennungsmodell mit detaillierter Kinetik [14] wurden verwendet.

4.1.1 Eindüsung und Mischqualität im einzelnen Röhrrchen

Das mittlere Röhrrchen wurde vom CB15-Brenner ausgenommen und an den Brenneraustritt wurde eine symmetrische sechskantige Brennkammer angeschlossen, siehe Abbildung 22. Drei Typen der H_2 - und Dampf-Eindüsung, nämlich 90° versetzt, inline (0°) und tangential (TAN), sowie zwei Brennertypen, nämlich PMX (Vormischbrenner) und DIFF (Diffusionsbrenner), wurden unter der in Tabelle 5 gegebenen Maschinengrundlast simuliert. Das globale Äquivalenzverhältnis Φ beträgt 0.4 und das Verhältnis vom Dampfmassenstrom zum Brennstoffmassenstrom ω kommt zu 3.

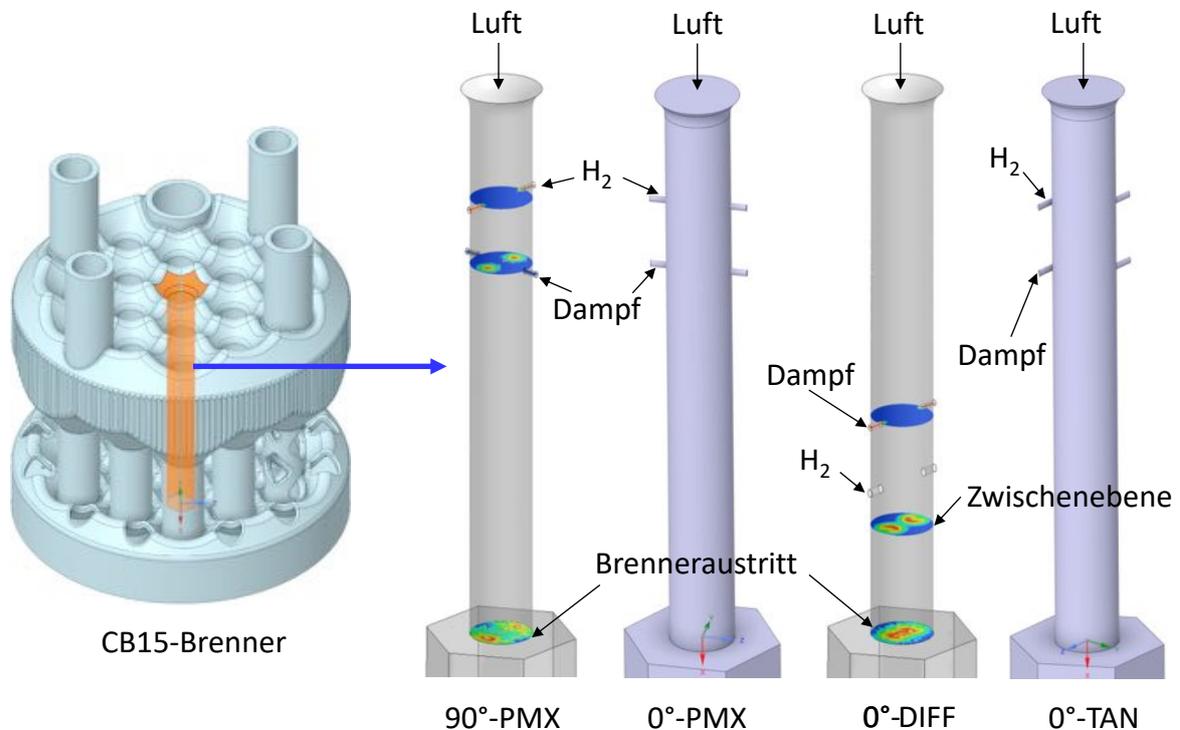


Abbildung 22: Varianten der H_2 - und Dampf-Eindüsung



	Luft	H ₂	Dampf
p [bar]	15.3		
T [°C]	392	50	200
Massenstrom [kg/s]	0.0585	6.747E-04	2.0241E-03

Tabelle 5: Randbedingungen für einzelnes Röhrrchen

Da Wasserstoff und Dampf mit einer Machzahl über 0.5 eingedüst sind, wurde der Löser für kompressible Strömung verwendet. Alle Wände werden adiabat angenommen. Zusätzliche drei Transportgleichungen für O₂, H₂ und H₂O sind gelöst, um ihre Verteilungen zu prognostizieren.

Erstens wurden die H₂-Massenbrüche von 90°-PMX und 0°-PMX verglichen. H₂ ist auf der Ebene 1 (Siehe Abbildung 23) durch zwei elliptische Löcher (a/b=1.5 «Länge zu Breite», wobei die Fläche äquivalent zu d=0.09D ist) eingedüst. Vor der H₂O-Eindüsung (a/b=1.5, äquivalent zu 2x d=0.09D) auf der Ebene 4 gibt es keinen Unterschied zwischen den zwei Varianten (siehe Abbildung 23), wo 90°-PMX auf der oberen und 0°-PMX auf der unteren Reihe dargestellt sind. Da in 90°-PMX die zwei Strahle vom Wasserstoff und Dampf um 90° versetzt sind, ist die H₂-Verteilung auf den weiteren Ebenen kaum vom Dampfstrahl beeinflusst, während sich die H₂-Verteilung nach der Dampfeindüsung sofort ändert, siehe Abbildung 24. Dank der gleichen Strahlrichtung kann der Dampfstrahl Wasserstoff weiter in die Mitte bringen und eine grössere Eindringtiefe ermöglichen, die die Vermischung deutlich verbessert. Auf der Ebene 8 reicht die fette Zone in 0°-PMX bis ins Zentrum der Strömung, während sie im 90°-PMX immer am Rand bleibt, siehe Abbildung 25. Da der Impuls vom Dampf deutlich grösser als der vom Wasserstoff ist, drängt er den Wasserstoff am Brenneraustritt wieder an die Wand in 90°-PMX und nach oben und unten in 0°-PMX. Obwohl 90°-PMX ein kleineres Φ_{max} als 0°-PMX hat, ist seine am Rand liegende fette Zone ein grosses Risiko für Flammenrückschlag, weil die Wandhaftbedingung dort das Fluid stark bremst und die Flamme stromauf ausbreiten kann, wenn die Flammengeschwindigkeit grösser als die Fluidgeschwindigkeit ist.

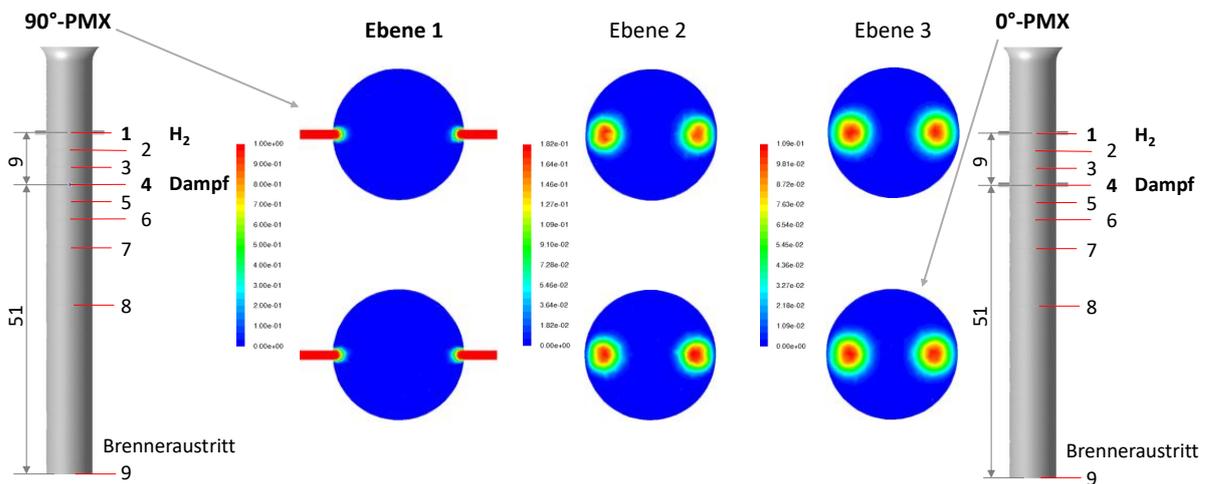


Abbildung 23: H₂-Massenbruch [-] auf den axialen Ebenen 1-3 im Vormischbrenner

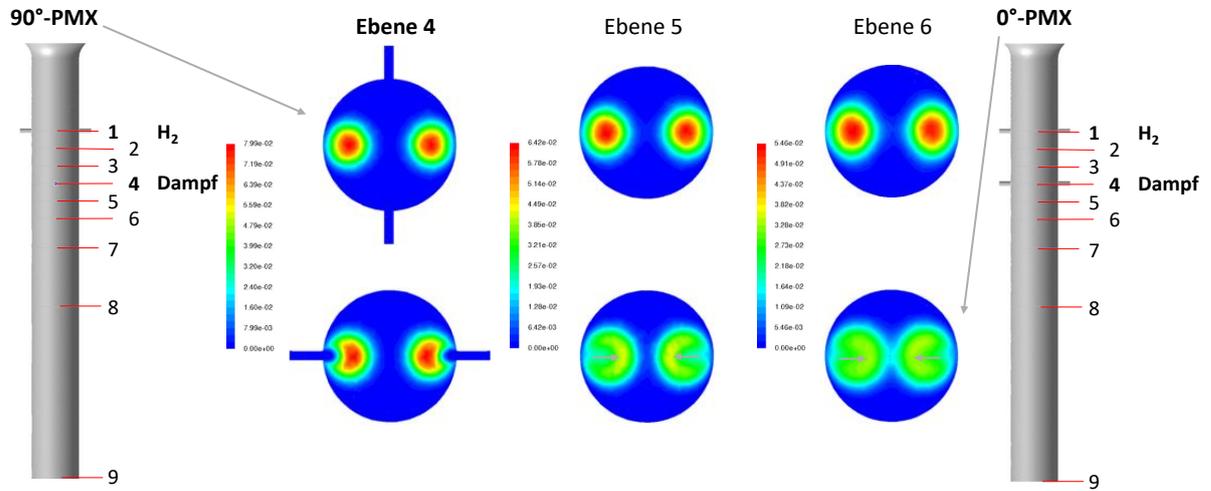


Abbildung 24: H₂-Massenbruch [-] auf den axialen Ebenen 4-6 im Vormischbrenner

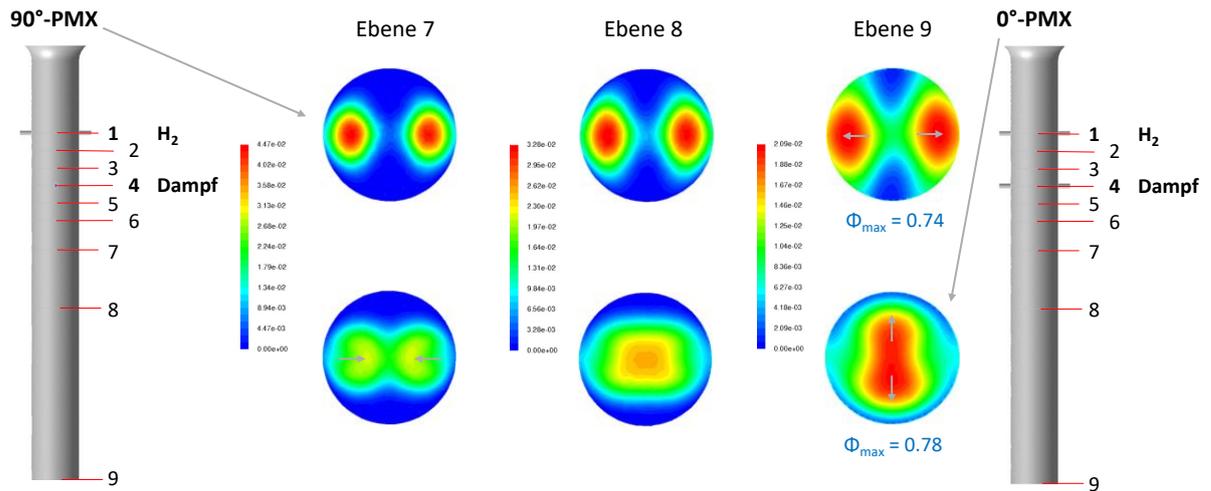


Abbildung 25: H₂-Massenbruch [-] auf den axialen Ebenen 7-9 im Vormischbrenner

Abbildung 26 zeigt die Dampfverteilung auf den Ebenen 4, 7 und 9. Während in 90°-PMX die fette Zone vom Wasserstoff und Dampf völlig getrennt ist, hat 0°-PMX eine ähnliche Verteilung vom Wasserstoff und Dampf, nämlich beide in der Mitte. Dies wird hilfreich für NO_x-Reduktion sein, weil wo sich eine hohe Flammentemperatur (mehr Brennstoff) befindet, ist auch mehr Dampf vorhanden, der genau zu diesem Zweck eingesetzt ist.

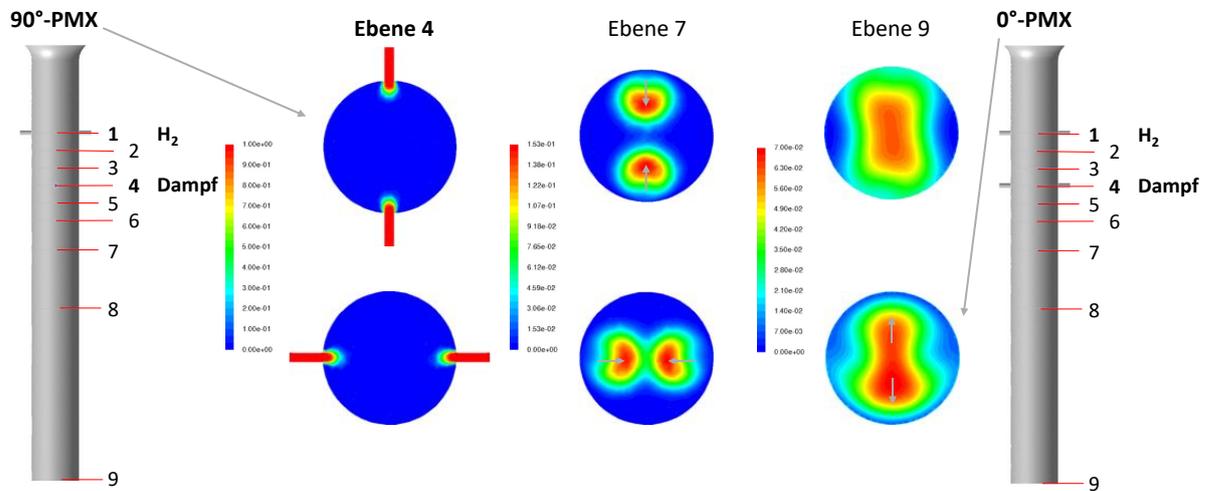


Abbildung 26: H₂O-Massenbruch [-] auf den axialen Ebenen 4, 7 und 9 im Vormischbrenner

Da Wasserstoff nur 1/8 der Dichte von Methan hat und zudem einen 2.4-fach höheren massebezogenen Heizwert hat, ist sein Massenstrom für die gleiche thermische Leistung viel kleiner als der von Erdgas. Dies führt zu einer kurzen Strahleindringtiefe und zur Verschlechterung der Mischqualität. Die inline Eindüsung nutzt den Impuls der zwei Fluide aus und erreicht eine ideale H₂- und Dampfverteilung gegen Flashback und hohe NO_x-Emission.

Gegenüber dem Vormischbrenner verlangt der Diffusionsbrenner kein perfektes Vormischen, sondern eine fette Zone in der Mitte, um die Flamme zu stabilisieren. Deshalb befinden sich die Wasserstoff- und Dampf-Eindüsungen näher am Rohraustritt. Im Diffusionsbrenner wurde erst Dampf ($a/b=1.5$, äquivalent zu $2x d=0.11D$) und dann Wasserstoff ($a/b=1.5$, äquivalent zu $2x d=0.09D$) eingedüst, siehe 0°-DIFF in Abbildung 22. Beruhend auf der vom Vormischbrenner erworbenen Erkenntnis wurde anschliessend die Reihenfolge der Eindüsung umgekehrt und als 0°-DIFF+ benannt. Ein Vergleich der Mischqualität ist in der Abb. 11 dargestellt, wo die obere Reihe 0°-DIFF und die untere Reihe 0°-DIFF+ darstellt.

Abbildung 27 zeigt die H₂-Verteilung entlang der Brennerachse. 0°-DIFF+ gibt eine viel bessere Mischqualität gegenüber 0°-DIFF, obwohl die H₂-Eindüsung ungefähr in gleicher Höheposition ist. Ein genau umgekehrtes Bild der H₂O-Verteilung ist in Abbildung 28 zu sehen, nämlich 0°-DIFF zeigt eine viel bessere Mischqualität gegenüber 0°-DIFF+. Es weist darauf hin, dass das zuerst injizierte Fluid immer besser als das zweite Fluid vermischt, weil es zweimal anderen Fluide begegnet, auf Englisch «jet in cross flow», das zweite aber nur einmal. In 0°-DIFF trifft Dampf z.B. zuerst die Luft und dann den Wasserstoff, während der Wasserstoff nur einmal das Gemisch der Luft und des Dampfs trifft. Um eine gute Mischqualität des Brennstoffs zu erzielen, sollte der Brennstoff also vor dem Dampf eingedüst werden.

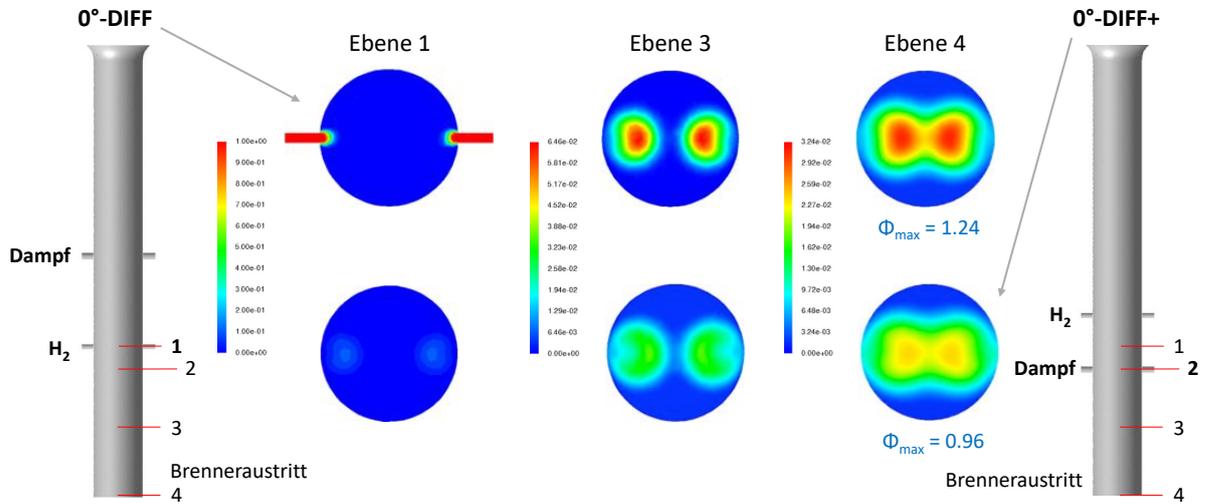


Abbildung 27: H₂-Massenbruch [-] auf den axialen Ebenen im Diffusionsbrenner

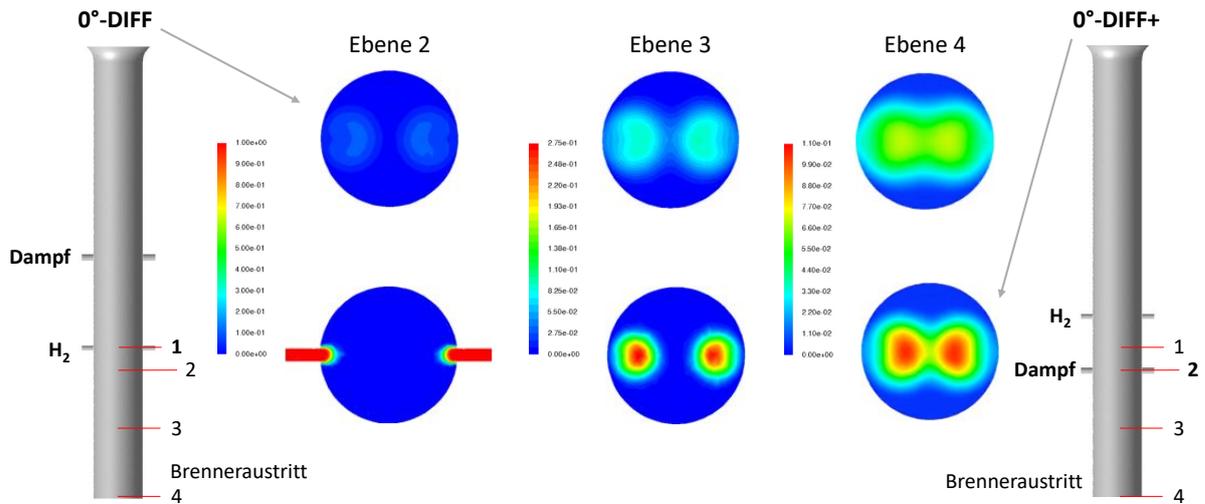


Abbildung 28: H₂O-Massenbruch [-] auf den axialen Ebenen im Diffusionsbrenner

Die Variante der tangentialen Eindüsung 0°-TAN (Abbildung 22) mit den identischen Löchern wie 0°-PMX wurde mit variiertem Abstand L zwischen den zwei gegenüberstehenden Strahlen eruiert, siehe Abbildung 29. Die anderen geometrischen Grössen sind unverändert wie bei 0°-PMX. Der geringfügige H₂-Massenstrom kann nicht in den Luftstrom eindringen, sondern biegt sofort nach der Eindüsung ab und bildet zwei kleine Wirbel, die am Brenneraustritt den Wandbereich stark anreichern, siehe Abbildung 30. Dies erhöht das Flashbackrisiko. Mit dem erhöhten Abstand L sind die Wirbel kleiner geworden und tendieren zur Bildung eines einzigen grossen Wirbels. Der schrumpfende Wirbelumfang verschlechtert die Mischqualität sowohl für Wasserstoff als auch für Dampf.

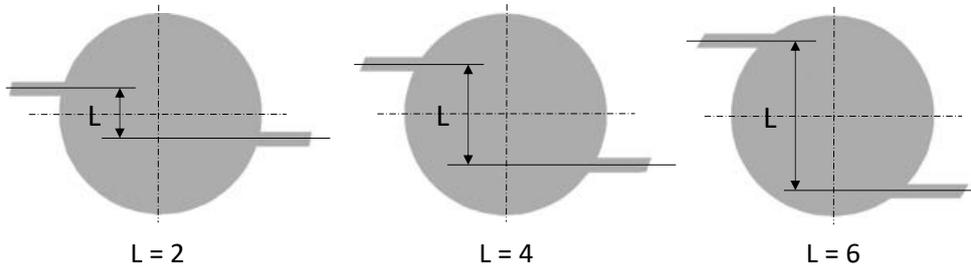


Abbildung 29: Abstandvariation der Variante 0°-TAN

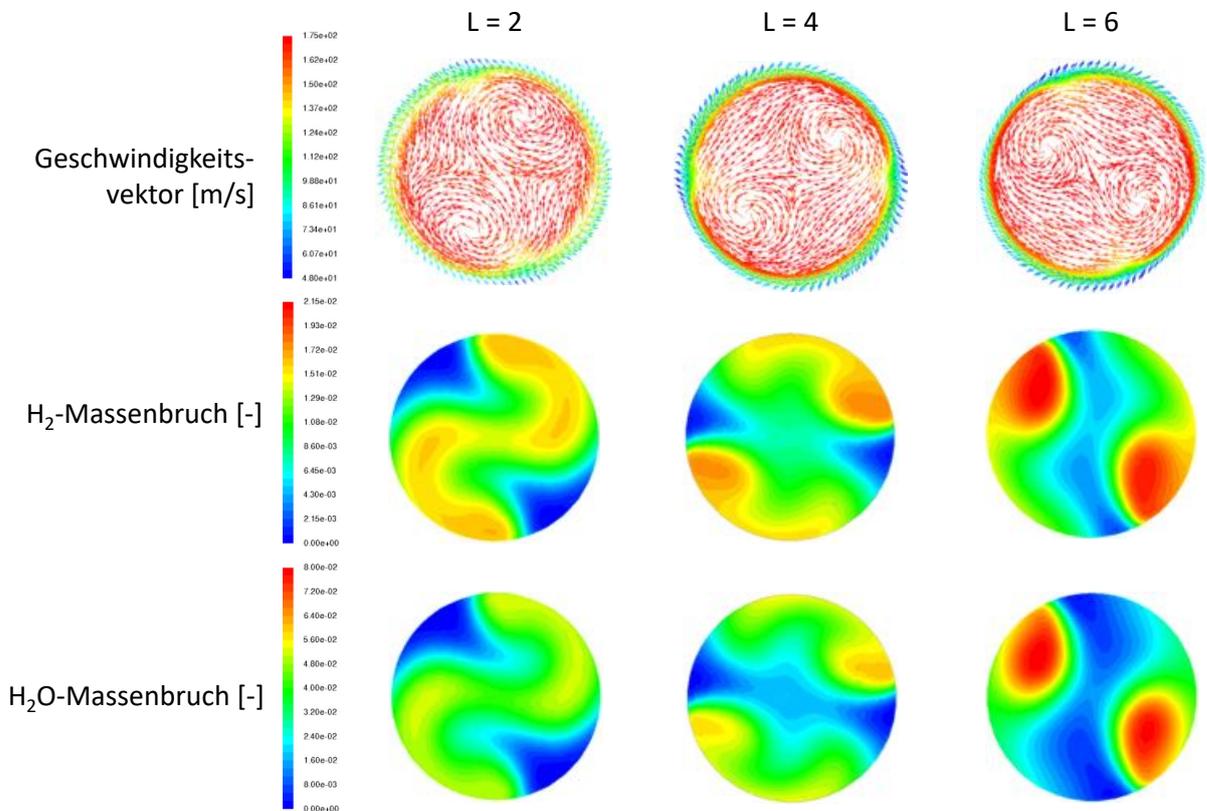


Abbildung 30: Geschwindigkeitsvektor und H₂-, H₂O-Massenbruch am Brenneraustritt

Um nicht zu nahe an der unteren Größengrenze für 3D-Druck (additive Fertigung) zu sein, sind grössere Dimensionen für die Senkung der Massabweichung/-streuung hilfreich. Deshalb wurde auch ein einzelnes Loch für die H₂-Eindüsung simuliert. Mit einer entsprechenden Anpassung der Inline-Dampf-Eindüsung, nämlich äquivalenter $d=0.11D$ ($a/b=1.5$) auf der gleichen Seite der H₂-Eindüsung und äquivalenter $d=0.09D$ ($a/b=1.5$) auf der Gegenseite, kann der H₂-Strahl durch das einzelne Loch von äquivalentem $d=0.12D$ ($a/b=1.5$) die Mitte des Röhrchens erreichen und zeigt einen etwas grösseren Φ_{max} -Wert am Brenneraustritt (nicht präsentiert). Gegenüber zwei Löchern gibt es zwei Nachteile. Erstens sind die Profile des Wasserstoffs und Dampfs nicht gleich. Zweitens ist der Wandbereich auf der H₂-Injektionsseite mehr angereichert.

Zusammenfassend weist die CFD-Studie mit dem einzelnen Röhrchen darauf hin, dass im Sinne von Mischqualität und Flashbackrisiko 0°-PMX die beste Variante ist.



4.1.2 CB15-Brenner im Prüfstand COBRA

Der mittels SLM (Selective Laser Melting) hergestellte CB15-Brenner wurde in der Konfiguration des Prüfstands COBRA simuliert, um die Luft-, H₂- und Dampf-Verteilung zu bewerten sowie die Verbrennung zu visualisieren. Abbildung 31 zeigt die Rechendomäne. Nach der Kühlung der Glasbrennkammer fließt die Luft in die Haube und teilt sich in drei Strömungen auf, nämlich, Brennerluft, Kühlluft für die Frontplatte und Kühlluft für die Zwischenplatte (Adapter zur Aufnahme des CB15 an die COBRA-Brennkammer). Alle Pralllöcher (78 x Ø1.0) auf dem Prallblech und Kühllöcher (158 x Ø1.0) auf der Frontplatte sowie Kühllöcher (45 x Ø1.3) für die Zwischenplatte sind im Modell dargestellt, um eine präzise Luftverteilung berechnen zu können. Die beste Eindüsung 0°-PMX von der Studie mit individuellem Röhrchen wurde übernommen.

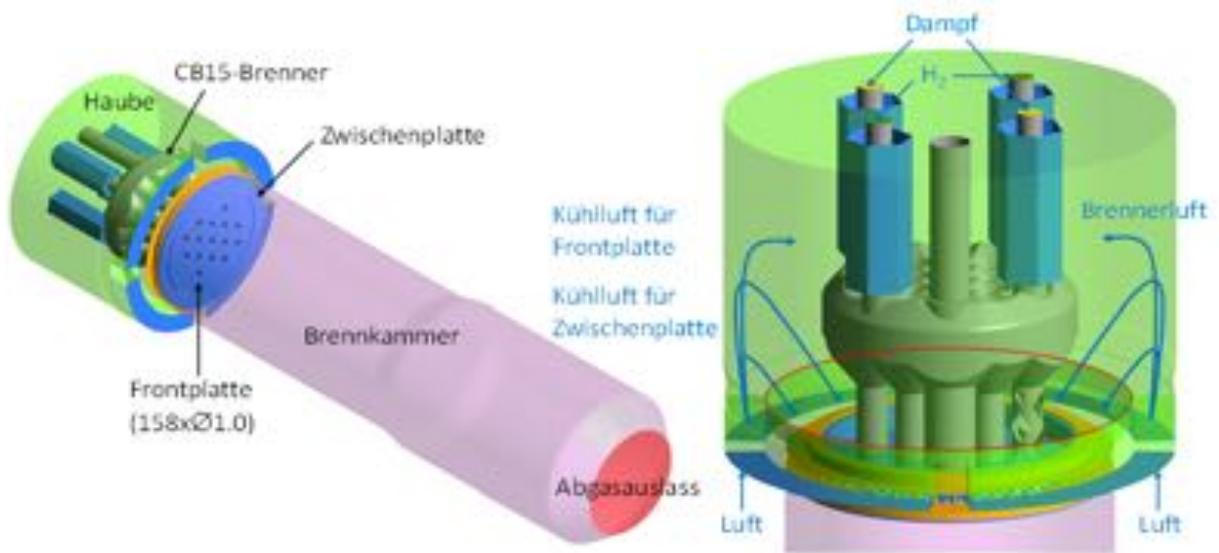


Abbildung 31: Rechenkonfiguration mit Einlässen und Auslass

Die Randbedingungen für den ganzen Brenner sind in Tabelle 6 eingetragen. Wie in der vorherigen Studie der Einzelbrennerrohre wurde der Löser für kompressible Strömung verwendet. Alle Wände wurden als adiabat angenommen sowie Φ bzw. ω bleiben 0.4 bzw. 3.

	Luft	H ₂	Dampf
p [bar]	1		
T [°C]	392	50	200
Massenstrom [kg/s]	5.7353E-02	6.6147E-04	1.9844E-03

Tabelle 6: Randbedingungen für ganzen CB15-Brenner

Das Resultat zeigt, dass die Brennerluft 86.9%, die Kühlluft für die Frontplatte 6.6% und für die Zwischenplatte 6.5% beträgt. Der Brennerdruckabfall liegt bei 7.1% vom Betriebsdruck.

Die Luft-, Wasserstoff- und Dampf-Massenströme durch die einzelnen Röhrchen sind in den drei Ebenen, vor der H₂-Eindüsung ①, zwischen den H₂- und Dampf-Eindüsen ② und nach der Dampf-Eindüsung ③, gemessen und wie folgt ausgerechnet. ① ist der Luftmassenstrom, ② - ① der Wasserstoffmassenstrom und ③ - ② der Dampfmassenstrom. Die Verteilungen der Abweichung zum gemittelten Wert sind in Abbildung 32 rechts dargestellt. Links ist die Nummerierung der Röhrchen. Ein



Kreis trennt die Innen- und Aussenröhrchen, die auch mit einem roten Rechteck im rechten Diagramm umrandet sind.

