This project has received funding from the Eurostars-2 joint programme with co-funding from the European Union Horizon 2020 research and innovation programme

Kurzbericht zum Vorhaben (Teilprojekt)

„Modellierung, Test, Prototypenbau und Optimierung eines Gasturbinenbrenners zur Verwertung von Biogasen“

im Rahmen des Eurostars-Projektes

E! 114441 PACS 2020
Weiterentwicklung des „Phoenix Advanced Combustion Systems“
zu einer Kohlenstoff-freien Energieerzeugungsplattform

Autoren:

Thoralf Reichel, Oliver Paschereit

Antragsteller:

BIT GmbH, Pascalstraße 10, 10587 Berlin

Förderkennzeichen:

01QE2049B

Projektlaufzeit:

1.12.2020 bis 30.11.2024, Berichtsabgabe: 23.5.2025

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung gefördert. Die BIT GmbH bedankt sich für die Zuwendung. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Alle Berichtsteile sind gemeinsam, aber jeweils als separate Dokumente vorzulegen.

Teil I: Kurzbericht

Brennstoffflexible Gasturbinen spielen eine entscheidende Rolle bei der Verwirklichung der Energiewende hin zu einer emissionsfreien und nachhaltigen Stromerzeugung. Zu diesem Zweck wurde in Zusammenarbeit mit der Phoenix BioPower eine brennstoffflexible Gasturbinenbrennkammer, die PACS (Phoenix Advanced Combustion System), entwickelt, die Wasserstoff, Erdgas oder Biogas verbrennen kann. Ziel des Vorhabens war die Validierung des PACS in Brennkammerversuchen über ein breites Spektrum realer Betriebsbedingungen, um den schadstoffarmen und sicheren Betrieb mit klimaneutralen Brennstoffen, wie vergaster Biomasse oder Erdgas-Wasserstoff-Gemischen, zu demonstrieren.

PACS 2020 war ein internationales kooperatives Entwicklungsprojekt im Rahmen des Eurostars-Förderprogramms. Um ein robustes und leistungsfähiges Produkt zu gewährleisten wurden drei wichtige Werkzeuge eingesetzt: numerische Entwurfswerkzeuge an der KTH, eine atmosphärische Brennerversuchsanlage für die Konzeptcharakterisierung an der TU Berlin und eine neue atmosphärische Verbrennungsanlage, die in einen Biomassevergaser integriert ist, bei Phoenix BioPower. Die BIT GmbH war der KMU-Partner für das Know-how zu Verbrennungsdesign und -tests in Deutschland.

Die Brennkammer ist für den Betrieb unter brennstoffmageren, feuchten Bedingungen ausgelegt, um die immer strengeren Emissionsvorschriften zu erfüllen. Unter sehr mageren Bedingungen verhält sich die Flamme jedoch instabil und neigt zum Verlöschen [2]. Dies wird als Lean BlowOut (LBO)-Ereignis bezeichnet. Das Verlöschen tritt vor allem dann auf, wenn sich die Flamme in der Brennkammer aufgrund einer verringerten Reaktivität des Gemisches oder einer erhöhten Strömungsgeschwindigkeit nicht mehr stabilisieren kann [3]. Ein unerwarteter Flammenabriss in der Turbine kann aufgrund unerwünschter thermischer Spannungen zu erheblichen Ausfallzeiten oder sogar zu Bauteilschäden führen. Außerdem kann es zu Explosionsgefahr kommen, wenn sich das unverbrannte Brennstoff-Luft-Gemisch ansammelt. Daher ist es wichtig, die Flammenstabilität bei diesen reaktionsarmen Bedingungen in Bezug auf die LBO [4] zu bewerten. Die Stabilitätskarte, die die Grenze des stabilen Flammenbetriebes beschreibt, muss für einen sicheren Betrieb erstellt werden. Dies geschieht in der Regel experimentell oder numerisch, indem die Brennkammer gezwungen wird, die Magergrenze zu erreichen, indem entweder der Durchsatz erhöht oder die Reaktivität des Gemischs verringert wird. Eine solche Stabilitätsabbildung ist jedoch nicht immer möglich oder sehr teuer, weshalb stets ein vereinfachtes LBO-Modell gesucht wird. Das Modell kann auch zu einem besseren Verständnis der physikalischen Prozesse beitragen, die an einem LBO-Ereignis beteiligt sind.

Der PACS-Entwurf ist im Rahmen des Projektes von einer Idee zu einem industriellen Prototyp gereift, der mit atmosphärischen Tests und mit fortschrittlichen Simulationswerkzeugen validiert wurde. Die Brennstoffflexibilität mit sehr guter Stabilität über einen weiten Betriebsbereich sowie die geringen Emissionen wurden mit Erdgas, Wasserstoff-Erdgas-Gemischen und echtem Synthesegas aus der Biomassevergasung unter realen Brennkammerbedingungen experimentell nachgewiesen. Das System ist wasserstofftauglich: ein Wechsel des Brennstoffs von reinem Erdgas zu reinem Wasserstoff wurde experimentell demonstriert.

This project has received funding from the Eurostars-2 joint programme with co-funding from the European Union Horizon 2020 research and innovation programme

Schlussbericht zum Vorhaben (Teilprojekt)

„Modellierung, Test, Prototypenbau und Optimierung eines Gasturbinenbrenners zur Verwertung von Biogasen“

im Rahmen des Eurostars-Projektes

E! 114441 PACS 2020
Weiterentwicklung des „Phoenix Advanced Combustion Systems“
zu einer Kohlenstoff-freien Energieerzeugungsplattform

Autoren:

Thoralf Reichel, Oliver Paschereit

Antragsteller:

BIT GmbH, Pascalstraße 10, 10587 Berlin

Förderkennzeichen:

01QE2049B

Projektlaufzeit:

1.12.2020 bis 30.11.2024, Berichtsabgabe: 23.5.2025

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung und Forschung gefördert. Die BIT GmbH bedankt sich für die Zuwendung. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den genannten Autoren.

Teil II: Eingehende Darstellung

1. Motivation

Brennstoffflexible Gasturbinen spielen eine entscheidende Rolle bei der Verwirklichung der Energiewende hin zu einer emissionsfreien und nachhaltigen Stromerzeugung. Zu diesem Zweck wurde in Zusammenarbeit mit Phoenix BioPower eine brennstoffflexible Gasturbinenbrennkammer, die "PACS", entwickelt, die Wasserstoff, Erdgas oder Biogas verfeuern kann. Die Brennkammer basiert auf der Verdünnung des Brennstoffes mit Dampf, um die für den Wechsel zwischen verschiedenen Brennstoffen erforderliche Betriebsflexibilität zu erreichen. Der Betrieb in einer TopCycle-Konfiguration ermöglicht die hocheffiziente Erzeugung von Strom und Wärme für Fernwärme. [1]

Der Brenner ist für den Betrieb unter mageren, feuchten Bedingungen ausgelegt, um die immer strengeren Emissionsvorschriften zu erfüllen. Unter sehr mageren Bedingungen verhält sich die Flamme jedoch instabil und bläst anschließend aus der Brennkammer heraus oder wird gelöscht [2]. Dies wird als Lean BlowOut (LBO)-Ereignis bezeichnet. Das Ausblasen tritt vor allem dann auf, wenn sich die Flamme in der Brennkammer aufgrund einer verringerten Reaktivität des Gemisches oder erhöhten Strömungsgeschwindigkeiten nicht mehr stabilisieren kann [3]. Ein unerwarteter Flammabriss in der Turbine kann aufgrund unerwünschter thermischer Spannungen zu erheblichen Ausfallzeiten oder sogar zur Beschädigung von Komponenten führen. Außerdem kann es zu Explosionsgefahr kommen, wenn sich das unverbrannte Brennstoff-Luft-Gemisch ansammelt. Daher ist es wichtig, die Flammenstabilität unter diesen reaktionsarmen Bedingungen mit Bezug auf die LBO [4] zu bewerten. Die Stabilitätskarte, die die Grenze des stabilen Flammenbetriebs beschreibt, muss für einen sicheren Betrieb erstellt werden.

Dies geschieht in der Regel experimentell oder numerisch, indem die Brennkammer gezwungen wird, die Magergrenze zu erreichen, indem entweder der Durchsatz erhöht oder die Reaktivität des Gemisches verringert wird. Eine solche Stabilitätsabbildung ist jedoch nicht immer möglich oder sehr kostspielig, wenn sie unter allen möglichen Betriebsbedingungen durchgeführt werden soll, weshalb stets ein einfacheres LBO-Modell gesucht wird. Das Modell kann auch zu einem besseren Verständnis der physikalischen Prozesse beitragen, die an einem LBO-Ereignis beteiligt sind.

