

Technische Universität München
Institut für Energietechnik

Lehrstuhl für Thermodynamik

Konzept zur vorgemischten Verbrennung wasserstoffhaltiger Brennstoffe in Gasturbinen

Christoph Mayer

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der
Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades
eines

DOKTOR – INGENIEURS

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Mirko Hornung

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Sattelmayer

2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Rudolf Schilling (i.R.)

Die Dissertation wurde am 9.5.2012 bei der Technischen Universität München eingereicht
und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 19.7.2012 angenommen.

Für Carolin

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand am Lehrstuhl für Thermodynamik der Technischen Universität München während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent. Sie wurde von der Firma Alstom Power und dem deutschen Forschungsverbund AG-Turbo gefördert.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Professor Dr.-Ing. Thomas Sattelmayer, für die Betreuung der Arbeit und die Übernahme des Hauptreferats. Ebenso möchte ich mich bei ihm für das in mich gesetzte Vertrauen, die mir gewährten wissenschaftlichen Freiräume und die wertvollen Impulse während meiner Zeit am Lehrstuhl bedanken.

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Rudolf Schilling danke ich für die freundliche Übernahme des Koreferats und Prof. Dr.-Ing. Mirko Hornung für die Übernahme des Vorsitzes bei der mündlichen Prüfung.

Prof. Wolfgang Polifke Ph.D. (CCNY) spreche ich meinen Dank für die gute Zusammenarbeit bei der Betreuung der Vorlesung „Wärme- und Stoffübertragung“ aus.

Für die freundschaftliche Zusammenarbeit möchte ich mich bei allen Mitarbeitern des Lehrstuhls, inklusive denen der Werkstätten und des Sekretariats, herzlich bedanken. Mein besonderer Dank gilt dabei Dr.-Ing. Janine Sangl, mit der ich das der Arbeit zugrunde liegende Projekt bearbeitet habe und Oberingenieur Dr.-Ing. Christoph Hirsch für seine Anregungen bei vielfältigen wissenschaftlichen Fragestellungen. Dem Industriepartner Alstom Power und den für dieses Projekt zuständigen Mitarbeitern sei ebenfalls für die gute Zusammenarbeit gedankt. Ausdrücklich danken möchte ich Martin Hauser, Dr.-Ing. Christian Eichler und Joachim Schwing, die mich im Laufe der Arbeit bei Prüfstandsumbauten und experimentellen Versuchsreihen mit Werkzeugen, Material, aber auch guten Ideen unterstützt haben. Dankbar bin auch meinem Vorgänger bei der Betreuung der Lehrveranstaltung „Wärme- und Stoffübertragung“ Dr.-Ing. Thomas Steinhilber für seine Hilfe bei der Übernahme der Lehraufgabe und meinem Nachfolger Lorenz Böck für den reibungslosen Übergang. Letzterem danke ich zudem für seinen sehr engagierten Einsatz während seiner studentischen Arbeiten bei mir am Prüfstand und auch für seine Hilfe bei der Durchsicht meiner Arbeit. Für ihre Freundschaft sei den

Herren Martin Hauser, Tobias Holzinger, Klaus Mösl, René Quist und Stephan Parzinger stellvertretend für viele andere an dieser Stelle gedankt.

Im Laufe der Arbeit haben viele Studenten durch engagierten Einsatz beim Auf- und Umbau des Prüfstands, bei Messkampagnen oder bei der Versuchsauswertung zum Gelingen des Projektes beigetragen. Ihnen gilt meine besondere Anerkennung für diesen Einsatz, der oft weit über meine Erwartungen hinausging.

Meiner Familie und vor allem meinen Eltern danke ich für ihre Unterstützung und den bedingungslosen Rückhalt während meiner gesamten Ausbildung. Ohne diese Grundlage wäre diese Arbeit nicht möglich gewesen.

Die wichtigste Stütze während meiner Arbeit war meine Frau Carolin. Durch ihre ausdauernde Geduld und Unterstützung hat sie maßgeblich zum erfolgreichen Abschluss der Arbeit beigetragen, wofür ich ihr von Herzen danke.

München, im Juli 2012

Christoph Mayer

Kurzfassung

Erhöhte Brennstoffflexibilität ist eine der Hauptanforderungen an zukünftige Gasturbinen und deren Verbrennungssysteme. Die Brennstoffpalette reicht dabei vom wenig reaktiven Erdgas bis zu hochreaktiven wasserstoffhaltigen Brennstoffen. Ziel des Projektes, in dessen Rahmen diese Arbeit entstand, war es, einen solchen Brenner zu entwickeln. Als Randbedingung gilt es vorge-mischten Betrieb und aerodynamische Flammenstabilisierung zu gewährleisten. Der Fokus dieser Arbeit liegt dabei auf der Charakterisierung und Optimierung der Betriebssicherheit, wobei die Mischungs- und Schadstoffeigenschaften des Brenners ebenfalls berücksichtigt werden. Es gelingt einen Brenner mit Brennstoffeindüsung zu entwickeln, der bei atmosphärischem Druck sowohl die geforderten Emissionsgrenzen weit unterschreitet als auch bei Verbrennung reinen Wasserstoffs bezüglich Rückschlagssicherheit dem theoretisch erreichbaren Maximum sehr nahe kommt. Flammenrückschläge durch verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzen oder aufgrund Flammenpropagation durch die Wandgrenzschicht werden vermieden. Rückschlag tritt nur dann auf, wenn die Strömungsgeschwindigkeit die Flammengeschwindigkeit lokal unterschreitet.

Abstract

One of the main challenges for future gas turbines and their combustion systems is to provide fuel flexibility. The fuel range is expected to reach from the lowly reactive natural gas to highly reactive hydrogen-containing syngases. The objective of the project in which this work was pursued is to develop such a combustion system. The burner has to ensure premixed operation with an aerodynamically stabilized flame. The focus of this work is on characterizing and optimizing the operational safety of the system, but also on ensuring sufficient mixing and low emissions. A burner and fuel injection design is achieved that leads not only to emissions far below the permissible values, but also to flashback safety for hydrogen combustion that comes close to the theoretically achievable maximum at atmospheric pressure conditions. In this design flashback due to combustion-induced vortex breakdown and wall boundary layer flashback is avoided. Flashback only takes place when the flow velocity reaches the flame velocity.

Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	xvii
Tabellenverzeichnis	xix
Symbolverzeichnis	xxi
1 Einleitung	1
1.1 Projekthintergrund und Ziel der Arbeit	3
1.2 Struktur der Arbeit	3
2 Grundlagen und Stand der Technik	5
2.1 Stand der Technik	5
2.1.1 Stabilisierung von Flammen bei vorgemischter Strömung	6
2.1.2 Herausforderungen der Synthesegasverbrennung	7
2.1.3 Entwicklungsrelevante Erdgasvormischbrenner	16
2.2 Turbulente Drallströmungen und deren Wirbeldynamik	20
2.2.1 Grundlagen turbulenter Strömungen	21
2.2.2 Drallzahl und Wirbelarten	22
2.2.3 Wirbelstärke	24
2.2.4 Die Wirbeltransportgleichung	25
2.2.5 Beschreibung des Wirbelaufplatzens	28
2.3 Flammenrückschläge in vorgemischten Systemen	31
2.3.1 Turbulentes Rückbrennen gegen die Kernströmung	31
2.3.2 Flammenrückschlag bei Verbrennungsinstabilitäten	31
2.3.3 Verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzen (CIVB)	32
2.3.4 Flammenrückschlag durch die Wandgrenzschicht (WRS)	36
2.4 Entstehung von Stickoxiden	42
2.5 Auslegungskriterien und Strömungsführung	43
2.5.1 Auslegungsparameter und -kriterien für das Brennkonzept	44
2.5.2 Resultierende Randbedingungen zur Strömungsführung	46

3 Brennergeometrie und Versuchsanlage	49
3.1 Beschreibung der Brennergeometrie	49
3.1.1 Drallerzeuger	50
3.1.2 Mischrohr	57
3.1.3 Übergang zur Brennkammer	60
3.2 Beschreibung des Prüfstands	61
3.3 Beschreibung der Versuchsabläufe	64
4 Messtechnik	67
4.1 Messung der OH [*] -Chemilumineszenz	67
4.2 Messung der Strömungsgeschwindigkeiten	70
4.2.1 Messprinzip	70
4.2.2 Messaufbau	72
4.2.3 Kopplung von HS-PIV-System und bildverstärkter Kamera	74
4.3 Messung mittels Ionisationssensoren	75
4.4 Abgasanalyse	76
4.4.1 Bestimmung der Luftzahl	77
4.4.2 Bestimmung der NO _x -Konzentration	78
5 Beschreibung des Brennerverhaltens im stationären Betrieb	81
5.1 Auswahl und Charakterisierung der Erdgaskonfiguration	81
5.1.1 Auswahl der Erdgaskonfiguration	81
5.1.2 Charakterisierung der Erdgaskonfiguration	85
5.2 Beschreibung des Strömungsfelds ohne Verbrennung	89
5.2.1 Selbstähnlichkeit der Strömung	89
5.2.2 Einfluss der Kopfluft auf das isotherme Strömungsfeld . .	91
5.2.3 Einfluss des Diffusors auf das isotherme Strömungsfeld .	93
5.2.4 Vergleich der isothermen PIV-Ergebnisse mit den Wasser-	
kanalversuchen	95
5.3 Einfluss der Wasserstoffverbrennung auf das Strömungsfeld . .	96
5.3.1 Charakterisierung der Konfiguration K4 ohne Diffusor . .	96
5.3.2 Charakterisierung der Konfiguration K4 mit Diffusor . . .	100
5.4 Zwischenfazit	101
6 Beschreibung des Rückschlagverhaltens	103
6.1 Konfiguration K4 ohne Diffusor	104
6.1.1 Rückschlagsmechanismus	104
6.1.2 Rückschlagsdaten und Modellvergleich	108

6.2	Konfiguration <i>K4</i> mit Diffusor	109
6.2.1	Rückschlagsmechanismus	109
6.2.2	Rückschlagsdaten und Modellvergleich	116
6.3	Einfluss der Kopfluft auf die Rückschlagscharakteristik	119
6.3.1	Konfiguration mit Diffusor	119
6.3.2	Konfiguration ohne Diffusor	120
6.4	Vergleich der Rückschlagsdaten und Rückschlüsse	121
6.5	Zwischenfazit	123
7	Optimierung des Mischungsprofils	125
7.1	Axiale Brennstoffeindüsung	125
7.1.1	Mischung und NO _x -Modellierung	127
7.1.2	Emissionsmessungen und NO _x -Vergleich	129
7.1.3	Rückschlagsmessungen	131
7.1.4	Zwischenfazit	136
7.2	Schlitzhinterkanteneindüsung	137
7.2.1	Verschließen der Brennstoffbohrungen	138
7.2.2	Messergebnisse	139
7.2.3	Zwischenfazit	142
7.3	Sekundärlufteindüsung in die Wandgrenzschicht	143
7.3.1	Versuchsaufbau und Ergebnisse	143
7.3.2	Zwischenfazit	150
7.4	Kombination aus Sekundärluft- und optimierter Schlitzhinter- kanteneindüsung	151
7.4.1	Ein Sekundärlufteindüsungsschlitz	151
7.4.2	Zwei Sekundärlufteindüsungsschlitze	152
7.4.3	Zwischenfazit	156
8	Zusammenfassung	159
	Anhang	163
A	Ionisationssignal bei Rückschlag durch die Wandgrenzschicht	165
B	Einfluss des Querschnittsprungs	166
	Verzeichnis betreuter Studienarbeiten	167
	Literaturverzeichnis	169

Abbildungsverzeichnis

2.1	Laminare Flammgeschwindigkeiten (Premix - GRI3.0 [96]). . .	10
2.2	Links: Schematische Darstellung zur laminaren- / Rechts: Schematische Darstellung zur turbulenten Flammgeschwindigkeit.	11
2.3	Vergleich des Siemens-Hybrid- (oben) und Synthesegasbrenners (unten) [46].	13
2.4	Beschreibung des MNQC-Synthesegasbrenners (GE) [51].	14
2.5	Beschreibung des EV-Synthesegasbrenners (Alstom) [69].	15
2.6	Beschreibung des EV-Brenners [22, 69].	17
2.7	Beschreibung des AEV-Brenners [48].	18
2.8	Beschreibung des TD ₁ -Brenners [14].	20
2.9	Beschreibung der Wirbelformen anhand tangentialer Geschwindigkeitsverläufe [85, 95].	23
2.10	Einfluss eines Ringwirbels mit positiver azimuthaler Wirbelstärke auf die axiale Geschwindigkeitskomponente [14].	25
2.11	Entstehung des baroklinen Drehmoments.	27
2.12	Einfluss einer Luftzahlabenkung $\lambda=1.5 \rightarrow 1.2$ auf die Terme der Wirbeltransportgleichung [56].	30
2.13	Prinzipdarstellung zu CIVB bei mäßiger Turbulenz [61].	35
2.14	Prinzipdarstellung zum WRS nach dem Gradientenmodell [25, 70].	37
2.15	Prinzipdarstellung zum WRS nach Eichler [25].	38
2.16	Prinzipdarstellung zum WRS bei großem Flächensprung [25]. . .	40
2.17	Einfluss des Flächensprungs auf kritische Geschwindigkeitsgradienten [25].	41
3.1	Einströmschema bei neuer Geometrie und AEV-Brenner [85]. . .	50
3.2	Darstellung der Drallerzeugergeometrie.	51
3.3	Axial- und Tangentialgeschwindigkeitsprofile für verschiedene Verhältnisse aus Axial- und Schlitzmassenstrom an verschiedenen Positionen im Mischrohr [85].	53

3.4	Brennerelemente.	54
3.5	Brennstoffeindüsung an den vier Schlitzhinterkanten.	55
3.6	Darstellung der axialen Brennstoffeindüsung.	57
3.7	Schnittdarstellung durch den Brenner.	59
3.8	Schnittdarstellung durch einen Schlitz.	59
3.9	Aufbau mit und ohne Diffusor.	60
3.10	Schematische Darstellung der Versuchsanlage.	62
3.11	Beschreibung des Versuchsablaufs.	65
4.1	Spektrale Verteilung der emittierten Chemilumineszenz einer atmosphärischen Methanflamme [67].	68
4.2	Spektrale Verteilung der emittierten Chemilumineszenz einer atmosphärischen Wasserstoffflamme [67].	69
4.3	Vergleich von tiefenintegriertem und Abel-transformiertem Bild.	70
4.4	Partikelverschiebung Δx im Intervall Δt	71
4.5	Messaufbau für die Particle Image Velocimetry (PIV).	72
4.6	Triggerschema für Laser und Kamera.	73
4.7	Triggerschema zur Kopplung von APX I ² , PIV-Laser und SA5.	74
4.8	Aufbau eines Ionisationsdetektors.	75
4.9	Implementierung der Ionisationsdetektoren am Prüfstand.	76
5.1	WV-Geschwindigkeitsprofile am Brenneraustritt bei Variation der Kopfluft.	82
5.2	WV-Geschwindigkeitsprofile am Brenneraustritt bei Variation der Schlitzbreite b_{1-5}	83
5.3	Entabelle OH*-Chemilumineszenz der verschiedenen Erdgaskonfigurationen K_{1-4}	84
5.4	Entabelle OH*-Chemilumineszenz von K_4 mit und ohne Diffusor.	85
5.5	Entabelle OH*-Chemilumineszenz der drei Eindüsungskonfigurationen.	86
5.6	Mischungsprofile am Brenneraustritt aus Wasserkanalversuchen für verschiedene Eindüsungskonfigurationen [86].	86
5.7	Schlitzhinterkanteneindüsung im Drallerzeuger.	87
5.8	NO _x -Emissionen für verschiedene Eindüsungsorten (CH ₄).	89
5.9	Axialgeschwindigkeitsfelder bei verschiedenen Durchsätzen (Konfiguration K_4).	90
5.10	Axialgeschwindigkeitsprofile für verschiedene Durchsätze.	90
5.11	Axialgeschwindigkeitsfelder bei Variation der Kopfluft.	92

5.12	Axialgeschwindigkeitsprofile bei Variation der Kopfluft.	92
5.13	Axialgeschwindigkeitsfelder der Konfiguration <i>K4</i> mit und ohne Diffusor.	94
5.14	Axialgeschwindigkeitsprofile der Konfiguraiton <i>K4</i> mit und ohne Diffusor.	94
5.15	Vergleich der Axialgeschwindigkeitsprofile von Wasserkanal- und Verbrennungsversuchen der Konfiguration <i>K4</i> ohne Diffusor.	95
5.16	Axialgeschwindigkeit und OH [*] -Chemilumineszenz mit bzw. ohne Verbrennung bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüsungskonfigurationen (<i>K4</i> ohne Diffusor). . . .	97
5.17	Axialgeschwindigkeitsprofile mit bzw. ohne Verbrennung bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüsungskonfigurationen (<i>K4</i> ohne Diffusor).	98
5.18	NO _x -Emissionen für verschiedene Eindüsungsarten (H ₂).	99
5.19	Axialgeschwindigkeit und OH [*] -Chemilumineszenz mit bzw. ohne Verbrennung bei verschiedenen Massenströmen und BS-Eindüsungskonfigurationen (<i>K4</i> mit Diffusor).	100
5.20	Axialgeschwindigkeitsprofile mit bzw. ohne Verbrennung, bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüsungskonfigurationen (<i>K4</i> mit Diffusor).	101
6.1	Beschreibung des Auswertevorgangs zur Generierung der instationären Daten während eines Rückschlags.	103
6.2	OH [*] -Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration <i>K4</i> ohne Diffusor.	105
6.3	Radiale Axialgeschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen im Mischrohr bei stationärem, kalten Betrieb (<i>K4</i>).	106
6.4	OH [*] -Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration <i>K4</i> ohne Diffusor.	107
6.5	Rückschlagsdaten und Rückschlagsmodell der Konfiguration <i>K4</i> extern und technisch vorgemischt [75].	108
6.6	Instantane Mie-Streuung, gemittelte Axialgeschwindigkeitsfelder und gemittelt entabelte OH [*] -Chemilumineszenzaufnahmen vor und nach dem Umschlag.	110

6.7	OH [*] -Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration <i>K3</i> ohne Diffusor.	111
6.8	OH [*] -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) während eines Rückschlags durch die Wandgrenzschicht (<i>K4</i> ohne Diffusor).	112
6.9	Ionisationsdetektorsignale der vier Sensorreihen.	114
6.10	Flammenpropagationsgeschwindigkeiten im Mischrohr.	115
6.11	Kritische Wandgeschwindigkeitsgradienten bei Rückschlag für <i>K4</i> mit Diffusor, extern und technisch vorgemischt und Rohrbrennerdaten aus Literatur [26, 54].	117
6.12	Rückschlagsdaten für Konfiguration <i>K4</i> mit Diffusor, extern und technisch vorgemischt und Trendlinie der Literaturdaten.	118
6.13	Rückschlagsdaten für Konfigurationen <i>K4</i> ($A_f=51\%$), <i>K3</i> ($A_f=63\%$) und Konfiguration ohne Lochblech ($A_f=100\%$) mit Diffusor und Trendlinie der Literaturdaten.	119
6.14	OH [*] -Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration <i>K3</i> ohne Diffusor.	120
6.15	Gesamtvergleich der Rückschlagsdaten für Konfigurationen <i>K4</i> und <i>K3</i> mit bzw. ohne Diffusor, dazu WRS-Trendlinie, Modell nach Konle, laminare Flammengeschwindigkeit und Betriebsfenster einer GT (ext. vorgemischt).	121
6.16	Schema zur Auswahl des axialen Öffnungsverhältnisses.	122
7.1	Zusammenfassung der Einzelschritte zur NO _x -Modellierung.	128
7.2	Einteilung des Brenneraustritts in fünf Bereiche mit bekannter zeitlicher PDF aus Wasserkanalversuchen.	129
7.3	Vergleich der am Verbrennungsprüfstand gemessenen Emissionsdaten und der aus den Wasserkanal-Mischungs-PDF errechneten NO _x -Werte.	131
7.4	Vergleich der Rückschlagsdaten bei unterschiedlichen Axialimpulsen und Eindüsungsverhältnissen.	132
7.5	OH [*] -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) während eines Rückschlags mit Düse <i>D3</i> (<i>K4</i> ohne Dif).	133
7.6	OH [*] -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) bei unterschiedlichen Düsen und Eindüsungsverhältnissen.	134

7.7	Vergleich der NO_x -Emissionen bei unterschiedlichen Axialimpulsen und Eindüsungsverhältnissen.	135
7.8	Drallerzeuger mit und ohne verschlossene BS-bohrungen. . . .	138
7.9	Rückschlagsdaten unterschiedlicher HK-Eindüskonfigurationen bei verschiedenen Luftmassenströmen.	139
7.10	OH^* -Chemilumineszenz bei verschiedenen Eindüsungsanordnungen im stationären Betrieb.	141
7.11	Aufbau der Versuchsanordnung mit einem Eindüsungsschlitz. .	143
7.12	Kritische Luftzahlen bei unterschiedlichen Sekundärluft- und Hauptmassenströmen.	144
7.13	OH^* -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) bei Rückschlag und 2% Sekundärlufteindüsung.	145
7.14	Rückschlag bei 4% Sekundärlufteindüsung ($A_f=100\%$).	147
7.15	Einfluss der Sekundärluft auf OH^* - und Ionensignal ($K4$ mit Diffusor).	148
7.16	OH^* -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) bei Rückschlag und 4% Sekundärlufteindüsung ($K4$ mit Diffusor).	149
7.17	Rückschlagsdaten bei abgemagertem Kern und Lufteindüsung im Wandbereich.	151
7.18	Vergleich von Ein- und Zweischlitzeindüsung.	153
7.19	OH^* -Chemilumineszenz während eines Umschlags.	153
7.20	Rückschlagsdaten bei abgemagertem Kern und Lufteindüsung entlang von zwei Schlitzen im Wandbereich.	154
7.21	Entdimensioniertes Geschwindigkeitsprofil am Austritt vor und nach dem Umschlag und laminare Flammengeschwindigkeit. .	155
7.22	Gesamtvergleich der Rückschlagsdaten für die Konfigurationen $K4$ und $K3$ mit und ohne Diffusor, dazu WRS-Trendlinie, Modell nach Konle, laminare Flammengeschwindigkeit, Betriebsfenster einer GT und Rückschlagsdaten bei optimierter Brennstoffversorgung und Sekundärlufteindüsung.	157
A.1	Video der Ionisationsdetektormessung bei WRS.	165
B.1	Vergleich der Rückschlagsdaten bei zwei verschiedenen Querschnittsprüngen am Brenneraustritt ($K4$ ohne Diffusor).	166

Tabellenverzeichnis

2.1	Bandbreite der Zusammensetzung von Erd- und Synthesegasen [87].	8
2.2	Eigenschaften der Brennstoffe und ihrer Komponenten [85]. . .	9
3.1	Wählbare Schlitzbreiten am Verbrennungsprüfstand.	54
5.1	Verschiedene Erdgaskonfigurationen und deren Betriebsparameter.	83
7.1	Konfigurationen am Wasserkanal, deren Pendant am Verbrennungsprüfstand untersucht wurde [85].	126
7.2	Impulsvergleich der Hinterkanteneindüsung am Wasserkanal (WV) und Verbrennungsversuch(VV).	127
7.3	Impulsverhältnisse der eingesetzten axialen Brennstoffdüsen. .	132
7.4	Getestete HK-Brennstoffeindüsungskonfigurationen.	139
B.1	Verzeichnis betreuter Studienarbeiten.	167

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

a	Sauerstoffkoeffizient	–
A_f	Axiales Öffnungsverhältnis	–
A_{Fl}	Flammenoberfläche	m^2
A^*	Querschnittsfläche	m^2
A_{VV}	Plenumsquerschnittsfläche im Verbrennungsversuch	m^2
A_{WV}	Plenumsquerschnittsfläche im Wasserkanalversuch	m^2
b	Schlitzbreite	m
c	Konzentration (z.B. Uranin in Wasser)	$g L^{-1}$
c_m	Mittlere Konzentration	$g L^{-1}$
C_b	Modellkonstante	–
C'_b	Modellkonstante	–
C_{quench}	Modellkonstante	–
\dot{D}	Drehimpulsstrom	N
D	Mischrohraustrittsdurchmesser	m
D_a	Außendurchmesser der Brennstoffdüse	m
D_{ax}	Durchmesser des axialen Lufteinlasses	m
D_i	Innendurchmesser der Brennstoffdüse	m
d_{SL}	Breite des Sekundärlufteindüsungsschlitzes	m
g	Wandgeschwindigkeitsgradient	1/s
g_k	Kritischer Wandgeschwindigkeitsgradient	1/s
g_k^p	Druckkorrigierter Wandgeschwindigkeitsgradient	1/s
g_k^T	Temperaturkorrigierter Wandgeschwindigkeitsgrad.	1/s
H_u	Unterer Heizwert	MJ/m_N^3
\dot{I}	Axialimpulsstrom	N
I	Intensität	–
I_m	Maximale Intensität	–
K	Wert der konstanten Zirkulation	$m^2 s^{-1}$

L_t	Integrales Längenmaß	m
\dot{m}	Massenstrom	kg s ⁻¹
$\dot{m}_{ax,BS}$	Axialer Brennstoffmassenstrom	kg s ⁻¹
$\dot{m}_{ges,BS}$	Gesamter Brennstoffmassenstrom	kg s ⁻¹
\dot{m}_{SL}	Sekundärluftmassenstrom	kg s ⁻¹
p	Druck	Pa
p_1	Druck im Brenner	Pa
p_{exp}	Brennkammerdruck während des Experiments	Pa
p_f	Flammenrückdruck	Pa
p_{ref}	Referenzdruck	Pa
p_∞	Umgebungsdruck	Pa
\dot{q}	Wärmestromdichte	W m ⁻²
R	Austrittsradius	m
r_{WK}	Wirbelkernradius	m
S	Drallzahl	–
S_f	Flammengeschwindigkeit	m s ⁻¹
S_l	Laminare Flammengeschwindigkeit	m s ⁻¹
S_t	Turbulente Flammengeschwindigkeit	m s ⁻¹
S_u	Axiale Flammenpropagationsgeschwindigkeit	m s ⁻¹
S_w	Azimutale Flammenpropagationsgeschwindigkeit	m s ⁻¹
t	Zeit	s
T	Temperatur	K
T_{ad}	Adiabate Flammentemperatur	K
T_{ref}	Referenztemperatur	K
T_u	Turbulenzgrad	–
T_∞	Umgebungstemperatur	K
T_{vor}	Vorheiztemperatur	K
T_w	Wandtemperatur	K
\vec{u}	Geschwindigkeitsvektor	m s ⁻¹
u, v, w	Geschwindigkeitskomponenten in Zylinderkoord.	m s ⁻¹
u'	Axiale Schwankungsgeschwindigkeit	m s ⁻¹
u_b	Mittlere axiale Strömungsgeschwindigkeit	m s ⁻¹
u_{irr}	Drehungsfreie Geschwindigkeitskomponente	m s ⁻¹
\bar{u}	Reynoldsgemittelte Strömungsgeschwindigkeit	m s ⁻¹
\bar{u}_{Luft}	Axiale Strömungsgeschwindigkeit der Luft am Austritt	m s ⁻¹
u_{rot}	Drehungsbehaftete Geschwindigkeitskomponente	m s ⁻¹
u_∞	Hauptströmungsgeschwindigkeit	m s ⁻¹

\dot{V}_{ax}	Axialer Volumenstrom	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$
\dot{V}_{BS}	Brennstoff-Volumenstrom	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$
\dot{V}_{ges}	Gesamter Volumenstrom	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$
W	Wobbeindex	MJ/m_N^3
X	Stoffmengenanteil	–
Δx_{krit}	Kritischer Abstand	m
x, r, ϕ	Zylindrische Koordinaten	m
x, y, z	Kartesische Koordinaten	m

Griechische Symbole

α	Winkel	°
α_{SL}	Winkel des Sekundärlufteindüsungsschlitzes	°
β	Winkel der Brennstoffbohrungen	°
β_{ax}	Axialer Massenstromanteil am Drallerzeuger aus WV	–
δ_f	Flammendicke	m
δ_q	Quenchabstand	m
δ_r	Dicke der Rückströmzone	m
η	Dynamische Viskosität	N s m^{-2}
ζ	Druckverlustbeiwert	–
Γ	Zirkulation	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
κ	Umrechnungsfaktor von PDF WV zu PDF VV	–
λ	Luftzahl	–
λ_k	Kritische Luftzahl	–
λ_l	Wellenlänge der Strahlung	–
λ_{start}	Luftzahl zu Versuchsbeginn	–
$\lambda_{stat.}$	Luftzahl bei stationärem Versuch	–
λ_z	Luftzahl bei Zündung	–
$\vec{\xi}$	Distanzvektor	m
ν	Kinematische Viskosität	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
ρ	Dichte	kg m^{-3}
ρ_{BS}	Dichte des Brennstoffs	kg m^{-3}
ρ_{luft}	Dichte der Luft	kg m^{-3}
σ_u	Standardabweichung der Axialgeschwindigkeit	m s^{-1}
τ_c	Chemisches Zeitmaß	s
τ_{PSR}	Chemisches Zeitmaß	s
τ_{PSR}^*	Chemisches Zeitmaß	s

τ_k	Kritische Wandschubspannung	N m^{-2}
τ_t	Turbulentes Zeitmaß	s
τ_u	Strömungszeitmaß	s
τ_w	Wandschubspannung	N m^{-2}
$\vec{\omega}$	Wirbelstärke	1/s

Dimensionslose Kennzahlen

Le	Lewiszahl	–
Re	Reynoldszahl	–

Akronyme

ABB	Asea Brown Boveri
AEV	engl.: Advanced EV-burner
AG	Abgas
(BE)CCS	engl.: (Bio-Energy) Carbon Capture and Storage
BS	Brennstoff
CIVB	engl.: Combustion-Induced Vortex Breakdown
EV	engl.: Environmental friendly V-shaped burner
ex. V.	Externe Vormischung
GT	Gasturbine
GuD	Gas und Dampf
HK	Schlitzhinterkanteneindüsung
IGCC	engl.: Integrated Gasification Combined Cycle
LIF	engl.: Laser-Induced Fluorescence
MNQC	engl.: Multi Nozzle Quiet Combustor
O. R.	Versuch ohne Reaktion
PDF	engl.: Probability Density Function
PIV	engl.: Particle Image Velocimetry
PSR	engl.: Perfectly Stirred Reactor
RZ	Rückströmzone
SL	Sekundärluft
TUM	Technische Universität München
VV	Verbrennungsversuch
WRS	Rückschlag durch die Wandgrenzschicht
WV	Wasserkanalversuch

1 Einleitung

Das Ziel, die von Menschen verursachte Erwärmung des Erdklimas unter 2 °C zu halten [102], bedarf vielseitiger Anstrengungen. Neben Effizienzsteigerungen und Einsparungen kommt der Umgestaltung der Energieversorgung eine wichtige Rolle zu. Hierbei bilden die Entwicklungen und der Ausbau im Bereich der erneuerbaren Energien eine tragende Säule. Durch den weltweit ansteigenden Energiebedarf und speziell in Deutschland durch den Atomausstieg wird mittel- bis langfristig allerdings der Einsatz fossiler Energieträger zur Energieversorgung notwendig sein, damit neben den ökologischen Zielen auch die ökonomischen Zielsetzungen erreicht werden. Mit Wirkungsgraden von inzwischen über 60% (GuD Irsching: 60,75% [62]) weisen mit Erdgas betriebene Gas- und Dampfkraftwerke (GuD) derzeit die günstigste CO₂-Bilanz bei der Verbrennung fossiler Energieträger auf. Um auch alternative Brennstoffe im sehr effizienten GuD-Prozess verwerten zu können, wird beispielsweise beim IGCC¹-Prozess mit einer vorgeschalteten Brennstoffvergasung gearbeitet. Hierdurch können Kohle, Raffinerierückstände aber auch Biomasse verglichen mit den bisherigen konventionellen Dampfturbinenprozessen sehr viel effizienter genutzt werden [82]. Gelingt es zudem, das während der Verbrennung entstehende CO₂ aus den Abgasen herauszutrennen und unterirdisch zu lagern (CCS²), so könnte in Zukunft die CO₂-neutrale Verbrennung der fossilen Energieträger gelingen. Manche Studien gehen sogar noch weiter und erhoffen sich durch den Ausbau der CCS-Technologie langfristig „negative“ CO₂-Emissionen, indem durch den Anbau von Biomasse der Atmosphäre erst CO₂ entnommen und dieses nach der Verbrennung der Biomasse unterirdisch gespeichert wird (BECCS, [27]).

Stationäre Gasturbinenanlagen leisten auch einen großen Beitrag zur Stabilisierung der Stromnetze, da sie aufgrund kurzer Anfahrzeiten die stark von Umwelteinflüssen abhängigen alternativen Energiequellen wie Wind und Sonne ausgleichen können. Um das temporäre Über- bzw. Unterangebot al-

¹ engl.: IGCC - Integrated Gasification Combined Cycle

² engl.: (BE)CCS - (Bio Energy) Carbon Capture and Storage

alternativer Energiequellen abzufedern, wird auch intensiv an Speichermöglichkeiten geforscht. Neben einer Vielzahl diskutierter Speichermöglichkeiten (Pumpspeicher, Druckluftspeicher usw.) ist derzeit auch die Nutzung von Wasserstoffspeichern im Gespräch. Dabei wird zu Spitzenzeiten die elektrische Energie genutzt, um aus Wasser in einem Elektrolyseprozess Wasserstoff und Sauerstoff zu gewinnen. Der Wasserstoff wird eingelagert und kann bei Bedarf in Gasturbinenprozessen elektrifiziert werden. Zweifelsohne ist dies kein besonders effizientes Vorgehen, allerdings hat diese Methode den großen Vorteil, dass zumindest in Deutschland keine großen neuen Speicher gebaut werden müssen, da die vorhandenen Gasleitungsnetze mit den bestehenden Speichern ausreichen würden, die entstehenden Überkapazitäten aufzunehmen [76].

Allen genannten Maßnahmen gemeinsam ist die Forderung nach einer Erhöhung der Brennstoffflexibilität von stationären Gasturbinen. Sowohl die Vergasung von Kohle als auch die angedachte Energiespeicherung in Form von Wasserstoff führen zu Brennstoffen, die bei gleichzeitig kleineren volumetrischen Heizwerten und geringerer Dichte sehr viel reaktiver sind, verglichen mit dem bisher erfolgreich eingesetzten Erdgas. Bislang werden solche Gase ausschließlich in Diffusionsbrennern verbrannt. Ohne weitere Maßnahmen führt dies zu einer nicht tolerierbaren Erhöhung der Stickoxidemissionen, weshalb aktuelle Anlagen mit Verdünnung des Gemischs durch Stickstoff bzw. Wasserdampf arbeiten, um die Verbrennungstemperaturen und somit die Emissionen zu senken. Dies wiederum bedingt einen erhöhten wirtschaftlichen Aufwand durch die umfangreicheren Anlagen, vor allem aber eine Reduktion des Wirkungsgrades [21, 69, 88]. Die beim Erdgas bereits seit Beginn der 1980er Jahre erprobte und inzwischen etablierte magere Vormischverbrennung bietet die Möglichkeit, niedrige Stickoxidemissionen ohne Zugabe von Inertgasen zu erreichen. Dabei wird die Verbrennungsluft bereits vor Erreichen der Brennkammer mit dem Brennstoff vermischt und kann mit Luftüberschuss und niedrigen Flammentemperaturen emissionsarm verbrannt werden. Die hohe Reaktivität von Wasserstoff ist bislang allerdings eine Hürde, um dieses Verfahren auch für Synthesegase einzusetzen. Durch das zündfähige Gemisch im Bereich der Vormischstrecke kann es zu Selbstzündung und Rückschlägen der aerodynamisch stabilisierten Flamme kommen. Dies führt zu einem starken Anstieg der Emissionen oder gar zu Beschädigungen der Anlage durch Überhitzung einzelner Komponenten.

1.1 Projekthintergrund und Ziel der Arbeit

Diese Arbeit wurde im Rahmen des Programms COORETEC-Turbo des Forschungsverbunds AG-Turbo durchgeführt. Dieser besteht aus Universitäten, Forschungseinrichtungen und Industrieunternehmen, die mit Unterstützung des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie es sich zur Aufgabe gemacht haben, die Entwicklung klimafreundlicher, emissionsarmer, ressourcenschonender und marktfähiger Kraftwerke auf Basis zukunftsweisender Turbomaschinen voranzutreiben [1]. Das bearbeitete Projekt COORETEC-Turbo 2.1.6 mit dem Thema „Brennstoffflexibles Verbrennungssystem“ ist dem Teilverbundprojekt Verbrennung untergeordnet und wurde in Partnerschaft mit der Firma Alstom durchgeführt. Ziel ist es, ein robustes Design für einen aerodynamisch stabilisierten Vormischbrenner zu erarbeiten, der die Anforderungen an ein brennstoffflexibles, emissionsarmes vor allem aber sicheres Verbrennungssystem erfüllt.

Das Projekt gliederte sich in drei Teile. In einem ersten Aufgabenpaket wurde im Rahmen der von Sangl [85] durchgeführten Arbeiten die Aerodynamik und die Mischungseigenschaften des entwickelten Brenners im Wasserkanal untersucht. Dabei lag der Fokus auf der Optimierung des Systems zur Vermeidung des Rückschlags durch verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzen (CIVB³) (siehe Abschnitt 2.3.3) und dem Erreichen einer ausreichenden Feinmischung. Aufbauend auf diesen Ergebnissen, wurde in der vorliegenden Arbeit die Charakterisierung und weitere Optimierung des Drallbrenners zur Syngasverbrennung an einem atmosphärischen Verbrennungsprüfstand durchgeführt. Abschließend wurde wiederum durch Sangl [85] der Einfluss des Drucks auf die Verbrennung im entwickelten System untersucht.