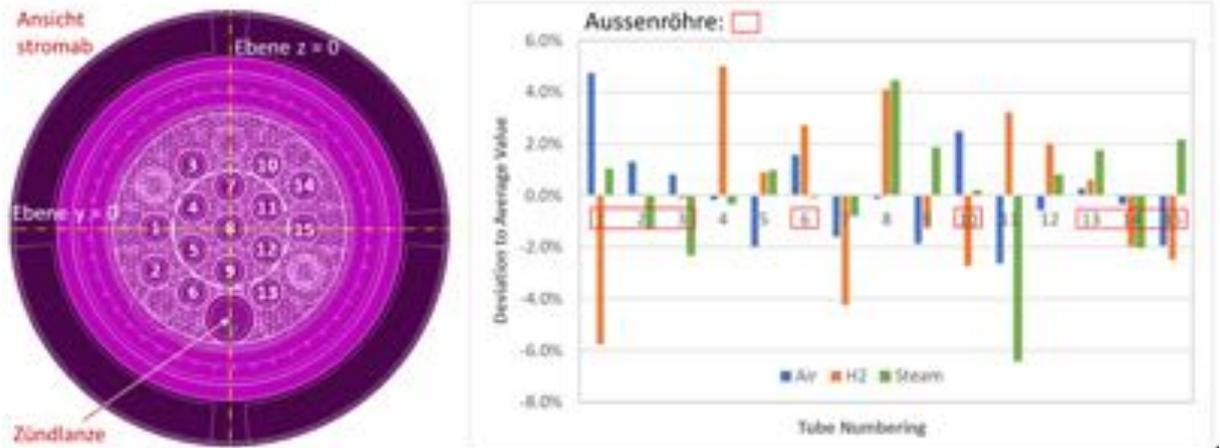


Abbildung 32: Luft-, Wasserstoff- und Dampf-Verteilung der Ebene $x=0.006$ im CB15-Brenner

Ausser dem Röhren #1 liegt die Luftabweichung unter $\pm 3\%$ und ausser bei Röhren #11 beträgt die Dampfabweichung weniger als 5%. Die Wasserstoffabweichung scheint unwahrscheinlich gross zu sein. Dies könnte daran liegen, dass der H_2 -Massenstrom wesentlich kleiner als die anderen ist und eine kleine Mengenänderung z.B. durch die lokale Netzauflösung zu grossen Abweichung führen könnte. Die Massenbilanz in den betrachteten Volumina (Eintritt \rightarrow Austritt) zeigt im konvergierten Zustand Abweichungen von -0.5% für die Luft, 0.4% für den Dampf und 3.3% für den Wasserstoff. Dies weist darauf hin, dass die H_2 -Abweichung mit grosser Wahrscheinlichkeit zu ungenau ist. Statt der indirekten Messung wird eine direkte Messung quer durch die H_2 - und Dampf-Düsen dargestellt. Bezogen auf die innere oder äussere Position der Röhren scheint die Abweichung unabhängig zu sein.

Der Wasserstoff ist in der Ebene $X/D = -7.5$ injiziert (Abbildung 33 links) und verteilt sich weiter $0.6D$ stromab, in Abbildung 33 rechts, wo die geometrische Kontur der Ebene $X/D = -7.5$ beibehalten ist, um die fetten Zonen besser zu orientieren. Ein roter Kreis kennzeichnet das Röhren, in dem die angereicherten Zonen nicht mehr inline mit der Injektion sind. Die H_2 -Verteilung weiter stromab ist in Abbildung 34 dargestellt. Offensichtlich bleiben immer weniger Röhren inline, insbesondere die Aussenröhren, wo sich die fetten Zonen sogar an der Wand befinden. Es würde das Rückschlagrisiko erhöhen. Abbildung 35 zeigt die H_2 - und Dampf-Verteilung am Brenneraustritt. Die in der Studie mit einzelner Röhren dargestellte Kopplung zwischen den zwei Spezies, nämlich, dass sich mehr Dampf in den fetten Zonen befindet, ist in vielen Röhren nicht mehr vorhanden, insbesondere in den Aussenröhren. Es scheint so, dass das Strömungsfeld in den Röhren geändert hat.

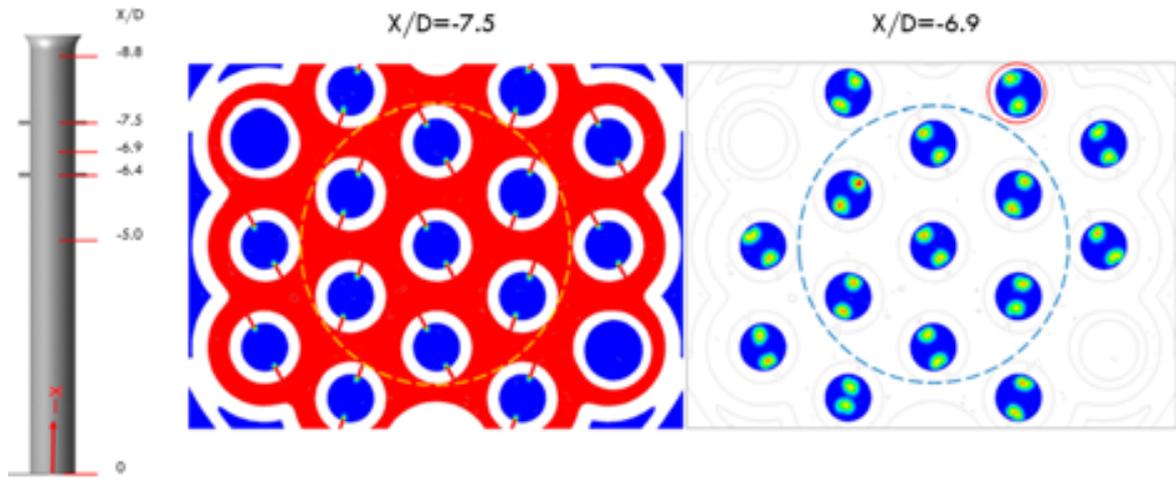


Abbildung 33: H₂-Massenbruch in der H₂-Eindüsungsebene und der anschliessenden Ebene

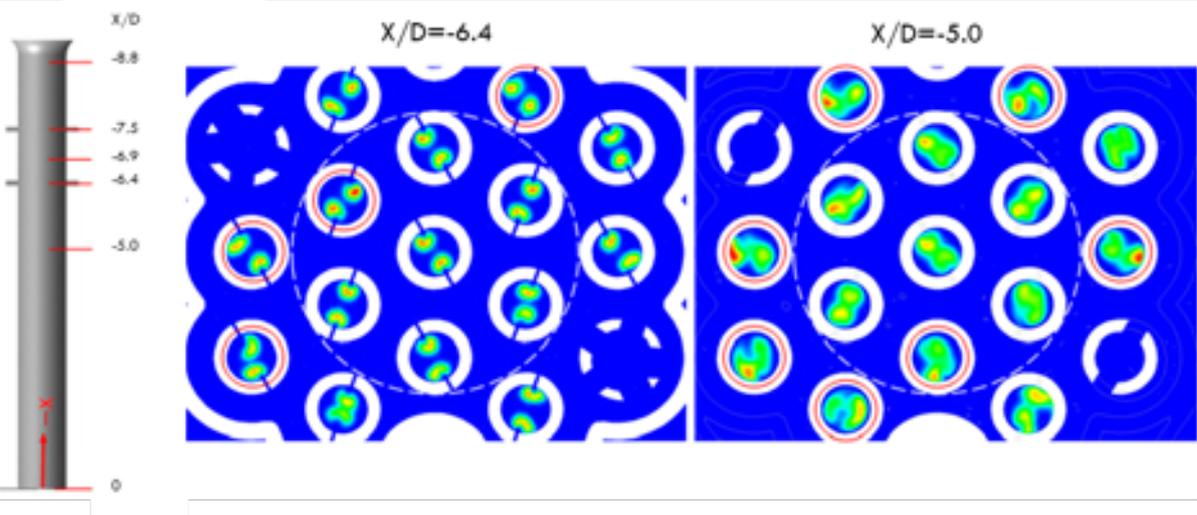


Abbildung 34: H₂-Massenbruch in der Dampfeindüsungsebene und der anschliessenden Ebene

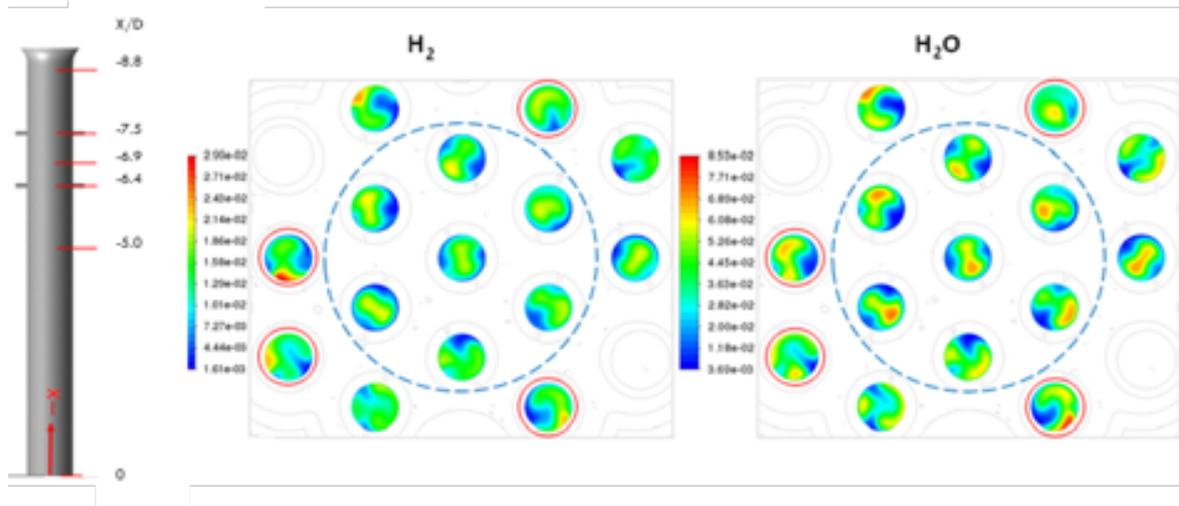


Abbildung 35: H₂- und Dampf-Massenbruch am Brenneraustritt

Die Radial- und Tangentialgeschwindigkeiten sind in Abbildung 36 dargestellt. Es ist offensichtlich, dass die Aussenröhrchen im Vergleich mit der Axialgeschwindigkeit (145 m/s) nicht vernachlässigbare Radial- und Tangentialgeschwindigkeiten haben. Sie beeinträchtigen das ausgelegte H₂-Profil in den Röhrchen.

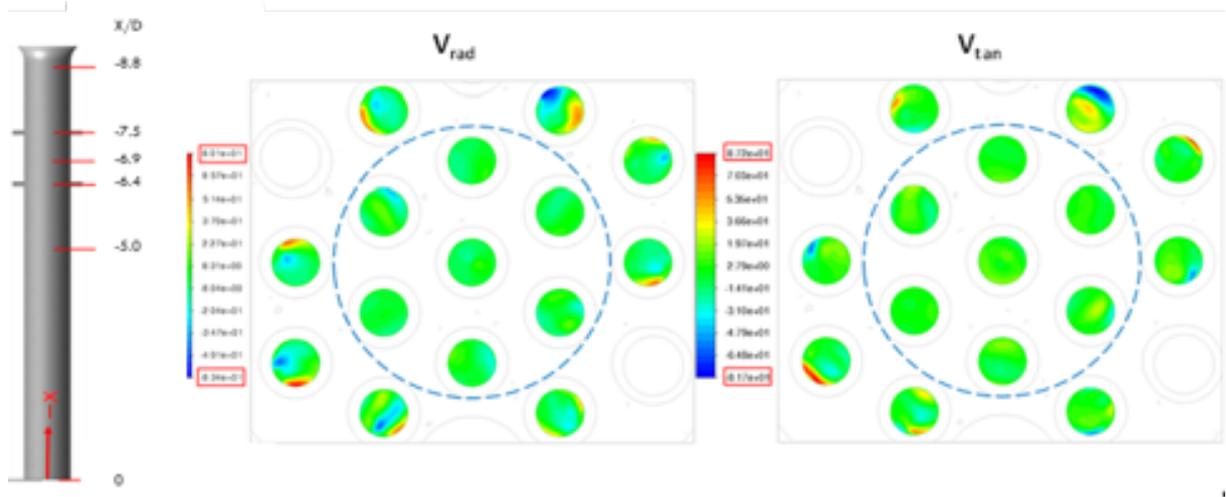


Abbildung 36: Radial- und Tangentialgeschwindigkeit am Brenneraustritt

In Abbildung 37 sind Stromlinien von der Ebene $X/D=-8.8$ freigesetzt und fließen rückwärts zum Lufteinlass. Die meisten Stromlinien haben einen kurzen Weg in die Aussenröhrchen (links), während sie durch einen langen Weg mehr axial in die Innenröhrchen (rechts) fließen. Um die Anströmung mehr in die axiale Richtung zu führen, kann das in Abbildung 31 mit einem roten Kreis gekennzeichnete Zylinderblech weiter nach oben verlängern werden, sodass die Luft erst in der Nähe der Rückwand umdreht und dann senkrecht in die Röhrchen fließt. Der Druckverlust könnte etwas erhöht werden.

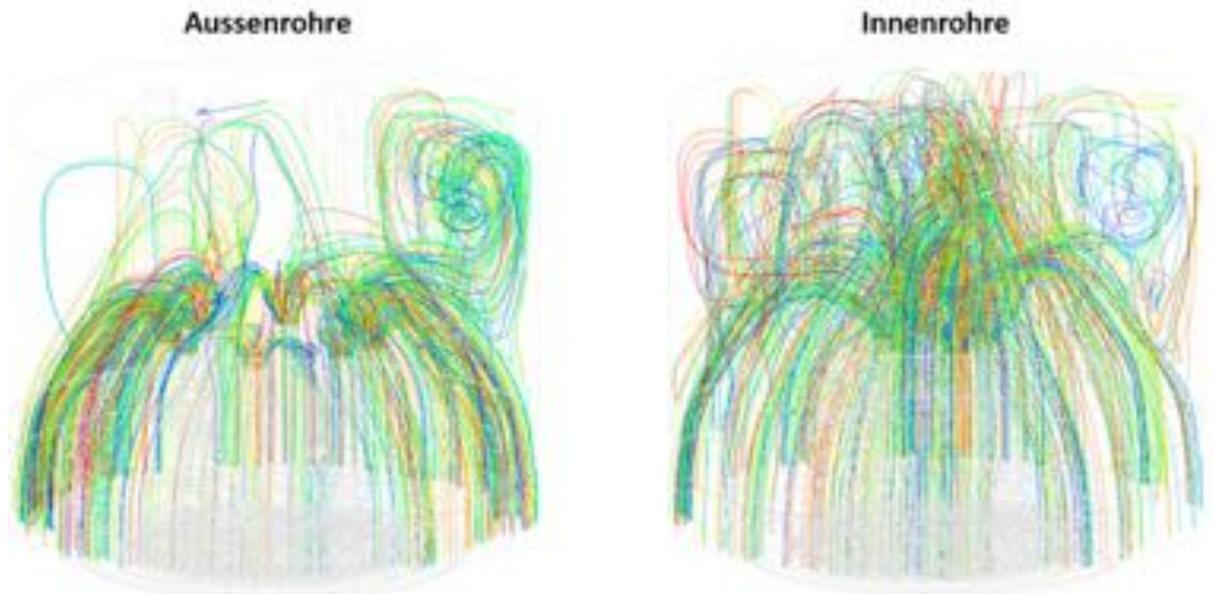


Abbildung 37: Stromlinien der Aussen- und Innenröhrchen in der Ebene $X/D = -8.8$

Die Axialgeschwindigkeit ist in Abbildung 38 gezeigt, wo die roten Kurven $V_{ax} = 0$ gekennzeichnet sind. Sie weisen darauf hin, dass die grosse äussere Rückströmung an der Brennkammerwand das Abgas bzw. die Wärme zur Frontplatte zurückführt und dort das frische Gasgemisch zündet. Deshalb wird sie als das Hauptmittel zur Flammenstabilisierung betrachtet. Aufgrund des kleinen Flächenverhältnisses (die zum einzelnen Röhrchen geteilte hexagonale Frontplattenfläche zur Austrittsfläche des Röhrchens) von 4.9 bilden sich so winzige Rezirkulationszonen zwischen den Röhrchen, dass sie allein die Flammen nicht halten könnten.

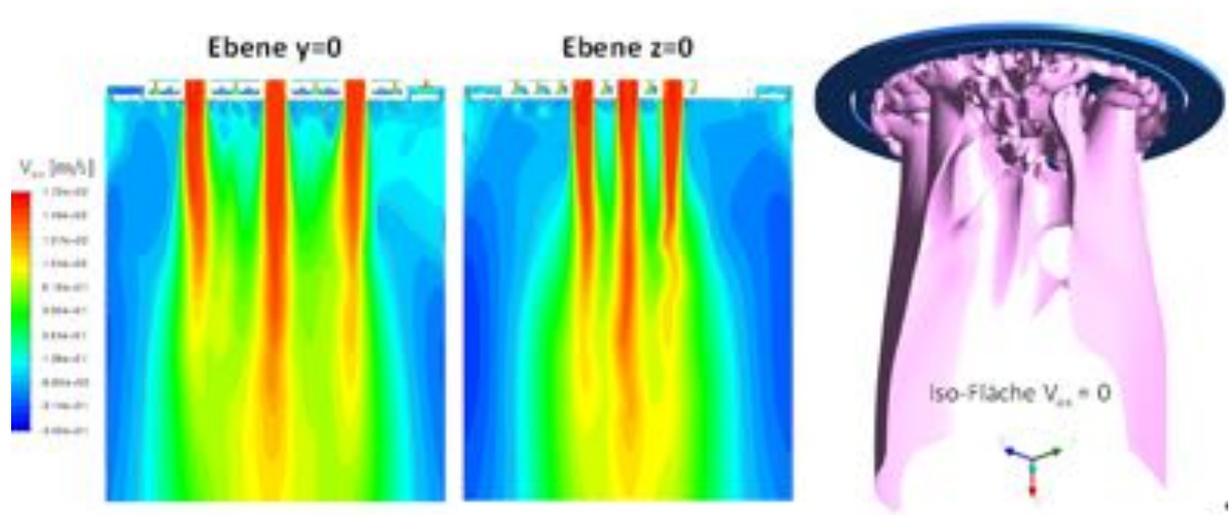


Abbildung 38: Axialgeschwindigkeit in Ebenen $Y = 0$ und $Z = 0$ sowie Iso-Fläche mit $V_{ax} = 0$

Die Temperatur und Flammenfront sind in Abbildung 39 dargestellt. Wo die Rückströmung stark ist (normalerweise die Aussenröhrchen), sind die Reaktionen heftiger und die Flamme kürzer. Es kann



angenommen werden, dass die Flammen der Aussenröhrchen Schritt für Schritt ins Zentrum stabilisiert sind. Ursprünglich wurde überlegt, zur Flammenstabilisierung einen Pilotbrenner mit Diffusionsflamme in der Mitte zu platzieren. Die Simulation weist jedoch darauf hin, dass einige Pilotbrenner als Aussenröhrchen effizienter wären.

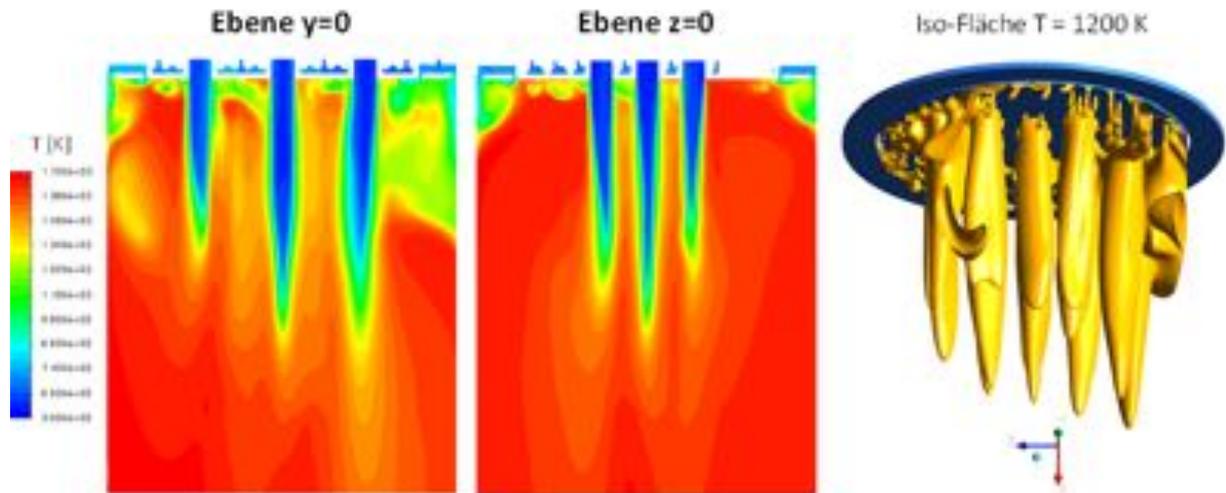


Abbildung 39: Temperatur in Ebenen Y = 0 und Z = 0 sowie Iso-Fläche mit T = 1200K

4.1.3 CB6 im Prüfstand COBRA

Similarly to the CB15 simulations presented in section 4.1.2, a verification of the functionality of the features developed within the CB6 burners and presented earlier in sections 3.8.2.13.8.2.1 and 3.8.2.2 has been carried. CFD analysis of the CB6 burners in the COBRA environment were conducted using the commercial software ANSYS FLUENT [13]. A Flamelet-Generated Manifold (FGM) species and combustion modelling approach was adopted, due to its inherent low-cost and good representation of partially premixed systems. Turbulence is modelled using a realizable k-e model. Simulations presented hereafter correspond to a 100m/s burner operation, with a fuel mass flow of 100% Hydrogen set for an adiabatic temperature of 1775K. All the burner air paths are included in the computational model, so that the natural air split between tubes, cooling and leakage paths is resolved during the simulation.

The contours of axial velocity for the 4 different cases of (straight / angled exit tubes) and (crossflow / co-axial injection) combinations are shown in Abbildung 40. In the cases of the straight tube burners, the independent jets discharged by the burners merge with the neighbouring jets within $\sim 4D$ of the discharge plane, forming a globally annular jet flow. The wake formed by the burner central bluff body extends up to $\sim 7D$, such that the central recirculation region is rather small and concentrated in the near front face region of the burner. As the jet flow further diffuses inside the combustion chamber, a reverse flow region is formed along the outer shear layers of the coalesced jets, at $\sim 20D$ from the burner outlet plane. Angling the tubes close to the discharge plane, on the other hand, leads to a rapidly expanding flow field associated with the macroscopic vortex breakdown. Correspondingly, regions of reverse flow are formed along the centreline (Central Recirculation Zone - CRZ) of the combustion chamber, as well as along the peripheral region (Outer Recirculation Zone - ORZ). The CRZ extends down to $\sim 16D$, and is most intense close to the discharge plane, therefore creating a large volume and providing a significant products recirculation. The ORZ also leads to intense recirculation, peaking in reverse flow intensity only $4D$ downstream of the burner plane.

The corresponding contours of turbulent kinetic energy are shown in Abbildung 41. In the case of straight tubes, the levels of turbulence peak close to the discharge plane, but further diffuse out and extend along the boundaries of the coalesced jets. The angled exit tubes aerodynamics, on the other hand,



leads to the generation of intense turbulence along the inner shear layers within the primary region, where the reverse flow interacts with the forward jets, increasing the turbulent exchange of species and enthalpy with the CRZ. The contours of temperature are provided in Abbildung 42. It is noticeable that the height of the straight tubes burner flames is significantly higher than those of the tubes with angled exits. In addition, partial combustion only is achieved within the CRZ, such that the recirculated gases reach an intermediate temperature only and provide limited stabilization to the flames along the chamber centreline. Post primary flame combustion is observed along the centreline of the combustion chamber, downstream of the main flames. The burners with angled tube exits, on the other hand, show an efficient flame stabilization from the central region, close to the burner front face, due to the large recirculated volume and the increased turbulent intensity, thereby anchoring the flame and promoting an early stabilization. Though primarily centrally-stabilized, the ORZ also provides a recirculation of hot products and supports the anchoring of the flames along the outer shear layers of the flow.

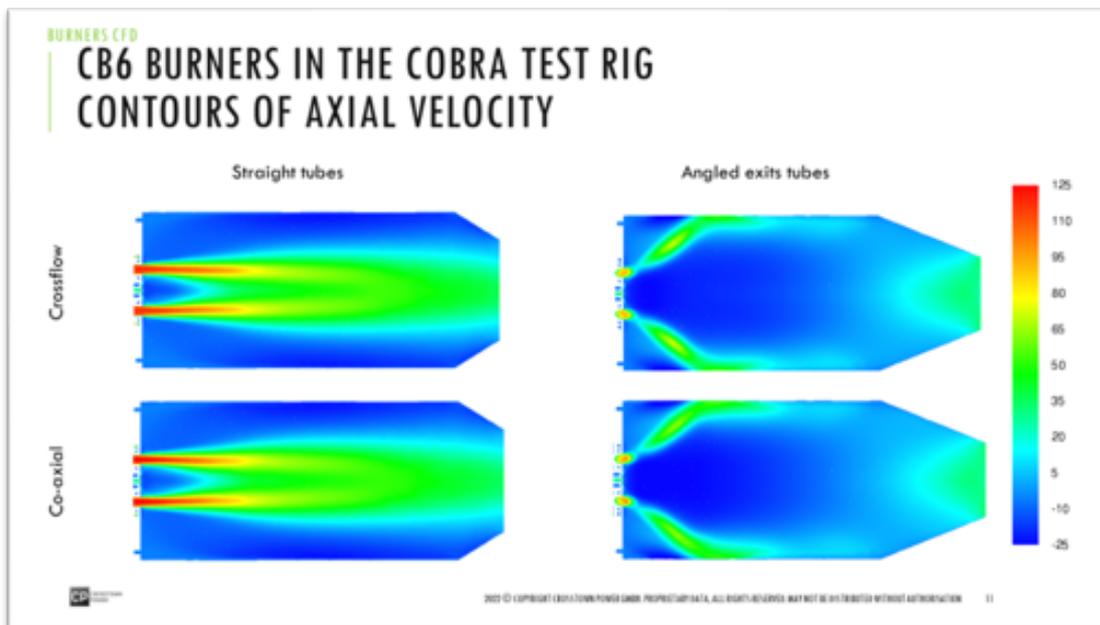


Abbildung 40: Field of axial velocity for the different CB6 burners, in an axial cross-section of the COBRA rig configuration

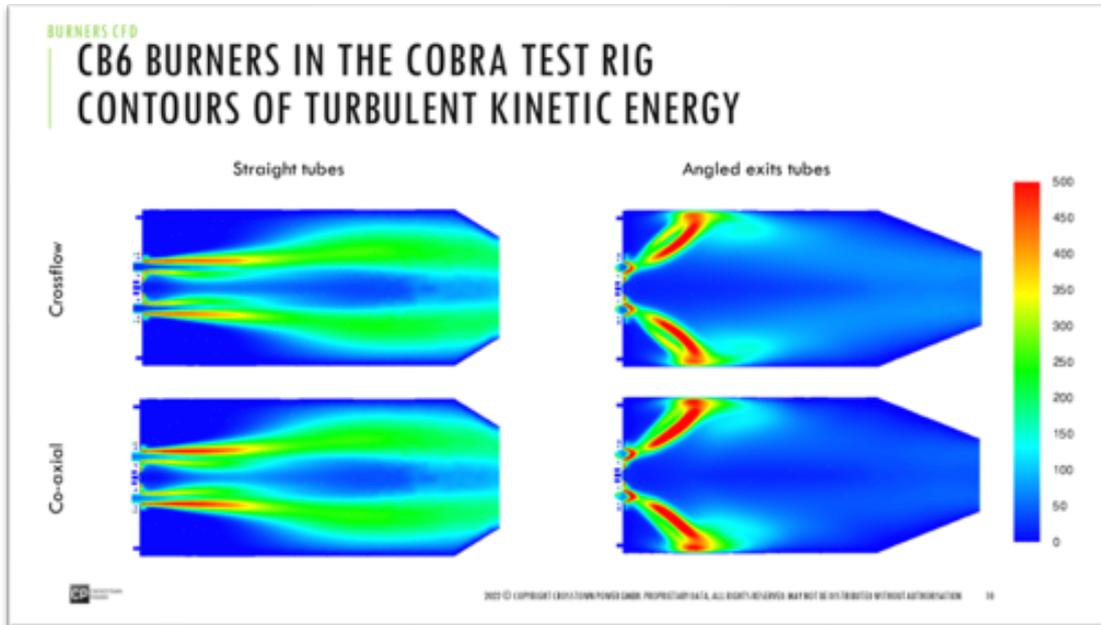


Abbildung 41: Field of Turbulent Kinetic Energy for the different CB6 burners, in an axial cross-section of the COBRA rig configuration

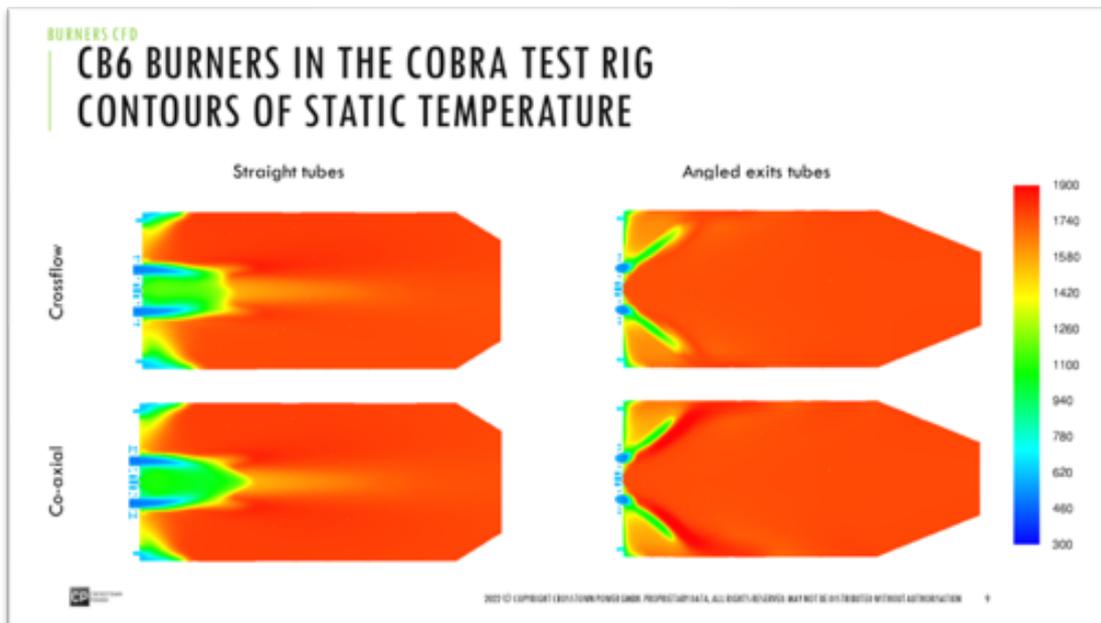


Abbildung 42: Field of temperature for the different CB6 burners, in an axial cross-section of the COBRA rig configuration

The crossflow and co-axial injection schemes are found to differ in the way they interact with air flow passing through the burners. Crossflow injection induces air pressure drop inside the burner: The fluid



is injected perpendicular to the air stream and needs thus to be accelerated by the air flow through pressure forces. The co-axial injection approach provides axial momentum to the system at the point of injection, the impulse of which “sucks in” the surrounding air flow, a phenomenon known as ejector. The net consequence is a reduction in the air pressure drop compared to a configuration without injection, or with crossflow injection. This is visible in the velocity plots of Abbildung 40, where the velocity inside the tubes is higher for the co-axial injection cases. The computational domain consisting of a parallel mixing air / cooling and leakage air system with fixed total air mass flow, the reduction in tubes pressure drop leads to an increase in air tube mass flow (and correspondingly a decrease in the other parallel air paths). Accordingly, the levels of turbulence are slightly increased in the co-axial configuration, due to the higher velocity and associated strain rates. The co-axial injection scheme, in combination with the angled tube exits design, leads to a slightly skewed mixture profile at the exit of the tubes, leading to a richer inner shear layer at the separation between CRZ and discharged jets. This corresponds also to a region of increased turbulence, and this reaction zone is rapidly mixed out with the rest of the CRZ.