2. Literaturübersicht

Verschiedene Autoren haben unterschiedliche Ansätze verwendet, um ein physikalisches oder halbempirisches Modell für das LBO-Phänomen zu entwickeln. In der folgenden **Tabelle 21** sind die verschiedenen entwickelten Modelle zusammengefasst. Die Grundlage all dieser Studien ist ein Wettbewerb zwischen flammenstabilisierenden Mitteln, d.h. der Reaktivität des Gemischs, und Ausblasmitteln, die zu hohen Strömungsgeschwindigkeiten oder zu einer niedrigen Verweilzeit beitragen. Die Reaktivität kann durch die Reaktionsgeschwindigkeit, die chemische Zeit, die zum Abschluss der Reaktion erforderlich ist, oder die Mindestzeit, die zur Stabilisierung der Flamme notwendig ist, dargestellt werden.

Longwell et al. [5] betrachteten die Flamme als einen perfekt gerührten Reaktor, der innerhalb der durch einen Bluffkörper geschaffenen Rezirkulationszone stabilisiert ist. Unter Verwendung einer Gleichung zweiter Ordnung für die Reaktionsgeschwindigkeit konnten sie die LBO-Grenze schätzen, indem sie die chemische Zeit mit dem Parameter für die Brennkammerbeladung gleichsetzten, der die Verweilzeit der Strömung darstellt. Dieses theoretische Modell wurde von Lefebvre [6] empirisch für Flugzeugtriebwerke mit Flüssigbrennstoff weiterentwickelt. Er bezog Parameter für die Brennkammergeometrie und die Flüssigtreibstoffzerstäubung ein, indem er dem Modell von Longwell zwei weitere Terme hinzufügte. Die Korrelation wurde mit einer Genauigkeit von ± 30% für 8 verschiedene Brennkammerkonfigurationen getestet. Xie et al. [7] verbesserten diese Korrelation weiter, indem sie das tatsächliche Flammenvolumen anstelle des Brennkammervolumens verwendeten, was die Vorhersagegenauigkeit verbesserte. Zukoski et al. [8] haben gezeigt, dass sich die Flamme in den Scherschichten und nicht in der Rezirkulationszone stabilisiert. Sie wiesen nach, dass das Kriterium für das Auftreten des LBO darin besteht, dass die in der Scherschicht verfügbare Verweilzeit kleiner ist als die Zündverzögerungszeit. Dieses Konzept wurde von Plee et al. [9] weiter verbessert, die die Verdampfungszeit des flüssigen Brennstoffs mit einbezogen. Hoffmann et al. [10] verwendeten die Peclet-Zahl, die das Verhältnis von Advektion zu Diffusion darstellt. Im Grenzfall vor dem Auftreten von LBO sollte die auf der Strömung basierende Peclet-Zahl gleich dem Quadrat der auf der Flammengeschwindigkeit basierenden Peclet-Zahl sein. Wie von Glassman et al. [11] dargelegt sind all diese verschiedenen Ansätze theoretisch gleichwertig zueinander.

Tabelle 21 : Verschiedene Ansätze zur Modellierung von LBO

Mathematisches Modell	Beschreibung	Autor	Ref.
$f(\phi_{LBO}) = \frac{\dot{m}_{LBO}}{VP^2}$	Die Flamme wird in der Rezirkulationszone (RZ) stabilisiert, die durch einen Bluffkörper entsteht, und verhält sich wie ein perfekt gerührter Reaktor. LBO tritt auf, wenn die in der RZ freigesetzte Wärme geringer ist als die durch die Strömung verlorene/umgeleitete Wärme.	Longwell et al.	[5]
$\phi_{LBO} = \left(\frac{Af_{PZ}}{V_{cc}}\right)\left(\frac{\dot{m}_a}{\mathrm{P}^{1.3}\exp(T_3/300)}\right)\left(\frac{D_0^2}{\lambda\, LHV}\right)$	Das Äquivalenzverhältnis bei LBO lässt sich aus den Parametern für die Brennkammerbeladung und die Arrhenius-Reaktionsgeschwindigkeit ermitteln, die empirisch für die Brennkammergeometrie und die Brennstoffzerstäubung korrigiert wurden.	Lefebvre	[6]
$\phi_{LBO} = \left(\frac{KF}{V_{cc}}\right)\left(\frac{\dot{m}_a}{\mathrm{P}^{1.3}\exp(T_3/300)}\right)\left(\frac{D_0^2}{\lambda\, LHV}\right)$	Verbesserung der Lefebvre-Korrelation durch Einbeziehung des Flammenvolumens anstelle des Brennkammervolumens in die Berechnung des ersten Terms, der die Brennkammergeome-	Xie et al.	[7]

	trie darstellt. Der Faktor K beinhaltet das Verhältnis des Flammenvolumens zum Brennkammervolumen.		
$\frac{L_{SL}}{U_{LBO}} = t_{chem}$	Die Flamme stabilisiert sich in der Scherschicht. LBO tritt auf, wenn die verfügbare Verweilzeit in der Scherschicht geringer ist als die Zündverzögerungszeit.	Zukoski et al.	[8]
$\frac{L_{SL}}{U_{LBO}} = t_{chem} + w\, t_{evap}$	Für eine stabile Flamme sollte die in der Scherschicht verfügbare Zeit höher sein als die für die Brennstoffverdampfung und die Reaktion erforderliche Zeit.	Plee et al.	[9]
$Pe_{flow} = Pe_{chem}^2$ $\frac{U_{ax} S_N D}{\alpha} = \left(\frac{S_L D}{\alpha}\right)^2$	Beim LBO ist die Peclet-Zahl auf der Grundlage der um den Drall korrigierten Strömungsgeschwindigkeit gleich der Peclet-Zahl auf der Grundlage der Flammengeschwindigkeit. Die Kenntnis der Temperaturleitfähigkeit ist wichtig.	Hoffmann et al.	[10]

3. Zielsetzungen

Die spezifischen Ziele dieser Studie waren:

1. Messung der Stabilitätskarte für die PACS-Basisbrennkammer.
2. Messung der Stabilitätskarte für verschiedene Brennkammergrößen.
   Bewertung der Auswirkungen des Brennkammerflächenverhältnisses oder des Durchmessers auf den Wärmeverlust, das Strömungsfeld und schließlich die LBO-Grenze.
3. Entwicklung von einem Modell zur Erklärung der Empfindlichkeit der LBO-Grenze gegenüber der Brennkammergröße.

4. Die wichtigsten Positionen des zahlenmäßigen Nachweises

Die im Rahmen des Projekts bereitgestellten Sachmittel wurden gezielt zur Erweiterung und technischen Aufrüstung der Versuchsanlagen für experimentelle Untersuchungen von gasförmigen Brennstoffen eingesetzt. Ziel war die messtechnische Erfassung und Regelung relevanter Prozessgrößen sowie die Anpassung der Infrastruktur an die besonderen Anforderungen bei der Verbrennung von **Wasserstoff**.

Ein Teil der Sachmittel wurde zudem für die Erweiterung oder die Anschaffung zusätzlicher Versuchsträger verwendet, um unterschiedliche Brennkammergeometrien, Einspritzkonzepte und Betriebsbedingungen systematisch untersuchen zu können. Diese modularen Versuchsträger ermöglichen eine flexible Anpassung an verschiedene Forschungsfragestellungen und tragen wesentlich zur Erweiterung des experimentellen Methodenspektrums bei (z.B. Rechnungen Wasstec, materialise, END-CNC)

Im Einzelnen wurden folgende Anschaffungen umgesetzt:

- **Sensorik:**
  Zur Erfassung der thermodynamischen Zustandsgrößen wurden hochdynamische Drucksensoren sowie Thermoelemente vom Typ K mit kurzer Ansprechzeit installiert. Diese ermöglichen eine präzise Messung der Temperatur- und Druckverläufe in Luft-, Brennstoff- und Abgasströmen.

- **Aktorik und Brennstoffversorgung:**
  Für die präzise Dosierung von Wasserstoff und Luft wurden elektromagnetische Proportionalventile sowie Massendurchflussmesser (Endress&Hauser) mit geeigneter Gaszertifizierung beschafft. Die Auswahl der Komponenten erfolgte unter Berücksichtigung der sicherheitstechnischen Anforderungen bei der Handhabung von Wasserstoff (z.B. Leckagevermeidung, Zündgrenzen, Materialverträglichkeit).

- **Datenerfassung (DAQ):**
  Die bestehende Datenerfassungsarchitektur wurde durch zusätzliche analoge und digitale I/O-Module erweitert. Dadurch konnte die Anzahl der simultan erfassbaren Messkanäle erhöht und die Integration zusätzlicher Sensorik realisiert werden (Rechnungen National Instruments, Phoenix Contact, Siemens SPS).