1.2 Struktur der Arbeit

Auf Basis der Resultate aus den Wasserkanaluntersuchungen zur Aerodynamik verschiedener Brennerkonfigurationen [85] wird in einem ersten Schritt der Drallbrenner optimiert, um die Mindestanforderung einer emissionsarmen und stabilen Verbrennung von Erdgas zu erfüllen. Diese Geometrie wird anschließend mit Wasserstoff getestet und für den Betrieb mit selbigem op-

³ engl.: CIVB - Combustion-Induced Vortex Breakdown

timiert. Neben den aerodynamischen Geometrieparametern des Drallbrenners wie beispielsweise der Schlitzbreite, wird auch eine Brennstoffeindüsung entwickelt und an die mit dem Wasserstoff einhergehenden Herausforderungen angepasst. Ziel ist jeweils die Vermeidung des am Lehrstuhl weitreichend untersuchten Rückschlags aufgrund von CIVB [35, 56, 59, 63], aber auch des Rückschlags durch die Wandgrenzschicht, der von Eichler [25] umfassend charakterisiert wurde.

Die theoretischen Grundlagen zur Entwicklung des Brenners werden in Kapitel 2 der Arbeit bereitgestellt. Auch werden in diesem Teil die Auslegungsregeln und Optimierungsvorschläge aus Industrie und Forschung zusammengetragen, auf denen die grundsätzliche Gestaltung des in Kapitel 3 vorgestellten Brenners basiert. Neben dem Brenner wird in diesem Kapitel auch der atmosphärische Prüfstand beschrieben, an dem die experimentellen Arbeiten durchgeführt wurden, und auf die Versuchsabläufe eingegangen. Kapitel 4 widmet sich den eingesetzten Messtechniken und dem allgemeinen Vorgehen zur Auswertung der Ergebnisse. Der Ergebnisteil dieser Arbeit beginnt in Kapitel 5 mit der Darstellung des Brennerverhaltens im stationären Betrieb. Dazu wird in einem ersten Schritt der Auswahlprozess für die Erdgas-konfiguration beschrieben, der auf den Wasserkanaluntersuchungen der Arbeit Sangl [85], OH^* -Chemilumineszenzmessungen bei Erdgasverbrennung und ersten Rückschlagsuntersuchungen mit Erdgas basiert. Zur Validierung der Wasserkanalergebnisse werden Strömungsfeldmessungen vorgestellt, die mittels Particle Image Velocimetry (PIV) durchgeführt wurden und die Einflüsse verschiedener Parameter auf das Strömungsfeld untersucht. Dieses Kapitel widmet sich zudem dem Einfluss der Flamme auf das Strömungsfeld im stationären Betrieb und den Vorteilen der gewählten Brenneraerodynamik bezüglich der Rückschlagsneigung. Letztere wird in Kapitel 6 durch Einsatz verschiedener Messtechniken genauer untersucht. Es folgt die Beschreibung der Rückschlagscharakteristik und der Rückschlagsneigung verschiedener Konfigurationen und ein Vergleich der Daten mit Modellen aus der Literatur. Kapitel 7 zeigt verschiedene Optimierungsmöglichkeiten auf, deren Einfluss auf die Rückschlagsneigung und letztlich das gefundene Optimum, bevor die Arbeit mit einer Zusammenfassung schließt.

2 Grundlagen und Stand der Technik

Zum besseren Verständnis der Auslegungskriterien für das gewählte Brennerdesign und der Vorgänge im Brenner sowohl bei isothermem wie auch bei heißem Betrieb mit Verbrennung werden in den folgenden Abschnitten die theoretischen Grundlagen dargelegt. Hierbei wird in einem ersten Schritt auf den Stand der Technik und die Herausforderungen bei Syngasverbrennung eingegangen. Es folgt die Beschreibung der wirbeldynamischen Vorgänge in einem aerodynamisch stabilisierten Drallbrenner durch Betrachtung der inkompressiblen Wirbeltransportgleichung, bevor auf die möglichen Flammrückschlagsarten und die Optimierungsmaßnahmen zur Rückschlagsvermeidung eingegangen wird.

2.1 Stand der Technik

Grundlage des im Rahmen dieses Projektes entwickelten Brenners sind die langjährigen Erfahrungen auf dem Gebiet der aerodynamischen Stabilisierung vorgemischter Flammen sowohl beim Industriepartner Alstom als auch am Lehrstuhl für Thermodynamik (TUM). Diese Erfahrungen basieren hauptsächlich auf der Entwicklung von Gasturbinenbrennern zur Stabilisierung vorgemischter Erdgasflammen, wie sie bereits seit vielen Jahrzehnten erfolgreich eingesetzt werden, und den Forschungen am Lehrstuhl für Thermodynamik zur Vermeidung von Rückschlägen in vorgemischten Brennern. Unter „vorgemischt“ ist die Vermischung des Brennstoffs und der Luft vor Erreichen der Reaktionszone mit hinreichender Feinmischung zu verstehen. Ziel des vorgemischten Betriebs ist es, die Verbrennung mit hohem Luftüberschuss ablaufen zu lassen und somit durch die niedrigen Verbrennungstemperaturen die NO_x -Emissionen des Verbrennungssystems gering zu halten. Als Randbedingungen müssen eine hohe Lebensdauer des Brennersystems, die Betriebssicherheit sowie Lastwechselfähigkeit sichergestellt werden. Um dies zu erreichen, kommt der Stabilisierung der Flamme eine zentrale Rolle zu.

2.1.1 Stabilisierung von Flammen bei vorgemischter Strömung

Prinzipiell gibt es verschiedene Möglichkeiten, Flammen bei vorgemischter Verbrennung in Brennkammern von Gasturbinen zu stabilisieren. Voraussetzung bei allen Stabilisierungsformen ist ein Bereich niedriger Strömungsgeschwindigkeit in der Brennkammer, wobei die Strömungsgeschwindigkeit kleiner bzw. gleich der Flammenausbreitungsgeschwindigkeit sein muss. Damit zudem die chemische Reaktion nach einer einmaligen externen Zündenergiezufuhr aufrechterhalten bleibt, muss sich das zündfähige Brennstoff-Luft-Gemisch durch entsprechende Strömungsführung in den Bereich der Flammenstabilisierung bewegen [69]. Eine weitere Anforderung an die Flammenstabilisierung ist eine möglichst ortsfeste Position der Flamme, damit ein Abheben der Flamme (zu hohe Strömungsgeschwindigkeiten) bzw. das Propagieren der Flamme in die Vormischstrecke (lokal zu geringe Strömungsgeschwindigkeiten) vermieden wird. Letzterer Vorgang wird als Flammenrückschlag bezeichnet und kann in Gasturbinen thermisch bedingt zu gravierenden Schäden führen, weshalb dieser unbedingt vermieden werden muss. Damit in der Vormischstrecke ein Zustand zu geringer Geschwindigkeit und somit Rückschlag möglichst verhindert wird, hat sich die Stabilisierung der Flamme in Scherschichten durchgesetzt. Dabei können trotz hoher Anströmgeschwindigkeiten in der Vormischstrecke beispielsweise durch den Einsatz von Staukörpern in der Strömung (Lochbleche, poröse Platten, Stäbe oder Lanzen [40, 101]) Rückströmbereiche generiert werden, die die genannten Anforderungen zur Flammenstabilisierung erfüllen. In den entstehenden Scherschichten finden sich Bereiche niedriger Strömungsgeschwindigkeit bei gleichzeitiger Strömungsführung des Frischgases in diese Rückströmbereiche. Nachteil solcher Staukörper ist die unmittelbare Nähe der Flamme zum Flammenhalter, was zu hohen thermischen Belastungen und somit zu kurzen Wartungsintervallen führt.

Zur Vermeidung dieser Probleme eignet sich die aerodynamische Stabilisierung der Flamme. Gängige Praxis ist es dabei die Frischgasströmung zu verdrallen. Ist der Drall hoch genug, kommt es zum Aufplatzen des Wirbels und der Bildung einer Rückströmzone (RZ) im Zentrum der Strömung, in der die Flamme stabilisiert werden kann (siehe Abschnitt 2.2.5). Da die Flamme bei dieser Art der Flammenstabilisierung keinen direkten Kontakt zur Wand oder einem Staukörper hat, führt dies zu geringerer thermischer Belastung und so-

mit zu geringerem Verschleiß der Brennerkomponenten. Durch die erhöhte Turbulenz bei der Verdrallung der Strömung wird zudem die Mischlänge reduziert sowie die Reaktionsdichte der Flamme gesteigert, was zu einer kompakteren Flammenform führt und kompakte Bauweisen für Brenner und Brennkammer erlaubt. Die möglichst ortsfeste Position der Flamme und somit der Rückströmblase wird durch einen Querschnittsprung in der Strömungsführung sichergestellt. Dieser befindet sich stromab des Drallerzeugers und wird so platziert, dass über die Mischlänge ausreichend Feinmischung gewährleistet werden kann, um geringe Emissionen zu erreichen. Hierzu sei erwähnt, dass der Brennstoff (BS) in Gasturbinen der Frischluft direkt im Drallerzeuger zugemischt wird, was im Rest der Arbeit als technische Vormischung bezeichnet wird. Bei geeignetem Drall stabilisiert sich die Rückströmzone und somit die Flamme im Bereich dieses Querschnittsprungs. Vereinfachend kann dies anhand der in diesem Bereich divergierenden Strömungslinien aufgrund der Zentrifugalkräfte in der Strömung erklärt werden. Durch diese kommt es zu einem Druckabfall im Zentrum der Strömung, welcher wiederum bei geeignetem Drall zur Bildung der Rückströmzone führt. Der radiale Druckgradient lässt sich anhand der Querdruckgleichung (2.1) beschreiben. Bei einer zylindrischen Strömung ($v=0$) wird dieser über die Proportionalität zur Umfangsgeschwindigkeit w bestimmt:

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho \frac{w^2}{r}. \quad (2.1)$$

Das Wirbelaufplatzen wird im Abschnitt 2.2.5 durch Interpretation der Wirbeltransportgleichung genauer charakterisiert. Zunächst werden aber die Herausforderungen und der Stand der Technik bei Syngasverbrennung dargelegt.

2.1.2 Herausforderungen der Synthesegasverbrennung

Wie die Arbeiten [35, 63, 72, 77, 112] deutlich machen, ist die Verbrennung von unverdünnten, hochreaktiven Brennstoffen in Gasturbinenbrennern im vorgemischten Betrieb nur bedingt möglich. Durch den hohen Wasserstoffgehalt in Synthesegasen verändern sich die Spezifikationen der Brennstoffe derart, dass die Eigenschaften der resultierenden Vormischflammen völlig andere sind, als dies bei der etablierten vorgemischten Erdgasverbrennung der Fall ist. Die Eigenschaften dieser Brennstoffe werden nun nachfolgend erörtert, bevor auf bestehende Systeme zur Syngasverbrennung eingegangen wird.

2.1.2.1 Bandbreite und Eigenschaften von Synthesegasen

Wie einleitend bereits beschrieben, entstehen die zur Verbrennung in Gasturbinen benutzten Synthesegase hauptsächlich im Rahmen der Vergasung von festen und flüssigen Brennstoffen. Ihre Zusammensetzung ist dabei sehr stark von der Art des Primärbrennstoffs und dessen Herkunft abhängig, wie Tabelle 2.1 deutlich macht [87].

	C _{2→4} [Vol.-%]	CH ₄ [Vol.-%]	CO [Vol.-%]	H ₂ [Vol.-%]	CO ₂ [Vol.-%]	N ₂ [Vol.-%]
Erdgas	0.5 bis 11	76 bis 93	0	0	0 bis 16	0 bis 14
Synthesegas	0 bis 2	0 bis 25	6 bis 42	1 bis 55	2 bis 25	1 bis 60

Tabelle 2.1: Bandbreite der Zusammensetzung von Erd- und Synthesegasen [87].

Bei den Synthesegasen bilden vor allem CO und H₂ den reaktiven Teil des Brennstoffs, wobei auch CH₄ untergemischt sein kann. Das in dieser Arbeit entwickelte Brennersystem hat zum Ziel, Synthesegase hoher Wasserstoffkonzentration, aber auch weiterhin Erdgas verbrennen zu können, weshalb die gesamte Brennstoffpalette von Erdgas über Synthesegase bis hin zu reinem Wasserstoff betrachtet wird. Die entwicklungsrelevantesten Eigenschaften der Brennstoffe sind deren Wobbeindex und die Flammengeschwindigkeit.

Wobbeindex

Der Wobbeindex W entspricht einem modifizierten volumetrischen Heizwert und berücksichtigt auch die Dichte des jeweiligen Brennstoffs ρ_{BS} . Er ist ein Maß für die Austauschbarkeit von Brennstoffen in Brennersystemen [15].

$$W = \frac{H_u}{\sqrt{\frac{\rho_{BS}}{\rho_{Luft}}}} \quad (2.2)$$

Die Luftdichte ρ_{Luft} wird hierbei zu Normierungszwecken eingeführt. Bei gleichem Wobbeindex führt die Verbrennung zweier Gase im gleichen Brenner bei konstantem Druckverlust über das System zur gleichen Wärmefreisetzung. Tabelle 2.2 gibt einen Überblick über die zu erwartenden Werte. Hierbei wird deutlich, dass sich der Wobbeindex bei Erd- und Synthesegasen deutlich unterscheidet, weshalb ein Wechsel des Brennstoffs bei gleicher Wärmefreisetzung immer eine Veränderung der Strömungsgeschwindigkeiten im

Brennstoff	Heizwert H_u [MJ/kg]	Heizwert H_u [MJ/m ³ _N]	Wobbeindex W [MJ/m ³ _N]
Methan	50.0	35.8	48.1
Wasserstoff	120.0	10.8	40.9
Kohlenmonoxid	10.1	12.6	12.8
Erdgase	28 bis 50	27 bis 45	32 bis 53
Synthesegase	2 bis 38	2 bis 20	2 bis 26

Tabelle 2.2: Eigenschaften der Brennstoffe und ihrer Komponenten [85].

Brenner und auch des Impulsverhältnisses aus Brennstoff- und Luftimpuls zur Folge hat. Die Herausforderung dabei ist es, für einen breiten Wobbeindexbereich eine ausreichende Mischung sicherzustellen ohne die aerodynamische Stabilisierung der Flamme negativ zu beeinflussen. Für die Betriebssicherheit ist dies allerdings nur von zweitrangiger Bedeutung, solange die Strömungsgeschwindigkeiten im gesamten Brenneraustritt hoch genug sind. Wichtiger bezüglich Betriebssicherheit sind die Veränderungen der Reaktivität, das heißt niedrigere Zündverzugszeiten und Zündtemperaturen, vor allem aber eine gesteigerte Flammenausbreitungsgeschwindigkeit.

Flammengeschwindigkeit

Zur Charakterisierung des Brennstoff-Luft-Gemischs ist die laminare Flammengeschwindigkeit S_l von besonderer Bedeutung. Bei einer eindimensionalen Betrachtung entspricht sie der Geschwindigkeit, mit der sich die Flamme in einer laminaren Strömung in Richtung des unverbrannten Gemischs bewegt. Sie ist von den physikalischen und chemischen Eigenschaften des Gemischs abhängig. Ausschlaggebend für die Höhe von S_l sind die Art des Brennstoffs, der Druck, die Gemischzusammensetzung (Luftzahl) und -temperatur.

In Abbildung 2.1 sind exemplarisch die laminaren Brenngeschwindigkeiten S_l über die Luftzahl λ für Wasserstoff, Kohlenmonoxid und Erdgas bei atmosphärischem Druck und einer Gemischtemperatur von 400°C gegeben. Dies entspricht den Bedingungen der im Ergebnisteil beschriebenen Versuche.

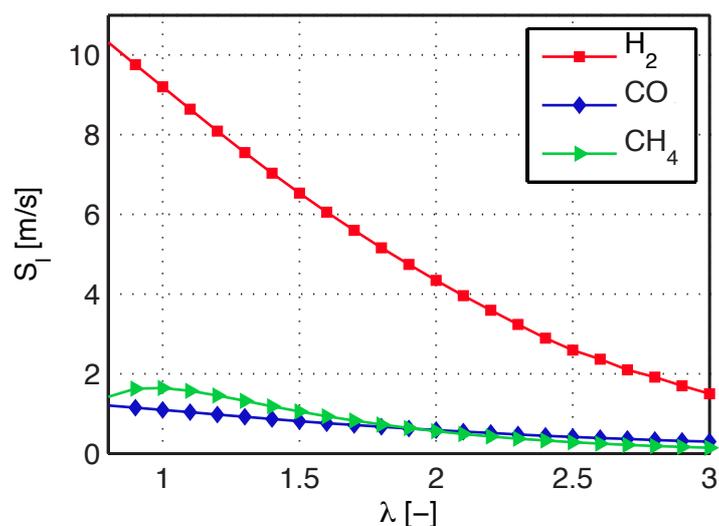


Abbildung 2.1: Laminare Flammgeschwindigkeiten berechnet mit Premix - GRI3.0 [38, 96].

Die Daten wurden dabei mittels Premix-Rechnung [53] in Chemkin [52] mit dem Reaktionsmechanismus GRI3.0 [96] bestimmt. Dieser Mechanismus wurde durch experimentelle Daten für die Brennstoffe bezüglich der Flammgeschwindigkeit validiert [97], weshalb die berechneten Werte bei der späteren Charakterisierung und Optimierung des Brenners herangezogen werden.

Es wird deutlich, dass die Erhöhung der Wasserstoffkonzentration in einem Brennstoff automatisch zur Beschleunigung der Flamme führt. Für die Verbrennung in Gasturbinenbrennern folgt daraus eine erhöhte Gefahr von Rückschlag und allgemein eine Verschlechterung der Betriebssicherheit bei wasserstoffhaltigen Brennstoffen. Auch die Absenkung der Luftzahl zu stöchiometrischen Bedingungen führt zu einem ausgeprägtem Anstieg der Flammgeschwindigkeit. Dies bedeutet, dass große Mischungsgradienten und damit einhergehende brennstoffreiche Bereiche zu lokal hohen Flammgeschwindigkeiten führen, was die Rückschlagsneigung auch bei hohem globalem Luftüberschuss steigert.

Die Einflüsse von Temperatur und Druck wurden von Sangl [85] ebenfalls durch Chemkin-Rechnungen eingehend untersucht und zeigen klare Tendenzen. Bei Erhöhung der Gemischtemperatur kommt es wie bei einer Luftzahlabsenkung zu einer erhöhten Verbrennungstemperatur und einer Absenkung der benötigten Vorwärmleistung vor der Reaktion, was zu erhöhten Flammgeschwindigkeiten führt. Der Druckeinfluss wirkt diesem Trend entgegen, da

bei steigendem Druck eine Absenkung der Flammengeschwindigkeit erfolgt. Hierbei überlagern sich zwei Effekte. Die Druckerhöhung erhöht allgemein die Reaktionsrate, was alleine zu einer steigenden Flammengeschwindigkeit führen würde. Allerdings steigt auch die benötigte Wärmemenge zur Vorwärmung des Brennstoffs vor der Reaktion aufgrund der Dichte- und damit Wärmekapazitätzunahme. Hinzu kommt, dass die thermische Diffusivität mit dem Druck sinkt, was insgesamt zu einer Absenkung der Flammengeschwindigkeit bei Druckerhöhung führt.

Neben den Einflüssen auf die laminare Ausbreitungsgeschwindigkeit wird die Flammenausbreitung auch durch den Zustand der Strömung beeinflusst, in der sich die Flamme bewegt. In turbulenten Strömungen, wie sie in Gasturbinen üblich sind, steigt die Ausbreitungsgeschwindigkeit aufgrund der Interaktion zwischen den turbulenten Wirbeln und der Flamme. Dies lässt sich mit einem einfachen Gedankenmodell darstellen [37, 101].

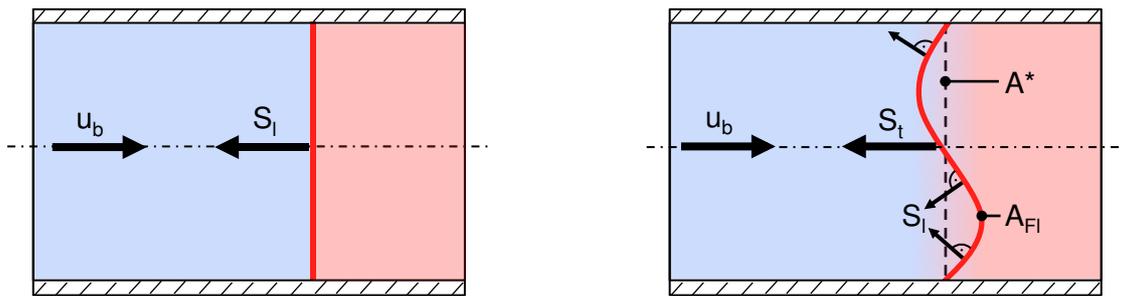


Abbildung 2.2: Links: Schematische Darstellung zur laminaren- / Rechts: Schematische Darstellung zur turbulenten Flammengeschwindigkeit [101].

Im linken Bild zeigt Abbildung 2.2 eine stationäre laminare Flamme. Der Betrag der Anströmgeschwindigkeit u_b entspricht dabei der entgegengesetzten laminaren Flammengeschwindigkeit S_l , wodurch S_l in einem Experiment bestimmt werden kann. Rechts ist die Veränderung der Flammenform aufgrund der Turbulenz der Strömung zu sehen. Die Grundlagen zu turbulenten Strömungen finden sich in Abschnitt 2.2. Die Flamme wellt sich, wodurch es zu einer Vergrößerung der Flammenoberfläche A_{Fl} kommt. Wird der Massenstrom durch das Rohr für einen stationären Zustand betrachtet, so folgt:

$$\dot{m} = \rho \cdot A^* \cdot u_b = \rho \cdot A^* \cdot S_t = \rho \cdot A_{Fl} \cdot S_l. \quad (2.3)$$

Daraus wiederum kann bei bekannter Flammenoberfläche von der laminaren auf die turbulente Flammengeschwindigkeit geschlossen werden. Ab-

hängig von der Turbulenz der Strömung und der Charakteristik der chemischen Reaktion nimmt die Flamme und somit deren Oberfläche unterschiedliche Formen an. Bei der Berechnung der turbulenten Flammengeschwindigkeit S_t führt dies zu verschiedensten Korrelationen, wie sie beispielsweise in [3, 49, 55, 74, 101] dargelegt werden. Eine einfache Abschätzung für den Fall mäßiger Turbulenz wurde bereits 1940 durch Damköhler [16] hergeleitet, nach der das Verhältnis aus Flammenoberfläche A_{FL} und Querschnittsfläche A^* gleich dem Verhältnis aus turbulenter und ungestörter Strömungsgeschwindigkeit ist. Daraus lässt sich die turbulente Ausbreitungsgeschwindigkeit wie folgt bestimmen:

$$S_t = \frac{A_{FL}}{A^*} \cdot S_l = \left(1 + \frac{u'}{S_l}\right) \cdot S_l = S_l + u'. \quad (2.4)$$

Dabei stellt u' die turbulente Schwankungsgeschwindigkeit der Strömung dar. Für die in dieser Arbeit betrachteten Fälle ist diese Abschätzung in guter Näherung ausreichend.

2.1.2.2 Aktuelle Verbrennungssysteme für Synthesegase und Herausforderungen für zukünftige Anlagen

In diesem Abschnitt wird dargestellt, wie in aktuellen Gasturbinenbrennern die genannten Brennstoffe umgesetzt und die Anforderungen bezüglich Betriebssicherheit und Stickoxidemissionen erreicht werden. Prinzipiell gibt es zwei Grundkonzepte, um niedrige Emissionen zu gewährleisten:

- Reduktion der Flammentemperatur durch Hinzugabe von Inertgasen, wie beispielweise Stickstoff oder Wasserdampf. Dies ist bei Diffusionsflammen oder teilvorgemischten Systemen notwendig, bei denen durch starke Mischungsgradienten niedrige Luftzahlen und somit lokal hohe Flammentemperaturen entstehen.
- Hinreichende Vermischung von Brennstoff und Luft vor der Reaktionszone bei gleichzeitiger Verbrennung mit Luftüberschuss, wie es bereits seit vielen Jahren bei Erdgasverbrennung Stand der Technik ist.

Bisherige Synthesegasverbrennungssysteme arbeiten alle gleichermaßen mit Diffusionsbrennern oder Teilvormischung, kombiniert mit der genannten

Brennstoffverdünnung durch Inertgase [69]. Dabei wird der Brennstoff möglichst nah an der Reaktionszone eingedüst, was einerseits aufgrund der kurzen Mischstrecke besagte Mischungsgradienten hervorruft, andererseits aber das Risiko von Rückschlag in das Brennersystem minimiert, da nur in diesem extrem kurzen Bereich ein zündfähiges Gemisch vorliegt. In den folgenden Abschnitten, werden drei Synthesegasbrenner der Gasturbinenhersteller Siemens, General Electric (GE) und Alstom vorgestellt, die zur Verbrennung von Syngas in Diffusionsflammen ausgelegt sind. Sie finden bereits in diversen Kraftwerken mit integrierter Vergasung von verschiedenen Primärbrennstoffen Einsatz.

Abbildung 2.3 zeigt einen Vergleich des Standard-Hybridbrenners zur Verbrennung von Erdgas und Öl im vorgemischten Betrieb oder mit Diffusionsflamme (oben) mit dem Synthesegasbrenner (unten) der Firma Siemens. Der Standard-Hybridbrenner besteht im wesentlichen aus drei konzentrisch angeordneten Baugruppen. Im Zentrum befindet sich die Öllanze, die von zwei Drallregistern umgeben wird. Durch das innere Drallregister können 10% der Verbrennungsluft geführt werden, um im Ölbetrieb die Tropfenzerstäubung zu unterstützen, aber auch im Diffusionsbetrieb mit Erdgas Brennstoff und Luft in geringem Maße vorzumischen. Um das innere Drallregister herum ist das äußere angebracht, durch das 90% der Verbrennungsluft geführt werden. In diesem Bereich wird im vorgemischten Erdgasbetrieb der Brennstoff mit

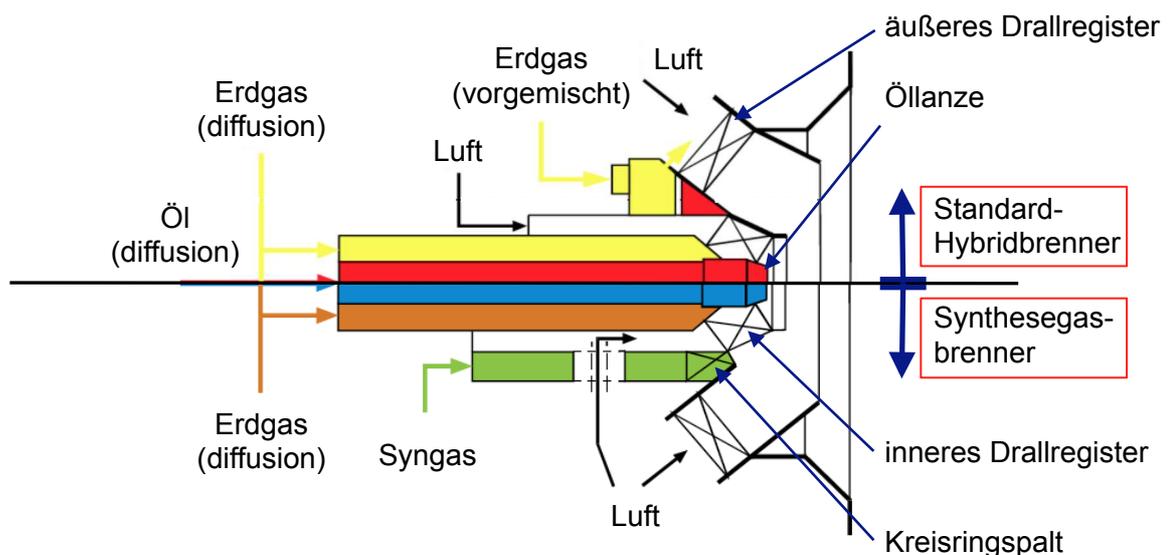


Abbildung 2.3: Vergleich des Siemens-Hybrid- (oben) und Synthesegasbrenners (unten) [46].

der Luft vermischt und verdrallt, bevor es in der Brennkammer zur Reaktion kommt. Der Syngasbrenner ist eine Abwandlung des Hybridbrenners, bei dem durch Anbringen eines kreisringförmigen Spalts das Syngas um die Brennernabe herum verdrallt und der Reaktionszone in der Brennkammer zugeführt wird. Dieses Design erlaubt neben dem Syngasbetrieb auch die Verbrennung von Erdgas und Öl im Diffusionsbetrieb, was vor allem zum An- und Abfahren der Gasturbine genutzt wird. Mit diesem Brenner können bei genügend hoher Verdünnung NO_x -Werte unter 25ppm erreicht werden [46].

Die Firma GE nutzt ebenfalls die Abwandlung eines Erdgasbrenners (Multi Nozzle Quiet Combustor) zur Syngasverbrennung. Es handelt sich um ein diffusionsflammenbasiertes System zur Verbrennung von niederkalorischen Brennstoffen und Synthesegasen, wobei auch der Betrieb mit Erdgas möglich ist. Der Brenner besteht aus sechs Brennstoffdüsen, in denen, wie in Abbildung 2.4 im Geschwindigkeitsfeld rechts unten angedeutet, der Brennstoff zentral in das Strömungsfeld eingedüst wird, bevor es in der sich ausbildenden Rückströmzone zur Reaktion kommt. Die Abbildung rechts oben gibt einen Eindruck, wie die Flammen hinter den sechs Brennstoffdüsen stabilisiert werden. Auch hier kann Erdgas zum An- und Abfahren der Gasturbine

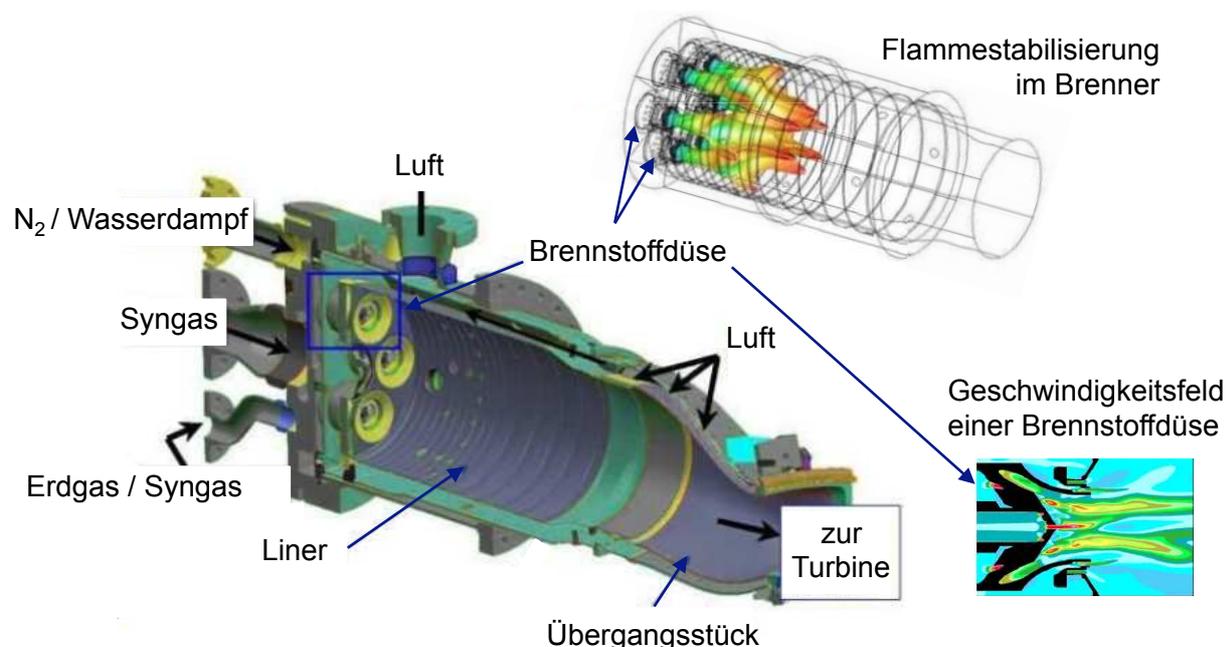


Abbildung 2.4: Beschreibung des MNQC-Synthesegasbrenners (GE) [51].

eingesetzt werden. Wie die Mitbewerber erreicht GE durch geeignete Verdünnung NO_x -Emissionen, die ebenfalls 25ppm unterschreiten [51].

Abbildung 2.5 zeigt den Synthesegasbrenner der Firma Alstom. Dabei handelt es sich um eine Abwandlung des EV-Brenners wie er im Abschnitt 2.1.3.1 noch näher beschreiben wird. An diesem sind am Brennerende Brennstoffbohrungen für die Einmischung von Synthesegas in die Reaktionszone vorgesehen. Da der Brennstoff erst nach dem Drallerzeuger eingebracht wird, ist ein Rückzünden in den Drallerzeuger ausgeschlossen. Allerdings ist wie zuvor beschrieben die Verdünnung des Brennstoffs mit Inertgasen notwendig, um die NO_x -Emissionen unter 25ppm zu halten, weshalb der maximale Heizwert 7.5MJ/kg beträgt [21].

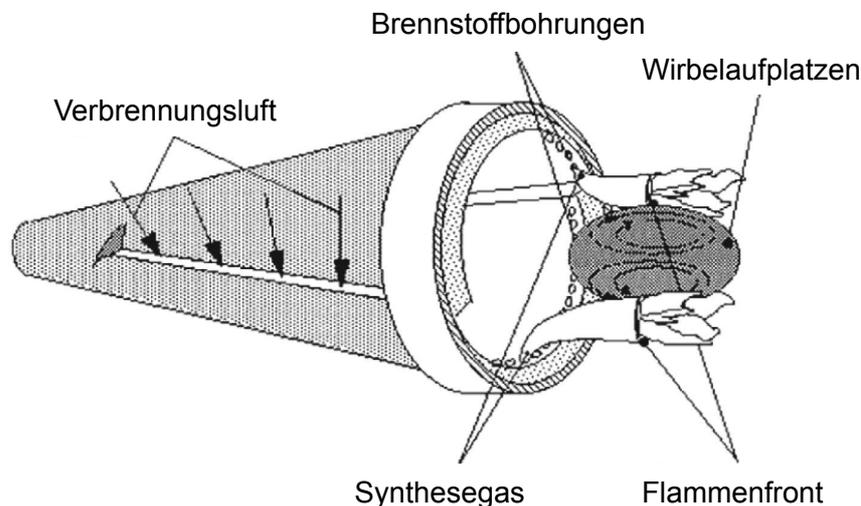


Abbildung 2.5: Beschreibung des EV-Synthesegasbrenners (Alstom) [69].

Schwachpunkt der genannten Brenner ist jeweils die hohe Verdünnung des Gemischs vor der Verbrennung, was den Wirkungsgrad senkt und die Anlagenkomplexität steigert (Inertgasversorgung). Um die Flexibilität zukünftiger Brennersysteme zu erhöhen, ist es das Ziel beim neu zu entwickelnden Brenner, den Brennstoff nicht im Diffusionsbetrieb zu verbrennen, sondern eine hinreichende Vormischung sicherzustellen und somit die Verdünnung des Brennstoffs zu minimieren oder gänzlich zu vermeiden [69, 93, 112]. Auf den Erfahrungen bei Erdgasverbrennung basierend soll die Flamme dabei aerodynamisch stabilisiert werden, um die in Abschnitt 2.1.1 bereits genannten Nachteile von Flammenhaltern zu umgehen. Aufgrund der zuvor beschriebenen Eigenschaften der Synthesegase stellen sich allerdings besondere Heraus-

forderungen, die bei der Entwicklung eines solchen Brennersystems Berücksichtigung finden müssen:

- Der Brennstoffvolumenstrom ist deutlich höher, als dies bei Erdgas der Fall ist (Faktor 5-10), weshalb der Einfluss auf die Brennstoffeindüsungsinfrastruktur, aber auch auf Brenneraerodynamik und Mischung berücksichtigt werden muss. Hierbei gilt es eine geeignete Flammenstabilisierung bei gleichzeitig niedrigen NO_x -Emissionen zu gewährleisten.
- Die Rückschlagsneigung bei Verbrennung eines Synthesegas-Luft-Gemischs ist verglichen mit der Erdgasverbrennung deutlich höher. Die hohen Flammengeschwindigkeiten (siehe Abschnitt 2.1.2.1), aber auch die niedrigen Zündtemperaturen vereinfachen das Propagieren bzw. Stabilisieren der Flamme in der Vormischstrecke.

Bevor am Kapitelende auf die Auslegungskriterien, die den genannten Herausforderungen Rechnung tragen, eingegangen wird, werden zunächst ausgewählte Erdgasvormischbrenner vorgestellt und darauf folgend die Grundlagen zu turbulenten Drallströmungen, Rückschlägen und der Entstehung von NO_x -Emissionen dargelegt.

2.1.3 Entwicklungsrelevante Erdgasvormischbrenner

Als Grundlage für das brennstoffflexible, vorgemischte Brennerkonzept wird auf die Erfahrungen bei der Entwicklung und dem Betrieb aerodynamisch stabilisierter Vormischdrallbrenner zurückgegriffen, die primär für den Betrieb mit Erdgas ausgelegt wurden. In den folgenden Abschnitten wird die Funktionsweise jener Systeme dargelegt, auf denen der neue Brenner aufbaut.

2.1.3.1 EV-, bzw. AEV-Brenner

Der EV-Brenner¹ ist ein aerodynamisch stabilisierter Vormischbrenner, der um 1990 bei der Firma ABB (jetzt Alstom) entwickelt und seitdem für verschiedene Anwendungen angepasst wurde. Der AEV-Brenner ist eine dieser Weiterentwicklungen und wird nachfolgend genauer charakterisiert [22, 69].

¹ engl.: (A)EV - (Advanced) Environmental friendly V-shaped burner

Der EV-Brenner wird durch zwei radial zueinander verschobene Hohlkegelhälften gebildet, wodurch, wie in Abbildung 2.6 dargestellt, zwei tangentielle Schlitzte erzeugt werden.