Overall, the simulations of the flows within the COBRA rig for the burner designs with straight and angled tubes, and with crossflow and co-axial injection schemes confirm the intended benefits of the different features. The angled tube exits design leads to the creation of a swirling flow within the combustor which in turns leads to a vortex breakdown. This increases the flame stability, as well as the level of post-flame mixing. The co-axial injection scheme leans out the boundary layer of the burner tubes and leads to an ejector effect which reduces the overall pressure drop.

4.1.4 Jeteindringtiefe Vergleich CFD mit Holdeman-Korrelationen

Die Holdeman-Korrelationen sind für Kohlenwasserstoffbrennstoffe entwickelt worden. Für reinen Wasserstoff existieren keine Daten. Um einen Eindruck über die Anwendbarkeit dieser Korrelationen mit Wasserstoff zu erhalten, wird hier ein Vergleich mit den CFD-Rechnungen der FHNW präsentiert. In Abbildung 43 sind Daten aus den CFD-Rechnungen und den Holdeman [8] Korrelationen für Impulsstromverhältnisse $J = 2, 3$ und 5 aufgetragen.

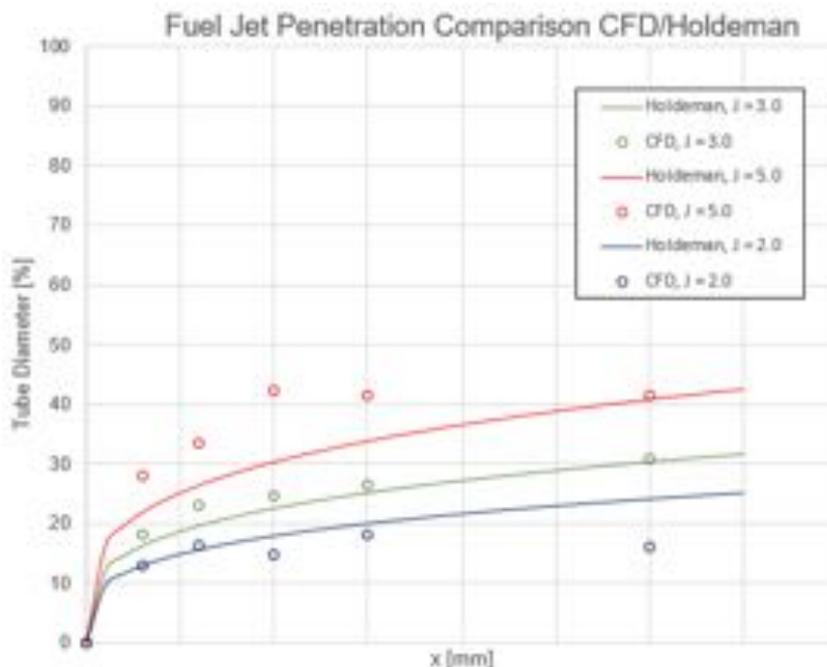


Abbildung 43: Vergleich Jeteindringtiefen CFD zu Holdeman Korrelationen



Es zeigt sich, dass die Holdeman-Korrelationen gute Vorhersagen über die Eindringtiefen von Jets im Fernfeld ($x \geq 6.3D$) für Impulsstromverhältnisse $J = 3$ und 5 verglichen mit den CFD-Rechnungen liefert. Bei kleinerem Impulsstromverhältnis ist die Eindringtiefe durch Holdeman im Fernfeld zu optimistisch jedoch wird eine gute Übereinstimmung im Nahfeld erreicht.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wurde für die Auslegung der Brennstoff- und Dampfinjektoren des H2R-Brenners die Holdeman-Korrelation verwendet und nicht die nach Forliti [10].

4.1.5 Wasserstoffkonzentration Vergleich CFD mit 1D Tool

Basierend auf den Holdeman-Korrelationen [8] ist ein 1D-Tool entwickelt worden, mit dem das Konzentrationsprofil des Wasserstoffes in der Rohrströmung abgeschätzt werden kann (siehe dazu auch Kapitel 3.4). Ein Vergleich des auf diese Weise berechneten Wasserstoffprofils mit CFD-Rechnungen ist in Abbildung 44 für zwei Ebenen ($x = 2.5D$ & $7.5D$) dargestellt.

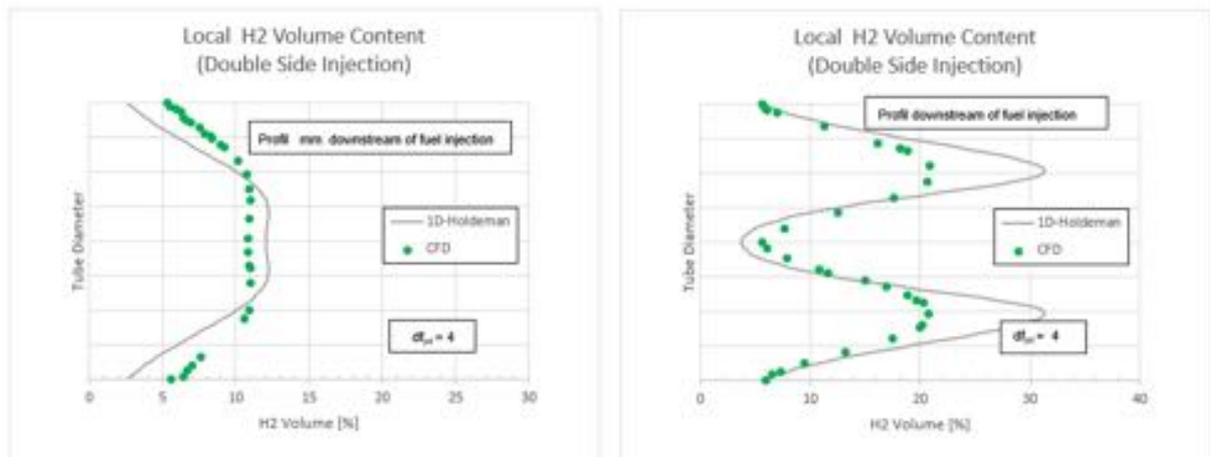


Abbildung 44: Vergleich des Wasserstoffkonzentrationsprofil zwischen CFD und 1D-Tool

Es zeigt sich, dass die Konzentration im Randbereich bei der CFD-Rechnung etwas höhere Werte ergeben verglichen mit dem 1D-Tool. Hingegen fallen die maximalen Konzentrationen in der Kernströmung für das 1D-Tool höher aus als bei den CFD-Berechnungen. Eine gute Übereinstimmung ergibt sich in der Profilierung. D.h. in der Vorhersage wo sich die höchsten und niedrigsten Wasserstoffkonzentrationen innerhalb der Rohrströmung befinden. Für schnelle und kostengünstige Analysen oder Auslegungen kann das 1D-Tool daher gut verwendet werden.

4.1.6 Reaktionskinetische Betrachtungen

Neben Betrachtungen mittels CFD sind auch kinetische Untersuchungen mit Cantera und Chemkin gemacht worden. Ziele dieser Rechnungen waren Informationen zu den folgenden Punkten zu erhalten.

- Einfluss der Dampfeindüsung auf die Zündverzugszeit, Lift of Height (Abhebehöhe der Flamme), Stickoxidbildung und Flammengeschwindigkeit [4], [11]
- Simulation der Inhomogenität der Mischung und deren Einfluss auf die Stickoxidbildung [11]
- Einfluss des Betriebsdruckes auf die Stickoxidbildung und Zündverzugszeit [11]
- Druckeinfluss auf die laminare Flammengeschwindigkeit, NOx Bildung und Zündverzugszeit [4]



Nachfolgend sind Schlussfolgerungen aus den Arbeiten von [4], [11] zusammengetragen. Die detaillierten Informationen können direkt in diesen Arbeiten eingesehen werden.

- Die NO_x-Emissionswerte sind bereits vielversprechend und Extrapolationen mit den simulierten Werten lassen auch auf einen akzeptierbaren Emissionswert unter Druck hoffen. Ebenfalls konnte die Zugabe von Wasserdampf eine signifikante Reduktion der NO_x-Emission bewirken, was die Methode zu einer interessanten Anwendung für ein Serienprodukt macht.
- Die analytischen Untersuchungen zum Zündverzug zeigen erhöhte Zündverzugszeiten bei der Wasserdampfzugabe. Einen noch grösseren Einfluss auf die Zündverzugszeiten aber scheint der Druck zu haben, mit welchem auch die Abhängigkeit von der Flammentemperatur signifikant ändert.
- Mit der Simulation der NO_x-Emissionen liess sich ein ähnliches Verhalten feststellen, wie dies in den experimentellen Untersuchungen gemessen wurde und auch das Potenzial der Wasserdampfzugaben konnte gut dargestellt werden. Zudem zeigte sich ein starker Druckeinfluss der NO_x-Kurve, welcher sich hauptsächlich bei Flammentemperaturen ab 1700 K bemerkbar macht und die Emissionswerte signifikant erhöht. Unter Maschinenbedingungen sollten sich bei maximal 1850 K Flammentemperatur das Ziel von 15 ppm NO_x-Emission normiert auf 15 % O₂ aber knapp erreichen lassen.
- Auch Aussagen zur Reaktivität liessen sich mit einer Simulation der laminaren Flammgeschwindigkeit deutlich darstellen. Dabei zeigte sich eine Druckabhängigkeit (Reduzierung der Flammgeschwindigkeit unter Druck) und die Wirkung der Wasserdampfzugabe (ebenfalls Reduktion der Flammgeschwindigkeit).



4.2 Atmosphärische Tests

4.2.1 Atmosphärischer Prüfstand COBRA

In Abbildung 45 ist der atmosphärische Prüfstand schematisch dargestellt und in Abbildung 46 als 3D-CAD-Modell. Durch eine Brennkammer aus Quarzglasrohr kann die Flamme rundum betrachtet werden. Die Verbrennungsluft, die von einem Gebläse geliefert wird, kann für Versuche mit geänderter Oxidatorzusammensetzung mit N_2 , CO_2 und O_2 aus Gasflaschen gemischt werden. Dies wurde zum Beispiel für die Simulation von Abgasrückführung schon durchgeführt. Auf der Brennstoffseite war der Hauptbrennstoff ursprünglich Erdgas oder Methan aus Flaschen, welchem H_2 , CO und N_2 beigemischt werden kann. Für das vorliegende Projekt wurde die Wasserstoffversorgung so erweitert, dass dieser auch als alleiniger Brennstoff mit bis zu 1.2 g/s eingespeist werden kann. Ausserdem sollte überhitzter Wasserdampf zur Einspeisung in den Brenner zur Verfügung gestellt werden. Dafür wurde ein Dampferzeuger (Abbildung 47) ausgelegt, konstruiert und hergestellt, der bis zu 4 g/s Dampf mit 200 °C liefern kann. Damit kann der Prüfstand mit einem Dampf zu Wasserstoffverhältnis (Omega) von mehr als 3 kg Dampf pro kg H_2 betrieben werden.

Im Prüfstand werden alle zur Beurteilung eines eingebauten Brenners relevanten Daten, wie Durchflüsse, Drücke, Temperaturen, Abgaszusammensetzung etc. gemessen und dargestellt. In der Datenerfassungssoftware werden aus den gemessenen Daten für den Betrieb der Anlage relevante Werte, wie Verbrennungs-Luftzahl, adiabate Verbrennungstemperatur, Brennerluftgeschwindigkeit etc. berechnet und online dargestellt.

Die wichtigsten Betriebsdaten des Prüfstands sind in Tabelle 7 eingetragen.

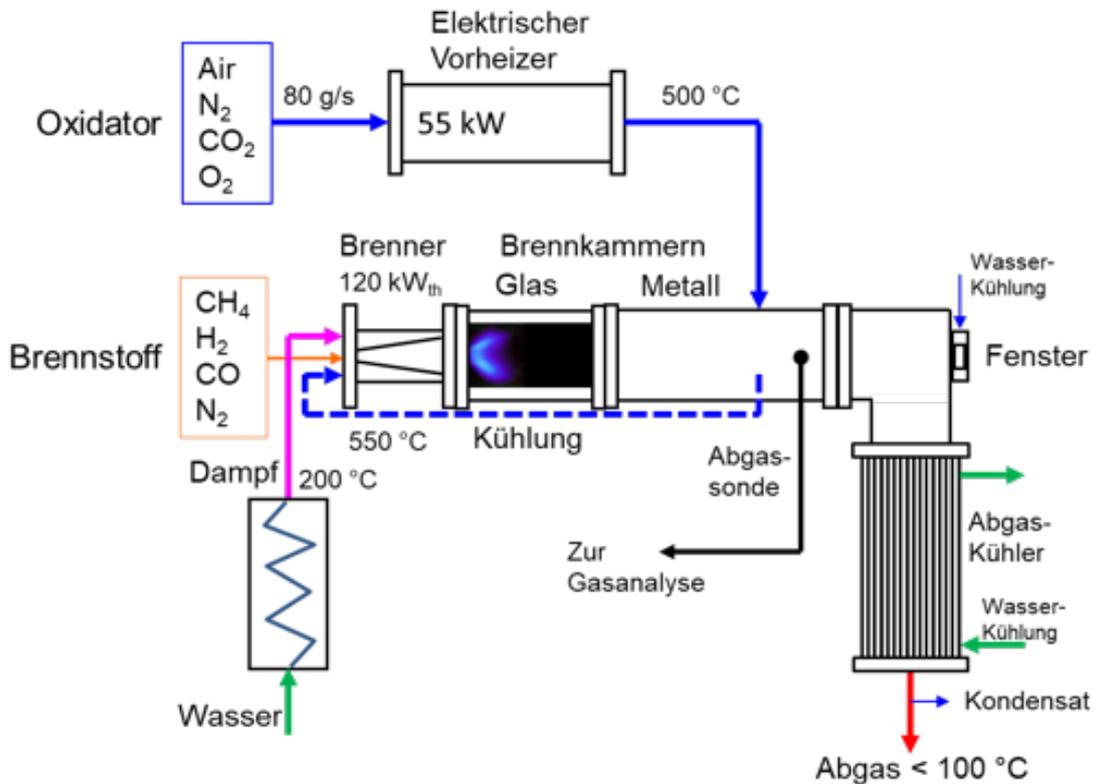


Abbildung 45: Schema des atmosphärischen Prüfstandes COBRA

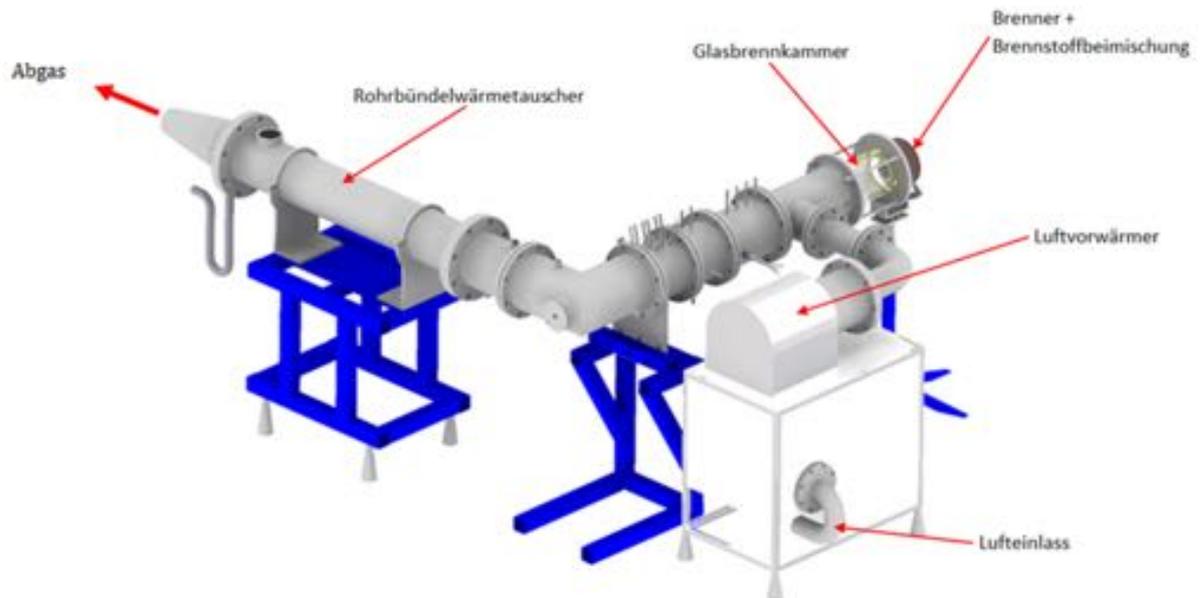


Abbildung 46: CAD-Modell des atmosphärischen Prüfstandes COBRA

Betriebsdaten COBRA	
Brennkammerdurchmesser	124 mm
Luftmassenstrom, max.	80 g/s
Thermische Leistung, max.	120 kW
Luftvorheiztemperatur, max.	550 °C
Dampfmassenstrom, max.	4 g/s
Dampftemperatur (Design)	200 °C
Adiabate Verbrennungstemperatur, max.	1850 K

Tabelle 7: Betriebsdaten des atmosphärischen Prüfstandes COBRA

4.2.2 Dampferzeuger

Der Dampferzeuger besteht aus einem spiralförmig gewickelten Kupferrohr, in welchem Wasser erwärmt, verdampft und überhitzt wird. Das Kupferrohr wird durch heisse Luft aus einem elektrischen Lufterhitzer mit 32 kW Leistung erhitzt (Abbildung 47). Damit können bis zu 4 g/s überhitzter Dampf mit 200 °C erzeugt werden. Der Leitungsdruck des entmineralisierten Wassers beträgt 3 bar. Entsprechend ist der maximale Dampfdruck auf 3 bar Überdruck begrenzt. Der Dampfmassenstrom wird durch die Messung des zugeführten Wassermassenstroms bestimmt.

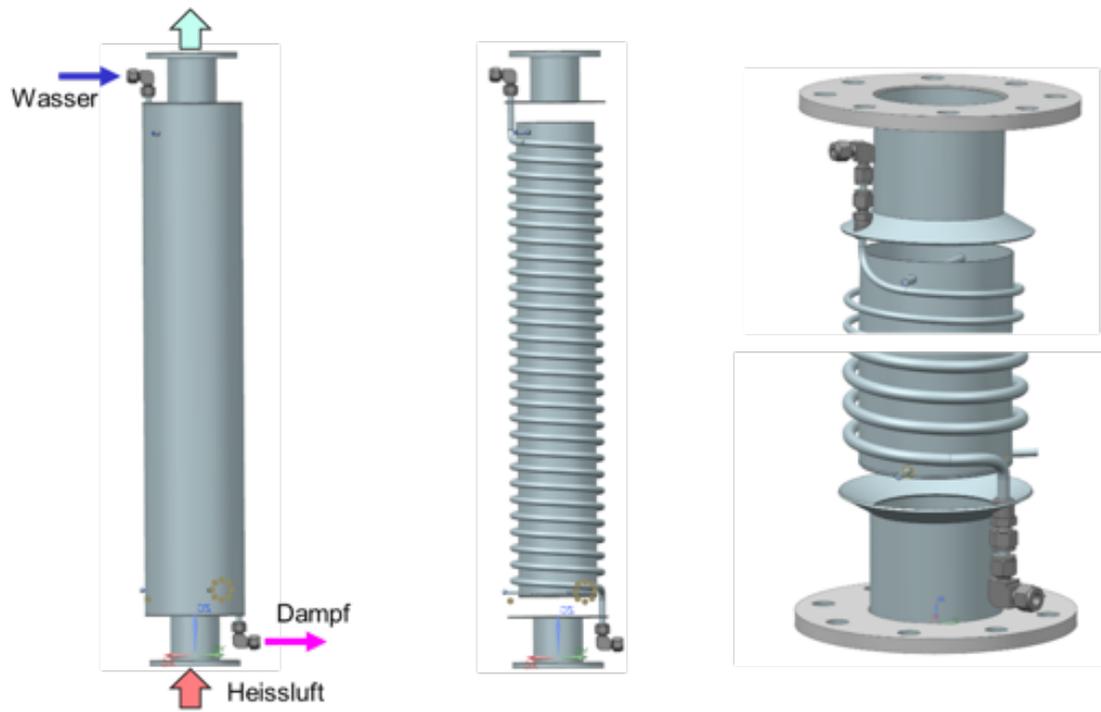


Abbildung 47: CAD-Modell des Dampferzeugers



4.2.3 Brenner Versionen

CB7

Designdaten CB7	
Anzahl Rohre	7
Nenn Durchmesser der Rohre	D
Länge der Rohre (ohne Einlauf)	9.25D
Brennstoffdüsen je Rohr	2
Äquivalentdurchmesser der Brennstoffdüsen	0.125D
Distanz Brennstoffdüsen zum Brenneraustritt	7.5D
Dampfdüsen je Rohr	2 (inline)
Äquivalentdurchmesser der Dampfdüsen	0.125D
Distanz Dampfdüsen zum Brenneraustritt	6.75D
Anzahl Impingementkühlluftlöcher	78
Durchmesser der Impingementkühlluftlöcher	1 mm
Luftvorheiztemperatur	400 °C

Tabelle 8: Auslegungsdaten des CB7-Brenners



Abbildung 48: CAD-Zeichnung, Dimensionen und Foto des CB7-Brenners



CB15

Designdaten CB15	V3	V4	V5
Anzahl Rohre	15	15	15
Nenn Durchmesser der Rohre	D		
Länge der Rohre (ohne Einlauf)	9.1D		
Brennstoffdüsen je Rohr	2	2	1
Äquivalentdurchmesser der Brennstoffdüsen	0.088D	0.125D	0.119D
Distanz Brennstoffdüsen zum Brenneraustritt	7.5D		
Dampfdüsen je Rohr	2 (inline)	2 (inline)	1 (inline)/ 1 (opposite)
Äquivalentdurchmesser der Dampfdüsen	0.088D	0.125D	0.113D/0.088D
Distanz Dampfdüsen zum Brenneraustritt	6.375D		
Anzahl Impingementkühlluftlöcher	78		
Durchmesser der Impingementkühlluftlöcher	1 mm		
Luftvorheiztemperatur	400 °C	400 °C	400 °C

Tabelle 9: Auslegungsdaten der CB15-Brennerversionen

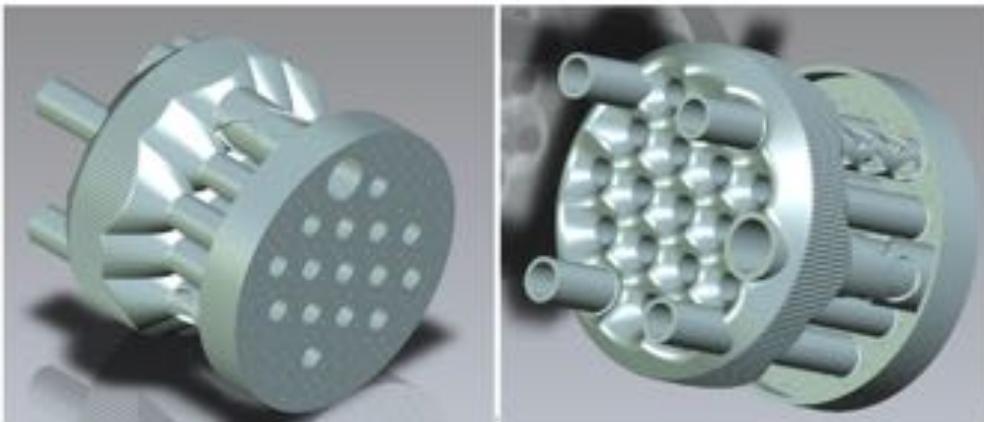


Abbildung 49: CAD-Zeichnung des CB15-Brenners

**CB6**

Designdaten CB6	225-1	225-2	225-3	225-4
Pilot Typ	Diffusion	Premix	Diffusion	Premix
Rohr Typ	gerade	gekrümmt	gerade	gekrümmt
Anzahl Rohre	6	6	6	6
Nenn Durchmesser der Rohre	D			
Brennstoffdüsen je Rohr (radial)	2	2	2	2
Äquivalentdurchmesser der Brennstoffdüsen (radial)	0.118D			
Distanz Brennstoffdüsen zum Brenneraustritt (radial)	7.4D			
Brennstoffdüsen je Rohr (axial)	1	1	1	1
Äquivalentdurchmesser der Brennstoffdüsen (axial)	0.125D			
Distanz Brennstoffdüsen zum Brenneraustritt (axial)	9.0D			
Luftvorheiztemperatur	400°C	400°C	400°C	400°C

Tabelle 10: Auslegungsdaten der CB6-Brennerversionen

Alle CB6 Varianten sind mit einer radialen sowie axialen Brennstoffeindüsung bestückt. Im Wesentlichen unterscheiden sich die Varianten durch die Luftführung. Bei den Versionen 225-1 und 225-2 (Abbildung 50) sind die Luftrohre gerade ausgeführt, wohingegen die Varianten 22-3 und 225-4 (Abbildung 51) eine Krümmung (Verdrehung) der Luftrohre aufweisen. Durch die tangentielle Strömungskomponente soll die Flammenstabilität in der Brennkammer verbessert werden um das Potenzial für Erdgasbetrieb zu erhöhen.

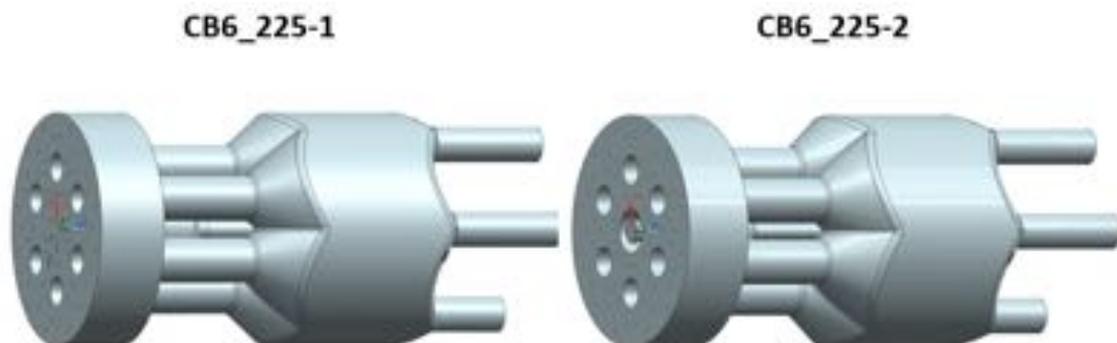


Abbildung 50: CAD-Zeichnung der geraden CB6 Versionen 225-1 und 225-2

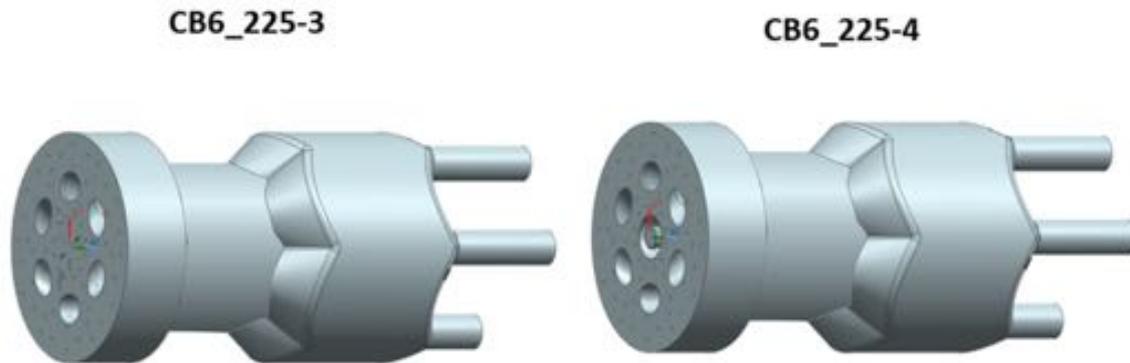


Abbildung 51: CAD-Zeichnung der gekrümmten CB6 Versionen 225-3 und 225-4

Ein weiterer Unterschied ergibt sich durch den Piloten. So wird das Pilotgas bei den Varianten 225-1 und 225-3 direkt in die Brennkammer eingedüst (Diffusionspilot). Bei dem Premixpilot der Varianten 225-2 und 225-4 wird dieses Gas in die anulare Luftströmung im Zentrum des Brenners eingedüst und soll dadurch partiell mit dieser Luft vorgemischt werden.

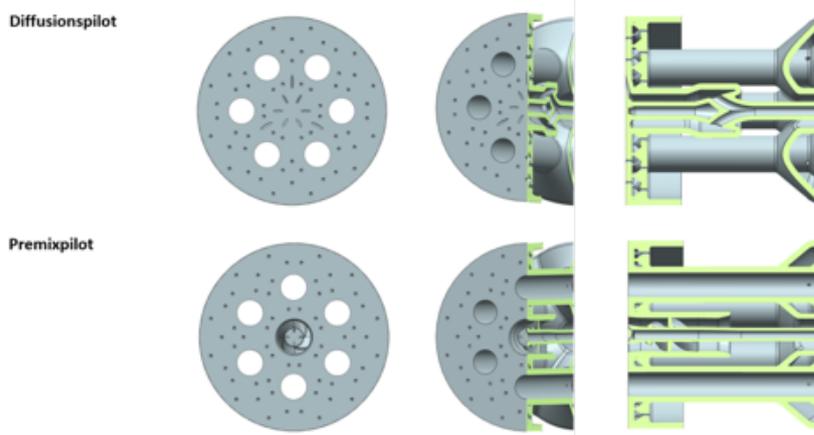


Abbildung 52: CB6 Pilot Typ

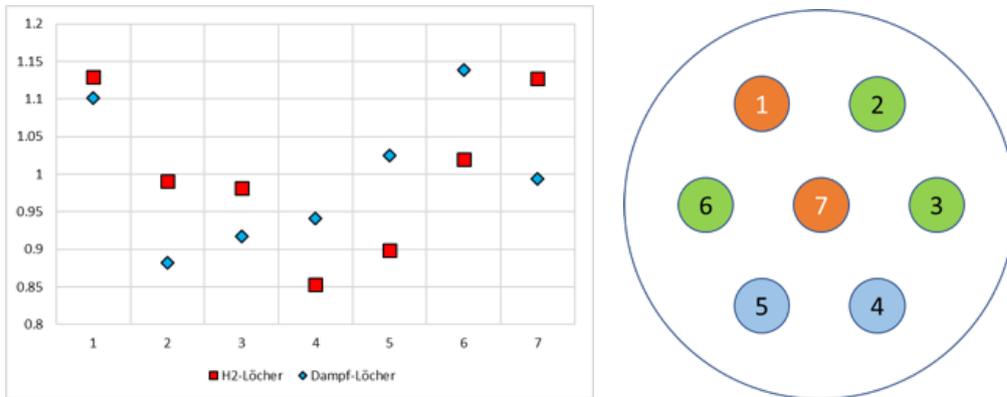
4.2.4 Durchflusscharakteristik

Vor Inbetriebnahme der hergestellten Brennerversionen wurden Vorversuche zur Charakterisierung der Brennstoff- und Dampfeindüsung (Verteilung über die Brennerrohre) sowie der luftseitigen Druckverlustbeiwerte durchgeführt.