- **Signalaufbereitung:**
  Zur Verbesserung der Signalqualität wurden Verstärker- und Filtermodule eingesetzt, um eine störungsfreie Erfassung auch bei niedrigen Signalpegeln zu gewährleisten.

- **Softwareintegration:**
  Die bestehende LabVIEW-basierte Steuer- und Visualisierungssoftware wurde entsprechend erweitert. Dies umfasst die Einbindung der neuen Hardwarekomponenten, die Kalibrierung der Sensorik sowie die Implementierung von Sicherheitsroutinen und Visualisierungsfunktionen für den Echtzeitbetrieb.

Ergebnis:

Durch die getroffenen Maßnahmen ist die Versuchsanlage nun in der Lage, Verbrennungsprozesse mit Wasserstoff, Erdgas sowie deren Mischungen unter realitätsnahen Bedingungen zu untersuchen. Dies umfasst insbesondere Fragestellungen zur Flammenstabilität, Emissionscharakteristik (z.B. NO_x-Bildung) und Effizienz bei variierenden Betriebsparametern. Die Erweiterung stellt somit einen zentralen Beitrag zur Zielerreichung des Projekts dar und schafft die Grundlage für weiterführende Untersuchungen im Kontext emissionsarmer Energietechnologien.

5. Methodik

Die Verbrennungsversuche wurden in einem atmosphärischen Verbrennungsprüfstand an der TU Berlin durchgeführt, dessen Schema in **Abbildung 4** zu sehen ist.**1** . Als Brennstoff wurde Erdgas aus dem städtischen Verteilungsnetz verwendet, das näherungsweise Methan CH_4 ist. Obwohl sich die Eigenschaften von Methan als Brennstoff von denen von Biogas unterscheiden dient es als gute Referenz für die Charakterisierung von Brennkammern. Die meisten Gasturbinen verwenden immer noch CH_4 als Standardbrennstoff. Außerdem ist seine Reaktivität ähnlich oder geringer als die von Biogas.

die wichtigsten Positionen des zahlenmäßigen Nachweises

Es wurden zwei Brennerkonzepte getestet. Beim ersten Typ, dem *Single Swirler*, wurde das Dampf-Brennstoff-Luft-Gemisch über einen zylindrischen Drallkörper und eine axiale Öffnung in die Brennkammer eingeleitet. Bei dem zweiten Typ, dem so genannten *Double Swirler*, wurde das Dampf-Brennstoff-Gemisch durch einen vorgeschalteten Drallkörper, und die Luft durch einen nachgeschalteten Drallkörper eingeleitet. Die optische Diagnostik wurde mit dem Doppel-Swirler durchgeführt, während die Variation der Brennkammergröße mit dem Einzel-Swirl-Brenner erreicht wurde. Obwohl die Strömungs- und Flammendetails bei den beiden Brennern unterschiedlich sein können, wird für diese Studie davon ausgegangen, dass die beiden Konfigurationen qualitativ vergleichbar sind. Dies gilt insbesondere für sehr magere Bedingungen, die in der Nähe des LBO auftreten. Bei allen Versuchen wurden die Luft vorgewärmt und der Dampf überhitzt, so dass das Gemisch bei 300° C in die Brennkammer eintrat. Die Durchflussmengen von Dampf, Brennstoff und Luft wurden unabhängig voneinander mit Coriolis-Durchflussmessern gemessen. Die Messungen für die Basisgröße, die einem Flächenverhältnis von Brennkammer zu Mischrohr von $A_{CC}/A_{MT} = 16$ entspricht, wurden mit einer zylindrischen Brennkammer aus Quarzglas durchgeführt. Die Flamme wurde mit einer sichtbaren Kamera bei 25 Hz für 30 s abgebildet. Die OH*-Chemilumineszenzbilder der Flamme wurden ebenfalls bei 5 Hz, max. 450 Bilder, erfasst. Die Bilder wurden transformiert und anhand eines Kalibrierungsziels korrigiert; mit MATLAB wurden Durchschnittsbilder ermittelt. Die OH*-Bilder wurden ebenfalls nach Abel invers transformiert, um die Verteilung in der Mittelebene zu erhalten. Zur Variation des Brennkammerdurchmessers wurden zylindrische Blechbrennkammern mit einem einzigen Drallbrenner verwendet. Drei verschiedene Durchmesser, die den Flächenverhältnissen von Brennkammer zu Brenner entsprechen, wurden untersucht: $A_{CC}/A_{MT} = 9$, 16 und 36.

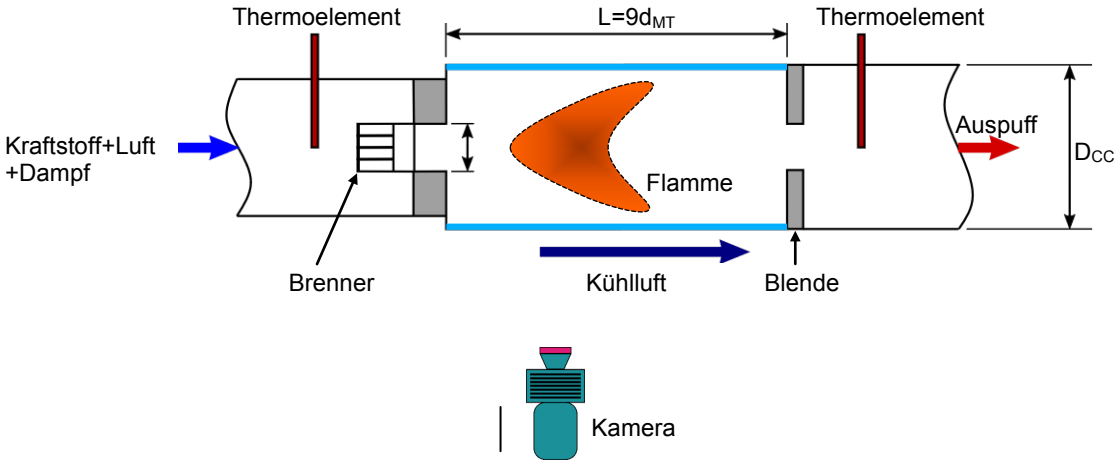


***Abbildung .41** : Atmosphärischer Verbrennungsprüfstand mit Einfachdrallbrenner*

Der LBO wurde mit einem im Abgasrohr installierten Thermoelement nachgewiesen. Der LBO wurde durch Erhöhung des Dampfgehaltes $\Omega = \dot{m}_{steam}/\dot{m}_{air}$ bei einer bestimmten thermischen Leistung P_{th} und einem bestimmten Brennstoff-Äquivalenzverhältnis erreicht:

$$\phi = \left(\frac{\dot{m}_{fuel}}{\dot{m}_{air}}\right)_{actual} \Big/ \left(\frac{\dot{m}_{fuel}}{\dot{m}_{air}}\right)_{stoichiometric} \quad (4.1)$$

Dies geschah schrittweise, und bei jedem Schritt wurden Daten für eine Dauer von mindestens 30 s erfasst, um einen zuverlässigen Durchschnittswert zu berechnen. Der letzte stabile Punkt vor dem Erlöschen der Flamme wurde als Grenzwert für den Magerbetrieb angesehen. Für diesen Punkt wurde ein Durchschnitt von 0,5 s vor dem LBO berücksichtigt.

Das Schema in **Abbildung 42** zeigt das Verfahren zur Schätzung des Wärmeverlustes der Brennkammer. Die Metallbrennkammern wurden mit Thermoelementen vom Typ K entlang der Wand versehen. Je nach Anzahl der Thermoelemente *N* wurde die Brennkammer in Zonen unterteilt, und der Wärmeverlust wurde für jede Zone anhand der Thermoelementmessung geschätzt. Der Gesamtwärmeverlust wurde als Summe der einzelnen Wärmeverluste geschätzt:

$$\dot{Q}_{loss} = \sum_{j=1}^{N} \dot{Q}_{loss,j} \quad (4.2)$$

Der Wärmeverlust für jede Zone wurde anhand des in **Abbildung 4** dargestellten Wärmekreislaufs berechnet.**2** . Der Wärmeverlust von der Brennkammerwand an die Umgebung setzt sich aus einem Strahlungs- und einem Konvektionsanteil zusammen:

$$\dot{Q}_{loss} = \dot{Q}_{rad} + \dot{Q}_{conv} \quad (4.3)$$

Die Strahlungswärmeübertragung wurde anhand des Stefan-Boltzmann-Gesetzes geschätzt, wobei der Emissionsgrad von rostigem Stahl mit ϵ =0,85 angenommen wurde:

$$\dot{Q}_{rad} = \epsilon A_{wall}(T_{wall}^4 - T_{amb}^4) \quad (4.4)$$

Dabei steht A_{wall} für die Oberfläche der Brennkammer.