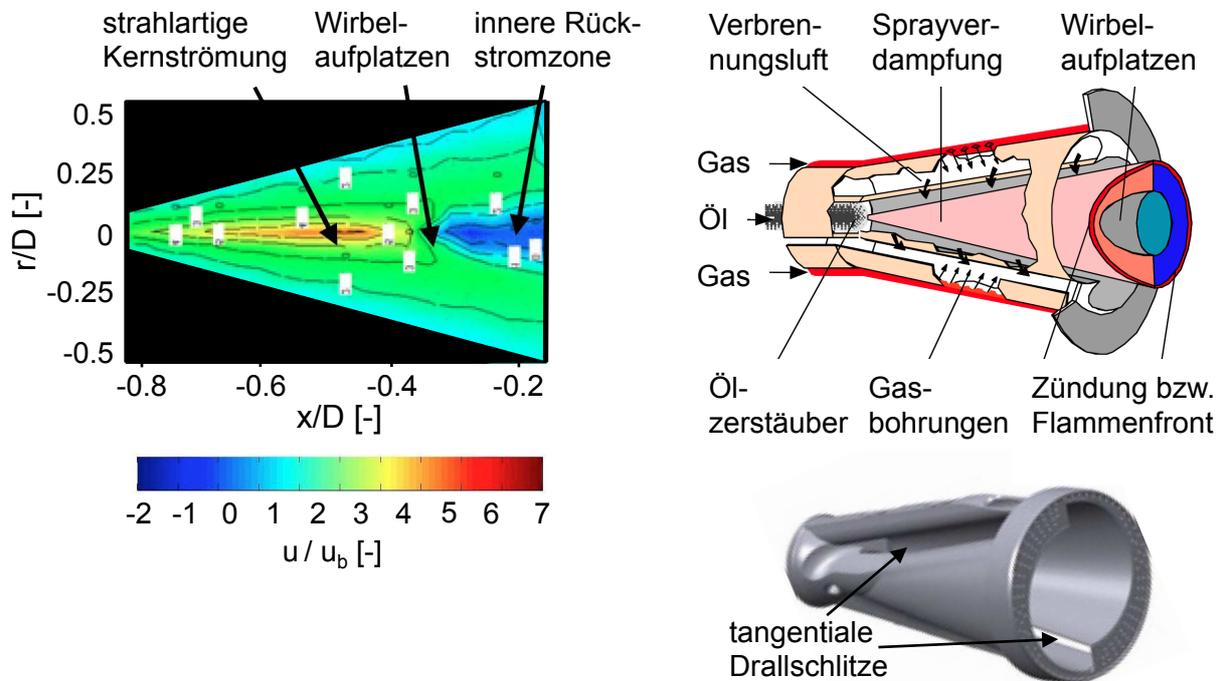


Abbildung 2.6: Beschreibung des EV-Brenners [22, 69].

Die vom Gasturbinenverdichter kommende Luft strömt durch diese Schlitzte, was zur Bildung einer Drallströmung führt. Über die Brennerlänge verstärkt sich durch diese Anordnung der Drall der Strömung, was zur Entstehung einer Rückströmzone führt. Dies äußert sich im axialen Geschwindigkeitsfeld der Abbildung 2.6 in einen Bereich negativer Axialgeschwindigkeit. Durch geeignete Auslegung des Drallerzeugers lässt sich dabei die Position der Rückströmzone einstellen. Ein Flächensprung am Brennerende stabilisiert den Ort der Rückströmzone zusätzlich, ist in diesem Fall aber als Auslöser des Wirbelaufplatzens nicht zwangsweise notwendig. Die Flamme stabilisiert in der Rückströmzone am Brenneraustritt und benötigt keinen Flammenhalter zur Flammenstabilisierung [22].

Neben einer geeigneten Aerodynamik wurde an diesem Brenner die Eindüsung von Erdgas, aber auch von Öl vorgesehen. Der gasförmige Brennstoff wird entlang der gesamten Länge der Schlitzte radial nach innen, also senkrecht zur einströmenden Luft, durch Brennstoffbohrungen eingedüst. Dies

ermöglicht eine feinskalige Mischung von Brennstoff und Luft und somit die erwünschten niedrigen Emissionswerte. Im Ölbetrieb wird der Brennstoff in der Spitze des kegeligen Brenners durch einen Zerstäuber eingedüst, was eine möglichst große Mischlänge ermöglicht und somit brennstoffreiche Bereiche vermeiden soll. Die Tropfen aus dem Zerstäuber verdampfen teilweise noch im Brenner bevor es zur Reaktion kommt.

Um im Ölbetrieb die NO_x -Emissionen und die Zugabe von Inertgasen (z.B. Stickstoff oder Wasser), welche zur Reduktion der Verbrennungstemperatur eingesetzt werden, möglichst zu minimieren, wurde der EV-Brenner zum AEV-Brenner weiterentwickelt (Abbildung 2.7) [22, 48, 99].

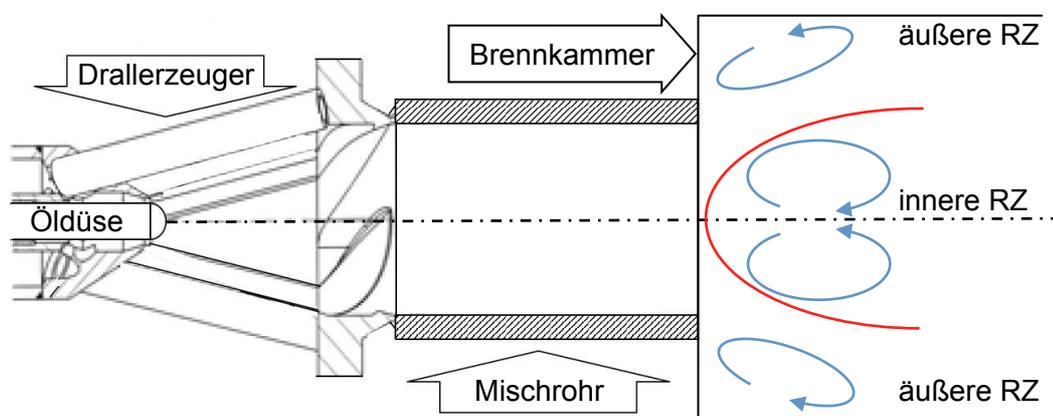


Abbildung 2.7: Beschreibung des AEV-Brenners [48].

Prinzipiell ist der Aufbau des AEV- dem des EV-Brenners sehr ähnlich, nur dass statt zwei Kegelhälften vier Kegelviertel gegeneinander verschoben und somit vier Schlitze generiert werden. Hierdurch wird die Verteilung der einströmenden Luft entlang der Drallerzeugerwand gleichmäßiger, was den Wandbereich des Drallerzeugers sicherer gegen Beaufschlagung durch Öltropfen macht. Zusätzlich wurde zur Vergrößerung der Mischlänge ein zylindrisches Mischrohr hinter dem Drallerzeuger angebracht, um vollständige Tropfenverdampfung und homogene Durchmischung zu gewährleisten und somit die NO_x -Emissionen zu senken. Ziel bei der zylindrischen Ausführung des Mischrohrs ist es, die im Drallerzeuger bereitgestellte Wirbeldynamik bis zur Brennkammer zu konservieren. Durch einen Flächensprung wird am Übergang zur Brennkammer die Flamme stabilisiert und das Brennstoff-Luft-Gemisch emissionsarm verbrannt.

Beim Einsatz reaktiverer, gasförmiger Brennstoffe bei hohen Verbrennungstemperaturen zeigt dieses Brennerdesign allerdings Schwächen bezüglich Rückschlag, was in den Arbeiten von Fritz [35], Kröner [63] und Kiesewetter [56] ausführlich untersucht wurde. Dabei kommt es aufgrund von turbulenter Diffusion des Strömungsimpulses in axialer Richtung zur Schwächung des Kerns der Strömung, was wiederum eine plötzliche Propagation der Rückströmblase samt Flamme in die Vormischstrecke möglich macht. Dieser Prozess des verbrennungsinduzierten Wirbelaufplatzens (CIVB) wurde durch die drei genannten Autoren charakterisiert und durch Burmberger [14] und Konle [59] am Forschungsbrenner TD₁ des Lehrstuhls für Thermodynamik weiter untersucht. In Abschnitt 2.3.3 findet sich eine detaillierte Beschreibung des CIVB-getriebenen Rückschlags. Da die Erkenntnisse der Arbeiten am TD₁-Brenner für die Konzeption des neu entwickelten Brenners mit ausschlaggebend waren, wird dieser nachfolgend beschrieben.

2.1.3.2 TD₁-Brenner

Beim TD₁-Brenner handelt es sich um einen Forschungsbrenner, der erstmals von Fischer [33] zur thermoakustischen Charakterisierung von Drallbrennern benutzt wurde. In der Ursprungsconfiguration wurde die Flamme mittels Flammenhalter (Lanze im Zentrum des Brenners) in der Brennkammer stabilisiert. Für die Arbeiten zum verbrennungsinduzierten Wirbelaufplatzern [14, 59] wurde die Lanze entfernt und eine rein aerodynamische Stabilisierung vorgesehen. Da der Brenner in den Arbeiten [14, 33, 59, 113] eingehend beschrieben wird, erfolgt hier nur eine Darstellung der Hauptmerkmale. Abbildung 2.8 zeigt einen Schnitt durch den Brenner, wie er von Burmberger [14] und Konle [59] eingesetzt wurde. Er besteht aus einem zylindrischen Drallregister, in das acht Schlitze tangential zur Innenfläche gefräst sind. Über diese wird eine Drallströmung im Brenner erzeugt, wobei die Drallstärke durch Variation der Schlitzlänge mittels Einsätzen eingestellt werden kann. Je kürzer der Schlitz, desto höher der tangentielle Impuls, was eine Drallsteigerung in der Strömung zur Folge hat. Neben der Strömung durch die Schlitze wird die Kernströmung zusätzlich durch Eintrag von Impuls auf der Achse des Brenners gestärkt. Hierzu wird Luft auf der Brennerachse axial und ohne Rotation in den Brenner geführt. Dieser axiale Luftmassenstrom wird dabei über den Durchmesser der Drosselscheibe und die drei darauf folgen-

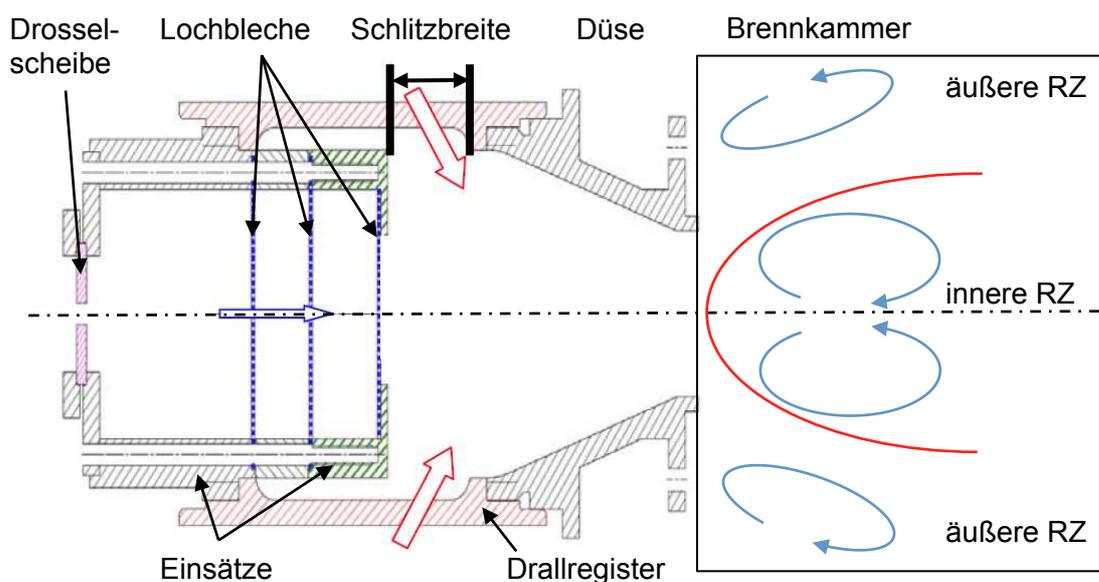


Abbildung 2.8: Beschreibung des TD₁-Brenners [14].

den Lochbleche eingestellt. Nach dem Drallregister folgt eine konische Düse, welche in die Brennkammer mündet (Querschnittsprung), in der die Drallströmung aufplatzt und so die Flamme stabilisiert. Die Eigenschaften der Drallströmung lassen sich an diesem Brenner durch den axialen Luftimpuls bzw. die Variation der Schlitzlänge einstellen. Damit können sowohl die Position der Rückströmzone und somit die der Flamme als auch die tangentialen und axialen Geschwindigkeitsprofile im Brenner variiert werden. Diese Variabilität ermöglicht eine sehr große Einsatzbreite im Forschungsbereich und wurde bei den Untersuchungen zum Rückschlag durch CIVB, aber auch bei der Erprobung von möglichen Optimierungsmaßnahmen ausgenutzt [14, 59].

2.2 Turbulente Drallströmungen und deren Wirbeldynamik

Nach Darstellung des Stands der Technik widmet sich dieser Abschnitt der allgemeinen Beschreibung turbulenter Strömungen und den Besonderheiten bei Drallströmungen. Dabei wird auf die Vorgänge beim Wirbelaufplatzen detailliert eingegangen und die Basis zur Beschreibung der verschiedenen Rückschlagsmechanismen in vorgemischten Drallbrennern und der Auslegungs- und Optimierungskriterien für den entwickelten Brenner gelegt.

2.2.1 Grundlagen turbulenter Strömungen

Der Zustand einer Strömung (laminar, turbulent) wird über das Verhältnis von Trägheits- und Zähigkeitskräften charakterisiert. Dieses Verhältnis wird als Reynoldszahl Re bezeichnet [79] und dient unter anderem der Beschreibung des Übergangs von einer laminaren zu einer turbulenten Strömung. Letztere sind von chaotischer Natur und von Verwirbelungen, Querströmungen und hoher turbulenter Diffusion geprägt. Die örtliche Geschwindigkeit einer solchen Strömung kann durch eine statistische Beschreibung wiedergegeben werden. Die stochastisch auftretenden Geschwindigkeiten u_n werden dazu in einen zeitlichen Mittelwert \bar{u} und die zugehörige Schwankungsgröße u' geteilt. Dieses Vorgehen wird als Reynolds-Mittelung bezeichnet. Bei einer Messung ergibt sich der zeitliche Mittelwert aus der Mittelung aller gemessenen Werte. Die Schwankungsintensität einer Strömung lässt sich über die Standardabweichung σ_u beschreiben:

$$\sigma_u(x, t) = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^N (u_n(x, t) - \bar{u}(x, t))^2}{N - 1}}. \quad (2.5)$$

Die Verteilungsfunktion einer schwankenden Größe, wie hier der Geschwindigkeit, wird als Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung PDF² bezeichnet. Sie wird über den Mittelwert und die Standardabweichung beschrieben und dient beispielsweise in dieser Arbeit der Berechnung von NO_x -Werten aus den PDFs der Mischungsdaten der Arbeit von Sangl [85] (siehe Abschnitt 7.1).

Aus den Schwankungsgrößen aller Geschwindigkeitskomponenten an einem Ort lässt sich die turbulente kinetische Energie bestimmen. In einer turbulenten Strömung wird diese aufgrund der Instabilität der großen Wirbelstrukturen (große $Re \rightarrow$ geringe viskose Dämpfung) zu kleineren Wirbelklassen transferiert. Dieses Verhalten wird auch als Wirbelkaskade beschrieben [81, 106]. Die Wirbelgrößen einer Strömung werden dabei auf der einen Seite von Geometrieparametern, wie dem Durchmesser eines Rohres, und auf der anderen Seite durch den Kolmogorov-Wirbel begrenzt. Der Durchmesser der Kolmogorov-Wirbel wird als Kolmogorov'sches Längenmaß bezeichnet und charakterisiert die kleinsten Wirbel einer Strömung. Deren kinetische Energie wird durch Viskositätseffekte in innere Energie des Fluids umgewandelt, was als turbulente Dissipation bezeichnet wird. Damit bilden diese Wirbel das un-

² engl.: PDF - Probability Density Function

tere Ende der Wirbelkaskade. Eine charakteristische Größe ist auch das sogenannte Integrale Längenmaß L_t eines Wirbels, wie es später bei der Modellierung von CIVB-Rückschlaggrenzen benutzt wird. Es entspricht der mittleren Größe der Wirbel, die den größten Gehalt an turbulenter kinetischer Energie aufweisen.

2.2.2 Drallzahl und Wirbelarten

Drallströmungen können neben ihrem allgemeinen Strömungszustand (laminar, turbulent) noch spezifischer über die Drallzahl und die vorliegende Wirbelform charakterisiert werden. Die Drallzahl S stellt das Verhältnis aus axialem \dot{I} und rotativem Impuls \dot{D} einer Strömung dar:

$$S = \frac{\dot{D}}{\dot{I} \cdot R}. \quad (2.6)$$

Dabei wird der Drehimpuls mit einem charakteristischen Längenmaß der Strömung wie beispielsweise dem Außenradius R der Strömungsberandung gewichtet. Über die Messung des Geschwindigkeitsprofils von tangentialen und axialen Geschwindigkeiten am Brennersaustritt lässt sich somit die Drallzahl bestimmen. Generell gilt, je höher die Umfangskomponenten des Geschwindigkeitsfelds verglichen mit den Axialgeschwindigkeiten der Drallströmung sind, desto höher ist die Drallzahl [35, 56, 91].

Bezüglich der Wirbelform werden zwei Typen unterschieden (Festkörperwirbel und Potentialwirbel), die in Abbildung 2.9 dargestellt sind [95]. Der Festkörperwirbel ist über eine konstante Winkelgeschwindigkeit in radialer Richtung gekennzeichnet. Die Fluidelemente rotieren dabei um ihre eigene Achse und die der Strömung. Derartige Wirbel sind zwar drehungsbehaftet, allerdings nicht dissipativ, da aufgrund der konstanten Winkelgeschwindigkeit keine Schubspannungen auftreten. Wegen der Strömungsberandung (Brennerwand) und der dort vorherrschenden Haftbedingung kann ein solcher Wirbel allerdings nicht über den gesamten Radius vorherrschen, da an der Wand Schubspannungen induziert werden und somit die Bedingung konstanter Winkelgeschwindigkeit in diesem Bereich nicht erfüllt ist. Die zweite Wirbelart wird als Potentialwirbel bezeichnet. Dieser ist über eine konstante lokale Zirkulation Γ über den Radius gekennzeichnet. Die Zirkulation $\Gamma(r)$ an einer

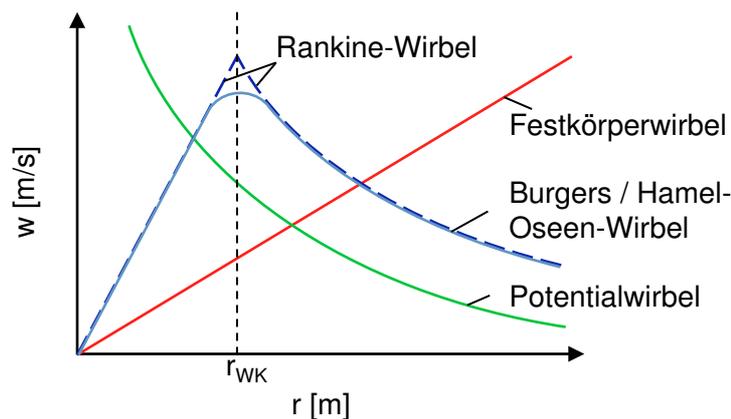


Abbildung 2.9: Beschreibung der Wirbelformen anhand tangentialer Geschwindigkeitsverläufe [85, 95].

beliebigen radialen Position r berechnet sich für rotationsymmetrische Strömungen aus der Tangentialgeschwindigkeit $w(r)$ nach der Formel:

$$\Gamma(r) = w(r) \cdot r. \quad (2.7)$$

Daraus folgt für die Tangentialgeschwindigkeit $w(r) = K/r$, wobei K dem Wert der konstanten Zirkulation entspricht. Die sehr stark ansteigenden tangentialen Geschwindigkeiten im Kern eines solchen Wirbels führen zu sehr hohen Schubspannungen in der Strömung, die im Zentrum unendlich hohe Werte erreichen. Dies ist eine rein theoretische Betrachtung, da in der Realität die hohe Dissipation im Kernbereich zum Wechsel der Wirbelform zum zuvor eingeführten rotationsbehafteten Festkörperwirbel führt.

Da beide Wirbelformen in Drallströmungen nicht alleine auftreten können, stellen sich dort Mischformen ein. Dabei herrscht im Zentrum der Strömung bis zum Erreichen des sogenannten Wirbelkernradius r_{WK} ein Festkörperwirbel vor und von diesem bis zur Wand ein Potentialwirbel. Ein Rankine-Wirbel beschreibt eine solche Drallströmung, wobei auch dieser eine idealisierte Form darstellt, da der unstete Übergang zwischen beiden Wirbelarten keine korrekte physikalische Beschreibung sein kann. Ein Burgers- bzw. Hamel-Oseen-Wirbel beschreibt die Vorgänge treffender, da hierbei ein stetiger Übergang sichergestellt ist. Die Wirbelform und der Wirbelkernradius einer Drallströmung sind sehr stark von der Art der Wirbelgenerierung abhängig, wobei Wirbelkernradien von bis zu 90% durchaus erreicht werden können [35, 85, 95]. Verschiedene DrallerzeugerbaufORMen finden sich hierzu in [92].

Um die Vorgänge in einer solchen Wirbelströmung speziell beim beschriebenen Wirbelaufplatzen besser charakterisieren zu können, liefert die Betrachtung der Veränderungen der Wirbelstärke in der Strömung einen detaillierten Einblick. Diese Veränderungen können über die Wirbeltransportgleichung beschrieben werden, was in den nächsten Abschnitten gezeigt wird.

2.2.3 Wirbelstärke

Die Wirbelstärke $\vec{\omega}$ ist eine vektorielle Größe und kennzeichnet die Lage und Stärke eines Wirbels im Strömungsfeld. Sie ist als Rotation des vektoriellen Geschwindigkeitsfeldes \vec{u} einer Strömung definiert. Bei bekanntem Geschwindigkeitsfeld kann diese aus Gleichung (2.8) bestimmt werden [80]:

$$\vec{\omega} = \nabla \times \vec{u}. \quad (2.8)$$

Die mathematischen Grundlagen zur Rechnung mit Nabla-Operatoren speziell für die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Terme finden sich in [14].

Umgekehrt kann aus einer bekannten Wirbelstärkenverteilung auch auf den rotativen Anteil der Geschwindigkeit an entsprechender Stelle im Strömungsfeld geschlossen werden. Die Momentangeschwindigkeit teilt sich dabei in einen rotationsfreien (\vec{u}_{irr}) und rotationsbehafteten (\vec{u}_{rot}) Anteil auf [39, 50]. Zur Berechnung findet die Gleichung nach Biot-Savart Anwendung [5]:

$$\vec{u}_{rot}(\vec{x}) = \frac{1}{4\pi} \int_V \frac{\vec{\omega}(\vec{x}') \times \vec{\xi}}{|\vec{\xi}|^3} dV(x'). \quad (2.9)$$

Das Integral wird hierbei an der Stelle \vec{x} ausgewertet und muss dazu über das gesamte Strömungsfeld \vec{x}' integriert werden. Hierbei beschreibt der Vektor ξ die Distanz zwischen der Stelle \vec{x} und dem Ort der Wirbelstärke \vec{x}' , welche wiederum in \vec{x} zu einer Geschwindigkeitskomponente führt. Mit Hilfe dieses Integrals kann der Einfluss verschiedener einander überlagernder Wirbel auf die Geschwindigkeit an einem bestimmten Ort im Strömungsfeld quantifiziert werden. Dies ist in Abbildung 2.10 nochmals anschaulich anhand eines statischen Ringwirbels mit positiver azimuthaler Wirbelstärke dargestellt. Im Inneren des Ringwirbels führt die azimuthale Wirbelstärke zu einer erhöhten Geschwindigkeit in x -Richtung, wobei außerhalb das Gegenteil der Fall ist.

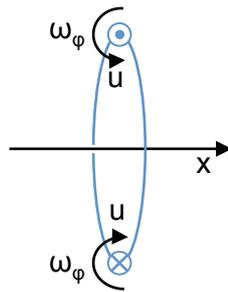


Abbildung 2.10: Einfluss eines Ringwirbels mit positiver azimuthaler Wirbelstärke auf die axiale Geschwindigkeitskomponente [14].

2.2.4 Die Wirbeltransportgleichung

Durch eine Impulsbilanz am infinitesimalen differentiellen Element einer Strömung lässt sich die Navier-Stokes-Gleichung herleiten. Diese Gleichung dient der vollständigen instantanen Beschreibung von Strömungen und ihrer Geschwindigkeiten und berücksichtigt den konvektiven Transport von Impuls, den Impuls aufgrund von Druckgradienten, Schubspannungen und Volumenkräften in der Strömung und lässt damit auf die zeitliche Änderung des Impulses schließen. Bei Vernachlässigung der Volumenkräfte (Gravitation und Corioliskraft) ergibt sich die inkompressible Navier-Stokes-Gleichung [5, 14, 50] wie folgt:

$$\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{u}. \quad (2.10)$$

Durch Rotation der Navier-Stokes-Gleichung wird die inkompressible Wirbeltransportgleichung hergeleitet. Diese beschreibt, wie ein rotationsfreies Fluidpartikel in Rotation versetzt werden kann bzw. die zeitliche Entwicklung der Wirbelstärke in der Strömung. Da je nach Anwendungsfall verschiedene Terme vernachlässigt werden können, findet sich in der Literatur nur selten die vollständige Herleitung der Wirbeltransportgleichung. Die Arbeiten [14, 42] hingegen stellen diese zur Verfügung, weshalb die Herleitung nicht wiederholt und für Details auf die genannten Arbeiten verwiesen wird. Die Wirbeltransportgleichung hat den Vorzug, dass sich anhand der einzelnen Terme die Vorgänge in Drallströmungen, wie sie im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden, anschaulich beschreiben lassen, weshalb diese in der Folge dargestellt werden.

$$\begin{array}{c}
 \begin{array}{ccccc}
 \text{Konvektion} & \text{Expansion} & \text{Streckung u.} & \text{barokliner Anteil} & \text{Diffusion/Dissipation} \\
 & & \text{Umorientierung} & & \\
 \swarrow & \swarrow & \uparrow & \swarrow & \swarrow \\
 \text{---} & \text{---} & \text{---} & \text{---} & \text{---} \\
 \end{array} \\
 \frac{\partial \vec{\omega}}{\partial t} = -(\vec{u} \cdot \nabla) \vec{\omega} - \vec{\omega} (\nabla \cdot \vec{u}) + (\vec{\omega} \cdot \nabla) \vec{u} + \frac{1}{\rho^2} (\nabla \rho \times \nabla p) + \nu (\nabla^2 \vec{\omega}) + (\nabla \nu) \times \nabla^2 \vec{u}.
 \end{array}
 \tag{2.11}$$

Konvektion: Bei der Konvektion handelt es sich nicht um einen Produktions-term, da hierbei ausschließlich Wirbelstärke durch die Strömung des Fluids transportiert wird.

Expansion: Dieser Term tritt bei Strömungen konstanter Dichte nicht in Erscheinung. Erst durch Variation der Dichte innerhalb der inkompressiblen Strömung beispielsweise durch Verbrennung verändert sich der Wirbelvektor proportional zum Gradienten der Geschwindigkeit und der Wirbelstärke.

Streckung und Umorientierung: Unter der Streckung eines Wirbelfadens ist die Änderung der Wirbelstärke durch das Geschwindigkeitsprofil entlang der Rotationsachse des Wirbels zu verstehen. Von Umorientierung hingegen ist dann die Rede, wenn die Wirbelstärke durch einen Geschwindigkeitsgradienten der Hauptströmung senkrecht zur ursprünglichen Rotationsachse umverteilt bzw. umorientiert wird. Hierbei nimmt die Wirbelstärke in einer Richtung zu, was allerdings impliziert, dass sie in der Ursprungsrichtung reduziert wird.

Baroklines Drehmoment: Das barokline Drehmoment ist ein Quellterm der Wirbeltransportgleichung und entsteht, wenn Dichte- und Druckgradienten nicht parallel verlaufen. Abbildung 2.11 veranschaulicht anhand zweier quadratischer Fluidelemente, wie dabei Wirbelstärke produziert wird. Auf der linken Seite verlaufen der Dichte- und Druckgradient parallel, weshalb hier keine Rotation aufgeprägt wird. In der rechten Abbildung allerdings stehen die Gradienten senkrecht zueinander. Dies entspricht der Situation in Achsnähe eines aerodynamisch stabilisierten Brenners. Bei Durchströmung des Brenners von links nach rechts, wovon in der gesamten Arbeit ausgegangen wird, nimmt bei Einsetzen der Verbrennung die Dichte in Strömungsrichtung ab, was zu einer Verschiebung des Schwerpunktes im Fluidelement führt. Der Druck allerdings steigt in y - bzw. radialer Richtung (siehe Gleichung (2.1)), also senkrecht zum Dichtegradienten, wodurch dem Fluidelement eine Kraft aufgeprägt wird, die aufgrund der asymmetrischen Position des Schwerpunktes zu einem Drehmoment und somit zur Rotation führt [14].

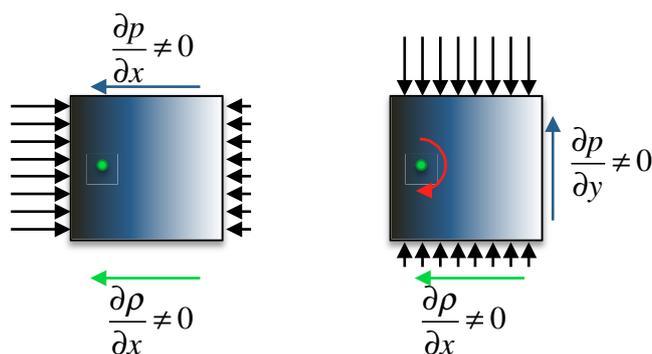


Abbildung 2.11: Entstehung des baroklinen Drehmoments

Links: Keine Rotation aufgrund paralleler Druck- und Dichtegradienten

Rechts: Rotation aufgrund senkrechter Druck- und Dichtegradienten

Diffusion bzw. Dissipation: Wird zwischen einem koaxial in einem Rohr rotierenden Zylinder und der Rohrwand ein viskoses Fluid eingebracht, so kommt es zu einer Abnahme der Winkelgeschwindigkeit im Zylinder und einer Zunahme selbiger im Rohr. Bei einer rotierenden Drallströmung in einem fest gelagerten Rohr führen die viskosen Effekte zu einer Abnahme der Wirbelstärke der Strömung. Die kinematische Viskosität des Fluids führt dabei zum Transport von Wirbelstärke von innen nach außen [14]. Bei laminaren verdrallten Gasströmungen kann dies bei Einsetzen der Verbrennung und die dadurch stark ansteigende Viskosität zum vollständigen Verschwinden oder zumindest zu einer Schwächung der Wirbelstrukturen führen [47].

In turbulenten Strömungen, wie sie in Gasturbinenbrennern üblich sind, sind die viskosen Effekte durch molekularen Austausch verglichen mit den Trägheitskräften der Strömung allerdings sehr gering, weshalb die Strömung häufig als quasi-reibungsfrei angesehen wird und die viskosen Terme vernachlässigt werden [4, 56]. Gerade aufgrund des geringen Einflusses der viskosen Dämpfung neigen die großen Wirbelstrukturen aber zu Instabilität, was zu einem Zerfall in kleinere Strukturen führt. Dieser Zerfall wird anhand der Wirbelkaskade beschrieben und führt am Ende der Kaskade durch turbulente Dissipation zu einer Überführung der kinetischen Energie in innere Energie (siehe Abschnitt 2.2.1). Für die Betrachtungen der Wirbeldynamik im Kern der Strömung, wie sie in dieser Arbeit zur Beschreibung des Wirbelaufplatzens durchgeführt werden, spielt die turbulente Dissipation allerdings nur eine untergeordnete Rolle, da im Bereich der Brennerachse über weite Teile der Strömung von einem Festkörperwirbel (reibungsfrei - siehe Abbildung 2.9) aus-

gegangen werden kann. Wie in der Literatur [14, 56] basieren die folgenden Ausführungen auf der statistisch gemittelten Wirbeltransportgleichung, was für reibungsfreie Strömungen eine zulässige Betrachtungsweise ist.

2.2.5 Beschreibung des Wirbelaufplatzens

Durch Interpretation der Einflüsse auf die einzelnen Terme der Wirbeltransportgleichung in einer Strömung wird in diesem Abschnitt beschrieben, wie es zum zuvor bereits erwähnten Wirbelaufplatzens in Drallströmungen kommt. Hierbei wird insbesondere auf den Einfluss eines Flächensprungs und der Verbrennung eingegangen. Die Basis dieser Beschreibung sind dabei unter anderem folgende Publikationen: [11, 14, 17, 56, 65].

2.2.5.1 Wirbelaufplatzens in isothermer Drallströmung im Rohr

Bei isothermer Strömung eines verdrallten Fluids durch ein zylindrisches Rohr ohne Querschnittsprung spielen bei Betrachtung der Wirbeltransportgleichung sowohl die Expansion wie auch das barokline Drehmoment keine Rolle. Vielmehr sind hier die Streckung und Umorientierung wie auch die Konvektion der Wirbelstärke dominierend. Bei einer Abnahme der Umfangsgeschwindigkeit in der Drallströmung, beispielsweise aufgrund von Wandreibung, zeigt Breuer [10] durch Auswertung der Wirbeltransportgleichung, dass es zur Umorientierung von axialer zu negativer azimuthaler Wirbelstärke kommt. Diese bewirkt auf der Achse eine Reduktion der axialen Geschwindigkeit, was zu einer Aufweitung des Wirbelkerns führt. Bei Überschreiten einer kritischen Drallzahl führt dies zur Ausbildung eines Staupunktes und somit einer Rückströmblase im Kern der Strömung. Dieser Vorgang wird auch in den Arbeiten [12, 18, 56, 105] beschrieben, weshalb für eine genauere Charakterisierung auf diese verwiesen wird. Das auf die Rückströmzone treffende Fluid umströmt die Rückströmblase dabei wie einen starren Körper. Massenaustausch zwischen Hauptströmung und Blase findet lediglich über die Blasenoberfläche statt und ist in seiner Intensität stark vom Grad der Turbulenz abhängig. Die Position der Rückströmblase reagiert dabei sehr sensitiv auf Veränderungen der axialen Anströmgeschwindigkeit, wie in den Arbeiten von Darmofal [18] und Weimer [105] gezeigt.

2.2.5.2 Wirbelaufplatzen in isothermer Drallströmung mit einem Querschnittssprung

Der zuvor beschriebene Zusammenhang zwischen reduzierter Umfangsgeschwindigkeit und dem Anstieg negativer azimuthaler Wirbelstärke verstärkt sich bei Querschnittsvergrößerung aufgrund der divergierenden Stromlinien und dem dadurch aufgeweiteten Kern der Strömung. Wie zuvor induziert die negative azimuthale Wirbelstärke nach dem Gesetz von Biot-Savart (Gleichung (2.9)) eine negative axiale Geschwindigkeit und führt im Fall mit einem Querschnittssprung bei wesentlich kleineren Drallzahlen als bei der reinen Rohrströmung zum Wirbelaufplatzen. Dieser Zusammenhang zwischen Stromlinienaufweitung und der Bildung von negativer azimuthaler Wirbelstärke wurde erstmals von Brown und Lopez [11] beschrieben.

Dieser Effekt wird, wie zuvor in Abschnitt 2.1 bereits erwähnt, zur aerodynamischen Stabilisierung von Flammen genutzt, indem am Übergang eines Drallbrenners zur Brennkammer ein Flächensprung gewählt wird, der das Wirbelaufplatzen ermöglicht. Hierdurch wird der besagte Bereich erzeugt, in dem die Strömungsgeschwindigkeiten gering sind und somit die Stabilisierung der Flamme erlauben. Dies geschieht bei gleichzeitig hohen Geschwindigkeiten in der Vormischstrecke, womit ein Propagieren der Flamme in diesen Bereich stark erschwert wird. Bei dieser Betrachtung wird allerdings der Einfluss der Flamme auf die Wirbeldynamik vernachlässigt, weshalb dieser im folgenden Abschnitt dargestellt wird.

2.2.5.3 Wirbelaufplatzen in reagierender Drallströmung mit einem Querschnittssprung

Bei Einsetzen der Reaktion spielen die Terme für Expansion, aber auch der des baroklinen Drehmoments zusätzlich zu den bereits dargelegten Einflüssen der Konvektion und der Streckung bzw. Umorientierungsterme eine wichtige Rolle [56, 59]. In Abbildung 2.12 ist der Einfluss einer Luftzahlabsenkung von $\lambda=1.5 \rightarrow 1.2$ auf die einzelnen Terme der Wirbeltransportgleichung und die azimuthale Wirbelstärke ω_ϕ dargestellt. Hierzu wertet Kiesewetter [56] beide Fälle im Rahmen einer 2D-CFD-Studie aus und zieht die entsprechenden Werte voneinander ab, um die jeweilige Änderung zu erfassen. Neben der Zu- bzw. Abnahme der azimuthalen Wirbelstärke sind auch die Positionen der Flammen

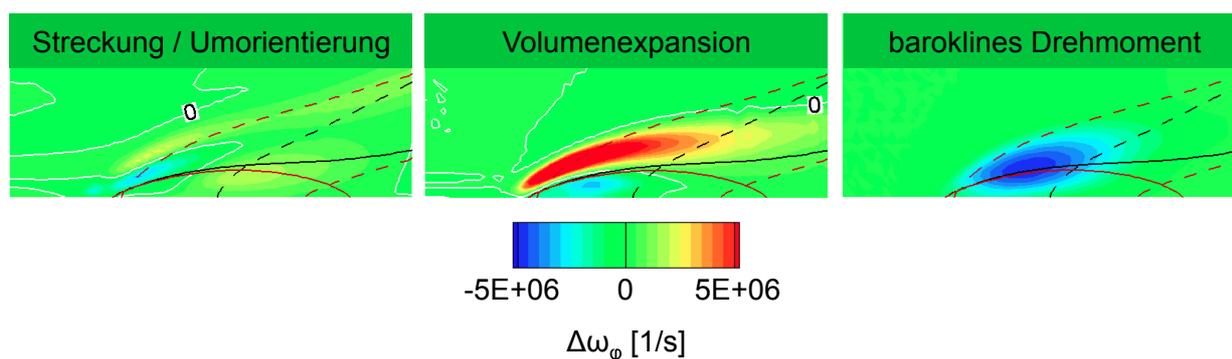


Abbildung 2.12: Einfluss einer Luftzahlabenkung $\lambda=1.5 \rightarrow 1.2$ auf die azimuthale Wirbelstärke bei Betrachtung der einzelnen Terme der Wirbeltransportgleichung [56, 57].