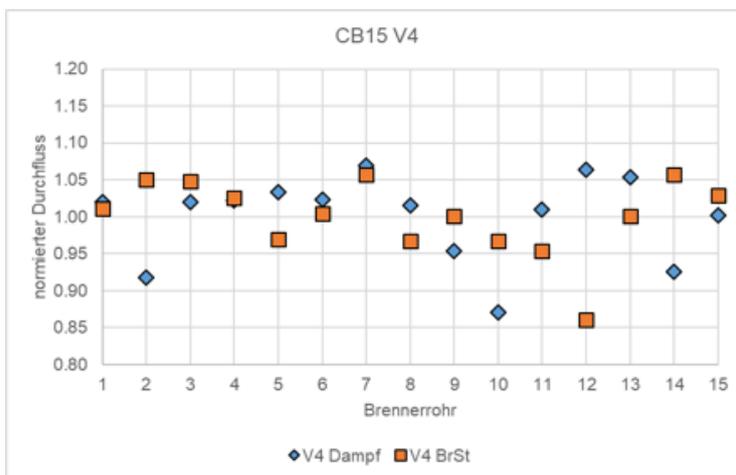
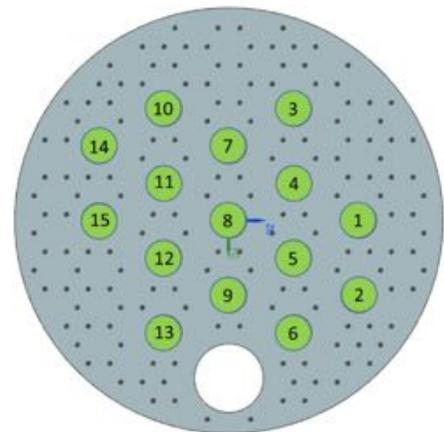
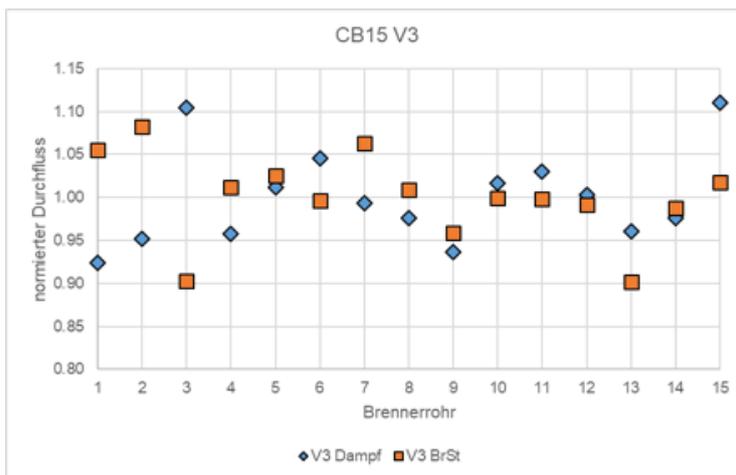
Brennstoff/Dampf

Die Untersuchung der Brennstoff- und Dampfverteilung wurde mit Wasser durchgeführt. Dazu wurde die Brennstoff- bzw. Dampfführung zu den Brennern mit Wasser beaufschlagt und der Wasserausfluss jedes Brennerrohres mit Schläuchen in Flaschen aufgefangen und die Wassermenge in jeder Flasche anschliessend ausgewogen. Die Messergebnisse sind als relative Durchflüsse in Abbildung 53 für den CB7 und in Abbildung 54 für die drei CB15-Versionen dargestellt. Weiterführende Informationen zu den durchgeführten Durchflusstests der Brennstoff/Dampf-Injektoren können den Arbeiten von M. Messina [4], [7] und P. Albrecht [11] entnommen werden.

CB7



CB15



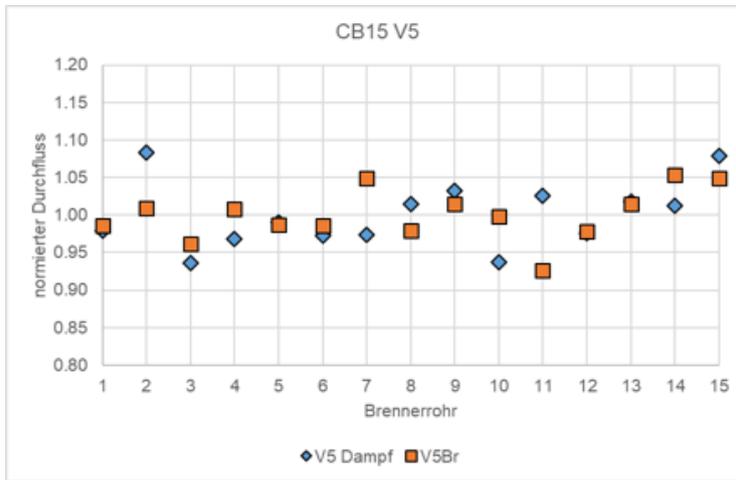


Abbildung 54: Relative Wasserdurchflüsse durch die Brennstoff- und Dampfeindüsung in die Brennerrohre der CB15-Versionen



CB6

Die Versuche mit den CB7 und CB15 zeigten, dass das Brennerkonzept das Potential hat, die gesetzten NO_x-Emissionsziele (25 vppm) ohne Dampfeindüsung zu erreichen. Daher wurde der CB6-Brenner nicht mit einer Dampfeindüsung ausgerüstet.

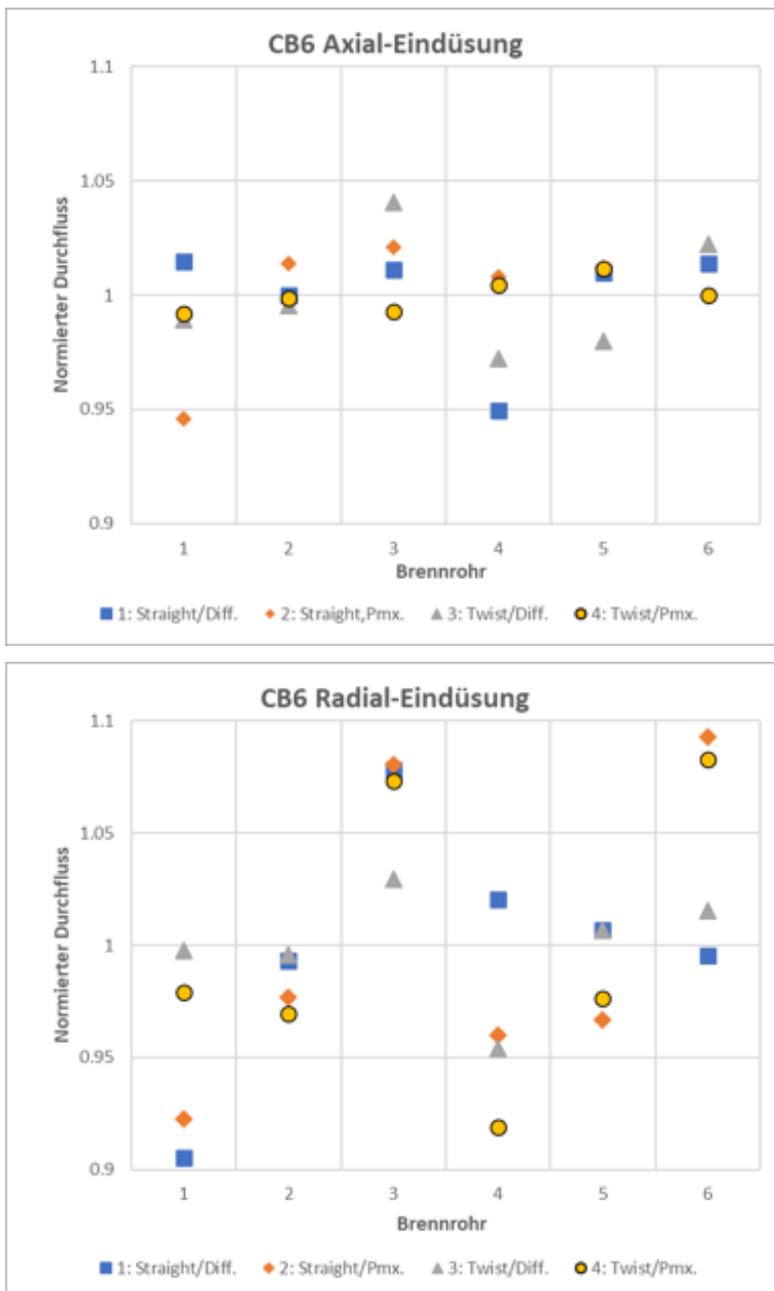


Abbildung 55: Relative Wasserdurchflüsse durch die Brennstoffeindüsung in die Brennerrohre der CB6-Versionen

Die in Abbildung 55 dargestellten Messergebnisse zeigen, dass die Streuungen der axialen Brennstoffdüsen nur etwa halb so hoch sind wie die der radialen Düsen. Wobei bei den radialen Düsen pro Brennerrohr der Mittelwert von 2 Düsen gemessen wurde.



Später stellte sich noch die Frage, wie die Verteilung sich ändert, wenn der Brennstoff statt beidseitig nur einseitig in den Brenner eingespeist wird. Die Messergebnisse sind in Abbildung 56 dargestellt.

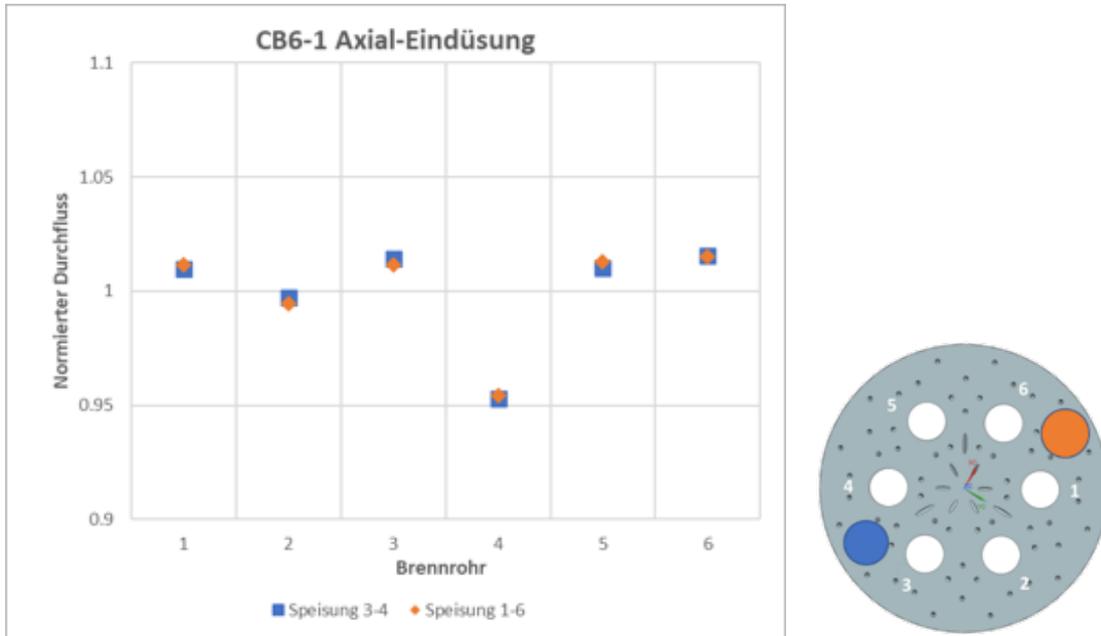


Abbildung 56: Relative Wasserdurchflüsse durch die axialen Brennstoffeindüisungen in die Brennerrohre des CB6-1 mit einseitiger Einspeisung in den Brenner. Die jeweilige Einspeiseposition ist aus den Farben erkennbar

Es ist zu erkennen, dass eine einseitige Einspeisung des Brennstoffs in den Brenner am Beispiel des CB6-1 zu keiner nennenswerten Änderung der Verteilung auf die Brennerrohre führt.

Luft

Zur Bestimmung des luftseitigen Druckverlustbeiwertes (ζ) der Brenner ist der Prüfstand wegen möglicher kleiner Leckagen nicht sehr gut geeignet. Deshalb wurde ein Adapter aus Kunststoff entworfen und gedruckt, der es erlaubt die Brenner dicht mit einer Druckluftversorgung mit genauer Durchflussmessung zu verbinden. Der Adapter ermöglicht dabei den Anschluss an den Brenner so, dass entweder nur die Brennerrohre, die Brennerrohre mit Brennerkühlung oder nur die Kühlung von Luft durchströmt wird. Die ermittelten Druckverlustbeiwerte sind in Abbildung 57 für den CB7 und in Abbildung 58 für die drei CB15-Versionen dargestellt.

Bei der Durchströmung der Brennerrohre mit kalter Luft wird bei einer Brennerluftgeschwindigkeit von ca. 35 m/s und einem Druckabfall von ca. 10 mbar die gleiche Reynoldszahl von ca. 18000 erreicht, wie bei der Durchströmung mit heisser Luft von 400 °C bei 145 m/s (Auslegungsdaten).



CB7

In Abbildung 57 sind die Druckverlustbeiwerte (Zeta) des CB7-Brenners dargestellt. Die über dem Druckabfall dargestellten Werte weisen bei ca. 4 mbar ein Minimum auf. Die Zeta-Werte sind für den Designrohrdurchmesser von D berechnet. Der tatsächliche Durchmesser wurde mit Bohrern bei ca. 1.3% - 2.5% kleiner bestimmt. Bezogen auf diesen Durchmesser wäre Zeta um ca. 5 bis 10 % geringer. Bei den Kühlluftlöchern wurde der Designdurchmesser von 1 mm für die Berechnungen verwendet. Der tatsächliche Durchmesser konnte nicht ermittelt werden. Aus den berechneten (zu kleinen) Durchflusszahlen kann auch hier auf einen kleineren tatsächlichen Durchmesser geschlossen werden.

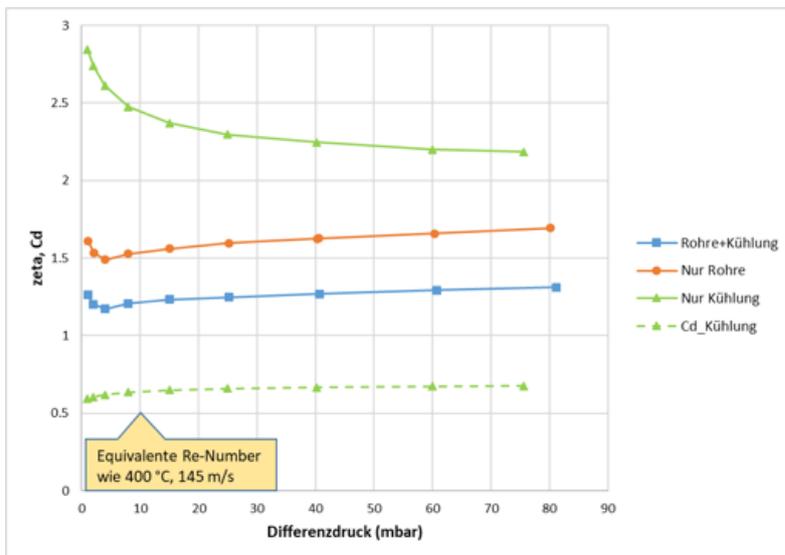


Abbildung 57: Druckverlustbeiwert Zeta der Brennerrohre und Kühlluftlöcher des CB7 sowie Durchflusszahl Cd der Kühlluftlöcher bezogen auf die Designabmessungen

CB15

Die Druckverlustbeiwerte der CB15-Brennerversionen sind in Abbildung 58 dargestellt. Auch hier weisen die Werte ein Minimum auf, allerdings bei einem gegenüber dem CB7 höheren Differenzdruck von ca. 15 mbar. Insgesamt liegen die Zeta-Werte auf einem tieferen Niveau als beim CB7. Die ebenfalls mit Bohrern bestimmten tatsächlichen Rohrdurchmesser liegen, wie beim CB7 zwischen 1.3% und 2.5% kleiner. Bei fast identischen Rohrlängen kommt als Ursache für die tieferen Zeta-Werte noch die Oberflächenrauigkeit in Frage. Diese ist subjektiv beurteilt beim CB15 deutlich geringer als beim CB7.

Bei den Durchflusszahlen Cd der Kühlluftlöcher weicht der Brenner V4 stark von den beiden anderen Brennern ab. Vermutlich sind bei diesem Brenner einige Kühlluftlöcher verstopft. Die Durchflusszahlen der Brenner V3 und V5 sind vergleichbar mit denen des CB7-Brenners.

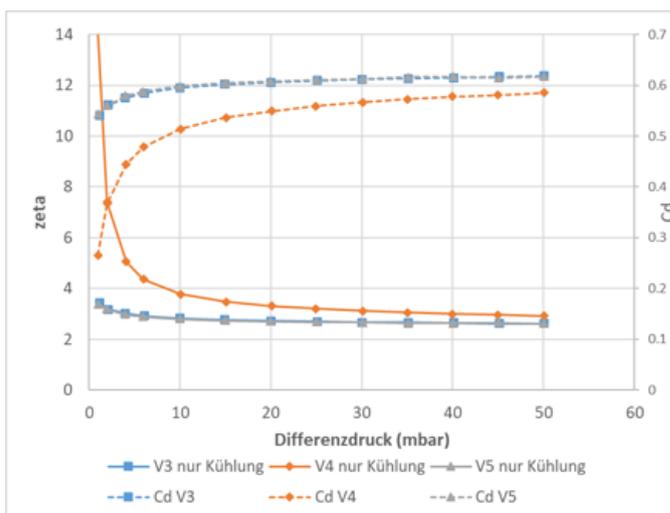
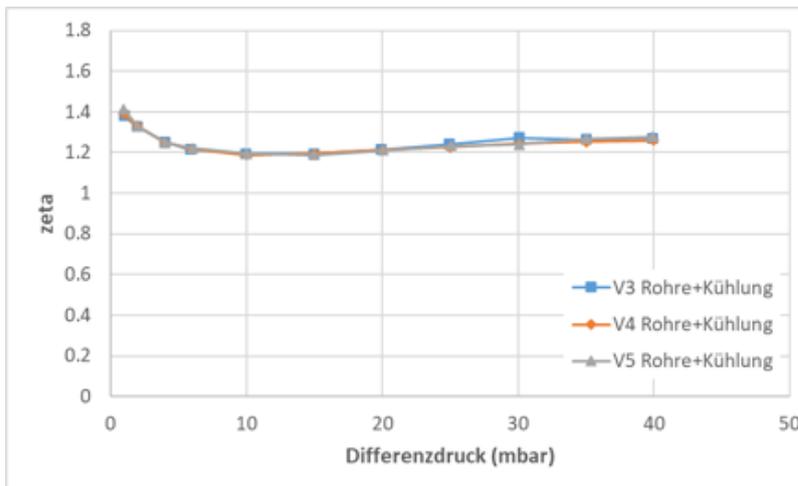
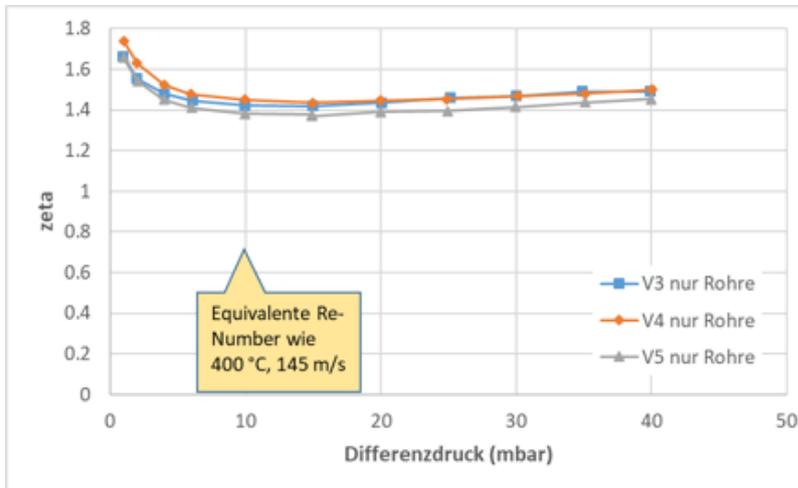


Abbildung 58: Druckverlustbeiwert Zeta der Brennerrohre und Kühlluftlöcher der CB15-Versionen sowie Durchflusszahl Cd der Kühlluftlöcher bezogen auf die Designabmessungen



CB6

Die Druckverlustbeiwerte der CB6-Brennerversionen sind in Abbildung 59 dargestellt. Die Zeta-Werte wurden für den Nenndurchmesser D berechnet.

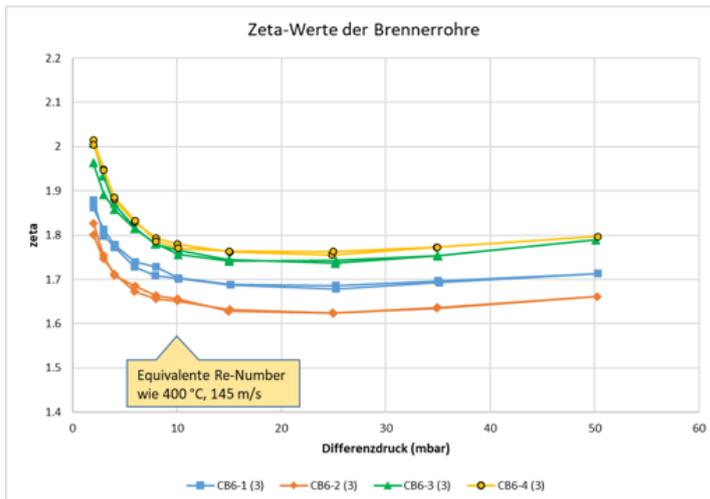


Abbildung 59: Druckverlustbeiwert Zeta der Brennerrohre der CB6-Versionen. (Kühlluftlöcher und Pilot verschlossen)

Es fällt auf, dass die zwei Brennerversionen mit den geraden Rohren (CB6-1 + CB6-2) unterschiedliche Zeta-Werte haben, während die zwei Brennerversionen mit den gekrümmten Rohren (CB6-3 + CB6-4) zwar höhere, aber fast gleiche Werte zeigen. Eine Nachmessung der Rohrdurchmesser mit Bohrern ergab für den CB6-2 einen um 0.6% - 1.3% grösseren Durchmesser. Mit einer Korrektur des Nenndurchmessers um 1% nach oben ergeben die beiden Geradrohrversionen identische Zeta-Werte (Abbildung 60).

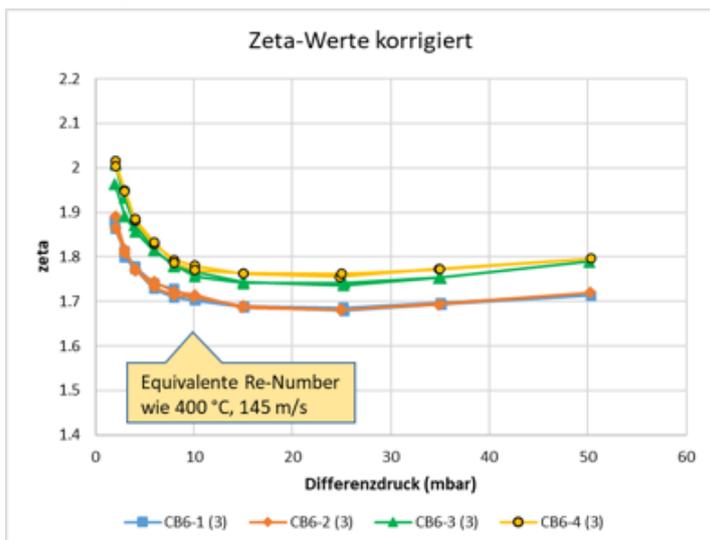


Abbildung 60: Druckverlustbeiwert Zeta der Brennerrohre der CB6-Versionen. (Nenndurchmesser CB6-2 auf +1% korrigiert)

Die Luftmassenstromanteile der Brenner wurden ebenfalls bestimmt und in Abbildung 61 dargestellt. Der Premix-Pilot zeigt einen wesentlichen grösseren Luftmassenstromanteil als der Diffusionspilot.

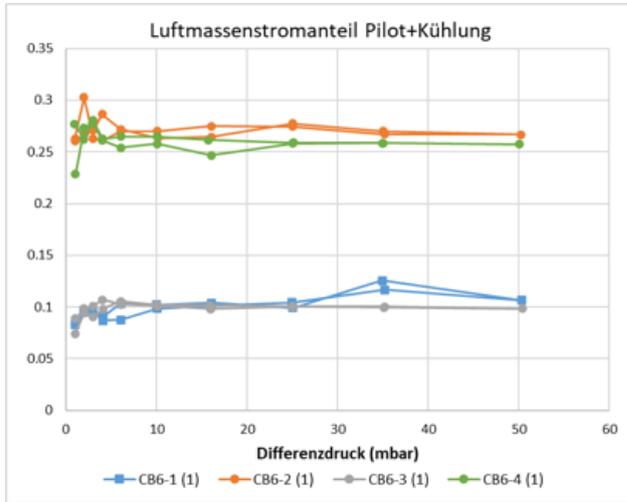


Abbildung 61: Luftmassenstromanteile von Pilot + Kühlung der CB6-Brennerversionen bezogen auf die reine Rohrströmung

Des Weiteren wurden die Strömungscharakteristiken der Brennstoffdüsen bestimmt. Die Cd-Werte wurden mit Axialdüsendurchmesser von 0.125D und Radialdüsenäquivalentdurchmesser (oval) von 0.088D berechnet. Die damit ermittelten Cd-Werte in Abbildung 62 erscheinen jedoch unrealistisch. Daher wurden die Düsendurchmesser an gleichzeitig mit den Brennern gedruckten Coupons mit besserer Zugänglichkeit mit Hilfe von Bohrern unter dem Mikroskop bestimmt (Abbildung 63). Nach Korrektur der Axialdüsenlöchern von 0.125D auf 0.1D und der Radialdüsenlöcher von 0.088D auf 0.09D ergeben sich die in Abbildung 64 dargestellten realistischen Cd-Werte.

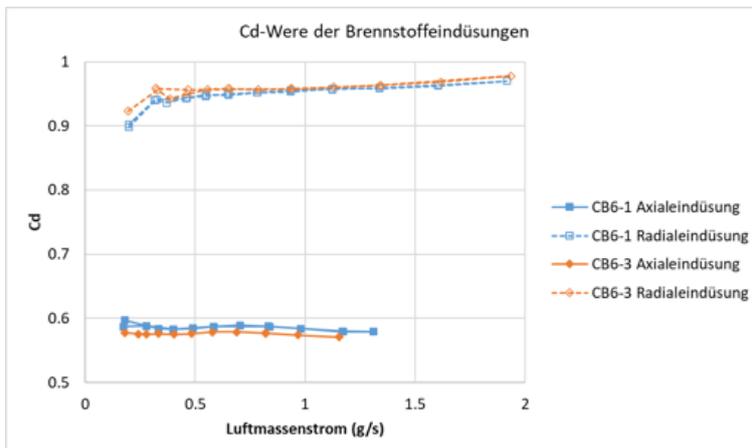


Abbildung 62: Cd-Werte der Brennstoffeindüsen, berechnet mit den Designdurchmessern



Abbildung 63: Bestimmung der Brennstoffdüsendurchmesser

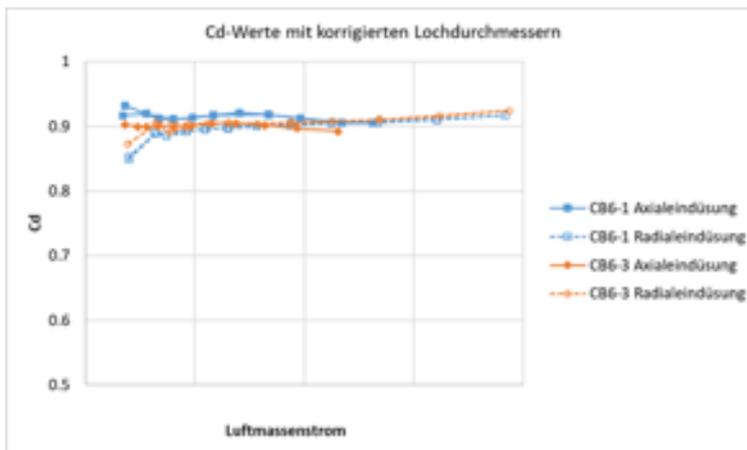


Abbildung 64: Cd-Werte der Brennstoffeindüsen, berechnet mit korrigierten Durchmessern

Zuletzt wurde noch gemessen, welchen Einfluss die Brennstoffeindüsung axial bzw. radial auf die Luftströmung in den Brennerrohren hat. Dazu wurde der Druckverlust bei zwei Brennerrohrluftmassenströmen und jeweils verschiedenen Luftmassenströmen durch die zwei Brennstoffeindüsen gemessen. Die hiermit berechneten Zeta-Werte bezogen auf den Gesamtluftmassenstrom sind in Abbildung 65 dargestellt. Diese Messungen wurden nur am CB6-1 durchgeführt.

Wie erwartet fällt der Zeta-Wert bei Axialeindüsung durch den Injektoreffekt und steigt er bei Radialeindüsung durch einen Blockiereffekt.

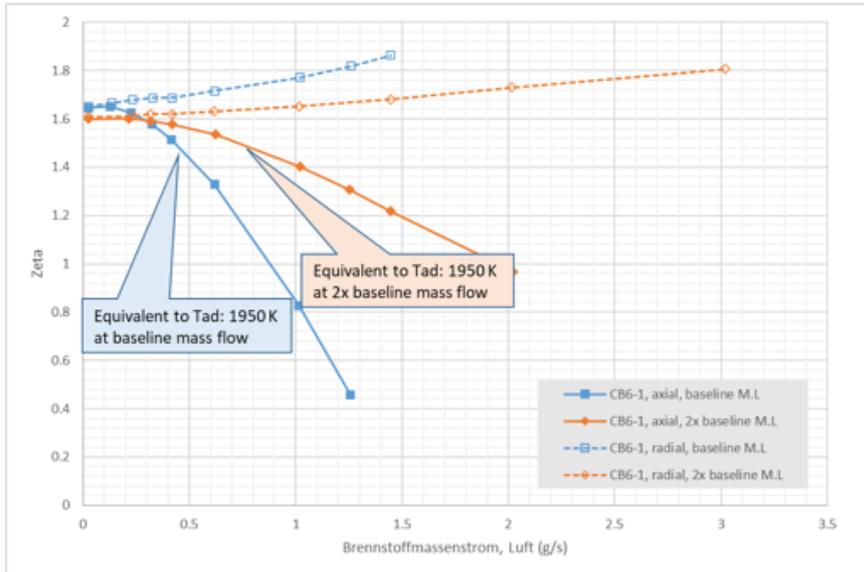


Abbildung 65: Zeta-Werte der Brennerrohre mit zusätzlicher Axial- bzw. Radialeindüsung, bezogen auf den Gesamtmassenstrom. Äquivalent bedeutet gleiches Impulsstromverhältnis (Brennstoff zu Rohrluft)

Zur besseren praktischen Anwendung wurden die Zeta-Werte für äquivalente Impulsstromverhältnisse von Verbrennung zu Messung $I_{H_2} / I_{Luft\ 400^\circ C} = I_{Luft\ 20^\circ C} / I_{Luft\ 20^\circ C}$ in Abhängigkeit von der zugehörigen adiabaten Verbrennungstemperatur berechnet und mit dem Zeta-Wert ohne Brennstoffeindüsung normiert. Dazu konnten gut passende Trendkurven (Polynome 2. Ordnung) erstellt werden (Abbildung 66).

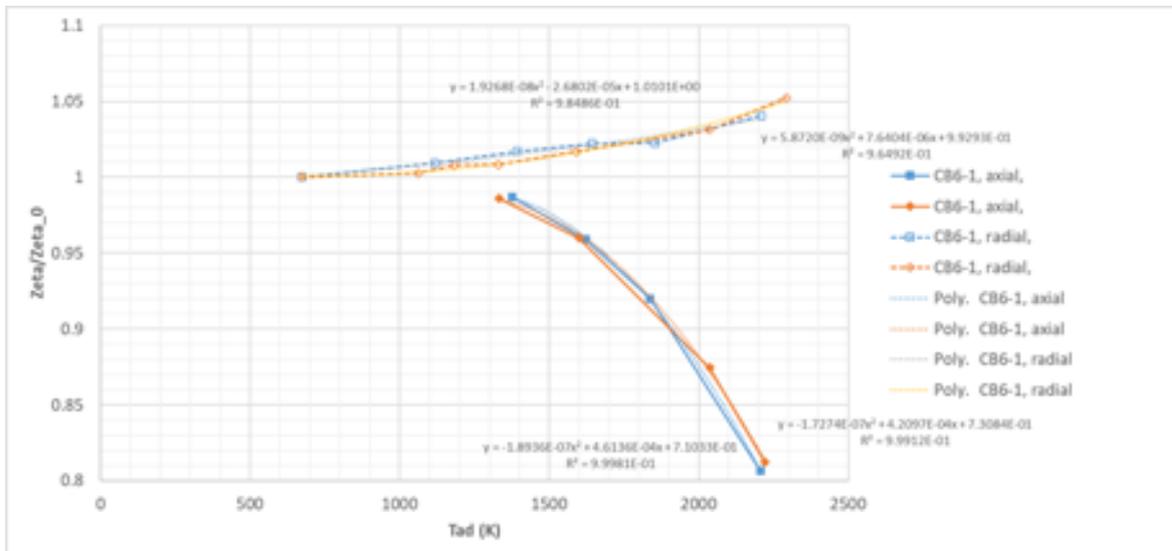


Abbildung 66: Normierte Zeta-Werte der Brennerrohre mit zusätzlicher Axial- bzw. Radialeindüsung, in Abhängigkeit von der adiabaten Verbrennungstemperatur (H₂ mit Luft 400°C)



4.2.5 Zündung mit Wasserstoff

Anhand von Videoaufnahmen mit Blick von der Brennerachse auf den Brenneraustritt konnte für alle CB-Versionen gezeigt werden, dass die Brennerrohre bei Erreichen einer bestimmten Wasserstoffkonzentration alle gleichzeitig zünden.