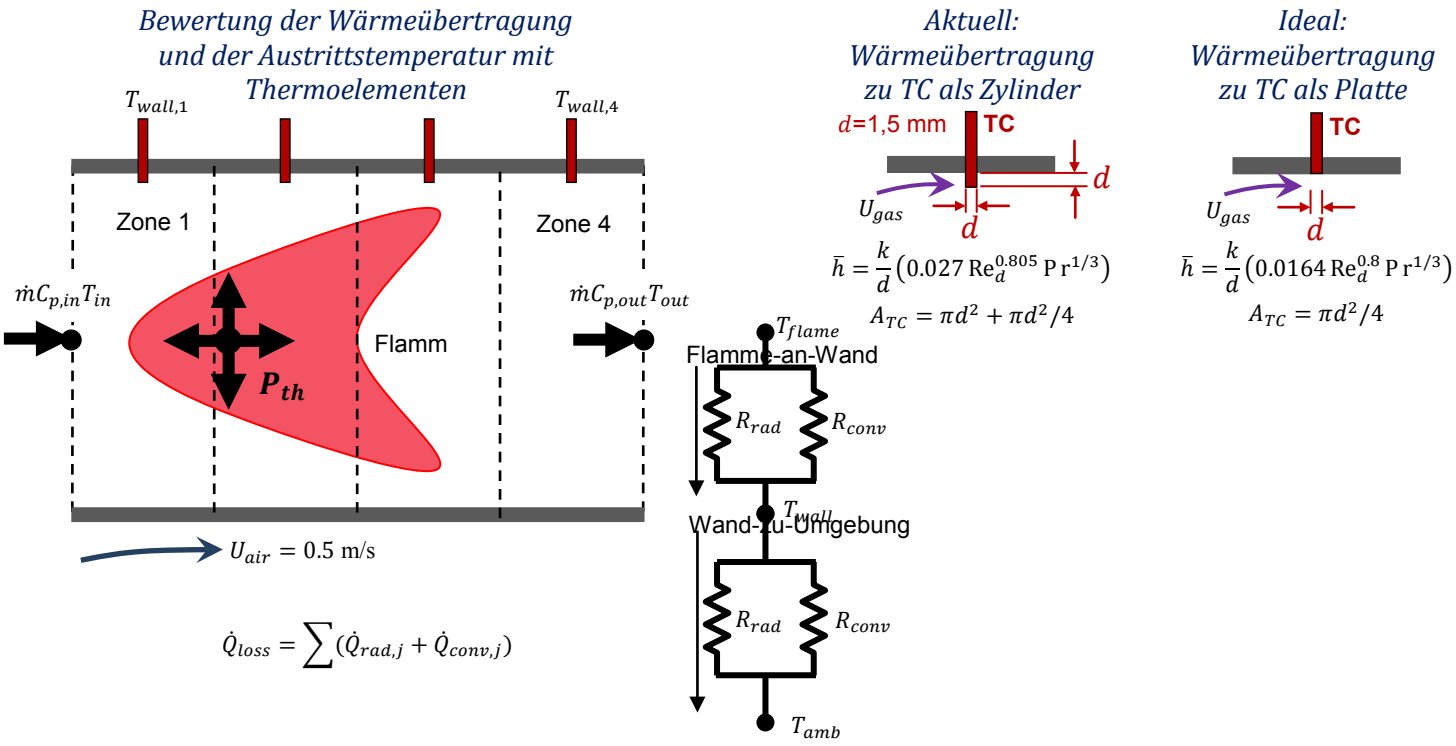


***Abb. .42** : Schätzung des Wärmeverlustes mit Hilfe von Wandthermoelementen (TCs), tatsächliche und ideale Installation von TCs und daraus resultierender Unterschied in der Wärmeübertragung*

Der Wärmeverlust durch Konvektion wurde unter der Annahme einer axialen Strömung über die zylindrische Brennkammer geschätzt. Diese Strömung der Umgebungsluft wurde durch den Sog des im Labor installierten Abluftgebläses erzeugt. Die Luftströmungsgeschwindigkeit um die Brennkammer wurde mit einem Handanemometer auf 0,5 m/s gemessen. Der integrale mittlere konvektive Wärmeübergangskoeffizient und der konvektive Wärmeverlust sind durch [12] gegeben:

$$\bar{h} = \left(\frac{k}{D}\right)\frac{0.664 \times Pr^{\frac{1}{3}}}{\sqrt{\frac{L}{D \times Re}}} \qquad (4.5)$$

$$\dot{Q}_{conv} = \bar{h}\, A_{wall}(T_{wall} - T_{amb}) \qquad (4.6)$$

Dabei stehen L, D, k, Pr und Re für die Brennkammerlänge, den Durchmesser, die Wärmeleitfähigkeit des Fluids und die Prandtl-Zahl bzw. die Reynoldszahl der Strömung. Die Eigenschaften der Umgebungsluft wurden mit der durchschnittlichen Temperatur $T_{avg} = (T_{wall} + T_{amb})/2$ geschätzt

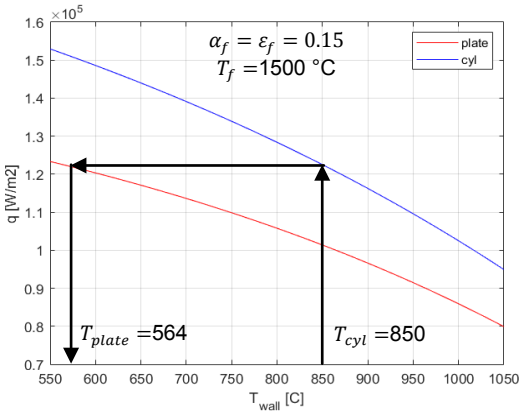
Für eine gegebene thermische BetriebsleistungP_{th} der Flamme ermöglichte die Kenntnis des Wärmeverlusts die Abschätzung der Brennkammerabgastemperatur anhand der Energiegleichung:

$$T_{out} = \frac{P_{th} - \dot{Q}_{loss} - \dot{m}_{total}(U_{out}^2 - U_{in}^2)}{\dot{m}_{total}\, C_{p,avg}\big|_{T_{in}}^{T_{out}}} + T_{in} \qquad (4.7)$$

Dabei stehen $\dot{m}_{total}$, U_{out}, U_{in} und $C_{p,avg}$ für den Gesamtmassendurchsatz des Gemischs, die flächengemittelte axiale Geschwindigkeit am Brennkammereinlass, die Geschwindigkeit an dem Brennkammerauslass bzw. die durchschnittliche spezifische Wärme bei konstantem Druck. Die spezifische Wärme wurde iterativ aus dem Durchschnitt der Einlass- und Auslasstemperaturen geschätzt.

Man beachte, dass die an den Wänden installierten Thermoelemente um eine Tiefe von D in die Brennkammer hineinragten und daher dem heißen Gas ausgesetzt waren, wie auf der rechten Seite von **Abbildung 4** zu sehen ist.**2** . Daher zeigen die Thermoelemente höhere Temperaturen als die tatsächliche Temperatur an. Zur Schätzung des Korrekturfaktors wurde der Wärmeübergang durch turbulente Strömung über einen Zylinder mit dem Wärmeübergang durch turbulente Strömung über eine endliche Platte verglichen. Es wurde angenommen, dass der Wärmestrom in beiden Fällen gleich ist, was die Schätzung der Innenwandtemperatur für eine gegebene Thermoelementanzeige im zylindrischen Fall ermöglichte. Dies ist in **Abbildung 4** dargestellt.**3** für eine angenommene Flammentemperatur von $T_f = 1500°$ C und einen Flammenemissionsgrad von $\epsilon_f = 0{,}85$. Auf der rechten Seite der Abbildung ist der Korrekturfaktor für verschiedene Flammentemperaturen in Abhängigkeit von der Thermoelementanzeige dargestellt. Da der Messwert des Wandthermoelementes bei etwa 850° C lag und die durchschnittliche Flammentemperatur in den meisten Fällen nicht über 1200° C lag, wurde für alle weiteren Berechnungen eine feste Korrektur von -150° C angewendet.