(gestrichelte Linie) und die Positionen der Rückströmzonen (durchgezogene Linie) für beide Fälle (schwarz - $\lambda=1.5$ / rot - $\lambda=1.2$) abgebildet.

Es wird deutlich, dass der Einfluss der Streckungs- und Umorientierungsterme eine untergeordnete Rolle bei der Entwicklung der azimuthalen Wirbelstärke spielt. Viel stärker sind dabei die sich ergebenden Änderungen aufgrund der Volumenexpansion und des baroklinen Drehmoments. Durch die Verbrennung wird ein axialer Dichtegradient aufgeprägt, weshalb es wie zuvor beschrieben aufgrund des radialen Druckgradienten in der Drallströmung zur Bildung eines baroklinen Drehmoments auf der Achse des Brenners kommt. Dies führt zur Bildung von negativer azimuthaler Wirbelstärke, die wiederum eine zusätzliche negative axiale Geschwindigkeit im Zentrum der Strömung induziert. Dem entgegen wirkt der Einfluss der Volumenexpansion durch Zunahme der positiven azimuthalen Wirbelstärke im äußeren Bereich der Rückströmblase. Aus der Summe beider Einflüsse kann geschlossen werden, ob sich die Flamme bei Einsetzen der Verbrennung stromab oder stromauf verlagert. Überwiegt der Einfluss des baroklinen Drehmoments auf die Strömung, so kann es im Extremfall zur Propagation der Flamme in die Vormischstrecke kommen. Dieser Rückschlagsmechanismus wird als CIVB bezeichnet und zusammen mit den drei weiteren möglichen Rückschlagsarten in Drallbrennern im nächsten Abschnitt beschrieben.

2.3 Flammenrückschläge in vorgemischten Systemen

Da die Betriebssicherheit des Brenners eines der Hauptauslegungskriterien ist, gilt es in diesem Abschnitt die möglichen Rückschlagsarten zu beschreiben. Dies ist zum einen für das bessere Verständniss der am Ende des Kapitels dargelegten Auslegungskriterien wichtig, zum anderen für die Interpretation der im Ergebnissteil dargestellten Versuchsdaten unabdingbar.

2.3.1 Turbulentes Rückbrennen gegen die Kernströmung

Eine Flamme kann sich in einem vorgemischten System grundsätzlich entgegen der Kernströmung in die Vormischstrecke bewegen, wenn die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit $S_{l,bzw.t}$ lokal die der Hauptströmung überschreitet (siehe Abbildung 2.2), also folgender Zusammenhang erfüllt ist:

$$S_{l,bzw.t}(x, y, z) \geq u(x, y, z). \quad (2.11)$$

Bei der Verbrennung in Gasturbinenbrennern mit Turbulenzgraden von über 10% [63] ist dazu die turbulente Flammenausbreitungsgeschwindigkeit S_t nach Gleichung (2.4) zu betrachten. Diese lässt sich bei bekanntem Turbulenzgrad T_u vereinfacht nach folgender Gleichung bestimmen:

$$S_t \approx S_l + T_u \cdot \bar{u}. \quad (2.12)$$

Bei technischer Verbrennung in vorgemischten Systemen ist demnach auf dem gesamten Strömungspfad bis zur Verbrennung sicherzustellen, dass lokal die Strömungsgeschwindigkeiten eine Stabilisierung der Flamme nicht erlauben, diese also die Brenngeschwindigkeit übersteigen.

2.3.2 Flammenrückschlag bei Verbrennungsinstabilitäten

Thermoakustische Instabilitäten treten auf, wenn Druckschwingungen das Strömungsfeld bzw. die Reaktionszone beeinflussen oder diese sich zusätzlich durch Rückkopplungseffekte verstärken. Hierdurch steigen die Lärm- und Schadstoffemissionen an, die Flamme kann instabil werden und letztendlich vollständig verlöschen. Zum Rückschlag in die Vormischstrecke kann es dann kommen, wenn aufgrund der Schnelleschwankung die Geschwindigkeiten lokal die Bedingung in Gleichung (2.11) zeitweise erfüllen.

Um thermoakustische Instabilitäten möglichst zu vermeiden, muss bei der Auslegung eines Verbrennungssystems auf eine stabile Position der Rückströmzone bzw. der Flamme geachtet werden. Ferner sollte die Mischung möglichst homogen sein, da sich hierdurch Wärmefreisetzungsschwankungen stark minimieren lassen. In Mehrbrenneranordnungen, wie sie in Gasturbinen gängig sind, kann auch das Abschirmen der Flammenwurzeln der Brenner zu einem resistenteren Betrieb führen, da hierdurch der Einfluss von Nachbarflammen auf das Brennerverhalten minimiert wird. Am in dieser Arbeit verwendeten atmosphärischen Einzelbrennerversuchsstand tritt Rückschlag durch thermoakustische Instabilitäten nicht auf, weshalb diese Rückschlagsart nicht weiter betrachtet wird.

2.3.3 Verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzen (CIVB)

Das verbrennungsinduzierte Wirbelaufplatzen lässt sich nicht durch eine lokal zu niedrige Strömungsgeschwindigkeit charakterisieren, da diese Form des Rückschlags auch bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten weit jenseits der Flammengeschwindigkeit stattfindet. Diese Art des Rückschlags findet nur in verdrallten Strömungen statt und wurde am Lehrstuhl für Thermodynamik weitreichend erforscht und charakterisiert [14, 35, 56, 59, 63].

2.3.3.1 Beschreibung des Rückschlagphänomens

Die Logik dieses Rückschlags folgt dabei der Beschreibung des Einflusses der Verbrennung auf die Terme der Wirbeltransportgleichung in Abschnitt 2.2.5. Bei magerer Verbrennung ist der Einfluss der Volumenexpansion verglichen mit dem des baroklinen Drehmoments niedrig [59], weshalb es lediglich zu einer geringen Stromaufverlagerung der Flamme kommt. Erreicht die induzierte Geschwindigkeit bei Absenkung der Luftzahl ein ausreichendes Niveau, so kommt es hingegen zur Propagation der Flamme stromauf und somit zum Rückschlag. Voraussetzung hierbei ist, dass der Einfluss des baroklinen Drehmoments den der Volumenexpansion übersteigt und es somit zu einer ausreichenden Nettoproduktion negativer azimuthaler Wirbelstärke kommt.

2.3.3.2 Modelle zur Vorhersage der Rückschlagsgrenzen

Zur Vorhersage von Rückschlag durch CIVB in Drallbrennern wurden am Lehrstuhl für Thermodynamik zwei Modelle abgeleitet. Mit diesen kann ausgehend von einem einzelnen Messpunkt das Rückschlagsverhalten eines Brenners für einen breiten Betriebsbereich bestimmt werden. Sie ermöglichen darüber hinaus auch den Vergleich der Rückschlagsresistenz verschiedener Brenner durch Berechnung einer einzelnen Modellkonstanten.

CIVB-Modell nach Kröner [63]: Ähnlich wie bei der Analyse der mageren Löschgrenze in [43] bedient sich Kröner eines Vergleichs des chemischen und des Strömungszeitmaßes zur Bestimmung seiner Modellkonstanten. Das chemische Zeitmaß τ_{PSR} entnimmt er dabei einer Berechnung mit Chemkin und dem GRI-2.11-Mechanismus [8] unter der Annahme eines homogenen Reaktors (PSR³) [36]. Die Anwendbarkeit dieser Annahme begründet er mit den Beobachtungen durch Fritz [35], der zeigt, dass es zu einer Volumenreaktion ohne führende Flammenfront kommt. Aufgrund der turbulenten Durchmischung von Heißgas, Zwischenprodukten und Reaktanden kommt es bei Drallflammen zu einer Reaktionszone, die einem homogenen Reaktor ähnlich ist [43, 44]. Das charakteristische Strömungszeitmaß für die Rückströmzone wird im Modell aus dem Verhältnis der makroskopischen Größen des Durchmessers und der mittleren axialen Strömungsgeschwindigkeit am Brenneraustritt u_b gebildet:

$$\tau_u = \frac{D}{u_b}. \quad (2.13)$$

Für stabile Betriebspunkte beobachten Fritz [35] und Kröner [63], dass das Ausreagieren der Rückströmblase durch lokale Löscheffekte verhindert wird [64]. Diese Löscheffekte halten Flammenrückschläge auf bzw. erlauben das Ausspülen der Flamme und sind dann zu beobachten, wenn die durch Reaktion zugeführte Wärme schneller abgeführt als freigesetzt wird. Kommt es also, wie von Fritz [35] beschrieben, vor dem eigentlichen Rückschlagspunkt zu einer kurzzeitigen Propagation der Flamme in die Mischstrecke, wird bei zu langsamer chemischer Reaktion durch die Strömung mehr Wärme abgeführt als durch die Reaktion geliefert wird. Es kommt lokal zum Löschen der Flamme, was charakteristisch für stabile Betriebspunkte ist. Steigt durch Absenken

³ engl.: PSR - Perfectly Stirred Reaktor

der Luftzahl die Wärmefreisetzung, so ist dies nicht mehr gewährleistet, weshalb bei Verletzung folgender Bedingung Rückschlag unvermeidbar ist:

$$C_{quench} \leq \frac{\tau_{PSR}}{\tau_u}. \quad (2.14)$$

Da im Reaktormodell Konzentrationsgradienten prinzipiell nicht berücksichtigt werden, passt Kröner [63] das chemische Zeitmaß durch Multiplikation mit der Lewis-Zahl an, um die unterschiedlichen diffusiven Eigenschaften bei verschiedenen Brennstoffen zu berücksichtigen. Hieraus folgt letztendlich der Zusammenhang für die von Kröner vorgestellte Konstante:

$$C_{quench} \leq \frac{\tau_{PSR}^*}{\tau_u} = \frac{\tau_{PSR} \cdot Le \cdot u_b}{D}. \quad (2.15)$$

Ist diese Ungleichung erfüllt, so ist das System sicher gegen Flammenpropagation in die Vormischstrecke aufgrund von CIVB. Durch Messung der Rückschlagsdaten an einem vom AEV-Brenner abgeleiteten Forschungsbrenner und durch Vergleich mit den dafür errechneten Modelldaten kommt Kröner [63] speziell bei hohen Massenströmen zu einer sehr guten Übereinstimmung. Bei $Re < 50000$ führt das Modell allerdings zu Ungenauigkeiten, da am untersuchten Forschungsbrenner die Selbstähnlichkeit der Strömung nicht mehr gewährleistet ist. Um Abhilfe auch für kleine Reynoldszahlen zu schaffen, entwickelte Konle [59] ein Modell, das auch bei moderaten Turbulenzgraden verlässliche Daten liefert.

CIVB-Modell nach Konle [59]: Verglichen mit dem Modell nach Kröner, welches für Brenner mit hohen Turbulenzgraden und Reynoldszahlen entwickelt wurde, ist das Modell nach Konle [59] vor allem für Brenner mit moderater Turbulenzintensität bei geringeren Durchsätzen validiert. Konle konnte mittels HS-PIV⁴- und LIF⁵-Messungen, aber auch durch Einsatz von CFD⁶-Methoden zeigen, dass sich bei Absenken der Luftzahl die Flammenfront in rückschlagsgefährdeten Brennern näher an den Staupunkt der Rückströmblase bewegt (Abbildung 2.13). Bei Erreichen eines kritischen Abstands Δx_{krit} beginnt der Rückschlag durch CIVB und die Flamme bewegt sich in das Mischrohr.

Er zeigt auch, dass dieser kritische Abstand unabhängig von der Brennerleistung und somit konstant für den eingesetzten Brenner bei spezifischem

⁴ engl.: HS-PIV - High Speed Particle Image Velocimetry

⁵ engl.: LIF - Laser-Induced Fluorescence

⁶ engl.: CFD - Computational Fluid Dynamics

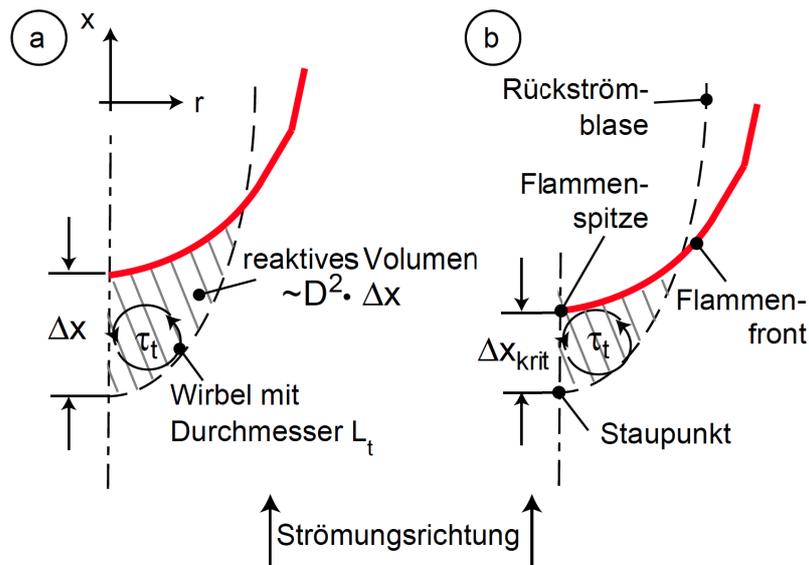


Abbildung 2.13: Prinzipdarstellung des verbrennungsinduzierten Wirbelaufplatzens bei mäßiger Turbulenz [61]: a) zeigt den Fall des stabilen Betriebs, b) zeigt den Fall zu Beginn des Rückschlags durch CIVB.

Brennstoff ist. Die Wirbel, welche vor der Flammenfront detektiert werden, haben den Durchmesser L_t , welcher sich proportional zum Radius des Wirbelkerns der Hauptströmung am Brenneraustritt verhält. Das Modell basiert, wie das Modell nach Kröner, auf einem Vergleich des chemischen τ_c und des charakteristischen turbulenten Strömungszeitmaßes τ_t :

$$\frac{\tau_c}{\tau_t} \leq C_b. \quad (2.16)$$

C_b stellt dabei die Modellkonstante dar. Je kleiner C_b , desto größer die CIVB-Resistenz. Das turbulente Zeitmaß wird äquivalent zum Modell nach Kröner [63] aus der Wirbelgröße und der Geschwindigkeitsfluktuation berechnet. Diese beiden Größen sind wiederum proportional zum Austrittsdurchmesser des Brenners bzw. zur axialen Hauptströmungsgeschwindigkeit, woraus

$$\tau_t = \frac{L_t}{u'} \sim \frac{D}{u} = \tau_u \quad (2.17)$$

folgt. Um die Position der Flamme relativ zum Staupunkt der Rückströmblase zu berücksichtigen, wird Δx_{krit} zur Berechnung des chemischen Zeitmaßes herangezogen. Aufgrund der am TD₁-Brenner beobachteten mäßig gefalteten Flamme kann das Zeitmaß durch

$$\tau_c = \frac{\Delta x_{krit}}{S_t} \sim \frac{\Delta x_{krit}}{S_l} \quad (2.18)$$

bestimmt werden und somit die Konstante C_b wie folgt ermittelt werden:

$$\frac{\tau_c}{\tau_u} = \frac{\Delta x_{krit}}{S_l} \cdot \frac{\bar{u}}{D} \leq C_b. \quad (2.19)$$

Der kritische Abstand ist für den TD₁-Brenner durch Konle bestimmt worden und beträgt $\Delta x_{krit} \approx 0.25D$. Für den Fall, dass der kritische Abstand nicht bekannt ist, lässt sich dieses Modell dennoch anwenden. Hierzu wird der konstante kritische Abstand, als auch der konstante Brennerdurchmesser aus dem Ausdruck gekürzt und eine vereinfachte Konstante C'_b gebildet:

$$\frac{S_l}{\bar{u}} \leq C'_b. \quad (2.20)$$

Diese ermöglicht nach wie vor für einen spezifischen Brenner und Brennstoff den Betriebsbereich aus einer einzelnen Rückschlagsmessung zu extrapolieren, allerdings geht dabei die Möglichkeit verloren, verschiedene Brenner bezüglich ihrer Betriebssicherheit zu beurteilen.

2.3.4 Flammenrückschlag durch die Wandgrenzschicht (WRS)

Rückschlag durch die Wandgrenzschicht von Brennersystemen ist seit Beginn der Forschung an Verbrennungsprozessen ein wichtiges Thema, da jedes Verbrennungssystem anfällig für diese Art des Rückschlags ist. Prinzipiell gelingt es der Flamme dabei, aufgrund der Haftbedingung an den Wänden des jeweiligen Brennersystems und den daraus resultierenden niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten im Wandbereich stromauf in die Vormischstrecke zu propagieren. Eichler [25] gibt einen detaillierten Überblick über die Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet seit Mitte des vergangenen Jahrhunderts [6, 7, 20, 24, 70, 103, 111], weshalb hier nur die für diese Arbeit relevanten Gleichungen und Zusammenhänge dargestellt werden und für detailliertere Betrachtungen auf die aufgeführten Quellen verwiesen wird. Durch Untersuchung des Rückschlags durch die Wandgrenzschicht mit optischen Messmethoden gelingt es Eichler [25] außerdem die bisher gängigen Modellvorstellungen der Vorgänge während eines Rückschlags in der Wandgrenzschicht zu widerlegen bzw. zu erweitern.

2.3.4.1 Beschreibung des Rückschlagphänomens

Die gängige Vorstellung der Vorgänge während eines Rückschlags durch die Wandgrenzschicht wurden von Lewis und von Elbe [70] bereits 1943 für den Fall einer laminaren Strömung formuliert, bevor Eichler [25] die Gültigkeit dieses Modells 2011 widerlegen konnte. Diese Modellvorstellung, die über 60 Jahre Bestand hatte, basiert auf dem in Abbildung 2.14 gezeigten Schema.

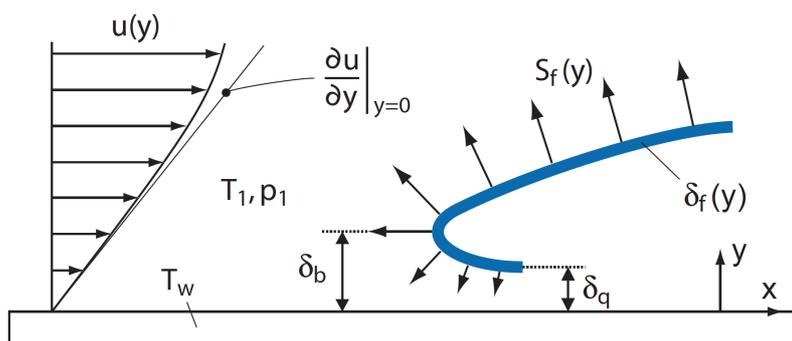


Abbildung 2.14: Prinzipdarstellung zum Rückschlag durch die Wandgrenzschicht nach dem Gradientenmodell [25, 70].

Die Experimente, die zu diesem Modell führten, wurden an einem Rohrbrenner durchgeführt, in dem eine laminare voll ausgebildete Strömung sichergestellt war. Durch Beobachtung der Flamme bei Rückschlag durch die Wandgrenzschicht konnte gezeigt werden, dass die Flamme nicht direkt an der Wand, sondern in einem gewissen Abstand δ_q zu dieser propagiert. Der Teil der Flamme, der der Wand am nächsten ist, ist dabei nicht die Flammenspitze, sondern folgt dieser in einem gewissen Abstand. Dieser Effekt ist dem Flammenlöschen⁷ aufgrund der Wärmeabfuhr von der Reaktionszone an die nicht adiabate Wand geschuldet. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Flamme relativ zur Strömung $S_f(y)$ strebt dabei dem Wert der laminaren Flammengeschwindigkeit entgegen, wird aber durch Quenchingeffekte beeinflusst. Bei Erreichen eines kritischen Betriebspunktes (Index k), der zu Rückschlag führt, befindet sich die Flammenausbreitungsgeschwindigkeit am Abstand δ_b im Gleichgewicht mit der Anströmgeschwindigkeit, die aus dem Geschwindigkeitsgradienten bestimmt werden kann:

$$S_f(\delta_b) = g_k \cdot \delta_b. \quad (2.21)$$

⁷ engl.: Quenching

g_k entspricht dabei dem kritischen Geschwindigkeitsgradienten und kann aus der Wandschubspannung und der dynamischen Viskosität η nach folgender Gleichung bestimmt werden:

$$g = \frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\tau_w}{\eta}. \quad (2.22)$$

Bei Anwendung dieses Modells wird $S_f(\delta_b)$ durch die laminare, adiabate Flammengeschwindigkeit S_l angenähert. Dieses Modell berücksichtigt dabei keinerlei Interaktion zwischen Flamme und Strömungsfeld.

Hier setzen nun die Beobachtungen von Eichler [25] an. Durch Messung der OH*-Chemilumineszenz, der Geschwindigkeitsfelder mittels μ -PIV und durch Aufzeichnung der Mie-Streuung unmittelbar an der Flammenfront gelingt es ihm, ein neues Bild der Vorgänge beim Rückschlag durch die Wandgrenzschicht zu zeichnen. Die Messergebnisse wurden in einem rechteckigen Kanal gewonnen, in dem in Strömungsrichtung der Verlauf der Querschnittsfläche durch den Einbau verschiedener Rampen variiert werden konnte. Die Tatsache, dass der auftretende Mechanismus sowohl für laminare und turbulente Strömungen als auch für verschiedene Brennstoffe und Geometrien identisch war, lässt auf ein allgemein gültiges Modell des Rückschlags schließen. Das Modell wurde zusätzlich durch numerische Simulation der Vorgänge validiert. Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen und können durch Abbildung 2.15 eingehend beschrieben werden [25].

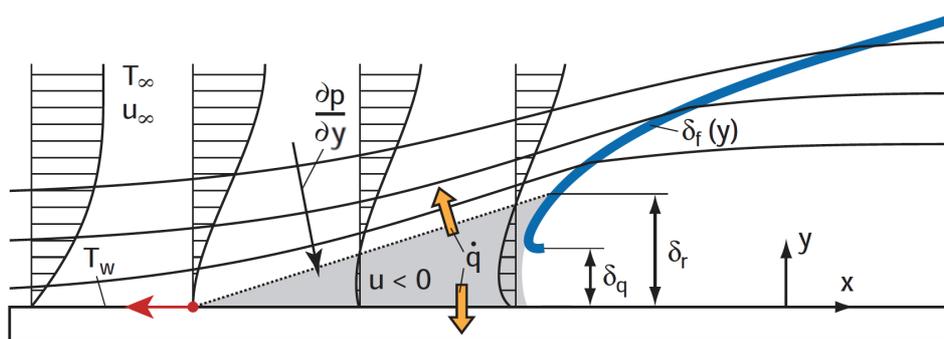


Abbildung 2.15: Prinzipdarstellung zum Rückschlag durch die Wandgrenzschicht nach Eichler [25].

Durch den Flammenrückdruck kommt es zu einem positiven Druckgradienten in Strömungsrichtung unmittelbar vor der Flamme. Die ankommende Strömung erfährt dadurch eine Ablösung, die sich in Abbildung 2.15 in einer

Ablenkung der Strömungslinien äußert. In der Ablösezone unmittelbar vor der Flamme entsteht dadurch ein Rückströmgebiet mit negativen Geschwindigkeiten gegen die Hauptströmung ($u < 0$), in dem sich die Flamme ähnlich wie beim CIVB-getriebenen Rückschlag stabilisiert. Die Anwesenheit der Wand unter der Flamme und deren Schweiß verstärkt dabei die Auslenkung der Stromlinien und somit die Rückströmung. Durch die Bewegung der Flamme in das Rückströmgebiet verschiebt sich der Druckgradient weiter stromauf, wodurch es zu einer kontinuierlichen Propagation der Flamme in die Vormischstrecke kommt.

Eichler [25] berechnet für verschiedene Winkel der Rampe in seinem Kanal die kritischen Geschwindigkeitsgradienten und stellt fest, dass eine steilere divergierende Rampe eine Verschlechterung des Rückschlagverhaltens nach sich zieht. Dieses Verhalten deckt sich mit der Beschreibung des Rückschlagverlaufs. Durch die Divergenz in der Strömung kommt es zu einer verstärkten Ablösung der Strömung von der Wand und somit zu einer früheren und stärkeren Ausprägung der Rückströmzone.

2.3.4.2 Vergleichsdaten aus der Literatur

Beim Vergleich mit den aus der Literatur verfügbaren Daten für Rohrbrenner stellen Eichler et al. [26] fest, dass die Randbedingungen bei Beginn des Rückschlags die Höhe des kritischen Geschwindigkeitsgradienten maßgeblich beeinflussen. Entscheidend ist die Position der Flamme relativ zum Brenneraustritt. Stabilisiert sich die Flamme nach einem großen Flächensprung in der Scherschicht zwischen anströmendem Brennstoff-Luft-Gemisch und der Umgebung, so gilt es das Modell zu erweitern. Die Wand unter der Flamme ist nicht vorhanden und es stellen sich Bedingungen wie in Abbildung 2.16 ein.

Links unten ist in grau die Brennerwand kurz vor dem Austritt dargestellt, über die, von links nach rechts, das Gemisch über den Flächensprung strömt. Verglichen mit dem zuvor beschriebenen Fall im Brenner (Abbildung 2.15) ist dabei der Einfluss des Flammenrückdrucks auf die Grenzschicht aus zwei Gründen deutlich geringer [25]:

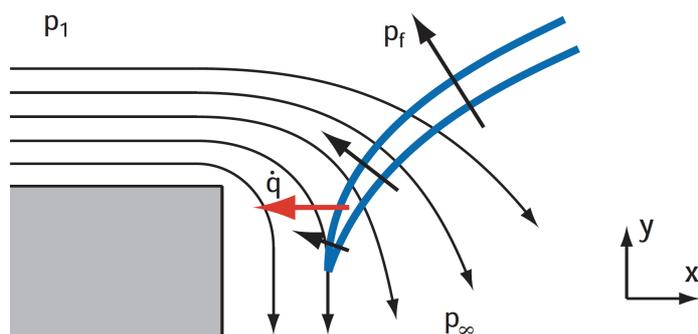


Abbildung 2.16: Prinzipdarstellung zum Rückschlag durch die Wandgrenzschicht bei großem Flächensprung nach Eichler [25].

- In Wandnähe kommt es aufgrund von Wärmeverlusten \dot{q} zum Verlöschen der Flamme. Da der Druck im Brenner p_1 den in der Brennkammer p_∞ übersteigt, kommt es aus Sicht der ankommenden Frischgasströmung in der Wandgrenzschicht zu einer Reduktion des Drucks in Strömungsrichtung. Die Strömung wird durch die vom Flammenlöschen verursachte Spalte gedrückt, was zum bereits vielfach beobachteten Überhängen der Flamme führt [34, 71, 98] und für die Flamme einen zusätzlichen Rückschlagswiderstand darstellt. Außerdem führen das erhöhte Quenching und die Flammenstreckung in diesem Fall zu einer Reduktion des Flammenrückdrucks.
- Durch die fehlende Wand unter der Flamme kommt es zu einer Reduktion des Flammenrückdrucks p_f in der Freistromung verglichen mit dem Fall der Flamme im Brenner und somit zu einer geringeren Stromlinienaufweitung, wodurch der induzierte Druckgradient vermindert wird.

Eichler et al. [26] untersuchen den Einfluss durch Variation des Flächensprungs genauer und kommen zu dem erwarteten Ergebnis, dass eine Vergrößerung des Flächensprungs eine Verbesserung der Rückschlagsneigung nach sich zieht. In Abbildung 2.17 wird dies deutlich. Durch Vergrößern des Flächensprungs werden die kritischen Gradienten bei Rückschlag kleiner. Dies gilt sowohl für die Experimente am rechteckigen Kanal als auch für die dargestellten Rohrbrennerdaten.

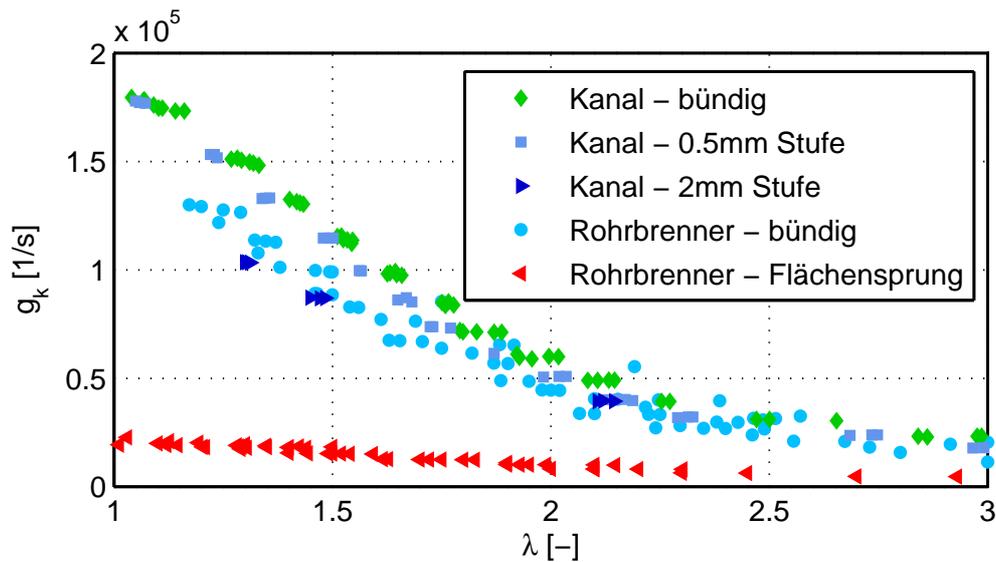


Abbildung 2.17: Einfluss des Flächensprungs auf kritische Geschwindigkeitsgradienten [25].

Zur Abschätzung des Geschwindigkeitsgradienten am Austritt des in dieser Arbeit vorgestellten Brenners wird wie für die Rohrbrennerdaten aus der Literatur das Rohrreibungskonzept nach Blasius für ausgebildete turbulente Strömungen verwendet. Danach berechnet sich die Schubspannung in der Grenzschicht nach folgender Gleichung [90]:

$$\tau_k = 0.03955 \cdot \bar{u}^{\frac{7}{4}} \cdot D^{-\frac{1}{4}} \cdot \nu^{\frac{1}{4}} \cdot \rho. \quad (2.23)$$

Durch Einsetzen in Gleichung (2.22) folgt daraus der gesuchte Geschwindigkeitsgradient g_k , wobei die dynamische Viskosität durch die Gleichungen nach Wilke [107, 108] berechnet wird:

$$g_k = 0.03955 \cdot \bar{u}^{\frac{7}{4}} \cdot D^{-\frac{1}{4}} \cdot \eta^{-\frac{3}{4}} \cdot \rho^{\frac{3}{4}}. \quad (2.24)$$

Da verschiedene Messreihen selten bei gleichen Versuchsbedingungen durchgeführt werden, insbesondere wenn ein Vergleich mit Literaturdaten angestrebt wird, müssen die berechneten Gradienten korrigiert werden, um vergleichbare Daten zu generieren. Hierzu wurden von Fine [31, 32] zwei Korrelationen vorgeschlagen, die eine Korrektur der Gradienten bezüglich der Gemischtemperatur und des Drucks in der Brennkammer erlauben. Ziel ist es, die Rückschlagsdaten auf gemeinsame Referenzbedingungen (Druck und

Temperatur) zu korrigieren. Gleichung (2.25) beschreibt die Temperaturkorrektur nach Fine [32]:

$$g_k^T = g_k \cdot \left(\frac{T_{ref}}{T_{vor}} \right)^{1.52}, \quad (2.25)$$

Gleichung (2.26) liefert die Druckkorrektur [31]:

$$g_k^p = g_k \left(\frac{p_{ref}}{p_{exp}} \right)^{1.35}. \quad (2.26)$$

Neben der Bedingung eines sicheren Betriebs, also der Vermeidung der genannten Rückschlagsmechanismen ist im zu entwickelnden Brenner auch ein schadstoffarmer Betrieb zu gewährleisten, weshalb im folgenden Absatz auf die Mechanismen bei NO_x -Entstehung eingegangen wird.

2.4 Entstehung von Stickoxiden

In diesem Abschnitt werden die Grundlagen der Entstehung von NO bzw. NO_2 dargelegt. Eine detaillierte Darstellung der Prozesse findet sich in der einschlägigen Verbrennungsliteratur [37, 101]. Bei der Betrachtung der NO -Bildung darf nicht von einem chemischen Gleichgewicht ausgegangen werden, da die Bildung so langsam abläuft, dass ein Gleichgewicht erst nach Zeiten erreicht wird, die um Größenordnungen länger sind, als sie in der Flammenfront von Gasturbinenflammen zur Verfügung stehen. Entscheidend für die NO -Bildung ist, wie das stabile N_2 -Molekül des Luftstickstoffs zur Reaktion gebracht werden kann [104]. Es werden verschiedene Arten der NO_x -Entstehung unterschieden, die in der Folge dargelegt sind.

Thermisches NO : Bei hohen Temperaturen nimmt die Fähigkeit von Sauerstoffradikalen zur Reaktion mit dem N_2 -Molekülen zu. Hierzu ist allerdings eine hohe Aktivierungsenergie notwendig, um die Dreifachbindung des N_2 -Moleküls zu spalten, weshalb dieser Mechanismus der NO -Bildung nur bei hohen Temperaturen starten kann. Die Elementarreaktionen dieses Mechanismus wurden erstmals von Zeldovich 1946 postuliert [104]. Nach Erreichen der Aktivierungsenergie reagiert das O-Radikal mit einem N_2 -Molekül zu NO , wobei ein N-Radikal frei wird. Dieses reagiert anschließend mit OH bzw. O_2 weiter zu NO , wobei bei letzterer Reaktion wiederum ein O-Radikal gebildet wird.

Promptes NO: Dieser auch nach Fenimore [29, 30] benannte Mechanismus führt zur Entstehung von NO durch das Spalten des N_2 -Moleküls mittels Brennstofffragmenten. Neben den O-Radikalen ist in Kohlenwasserstoffflammen auch das CH-Radikal in der Lage mit dem N_2 -Molekül zu reagieren, woraus HCN und ein N-Atom entstehen. Letzteres wird wiederum durch Oxidation zu NO umgeformt. Die Bezeichnung „prompt“ ist auf die kurze Lebenszeit der Brennstofffragmente zurückzuführen.

NO-Bildung über N_2O : Unter hohem Druck kommt es schon bei niedrigen Temperaturen zur Reaktion von N_2 und O zu Lachgas (N_2O), wobei dazu ein dritter Stoßpartner notwendig ist. Das Lachgas wird nachfolgend hauptsächlich mit O- und H-Atomen über verschiedene Reaktionspfade zu NO umgeformt.

NO-Bildung über Brennstoff-Stickstoff: Dieser Mechanismus basiert auf dem im Brennstoff gebundenen Stickstoff, der im Laufe der Reaktion vom Brennstoff abgespalten wird. Von zentraler Bedeutung bei der Bildung von NO aus dem freiwerdenden Stickstoff ist wiederum der Cyanwasserstoff HCN, der in sauerstoffreichen Gebieten weitgehend zu NO oxidiert.

Bildung von NO_2 : NO_2 entsteht durch die Oxidation von NO. Die treibenden Reaktionen finden bei Temperaturen unter ca. 1200K statt und sind somit auch in der Natur am emittierten NO zu beobachten. In Gasturbinenbrennkammern ist dies allerdings unerwünscht, da es dadurch zu einer Verfärbung des Abgases kommt, weshalb überstöchiometrische Gebiete hoher NO-Konzentration bei niedrigen Temperaturen vermieden werden sollten [69].

2.5 Auslegungskriterien und Strömungsführung

In diesem Abschnitt werden aus den bisher dargelegten Grundlagen Auslegungskriterien und Randbedingungen abgeleitet, die ein Brenner zur vorge-mischten Verbrennung wasserstoffhaltiger Brennstoffe erfüllen muss. Hauptaugenmerk bei der Entwicklung des Brennerkonzepts liegt auf der Optimierung der Betriebs- und somit der Rückschlagssicherheit. Da bei hohen Wasserstoffkonzentrationen in den bisherigen Verbrennungssystemen EV- und AEV-Brenner der treibende Mechanismus bei Rückschlag CIVB war, liegt der Fokus auf dessen Vermeidung. Wie ein Strömungsfeld gestaltet sein muss, um

Rückschlag durch CIVB zu vermeiden bzw. die Anfälligkeit zu reduzieren, wurde von Kiese Wetter [56] und Burmberger [14] durch experimentelle und numerische Studien analysiert. Allerdings ist die Vermeidung von CIVB allein nicht ausreichend um erfolgreich wasserstoffhaltige Brennstoffe vorgemischt zu verbrennen. Im ersten Unterabschnitt wird deshalb auf die Einflüsse und Kriterien eingegangen, die hierzu berücksichtigt werden müssen. Aus diesen Kriterien lassen sich wiederum Geometrieparameter für eine geeignete Strömungsführung ableiten, die im letzten Abschnitt dargestellt werden, bevor in Kapitel 3 das daraus resultierende Konzept beschrieben wird.

2.5.1 Auslegungsparameter und -kriterien für das Brennkonzent

Die ausschlaggebenden Kriterien und Randbedingungen zur Entwicklung des Syngasbrennerkonzept werden im Folgenden dargestellt:

Fertigung: Aus fertigungstechnischer Sicht ist auf eine möglichst einfach zu fertigende Geometrie und einen geringen Einfluss von Fertigungstoleranzen auf die Funktion des Systems zu achten.

Schadstoffemissionen: Zur Gewährleistung niedriger Schadstoffbelastungen, muss die Verbrennung mit hohem Luftüberschuss und die ausreichende Mischung des Brennstoffs mit der Luft im Brenner sichergestellt werden. Hierzu gilt es die Brennstoffeindüsung entsprechend zu gestalten und ausreichend Mischlänge zu gewährleisten.