4.2.6 Emissionsmessungen

CB7

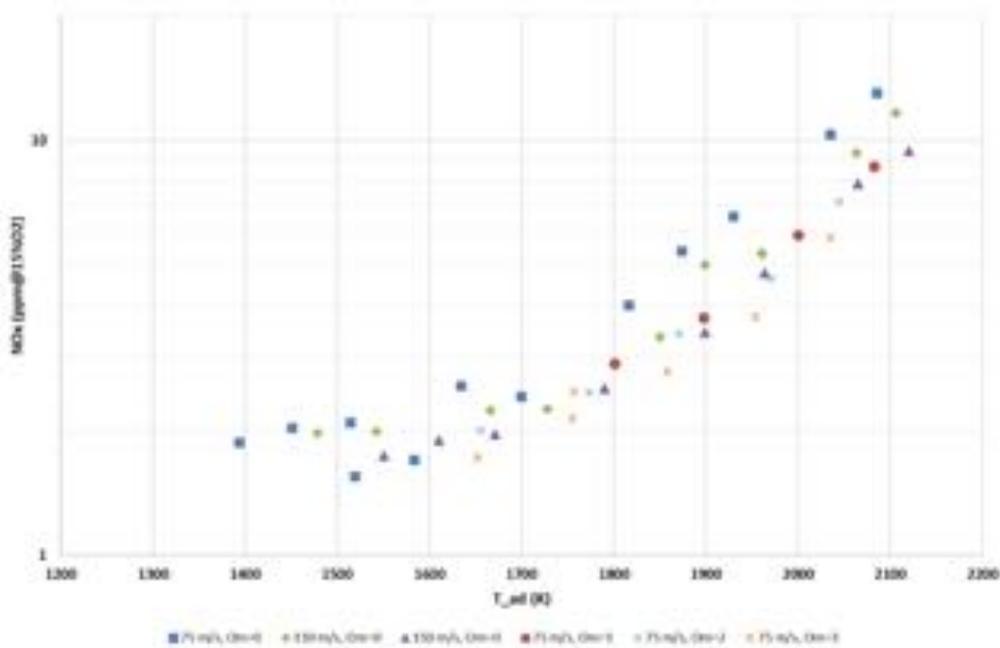


Abbildung 67: NO_x-Emissionen des CB7 über der adiabaten Verbrennungstemperatur für verschiedene Brennerluftgeschwindigkeiten und verschiedene Dampf/Brennstoff-Verhältnisse (Omega)

CB15

H₂-Betrieb	
Brennerluftgeschwindigkeit w_L	75 m/s, 105 m/s, 150 m/s
Adiabate Flammentemperatur T_{ad}	1500 – 1850 K (8 Stufen à 50 K)
H₂-Dampf-Betrieb	
Brennerluftgeschwindigkeit w_L	105 m/s
Adiabate Flammentemperatur T_{ad}	1500 – 1850 K (8 Stufen à 50 K)
Dampf/Brennstoff-Verhältnis Ω	1 / 2 / 3 kg/kg
Flashback-Test	
Brennerluftgeschwindigkeit w_L	Reduktion von 75 m/s bis Flashback

Tabelle 11: Testprogramm Verbrennungstests CB15

Alle CB15-Brennervarianten wurden mit Wasserstoff bei verschiedenen Brennerluftgeschwindigkeit getestet. Der Brenner V3 wurde zusätzlich mit Dampf bei mittlerer Brennerluftgeschwindigkeit getestet.

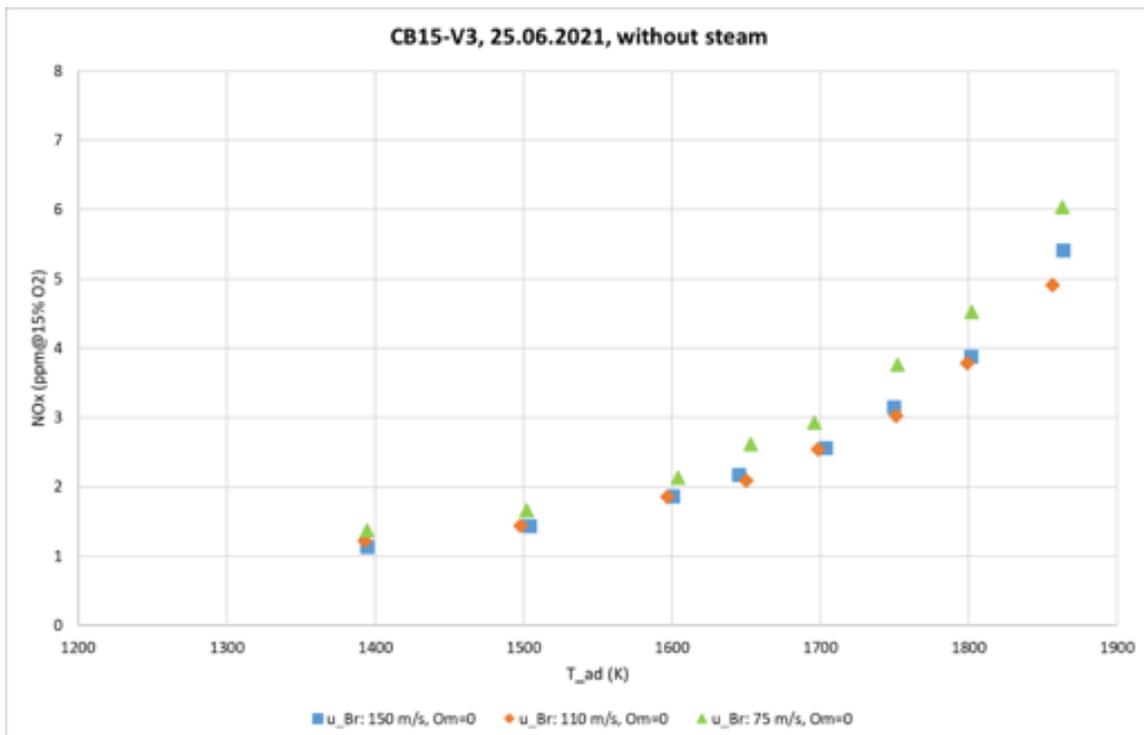


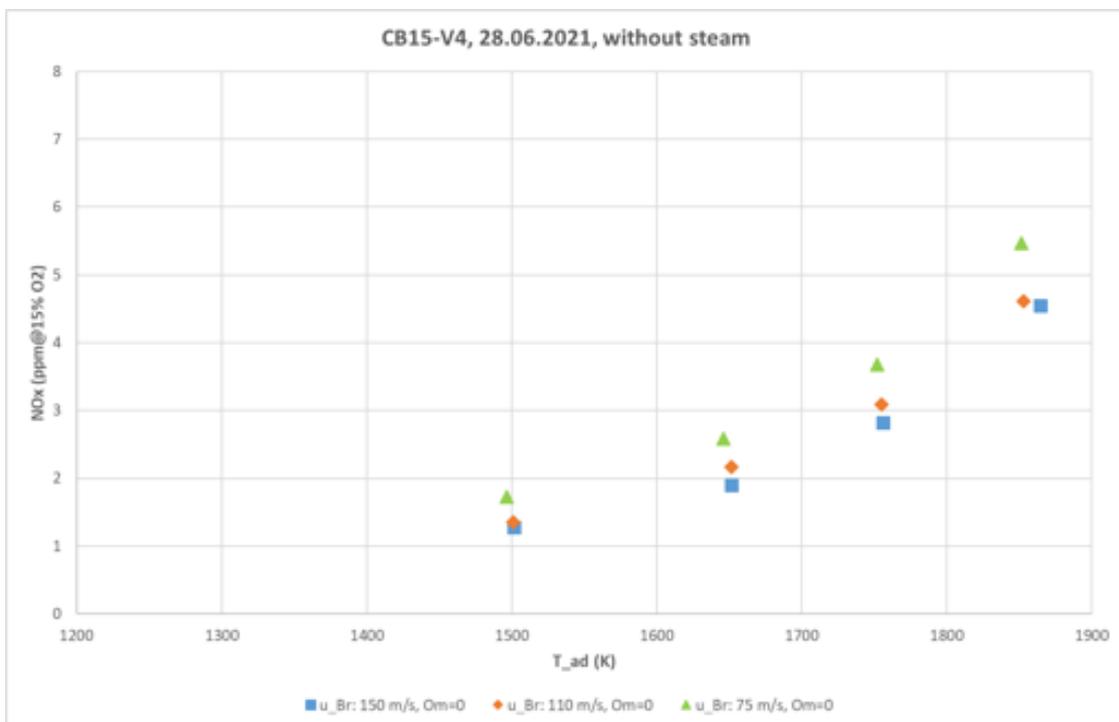
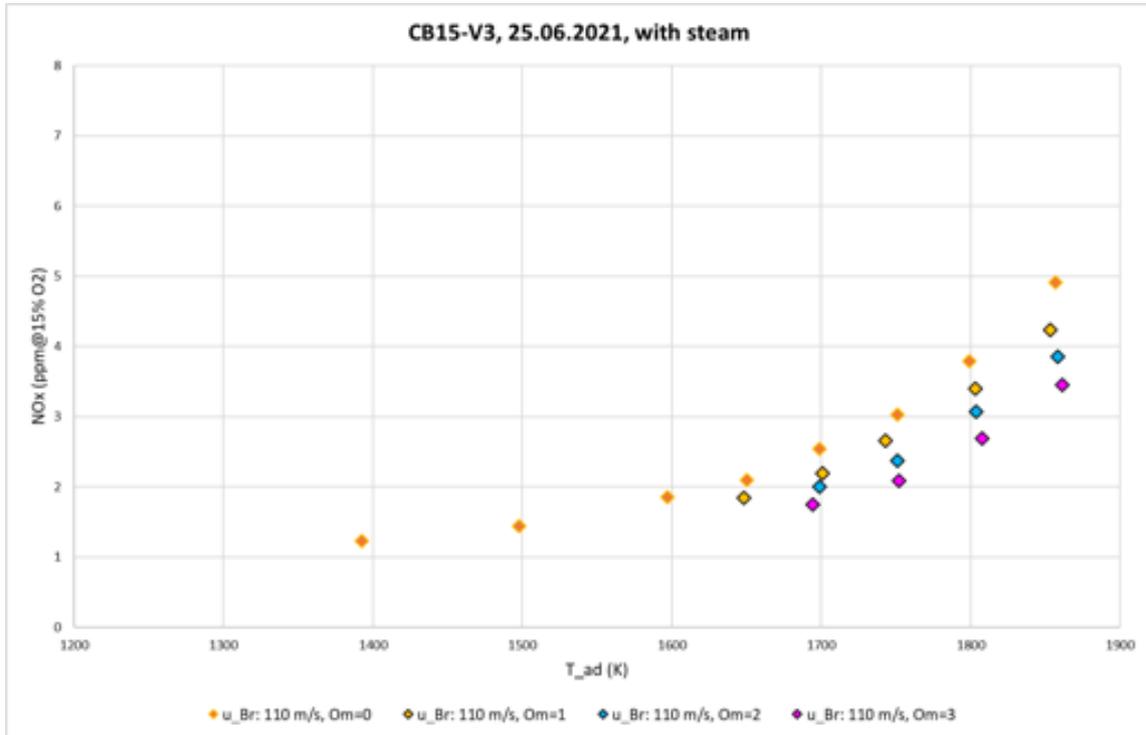
Die Messungen wurden mit drei Dampf/Brennstoffverhältnissen Omega von 1, 2 und 3 kg Dampf pro kg Wasserstoff durchgeführt. Zuletzt wurde mit dem Brenner V3 ein Test durchgeführt, bei dem der Wasserstoff durch die Dampfeindüsung eingedüst wurde. Dadurch verringert sich die zur Mischung mit der Verbrennungsluft zur Verfügung stehende Rohrlänge von 7.5D auf 6.4D.

In Abbildung 68 sind die gemessenen NO_x-Emissionen der durchgeführten Tests jeweils über der adiabaten Verbrennungstemperatur dargestellt. Bei Verringerung der Brennerluftgeschwindigkeit von 150 auf 105 m/s ergibt sich keine bzw. eine geringe Erhöhung der NO_x-Emissionen. Bei weiterer Verringerung der Brennerluftgeschwindigkeit auf 75 m/s zeigt sich eine deutliche Erhöhung der NO_x-Werte. Beim Vergleich der Brennerversionen sind nur marginale Unterschiede im Bereich der Messunsicherheiten feststellbar. Tendenziell sind die Werte beim V5 mit Einlocheindüsung etwas höher als bei den beiden anderen Brennern (siehe dazu Abbildung 69). Auch die Eindüsung des Wasserstoffs durch die Dampfeindüsung beim V3 mit der Bezeichnung V3(S) führte nicht zu einer erwarteten Erhöhung der NO_x-Emissionen.

Bei den Tests mit Dampfzugabe ergab sich ein klarer Trend mit abnehmenden NO_x-Emissionen bei zunehmendem Dampf/Brennstoff-Verhältnis.

Zur besseren Vergleichbarkeit der Testergebnisse sind die NO_x-Emissionen für eine gasturbinentypische adiabate Verbrennungstemperatur von 1750 K für alle Tests in Abbildung 70 dargestellt.





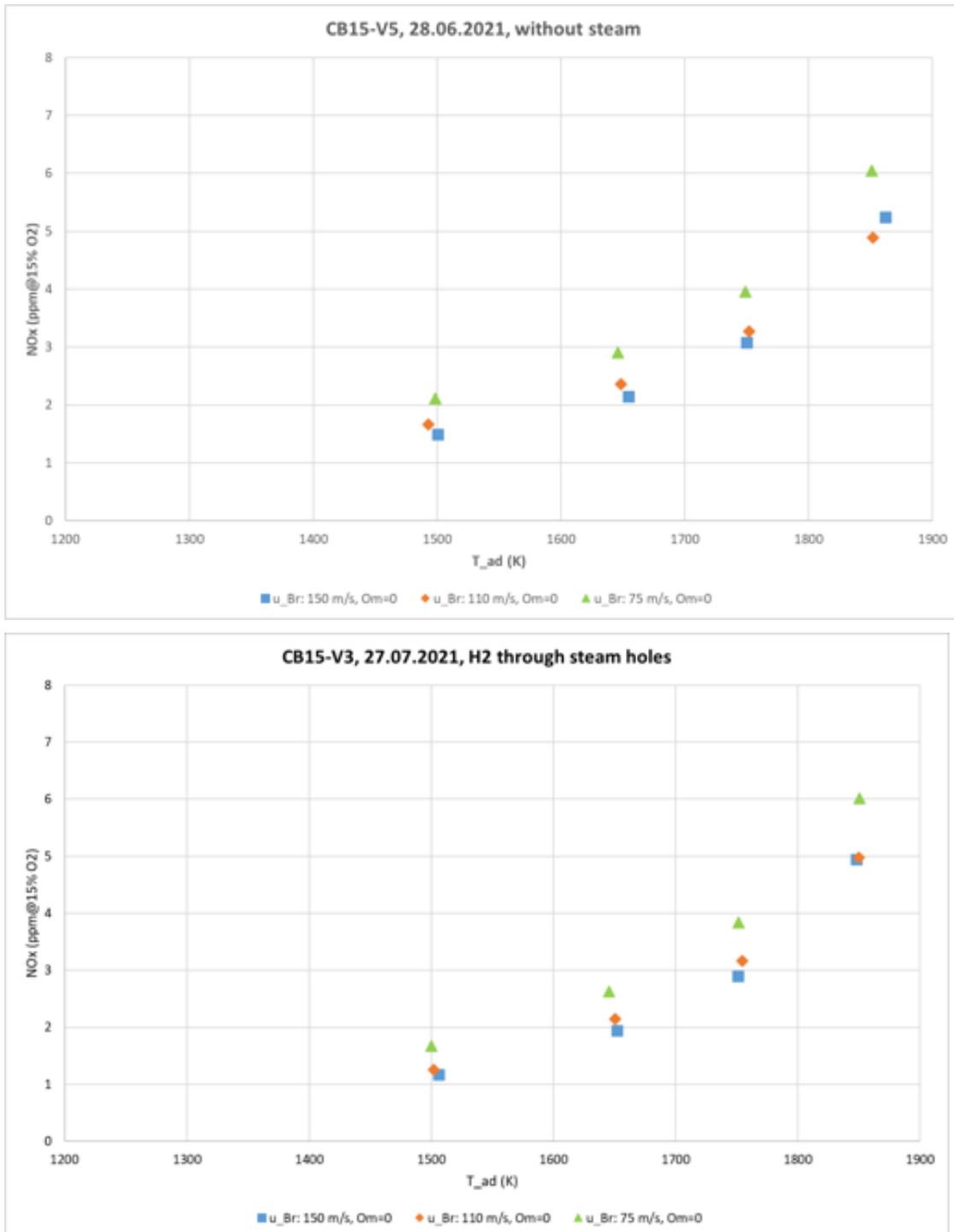


Abbildung 68: NO_x-Emissionen über der adiabaten Verbrennungstemperatur der CB15-Versionen für verschiedene Brennerluftgeschwindigkeiten und verschiedene Dampf/Brennstoff-Verhältnisse (Omega)

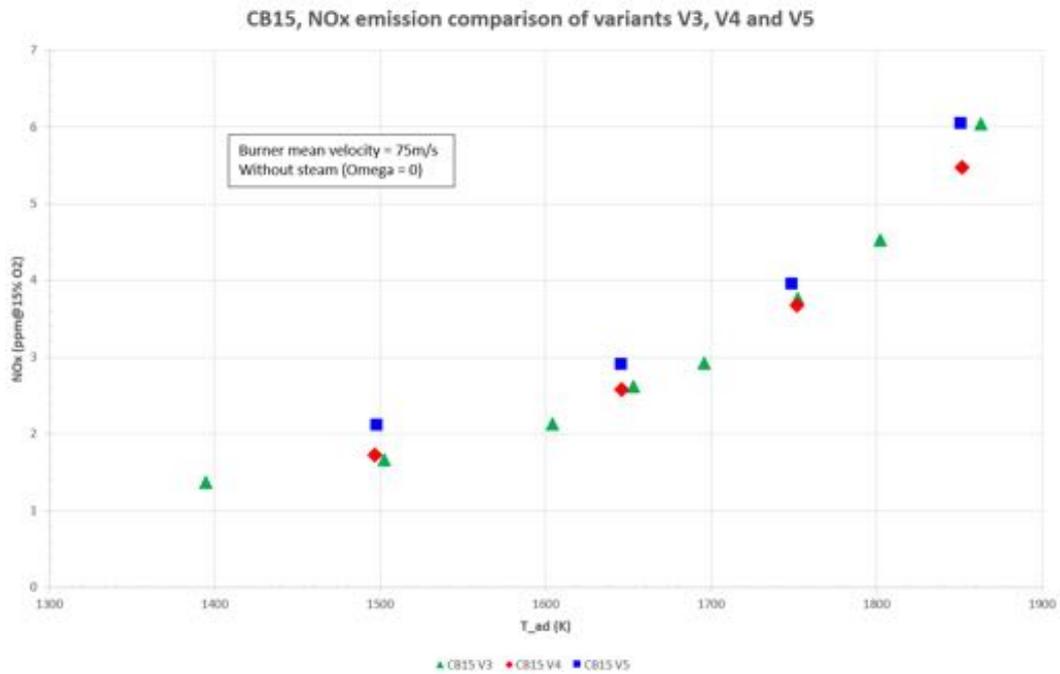


Abbildung 69: CB15 Varianten Vergleich der NO_x-Emissionen

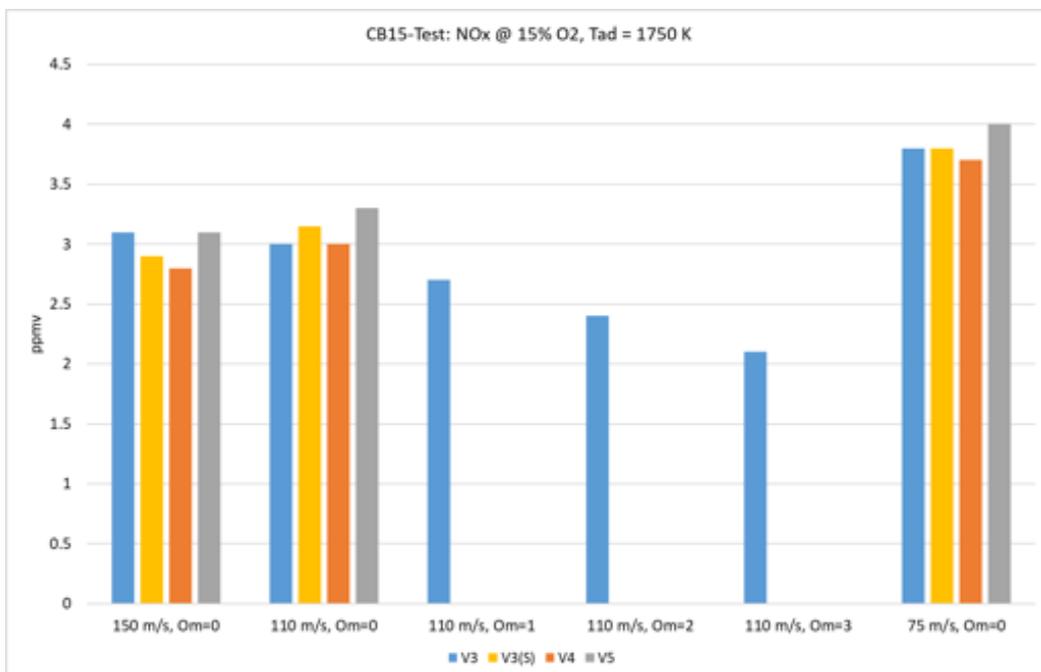


Abbildung 70: Übersicht der NO_x-Emissionen der CB15-Versionen bei GT-typischer adiabater Verbrennungstemperatur für verschiedene Brennerluftgeschwindigkeiten und verschiedene Dampf/Brennstoff-Verhältnisse (Omega)



CB6-Tests mit Wasserstoff

Bei der kleinen Leistung der CB6-Versionen konnte wegen den im Vergleich zum Brennerluftstrom relativ grossen Luftleckagen im Prüfstand nicht mit dem Prüfstandsluftmassenstrom gerechnet werden. Zur Berechnung des Luftmassenstroms durch die Brennerrohre wurden die in Vorversuchen ermittelten äquivalenten Zeta-Werte der Rohre (Abbildung 66) und der Druckverlust des Brenners benutzt. Mit diesem Luftmassenstrom, dem gemessenen Brennstoffmassenstrom und der Lufttemperatur wird im Datenerfassungsprogramm des COBRA-Teststandes online die adiabate Verbrennungstemperatur berechnet. Die Berechnung kann nur mit konstantem Zeta-Wert pro Messreihe erfolgen. Der Einfluss der Brennstoffeindüsung auf den Zeta-Wert gemäss Abbildung 66 kann erst nachträglich durch eine iterative Berechnung in korrigierte adiabate Verbrennungstemperaturen umgerechnet werden. Da bei der Versuchsdurchführung zunächst ein konstanter Zeta-Wert angenommen wurde, ergibt sich durch die Verkleinerung des Zeta-Wertes ein höherer tatsächlicher Luftmassenstrom und damit eine höhere Brennerluftgeschwindigkeit.

Die für alle CB6-Versionen sowohl mit axialer als auch radialer Brennstoffeindüsung für Wasserstoff gemessenen NO_x-Emissionen sind in Abbildung 71 in Abhängigkeit von der korrigierten adiabaten Verbrennungstemperatur dargestellt.

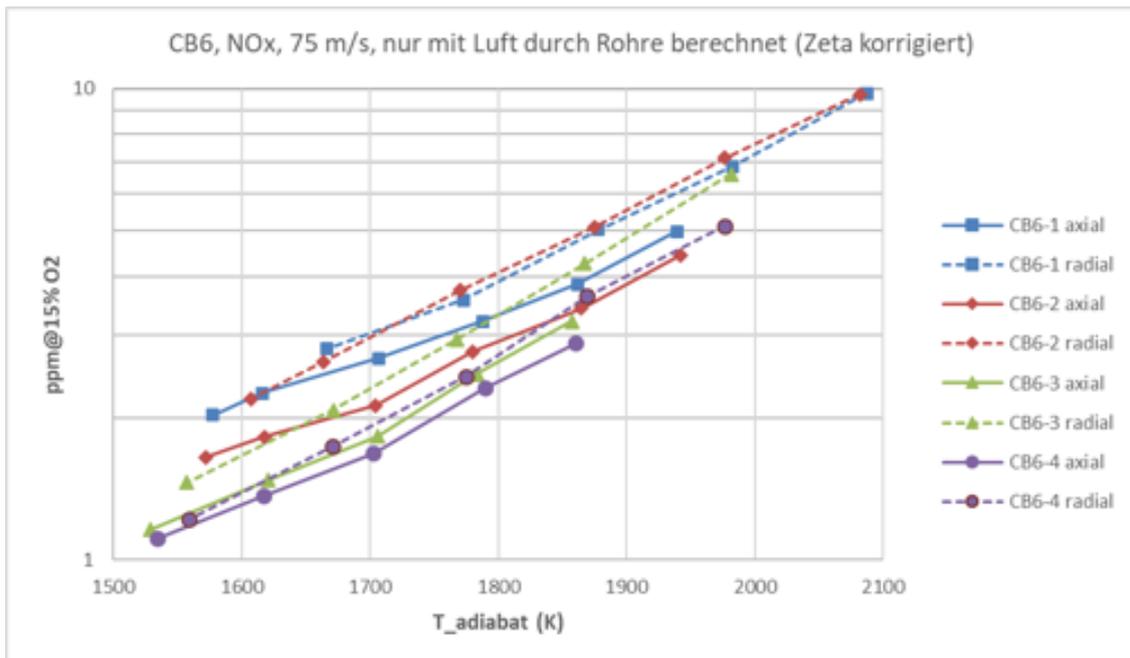


Abbildung 71: NO_x-Emissionen der CB6-Versionen bei einer Brennerluftgeschwindigkeit von 75 m/s und Wasserstoff als Brennstoff

Tendenziell sind die NO_x-Emissionen bei axialer Brennstoffeindüsung niedriger als bei radialer Eindüsung. Die Versionen mit gekrümmten Rohren haben bei gleicher Brennstoffeindüsung niedrigere NO_x-Emissionen als die Versionen mit geraden Rohren. Dies ist der radialen Geschwindigkeitskomponente geschuldet, die sich bei den gekrümmten Lufröhrchen ergibt und somit zu einer besseren Mischung führt.



CB6-Tests mit Erdgas

Alle CB6-Versionen wurden neben reinem Wasserstoff auch mit Erdgas und Erdgas-Wasserstoffgemischen getestet. Dabei hat sich gezeigt, dass die Brenner mit geraden Röhren bei Erdgasverbrennung eine sehr schlechte Flammenstabilisierung aufweisen. Die Brenner mit gekrümmten Röhren zeigen eine zufriedenstellende Flammenstabilisierung. Am besten schnitt der CB6-3 (gekrümmten Röhre, Diffusionspilot) ab. Der CB6-4 (gekrümmten Röhre, Premixpilot) wurde wegen des deutlich höheren zentralen Luftanteils aus dem Premixpilot als nicht so gut eingeschätzt. Abbildung 72 zeigt die NO_x- und CO-Emissionen des CB6-3 in Abhängigkeit vom Wasserstoffanteil im NG-H₂-Gemisch. Dieser Test wurde mit der axialen Brennstoffeindüsung ohne Pilotbrennstoff durchgeführt.

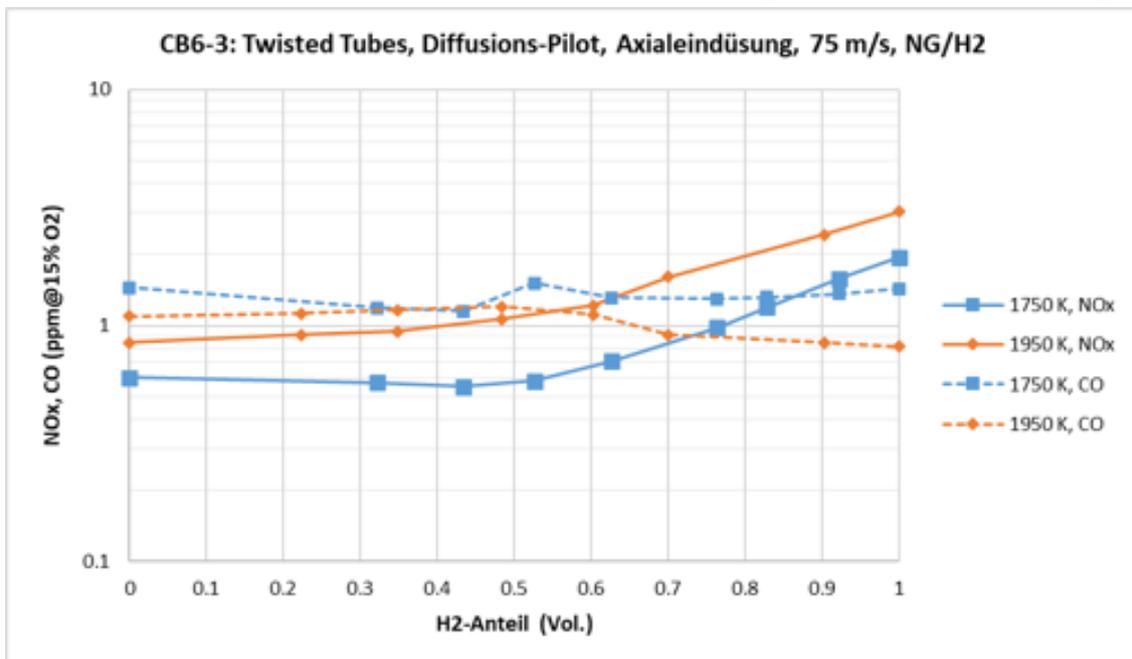


Abbildung 72: NO_x-Emissionen der CB6-3-Version bei einer Brennerluftgeschwindigkeit von 75 m/s in Abhängigkeit vom Wasserstoffanteil für zwei adiabate Verbrennungstemperaturen. Ohne Pilot

Die gemessenen CO-Emissionen bewegen sich im Offsetbereich des Gasanalysators. Die NO_x-Emissionen sind bis 50 Vol.% H₂-Anteil sehr tief und steigen dann etwa auf den dreifachen Wert bei 100% Wasserstoff.

4.2.7 Einfluss der Baugrösse auf die Emissionen

Wie bereits theoretische Überlegungen gezeigt haben (Abbildung 13, Abbildung 14), tendieren grössere Brennerabmessungen zu höheren NO_x-Emissionen. Dies ist bedingt durch die geringere Eindringtiefe (für gleiches J) bei grösserer Baugrösse und vor allem durch die grossskaligen Wirbel, die mehr Zeit benötigen bis diese zerfallen und ausgemischt werden. Daher benötigt man bei grösseren geometrischen Strukturen auch mehr Baulänge für vergleichbare Mischungsgüte.