Plattentemperatur für eine bestimmte Zylinder-temperatur durch Gleichsetzung des Wärmestroms



Temperaturkorrektur für unterschiedliche Flammentemperatur

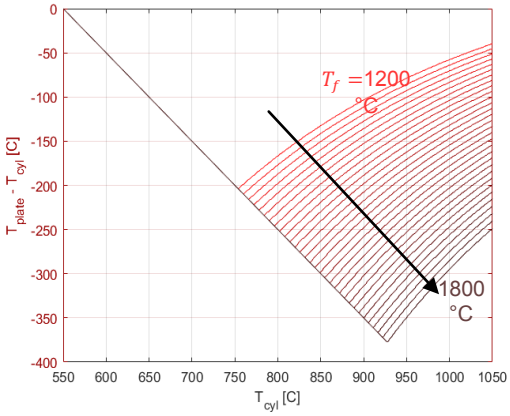


Abbildung .43 : *Korrekturfaktor für die Wandtemperatur*

Um die Eigenschaften des Strömungsfeldes zu beurteilen wurde die Brennkammer mit dem Double-Swirl-Brenner in einem Wasserkanalprüfstand installiert, wie in **Abbildung 4** dargestellt. Wasser mit Umgebungstemperatur wurde mit zwei Kreiselpumpen in die Brennkammer eingeleitet. Unabhängige Massendurchflussregler wurden installiert, um die gewünschten Durchflussraten einzustellen. Die Wasserdurchflussmengen wurden so gewählt, dass eine ähnliche Reynoldszahl und ein ähnliches Impulsverhältnis wie im Verbrennungsprüfstand erreicht wurden. Die Particle Image Velocimetry (PIV) wurde eingesetzt, um die beiden Geschwindigkeitskomponenten in der zentralen axialen Ebene der Brennkammer zu ermitteln. Das Wasser wurde mit reflektierenden Partikeln (silberbeschichtete Hohlglaskugeln, 15 µm) geimpft. Ein 532-nm-Nd-YAG-Laser wurde mit einer CCD-Kamera verwendet, die Bilder mit 5 Hz aufnahm. Mit dem Programm PIVview wurden Geschwindigkeitsbilder durch Kreuzkorrelation in einem 16x16-Bereich von Interesse mit einem Medianfilter erstellt. Die Bilder wurden transformiert, beschnitten und symmetrisiert. Für die Analyse wurde ein Durchschnitt von 600 Bildern berechnet. Drei verschiedene Brennkammergrößen, die den Flächenverhältnissen $A_{CC}/A_{MT} = 9$, 16 und 36 entsprechen, wurden bei unterschiedlichen Durchflussmengen mit Gesamtdurchflussmengen im Bereich von 4-8 m3/h getestet.

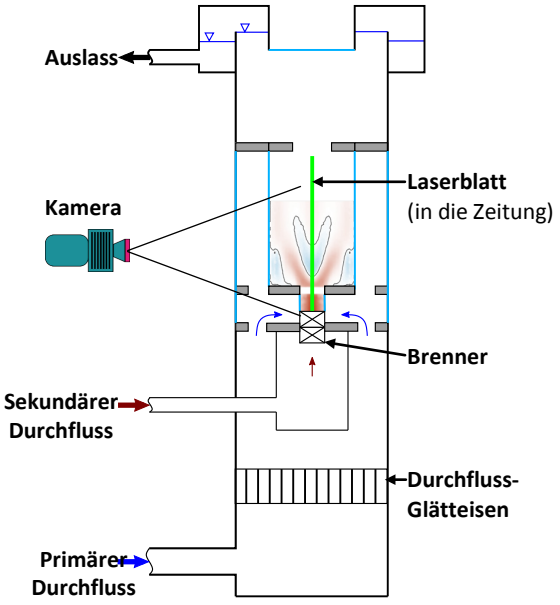


Abbildung .44 *: Wasserkanalprüfstand für Strömungsfeldmessungen*

Für die Modellierung des LBO-Phänomens wurde das Konzept eines Gleichgewichts zwischen chemischer Zeit und verfügbarer Verweilzeit verwendet. Die hier verwendete chemische Zeit ist die Flammenlösch- oder Abblaszeit – die Mindestzeit, die erforderlich ist, um eine stabile Flamme zu erzeugen[13] . Ist die verfügbare Verweilzeit in der Strömung geringer als diese Zeit hält die Flamme nicht. Diese Zeit ist eine chemische Eigenschaft und hängt von der Zusammensetzung des Gemisches und der durchschnittlichen Flammentemperatur ab. Da das Dampf-Brennstoff-Luft-Gemisch bei einem Betrieb nahe dem LBO ausreichend gemischt ist, wurde angenommen, dass die Flamme durch einen perfekt gerührten Reaktor (PSR) dargestellt werden kann. Die chemische Kinetik dieses PSR wurde mit dem Tool Cantera unter Verwendung des Reaktionsmechanismus GRI-3.0 modelliert. Für eine gegebene Betriebsbedingung wurden die Reaktanten in den PSR eingeleitet, und der Wärmeverlust wurde auf seine Wand übertragen. Die Verweilzeit des Reaktors wurde schrittweise verringert. Die Temperatur am Auslass des Reaktors nimmt zunächst ab und springt dann plötzlich auf den Wert am Einlass, was die Aussterbezeit markiert:

$$t_{ext} = (t_{res})_{min} \qquad (4.8)$$

Die Extinktionszeit wurde für verschiedene getestete Betriebspunkte berechnet. **Abbildung 45** zeigt die Auswirkungen des Wärmeverlusts auf die Extinktionszeit. Da die mittlere Temperatur, bei der das Gemisch reagiert, aufgrund von Wärmeverlusten abnimmt, verringert sich auch die Reaktivität und damit die Reaktionsgeschwindigkeit. Im Gegenzug erhöht sich die Aussterbezeit. Die Auswirkung des Wärmeverlustes ist jedoch marginal und spielt in den meisten der untersuchten Fälle keine nennenswerte Rolle, wie an der Gleichheitslinie zu erkennen ist.

Die Verweilzeit ist die Zeit, die in der Brennkammer zur Stabilisierung der Flamme zur Verfügung steht. Sie hängt von der Strömungsgeschwindigkeit, der Struktur des Strömungsfeldes und dem in der Brennkammer verfügbaren Platz ab. Das Vorhandensein einer inneren Rezirkulationszone (IRZ) und einer äußeren Rezirkulationszone (ORZ) in der Wirbelströmung erschwert die Abschätzung der Verweilzeit. Erschwerend kommt hinzu, dass in einer solchen Brennkammer ein hohes Maß an Turbulenz herrscht.

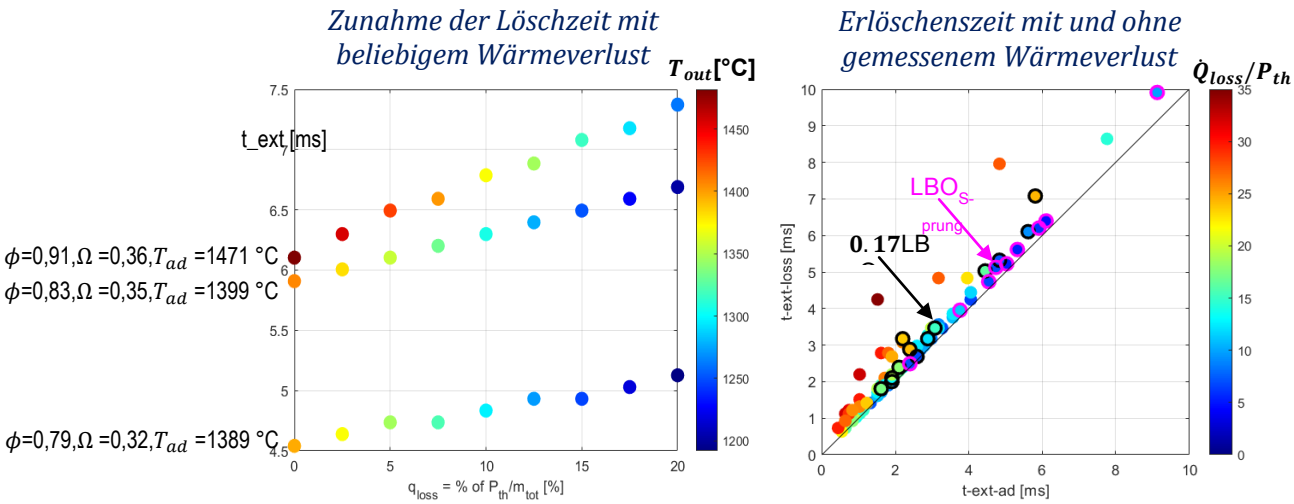


***Abbildung .45** : Auswirkung des Wärmeverlustes auf die Löschzeit*

In der Nähe der LBO-Bedingung ist die Verweilzeit jedoch per Definition gleich der Aussterbezeit:

$$(t_{res})_{LBO} = \frac{V_{res}}{\dot{V}_{LBO}} = t_{ext} \qquad (4.9)$$

Dabei ist $\dot{V}$ der volumetrische Durchfluss und V_{res} das Verweilvolumen. Es kann davon ausgegangen werden, dass das Verweilvolumen konstant bleibt, wenn wir Ω, und damit die Durchflussmenge, erhöhen, um uns dem LBO zu nähern. Dann kann das Verweilvolumen anhand der obigen Gleichung 4.9 geschätzt werden. Mit der Kenntnis dieses Volumens kann die Verweilzeit für eine gegebene Strömungsbedingung unter Verwendung der entsprechenden Durchflussrate $\dot{V}$ geschätzt werden. Es sei darauf hingewiesen, dass der Volumenstrom eine Funktion der Temperatur ist und bei der durchschnittlichen Flammentemperatur unter Verwendung der Einlass- und Auslasstemperaturen des Gemischs bestimmt wurde.