Drallstärke: Für den in dieser Arbeit entwickelten Brenner muss auf eine adäquate Drallstärke der Strömung geachtet werden, um sowohl das Stabilisieren von Erdgasflammen in einer sich ausbildenden Rückströmblase zu gewährleisten und andererseits die CIVB-Rückschlagsstabilität des Brenners bei Einsatz hochreaktiver Brennstoffe nicht unnötig zu gefährden.

Druckverlust: Es gilt bei der Generierung der Drallströmung keine unnötigen Druckverluste zu erzeugen, da diese den Wirkungsgrad der gesamten Gasturbine negativ beeinflussen.

Strömungsgeschwindigkeiten: Allgemein gilt, dass die Strömungsgeschwindigkeiten im Brenner höher als die Flammengeschwindigkeit sein müssen, damit das Stabilisieren von Flammen im Brennerinneren verhindert und im Falle von Selbstzündung oder Rückschlag die Flamme ausgespült wird.

Vermeidung von Rückschlag durch CIVB: Kiesewetter [56] zeigt bei seinen CFD-Analysen zum Strömungsfeld, dass es durch eine Änderung der tangentialen Geschwindigkeit um 5% im Kern der Strömung am Eintritt in das Mischrohr gelingt, sowohl eine CIVB-anfällige wie auch eine bei Erdgasverbrennung resistente Konfiguration zu generieren. Aus dem Vergleich beider Fälle zeigt er, wie eine deutliche Erhöhung der Stabilität erreicht werden kann. Prinzipiell wird Rückschlag durch CIVB dann vermieden, wenn die Flamme stromauf des Staupunkts der Rückströmzone stabilisieren kann. Durch die Wärmefreisetzung in der Drallströmung wird die azimuthale Wirbelstärke vor der Rückströmzone reduziert, was wiederum die Entstehung des baroklinen Drehmoments kompensiert und somit die Rückströmzone bzw. die Flamme am Stromaufpropagieren hindert. Kiesewetter [56] zeigt weiter, dass durch Vergrößern des Wirbelkernradius die Stabilität des Brenners bezüglich CIVB erhöht werden kann. Dabei wird allgemein die Wirbelstärke um die Rückströmblase geringer, weshalb die Produktion des baroklinen Drehmoments nicht mehr ausreicht, um CIVB zu induzieren. Diese Überlegungen decken sich dabei mit den theoretischen Überlegungen von Hallett [41] der zeigt, dass die Neigung zum Wirbelaufplatzen durch Vergrößern des Wirbelkernradius bzw. der Erhöhung der axialen Geschwindigkeit im Kern der Strömung sinkt. Kiesewetter zeigt dabei auch, dass die Erhöhung der axialen Geschwindigkeit im Zentrum der Strömung auch gleichzeitig einen vergrößerten Wirbelradius bedingt. Neben dieser eher allgemeinen Forderung nach einem breiten Wirbelkernradius wird Burmberger [14] bezüglich der Anpassung spezifischer Geometrieparameter an einem Brenner zum Erreichen eines CIVB-resistenten Designs konkreter. Er analysiert dazu die einzelnen Terme der Wirbeltransportgleichung und zieht Rückschlüsse, wie eine verbesserte aerodynamische Stabilisierung von Flammen erreicht werden kann. Allen Maßnahmen gemeinsam ist das Ziel einer Zunahme der Axialgeschwindigkeit auf der Rotationsachse, um der Absenkung der azimuthalen Wirbelstärke durch die Reaktion und der damit verbundenen induzierten Kraft gegen die Strömungsrichtung entgegenzuwirken. Hierbei werden zwei wichtige Kriterien für ein Strömungsfeld genannt, das möglichst resistent gegen Rückschlag durch CIVB ist [14]:

- **Zunahme der Umfangsgeschwindigkeit** in axialer Richtung. Diese Forderung ist auf die Beobachtung zurückzuführen, dass die axiale Wirbelstärke (Rotationsbewegung der Drallströmung) über den Gradienten

der Umfangsgeschwindigkeit in azimuthale Wirbelstärke überführt werden kann und eine Zunahme der Umfangsgeschwindigkeit stets eine Zunahme der azimuthalen Wirbelstärke bedingt und umgekehrt. Letztere wiederum beeinflusst den Gradienten der axialen Geschwindigkeit in Strömungsrichtung nach dem Gesetz von Biot-Savart in Gleichung (2.9), woraus folgt, dass die axiale Geschwindigkeit steigt.

- Neben dem Vorzeichen und der Stärke der azimuthalen Wirbel ist der Gradient in axialer Richtung entscheidend. Burmberger [14] zeigt, dass ein Absinken der azimuthalen Wirbelstärke Wirbelaufplatzen auslösen kann, weshalb ein **positiver Gradient der azimuthalen Wirbelstärke** wünschenswert ist.

Vermeidung von Rückschlag durch die Wandgrenzschicht: Durch hohe Geschwindigkeiten im Wandbereich der Strömung lassen sich hohe Geschwindigkeitsgradienten an der Wand erzeugen, woraus eine hohe Betriebssicherheit gegen Rückschlag durch die Wandgrenzschicht folgt. Um die von Eichler [25] beobachtete Bildung einer Rückströmzone vor der Flamme beim Rückschlag möglichst zu erschweren gilt es divergierende Strömungsberandungen zu vermeiden, da die resultierende Aufweitung der Strömung die Bildung der Rückströmzone fördert. Auch den Einfluss von Flächensprüngen in der Strömungsführung gilt es zu beachten.

2.5.2 Resultierende Randbedingungen zur Strömungsführung

Die folgenden Vorschläge zur Strömungsführung versuchen jeweils den genannten Kriterien gerecht zu werden und gelten als Basis für das im nächsten Kapitel dargestellte Brennerkonzept.

Reduktion des Strömungsquerschnitts in axialer Richtung: Durch Wandreibung nimmt die Umfangsgeschwindigkeit einer Strömung im Wandbereich ab. Dies hat allerdings auch Einfluss auf den Rest des Strömungsfelds, in dem hierdurch die Drallintensität und somit die Umfangsgeschwindigkeit in Strömungsrichtung sinkt. Begründet werden kann dies durch die radiale Diffusion der axialen Wirbelstärke [11, 84]. Dieser Effekt führt zu einer Aufweitung des Wirbelkerns, wie er auch durch divergierende Strömungsberandungen ausgelöst wird (Drehimpulserhaltung). Es folgt ein Absinken der azimuthalen Wirbelstärke und somit der CIVB-Rückschlagssicherheit. Durch eine Verengung

der Strömungsführung, beispielsweise durch Einsatz eines Konus als Mischstrecke oder durch radiales Einblasen von Luft in den Wandbereich, kann der gegenteilige Effekt erreicht werden, da hierdurch die azimuthale Wirbelstärke steigt [14]. Diese Maßnahme hat neben den Vorzügen bezüglich CIVB auch große Vorteile um Rückschlag durch die Wandgrenzschicht zu vermeiden. Die konische Form führt zu einer Erhöhung der Strömungsgeschwindigkeiten und einer Verengung der Strömungslinien im Wandbereich, was höhere Geschwindigkeitsgradienten bedingt. Zudem folgt aus der Verengung der Strömungslinien, dass die Bildung der Rückströmzone vor der Flamme bei Rückschlag durch die Wandgrenzschicht erschwert wird.

Einbringen unverdrallter Luft in den Kernbereich der Strömung: Die radiale Diffusion der Wirbelstärke vom Strömungskern zur Wand kann auch durch Einbringen einer unverdrallten Strömung auf der Achse vermieden werden. Hierdurch kommt es nämlich zu einem gegenteiligen Effekt. Die Kernströmung wird in Strömungsrichtung in Rotation versetzt, weshalb die Umfangsgeschwindigkeit im Kern stromab steigt [14, 56]. Sollte es der Flamme beim Rückschlag aufgrund von CIVB dennoch gelingen in die Mischstrecke einzudringen, so bietet dieser Ansatz zusätzlich die Option, dass die Propagation im Laufe des Prozesses aufgehalten wird, da die Flamme beim Stromaufwandern in Bereiche vordringt, in denen die axiale Wirbelstärke (Rotation) geringer wird und die Bedingungen für Wirbelaufplatzen nicht mehr erfüllt sind [14]. Bezüglich Rückschlag in der Wandgrenzschicht kann diese Maßnahme auch negative Auswirkungen haben, da hohe Strömungsgeschwindigkeiten im Kern niedrige im Wandbereich eines Brenners nach sich ziehen und somit die Betriebssicherheit wiederum fällt. Bei der Auslegung der axialen Luftzufuhr zum Brenner müssen also beide potentiellen Rückschlagsarten betrachtet werden.

Drallströmung mit großem Wirbelkernradius: Diese Forderung ist sowohl der Arbeit von Kiesewetter [56] als auch von Burmberger [14] zu entnehmen und dient der Vermeidung von Rückschlag durch CIVB. Ziel hierbei ist es, die Induktion von negativer azimuthaler Wirbelstärke durch die Flamme und somit des baroklinen Drehmoments zu verringern. Erreicht werden soll dies durch einen möglichst kleinen radialen Druckgradienten im Kernbereich der Strömung, über den sich die Stärke des baroklinen Drehmoments definiert. Über die Querdruckgleichung (2.1) folgt daraus die Forderung nach möglichst kleinen Umfangsgeschwindigkeiten im Kern, was wiederum durch einen großen

Wirbelkernradius sichergestellt werden kann. Die daraus folgenden hohen Umfangsgeschwindigkeiten im Wandbereich sind auch bezüglich des Rückschlags durch die Wandgrenzschicht von Vorteil, da hierdurch wie durch die konische Strömungsberandung die Stromlinien verengt werden.

Drallströmung ohne lokale axiale Geschwindigkeitsdefizite: Um lokal zu niedrige Strömungsgeschwindigkeiten und somit das Eindringen der Flamme entgegen der Hautströmung zu vermeiden, gilt es am Brenneraustritt über den gesamten Querschnitt ein möglichst homogenes Axialgeschwindigkeitsprofil zu erreichen. Zudem sollten Stau- und Ablösezonen vermieden werden, da dort Flammen prinzipiell stabilisieren können. Auch Brennstoffstrahlen, divergierende Strömungen oder in die Strömung ragende Teile können aufgrund der sich bildenden Scherschichten und Geschwindigkeitsgradienten als Flammenhalter fungieren und zu Beschädigungen führen. Bei der Auslegung der Brennstoffeindüsung sollte neben den Mischungseigenschaften auch dies bedacht werden.

Wahl einer angemessenen Baulänge: Alle genannten Optimierungsmaßnahmen haben in axialer Richtung nur eine begrenzte Gültigkeit. Die Baulänge ist deshalb entsprechend zu wählen, um einerseits ausreichende Mischung zu gewährleisten und andererseits die Stabilität des Strömungsfelds, beispielsweise aufgrund der Abnahme der Umfangsgeschwindigkeit (Wandreibung), nicht negativ zu beeinflussen.

Die Betriebssicherheit kann neben der Optimierung der Strömungsführung auch durch Anpassung des Mischungsprofils erreicht werden. Hierbei wird durch das gezielte Abmagern einzelner Bereiche oder das Eindüsen kalten Gemischs das Eindringen von Flammen gestoppt oder gänzlich unterbunden.

3 Brennergeometrie und Versuchsanlage

Nach der Beschreibung der Grundlagen für das Brennerkonzept wird im ersten Abschnitt dieses Kapitels die daraus resultierende Geometrie des Brenners vorgestellt. Diese wird anhand der genannten Kriterien abgeleitet und basiert auf den Brennern EV, AEV und TD₁ sowie einem Patent der Firma Alstom [2]. Es erfolgt die Beschreibung der verschiedenen Geometrieparameter und der Brennstoffeindüsung, wobei auch auf die für diese Arbeit relevanten und bereits durch Sangl [85] veröffentlichten Daten eingegangen wird. Darauf folgt eine Beschreibung des atmosphärischen Verbrennungsprüfstands und der Versuchsroutinen, die zur Charakterisierung des Brennerverhaltens angewandt wurden.

3.1 Beschreibung der Brennergeometrie

Das Brennerkonzept besteht aus verschiedenen Komponenten, die in den folgenden Abschnitten sequentiell beschrieben werden.

Im Brenner strömt das Fluid vom Verdichter kommend durch den Drallerzeuger, in dem es in Rotation versetzt wird. Es gelangt dann in das Mischrohr, bevor sich am Flächensprung zur Brennkammer eine Rückströmblase ausbildet, an der die Flamme stabilisiert wird. Am Übergang zur Brennkammer kann optional ein Diffusor eingebracht werden (siehe Abschnitt 3.1.3). Es ist sowohl die Einmischung des Brennstoffs im Drallerzeuger (technische Vormischung) als auch die Vormischung des Brennstoffs vor dem Brenner (externe Vormischung) vorgesehen.

3.1.1 Drallerzeuger

3.1.1.1 Luftführung

Der Drallerzeuger ist ähnlich dem EV- und AEV-Brenner konisch ausgeführt. Damit lassen sich die im TD₁-Brenner beobachteten niedrigen axialen Geschwindigkeiten an der Rückwand des Drallerzeugers vermeiden, aber auch wie beim AEV-Brenner das kontinuierliche Ansteigen der Drallstärke in Längsrichtung sicherstellen. Um die Forderung eines breiten Wirbelkerns zu erfüllen, wurde die Ausgestaltung der Schlitze an den TD₁-Brenner angelehnt. Dabei wird die Verdrallung der Luft nicht durch Verschiebung von Hohlkegelhälften bzw. -vierteln sichergestellt, sondern die Schlitze werden tangential zur Innenfläche des Drallerzeugers in die Geometrie gefräst. Abbildung 3.1 aus [85] zeigt, welcher Effekt dabei in einer reinen 2D-Betrachtung zu erwarten ist.

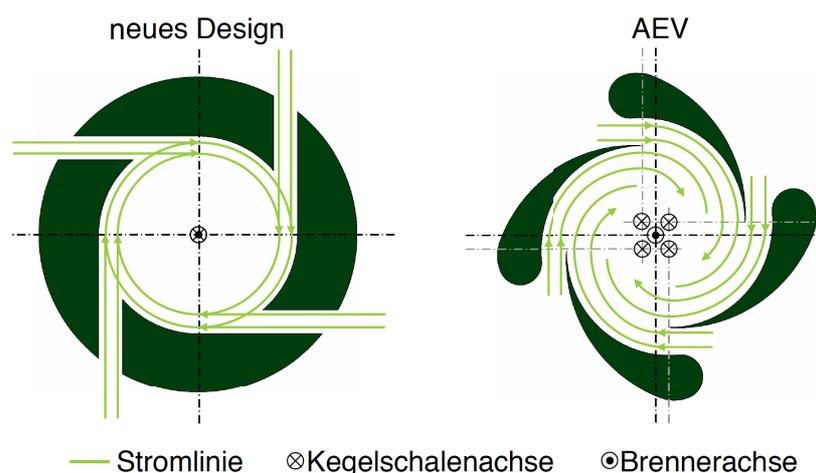


Abbildung 3.1: Einströmschema bei neuer Schlitzgeometrie und AEV-Brenner [85].

Bei verschobenen Hohlkegelvierteln kommt es geometriebedingt zusätzlich zur tangentialen Einströmung zu einer radialen Verschiebung des Fluids. Dies ist über die nicht koaxial mit der Brennerachse verlaufenden Achsen der einzelnen Teile zu erklären. Die Luft wird dabei in den Kern der Strömung gedrückt und führt dort zu hohen Umfangsgeschwindigkeiten und damit zu kleinen Wirbelkernradien in der entstehenden Drallströmung. Bei gefrästen tangentialen Schlitzen entfällt diese von der Geometrie aufgeprägte radiale Komponente bei der Verdrallung in der 2D-Betrachtung [85].

Ein Vergleich der Ergebnisse zum TD₁-Brenner, aus der Arbeit Konle [59], mit den AEV-Daten der Arbeit Fritz [35] zeigt, dass die Vergrößerung des Wirbelkerns aufgrund der tangentialen Schlitze moderat ausfällt. Dies hängt mit der zylindrischen TD₁-Geometrie zusammen, in der zwar die Schlitze geometriebedingt keine radiale Komponente aufprägen, allerdings die am stromaufgelegenen Ende der Schlitze eintretende Luft durch die eintretende Luft weiter stromab ebenfalls ins Zentrum der Strömung gedrückt wird. Dadurch werden die Umfangsgeschwindigkeiten im Kern der Strömung erhöht, woraus auch beim TD₁-Brenner ein kleiner Wirbelkernradius folgt. Um dies zu vermeiden, weist eine konische Ausführung des Drallerzeugers wiederum Vorteile auf. Die am stromauf gelegenen Ende (kleiner Radius des Konus) in die Schlitze eintretende Luft kann bei geeigneter Wahl des Kegelwinkels auf dem Radius rotieren, auf dem sie in den Drallerzeuger eingetreten ist. Durch Variation des Kegelwinkels können hierbei radiale Komponenten der Geschwindigkeit radial nach außen bzw. nach innen ins Zentrum des Drallerzeugers generiert werden.

Kiesewetter [56] und Burmberger [14] zeigen, dass durch Einbringen einer axialen unverdrallten Strömung im Kern des Brenners weitere Vorteile bezüglich des Wirbelkernradius und allgemein der CIVB-Resistenz erwartet werden können. Mit diesen Überlegungen resultiert der in Abbildung 3.2 dargestellte Drallerzeuger des Brenners.

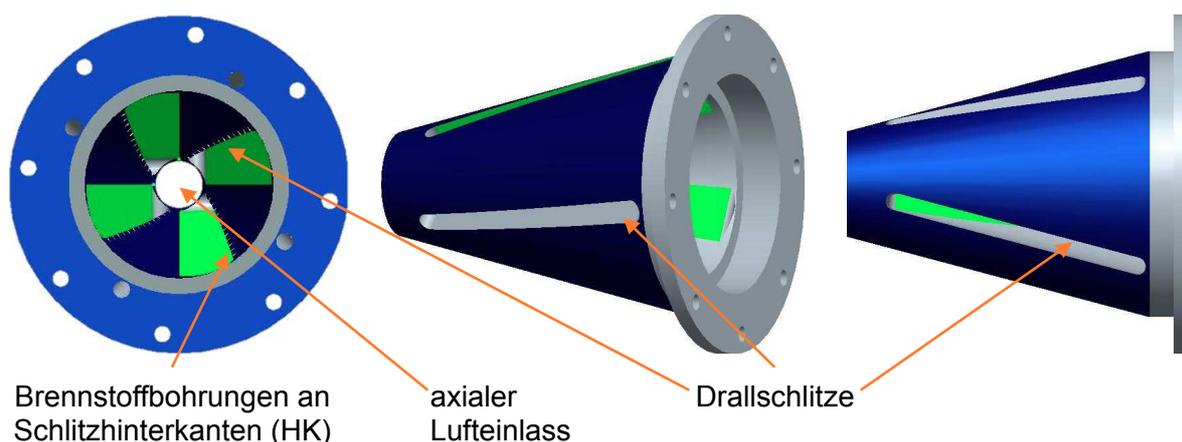


Abbildung 3.2: Darstellung der Drallerzeugergeometrie.

Hierbei werden in einen dickwandigen Hohlkegelstumpf vier Schlitze gleichbleibender Breite tangential zur Innenfläche und nahezu senkrecht zur axialen Schnittebene des Konus eingebracht (siehe Abschnitt 3.1.2) und axial das

Einströmen der Luft durch eine Bohrung ($D_{ax}=1/3D^1$) sichergestellt. Diese Bauweise ermöglicht eine einfache und kostengünstige Fertigung bei gleichzeitig geringen Toleranzanforderungen. In Abbildung 3.2 sind auch die Bohrungen an den Schlitzhinterkanten zur Brennstoffeindüsung dargestellt, die im Abschnitt 3.1.1.2 noch genauer beschrieben werden.

Im Rahmen der Wasserkanaluntersuchungen mit diesem Brenner konnte Sangl [85] durch Vermessung des Geschwindigkeitsfeldes am Brenneraustritt zeigen, dass tatsächlich breite Wirbelkernradien von 80-90% des Austrittsradius erreicht werden können und somit diese Forderung an das Brennersystem erfüllt ist. Neben einem großen Wirbelkernradius fordert Burmberger [14] aber auch, dass der Wirbelkernradius in axialer Richtung abnehmen oder konstant gehalten werden soll, da eine Wirbelkernaufweitung frühzeitiges Wirbelaufplatzen verursachen kann. Dies wiederum hängt von der Ausgestaltung des im nächsten Abschnitt beschriebenen Mischrohrs und von der axialen Luftzufuhr im Kern der Strömung wie in Abschnitt 2.5 gezeigt ab. Auch hierzu liefert die Arbeit von Sangl [85] ein klares Bild der Verhältnisse in der Mischstrecke wie in Abbildung 3.3 gezeigt. Der Parameter β_{ax} stellt das Verhältnis des axial und des durch die Schlitz zugeführten Massenstroms dar. Die Messung der Geschwindigkeitsprofile erfolgte direkt am Mischrohraustritt ($x/D=0$), in einem Abstand von $x/D=-0.9$ zum Austritt und bei $x/D=-1.8$ im Mischrohrinneren. Es sind jeweils links die Tangential- und rechts die Axialgeschwindigkeitsprofile dargestellt. Durch Erhöhung des Massenstroms durch die axiale Öffnung kann gezeigt werden, dass ein Strömungsfeld, das ohne axiale Einströmung eine Wirbelkernaufweitung mit allen damit verbundenen Risiken aufweist, durch geeignete Eindüsung von Luft im Kern des Strömungsfelds verbessert werden kann. Bei $\beta_{ax}=0\%$ bzw. 5% kommt es noch zur beschriebenen Wirbelkernaufweitung im Mischrohr. Wird der axiale Massenstrom auf $\beta_{ax}=10\%$ erhöht, kommt es zu einer Veränderung: Der Wirbelkernradius bleibt in axialer Richtung annähernd konstant, wodurch im Strömungsfeld wie gefordert eine Wirbelkernaufweitung unterbunden wird.

Sangl [85] zeigt ferner, dass durch die Modifikation der Schlitzbreite und Variation des Massenstroms auf der Achse das Strömungsfeld des Brenners in einem weiten Bereich variiert werden kann. In Kapitel 5 wird auf diese Effekte detailliert eingegangen und die Wasserkanalergebnisse [85] mit den Ergebnis-

¹ D entspricht dem Austrittsdurchmesser des Mischrohrs (siehe Abschnitt 3.1.2)

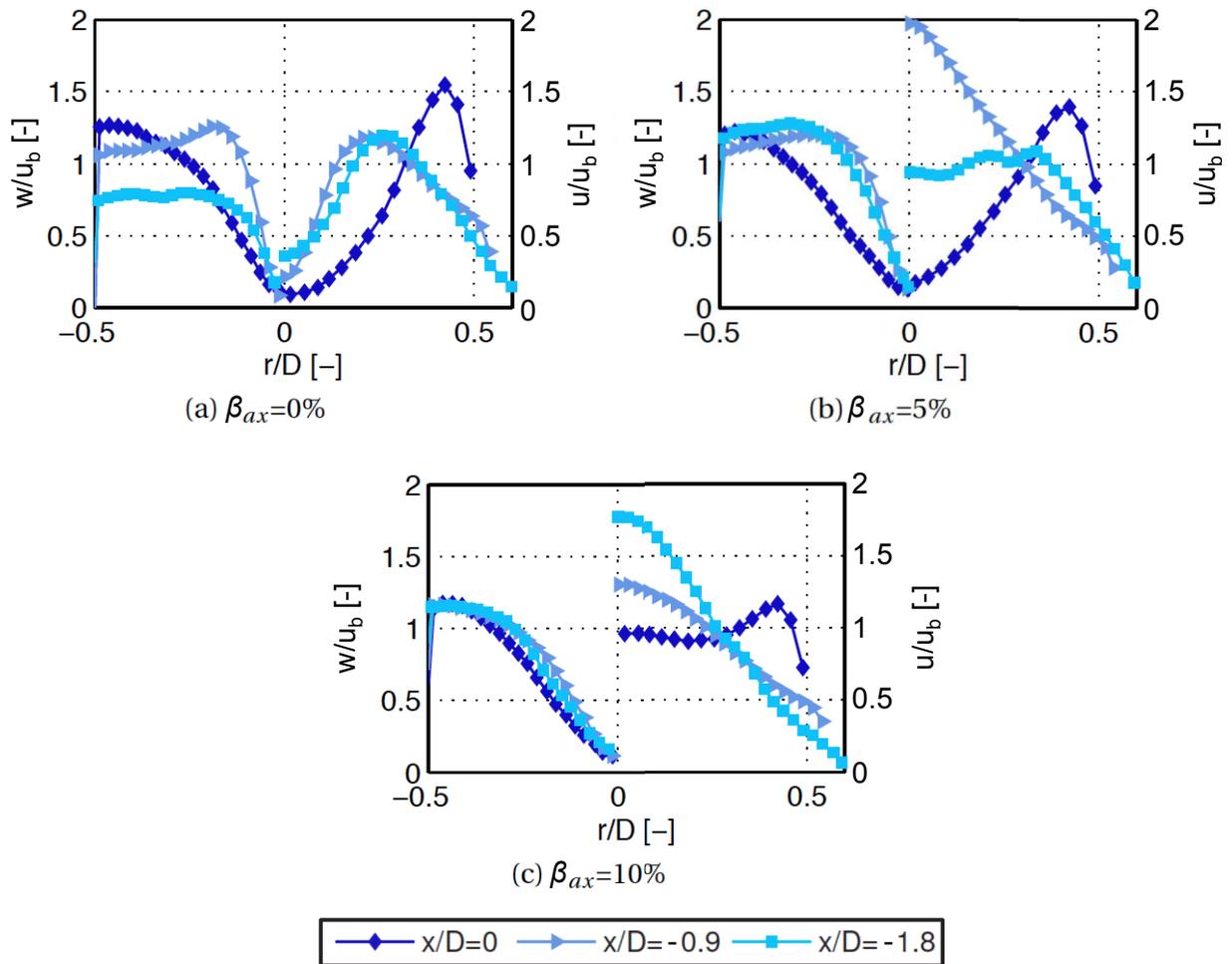


Abbildung 3.3: Axial- und Tangentialgeschwindigkeitsprofile für verschiedene Verhältnisse aus Axial- und Schlitzmassenstrom an verschiedenen Positionen im Mischrohr (WV) [85].

sen der vorliegenden Arbeit am Verbrennungsprüfstand verglichen. Für Letztere wurde ein Drallerzeuger aus Messing gefertigt, der extern vorgemischt betrieben wird und sich durch variabel einstellbare Schlitzbreiten auszeichnet. Der Brenner wurde mit Schlitten maximaler Breite (b_5) gefertigt. Diese ergibt sich geometriebedingt und ist darüber definiert, dass sich bei Überschreiten dieser Breite die Schlitz im Zentrum des Brenners überschneiden. Die Variabilität der Schlitzbreite wurde über einschraubbare Schlitzeinlagen sichergestellt wie sie in Abbildung 3.4 dargestellt sind. Ebenfalls dargestellt sind der Drallerzeuger sowie die Lochbleche, die zur Variation der axial eintretenden Luft eingesetzt wurden. Tabelle 3.1 gibt eine Übersicht der einstellbaren Schlitzbreiten. Die Maße und Benennungen der Schlitzbreiten sind dabei

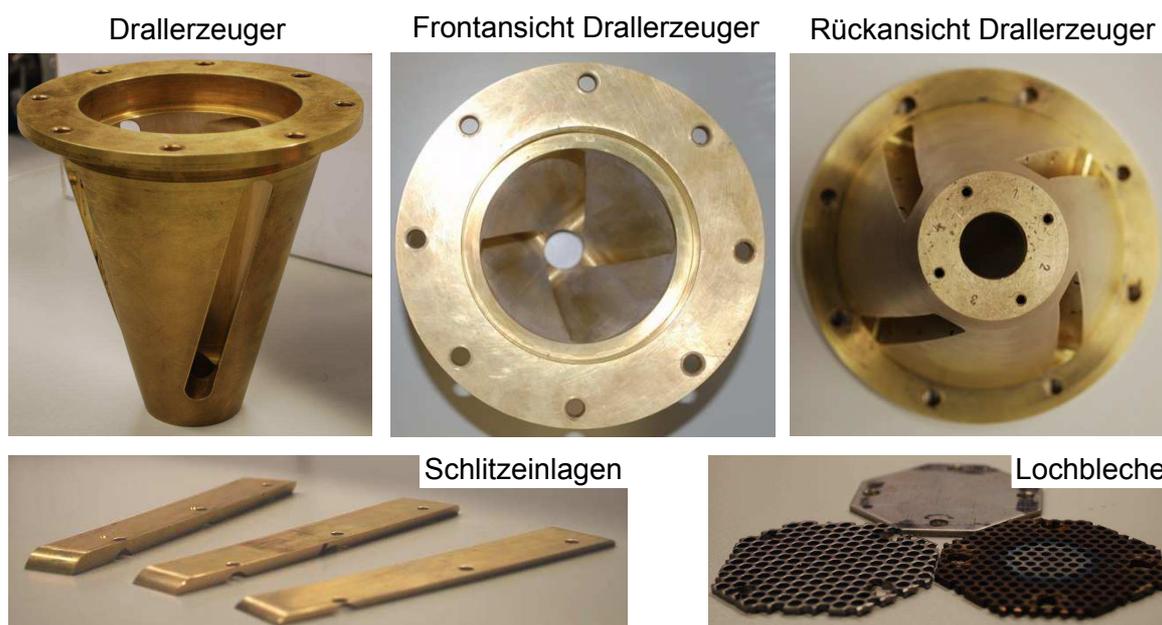


Abbildung 3.4: Brenner Elemente.

aus der Arbeit Sangl [85] übernommen, um Vergleichbarkeit sicherzustellen. Allerdings ist zu beachten, dass fertigungsbedingt die Schlitze im Wasserkanalversuch jeweils um $0.036b_5$ größer waren als im Verbrennungsversuch.

Bezeichnung	b_2	b_3	b_4	b_5
Schlitzbreite	$0.5b_5$	$0.64b_5$	$0.79b_5$	$1b_5$

Tabelle 3.1: Wählbare Schlitzbreiten am Verbrennungsprüfstand.

Die Luftzufuhr durch den axialen Einlass wird durch Anschrauben der dargestellten Lochbleche am Stumpf des Drallerzeugers variiert. Bei den Versuchen standen vier Varianten zur Verfügung, die eine offene Lochfläche von jeweils $A_f=30\%$, 51% , 63% bzw. 100% bezogen auf die Konfiguration ohne Lochblech aufweisen.

Durch Analyse der Verbrennungs- und Wasserkanaldaten bei Variation der Schlitzbreite und des axialen Lufteinlasses wird in Kapitel 5 das Brennerverhalten bei Erdgasverbrennung charakterisiert und eine geeignete Konfiguration ausgewählt. Aus dieser Studie resultiert ein zweiter baugleicher Messingbrenner, allerdings mit fester Schlitzbreite b_3 , der ebenfalls für die Verbren-

nungsversuche (VV) gefertigt wurde. An diesem Versuchs Brenner wurde die Eindüsung von Brennstoff, wie nachfolgend vorgestellt, vorgesehen.

3.1.1.2 Brennstoffeindüsung

Neben der Gestaltung eines für die Verbrennung hochreaktiver Brennstoffe geeigneten Strömungsfelds muss auch die Mischung von Brennstoff und Luft sichergestellt werden. Es gilt sowohl Brennstoffe niedriger Reaktivität bei geringem Brennstoffimpuls als auch Brennstoffe hoher Reaktivität mit hohem Brennstoffimpuls zu mischen und zu verbrennen. Hierzu wurde ein Konzept erarbeitet, das aus zwei verschiedenen Brennstoffeindüsuungsvarianten besteht. Entlang der Schlitzhinterkanten wird, ähnlich wie bei den EV- und AEV-Brennern, der Brennstoff entlang der gesamten Länge des Drallerzeugers eingedüst, um eine möglichst homogene Mischung zu gewährleisten. Zusätzlich dazu ist vorgesehen, den erhöhten Brennstoffimpuls bei Synthesegasverbrennung auszunutzen und durch axiale Eindüsung von Brennstoff im Kern des Strömungsfelds die CIVB-Resistenz weiter zu erhöhen.

Abbildung 3.5 stellt die **Schlitzhinterkanteneindüsung** (HK) dar. Dabei wird der Brennstoff zwischen das bereits im Drallerzeuger rotierende Gemisch und die durch die Schlitze einströmende Luft eingedüst. Der Eindüsungswinkel entspricht dabei dem halben Winkel von Schlitzunterseite und Tangente am Innenkonus. Ziel hierbei ist es, eine möglichst geringe Scherwirkung zwischen Luft und Brennstoff zu erreichen, um im Falle eines Rückschlags oder bei Selbstzündung im Brenner Flammenstabilisierung in diesem Bereich mög-

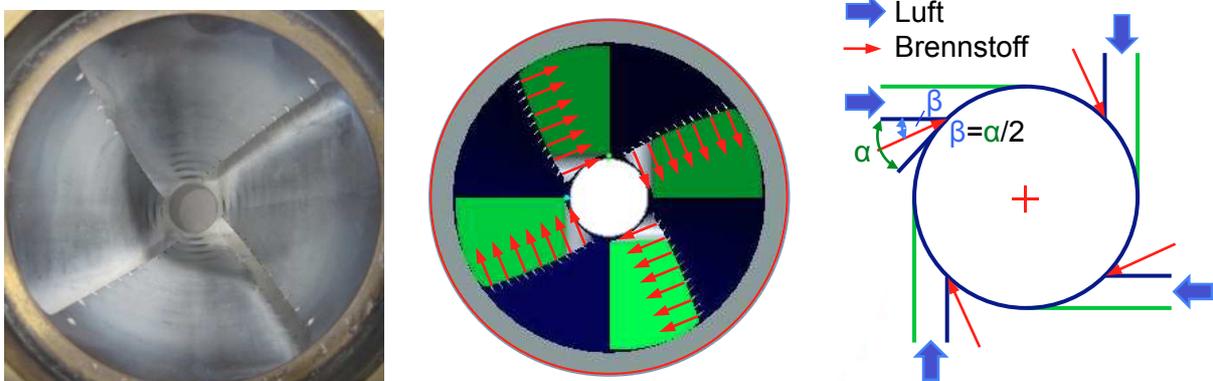


Abbildung 3.5: Brennstoffeindüsung an den vier Schlitzhinterkanten.

lichst zu vermeiden oder zumindest das Ausspülen zu ermöglichen. Geometriebedingt kommt es über die Brennerlänge zu einer Abflachung des Eindüsungswinkels, da die Schlitzbreite konstant bleibt, der Innendurchmesser im Konus jedoch steigt. Bei der Auslegung der Brennstoffbohrungen wurde auf eine möglichst isokinetische Eindüsung für die hochreaktiven Brennstoffe geachtet, wobei dies von Betriebspunkt und Brennstoff abhängig ist. Mit isokinetisch ist hier gemeint, dass das aus den Brennstoffbohrungen strömende Fluid die gleiche Geschwindigkeit wie die Luft aus den Schlitz aufweisen soll, womit eine geringe Scherung sichergestellt und Flammenstabilisierung in diesem Bereich erschwert wird. Wie im Wasserkanal wurden auch am Messingbrenner für den Verbrennungsversuch an jedem Schlitz 13 Bohrungen angebracht, wobei sich die Durchmesser der Bohrungen zu denen am Wasserkanalbrenner unterscheiden. Fertigungsbedingt war der kleinste am Messingbrenner fertigmögliche Bohrungsdurchmesser $0.14b5$, was am Verbrennungsprüfstand zu geringeren Brennstoffimpulsen verglichen mit den Messungen am Wasserkanalbrenner führt. Neben der Begrenzung durch die Fertigung sei hier darauf hingewiesen, dass bei den Wasserkanalversuchen die Auslegung der Brennstoffbohrungen auf die isokinetische Eindüsung für die Brennstoffe mit niedriger Reaktivität und hohem Wobbeindex abzielte und bei den Verbrennungsversuchen die hochreaktiven Brennstoffe mit niedrigem Wobbeindex im Fokus stehen. Daraus folgt, dass bei gleichen Betriebsbedingungen der Brennstoffimpuls bei den Verbrennungsversuchen prinzipiell geringer ist (siehe Abschnitt 7.1). Sangl [85] untersucht die Mischungscharakteristik und den Einfluss auf das Strömungsfeld in einem breiten Spektrum. Sie zeigt, dass sowohl bei geringen Impulsen, also entsprechend Brennstoffen niedriger Reaktivität, als auch bei hohen Impulsen (Synthesegase) über die Mischlänge eine ausreichende Feinmischung erreicht wird, bei gleichzeitig geringem Einfluss auf das Strömungsfeld. Dass dies auch für die Eindüsung am Verbrennungsprüfstand gilt, wird in Kapitel 5 anhand von NO_x -Messungen gezeigt.

Die **axiale Eindüsung** des Brennstoffs findet durch die zentrische Bohrung im Drallerzeuger statt. Abbildung 3.6 zeigt die konstruktive Ausführung am Verbrennungsprüfstand. Ziel hierbei ist es, durch den Einsatz verschiedener Düsendurchmesser auf der Achse den Einfluss auf der Mischung und der Rückschlagssicherheit zu bestimmen. Um den Versuchsaufbau möglichst einfach zu halten, wurde dazu der Außendurchmesser der Düse D_a konstant gehalten und durch verschiedene Innenbohrungsdurchmesser D_i die Impulsvariation

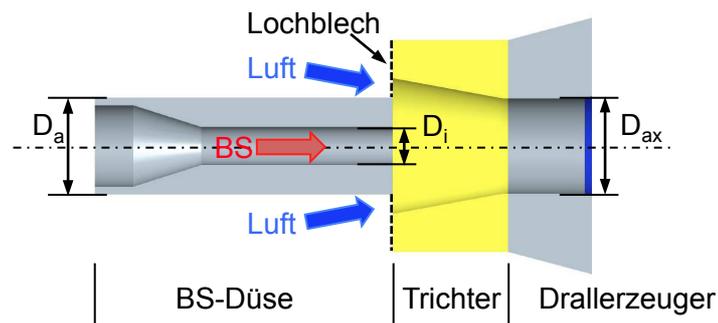


Abbildung 3.6: Darstellung der axialen Brennstoffeindüsung.

bewerkstelligt. Da auch in dieser Konfiguration Luft axial in den Brenner einströmen soll, wurde ein konvergenter Trichter vorgesehen, der bündig mit der axialen Brennstoffdüse beginnt. Die Ringfläche zwischen Brennstoffdüse und Trichter entspricht dabei der Fläche des axialen Einlasses am Drallerzeuger D_{ax} , wobei der Durchsatz in beiden Fällen über Lochbleche gleichen Druckverlustes eingestellt wird. Hiermit wird sichergestellt, dass im Betrieb ohne axiale Brennstoffeindüsung sowohl im Fall mit als auch im Betrieb ohne Düse und Trichter der axiale Luftmassenstrom nahezu konstant bleibt.