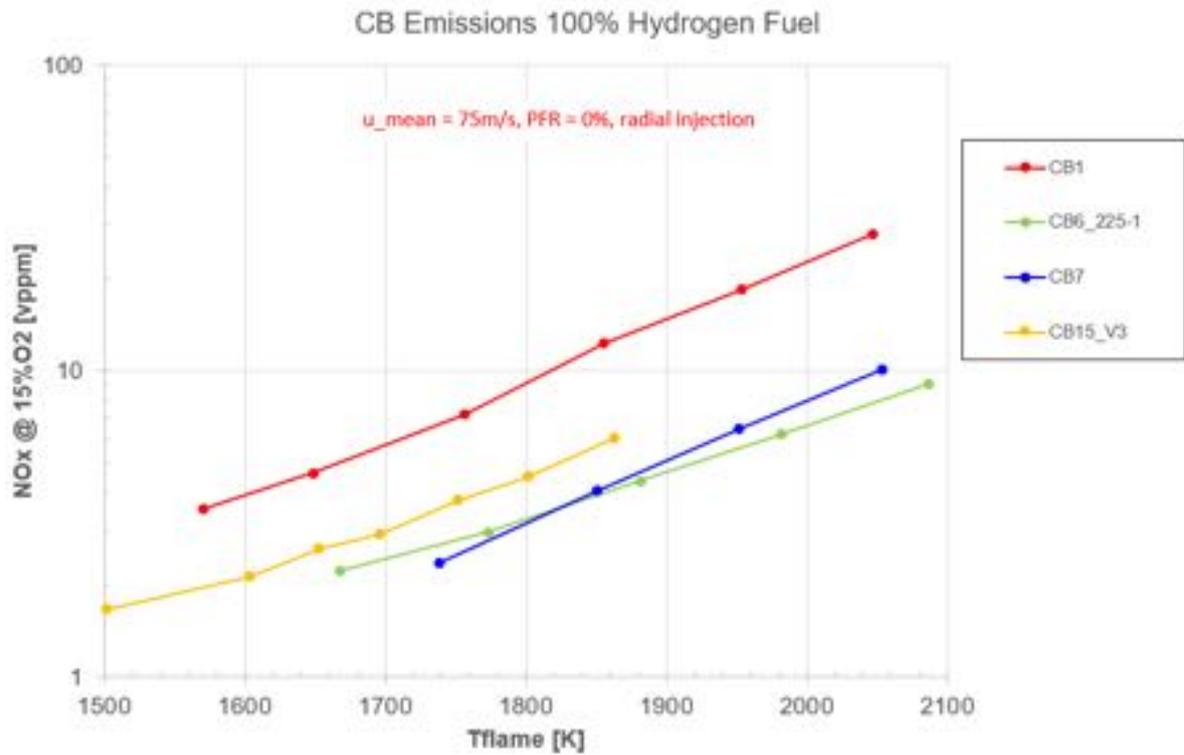


Abbildung 73: NOx-Emissionen in Abhängigkeit der Baugröße

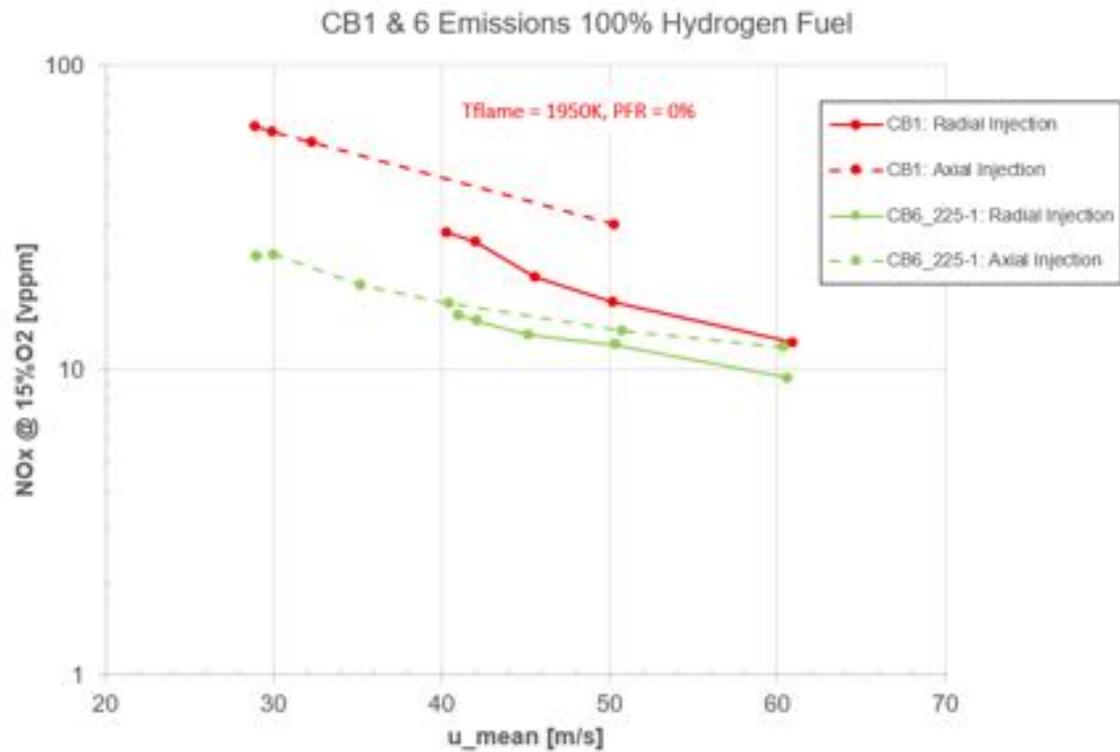


Abbildung 74: NOx Emissionen als Funktion der Brennstoffeindüsung und Brennergröße



4.2.8 Druckverlust

CB15

Die luftseitigen Druckverluste der CB15-Brennerversionen sind in Abbildung 75 für eine GT-typische adiabate Verbrennungstemperatur von 1750 K dargestellt. Alle drei Brenner weisen vergleichbare, quadratisch von der Brennerluftgeschwindigkeit abhängige, Druckverluste auf. Bei Zugabe von Dampf erhöht sich der Druckverlust wie zu erwarten.

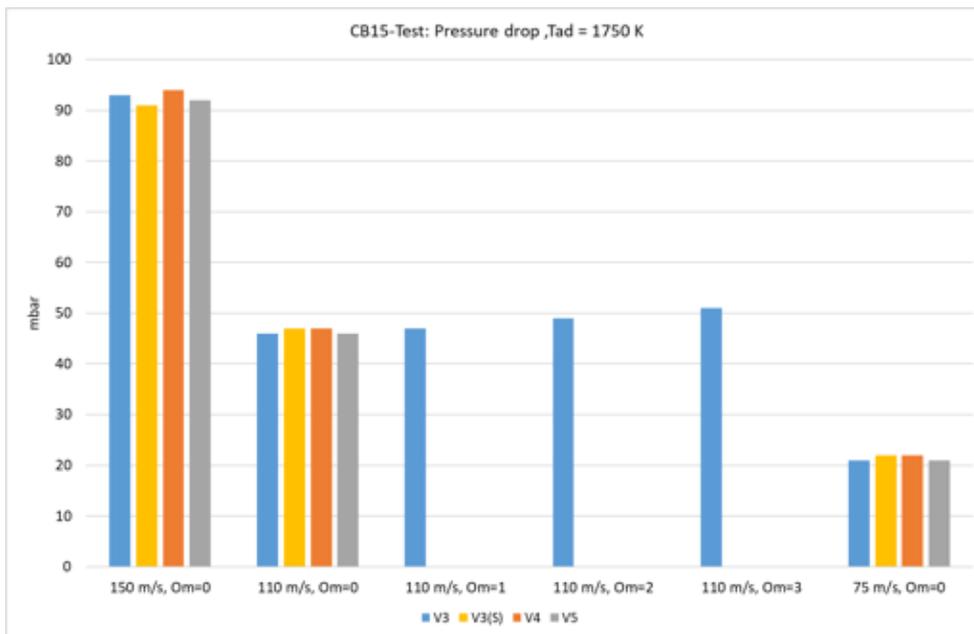


Abbildung 75: Übersicht der Druckverluste der CB15-Versionen bei GT-typischer adiabater Verbrennungstemperatur für verschiedene Brennerluftgeschwindigkeiten und verschiedene Dampf/Brennstoff-Verhältnisse (Omega)

CB6

Durch die Zeta-Wert-Korrektur (Abbildung 66) verschieben sich die tatsächlichen Brennerluftgeschwindigkeiten bei Axialeindüsung hin zu höheren Werten und bei Radialeindüsung zu geringfügig kleineren Werten. Ein Vergleich von Druckverlustwerten macht aber nur bei konstanter Brennergeschwindigkeit Sinn, da sich der Druckverlust etwa mit dem Quadrat der Geschwindigkeit ändert.



4.2.9 Flashback

CB15

Zur Bestimmung der Flashbackkriterien der CB15 Versionen wurde der Luftdurchsatz bei konstant gehaltener adiabater Verbrennungstemperatur von 1750K verringert, bis in einem Brennerrohr Flashback auftrat. Als Flashback gilt dabei, wenn sich die Flamme stabil innerhalb eines Brennerrohrchens hält und nicht mehr ausgeblasen wird. Um eine Überhitzung des Brenners zu verhindern, wurde dieser Betriebszustand nur für wenige Sekunden aufrechterhalten. Flashback trat bei allen Brennerversionen reproduzierbar zwischen 40 und 45 m/s Brennerluftgeschwindigkeit in den Brennerrohren auf, was etwa 26 bis 30 % der Designbrennerluftgeschwindigkeit entspricht.

Die bei den verschiedenen Brennerversionen aufgetretenen Flashbacks sind in den Aufnahmen (Abbildung 76 bis Abbildung 78) zu erkennen. Bei CB15 V3 und V4 trat der Flashback in Brennerrohren mit höherem Brennstoffanteil auf, wie aus den Wasserdurchflussmessungen in Abbildung 54 zu sehen ist. Beim CB15 V5 trat der Flashback jedoch in einem Brennerrohr mit mittlerem Brennstoffanteil auf.

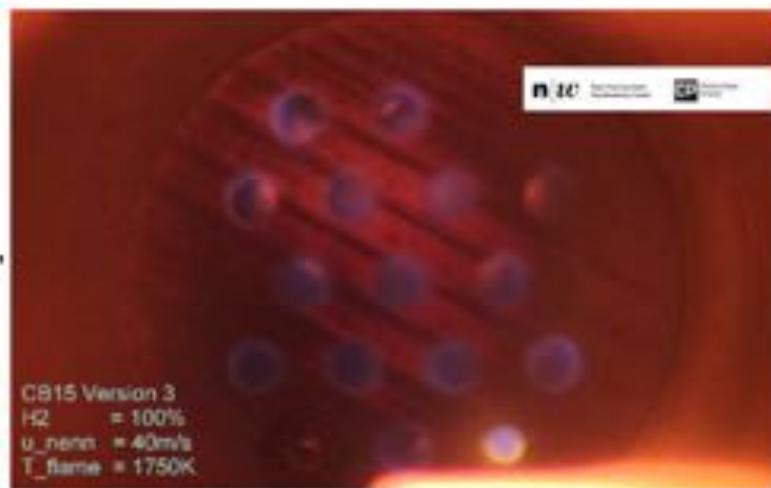


Abbildung 76: Flashback CB15 V3 in Brennerrohr Nr. 2

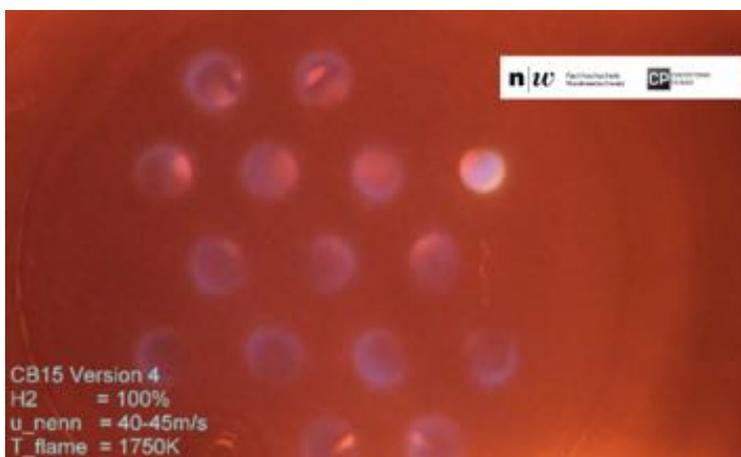
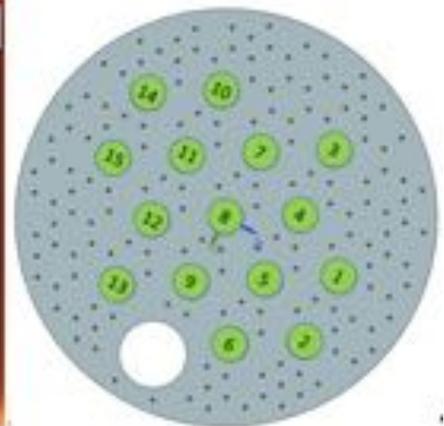


Abbildung 77: Flashback CB15 V4 in Brennerrohr Nr. 3

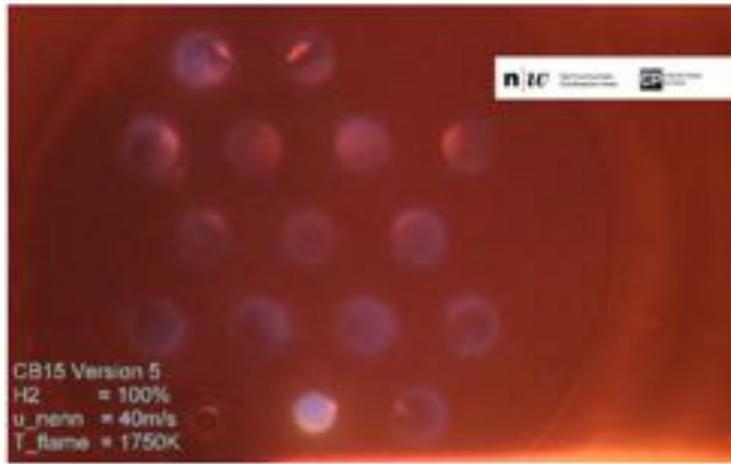


Abbildung 78: Flashback CB15 V5 in Brennerrohr Nr. 6

CB6

Zur Bestimmung der Flashbackkriterien der CB6 Versionen wurde der Luftdurchsatz bei konstant gehaltener adiabater Verbrennungstemperatur von 1950K verringert, bis in einem Brennerrohr Flashback auftrat. Als Flashback gilt dabei, wenn sich die Flamme stabil innerhalb eines Brennerrohrchen hält und nicht mehr ausgeblasen wird. Um eine Überhitzung des Brenners zu verhindern, wurde dieser Betriebszustand nur für wenige Sekunden aufrechterhalten. Flashback trat bei Brennerversionen (225-1, 225-2) mit geraden Röhren reproduzierbar zwischen 28 und 40 m/s und bei gekrümmten Versionen (225-3, 225-4) bei 45 und 65m/s Brennerluftgeschwindigkeit in den Brennerrohren auf.

Neben der Gestaltung der Röhre (gerade, gekrümmt) spielt auch die axiale oder radiale Brennstoffeindüsung eine Rolle für den Flashback. So trat bei axialer Brennstoffeindüsung der Flashback bei deutlich geringeren Brennerluftgeschwindigkeit (25-30%) auf als bei radialer Brennstoffeindüsung.

Um die Aussagekraft des Flashbackverhaltens der Brenner zu verifizieren, sind Testwiederholungen durchgeführt worden. Dabei zeigte sich, dass die Wiederholgenauigkeit des Flashbacks bei etwa 1m/s Brennerluftgeschwindigkeit liegt (Abbildung 79).

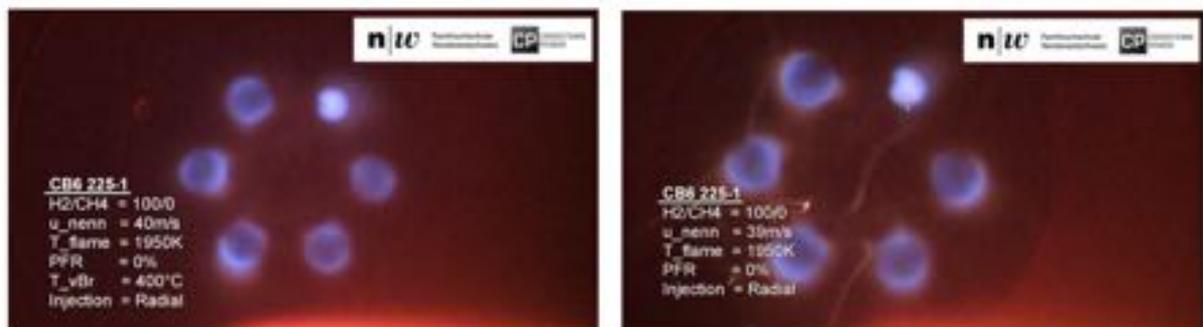


Abbildung 79: Reproduzierbarkeit von Flashback



Abbildung 80 zeigt die Einbaulage der Brennerrohre der vier CB6-Varianten in dem COBRA-Prüfstand. Die gezeigte Ansicht ist stromauf (gegen die Strömungsrichtung) von der Brennkammer dargestellt.

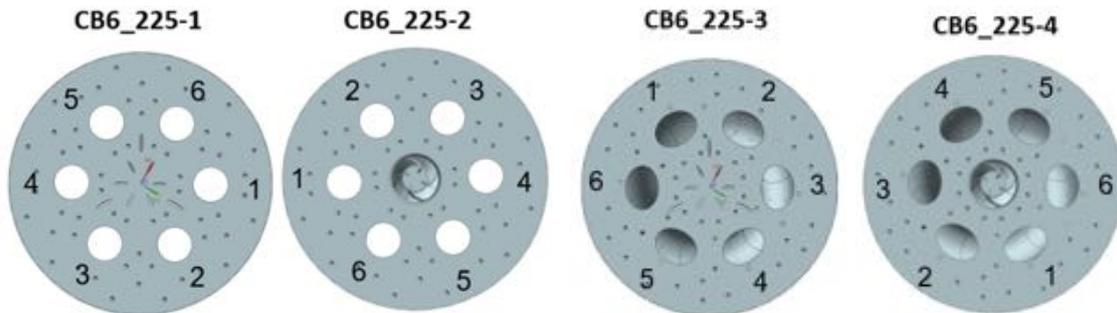


Abbildung 80: CB6 Einbaupositionen der Brennerrohre (Sicht stromauf von der Brennkammer)

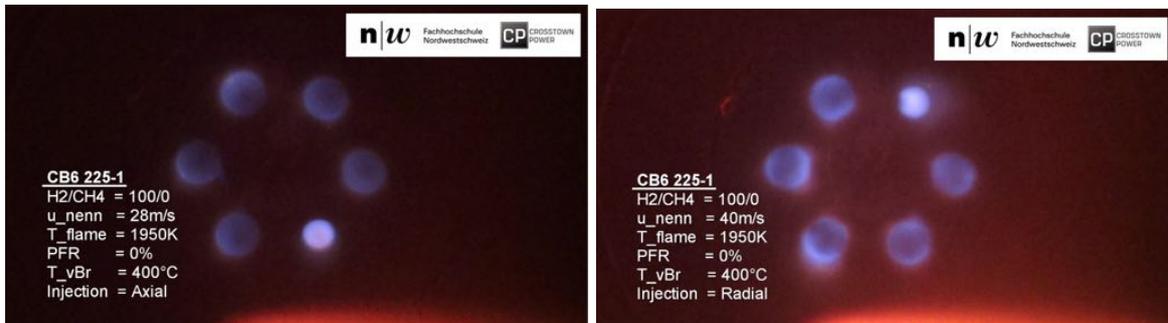


Abbildung 81: CB6 225-1 Flashback im Brennerrohr 2 (axiale Eindüsung) und Brennerrohr 6 (radiale Eindüsung)



Abbildung 82: CB6 225-2 Flashback im Brennerrohr 3 (axiale Eindüsung) und Brennerrohr 2 (radiale Eindüsung)

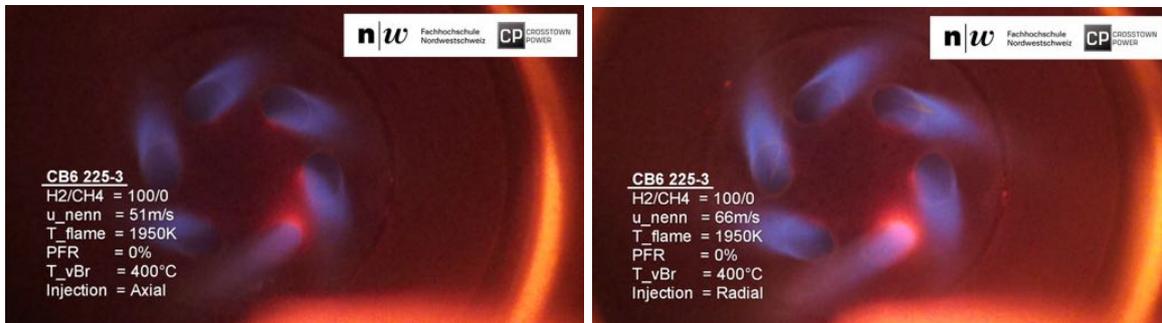


Abbildung 83: CB6 225-3 Flashback im Brennerrohr 4 (axiale Eindüsung) und Brennerrohr 4 (radiale Eindüsung)

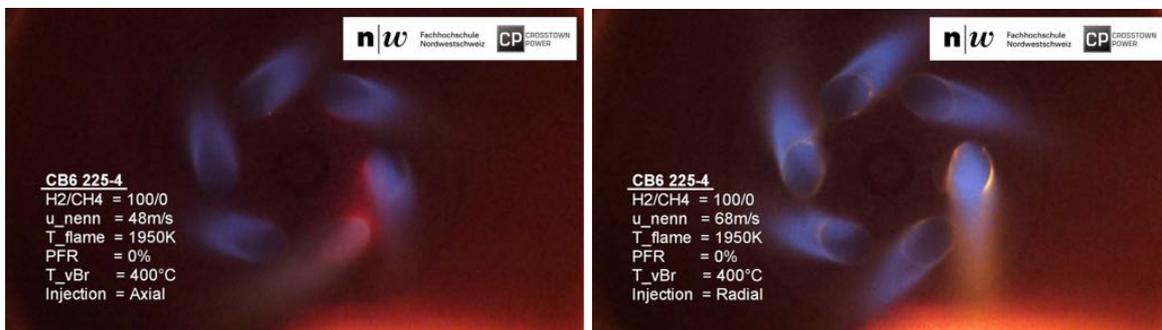


Abbildung 84: CB6 225-4 Flashback im Brennerrohr 1 (axiale Eindüsung) und Brennerrohr 6 (radiale Eindüsung)

Wie die Abbildung 81 bis Abbildung 84 zeigen erfolgt der Flashback bei den CB6-Varianten nicht an derselben Position bezüglich Einbaus in die Brennkammer/Brennerplenum. Es wurde Flashback sowohl in den oberen wie auch unteren Brennerrohren beobachtet. Dies bedeutet, dass der Flashback nicht durch Anströmungsbedingungen im Brennerplenum beeinflusst wird.

Die genaue Ursache, warum der Flashback in einem bestimmten Rohr erfolgt, kann zur Zeit nicht benannt werden, da keine Korrelation mit den Durchflussmessungen (Kapitel 4.2.4) besteht bzw. Daten zur Oberflächenbeschaffenheit (Rauigkeit) der einzelnen Luftrohre fehlen.

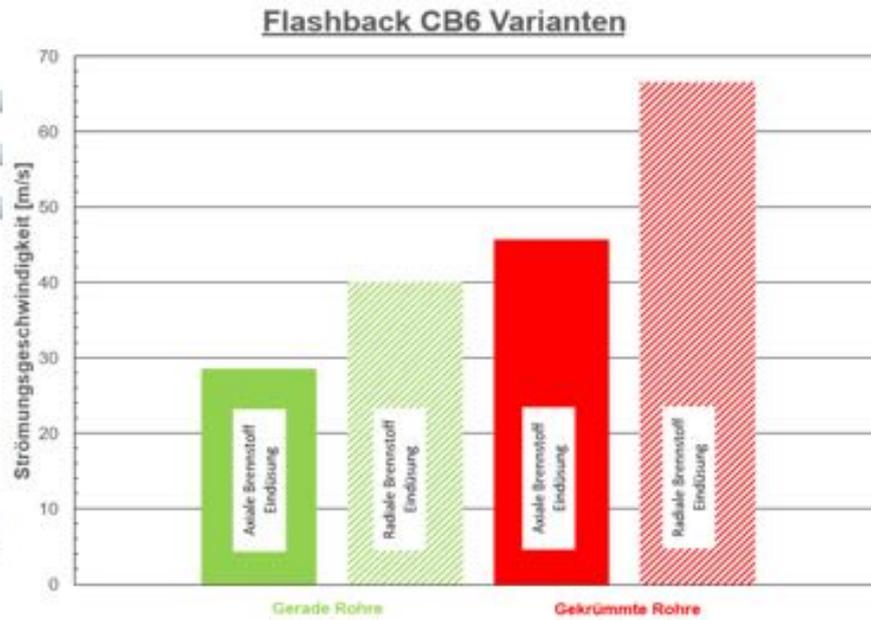


Abbildung 85: Zusammenfassung Flashback CB6 Varianten

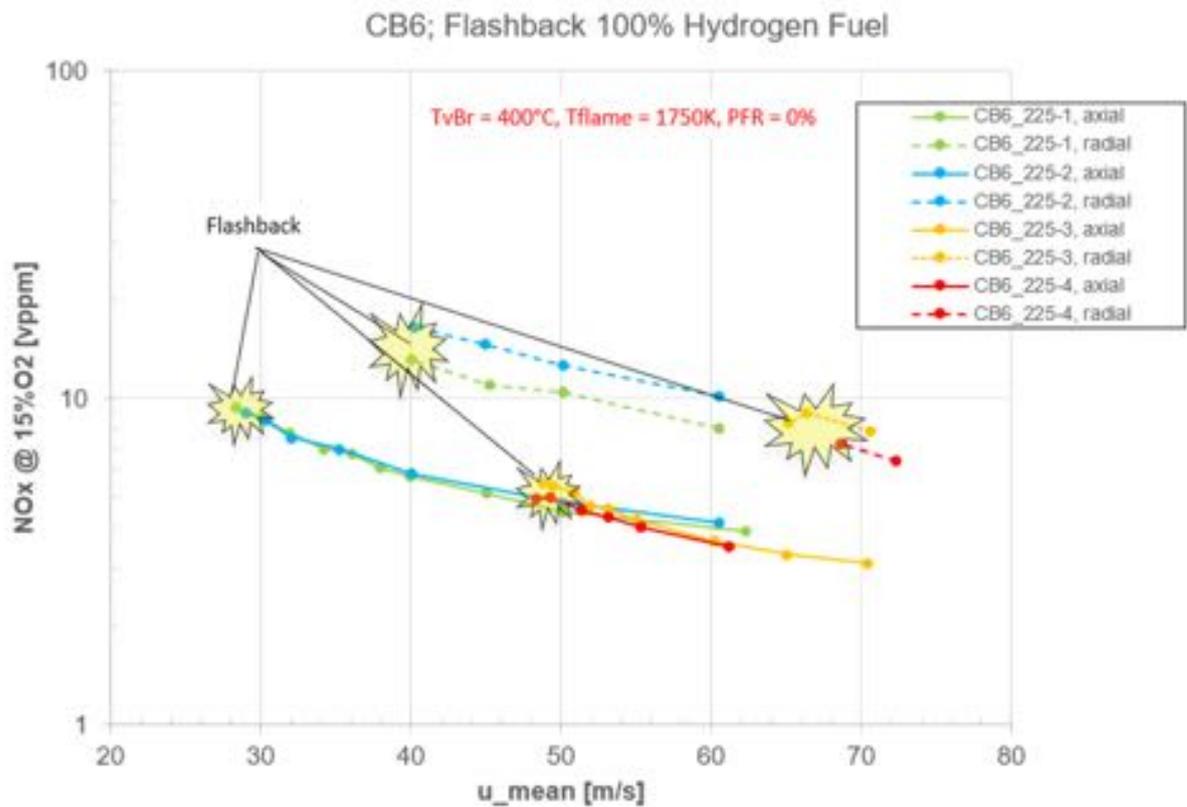


Abbildung 86: Zusammenfassung Flashback CB6 Varianten NOx Emissionen



Zusammenfassend für die CB6 Flashbackversuche kann gesagt werden

- Das Flashbackrisiko ist geringer mit axialer Brennstoffeindüsung
- Die Sicherheitsmarge ist geringer bei Brennervarianten mit gekrümmter Luftführung (Luftrohren)
- Der Pilot (Premix/Diffusion) spielt keine Rolle bezüglich Flashback so lange kein Brennstoff in den Piloten eingespeist wird. Mit Pilotbetrieb wurden keine Flashbackversuche durchgeführt
- Flashback erfolgt für vergleichbare CB6 Architektur (gerade/gekrümmte Rohre) und Brennstoffeindüsung bei gleichen NO_x-Emissionen

4.2.10 Flashbackrisiko Minderungsmassnahmen

Im Kapitel 4.2.9 wurden bereits unter der Rubrik «CB6» Massnahmen zur Reduzierung des Flashbackrisikos aufgezeigt. Parallel zu diesen Arbeiten wurde eine Studie durch M. Messina [9] durchgeführt, in der dieses Problem direkt untersucht worden ist. Zusammenfassend sind hier die Ergebnisse zu diesem Thema aufgeführt. Detailliertere Informationen können der oben genannten Studie direkt entnommen werden. Um vergleichbare Bedingungen zu haben wurde der Strömungsquerschnitt des verwendeten CB1 so gewählt, dass dieser identisch mit dem CB7 aus den vorgängigen Versuchen ist, jedoch einfach aus nur einem Luftrohr besteht. Auch die radiale Brennstoffeindüsung wurde für ein identisches Impulsstromverhältnis J wie beim CB7 ausgelegt.



Abbildung 87: CB1 Baukastensystem

Aus der Literatur sind verschiedene Flashbackmechanismen bekannt (Kapitel 2.5). Bei den Versuchen mit dem CB7 sowie CB15 zeigte sich, dass bei diesem Brennertyp der Flashback über die Grenzschicht erfolgt. Daher sind in der Studie von M. Messina [9] nur Massnahmen zur Flashbackrisikominimierung entwickelt worden, welche zu einer Abmagerung der Grenzschicht führen. Das Ziel dabei ist, den Brennstoffgehalt im wandnahen Bereich unterhalb der Zündgrenze (<4%) zu halten.

Folgende Massnahmen (Abbildung 87) wurden untersucht

A) Spülung der äusseren Bereiche durch die Luft, welche zur Kühlung der Brennerfront genutzt wird.

Front 2 mit dem Luftauslass um das Luftrohr direkt beim Eintritt in die Brennkammer

B) Spülung der Grenzschicht durch Plenumsluft



Spülung axial/tangential mittels Luft, welche dem Brennerplenum entnommen wird und mit einem bestimmten Winkel in die Luftröhre eingedüst wird, damit sie sich wie ein Film auf die inneren Wände legt

C) Axiale Eindüsung

Brennstoffeindüsung axial in Strömungsrichtung im Zentrum des Luftröhres. Dadurch wird der Eindüsungsort des Brennstoffes von den Wänden ferngehalten

Alle diese gerade beschriebenen Massnahmen ergaben ein geringeres Flashbackrisiko verglichen zur CB1 Basisversion. D.h., Flashback erfolgte bei geringeren Brennerluftgeschwindigkeit verglichen zur Basis (Abbildung 88).