6. Ergebnisse

Die nachstehende **Abbildung 51** zeigt die Stabilitätskarten -$\phi\Omega$, die für die drei Brennergrößen mit einem einzigen Drallbrenner ermittelt wurden. Die thermische Leistung ist auf $P_{th} = 70$ kW festgelegt. Die Farben bezeichnen die aus dem Wärmeverlust geschätzte Brennkammeraustrittstemperatur für jeden Betriebspunkt. Erwartungsgemäß sinkt die adiabatische Flammentemperatur mit der Erhöhung von Ω oder der Verringerung von ϕ und damit auch der Wärmeverlust. Der Effekt der Abnahme der adiabatischen Temperatur überwiegt den Effekt der Abnahme des Wärmeverlustes. Somit sinkt auch die Brennkammeraustrittstemperatur. Bei einem gegebenen Äquivalenzverhältnis wird die LBO-Grenze durch Erhöhung vonΩ bis zum letzten stabilen Betriebspunkt erreicht, der durch den schwarzen Rand dargestellt wird.

Auf der rechten Seite der **Abbildung 5 .1** sind zum Vergleich nur die LBO-Punkte für die drei Brennergrößen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Brennkammergröße mit einem Flächenverhältnis von 16 im Vergleich zu den anderen beiden Größen die höchsten Werte von Ω erreicht. Das bedeutet, dass diese Brennkammergröße stabilere Flammen erzeugt, die unter feuchteren Bedingungen brennen können. Eine weitere Erhöhung des Flächenverhältnisses auf 36 senkt die Ω_{LBO} . Es gibt also ein optimales Flächenverhältnis in Bezug auf die Stabilität der mageren Flamme der Brennkammer.

Stabilitätskarten für drei Brennkammergrößen *Vergleich der LBO-Grenze*

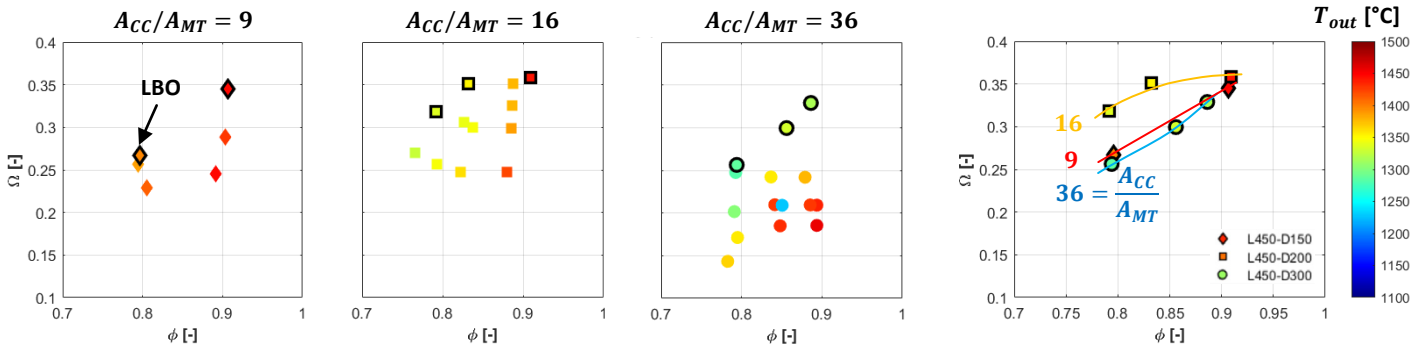


***Abbildung .51** : Stabilitätskarten mit der LBO-Grenze für drei Brennkammergrößen*

Bei Annäherung an den LBO kann die Entwicklung der Flammenform und -struktur beobachtet werden. ↱ **52** unten für den Doppelwirbler. In der oberen Reihe sind die sichtbaren Flammenbilder dargestellt, während die untere Reihe einige OH*-Chemilumineszenz-Bilder der Probe zeigt. Aus diesen Bildern geht klar hervor, dass die Flamme dunkler wird, wenn das Gemisch magerer und feuchter wird, das Flammenvolumen zunimmt und sich die Flamme zum stromabwärtigen Ende der Brennkammer hinbewegt. Ähnliche Tendenzen sind für die Flammen mit dem Single-Swirl-Brenner zu erwarten.

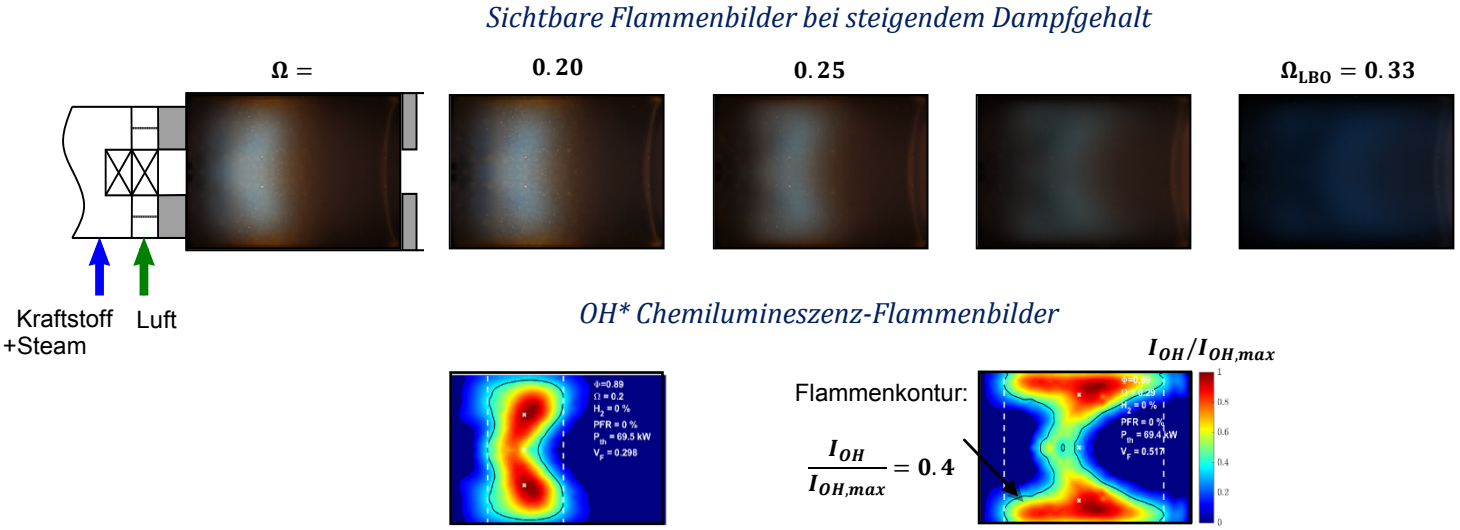


***Abbildung .52** : Entwicklung der Flammenstruktur bei Annäherung an den LBO*

Abbildung ↱ **53** unten zeigt das Strömungsfeld im Mischrohr und im ersten Drittel der Brennkammer für die drei Brennkammerflächenverhältnisse. Die Vektoren stellen das 2D-Geschwindigkeitsfeld in der axialen Ebene dar und sind durch den 2D-Geschwindigkeitswert skaliert. Die durchgezogenen schwarzen Linien kennzeichnen die Konturen für die axiale Geschwindigkeit Null. Innerhalb dieser Konturen fließt das Wasser in umgekehrter Richtung.

Das verwirbelte Strömungsfeld weist typische innere Rezirkulationszonen (IRZ) und äußere Rezirkulationszonen (ORZ) auf. Die IRZ ändert ihre Form erheblich, wenn das Verhältnis von Brennkammer- zu Brennerfläche von $A_{CC}/A_{MT} = 9$ auf 16 ansteigt. Die Größe der IRZ nimmt von $A_{CC}/A_{MT} = 16$ auf 36 zu, während die Form mehr oder weniger gleich bleibt. Die Größe der ORZ nimmt bei ähnlicher Form monoton mit dem Brennkammerdurchmesser zu.