Sangl [85] zeigt, dass sich durch Eindüsung des Brennstoffs auf der Achse prinzipiell Mischungsprofile erreichen lassen, die auf niedrige NO_x -Emissionen hoffen lassen. Gleichzeitig wird der Kern der Strömung soweit gestärkt, dass die Rückströmzone weit in die Brennkammer verschoben werden kann oder sogar vollständig verschwindet. Für die Verbrennung hochreaktiver Brennstoffe kann das unter Umständen von Vorteil sein, wenn das Strömungsfeld des Brenners sehr anfällig für Rückschlag durch CIVB ist. Die Kombination aus Schlitzhinterkanteneindüsung und axialer Eindüsung stellt sich dabei als besonders vielversprechend heraus.

3.1.2 Mischrohr

Dem Mischrohr kommen zwei Aufgaben zu. Gemäß den in Abschnitt 2.5 aufgeführten Kriterien, kann durch eine konische Strömungsführung im Bereich der Mischstrecke das Strömungsfeld positiv beeinflusst werden, weshalb eine konvergente Bauweise gewählt wurde. Sangl [85] untersucht verschiedene Baulängen ($l=1.4D$, $1.9D$, $2.3D$) des Mischrohrs bei gleichbleibendem Ein- und Austrittsdurchmesser und kommt zu dem Ergebnis, dass sich über

die von ihr untersuchten Baulängen das Strömungsfeld in der Brennkammer kaum verändert, weshalb die Länge frei über die gewünschte Mischlänge bestimmt werden kann. Sie stellt aber auch fest, dass das Mischrohr prinzipiell gebraucht wird, da sich hierdurch bei geeigneter axialer Luftzufuhr speziell das axiale Geschwindigkeitsprofil von einem spitzen Profil mit Maximum auf der Brennerachse zu einem Blockprofil verändert (siehe Abbildung 3.3). Bezüglich der Sicherheit gegen Rückschlag durch die Wandgrenzschicht bedeutet dies eine deutliche Verbesserung, da hierdurch die Geschwindigkeitsgradienten in der Wandgrenzschicht steigen. Allgemein ist die konische Strömungsführung, wie bereits bei den Kriterien in Abschnitt 2.5 erwähnt, bezüglich der Sicherheit gegen Rückschlag durch die Wandgrenzschicht von Vorteil, da hierdurch die Wandgrenzschicht dünner und der Wandgeschwindigkeitsgradient höher wird.

Durch das Mischrohr entsteht auch zusätzliche Mischlänge. Hierzu zeigt Sangl [85] aber, dass diese zumindest im untersuchten Bereich kaum Einfluss auf die Mischung in der Brennkammer hat, was auf den ersten Blick erstaunlich ist, sich allerdings mit dem im EV- und AEV-Brenner beobachteten Verhalten deckt. Bei Eindüsung von Erdgas ist die Durchmischung beim EV-Brenner trotz der sehr kurzen Mischlänge (kein Mischrohr) bereits gut genug um NO_x -Werte unter 25ppm zu erreichen. Erst die hohen Anforderungen an die Emissionen, vor allem aber die Eindüsung von Flüssigbrennstoffen haben ein Mischrohr erforderlich gemacht, da somit vollständige Tropfenverdampfung und homogene Mischung ermöglicht wird (siehe Abschnitt 2.1.3.1 [22]). Um der Forderung nach einem brennstoffflexiblen System gerecht zu werden, wird in der Folge die Mischrohlänge von $l=1.9D$ aus den Wasserkanalversuchen gewählt, damit auch der mögliche Einsatz von Flüssigbrennstoffen gewährleistet ist. Das Mischrohr wird dabei in zwei Versionen gefertigt: Die eine aus Edelstahl, die andere aus natürlichem Quarzglas (Hersteller QSIL). Letztere wurde aus Quarzglas gefertigt, um die optische Zugänglichkeit über das gesamte Strahlungsspektrum bis in den UV-Bereich sicherzustellen. Bei Untersuchungen, die keine optische Zugänglichkeit zur Messstrecke erfordern, wird die Edelstahlvariante benutzt, um die teuren und anfälligeren Quarzgläser zu schonen. Die Fertigung der konischen Quarzglasrohrmischrohre ist seitens des Herstellers nicht ohne optische Fehler wie Einschlüsse und Riefen zu bewerkstelligen, was bei der Auswertung der Messungen zu berücksichtigen ist.

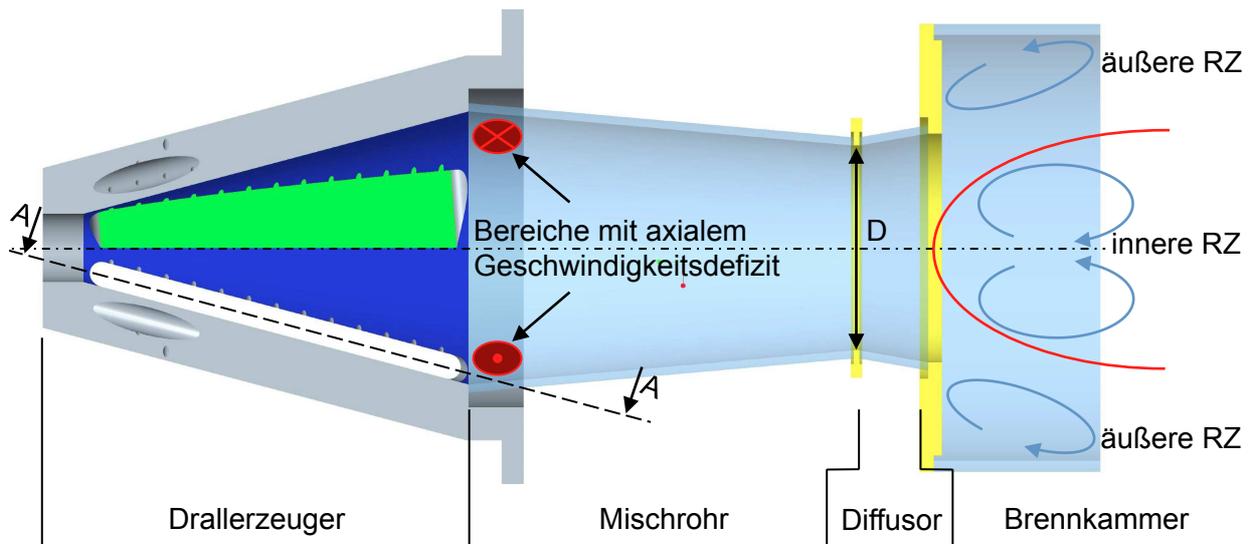


Abbildung 3.7: Schnittdarstellung durch den Brenner.

Wie in Abbildung 3.7 dargestellt, entsteht aus der Kombination von divergentem Drallerzeuger und konvergentem Mischrohr besonders am Übergangsbereich das Risiko von Gebieten rotierenden Gemischs mit niedrigen axialen Geschwindigkeiten (Ringwirbel) [85]. Um dies während der Wasserkanalversuche identifizierte Problem zu mindern, wurde am Drallerzeuger für die Verbrennungsversuche eine Anpassung der Schlitze vorgenommen. Die Schlitze wurden nicht senkrecht zur axialen Schnittebene eingebracht, sondern eine leichte Anstellung ($\alpha \approx 4^\circ$) der Schlitze in axialer Richtung, wie in Abbildung 3.8 dargestellt, vorgenommen. Hierbei handelt es sich um die

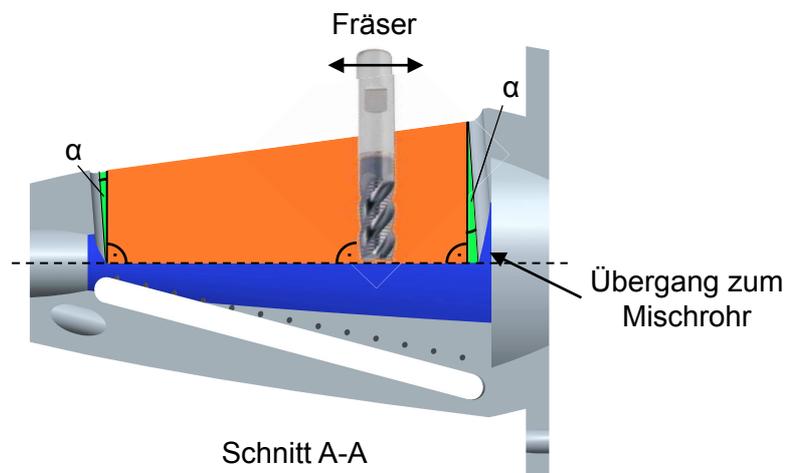


Abbildung 3.8: Schnittdarstellung durch einen Schlitz.

Schnittdarstellung A-A, die in Abbildung 3.7 dargestellt ist. Die orangefarbene Fläche stellt die Fläche eines senkrecht gefrästen Schlitzes dar. Beim Fertigen eines solchen Schlitzes wird der Fräser, wie dargestellt, senkrecht zur Mittelebene von einem Ende des Schlitzes zum anderen geführt. Die genannte Anpassung der Schlitzgeometrie ist mittels der beiden grünen Flächen dargestellt. Dazu wird der Fräser jeweils an den beiden Enden des senkrecht gefrästen Schlitzes um den Winkel α geschwenkt. Dadurch strömt die Luft bereits mit einer axialen Geschwindigkeitskomponente in den Übergangsbereich zwischen Drallerzeuger und Mischrohr, was das Risiko eines stationären Ringwirbels reduziert.

3.1.3 Übergang zur Brennkammer

Für den Übergang vom Mischrohr zur Brennkammer werden in den folgenden Versuchen zwei verschiedene Varianten untersucht. Bei der ersten expandiert die Drallströmung am Austritt aus dem Mischrohr direkt in die Brennkammer, wo die Strömung aufplatzt und die Flamme stabilisiert werden kann (siehe Abbildung 3.9).

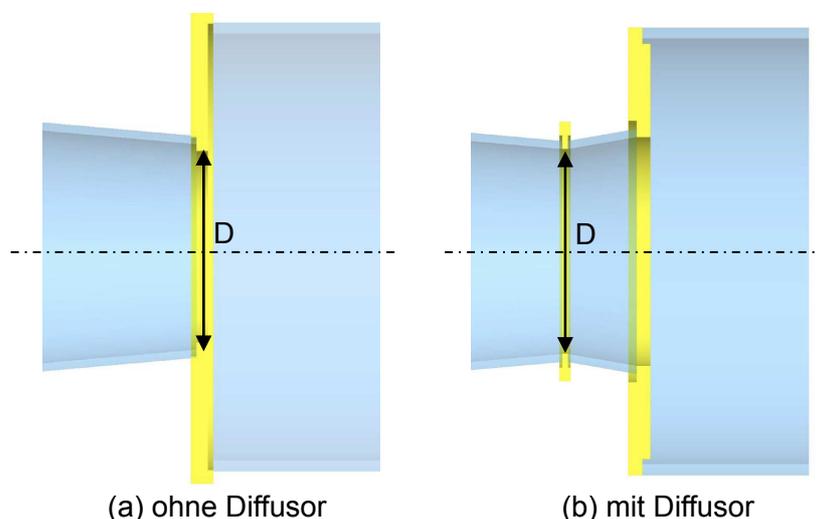


Abbildung 3.9: Aufbau mit und ohne Diffusor.

Um wie in Abschnitt 2.3.2 gefordert die Flamme gegen Pulsationen von Nachbarbrennern zu schützen, wird in der zweiten Variante ein Diffusor am Übergang angebracht. Der Diffusor ist dabei im Rahmen der Wasserkanalversuche so ausgelegt worden, dass er die relative Position der Rückströmzone zum

Mischrohraustritt möglichst wenig beeinflusst und somit der Staupunkt im Inneren des Diffusors sitzt [85]. Er hat zum Ziel, die Flammenwurzel bzw. den Staupunkt der Rückströmzone in Mehrbrenneranordnungen gegen Nachbarbrenner abzuschirmen und somit thermoakustische Instabilitäten zu vermeiden. Wie bereits erwähnt, sind diese Instabilitäten nicht Teil dieser Arbeit, es wird allerdings der Einfluss eines solchen Diffusors auf Strömungsfeld und Rückschlagsstabilität untersucht.

3.2 Beschreibung des Prüfstands

In diesem Abschnitt wird die verwendete Versuchsinfrastruktur dargestellt. Für die Untersuchungen am Brennersystem wurde der von Fritz [35] und Kröner [63] entwickelte atmosphärische Verbrennungsprüfstand modifiziert und erweitert. Dieser besteht im Wesentlichen aus den Baugruppen Mischstrecke, Drallbrenner und Brennkammer. Abbildung 3.10 zeigt die Hauptbaugruppen des Prüfstands. Die Luftzufuhr erfolgt mittels eines Seitenkanalverdichters (Rietschle SKP 49033(06)), dessen Drehzahl durch einen Frequenzumformer vorgegeben werden kann. Der Luftmassenstrom wird mittels eines thermischen Durchflussmessers (Bronkhorst HiTec IN-FLOW F-106) bestimmt und über den Frequenzumformer und den Steuerrechner geregelt, bevor er dann in drei Teilmassenströme aufgeteilt wird. Diese Teilströme können in jeweils einem Lufterhitzer (Leister 40000) mit einer Heizleistung von 35 kW auf maximal 700 °C aufgeheizt werden. In den hier vorgestellten Versuchen wurden Temperaturen bis 400 °C gewählt.

In der in Abbildung 3.10 als **Mischstrecke** beschriebenen Baugruppe werden die drei Teilströme wieder zusammengeführt. Die Mischstrecke erfüllt zwei Aufgaben. Hier kann Brennstoff eingebracht und mit der vorgeheizten Luft ideal homogen vorgemischt werden. Dazu strömt die Luft in einen konischen Drallerzeuger, in dem auch der Brennstoff eingedüst wird. Auf den Drallerzeuger folgt ein statischer Mischer (Hersteller Sulzer), um die Durchmischung weiter zu verfeinern. Die abschließende Feinmischung und Strömungsgleichrichtung ist über ein im Brennerplenum angebrachtes feines Lochblech, welches auch als Flammenrückschlagssperre dient, realisiert. Die Gemischqualität am Austritt der Vormischstrecke wurde bereits durch Fritz [35] untersucht. Er konnte zeigen, dass im Rahmen der Messgenauigkeit eine über den Quer-

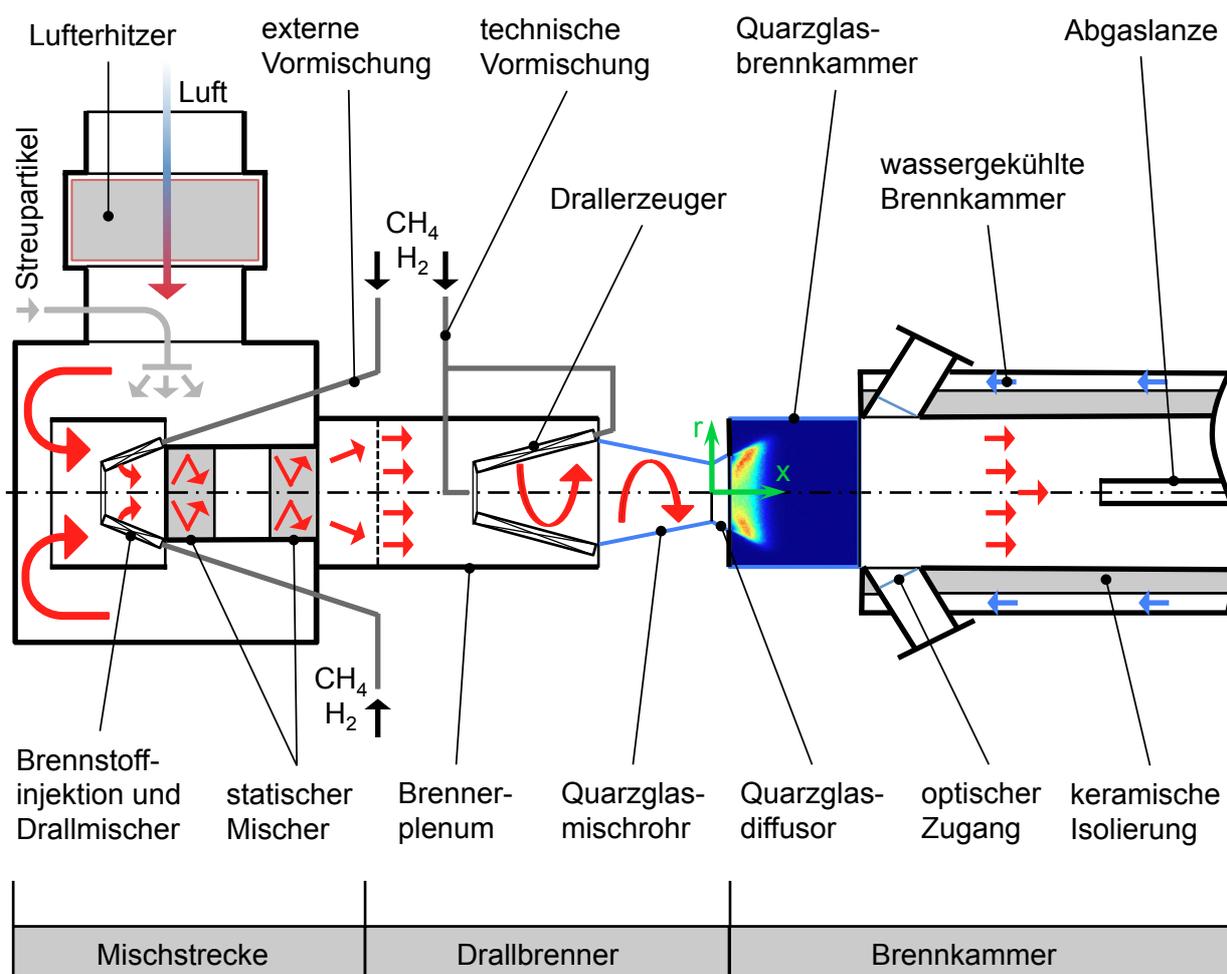


Abbildung 3.10: Schematische Darstellung der Versuchsanlage.

schnitt absolut gleichförmige Mischung erreicht wird, wobei der Molenbruch des Brennstoffs um weniger als 2% des Querschnittmittels abweicht. Diese Art der Vormischung wird in der Folge als externe Vormischung (ex. V.) bezeichnet.

Als Brennstoffe werden Erdgas und Wasserstoff (Hersteller Linde Gas [73]) sowie Mischungen dieser Gase verwendet. Das Erdgas besteht zu 96.2Vol.-% aus Methan bei einer Schwankungsbreite von ± 0.1 Vol.-%, weshalb es im Folgenden in guter Näherung als reines Methan betrachtet wird [9, 35, 100]. Geregelt werden die Brennstoffmassenströme über zwei thermische Massenstromregler (Bronkhorst HiTec EL-FLOW F-203 (Erdgas), F-206 (Wasserstoff)). Es wurde bereits von Fritz [35] gezeigt, dass die vom Hersteller angegebenen Messungenauigkeiten bei der Berechnung der Luftzahl zu einem nicht vernachläss-

sigbaren Fehler führen, der sich aufgrund von Verschmutzung und Verschleiß mit zunehmendem Alter der Regler noch weiter verstärkt. Deshalb erfolgt die Bestimmung der Luftzahl generell durch Messung der O_2 -Konzentration im Abgas und entsprechende Umrechnung, wie in Abschnitt 4.4 beschrieben.

Alle Elemente der Mischstrecke werden auch zur Dispersion von Streupartikeln benutzt, wie sie bei den PIV-Messungen (siehe Abschnitt 4.3) zum Einsatz kommen.

Auf die Mischstrecke folgt in Strömungsrichtung die Baugruppe **Drallbrenner**, wie sie bereits im vorherigen Abschnitt 3.1 beschrieben wurde. In diesem Bereich ist der Versuchsbrenner montiert. Der Luft wird Drall aufgeprägt, sie durchläuft das Mischrohr und platzt am Brennkammereintritt auf. Es bildet sich eine Rezirkulationszone aus, in der die Flamme rein aerodynamisch stabilisiert wird. Erst bei Auftreten eines Flammenrückschlags kann die Flamme in den Bereich des Drallbrenners vordringen. Die Flammenpropagation wird dabei im Mischrohr untersucht. Verglichen mit den Wasserkanalversuchen (WV) ist das Plenum um den Drallerzeuger bei den Verbrennungsversuchen (VV) enger ($A_{VV}/A_{WV}=0.12$), was zu einer axialeren Anströmung der Schlitzes führt und Einfluss auf das Strömungsfeld hat. Dies gilt es bei den späteren Vergleichen zu berücksichtigen. Der Ursprung des in dieser Arbeit verwendeten zylindrischen Koordinatensystems befindet sich im Zentrum des Mischrohraustritts. Dabei weist die axiale Koordinate x in Hauptströmungsrichtung (siehe Abbildung 3.10). Um die in Abschnitt 3.1.1.2 eingeführte technische Brennstoffeindüsung sicherzustellen, ist in diesem Bereich auch eine entsprechende Brennstoffinfrastruktur vorgesehen. Versuche mit externer Vormischung bieten hierbei einen idealen Vergleich für die Bewertung der Mischungsgüte.

Auf das Mischrohr folgt optional der in Abschnitt 3.1.3 beschriebene Diffusor, bevor die Strömung in die **Brennkammer** gelangt, welche aus zwei Sektionen besteht. Der erste Teil ist als zylindrisches Quarzglasrohr gefertigt und ermöglicht eine umfassende optische Zugänglichkeit zur Reaktionszone. Die Quarzglasbrennkammer wie auch das Mischrohr werden luftgekühlt, um Überhitzung zu vermeiden. Der Einfluss des Flächensprungs vom Mischrohraustritt zur Brennkammer auf die Rückschlagscharakteristik wurde untersucht und nur minimale Abweichungen festgestellt, wie in Anhang B gezeigt wird. Der Flächensprung beträgt in den in dieser Arbeit dargestellten Messreihen 1:4.3.

Auf die Quarzglasbrennkammer folgt eine ebenfalls zylindrische, allerdings wassergekühlte Edelstahlbrennkammer, in der der Zündbrenner montiert ist. Die Edelstahlbrennkammer selbst besteht aus verschiedenen koaxial ausgerichteten Rohren. Kontakt zu den Heißgasen hat nur die innerste Schicht, welche als faserkeramische Isolierung ausgeführt ist (Duotherm Duoform 1400S021). Diese soll die metallische Brennkammerwand vor Überhitzung schützen. Letztere besteht aus zwei konzentrisch verlaufenden Edelstahlrohren, in deren Zwischenraum Wasser zur Kühlung zirkuliert. Da in den Vorgängerarbeiten die Quarzglasbrennkammer nicht vorhanden war, wurde dort die optische Zugänglichkeit über drei schräg angestellte Sichtfenster sichergestellt, die jeweils um 90° versetzt am Umfang angebracht sind [13, 35, 63]. Im Zentrum der Brennkammer in Abbildung 3.10 ist die Abgaslanze dargestellt. Diese befindet sich in einem Abstand von ca. 0.5m vom Brenneraustritt, was einer Aufenthaltszeit der Strömung zwischen Flamme und Lanze von ca. 70ms bei 200kW thermischer Brennerleistung und einer adiabaten Flammentemperatur von 1800K entspricht. Hiermit können Proben entnommen werden, mittels derer die Zusammensetzung des Abgases bestimmt wird. Dazu kommen die in Abschnitt 4.4 beschriebenen Messtechniken zum Einsatz.

Durch die nahezu vollständige optische Zugänglichkeit der Quarzglasbrennkammer und des Mischrohrs können der stationäre Brennerbetrieb, aber auch die Mechanismen bei Flammenrückschlag von der Brennkammer in die Mischstrecke mittels berührungsloser optischer Messmethoden untersucht werden. Die Versuchsabläufe hierzu werden im folgenden Abschnitt beschrieben.

3.3 Beschreibung der Versuchsabläufe

Die Versuchsanlage wird über einen zentralen Steuer-PC unter Verwendung von National Instruments LabView geregelt, der über Messkarten (National Instruments PCI-6229 und SCB-68 I/O Anschlussblock) mit den einzelnen Messgeräten verbunden ist. Hier werden die Versuchsparameter, wie die Temperatur des Frischgases, der Luftmassenstrom, die Brennstoffmassenströme und die Brennstoffmassenstromaufteilung, festgelegt, aber auch diverse sicherheitsrelevante Temperaturen erfasst.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden hauptsächlich zwei verschiedene Versuchsarten durchgeführt. Diese sind in Abbildung 3.11 dargestellt und werden im Folgenden genauer beschrieben.

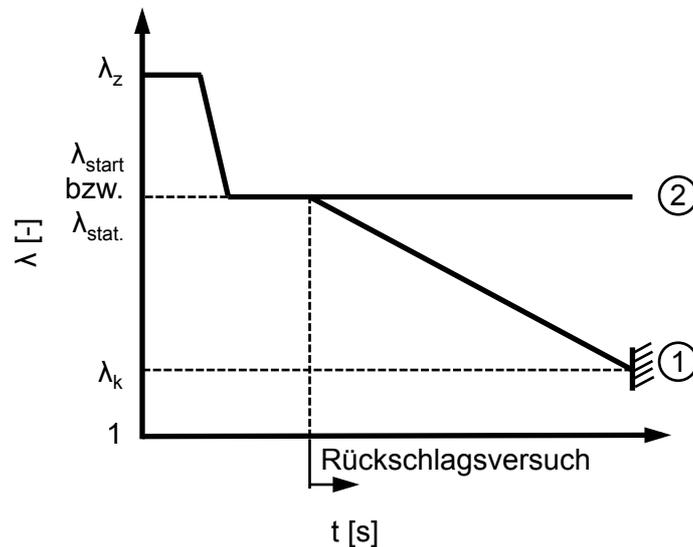


Abbildung 3.11: Beschreibung des Versuchsaufbaus: ① Rückschlagsversuch, ② Stationärer Verbrennungsversuch.

Bei der gezielten Einleitung eines Rückschlags (Abbildung 3.11 ①) werden zunächst der gewünschte Luftmassenstrom und die Vorheiztemperatur eingestellt. Erst dann wird der Brennstoff hinzugegeben und das Gemisch sehr mager gezündet (z. B. bei 100% H_2 ist $\lambda_z=4.0$). Nach erfolgreicher Zündung wird der Zündbrenner ausgeschaltet, um die Ergebnisse der Abgasmessung nicht zu verfälschen. Zur Einsparung von Wasserstoff, wird anschließend eine Luftzahl gewählt (λ_{start}), die in der Nähe der zu erwartenden kritischen Luftzahl bei Rückschlag (λ_k) liegt ($\lambda_{start} - \lambda_k \geq 0.4$). Von dort aus regelt der Steuer-PC automatisiert die Luftzahl in $\Delta\lambda \approx 0.01 [1/s]$ -Schritten herunter, bis der Rückschlag stattfindet. Dieser wird durch ein Thermoelement im Plenum detektiert, was zur Abschaltung der Brennstoffversorgung und zum Versuchsende führt. Zur Vermessung stationärer Betriebspunkte (Abbildung 3.11 ②) wird ähnlich verfahren. Das Gemisch wird wie zuvor beschrieben gezündet und anschließend auf den gewünschten Betriebspunkt eingestellt. Hierzu kann entweder die Kombination aus Luftzahl ($\lambda_{stat.}$) und Luftmassenstrom oder aus Luftzahl und Brennerleistung gewählt werden.

4 Messtechnik

In diesem Kapitel werden die eingesetzten Messtechniken zur Charakterisierung des Brennerbetriebs beschrieben. Besonders hervorzuheben sind dabei die Messungen der OH^{*}-Chemilumineszenz mittels einer bildverstärkten Kamera und der Geschwindigkeitsfelder unter Verwendung eines HS-PIV-Systems¹. Diese Messungen ermöglichen die Beschreibung der Vorgänge bei Rückschlag aber auch bei stationären Betriebspunkten. Es folgen die Beschreibung der Abgasmesstechniken mit Hilfe derer die Luftzahl bestimmt (O₂-Messung) und die Mischungsgüte (NO_x-Messung) quantifiziert wurde.

4.1 Messung der OH^{*}-Chemilumineszenz

Zur qualitativen Beschreibung der Flammenpropagation in das Mischrohr während eines Rückschlags, aber auch zur Charakterisierung der stationären Betriebszustände des Brenners, wurde die OH^{*}-Chemilumineszenz der Reaktionszone in Brennkammer und Mischrohr aufgezeichnet. Als Chemilumineszenz wird die Emission von Licht beim Übergang von Atomen aus dem angeregten Zustand in den energetisch stabilen Grundzustand bezeichnet, vorausgesetzt die Anregungsenergie stammt aus einer chemischen Reaktion. Bei Verbrennungsprozessen entstehen eine Vielzahl von angeregten, energetisch instabilen Spezies und Radikalen mit unterschiedlichen Energieniveaus. Der Übergang in den stabilen Zustand geschieht instantan, wobei ein Großteil der Energie durch Stoßprozesse abgebaut wird und nur ein geringer Teil durch Emission von Strahlung abgegeben wird. Bei der Verbrennung von Methan sind für das Eigenleuchten der Flamme die angeregte Spezies CO₂^{*}, sowie die angeregten Radikale OH^{*}, CH^{*} und C₂^{*} verantwortlich. Dreiatomige Moleküle können aufgrund ihres Aufbaus eine Vielzahl verschiedener Energiezustände annehmen, wobei zweiatomige Moleküle in dieser Hinsicht begrenzter sind. Daraus folgt, dass beim Übergang von CO₂^{*} in den energetisch stabilen Zu-

¹ engl.: HS-PIV - High Speed Particle Image Velocimetry

stand ein viel breiteres Strahlungsspektrum emittiert wird, als dies bei den zweiatomigen Radikalen der Fall ist [68], wie Abbildung 4.1 zeigt. In dieser Abbildung ist die normierte Intensität der emittierten Strahlung I/I_m über der Wellenlänge λ_l aufgetragen.

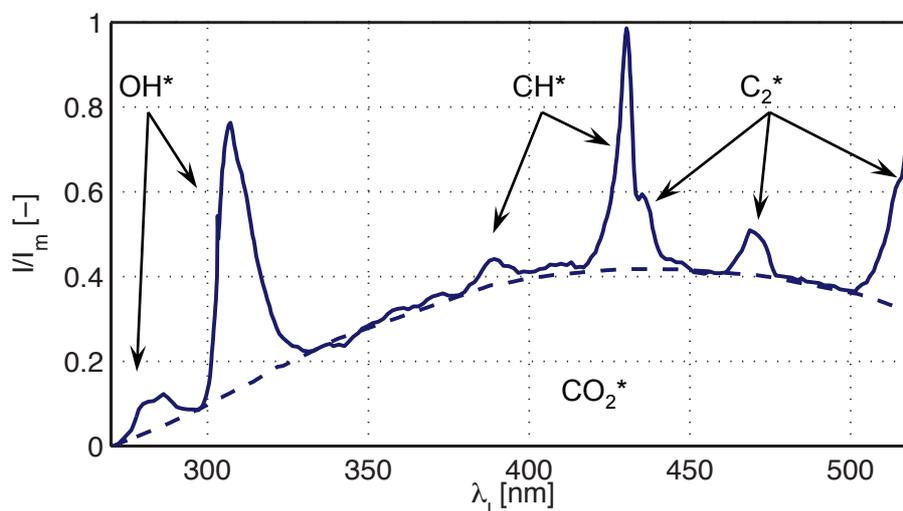


Abbildung 4.1: Spektrale Verteilung der emittierten Chemilumineszenz einer atmosphärischen Methanflamme [67].

Für Wasserstoffflammen kann nur das OH^* -Radikal als Emitter von Chemilumineszenz ausgemacht werden, was zum Wellenlängenspektrum in Abbildung 4.2 führt.

Zur Aufnahme der Chemilumineszenz wurde eine bildverstärkte Hochgeschwindigkeitskamera des Typs Photron Ultima Fastcam APX I² benutzt. Da für beide eingesetzten Brennstoffe jeweils die OH^* -Chemilumineszenz der Wellenlänge von etwa 307 nm dominant ist, wurde die emittierte Strahlung der Flamme mittels eines optischen Filters 307FS10-50 der Firma LOT-Oriel, der in einem Wellenlängenbereich von 307 ± 5 nm durchlässig ist und einen Transmissionsgrad von 16.47% aufweist, entsprechend gefiltert.

Wie Lauer [67] zeigt, kann aufgrund der Turbulenz-Chemie-Interaktion zwischen der lokalen OH^* -Chemilumineszenz und der Wärmefreisetzung in turbulenten Flammen kein direkter linearer Zusammenhang angenommen werden. Quantitative Aussagen über die Wärmefreisetzung sind somit ohne weitere Korrektur der Ergebnisse nicht möglich. Im Rahmen dieser Arbeit ist dies nicht notwendig, da die OH^* -Chemilumineszenz qualitative Aussagen über

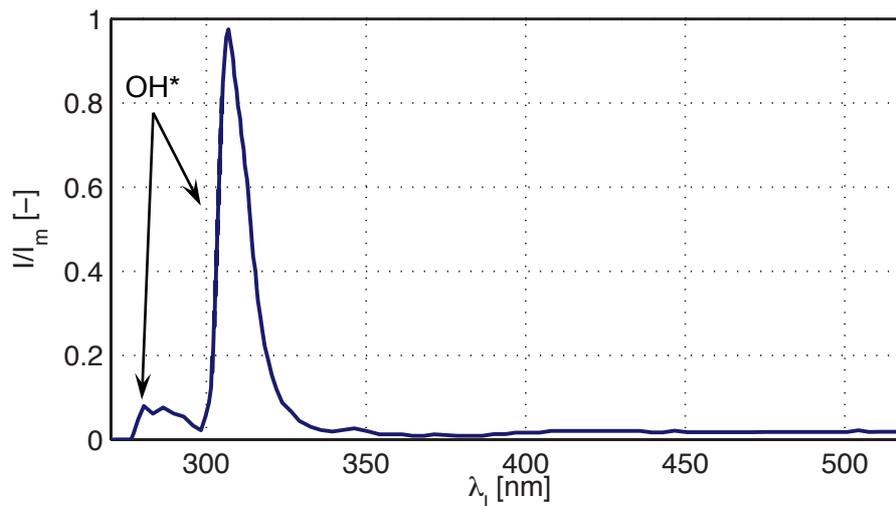


Abbildung 4.2: Spektrale Verteilung der emittierten Chemilumineszenz einer atmosphärischen Wasserstoffflamme [67].

Flammenpropagationswege und Flammenpositionen verschiedener Konfigurationen zulässt, was zur Interpretation der gemachten Messungen ausreichend ist.

Zur genaueren Beschreibung von gemittelten OH*-Chemilumineszenzaufnahmen stationärer Betriebszustände, wie sie im Rahmen dieser Arbeit häufig verwendet werden, konnte aufgrund der Rotationssymmetrie der Flamme in der Brennkammer die Abel-Transformation angewandt werden. Hierbei wird durch Zuhilfenahme der BASEX-Methode [19] aus einem tiefenintegrierten Bild die Intensitätsverteilung in der rotierten Ebene berechnet. Daraus lassen sich präzisere Informationen über die Position der OH*-Chemilumineszenz und somit qualitativ über die Position der Flamme gewinnen. In Abbildung 4.3 ist das Resultat einer solchen Umrechnung anhand einer Wasserstoffflamme dargestellt. Hierbei sei nochmals erwähnt, dass bei allen gezeigten Aufnahmen in dieser Arbeit das Fluid jeweils in Richtung der Abszisse des Koordinatensystems, also von links nach rechts strömt. Es wird deutlich, dass sich durch diese Transformation die Aussage des Bildes über die Zonen starker Wärmefreisetzung erheblich ändert. Der Eindruck einer hauptsächlich in der inneren Rückströmzone stattfindenden Reaktion aus dem tiefenintegrierten Bild erweist sich im entabelten Bild als Trugschluss, da hier deutlich wird, dass ein Großteil der Reaktion in der äußeren Scherschicht stattfindet.

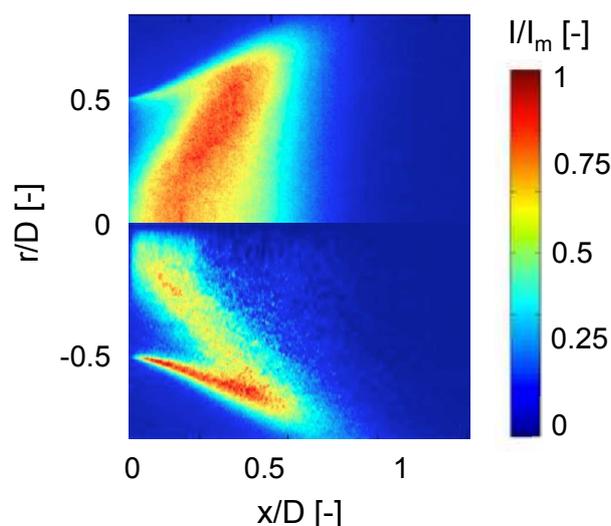


Abbildung 4.3: Tiefenintegriertes Bild (oben) und Abel-transformiertes Bild (unten).