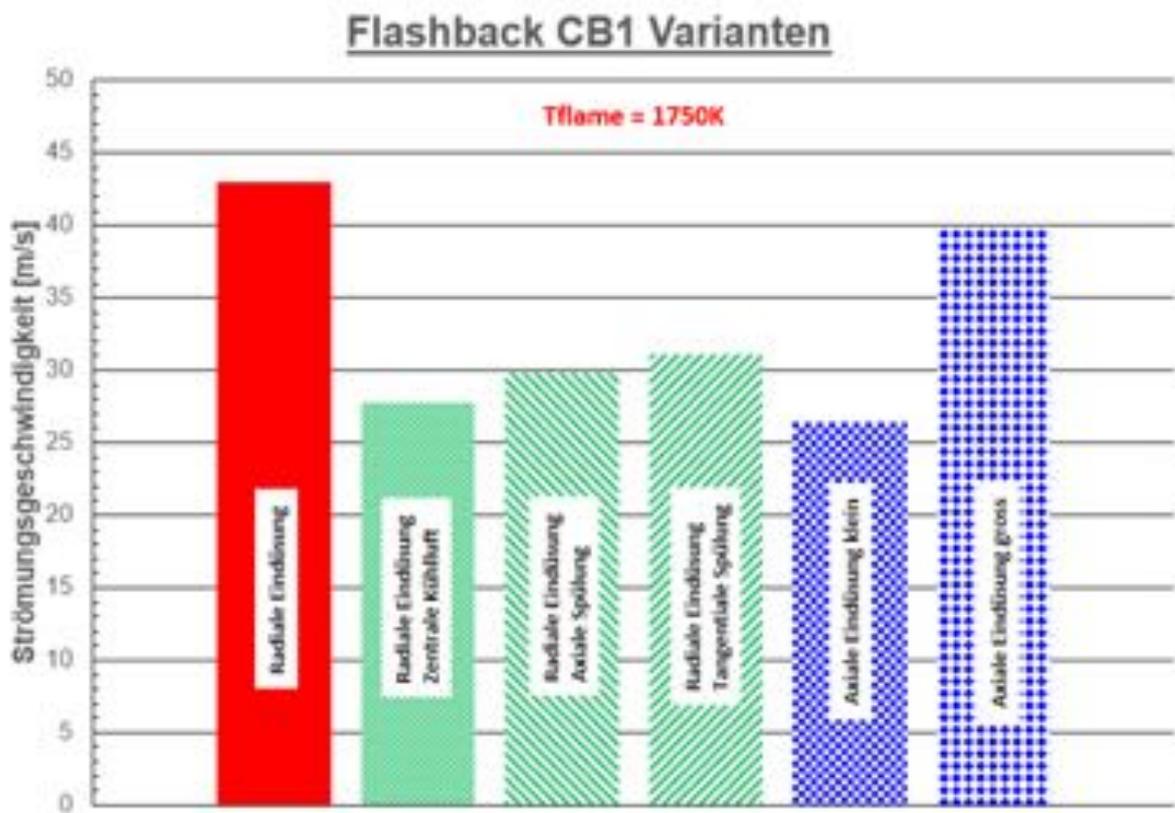


Abbildung 88: CB1 Flashbackresultate

Das kleinste Potenzial zur Reduktion des Flashbackrisikos weist die axiale Brennstoffeindüsung mit grossem Durchmesser auf. Hier führt die geringe Brennstoffeindüsungsgeschwindigkeit zu einem abgeflachten Brennerluftgeschwindigkeitsprofil (Abbildung 89). Dies sogar in Bereichen in denen noch ein "fettes" Brennstoffgemisch vorliegt.

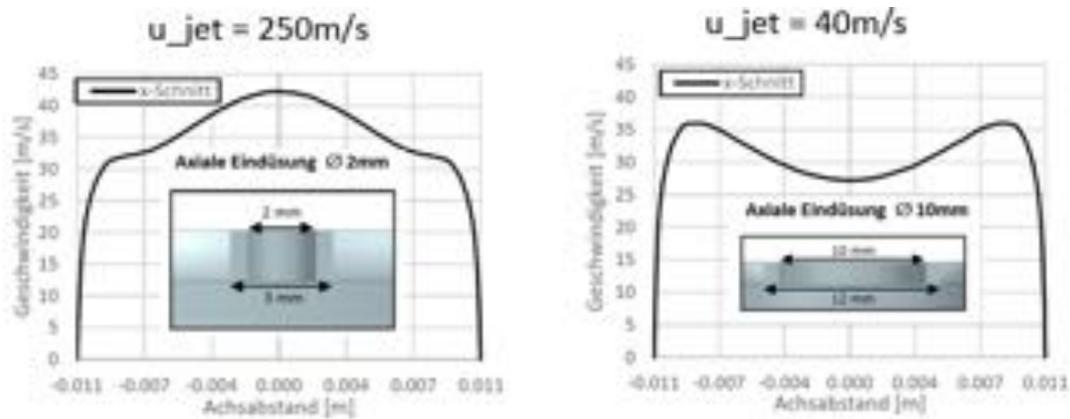


Abbildung 89: Geschwindigkeitsprofil der axialen Brennstoffeindüsung

Durch diese starke verringerte Brennerluftgeschwindigkeit in Bereichen mit hoher Brennstoffkonzentration erfolgt der Flashback auch nicht entlang der Grenzschicht sondern genau in diesem Bereich im Zentrum des Brenners (Abbildung 90). Sichtbar ist dabei eine donatförmige Flamme.

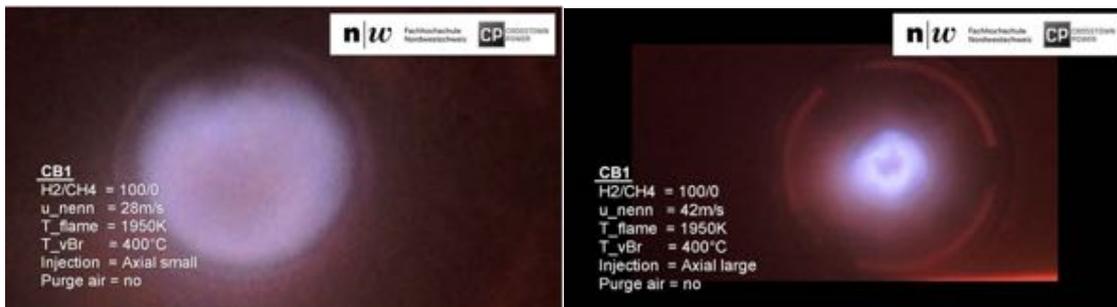


Abbildung 90: Flashback axiale Brennstoffeindüsung klein (links) und gross (rechts)

4.2.11 Chemilumineszenz-Messung

Bei Wasserstoff-Luft-Flammen stammen die bemerkenswertesten Licht-Emissionen aus angeregten OH-Radikalen im ultravioletten Wellenlängenbereich und aus schwingungsangeregten H₂O-Molekülen im Infrarotbereich (Siehe Abbildung 91). [3]

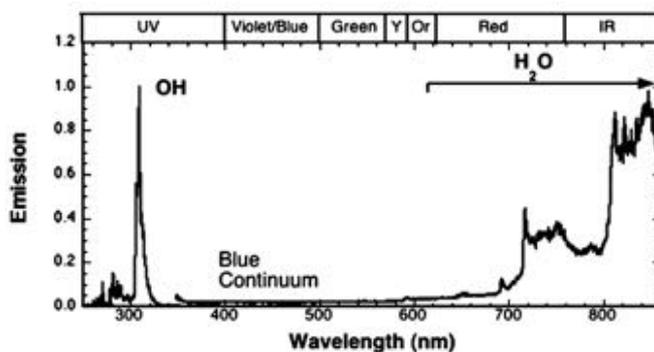


Abbildung 91: Emissionsspektrum in typischen Wasserstoff-Luft-Flammen [3]



Basierend auf der Annahme, dass die Chemilumineszenz der OH-Radikale dort auftreten, wo die chemische Reaktion und die Wärmefreisetzung stattfinden, lassen sich wertvolle Informationen aus dessen Erfassung ermitteln. Demzufolge werden UV-Aufnahmen der Flammen bei unterschiedlichen Betriebseinstellungen der Versuchsanlage aufgenommen. Ein in MATLAB erstelltes Programm ermöglicht das anschließende Auswerten dieser UV-Aufnahmen, wodurch verschiedene Trends von charakteristischen Flammengrößen wie Flammenlänge und Abhebehöhe ermittelt werden können. Anhand der Flammenlänge können Rückschlüsse auf die Dauer der Verbrennungsreaktionsgeschwindigkeit geschlossen werden, während die Abhebehöhe ein Indiz für den Zündverzögerung darstellt. Somit kann die Reaktivität des eingesetzten Gemisches analysiert werden.

Bilderfassung

Die Chemilumineszenz-Messungen werden anhand einer «HS IRO for HSS5» durchgeführt, wessen Linse mit einem Bandpassfilter (310 nm) versehen ist. Dabei werden pro Messpunkt 500 Bilder mit einer Bildrate von 768 Hz aufgenommen. Die Bildgröße entspricht dabei je 1024x1024 Pixel. In der nachfolgenden Abbildung 92 ist der Versuchsaufbau für das Erfassen der Bilder schematisch dargestellt.

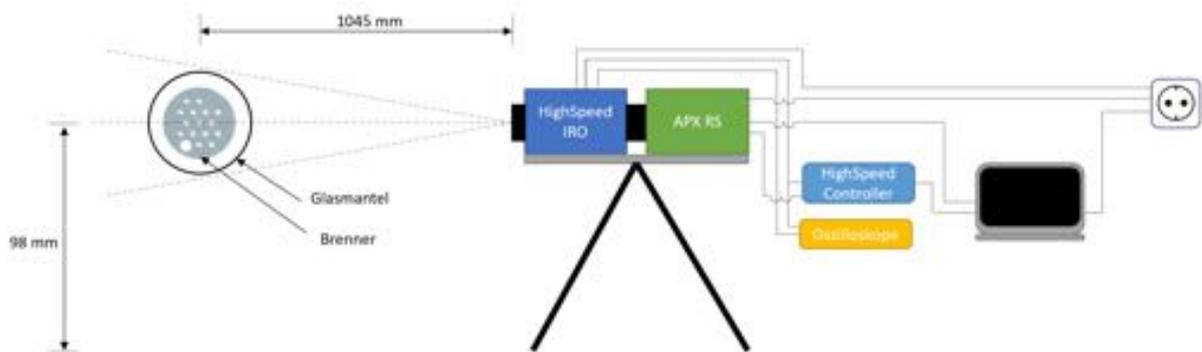


Abbildung 92: Versuchsaufbau der Chemilumineszenz Messungen



4.2.12 CB15 Chemilumineszenz-Messung

Bildauswertung

Um die erfassten Bilder sinngemäss auszuwerten, wird in einem ersten Schritt die Position des Brenners auf den Bildern ermittelt. Dafür wird anhand einer UV-LED ein Lichtstrahl von der Kante des Brenners senkrecht zur Linse der Highspeed-Kamera projiziert und ein Referenzbild aufgenommen (Siehe Abbildung 93). Durch das spaltenweise Aufsummieren der Helligkeiten des Referenzbildes wird ein Helligkeitsvektor erzeugt, anhand wessen die Brennerposition ermittelt werden kann. Die Aufgenommenen Flammenbilder werden zur Auswertung an dieser Stelle abgeschnitten.



Abbildung 93: Versuch zur Ermittlung der Brennerposition

In einem weiteren Schritt wird die Pixelgrösse ermittelt. Dafür werden drei fest definierte Abschnitte eines Massstabes mit reflektierender Folie überzogen. Dieser Massstab wird anschliessend an der späteren Flammenposition montiert und wie in Abbildung 94 ersichtlich, mit einer UV-LED beleuchtet. Durch die von der Kamera erfassten Reflexionen wird die Pixelgrösse berechnet, wodurch die jeweiligen Dimensionen der Flammen bestimmt werden können.

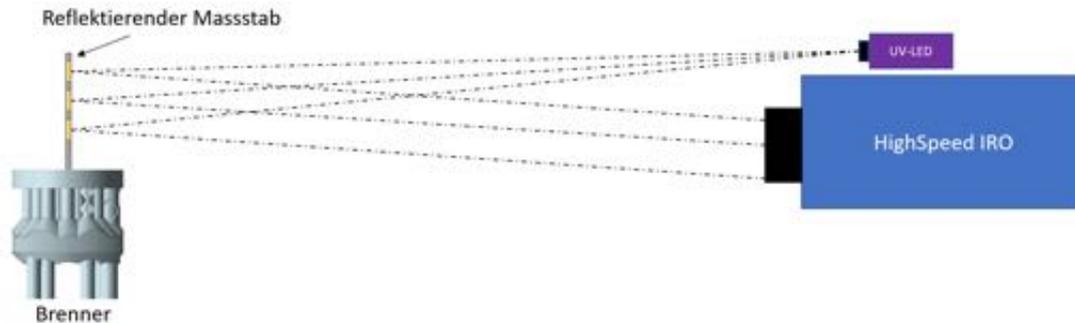


Abbildung 94: Versuch zur Ermittlung der Pixelgrösse

Zur automatisierten Auswertung der charakteristischen Flammengrössen werden die erfassten Flammenbilder in die jeweiligen Flammenreihen unterteilt:

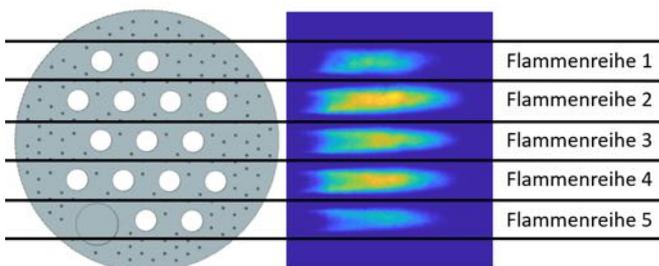


Abbildung 95: Definition Flammenreihen



Diese werden anschliessend, wie in Abbildung 96 ersichtlich, in vier Zonen unterteilt:

- Zone 1: Heisseste Flammenzone
- Zone 2: Gut sichtbare Flammenzone
- Zone 3: Beinahe unsichtbare Flammenzone
- Zone 4: Umgebung

Dafür wurde ein exemplarisches Bild verwendet, wo insgesamt in vier Regionen die mittlere Helligkeit bestimmt wurde. Die Zuordnung erfolgte dabei durch ein sogenannte «Nächste-Nachbarn-Klassifikation».

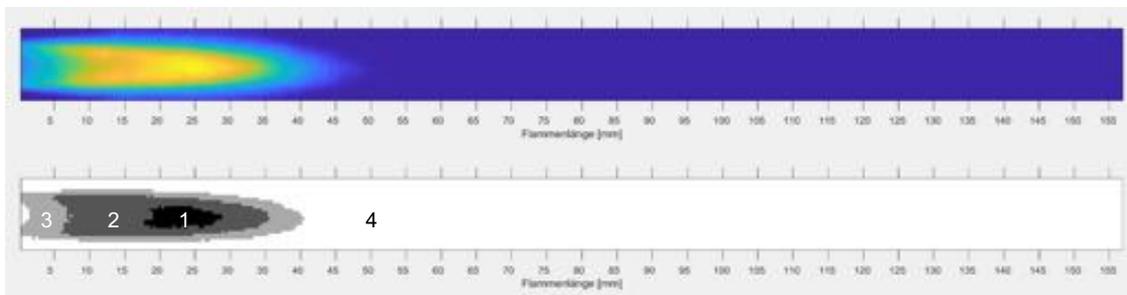
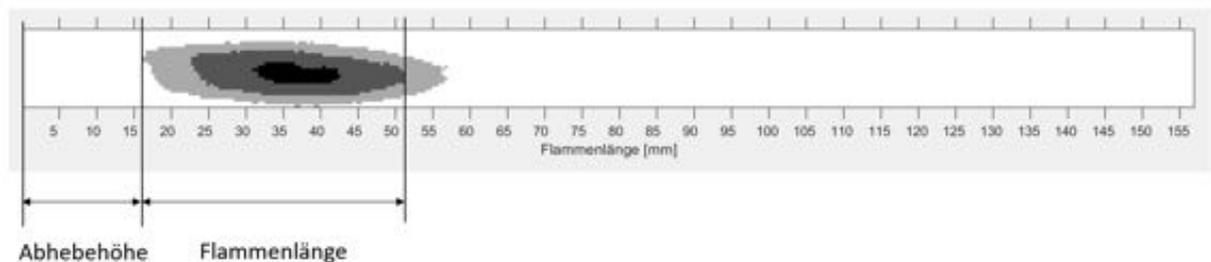


Abbildung 96: Definition Flammenzonen

Durch diese Unterteilung lässt sich nun von jeder Aufnahme und Flammenreihe die Abhebehöhe und Flammenlänge bestimmen, welche wie folgt definiert ist:

Abhebehöhe: Brennerposition bis Beginn der Flammenzone 3

Flammenlänge: Beginn der Flammenzone 3 bis Ende der Flammenzone 2



Da es sich wie bereits erwähnt um 500 Bilder pro Messpunkt handelt, welche mit einer Bildrate von 768 Hz aufgenommen werden, kann zusätzlich die Stabilität der Flamme in den verschiedenen Betriebszuständen untersucht werden. Dies in dem die Standardabweichung der Abhebehöhe und Flammenlänge der 500 aufgenommenen Bilder berechnet wird. In der folgenden Auswertung wird diese Grösse als Fluktuationen bezeichnet.

CB15 Resultate

Nachfolgend werden die ersten Resultate der Auswertung aufgeführt. Dabei handelt es sich um die mittlere Flammenreihe (Flammenreihe 2), in welcher sich drei Flammen hintereinander befinden. Es wurde diese Flammenreihe gewählt, da diese aufgrund ihrer Umgebung am repräsentativsten ist.

In der folgenden Abbildung 97 ist die Abhebehöhe (Lift-Off), die Flammenlänge sowie die jeweiligen Fluktuationen in Bezug zur adiabate Flammentemperatur und der Brennerluftgeschwindigkeit dargestellt. Diese Testreihe wurde ohne Eindüsung von Wasserdampf getätigt. Wie ersichtlich nimmt



die Abhebehöhe bei zunehmender adiabater Flammentemperatur exponentiell ab. Dies ist hauptsächlich durch die gesteigerte Reaktionsgeschwindigkeit eines fetteren Gemisches bei höherer adiabaten Flammentemperatur zu erklären, wodurch der Zündverzug geringer wird. Die dabei entstehenden höheren Abgastemperaturen, welche zurückgeführt werden, verstärken diesen Effekt zusätzlich. Dies, da das Brennstoffgemisch bereits beim Eintritt in den Brenner eine höhere Temperatur besitzt, was die Aktivierungsenergie des Verbrennungsvorganges verringert. Die Flammenlänge nimmt hingegen bei steigender adiabater Flammentemperatur linear zu. Die Begründung dafür ist die geringere Dichte des Rauchgases bei höheren Temperaturen. Durch diesen Effekt nimmt die Brennerluftgeschwindigkeit und die mit ihr einhergehenden Turbulenzen der zurückgeführten Abgase zu. Höhere Turbulenzen haben zur Folge, dass die Brennstoffpartikel stärker und schneller streuen. Dadurch wird die Dauer der Verbrennungsreaktion erhöht, was in einer grösseren Flammenlänge ersichtlich wird. Dieser Effekt begründet auch den Versatz der Kurven (Abhebehöhe und Flammenlänge) bei höheren Brennerluftgeschwindigkeiten zu höheren Werten. Zudem nehmen die Fluktuationen bei höheren Brennerluftgeschwindigkeiten zu, da die Flamme mit zunehmender Länge instabiler wird. Im Gegensatz dazu steigt die Stabilität der Flamme bei höherer adiabater Flammentemperatur, was auf geringere Abhängigkeiten von Streckungseffekten durch Turbulenzen bei höherer Flammentemperatur zurückzuführen ist.

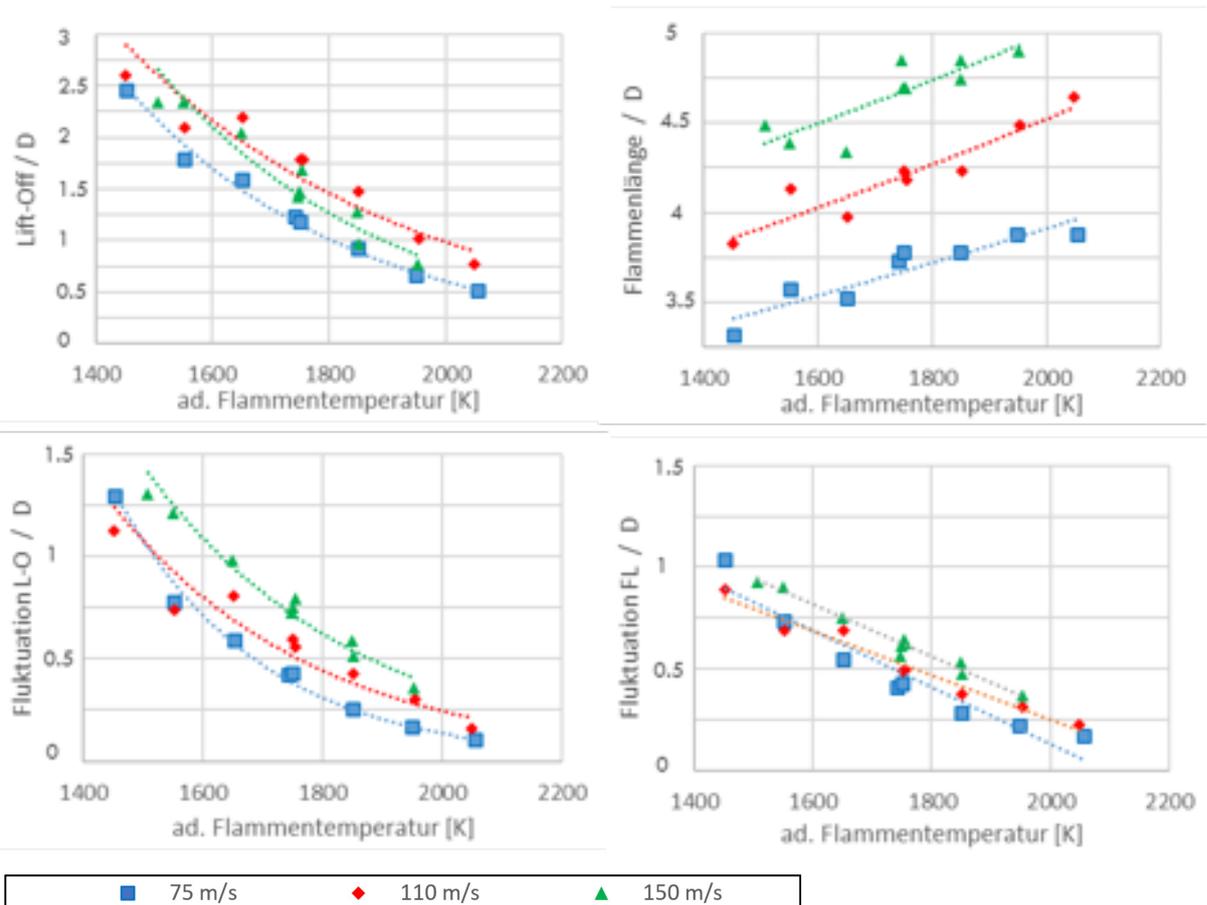


Abbildung 97: Abhebehöhe, Flammenlänge und dazugehörige Fluktuationen in Abhängigkeit der adiabaten Flammentemperatur und der Geschwindigkeit



CB15 Einfluss der Dampfeindüsung

Die Abhebehöhe, die Flammenlänge und die jeweiligen Fluktuationen in Bezug zur adiabaten Flammentemperatur und dem Wasser-Brennstoff Molverhältnis sind in Abbildung 98 dargestellt. Die Brennerluftgeschwindigkeit beträgt dabei 110 m/s. Wie ersichtlich lassen sich eindeutige Änderungen der Abhebehöhe bzw. des Zündverzuges durch das Eindüsen von Wasserdampf erkennen. Eine konkrete Aussage über diese Änderung kann anhand der vorhandenen Datenmenge jedoch nicht geäußert werden. Die Flammenlänge und somit auch die Reaktionsgeschwindigkeit scheint im Gegensatz dazu keine Änderungen durch das Eindüsen von Wasserdampf zu erfahren.

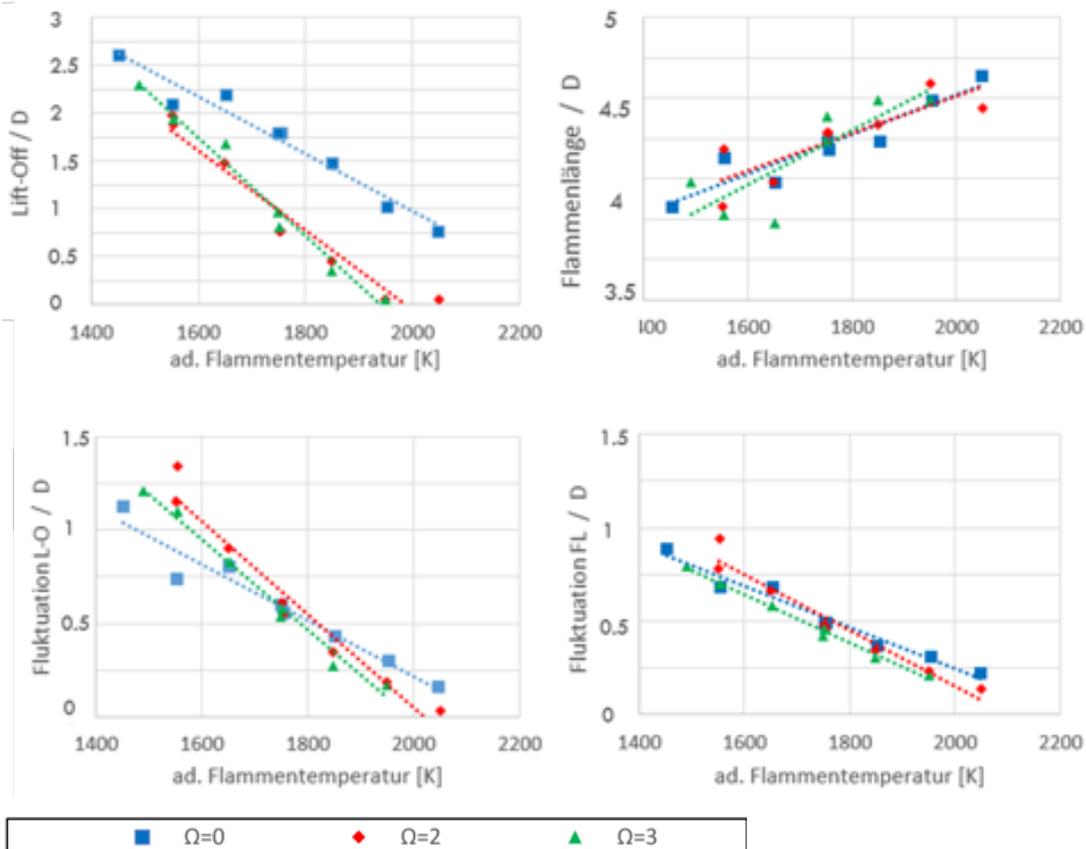


Abbildung 98: Abhebehöhe, Flammenlänge und dazugehörige Fluktuationen in Abhängigkeit der adiabaten Flammentemperatur und dem Wasser-Brennstoff Molverhältnis

4.2.13 CB6 Chemilumineszenz-Messung

CB6 Bildauswertung

Die Chemilumineszenz-Messungen des CB6-Brenners wurden nach dem gleichen Vorgehen wie bei dem CB15-Brenner ausgewertet. Aufgrund einer unterschiedlichen Flammenintensität konnten jedoch nicht die gleichen Kameraeinstellungen wie beim CB15 verwendet werden. Entsprechend können die Absolutwerte (Flammenlänge und Abhebehöhe) der verschiedenen Brenner nicht miteinander verglichen werden. Zudem konnten die Chemilumineszenz-Messungen der Brennervarianten mit «Tubes with angled exits» nicht sinnesgemäss ausgewertet werden. Dies, da sich die Flammen wie in Abbildung 99 (rechte Seite der Abbildung) ersichtlich überlagern und das Flammenbild verzerren.

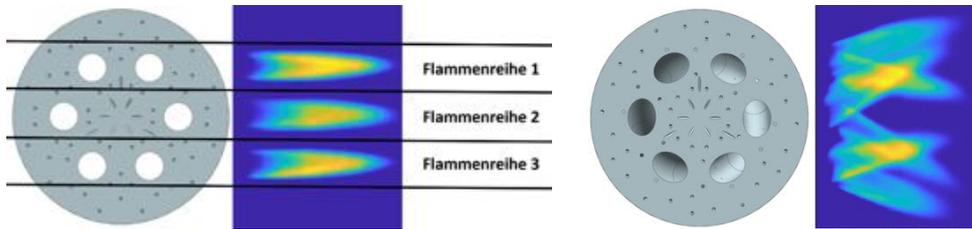


Abbildung 99: Chemilumineszenz mit geraden und gekrümmten Luftrohre

CB6 Resultate

In der folgenden Abbildung 100 sind die jeweilige Abhebehöhe, Flammenlänge sowie dessen Stabilitäten (Standardabweichung der pro Messpunkt aufgenommenen 500 Bilder) aufgeführt. Dabei wird zwischen der Brennaversion (225-1 und 225-2, beides CB6 Versionen mit geraden Luftrohren) und der Brennstoffeindüsungsmethode (axial und radial) unterschieden. Wie ersichtlich weist der CB6 Brenner ein beinahe kongruentes Verhalten wie der CB 15 Brenner auf (Siehe Kapitel 4.2.12). Zudem ist keine signifikante Änderung in Bezug auf die Eindüsungsmethode erkennbar. Die Version mit dem Premixpiloten (Brennaversion 225-2) scheint jedoch zu einer Verringerung der Abhebehöhe und einer Vergrößerung der Flammenlänge zu führen.

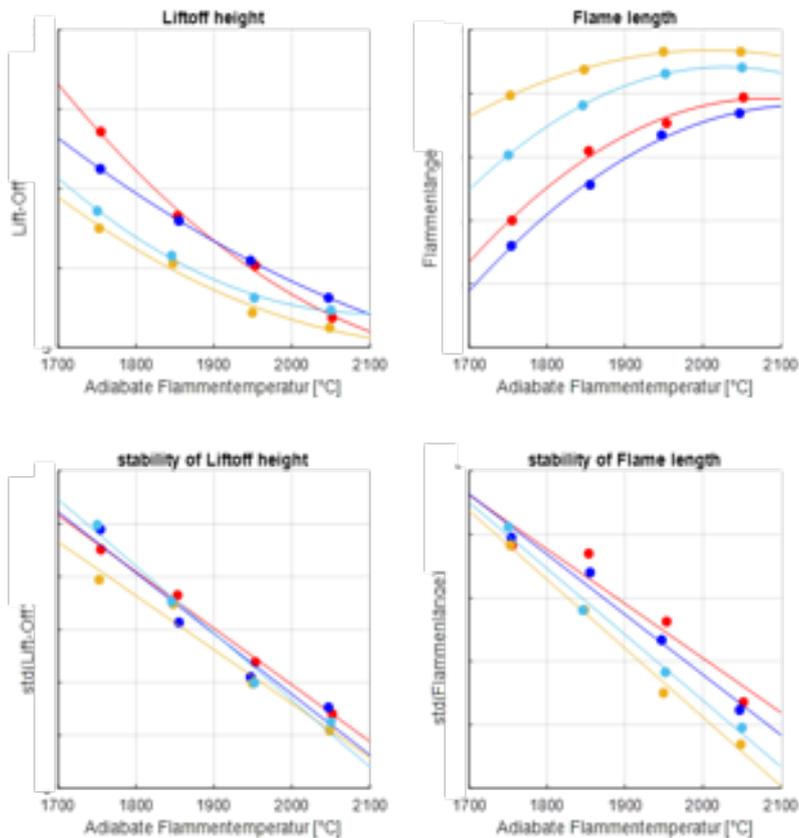


Abbildung 100: CB6 Lift-Off Height, Flammenlänge und Stabilität bei geraden Luftrohren

Die Stabilität der Lift-Off Height und Flammenlänge (Fluktuation) wird mit zunehmender Flammentemperatur besser (kleinere Standardabweichung).



Wie bereits angesprochen sind solche Auswertungen für die gekrümmten CB6 Brennaversionen mit dem bestehenden Messequipment nicht möglich, da es dabei zu extrem starken Überlagerungen und gegenseitiger Beeinflussung der einzelnen Flammen bei der Anwendung der Chemilumineszenztechnologie kommt.

4.2.14 Materialtemperaturen

Eine Messung der Materialtemperatur der Brenner war nicht implementiert. Um einen Eindruck der Materialtemperaturen an der Brennerfrontplatte zu erhalten, wurde eine Materialprobe in einem Ofen Schrittweise um 50°C von 350 auf 950°C erwärmt und die Anlauffarben dokumentiert (Abbildung 101).