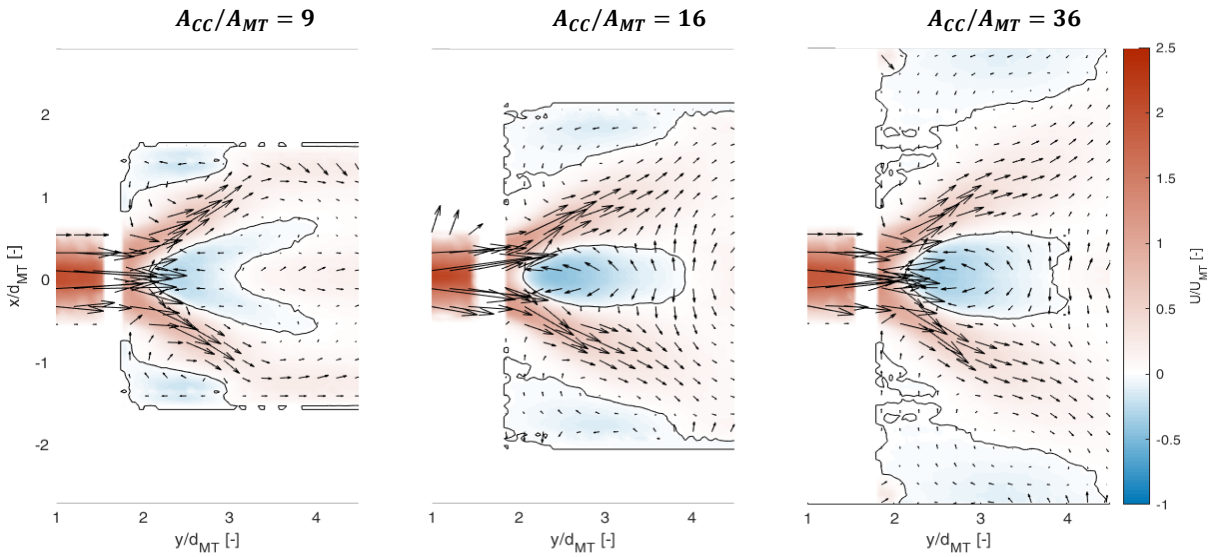


Abbildung .53 *: Geschwindigkeitsfeld der kalten Strömung für drei Brennkammergrößen (Farbe: Betrag der axialen Geschwindigkeit, Vektoren: 2D-Planar-Geschwindigkeit)*

Abbildung .54 unten zeigt die axialen Profile der Mittelliniengeschwindigkeit für die drei Brennkammergrößen. Interessant ist, dass die minimale axiale Mittelliniengeschwindigkeit innerhalb der IRZ auftritt. Außerdem wird der größte Betrag der negativen Geschwindigkeit für $A_{CC}/A_{MT} = 16$ beobachtet. Dies gilt auch für den Durchschnittswert der Axialgeschwindigkeit innerhalb der IRZ. Dies bedeutet, dass die Brennkammer $A_{CC}/A_{MT} = 16$ die stärkste innere Rezirkulationszone erzeugt. Daher bietet sie eine bessere Flammenstabilität. Die Größe der Rückströmgeschwindigkeit in der ORZ nimmt monoton mit dem Brennkammerdurchmesser zu und zeigt kein optimales Verhalten. Daher könnte das optimale Flächenverhältnis von $A_{CC}/A_{MT} = 16$ für die stabilste Verbrennung auf die Bildung der stärksten IRZ für diese Größe zurückgeführt werden. Es ist zu beachten, dass diese Merkmale der Doppeldrallverbrennung er Strömungsfeld und die optimale IRZ-Stärke auf den Fall der Einfachdrallverbrennung, bei dem die Brennkammergröße in den Verbrennungsexperimenten variiert wurde, übertragbar sein sollten.

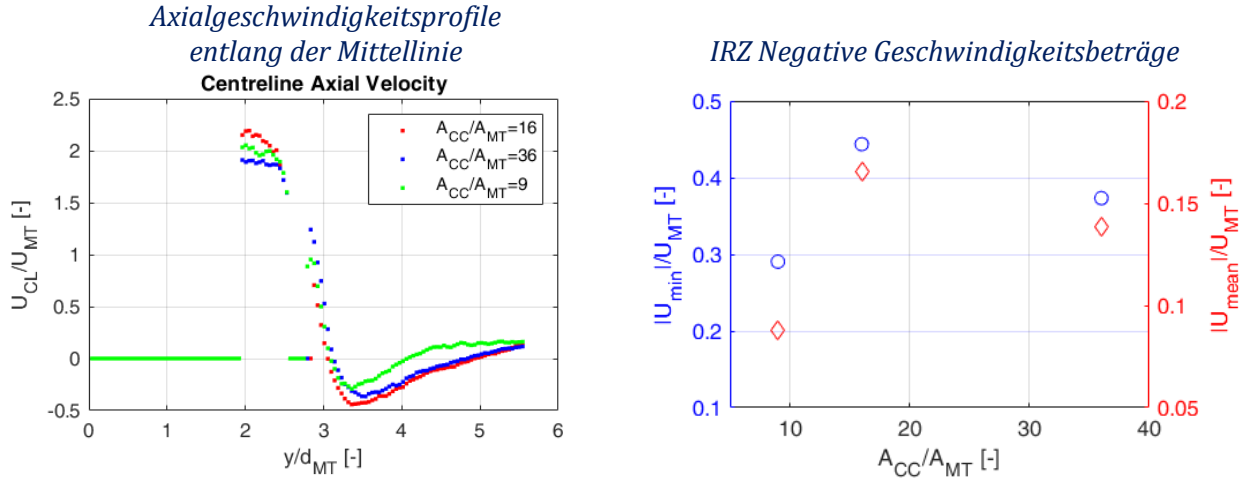


Abbildung .54 *: Veränderung der Axialgeschwindigkeit und Stärke der inneren Rezirkulationszone*

Auf der Grundlage des Cantera-PSR-Modells sind die Extinktionszeiten für verschiedene Betriebsbedingungen in **Abbildung 5** dargestellt.**5** unten. Die Markierungen sind nach der Brennkammeraustrittstemperatur eingefärbt.

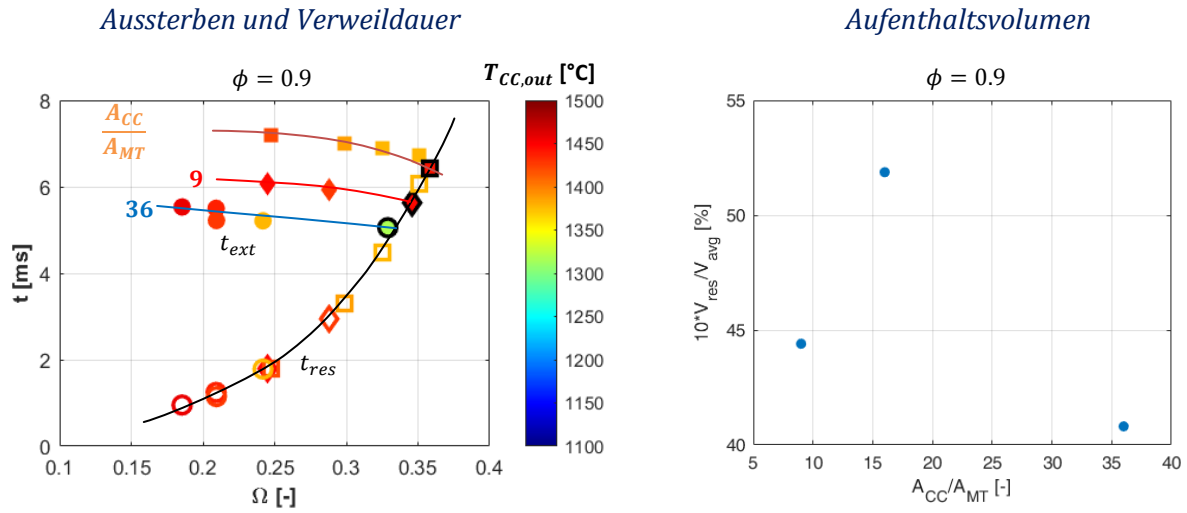


***Abbildung .55** : Entwicklung von Aussterbezeit, Verweilzeit und Verweilvolumen*

Wie bereits erwähnt, ist die Auswirkung des Wärmeverlusts und damit der Brennkammeraustrittstemperatur auf die Auslöschungszeit vernachlässigbar. Daher liegen alle nicht gefüllten Marker mehr oder weniger entlang einer parabelförmigen Kurve. Mit Hilfe von Gleichung 4.9 wurde das Verweilvolumen für jede Brennkammergröße berechnet und die Verweilzeit für jeden Betriebspunkt ermittelt. Diese werden durch die ausgefüllten Markierungen und die drei Kurven dargestellt, die auch durch die Brennkammeraustrittstemperatur eingefärbt sind. Es ist zu erkennen, dass sich der LBO für jede Brennkammergröße (Flächenverhältnis) durch eine Erhöhung der Ω nähert, wodurch sich die Auslöschungszeit erhöht und die Verweilzeit verkürzt. Es wird davon ausgegangen, dass das Verweilvolumen für jede Brennkammergröße fest ist, daher ist die Verringerung der Verweilzeit auf eine Erhöhung des Volumenstroms zurückzuführen. Beim LBO-Ereignis treffen sich die Kurven der Extinktions- und Verweilzeiten gemäß Gleichung 4.9. Die Grafik auf der rechten Seite zeigt das geschätzte Verweilvolumen für die drei Brennkammergrößen bei einem Äquivalenzverhältnis von 0,9. Das Volumen ist durch den Durchschnitt des Brennkammervolumens für die drei Größen normiert und mit dem Faktor 10 skaliert. Interessant ist, dass dieses Volumen ein ähnliches optimales Verhalten zeigt wie dasjenige, das durch die stärkste negative Geschwindigkeit in der IRZ dargestellt wird (siehe **Abbildung .54**).