4.2 Messung der Strömungsgeschwindigkeiten

Die Particle Image Velocimetry (PIV) ist eine optische Messtechnik zur Bestimmung von Geschwindigkeiten in Strömungen. Gegenüber klassischen Messtechniken, bei denen Sonden in der Strömung platziert werden müssen (z.B. Prandtlsonde und Hitzdrahtanemometrie), erfolgt die Messung bei PIV nicht-invasiv. Verglichen mit anderen optischen Messtechniken (z.B. Laser-Doppler-Anemometrie) hat sie zudem den Vorteil, dass die Geschwindigkeiten nicht nur punktuell bestimmt, sondern instantan das gesamte 2D-Geschwindigkeitsfeld in der entsprechenden Messebene aufgelöst werden kann.

4.2.1 Messprinzip

Diese Messtechnik basiert auf der kinematischen Definition der Geschwindigkeit, die sich aus dem Quotienten der örtlichen Verschiebung in einem definiertem Zeitraum ergibt:

$$\vec{u} = \frac{\Delta x}{\Delta t}. \quad (4.1)$$

Zur Messung werden dem Fluid kleinste Streupartikel beigefügt. Prandtl nutzte diese Art der Strömungsvisualisierung erstmals zu Beginn des 20. Jahrhunderts durch den Einsatz von Farbstoffen bzw. Aluminiumpartikeln in einem

Wasserkanal [109]. Die Auswahl der Streupartikel in Bezug auf ihr Folgevermögen in der Strömung ist für die Messungen von entscheidender Bedeutung. Nur wenn die Partikel der Strömung schlupffrei folgen kann von deren Bewegung auf die Strömung rückgeschlossen werden. Das Prinzip der Messtechnik beruht darauf, die Verschiebung Δx der Partikel während eines definierten Zeitraums Δt in der Strömung zu detektieren. Um diese Verschiebung mit einem Detektor (Kamera) aufnehmen zu können, bedarf es der externen Beleuchtung der Strömung durch eine Lichtquelle (Laser). Die auf die Partikel eintreffende Strahlung wird durch Reflexion gestreut (Mie-Streuung), ohne dass dabei ein Energieaustausch zwischen Photonen und Partikeln stattfindet. Die gestreute Strahlung hat somit die gleiche Wellenlänge wie die vom Laser emittierte. Neben dem verzögerungsfreien Folgevermögen der Partikel ergibt sich daraus eine zusätzliche Bedingung für Größe, Form und Dichte der Partikel. Als Faustregel gilt, dass der Partikeldurchmesser in etwa der Wellenlänge der gestreuten Strahlung entsprechen und die Dichte ähnlich der der Strömung sein soll [83]. Um planare Daten über die Partikelbewegung gewinnen zu können, muss zuvor der Laserstrahl über eine Optik zu einer Ebene aufgeweitet werden. Die Kamera wird senkrecht zur Lichtschnittebene positioniert und detektiert die an den Partikeln gestreute Strahlung. Zur Bestimmung der Verschiebung bedarf es der Aufnahme von Bildpaaren der gewünschten Messebene. Der zeitliche Abstand zwischen den beiden Aufnahmen Δt muss dabei bekannt und an die erwartete Strömungsgeschwindigkeit und die Größe der Messebene angepasst sein. Aus dem Vergleich der beiden Aufnahmen erfolgt durch Anwendung von statistischen Methoden (2D-Kreuzkorrelation) die Berechnung der Verschiebungsvektoren im Strömungsfeld. Hierzu werden die Aufnahmen in sogenannte Interrogation Areas unter-

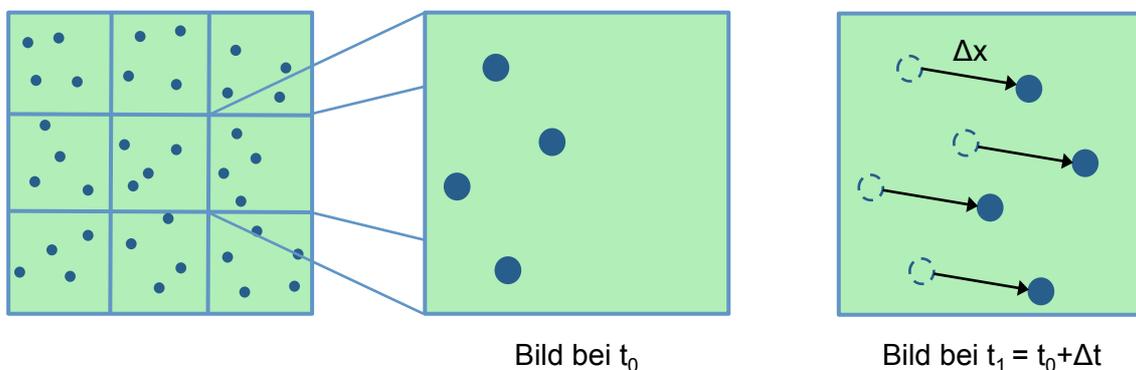


Abbildung 4.4: Partikelverschiebung Δx im Intervall Δt .

teilt und in diesen die entsprechenden Musterverschiebungen untersucht, da die Berechnung einzelner Partikelverschiebungen zu ungenau wäre. Dieser Vorgang ist in Abbildung 4.4 skizziert. Aus den berechneten Geschwindigkeitsvektoren der einzelnen Interrogation Areas folgt das Geschwindigkeitsfeld für die gesamte Messebene.

4.2.2 Messaufbau

In dieser Arbeit wurde ein HS-PIV-System zur Charakterisierung der isothermen bzw. reagierenden Strömung, aber auch des Strömungsfelds während eines Flammenrückschlags eingesetzt. Der gewählte Aufbau ist in Abbildung 4.5 dargestellt.

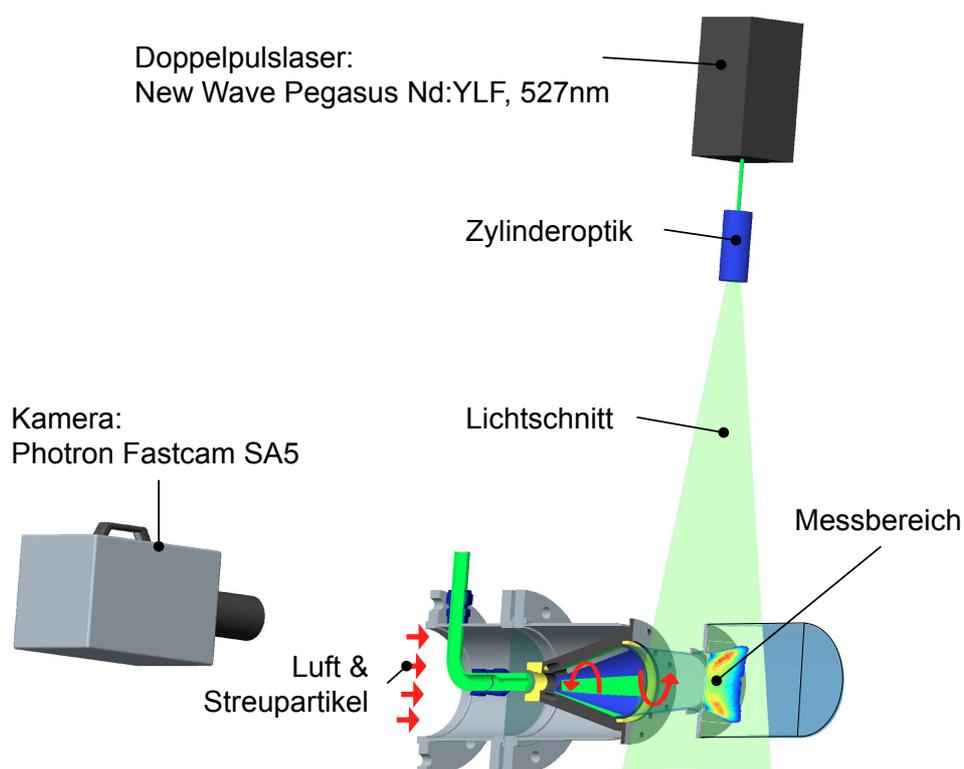


Abbildung 4.5: Messaufbau für die Particle Imaging Velocimetry (PIV).

Aufgrund der hohen Strömungsgeschwindigkeiten im Brenner wurde ein hoch repetierender Laser mit einer Wellenlänge von $\lambda_l=527$ nm eingesetzt. Zur Realisierung der hohen Wiederholraten ist das Lasersystem mit zwei Oszillatoren ausgestattet und wird im Doppelpulsbetrieb benutzt. Der eingesetzte

Laserarm und die Lichtschnittoptik wurden so eingestellt, dass sowohl im optisch zugänglichen Teil des Mischrohrs als auch im ersten Drittel der Brennkammer die Strömungsgeschwindigkeiten aufgelöst werden können. Bei der Kamera handelt es sich um das Modell Photron Fastcam SA5, das zur Reduktion von Störlichteinflüssen wie dem Eigenleuchten der Flamme mit einem Interferenzfilter für die Wellenlänge von $532\text{ nm} \pm 10\text{ nm}$ bei einem maximalen Transmissionsgrad von 90% ausgestattet wurde. Abbildung 4.6 zeigt die verwendeten Triggerzeitpunkte für die durchgeführten Messungen.

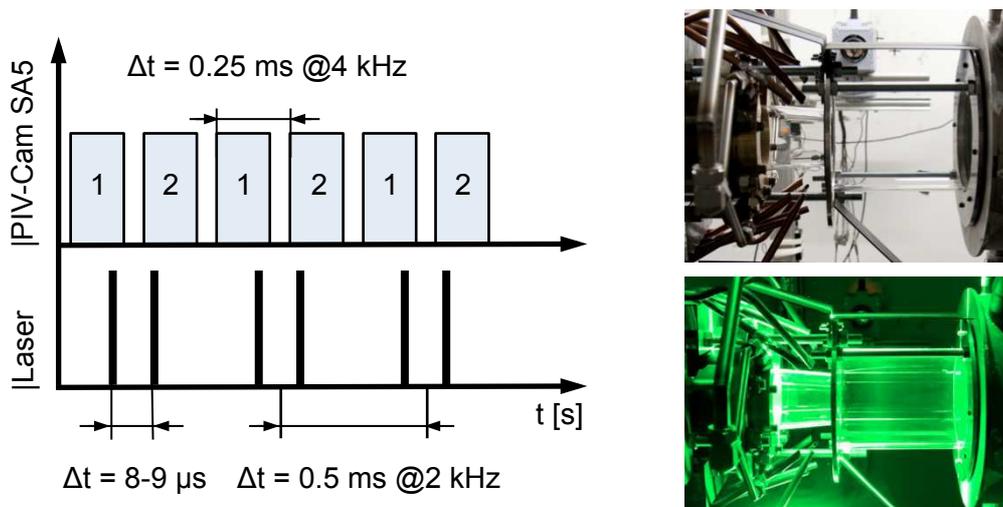


Abbildung 4.6: Triggerschema für Laser und Kamera / Vergleich Laser aus bzw. an.

Für die im Folgenden vorgestellten Messungen lag die Aufnahmezeit der Kamera bei 4 kHz mit einer örtlichen Auflösung von 1024×1024 Pixeln. Allgemein werden die Laserpulse jeweils am Ende des ersten und zu Beginn des zweiten Bildes eines Bildpaares getriggert. Aus dem zeitlichen Abstand Δt zwischen den Pulsen ergibt sich die Zeitdifferenz zur Berechnung der Geschwindigkeiten. Dieser Abstand wurde in Abhängigkeit der gewählten Strömungsdurchschnittsgeschwindigkeit am Brenneraustritt und der Größe der Interrogation Areas bei 8 bzw. $9\text{ }\mu\text{s}$ festgelegt. Als Streupartikel wurde TiO_2 verwendet. Wie bereits in einer früheren Arbeit von Konle [58] gezeigt wurde, zeichnen sich diese Partikel durch ausreichendes Folgeverhalten aus und sind zudem temperaturresistent, was in reagierenden Strömungen essentiell ist.

Bei den Messungen im Quarzglaszylinder bzw. -konus ist mit Reflexionen zu rechnen, die das Signal der Streupartikel überlagern (siehe Abbildung 4.6 rechts unten). In Bereichen, in denen dies geschieht, ist ohne Bildnachbear-

beitung eine Auswertung der Geschwindigkeiten nicht möglich. Sowohl die auftretenden Probleme als auch die benutzten Lösungsansätze finden sich in [60]. Für weitergehende Informationen zu dieser Messtechnik sei auf die Arbeiten [59, 85, 110, 113] und das Buch [83] verwiesen.

4.2.3 Kopplung von HS-PIV-System und bildverstärkter Kamera

Bei den in dieser Arbeit durchgeführten HS-PIV-Untersuchungen wurde neben dem Geschwindigkeitsfeld auch synchron die OH^* -Chemilumineszenz der Flamme aufgezeichnet. Dazu wurde das HS-PIV-System mit der bildverstärkten Kamera aus Abschnitt 4.1 gekoppelt. In Abbildung 4.7 ist sowohl der Messaufbau als auch das Triggerschema dargestellt.

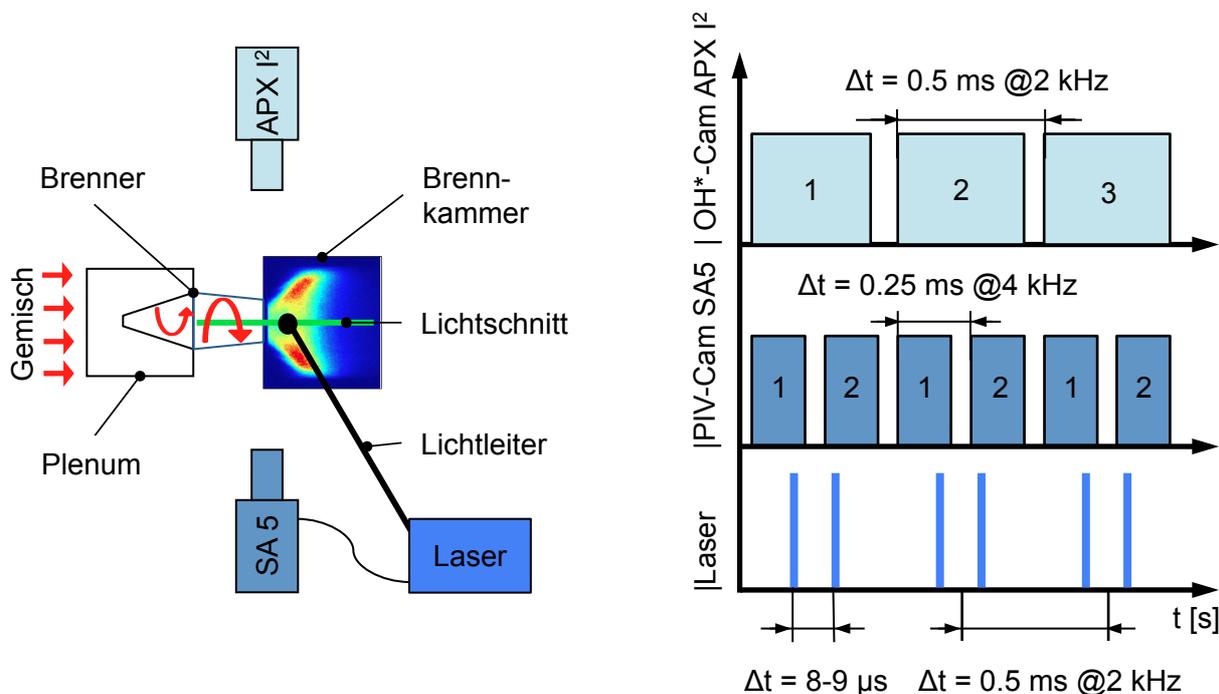


Abbildung 4.7: Triggerschema zur Kopplung von APX I², PIV-Laser und SA5.

Die Kameras wurden einander gegenüber angeordnet und jeweils auf die selbe Mittelebene fokussiert. Durch die Nutzung der unterschiedlichen Interferenzfilter auf beiden Kameras gab es keine wechselseitige Beeinträchtigung. Um zu jedem Geschwindigkeitsfeld ein Chemilumineszenzbild zu erfassen, wurde die bildverstärkte Kamera bei halber Frequenz der PIV-Kamera betrieben.

4.3 Messung mittels Ionisationssensoren

Ionisationssensoren finden in verschiedenen Bereichen Anwendung (so z.B. bei Abgasmessungen, siehe Abschnitt 4.4, oder zur Flammendetektion). Das Messprinzip basiert auf der Freisetzung von Ionen in einem Verbrennungsprozess. Beim vorliegenden Messaufbau wurden sie genutzt, um lokal die Anwesenheit und Intensität einer Flamme im Wandbereich während eines Rückschlags zu erfassen. Zur Messung wird eine konstante Spannung zwischen zwei Elektroden angelegt, über welche der Ionenstrom gemessen wird, sobald der Sensor sich in Flammennähe befindet. Der in dieser Arbeit weiterentwickelte Sensor und auch die zugehörige Elektronik basieren auf den Arbeiten von Eichler [25] und Hu et al. [45]. Abbildung 4.8 zeigt den Aufbau des Sensors.

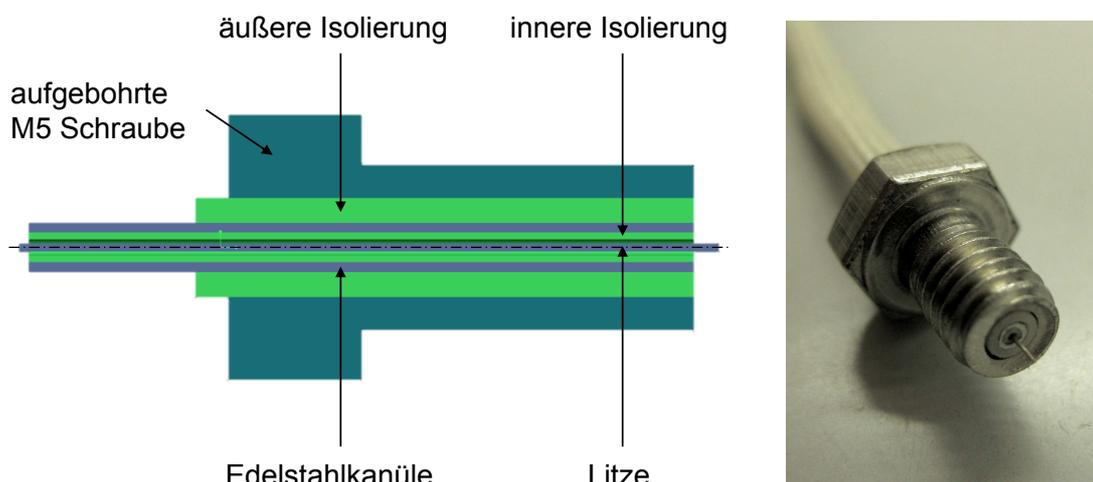


Abbildung 4.8: Aufbau eines Ionisationsdetektors.

Der Sensor wurde in einer aufgedrehten M5 Schraube eingebaut, welche als Abschirmung der Elektroden dient. Die konstante Spannung (80-120V) wird zwischen der Litze im Zentrum und der Edelstahlkanüle angelegt. Diese beiden bilden die Elektroden des Sensors. Isoliert werden die drei genannten elektrisch relevanten Bauteile durch keramische Röhrchen, die die innere und äußere Isolierung bilden.

Bei den Versuchen wurden 24 Ionisationsdetektoren im Mischrohr des Brenners eingebaut. Dazu wurden vier Reihen mit je sechs gleichmäßig am Umfang verteilten Sensoren vorgesehen, wobei die erste Reihe bei $x/D = -0.2$ und alle weiteren Reihen mit jeweils einem Abstand von $x/D = 0.33$ zur Vorderrei-

he verbaut wurden. Die dem Brennstoff-Luft-Gemisch zugewandte Oberfläche der Detektoren ist bündig mit der Mischrohrinnenfläche angebracht, um Störungen in der Strömung zu minimieren (Abbildung 4.9 (a)). Nur die Litze ragt 0.9mm bis 1.5mm in die Strömung hinein, hat aber einen Durchmesser von nur 0.2mm, womit die Strömungsablösungen minimiert werden (siehe Abbildung 4.8). Die Signale der Ionisationsdetektoren werden durch die radial nach außen geführte Verkabelung (Abbildung 4.9 (b)) an den Ionenverstärker und eine Messkarte weitergeleitet und mit 10kHz mittels der Software Lab-View erfasst.

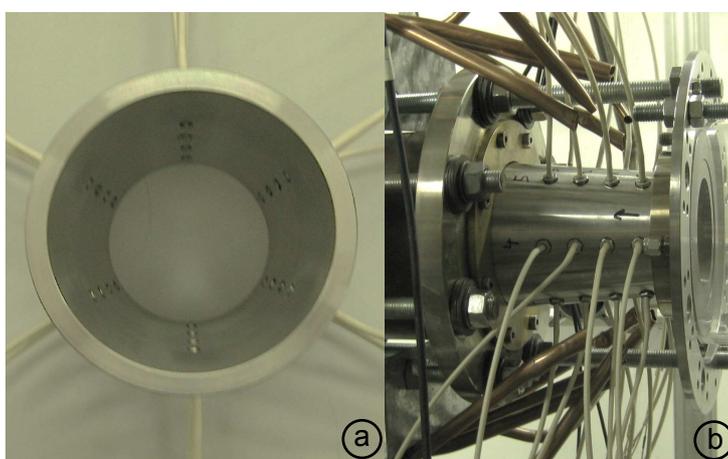


Abbildung 4.9: Implementierung der Ionisationsdetektoren am Prüfstand.

4.4 Abgasanalyse

Wie bereits in Abschnitt 3.2 angesprochen ist die Bestimmung der Luftzahl bei Verbrennungsversuchen mit Hilfe der thermischen Massenstromregler fehlerbehaftet. Da die genaue Bestimmung der kritischen Luftzahl bei Rückschlagsversuchen von zentraler Bedeutung ist, wurde diese mit Hilfe einer stationären Abgasanalyseanlage bestimmt. Mit dem im System eingebauten Chemilumineszenzdetektor wurden zudem die NO_x -Emissionen gemessen, um die Mischungsgüte verschiedener Brennstoffeindüsungskonfigurationen zu vergleichen. Zur Messung erfolgt die kontinuierliche Probenentnahme mittels der in Abschnitt 3.2 beschriebenen Abgaslanze. Durch diese und die daran angeschlossene beheizte Probenleitung gelangt das Abgas bis zur Analyseanlage. Durch die Beheizung wird sichergestellt, dass die Temperatur der ent-

nommenen Probe nicht unter die Taupunkttemperatur des im Messgas enthaltenen Wasserdampfes fällt. Ohne Beheizung würde sich das wasserlösliche NO_2 in den kondensierten Feuchtigkeitströpfchen lösen, was Messfehler zur Folge hätte. Die Leitungen werden thermostatisch auf 105°C geregelt [23]. Die Analyseeinrichtung kann neben der NO_x -Konzentration verschiedene andere Komponenten im Abgas messen. Die unverbrannten Kohlenwasserstoffe (UHC) werden mit Hilfe eines Flammenionisationsdetektors bestimmt, bei dem das Abgas durch eine Wasserstoffflamme geführt und die durch die Oxidation der UHC-Moleküle frei werdenden Ionen über zwei Elektroden eingefangen und gemessen werden. Durch Infrarotabsorptionsdetektoren werden die Spezieskonzentrationen der Komponenten CO , CO_2 und N_2O bestimmt. Hier beruht das Messverfahren auf der Absorption von Strahlung einer gewissen Wellenlänge bei Infrarotbestrahlung einer Spezies. Auch die Wasserkonzentration kann durch Messung an einem Wärmeleitfähigkeitssensor bestimmt werden. Besonders wichtig für die Bestimmung der Luftzahl ist die Messung der Sauerstoffkonzentration im Abgas, die über einen Detektor durchgeführt wird, der die paramagnetischen Eigenschaften von Sauerstoff ausnutzt.

Der NO_x -Chemilumineszenzanalysator und der Flammenionisationsdetektor werden direkt aus den beheizten Probenleitungen mit Messgas versorgt. Dies bedeutet, dass die Messungen hier im feuchten Abgas stattfindet und eine Umrechnung der Werte in trockenes Abgas notwendig ist. Die verbleibenden Detektoren werden mit trockenem Abgas versorgt. Hierzu wird das Messgas auf etwa 2°C heruntergekühlt, um das enthaltene Wasser auszukondensieren und so den Wassergehalt bei der Messung deutlich unter 1 % zu reduzieren. Weiteres Abkühlen ist nicht zielführend, da sonst einzelne Komponenten vereisen.

4.4.1 Bestimmung der Luftzahl

Bei bekannter Brennstoffzusammensetzung kann die Luftzahl λ gemäß der Gleichungen (4.2)-(4.4) aus der O_2 -Konzentration oder alternativ bei kohlenstoffhaltigen Brennstoffen aus der CO_2 -Konzentration im Abgas (AG) bestimmt werden. Voraussetzung für diese Berechnung ist immer ein vollstän-

diger Ausbrand mit vernachlässigbaren UHC-, H₂- und CO-Konzentrationen im trockenen Abgas [63].

$$\lambda = \frac{1 - X_{O_2}}{1 - \frac{X_{O_2}}{X_{O_2, \text{Luft}}}} \Bigg|_{AG} \quad \text{Wasserstoff} \quad (4.2)$$

$$\lambda = \frac{2 - X_{O_2}}{2 - 2 \frac{X_{O_2}}{X_{O_2, \text{Luft}}}} \Bigg|_{AG} = \frac{1 + X_{CO_2}}{2 \frac{X_{CO_2}}{X_{O_2, \text{Luft}}}} \Bigg|_{AG} \quad \text{Methan} \quad (4.3)$$

$$\lambda = \frac{\left(x + \frac{y}{4}\right) - \frac{y}{4} X_{O_2}}{\left(x + \frac{y}{4}\right) \left(1 - \frac{X_{O_2}}{X_{O_2, \text{Luft}}}\right)} \Bigg|_{AG} = \frac{1 + \frac{y}{4} X_{O_2}}{\left(x + \frac{y}{4}\right) \frac{X_{CO_2}}{X_{O_2, \text{Luft}}}} \Bigg|_{AG} \quad \text{beliebiges } C_xH_y \quad (4.4)$$

Für Mischungen von Wasserstoff und Methan wird zur Bestimmung der Luftzahl die Kombination aus O₂- und CO₂-Konzentration im Abgas benötigt. Berechnet wird die Luftzahl für diesen Fall nach Gleichung (4.5).

$$\lambda = \frac{1 - X_{O_2} - X_{CO_2}}{1 - X_{CO_2} - \frac{X_{O_2}}{X_{O_2, \text{Luft}}}} \Bigg|_{AG} \quad \text{H}_2\text{-CH}_4 \text{ Mischungen} \quad (4.5)$$

Zur Bestimmung der Luftzahl während der Versuche mit Wasserstoff bzw. Erdgas wurde in der Regel der O₂-Wert herangezogen, wobei die resultierende Luftzahl in regelmäßigen Abständen mit dem Wert aus der CO₂-Messung abgeglichen wurde, um Kalibrierungsfehler auszuschließen. Die prinzipielle Genauigkeit dieses Vorgehens wurde bereits in der Arbeit von Kröner [63] durch einen Vergleich mit Messungen der Frischgaszusammensetzung mittels Gaschromatographie untersucht. Die Abweichungen betragen ± 2% und lagen somit im Bereich der Wiederholgenauigkeit der einzelnen Messverfahren.

4.4.2 Bestimmung der NO_x-Konzentration

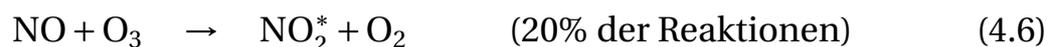
Der Vergleich der NO_x-Emissionen bei Einsatz verschiedener Brennstoffeindüsungsmethoden ist ein wichtiger Bestandteil dieser Arbeit, weshalb in

diesem Abschnitt näher auf das Messprinzip des Chemiluminszenzdetektors (Eco Physics CLD 700 EL ht) eingegangen wird [23]. Außerdem werden die notwendigen Korrekturen und Normierungen der Messwerte erläutert, um eine Vergleichbarkeit mit Literaturdaten zu gewährleisten. Wenn nicht anders angegeben, wurden die Messungen bei einer adiabaten Flammentemperatur von 1800K und einer thermischen Leistung des Brenners von 200kW durchgeführt.

4.4.2.1 Messprinzip

Das NO_x-Analysegerät ermöglicht die gleichzeitige Messung der NO_x- sowie der NO-Emissionen. Da das Messprinzip nur die Bestimmung von NO-Konzentrationen erlaubt, wird der Messgasstrom in zwei gleiche Massenströme unterteilt, wovon einer durch eine Konverterpatrone geführt wird. An der aktiven Molybdänoberfläche der Patrone wird das im Messgas enthaltene NO₂ zu NO mit einem vom Lebensalter des Konverters abhängigen Umwandlungswirkungsgrad reduziert. Somit lässt sich in diesem Teilstrang die NO_x- und im anderen ohne Konverter die NO-Konzentration bestimmen. Aus der Differenz der beiden kann auf den NO₂-Anteil geschlossen werden.

Beiden Messgasströmen wird Ozon über einen Ozongenerator beigemischt. Dies führt zur Aufoxidation des NO zu NO₂:



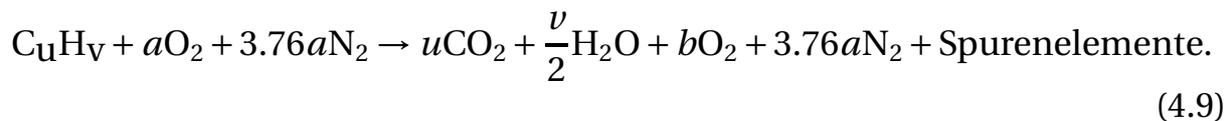
Wie bereits in Abschnitt 4.1 beschrieben, werden auch hier durch die chemische Reaktion (4.6) Moleküle in einen angeregten Zustand versetzt. Dies geschieht in 20% aller Reaktionen, 80% des NO wird in nicht angeregtes NO₂ umgesetzt [23]. Der Übergang vom angeregten Zustand in den Grundzustand geschieht entweder über Stoßprozesse zwischen den Molekülen oder durch Abgabe von elektromagnetischer Strahlung (Chemilumineszenz).



Auf Letzterer beruht nun die Messung. Die Strahlung mit einem Wellenlängenbereich von 600 bis 3000nm wird über einen Photomultiplier detektiert und liefert über Kalibrierkurven den Messwert.

4.4.2.2 Korrekturen und Normierungen der Rohmesswerte

Im Bereich der Gasturbinen hat sich zur besseren Vergleichbarkeit durchgesetzt, die NO_x -Emissionen bei trockenen Bedingungen anzugeben und auf 15% Restsauerstoff im Abgas zu normieren. Da die NO_x -Werte im Analysegerät feucht gemessen werden, muss eine Umrechnung der Rohmesswerte auf trockenes Abgas erfolgen. Bei stöchiometrischer bzw. magerer Verbrennung, bei der im Abgas nur Spuren von CO und H_2 enthalten sind, kann die Reaktion folgendermaßen beschrieben werden:



Nach Turns [101] lässt sich nun die Umrechnung durch Anwendung von Gleichung (4.10) erreichen, wobei der Sauerstoffkoeffizient a über die gemessene Sauerstoffkonzentration im Abgas nach Gleichung (4.11) bestimmt wird:

$$\text{NO}_{x,\text{trocken}} = \text{NO}_{x,\text{roh}} \left(1 + \frac{v}{2(4.76a - \frac{v}{4})} \right)^{-1} \quad (4.10)$$

$$a = \frac{u + (1 - X_{\text{O}_2,\text{AG-trocken}}) \frac{v}{4}}{1 - 4.76X_{\text{O}_2,\text{AG-trocken}}}. \quad (4.11)$$

Die Normierung auf 15% Restsauerstoff geschieht ebenfalls über die im Abgas gemessene O_2 -Konzentration. Über Gleichung (4.12) kann aus dem Wert $\text{NO}_{x,\text{trocken}}$ auf den normierten Wert geschlossen werden:

$$\text{NO}_{x,\text{norm}} = \text{NO}_{x,\text{trocken}} \frac{X_{\text{O}_2,\text{Luft}} - 15\text{Vol.}\% \text{O}_2}{X_{\text{O}_2,\text{Luft}} - X_{\text{O}_2,\text{AG-trocken}}}. \quad (4.12)$$

5 Beschreibung des Brennerverhaltens im stationären Betrieb

Das Verhalten des in Abschnitt 3.1 beschriebenen Brenners wird in diesem Kapitel näher charakterisiert. Da der sichere Betrieb mit Erdgas die grundlegende Anforderung an das Brennerdesign darstellt, wird in einem ersten Schritt eine Konfiguration ausgewählt, die dieser Anforderung gerecht wird. Diese Konfiguration wird bezüglich der Erdgasverbrennung eingehend untersucht. In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse für das stationäre isotherme Strömungsfeld des Brenners am Verbrennungsprüfstand dargelegt und mit den Wasserkanaluntersuchungen aus der Arbeit von Sangl [85] verglichen und validiert. Im Weiteren wird der Einfluss der Wasserstoffflamme auf das Strömungsfeld bei externer und technischer Vormischung beschrieben.

5.1 Auswahl und Charakterisierung der Erdgaskonfiguration

5.1.1 Auswahl der Erdgaskonfiguration

Die Kriterien für die Auswahl der Konfiguration sind Rückschlagssicherheit, eine Flamme, die nahe am Brenneraustritt stabilisiert, um in Mehrbrenneranordnungen Instabilitäten zu vermeiden, ein niedriger Druckverlust und im Hinblick auf die Verbrennung von Synthesegasen bzw. Wasserstoff ein möglichst geringer Drall zur Vermeidung von CIVB, ohne allerdings die Flammstabilität bei der Verbrennung von Erdgas zu gefährden. Ob diese Kriterien erfüllt werden können und in welchem Maße ein Brenner für die aerodynamische Stabilisierung einer Vormischflamme bei Einsatz bestimmter Brennstoffe geeignet ist, lässt sich bereits durch die Analyse des kalten nicht reagierenden Strömungsfeldes eingrenzen [14]. Grundlage des Auswahlprozesses einer für die Verbrennung von Erdgas geeigneten Konfiguration sind deshalb die Ergebnisse der Wasserkanaluntersuchungen zur Aerodynamik im Brenner und der Brennkammer [85]. Sangl beschreibt den Einfluss der Schlitzbreite und

der Kopfluft auf das Strömungsfeld und macht diese als Optimierungsparameter aus. Wie bereits in Abschnitt 3.1 beschrieben, lassen sich mit dem gewählten Design am Verbrennungsprüfstand vier axiale Öffnungsverhältnisse und vier Schlitzbreiten realisieren.

Aus den Messungen zur axialen Luftzufuhr (Kopfluft) im Wasserkanal ergibt sich wie in Abbildung 5.1 dargestellt, dass durch Variation der axialen Einströmgeschwindigkeit und der damit einhergehenden Totaldruckerhöhung auf der Achse die Rückströmzone in der Brennkammer und der Drall im Brenner gezielt beeinflusst werden können. A_f entspricht dabei dem Anteil der freien Lochblechfläche.

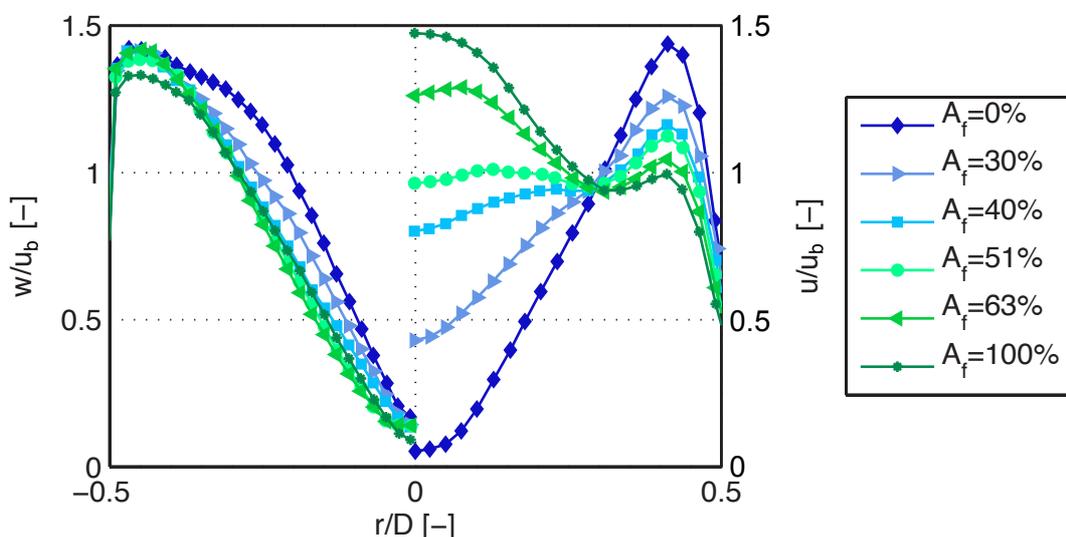


Abbildung 5.1: WV-Geschwindigkeitsprofile am Brenneraustritt bei Variation der Kopfluft (Schlitzbreite b_2) [85].