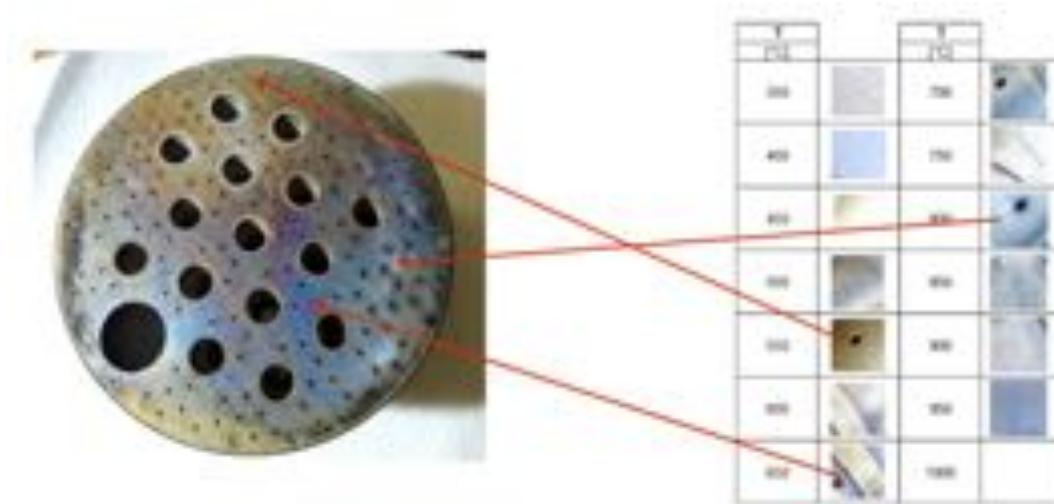


Abbildung 101: Materialtemperaturen CB15 Brennerfrontplatte

Die so erhaltene Farbtabelle zeigt Materialtemperaturen für die Brennerfront, welche unterhalb 800 °C liegen.

4.2.15 Beobachtungen

Thermoakustische Messungen wurden nicht durchgeführt, da basierend auf subjektiven Eindrücken der an den Tests beteiligten Personen über den gesamten getesteten Betriebsbereich nirgends thermoakustische Instabilitäten beobachtet oder wahrgenommen wurden. Auf dem COBRA-Teststand liessen sich alle Brennaversionen ohne Pulsationen betreiben. Diese Aussage gilt allerdings nur für den COBRA-Teststand. Geometrische Änderungen der Brennkammer sowie Ausströmbedingungen aus der Brennkammer werden die Randbedingungen ändern und können zu Anregungen von thermoakustischen Pulsationen führen.



4.2.16 Emissionen extrapoliert auf Gasturbinenbedingungen

Um eine Abschätzung der NO_x-Emissionen bei Gasturbinenbedingungen zu erhalten sind die auf dem COBRA-Teststand gemessenen Werte auf Gasturbinenbedingungen extrapoliert worden. Dabei wird ein empirischer Ansatz benutzt.

$$NO_{x_{p_2}} = NO_{x_{p_1}} \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^n \quad \text{Formel 23}$$

NO_{x_{p1}} entspricht den Emissionen bei dem Druck p₁ (für den COBRA-Teststand beträgt p₁ = 1bar). Der Druckexponent n bewegt sich erfahrungsgemäss in einem Bereich von 0.5 – 0.7. Mit Formel 23 lassen sich nun die auf dem COBRA gemessenen NO_x-Emissionen auf Gasturbinen relevante Bedingungen umrechnen Emissionen.

Die Gasturbinen werden in sogenannte Klassen (E, F, G, H, J etc) eingeteilt. Bei dieser Klassifizierung spielt die TIT (Turbineneintrittstemperatur) eine wichtige Rolle. Bei Gasturbinen der E-Klasse liegt diese etwa bei TIT ≤ 1300°C. Werden noch die Kühl- und Leckageluftströme der Brennkammer berücksichtigt, ergeben sich Flammentemperaturen von ≤ 1480°C (1750K).

Die Versuche auf dem COBRA-Teststand zeigten, dass der CB6 durchaus das Potential hat, NO_x-Emissionen unter 15vppm (@ 15% O₂) bei reinem Wasserstoffbetrieb zu erreichen. Dies gar ohne Wasserdampfzugabe. Um dies zu bestätigen, sind jedoch Versuche unter Gasturbinenbedingungen nötig.

4.2.17 Flashback Korrelationen der CB-Brenner

Um die Flashbackgrenze bezüglich der mittleren Brennerluftgeschwindigkeit abschätzen zu können, kann die Korrelation nach A. Kalantari [15] benutzt werden. Anhand dieser Korrelation kann die mittlere Brennerluftgeschwindigkeit abgeschätzt werden (Abbildung 102), bei der bei angenommenen Betriebsbedingungen und Luftrohrdurchmesser ein Flammenrückschlag erfolgen wird. Für eine konkrete Auslegung oder eines Wasserstoffbrenners wie z.B. CB6 (gerade/gekrümmte Rohre, axiale/radiale Brennstoffeindüsung etc) oder CB1 (axiale/radiale Brennstoffeindüsung, Spülluft etc.) ist diese Korrelation jedoch ungeeignet.



$$Da = \exp(-12.06) \cdot Le^{1.68} \cdot Pe_f^{1.91} \cdot \left(\frac{T_u}{T_0}\right)^{2.57} \cdot \left(\frac{T_{tip}}{T_0}\right)^{-0.49} \cdot \left(\frac{P_u}{P_0}\right)^{-2.1}$$

$$Le = \frac{\alpha}{D}$$

$$Pe_f = \frac{d \cdot S_L}{\alpha}$$

$$Da = \frac{S_L^2}{\alpha \cdot g_c}$$

$$g_c = 0.03955 Re_d^{0.75} \frac{\bar{u}}{d}$$

α : Temperaturleitfähigkeit [m²/s]
 d : Rohrdurchmesser [m]
 g_c : kritischer Geschwindigkeitsgradient [1/s]
 S_L : laminare Flammgeschwindigkeit [m/s]
 Da : Damköhler Zahl [-] -> Strömung/Reaktion
 Re_d : Reynolds Zahl [-] -> Trägheit/Zähigkeit
 Le : Lewis Zahl [-] ->
 D : Diffusionskoeffizient [m²/s]

Pe_f : Peclet Zahl Flamme [-] -> Konvektion/Diffusion „Flammendehnung“
 \bar{u} : mittlere Strömungsgeschwindigkeit [m/s]
 p_0 : Referenzdruck (1bar) [Pa]
 p_u : Betriebsdruck [Pa]
 T_0 : Referenztemperatur (300K) [K]
 T_u : Gemischtemperatur [K]
 T_{tip} : Temperatur am Rohr Austritt [K]

Abbildung 102: Flashback-Korrelation nach A. Kalantari

Eine detailliertere Entwicklung einer Korrelation zum Flashbackverhalten für Wasserstoffbrenner würde den Rahmen dieses Projektes (Zeit, Finanzen) sprengen. Basierend auf den gesammelten Daten der Wasserstoffversuche auf dem COBRA-Teststand (atmosphärisch) wurde eine stark vereinfachte Korrelation entwickelt. Diese Korrelation kann zur Auslegung von Brennerkonzepten benutzt werden, wie sie die CB-Architektur darstellt. Da diese Daten bei atmosphärischen Bedingungen erfasst wurden, kann keine Aussage auf das Flashbackverhalten unter Druck gemacht werden.

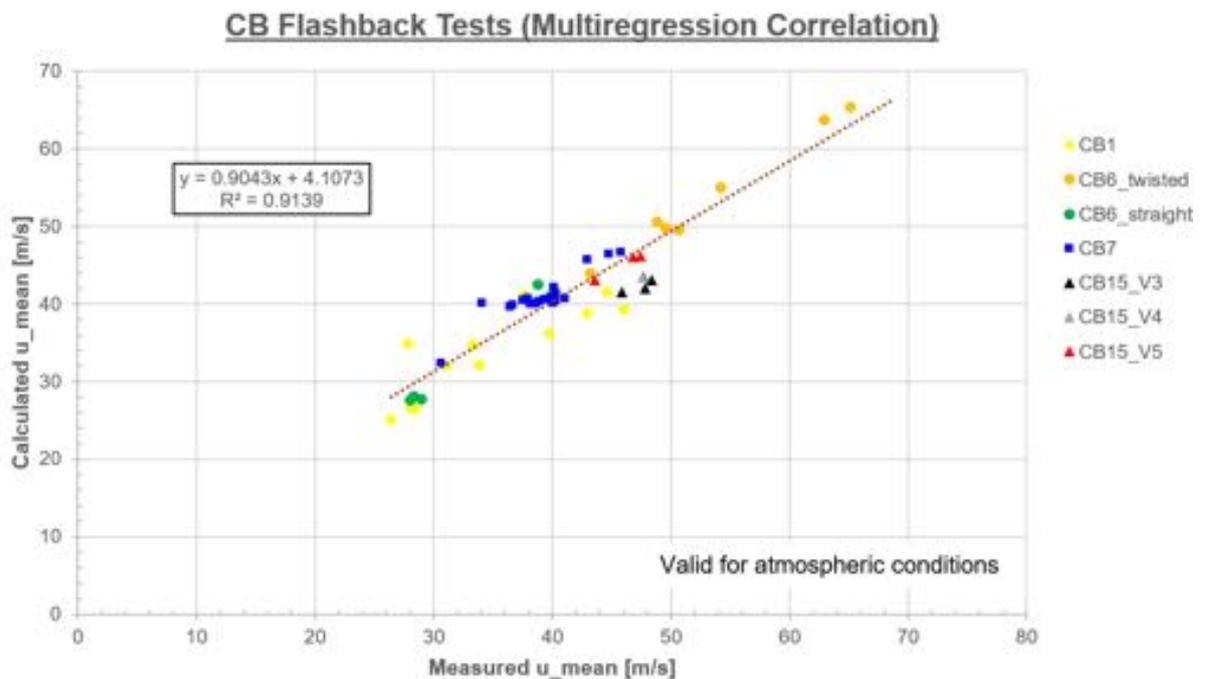


Abbildung 103: Flashback Korrelation der getesteten CB-Varianten bei atmosphärischen Bedingungen



Die in der Abbildung 103 auf der X-Achse dargestellte Grösse stellt die gemessene mittlere Brennerluftgeschwindigkeit in den CB-Luftrohren dar, bei der Flashback im COBRA-Teststand auftrat. Auf der Y-Achse ist die über die Korrelation (Formel 24) berechnete Geschwindigkeit aufgetragen.

Mit dieser Korrelation lassen sich 91% aller auf dem COBRA-Teststand gemessenen Flashbackgeschwindigkeiten der verschiedenen CB-Varianten abbilden.

$$u_{mean_{flashback}} = A + K_1 * T_{vBr} + K_2 * T_{Flame} + K_3 * Inj.Type + K_4 * Air Tubes + K_5 * \frac{D_{inj}}{D_{pipe}} + K_6 * Purge Air$$

Formel 24

Die Beschreibung und Zahlenwerte zur Korrelation können der Tabelle 12 entnommen werden.

			Wert	Beschreibung
Y-Versatz	[-]	A	51.7708	Konstante
T _{vBr}	[°C]	K1	0.1144	Vorheiztemperatur
T _{Flame}	[K]	K2	0.0008	Flammentemperatur
Inj. Type	[-]	K3	-15.0145	Brennstoffeindüsung axial/radial
Air Tubes	[-]	K4	-21.6999	Luftrohr gerade/gekrümmt
D _{inj} /D _{pipe}	[-]	K5	39.0427	Durchmesser Verhältnis
Purge Air	[-]	K6	-2.8205	Spülluft

Tabelle 12: Parameter der CB-Flashbackkorrelation

Da die Korrelation nur Zahlen verarbeiten kann, wurden folgende Definitionen getroffen.

Inj. Type	1=radial, 2=axial
Air Tubes	1=gekrümmt, 2=gerade
Purge Air	1=keine, 2=Kühlluft, 3=axiale Spülluft, 4=radiale Spülluft

Tabelle 13: Definition zur CB-Flashbackkorrelation

Der Parameter D_{inj}/D_{pipe} stellt das Durchmesser Verhältnis der Brennstoffeindüsung zum Luftrohr dar.

Für die Berechnung der Flashbackgeschwindigkeit eines z.B. gerade Brennerrohres bestückt mit radialer Brennstoffeindüsung und ohne Spülluft werden für die Parameter "Air Tubes" (Brennerrohre) 2, "Inj. Type" (Brennstoffeindüsung) 1 und "Purge Air" (Spülluft) 1 gesetzt. Der Teil der Korrelation sieht dann wie folgt aus.

$$u_{mean_{flashback}} = +K_3 * 1 + K_4 * 2 + +K_6 * 1 \quad \text{Formel 25}$$

Die Definitionen 1-4 für Spülluft sind im folgenden Graphen (Abbildung 104) dargestellt.



1) Keine Spülluft



2) Spülluft = Kühlluft



3) Axiale Spülluft



4) Radiale Spülluft



Abbildung 104: Spülluft-Varianten



5 Bewertung der bisherigen Ergebnisse (Go/No-Go Kriterien)

Diese Brennerentwicklung zielt auf einen Brenner ab, welcher mit 100% Wasserstoff betrieben werden kann und bei Gasturbinenbedingungen NO_x-Emissionen < 25vppm (@15% O₂) erreicht.

Die nachfolgenden Tabellen enthalten die im Projektantrag genannten Kriterien für die Go/No-go Entscheide der Meilensteine M2, M3 und M4.

Go/No-Go Kriterium (M2- Design Release for Test Burners)	Kommentar	Erfüllt Ja/Nein
Brennerluftgeschwindigkeit < 140m/s	Der Brenner ist mit Brennerluftgeschwindigkeit < 140m/s ohne Flammenrückschlag betreibbar. -> Abbildung 69	Ja
Brennerdruckverlust < 3%	Der Brenner wurde bei Druckverlusten < 3% ohne Flashback und tiefen Emissionen betrieben -> Kapitel 4.2.9	Ja
Betriebsbereich lambda = 1.5 – 2.5	Dieser Lambdabereich entspricht Flammentemperaturen so zwischen 1700 – 2200K für 400°C Lufttemperatur und reinem Wasserstoff. Die obere Flammentemperatur von 2200K (Lambda = 1.5) wurde bedingt durch Einschränkungen des COBRA-Teststandes nicht erreicht. Für E- und F-Klasse Gasturbinen ist dieser Flammentemperaturbereich auch nicht relevant, da diese bei tieferen Temperaturen betrieben werden. ->Abbildung 67	Ja
NO _x -Emissionen < 15vppm skaliert für Gasturbinendrücke	Empirische Druckgleichung deutet Potential an 15ppm unter Gasturbinenbedingungen erreichen zu können.	Ja
Strömungsvarianz < 20%	Die Strömungsvarianz des Brennstoffes in den einzelnen Brenneröhrchen liegt bei < 15% -> Abbildung 53 & Abbildung 54	Ja
Thermoakustische Pulsationen (stabile Flamme und keine signifikante Lärmentwicklung)	Alle Brennerversionen liefen im COBRA-Teststand absolut stabil und ohne sichtbare Flammeninstabilitäten oder hörbare Pulsationen -> Kapitel 4.2.15	Ja
Robustes Brennerdesign durch Additive Fertigung, keine Risse durch Überhitzung und Injektorendurchmesser in einer Toleranz von +/-15%	Die geometrische Varianz der Brennstoffinjektoren wurde nicht vermessen. Aus Durchflusstests mit Wasser kann jedoch auf die Fertigungstoleranz der Injektoren in den einzelnen Brenneröhrchen geschlossen werden -> Abbildung 53 & Abbildung 54	Ja
Materialtemperaturen der Brennerfront <750°C	Die Materialtemperatur der Brennerfront wurde nicht direkt gemessen, sondern mittels einer Materialprobe ermittelt. -> Kapitel 4.2.14	Ja

Tabelle 14: Bewertung der M2 Go/No-go Kriterien



Kriterium (M3-Test Readiness)	Kommentar	Erfüllt Ja/Nein
Testprogramm ist vorhanden	Dieses wurde im M3- Review (Test Readiness) vom 20.01.2022 präsentiert und genehmigt	Ja
Instrumentation für die weiteren atmosphärischen Test steht bereit	Es konnte dieselbe Instrumentation wie bereits für den CB15 verwendet werden	Ja
Die kritischen geometrischen Parameter des neuen Designs sind getestet und erfüllen die Kriterien (<15% Variation)	Die Durchflussmessungen sind durchgeführt worden und erfüllen die Kriterien. Resultate wurden im M3- Review (Test Readiness) vom 20.01.2022 präsentiert	Ja
Testbrenner sind bereit für die weiteren atmosphärischen Tests	Das Design und die Hardware wurde im M3- Review (Test Readiness) vom 20.01.2022 präsentiert	Ja

Tabelle 15: Bewertung der M3 Kriterien

Kriterium (M4-Burner Design defined for HP Tests)	Kommentar	Erfüllt Ja/Nein
Machbarkeit des Hochdruckbrenners durch atmosphärische Tests bestätigt	Die Performancekriterien (M2) sind erfüllt (Tabelle 14) und Hochrechnungen auf Gasturbinenbedingungen zeigen Potenzial das die gesetzten Emissionsziele erreicht werden können -> Kapitel 4.2.16	Ja
Designregeln auf dem neuesten Stand	Die Designregeln/Auslegungskriterien sind überarbeitet worden -> Kapitel 4.2.17	Ja
Design und Konzept für Hochdruckbrenner definiert	Das Design und Konzept wurde am M4-Review vom 06.07.2022 präsentiert	Ja

Tabelle 16: Bewertung der M4 Kriterien



6 Gewonnene Erkenntnisse

In diesem Kapitel sind die gewonnenen Erkenntnisse nach Themen zusammengefasst.

Mischung

Es zeigt sich, dass eine Inlineinjektion von Dampf und Wasserstoff von Vorteil ist. Dabei sollte der Dampf nach dem Brennstoff stromab zugegeben werden (Variante 0°-PMX, Abbildung 25). Einerseits bildet der Dampf so eine schützende Schicht zwischen dem Wasserstoff und der Brennerrohrwand mit ihren kleinen Strömungsgeschwindigkeiten und andererseits verdünnt er den Brennstoff. Im Weiteren sorgt der stromab eingedüste Dampf dafür, dass der Wasserstoff von den Randzonen ferngehalten wird und sich mehr im Zentrum befindet (Abbildung 25). Im Gegensatz dazu drückt eine stromabgelegene Dampfeindüsung, welche 90° gedreht zur Wasserstoffeindüsung erfolgt (Variante 90°-PMX, Abbildung 25), den Wasserstoff zur Wand hin.

Grössere Brennstoffinjektordurchmesser benötigen eine längere Mischstrecke im Brenner, um die gleiche Mischungsqualität wie kleinere Injektorlöcher zu erreichen.

Eine einseitige Brennstoffeindüsung benötigt grössere Brennstoffinjektoren (für gleiches J oder Druckverlust über die Eindüsung) als eine doppelseitige. Daher verlängert sich die Baulänge des Brenners wenn dieselbe Mischungsgüte erreicht werden soll.

Der gleiche Effekt wie gerade beschrieben ergibt sich durch grössere Brennerrohrdurchmesser. Um eine vergleichbare Mischungsqualität bei grösseren Röhrchendurchmessern zu erhalten wie bei kleineren, muss entweder die Baulänge des Brenners vergrössert werden oder die Geschwindigkeit der Brennstoffeindüsung erhöht werden (grösseres J).

Eine höhere Anzahl an Brennstoffinjektoren pro Brennerrohrchen kann die Mischqualität deutlich verbessern. Wir stossen aber mit einem Lochdurchmesser von unter 0.7 mm an die heutigen Fertigungsgrenzen bei der additiven Fertigung.

Die Brennerluftgeschwindigkeit heutiger Brennerentwicklungen für die Wasserstoffverbrennung liegt oberhalb von 100 m/s und die Mischzeit im Bereich von 1 ms.

Emissionen

Dampfeindüsung reduziert die Stickoxidbildung und die Flammengeschwindigkeit, was zu tieferen NO_x-Emissionen führt.

Die Holdemankorrelationen und CFD-Rechnungen zeigen praktisch identische Eindringtiefen für das Nahfeld der Brennstoffjets für $J > 3$ (Kapitel 4.1.4). Auch die Verläufe der Wasserstoffkonzentrationsprofile sind vergleichbar.

Basierend auf den Holdemankorrelationen würde man bei grösseren Brennstoffinjektordurchmessern und gleicher Baulänge etwas erhöhte NO_x-Emissionen erwarten. Dies wird jedoch durch die Messungen auf dem COBRA-Teststand nicht bestätigt. Eine mögliche Ursache dafür wird in den stark variierenden Konturen der Brennstoffinjektorlöcher durch die Fertigung gesehen. Diese verschmieren die Brennstoffstrahlen, da die Strömungsquerschnittskonturen innerhalb einer Variante (gleicher Injektor-durchmesser) variieren und somit keine klare Unterscheidung zwischen den Varianten gemacht werden können.

Die Zugabe von Wasserdampf reduziert die NO_x-Emissionen um ca. 25% bei $\Omega = 3$.

Eine Erhöhung der Brennerluftströmungsgeschwindigkeit in den Brennerrohrchen von 75 auf 110 m/s reduziert die NO_x-Emissionen um ca. 25%. Ab 110 m/s nimmt dieser Effekt aber stark ab, so dass die Testwerte bei 150 m/s fast gleich sind wie bei 110 m/s.



Reaktionskinetische Analysen zeigen einen starken Druckeinfluss auf die NO_x-Emissionen, welcher sich ab Flammentemperaturen oberhalb 1700 K bemerkbar macht und die Emissionswerte signifikant ansteigen lässt.

Bezüglich NO_x-Emissionen spielen die Dimensionen eine Rolle. So führen grössere Brennerabmessungen zu höheren NO_x-Emissionen (Kapitel 4.2.7).

Die axiale und radiale Brennstoffeindüsung ergeben ähnlich hohe NO_x-Emissionen bei kleiner Baugrösse. Bei grösseren Dimensionen führt die axiale Brennstoffeindüsung zu deutlich höheren NO_x-Emissionen (Abbildung 74).

Flashback

Flashback erfolgt je nach getesteten Brennervarianten (beim CB15 bei etwa 26% der Auslegungsgeschwindigkeit, Kapitel 4.2.9) praktisch bei gleicher Brennerluftgeschwindigkeit. Hier könnte der Effekt der Fertigungsgenauigkeit der Brennstoffinjektoren eine Rolle spielen, wie bereits unter dem Punkt Emissionen beschrieben. Flashback erfolgt über die Wandgrenzschicht.

Bei niedrigen Temperaturen weist Wasserstoff bei atmosphärischen Bedingungen kleinere Zündverzugszeiten auf als bei gasturbinentypischen Drücken.

Flashback wurde nur bei den äusseren Röhren der CB15 Varianten beobachtet.

Die Lift of Height (Abhebehöhe) der Flamme sinkt mit steigender Flammentemperatur wogegen die Länge der Flamme mit steigender Flammentemperatur zunimmt.

Die axiale Brennstoffeindüsung reduziert das Flashbackrisiko und verschiebt den Flashback zu kleineren Brennerluftgeschwindigkeit hin. Derselbe Effekt wird auch bei gekrümmten Brennerrohren beobachtet. Da reduziert sich das Flashbackrisiko bei geraden gegenüber gekrümmten Brennerrohren um 30% bezogen auf die Brennerluftgeschwindigkeit (Abbildung 85).

Durch Spülen der Grenzschicht kann das Flashbackverhalten verbessert werden (Abbildung 88). Damit verschieben sich die Brennerluftgeschwindigkeit, bei denen Flashback erfolgt, zu 30% kleineren Brennerluftgeschwindigkeiten hin.

Fertigung

Die gefertigten Brenner weisen noch eine Streuung von +/-10% im Brennstoffmassenstrom auf [11]. Auch die nicht glatten Randkonturen der Brennstoffinjektoren [11] erzeugen starke Turbulenzen, die zwar zu einer besseren Vermischung des Brennstoffes mit der Hauptströmung führen, jedoch auch die Grenzschicht stärker mit Brennstoff anreichern und somit den Flashback in der Grenzschicht begünstigen. Im Weiteren ergeben solche Unterschiede in den Ausströmquerschnitten der Brennstoffinjektoren auch Variationen in der Mischungsgüte innerhalb eines Brenneröhrchens und insbesondere zwischen den einzelnen Brenneröhrchen. Dadurch werden Optimierungen bezüglich Flashbacksicherheit und Reduktion der Emissionen stark eingeschränkt und erschwert.

Thermoakustik

Der COBRA-Teststand ist nicht instrumentiert für thermoakustische Messungen. Daher können diesbezüglich keine quantitativen Aussagen gemacht werden. Dennoch lassen sich Aussagen bezüglich Flammenstabilität und Pulsationsverhalten des Brenners basierend auf Videoaufnahmen und dem menschlichen Gehör machen. Der Brenner lässt sich über den gesamten vermessenen Bereich ohne Flammeninstabilitäten und Anzeichen von Pulsationen mit Wasserstoff betreiben.



7 Schlussfolgerungen

Im vorliegenden Projekt konnten Wertvolle Erkenntnisse darüber gewonnen werden, wie ein Gasturbinenbrenner für 100% Wasserstoffbetrieb prinzipiell designed werden muss, um die Anforderungen (siehe Abschnitt 1.3 Projektziele) zu erfüllen. Die gefertigten und getesteten Brennermodelle sind zwar zu klein für den Ersatz von Original-Gasturbinenbrennern, aber sie erlauben aufgrund des Clusterkonzepts eine relativ zuverlässige Hochskalierung auf die Brennergrösse. Aus dem bisherigen Entwicklungsprozess konnte auch abgeleitet werden, wie ein Brennerdesign aussehen kann, das auch einen stabilen Betrieb mit Erdgas bzw. Mischungen davon mit Wasserstoff ermöglicht. Die Clusterbrenner (CB) lassen sich mit Wasserstoff bei den gleichen Verbrennungstemperaturen betreiben wie herkömmliche Erdgasbrenner. Damit kann eine nachgerüstete Gasturbine im Wasserstoffbetrieb gleiche Leistung und Wirkungsgrad erreichen wie im Erdgasbetrieb. Eine Abschätzung des Druckeinflusses ergibt dabei NO_x-Emissionen unterhalb der Grenzwerte. Im folgenden Kapitel werden weitere Untersuchungen angesprochen, die noch notwendig sind. Um einen betriebssicheren Maschinenbrenner zu als Ergebnis zu erhalten.

8 Weiteres Vorgehen

Das ursprüngliche Ziel war die Entwicklung eines Brenners für 100% Wasserstoffbetrieb. Diese dazu benötigten Wasserstoffmengen werden mittelfristig jedoch an nur wenigen Orten vorliegen. Daher ist, unter Berücksichtigung der heutigen und zukünftigen Marktanforderungen, die technische Herausforderung erweitert worden. Ein Brenner wurde entwickelt für den Betrieb mit Erdgas, reinem Wasserstoff sowie Mischungen der beiden Brennstoffe.

Unabhängig davon bleibt das Thema Flashback bei reinem Wasserstoffbetrieb in den aktuell und sollte weiter unter gasturbinentypischen Bedingungen untersucht werden. Das heisst vor allem bei erhöhten Drücken.

Flashback könnte auch als Abhängigkeit der Oberflächenrauigkeit untersucht werden. Dies würde auch einen positiven Einfluss auf den Druckverlust des Brenners haben. Hier gilt es neben der theoretischen Definition der benötigten Wandrauigkeit aber auch die Fertigung einzubeziehen.

Ein weiterer Punkt ist nach wie vor die Fertigung. Hier könnte man neben der Oberflächenrauigkeit auch die Formgenauigkeit z.B. der Injektordüsen, aber auch das Brennergewicht versuchen zu beeinflussen.

Atmosphärische Tests lieferten erste Erkenntnisse bezüglich Emissionen und Flashbackverhalten verschiedener Brennervarianten. Für genauere Aussagen sind Hochdrucktests aber unabdingbar. Eine Möglichkeit wäre, solche Tests am PSI durchzuführen, das einen kleinen Hochdruckverbrennungsprüfstand besitzt. Erste Überlegungen und Design Konzepte wie ein solches CB-Design für den PSI-Prüfstand aussehen könnte, wurden durchgeführt. Mit dem PSI werden Gespräche, wie Tests erfolgen könnten, geführt. Der PSI-Prüfstand hat einen maximalen Luftdurchsatz von 0.3 kg/s. Der maximal erlaubte Betriebsdruck liegt bei 30 bar. Ein auf dem CB6 basierender Brenner könnte mit dem maximalen Luftmassenstrom bei 12 bar Druck eine Brennerströmungsgeschwindigkeit von 150 m/s erreichen. Bei einem für den Retrofit realistischen maximalen Druck von 16 bar wäre eine Strömungsgeschwindigkeit von 120 m/s möglich. Bei diesen Randbedingungen liesse sich ein CB6-äquivalenter Brenner sehr gut hinsichtlich NO_x-Emissionen und Flashback-Verhalten bei gasturbinentypischen Bedingungen untersuchen und weiter optimieren.

Zur Verbesserung der Fertigungsqualität bei der additiven Fertigung der Brenner .ist Crosstown Power weiterhin in Kontakt mit Lincotek.



Weiter ist CP im Gespräch mit verschiedenen Kraftwerksbetreibern, um einen ersten Prototyp unter Real-Bedingungen zu testen und in den Markt einführen zu können. Darunter sind nationale und internationale Firmen aus dem Bereich der Gasturbinentechnik beteiligt. CP ist auch im Gespräch mit dem schweizerischen Unternehmen Transigas für mögliche Tests auf einer Industriegasturbine.

9 Nationale und internationale Zusammenarbeit

Für die Entwicklung des H₂-Verbrennungssystems arbeitet die Firma Crosstown Power (CP) mit mehreren Partnerfirmen zusammen. Die öffentlich finanzierte Forschungsarbeit wurde bisher von der FHNW geleistet, mit Unterstützung der folgenden Organisationen:

- Hightech Zentrum Aargau: Finanzierung einer Machbarkeitsstudie
- Forschungsfonds Aargau (FFAG): Projekt Finanzierung
- Bundesamt für Energie (BFE): Projekt Finanzierung
- Kanton Aargau: Finanzierung der Konzeptarbeit zur Anpassung an konkrete Maschinen

10 Publikationen

Aufgrund der Vertraulichkeit wurden bis anhin keine Publikationen verfasst.



11 Literaturverzeichnis

- [1] Dieter Winkler et. al., «GTR100_Feasibility_Report,» 2020.
- [2] M. Metghalchi, «Burning Velocities of Mixtures of Air with Methanol, Isooctane and Indolene at High Pressure and Temperatur,» *Combustion and Flame* Vol. 48 pp., 1982.
- [3] Franz Joos, *Technische Verbrennung*, ISBN: 978-3-540-34333-2, 2006.
- [4] M. Messina, «Analytische und experimentelle Untersuchung eines Clusterbrenners,» *Interner Bericht FHNW*, 2021.
- [5] F.A. Williams, «Combustion Theorie,» *The Benjamin Cummings Publishing*, 1985.
- [6] K. Herrmann, «Strömung, Flammencharakterisierung und Stickoxid-Bildung in Turbulenten Vormischflammen,» 2002.
- [7] M. Messina, «Konzipierung eines Clusterbrenners für die additive Fertigung,» *Interner Bericht FHNW*, 2021.
- [8] J. Holdeman, «Correlation for Temperature Profiles in the Plane of Symmetra Downstream of a Jet Injected Normal to a Crossflow,» 1972.
- [9] M. Messina, «Untersuchung von Massnahmen gegen Flammenrückschlag in einem Wasserstoff-Brenner für Gasturbinen,» 2022.
- [10] D. Forliti, «Trajectory and Mixing Scaling Laws for Confined and Unconfined Transverse Jets,» 2012.
- [11] P. Albrecht, «Einfluss der Verdünnung auf die Stickoxidbildung und Flammenrückschlag bei der Wasserstoffverbrennung,» *Interner Bericht FHNW*, 2021.
- [12] BAM-Arbeitsgruppe Z.03, «10. Kolloquium zu Fragen der chemischen und physikalischen Sicherheit,» 2004.
- [13] ANSYS Inc, *ANSYS Fluent User's Guide*, Release 2021 R1, January 2021.
- [14] Juan Li et al, «An Updated Comprehensive Kinetic Model of Hydrogen Combustion,» *DOI 10.1002/kin.20026*, Nr. published online in Wiley InterScience (www.interscience.wiley.com).
- [15] A. Kalantari, «Boundary Layer Flashback of Turbulent Premixed Jet Flames at Elevated Pressures and Temperatures,» 2018.
- [16] P. Stuber, «Wasserstoff-Verbrennungssystem, Retrofit für Kraftwerks-Gasturbinen,» 2020.
- [17] K. Herrmann, «Strömung, Flammencharakterisierung und Stickoxid-Bildung in Turbulenten Vormischflammen,» 2002.