Dies unterstützt die Argumentation, dass die höchste in der IRZ verfügbare negative Geschwindigkeit ein Maß für die Flammenstabilität in Bezug auf die Magergrenze ist. Das bedeutet, dass das in der Brennkammer verfügbare Verweilvolumen eine starke Funktion der Brennkammergröße und eine schwache Funktion der Betriebsbedingungen ist.

7. Schlussfolgerungen

In dieser Arbeit wird dargelegt, welche Rolle die Größe der Brennkammer oder das Flächenverhältnis der Schüttung für die statische Stabilität der Flamme spielt. Insbesondere ist erwähnenswert:

1. Es gibt ein optimales Flächenverhältnis, das die stabilste Flamme gegen LBO bietet.
2. Das optimale Verhalten lässt sich auf die Veränderung der Stärke der inneren Rezirkulationszone bei einer Änderung des Brennkammerdurchmessers, und damit des Flächenverhältnisses, zurückführen.
3. Die LBO-Grenze kann mit einer globalen chemischen Zeit und einer Fließverweilzeit modelliert werden.
4. Der Wärmeverlust durch die Brennkammerwand spielt auf der chemischen Zeitskala nur eine untergeordnete Rolle

Es wurden Tests mit gasförmigen Brennstoffen und mit Produktgas aus einem Vergaser auf dem Verbrennungsprüfstand in Stockholm durchgeführt, die die beim Test in Berlin (mit simulierten Gasen) beobachteten Trends bestätigten.

Die Vorhersagen des Verbrennungswerkzeugs wurden mit einigem Erfolg getestet und ermöglichen Vorhersagen für Druckbedingungen und Maschinenanwendungen. Die Vorhersagen für den Druck mit Dampf und Synthesegas müssen an einem Hochdruckprüfstand weiter validiert werden. Mit den aktuellen Ergebnissen der Prüfstände in Berlin und Stockholm zu Synthesegas und gasförmigen Brennstoffgemischen für den PACS-Brenner lässt sich ein breiter Betriebsbereich abschätzen, wie in Abb. 56 im ϕ–Ω-Diagramm dargestellt. Der am wenigsten reaktive Brennstoff ist Methan, das sogar trocken betrieben werden kann und früher als die anderen Beispielbrennstoffe ausbläst. Synthesegasgemische enthalten Wasserstoff, der zur Verhinderung von Rückzündungen eine gewisse Verdünnung mit Dampf erfordert, und die Ausblasgrenze in Richtung weniger reaktiver Bedingungen im feuchten Bereich verschiebt. Der reaktivste Brennstoff ist Wasserstoff, wie in einem anderen Projekt getestet. Wasserstoff hat das höchste Risiko für Rückzündungen und ist sehr schwer auszublasen.

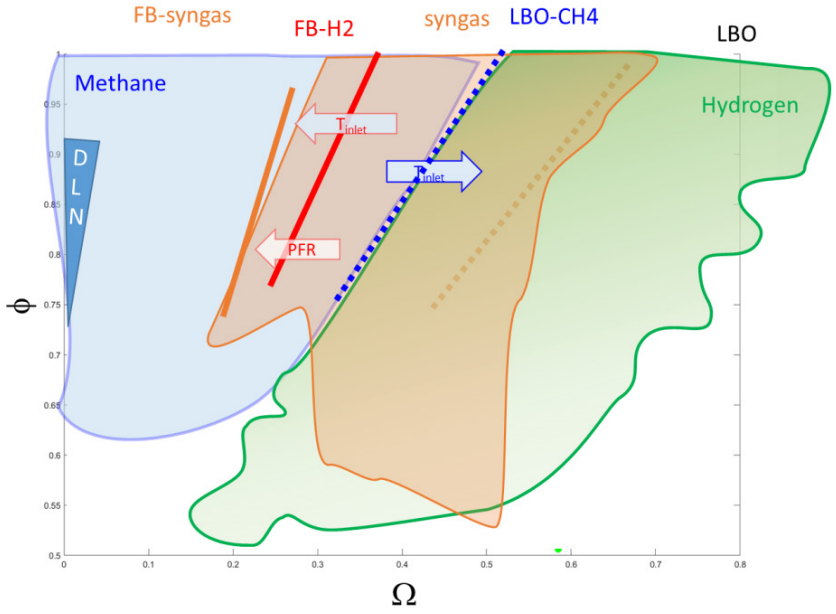


Abb. 56 *Schematischer Betriebsbereich für verschiedene Brennstoffe des PACS-Brenners bei p=10 bar*

8. Referenzen

[1] Phoenix, "Die Top-Cycle-Gasturbine", Phoenix BioPower, [Online]. Verfügbar unter: https://phoenixbiopower.com/the-top-cycle-gas-turbine.

[2] J. M. Beér und N. A. Chigier, Combustion Aerodynamics, London: Applied Science, 1972.

[3] Q. Zhang, N. D. R. und T. Lieuwen, "Characterization of Fuel Composition Effects in H2/CO/CH4 Mixtures Upon Lean Blowout", *ASME. J. Eng. Gas Turbines Power,* vol. 129, no. 3, p. 688-694, 2007.

[4] G. Sturgess, "Combustor LBO Design Model Evaluation", UTC, Florida, USA, 1995.

[5] J. P. Longwell, E. E. Frost und M. A. Weiss, "Flame Stability in Bluff Body Recirculation Zones", *Industrial & Engineering Chemistry,* S. 1629-1633, 1953.

[6] A. H. Lefebvre, "Fuel Effects on Gas Turbine Combustion-Ignition, Stability, and Combustion Efficiency," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power,* vol. 107, no. 1, pp. 24-37, 1985.

[7] F. Xie, Y. Huang, B. Hu und F. Wang, "Improved Semiempirical Correlation to Predict Lean Blowout Limits for Gas Turbine Combustors," *Journal of Propoulsion & Power,* vol. 28, no. 1, 2012.

[8] E. Zukoski und F. E. Marble, "Experiments concerning the mechanism of flame blowoff from bluff bodies", *Caltech Library,* 1983.

[9] S. Plee und A. Mellor, "Characteristic time correlation for lean blowoff of bluff-body-stabilized flames", *Combustion and Flame,* Bd. 35, S. 61-80, 1979.

[10] S. Hoffmann, P. Habisreuther und B. Lenze, "Development and assessment of correlations for predicting stability limits of swirling flames," *Chemical Engineering and Processing,* vol. 33, no. 5, pp. 393-400, 1994.

[11] I. Glassman und R. A. Yetter, Verbrennung, Kalifornien: Elsevier, 2008.

[12] V. D. Ingenieure, VDI-Wärmeatlas, Heidelberg: Springer-Verlag, 2010.

[13] J. Blouch, H. Li, M. Mueller und R. Hook, "Fuel Flexibility in LM2500 and LM6000 Dry Low Emission Engines", *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power,* vol. 134, no. 5, p. 051503, 2012.

[14] J. Schreiber, E. M. Nanos, F. Campagnolo und C. Bottasso, "Verification and Calibration of a Reduced Order Wind Farm Model by Wind Tunnel Experiments", *Journal of Physics,* 2017.

[15] B. Andresen, "Wake Behind a Wind Turbine Operating in Yaw - MSc Thesis", Norwegian University of Science & Technology, 2013.

[16] S. Lei und H. Yong, "An Overview of Methodologies to Predict Lean Blowout Limits for Gas Turbine Combustors," *16th International Bhurban Conference on Applied Sciences and Technology (IBCAST),* S. 709-718, 2019.

[17] L. SUN, Y. HUANG, X. WANG, Z. ZHENG und R. WANG, "Hybrid method based on flame volume concept for lean blowout limits prediction of aero engine combustors," *Chinese Journal of Aeronautics,* vol. 34, no. 5, pp. 425-437, 2021.

[18] M. Zellhuber, L. T. W. Chong, T. Komarek und W. Polifke, "Model for the Description of Strain and Heat Loss Influence on Turbulent Shear Layer Combustion in the Vicinity of Non-Adiabatic Combustor Walls," in *International Workshop on Near-Wall Reactive Flows*, 2010.