Die Schlitzbreite hat ebenfalls einen sehr starken Einfluss auf das Strömungsfeld. Zwischen den Schlitzbreiten b_1 und b_5 lässt sich das gesamte Spektrum vom Wirbelaufplatzen im Brenner bis zu einer freistrahllähnlichen Strömung in der Brennkammer erreichen wie Abbildung 5.2 aus [85] zeigt. Auf Basis dieser Daten wird eine Auswahl an im Verbrennungsprüfstand zu testenden Konfiguration getroffen. Bei der Schlitzbreite b_1 erfolgt das Wirbelaufplatzen bereits in der Mischstrecke, was in Bezug auf CIVB ein sehr ungünstiges Verhalten darstellt. Bei den Konfigurationen mit Schlitzbreiten b_4 und b_5 erfolgt das Wirbelaufplatzen sehr spät bzw. gar nicht mehr, was die Stabilisierung von Erdgasflammen unmöglich macht. Im Weiteren werden deshalb Konfigurationen der Schlitzbreiten b_2 und b_3 weiterverfolgt werden. Bezüglich der Kopf-

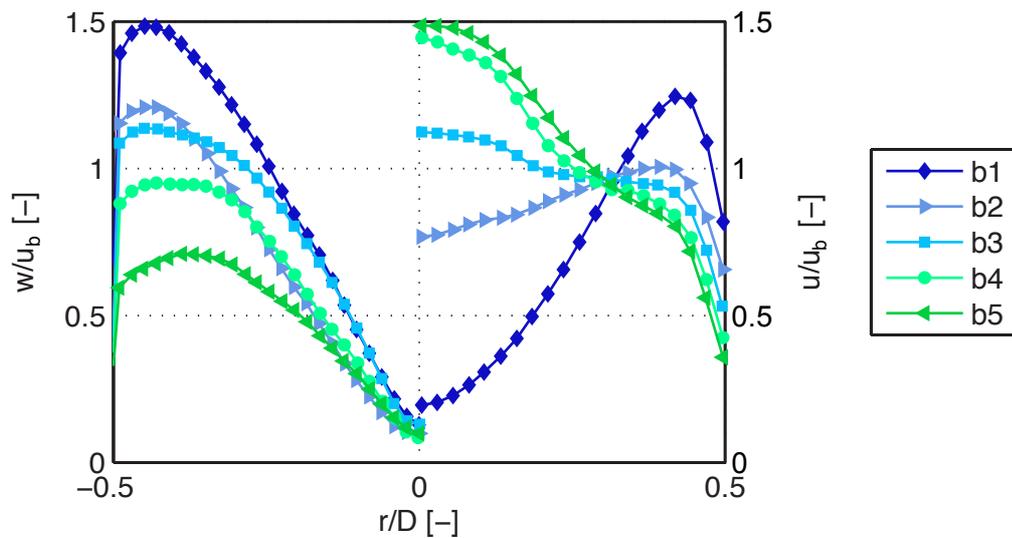


Abbildung 5.2: WV-Geschwindigkeitsprofile am Brenneraustritt bei Variation der Schlitzbreite b_1 -5 ($A_f=51\%$) [85].

luft erscheinen die Konfigurationen mit A_f zwischen 51% und 63% vielversprechend, da hier wiederum das Wirbelaufplatzen keinen der beiden zuvor genannten Extremzustände annimmt. Hieraus resultierend werden die vier folgenden Konfigurationen mit Erdgas als Brennstoff weiter untersucht, wobei die Drallzahl S und der Druckverlustbeiwert ζ in Tabelle 5.1 der Arbeit [85] entnommen sind.

Konfiguration	Schlitzbreite	A_f	S	ζ
K_1	b_2	51%	0.80	3.24
K_2	b_2	63%	0.76	3.08
K_3	b_3	63%	unb.	unb.
K_4	b_3	51%	0.70	1.88

Tabelle 5.1: Verschiedene Erdgaskonfigurationen und deren Betriebsparameter (Druckverlust und Drall entstammen der Arbeit [85]).

In einem ersten Schritt wird die Rückschlagsstabilität der Konfigurationen untersucht. Hierzu wurde die Vorheiztemperatur bei 400°C festgelegt und die in Abschnitt 3.3 beschriebene Rückschlagsprozedur bei verschiedenen Reynoldszahlen Re im Brenner durchgeführt. Erst durch Absenken der Reynoldszahl auf einen Wert von 25000, also weit von Maschinendurchsätzen ($Re=60000$ - 120000 bei 1bar) entfernt, konnte bei K_1 Rückschlag durch

CIVB detektiert werden. Diese Konfiguration wurde nicht weiterverfolgt, da die anderen Konfigurationen ($K2$ bis $K4$) auch bei den geringen Reynoldszahlen rückschlagssicher sind. Alle Untersuchungen in diesem Abschnitt erfolgten mit extern vorgemischtem Erdgas, um Einflüsse von Mischungsgradienten auszuschließen.

Im nächsten Schritt wurde die OH^* -Chemilumineszenz der verschiedenen Konfigurationen bei 400°C Vorheizung, einer thermischen Leistung von 200kW und verschiedenen Luftzahlen λ verglichen. In Abbildung 5.3 sei exemplarisch der Fall bei $\lambda=1.4$ dargestellt. Das prinzipielle Verhalten ist auf alle getesteten Luftzahlen übertragbar.

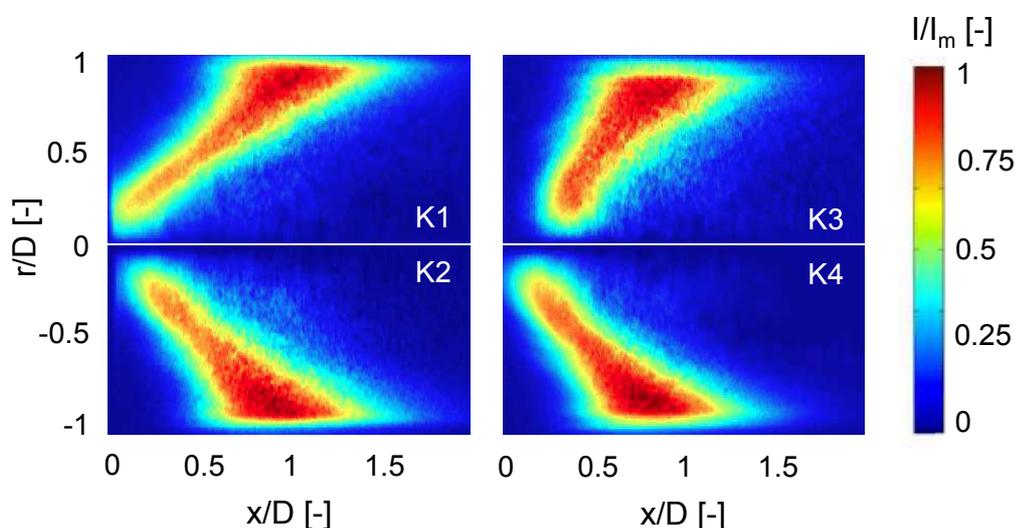


Abbildung 5.3: Entabelte OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen der verschiedenen Erdgas-konfigurationen $K1-4$.

Der Vergleich der Konfigurationen untereinander zeigt deutlich die bereits in den Wasserkanalversuchen beschriebene Beeinflussbarkeit der Flammenposition bei Änderung der Schlitzbreite b bzw. des axialen Öffnungsverhältnisses A_f . Durch Erhöhen der axialen Geschwindigkeit wandert die Flamme im Zentrum des Brenners weiter stromab in die Brennkammer, wie ein Vergleich von $K1$ und $K2$ zeigt. Gleiches gilt auch bei Erhöhung der Schlitzbreite (Reduktion des Dralls), wie der Unterschied zwischen $K2$ und $K3$ deutlich macht. Wird das axiale Öffnungsverhältnis reduziert ($K3$ zu $K4$), so wandert die Flamme wiederum stromauf in Richtung Brenneraustritt.

Unter Berücksichtigung der genannten Anforderungen an den Brenner resultiert die Konfiguration $K4$ als Optimum. Gegenüber der Konfiguration $K2$,

welche eine ähnliche OH^* -Intensitätsverteilung ausweist, hat sie einen geringeren Druckverlust und Drall, außerdem stabilisiert die Flamme näher am Brenneraustritt, womit $K4$ auch gegenüber Konfiguration $K3$ einen deutlichen Vorteil aufweist.

An der optimierten Konfiguration wurde auch der Einfluss eines am Brennerende angebrachten Diffusors untersucht. Abbildung 5.4 zeigt, dass es gelingt, die Flammenwurzel im Diffusor zu platzieren, ohne die Flamme in ihrem grundsätzlichen Verhalten zu verändern. Der Diffusor bleibt somit ein optionaler Baustein für die folgenden Untersuchungen.

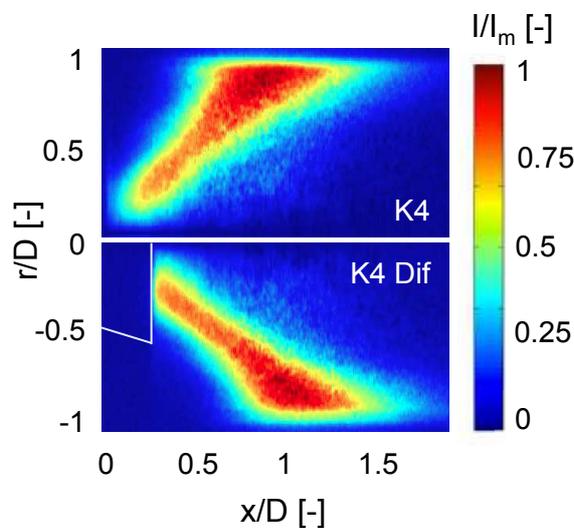


Abbildung 5.4: Entabelte OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen von $K4$ mit und ohne Diffusor.

5.1.2 Charakterisierung der Erdgaskonfiguration

Neben der Charakterisierung und Optimierung des Strömungsfeldes und der Flammenstabilisierung für den extern vorgemischten Fall gilt es auch nachzuweisen, dass die technische Vormischung, wie in Abschnitt 3.1 vorgestellt, keine großen Abweichungen zur externen Vormischung aufweist, sowohl was die Flammenstabilisierung als auch die zu erwartenden Emissionen angeht. Hierzu wurden drei verschiedene Eindüsungskonfigurationen verglichen: Der Vergleichsfall der externen Vormischung (ex. V.), die Eindüsung des Brennstoffs entlang aller vier Schlitzhinterkanten und die Eindüsung an nur zwei gegenüberliegenden Hinterkanten (HK). Wie die im Wasserkanal generierten PIV-Ergebnisse zeigen auch die OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen der drei

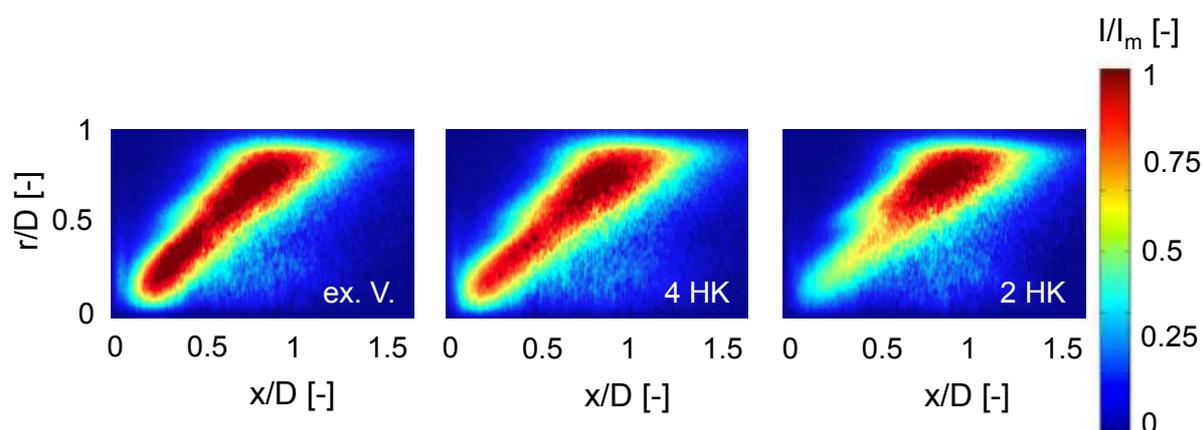


Abbildung 5.5: Entabelte OH*-Chemilumineszenzaufnahmen der drei Eindüsungskonfigurationen / Links: extern vorgemischt / Mitte: entlang aller vier Schlitzhinterkanten / Rechts: entlang zweier gegenüberliegender Schlitzhinterkanten (CH₄, K4).

Eindüsungskonfigurationen in Abbildung 5.5 keine großen Unterschiede [86]. Nichtsdestotrotz finden sich kleinere Differenzen, die sich bei Betrachtung der Wasserkanalmischungsergebnisse in Abbildung 5.6 erklären lassen. Ein Wert von 1 entspricht in diesem Diagramm einer homogenen Mischung, wie sie bei der extern vorgemischten Variante angenommen werden kann. Es zeigt sich, dass es bei Eindüsung entlang der Schlitzhinterkanten zu einer leichten Abmagerung des Strömungskerns kommt (ca. 11%) und somit zu einem et-

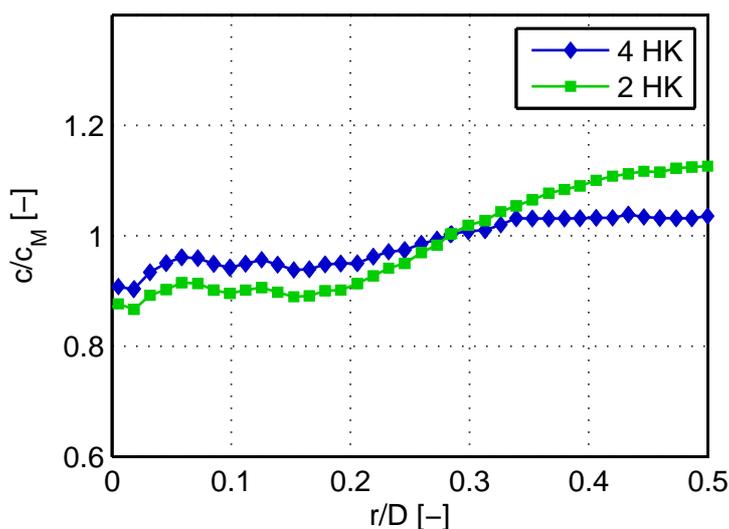


Abbildung 5.6: Mischungsprofile am Brenneraustritt aus Wasserkanalversuchen für verschiedene Eindüsungskonfigurationen [86].

was fetteren Außenbereich der Strömung. Dieser Effekt verstärkt sich mit steigendem Brennstoffimpuls, wie der Vergleich der Konfiguration mit Eindüsung entlang aller vier und der Konfiguration mit Eindüsung an nur zwei gegenüberliegenden Schlitzhinterkanten zeigt. Im Fall mit Verbrennung führt dies zu einer Verschiebung der maximalen OH^* -Chemilumineszenzintensität hin zu höheren Radien, wie es in Abbildung 5.5 deutlich wird.

Dieses Verhalten lässt sich anhand Abbildung 5.7 erklären. Die Aufnahme zeigt, dass sich an der Innenwand des Drallerzeugers weiße Partikel abgelagert haben, die bei den HS-PIV-Messungen als Seeding (TiO_2) eingesetzt werden (großflächige weiße Bereiche). In Strahlrichtung der Eindüsungslöcher ist der weiße Belag allerdings abgetragen (dunkle Streifen). Besonders deutlich ist dies bei den zentrumsnahen Bohrungen (kleine Radien), da dort der Brennstoff konstruktionsbedingt sehr steil nach außen eingedüst wird und dabei das abgelagerte TiO_2 von der Wand entfernt. Dies führt zusätzlich zur axialen Luftzufuhr zur Abmagerung des Kerns. Mit steigendem Radius nimmt dieser Effekt ab, bleibt qualitativ aber erhalten. Dies wiederum führt dann zu einem Anfatzen der Außenbereiche, was die erhöhte OH^* -Chemilumineszenzintensität in diesem Bereich erklärt (siehe Abbildung 5.5).

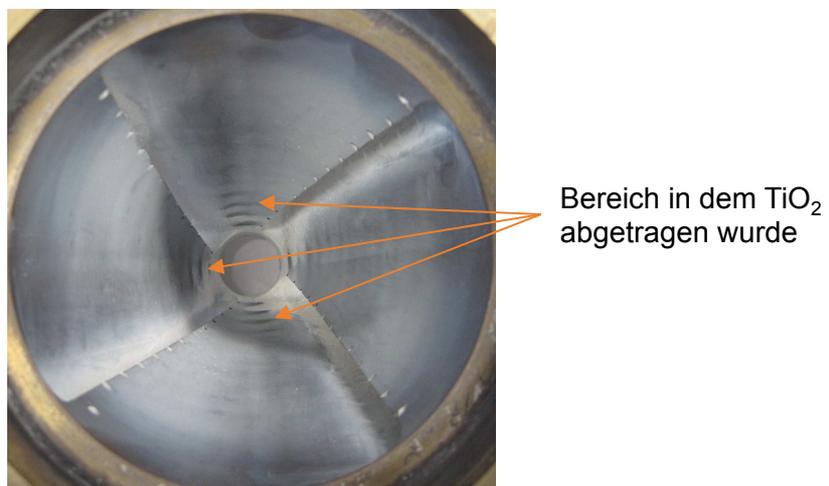


Abbildung 5.7: Schlitzhinterkanteneindüsung im Drallerzeuger.

In den Verbrennungsversuchen wurde die Mischungsqualität der Eindüsungskonfigurationen indirekt durch Messung der NO_x -Konzentration und den Vergleich mit den extern vorgemischten NO_x -Werten charakterisiert wie bereits in [86] gezeigt. Bei einer adiabaten Flammentemperatur von ca. 1800K,

einer Vorheiztemperatur von 400°C und einer Leistung von 200kW emittiert die extern vorgemischte Konfiguration 1.61ppm (trocken, @15% O₂), die Konfiguration mit Eindüsung entlang aller vier Schlitzhinterkanten 1.92ppm (trocken, @15% O₂) und die Konfiguration mit Eindüsung entlang von zwei Schlitzhinterkanten 1.66ppm (trocken, @15% O₂). Diese Ergebnisse weisen eine hohe Übereinstimmung mit den von Sattelmayer et al. [89] berechneten Werten für eine adiabate und vollständig vorgemischte Flamme mit moderater Aufenthaltszeit zwischen Flamme und Probenentnahme auf.

Es zeigt sich, dass für beide Eindüsungskonfigurationen NO_x-Emissionen entstehen, die denen der extern vorgemischten Flamme sehr ähnlich sind. Dies bestätigt die Vorhersage aus den Wasserkanalmessungen, wo im Mischungsprofil nur moderate Abweichungen vom vorgemischten Fall nachgewiesen wurden [86]. Die Tatsache, dass die Eindüsung entlang zweier Schlitzhinterkanten bessere Ergebnisse liefert als die entlang aller vier Hinterkanten wurde so nicht erwartet. Dies kann durch die verzögerte Reaktion aufgrund des mageren Kerns erklärt werden, welche höhere Wärmeverluste am nicht adiabaten Prüfstand zur Folge hat. Nach der Auswahl der Brennerkonfiguration in Abschnitt 5.1.1 ist hiermit auch die Schlitzhinterkanteneindüsung für die Verbrennung von CH₄ hinreichend charakterisiert. Aufgrund des geringeren Einflusses auf das Strömungs- und Mischungsfeld und damit auf die Flamme verglichen mit der extern vorgemischten Variante, wird für die Verbrennung von CH₄ die Konfiguration mit Eindüsung entlang aller vier Schlitzhinterkanten favorisiert.

Abbildung 5.8 stellt die NO_x-Emissionen in Abhängigkeit der Luftzahl für diesen Fall und die extern vorgemischte Variante dar. Hier zeigt sich, dass gerade im mageren Bereich die Emissionen, wie bereits zuvor dargestellt, sehr ähnlich sind. Bei sinkender Luftzahl λ ergibt sich eine Diskrepanz, die mit den gezeigten Brennstoffgradienten bei Hinterkanteneindüsung erklärt werden kann. Da nicht in der gesamten Flamme stöchiometrische Zustände herrschen (NO_{x,max}), kommt es zum beschriebenen emissionsenkenden Einfluss.

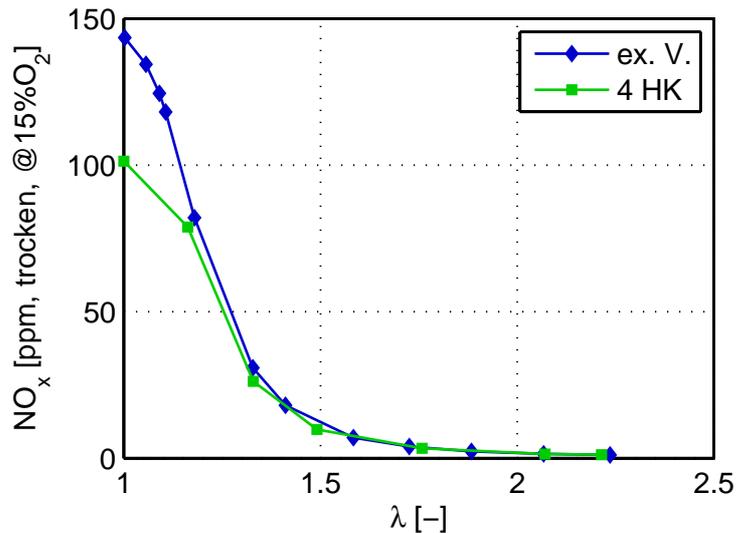


Abbildung 5.8: Vergleich der NO_x-Emissionen für verschiedene Eindüsungsarten (CH₄).

5.2 Beschreibung des Strömungsfelds ohne Verbrennung

Zur Schaffung einer Datengrundlage für die späteren Rückschlagsuntersuchungen und zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Beobachtungen aus den Wasserkanaluntersuchungen [85] wurde am Verbrennungsprüfstand für ausgewählte Konfigurationen das nicht reagierende Strömungsfeld mittels HS-PIV vermessen. Da das Tangentialgeschwindigkeitsfeld am Verbrennungsprüfstand nicht erfasst werden kann, beschränkt sich die Auswertung auf die axialen Geschwindigkeiten des Strömungsfelds.

5.2.1 Selbstähnlichkeit der Strömung

In einem ersten Schritt wurde die Selbstähnlichkeit der Strömung bei unterschiedlichen Durchsätzen untersucht. Abbildung 5.9 zeigt den Vergleich der Axialgeschwindigkeitsfelder der Konfiguration *K4* für drei verschiedene Massenströme. Angemerkt sei hier, dass im Rahmen dieser Arbeit die Strömungsgeschwindigkeiten jeweils auf die mittlere Axialgeschwindigkeit u_b am Mischrohraustritt normiert sind.

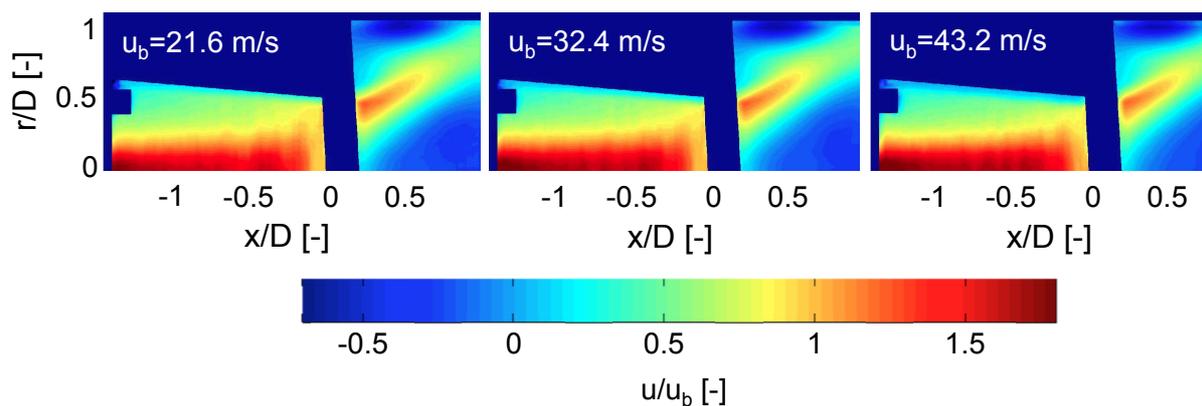


Abbildung 5.9: Axialgeschwindigkeitsfelder bei verschiedenen Durchsätzen (Konfiguration K4).

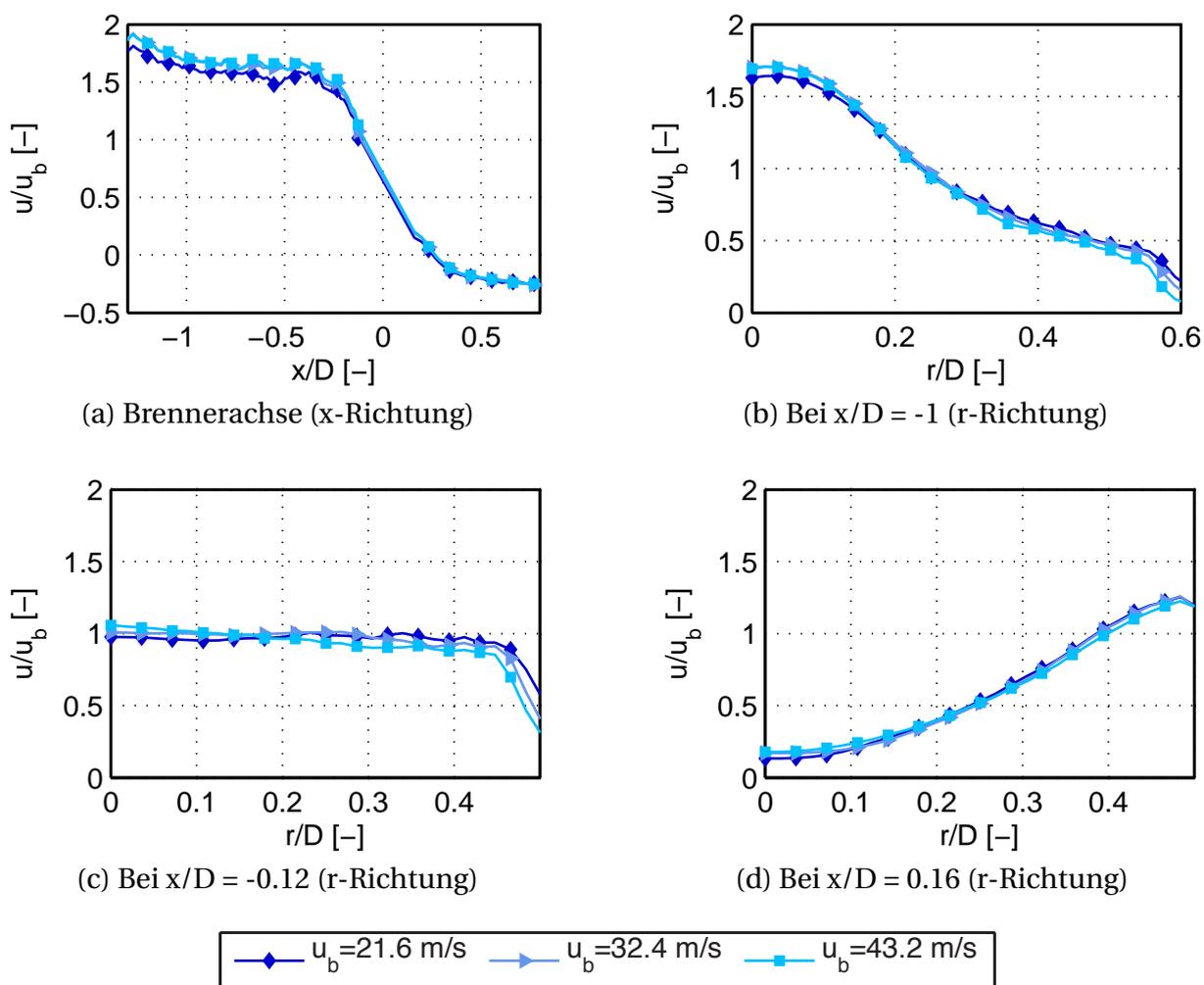


Abbildung 5.10: Axialgeschwindigkeitsprofile für verschiedene Durchsätze und Positionen.

Durch die Erhöhung des Durchsatzes kommt es, wie durch Sangl [85] bereits am Wasserkanal gezeigt, aufgrund der Druckverlustverhältnisse am Drallerzeuger zu einer leichten Änderung im Verhältnis aus Axial- und Schlitzströmung zugunsten der Strömung durch den Axialeinlass. Dies führt auch am Verbrennungsprüfstand zu einer Erhöhung der entdimensionierten Geschwindigkeit im Kern der Strömung und dadurch zu einer minimalen Änderung der Position der Rückströmzone. Die genannten Veränderungen des stationären Strömungsfelds sind allerdings sehr schwach, wie die Diagramme in Abbildung 5.10 deutlich machen. Abbildung 5.10a zeigt dabei den Axialgeschwindigkeitsverlauf entlang der Achse des Brenners. Der leicht gezackte Verlauf im Mischrohr hängt dabei mit der Qualität des Quarzglas zusammen, das sehr schwache vertikale Strukturen aufweist, die zu leichten Verzerrungen der reflektierten Mie-Streuung führen. Diese Störungen sind allerdings sehr klein und beeinflussen die grundsätzliche Aussage, dass bei erhöhtem Durchsatz die Axialgeschwindigkeit im Kern ansteigt, nicht. Abbildung 5.10b zeigt den radialen Geschwindigkeitsverlauf bei $x/D=-1$, also in etwa in der Mitte des Mischrohrs, und Abbildung 5.10c und 5.10d die Verläufe unmittelbar vor ($x/D=-0.12$) und nach ($x/D=0.16$) dem Mischrohraustritt. In Letztgenannten ist dabei eine leichte Verschiebung der Rückströmzone in die Brennkammer erkennbar.

Bei den im Rahmen der Rückschlagsuntersuchungen in dieser Arbeit benutzten Massenströmen sind die beobachteten Durchsatzabhängigkeiten vernachlässigbar, weshalb von selbstähnlichen Strömungsstrukturen ausgegangen werden kann. Es gilt allerdings sich zu vergegenwärtigen, dass die Position der Rückströmzone und damit der Flamme auf Änderungen des Massenstroms reagiert, was bei der Optimierung des Brenners für Maschinenbedingungen, gerade in Bezug auf die Lastwechseleigenschaften des Systems, berücksichtigt werden muss [85].

5.2.2 Einfluss der Kopfluft auf das isotherme Strömungsfeld

Anhand dreier verschiedener axialer Öffnungsverhältnisse wurde bei konstanter Schlitzbreite b_3 auch der Einfluss der Kopfluft, analog zu den Wasserkanaluntersuchungen aus Abbildung 5.1, auf das axiale Strömungsfeld untersucht. Abbildung 5.11 zeigt die Axialgeschwindigkeitsfelder der Strömung.

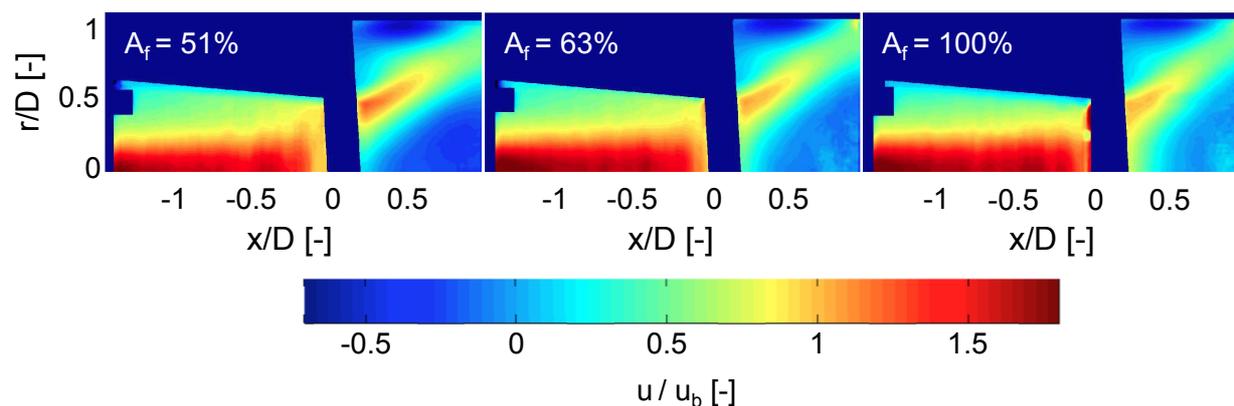


Abbildung 5.11: Axialgeschwindigkeitsfelder bei Variation der Kopfluft ($u_b=21.6\text{m/s}$, $b3$).

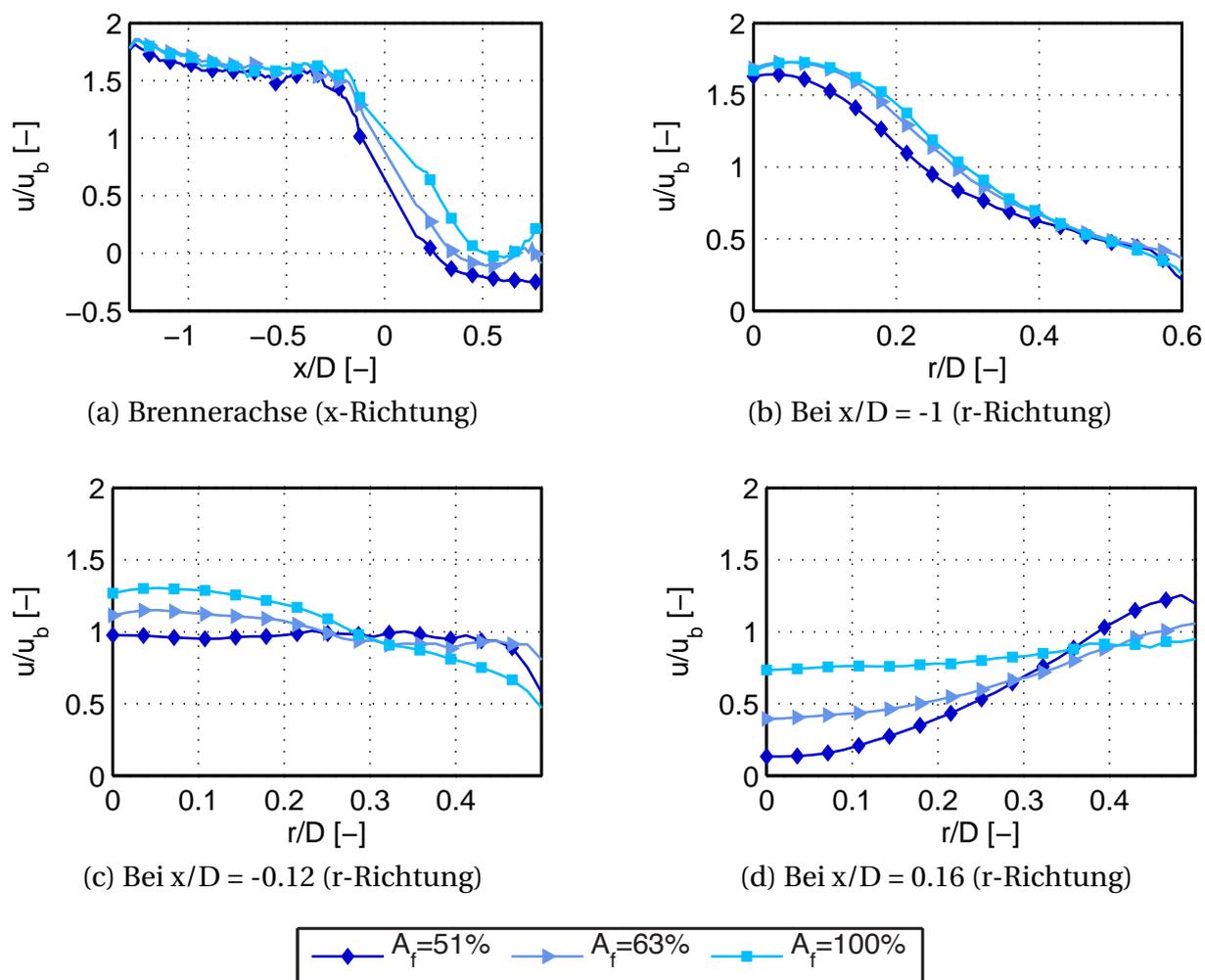


Abbildung 5.12: Axialgeschwindigkeitsprofile bei Variation der Kopfluft ($u_b=21.6\text{m/s}$, $b3$).

Bereits aus diesen lässt sich ableiten, dass bei Erhöhung der freien Lochfläche eine gesteigerte Axialgeschwindigkeit im Kern der Strömung folgt. Diese Totaldruckerhöhung kann bis zum Brenneraustritt aufrechterhalten werden, was wiederum die Verschiebung der Rezirkulationszone stromab in die Brennkammer nach sich zieht. Dies führt wie in Abschnitt 2.5 beschrieben zu einem breiteren Wirbelkern und damit einem weiteren Öffnungswinkel der Rückströmzone [56, 85], wie er auch hier beobachtet werden kann. In Abbildung 5.12 wird die Verschiebung des Staupunktes noch deutlicher. Analog zur Abbildung 5.1 steigen die axialen Geschwindigkeiten mit Erhöhung der offenen axialen Lochfläche. Dies bestätigt die Beobachtungen aus dem Wasserkanal, wie auch die Messungen der OH^* -Chemilumineszenz in Abbildung 5.3, dass das axiale Öffnungsverhältnis neben der Schlitzbreite gezielt zur Verschiebung der Rückströmzone beitragen kann.

5.2.3 Einfluss des Diffusors auf das isotherme Strömungsfeld

Abschließend wird im Rahmen der Untersuchungen zum isothermen Strömungsfeld der Einfluss des Diffusors dargestellt. Wie zuvor für das Mischrohr beschrieben ergeben sich auch im Diffusor in Abbildung 5.13 Störungen im Strömungsfeld in Form vertikaler Strukturen, die direkte Folge von Fertigungsfehlern im Quarzglas sind. In diesem Bereich sind die Störungen aber stärker ausgeprägt, sodass es zu einer deutlichen Beeinträchtigung der Auswertung kommt. Dennoch lassen sich Tendenzen in den Messungen feststellen. Weit im Mischrohr bei $x/D = -1$ ist zunächst keine nennenswerte Änderung zu sehen, allerdings zeigen Abbildung 5.14c und 5.14d im Bereich des Mischrohraustritts, dass die Rückströmzone relativ zum Brennerende nach stromab verschoben wird, aber nach wie vor im Diffusor sitzt. Der Grund dafür liegt in der Länge des Diffusors, dessen leichte Divergenz im isothermen Fall ein früheres Wirbelaufplatzen nicht ermöglicht. Prinzipiell ist dieses Verhalten vorteilhaft, da bei Einsetzen der Verbrennung speziell bei Wasserstoff die Flamme aufgrund ihrer hohen Flammengeschwindigkeiten und des baroklinen Drehmoments näher an den Brenneraustritt rückt. Sie ist somit gut von den Nachbarbrennern abgeschottet, dringt aber auch nicht zu tief in das Mischrohr ein, wie es schon bei der Erdgasverbrennung in Abschnitt 5.1.1 gezeigt wurde und wie in Abschnitt 5.3.2 deutlich wird.

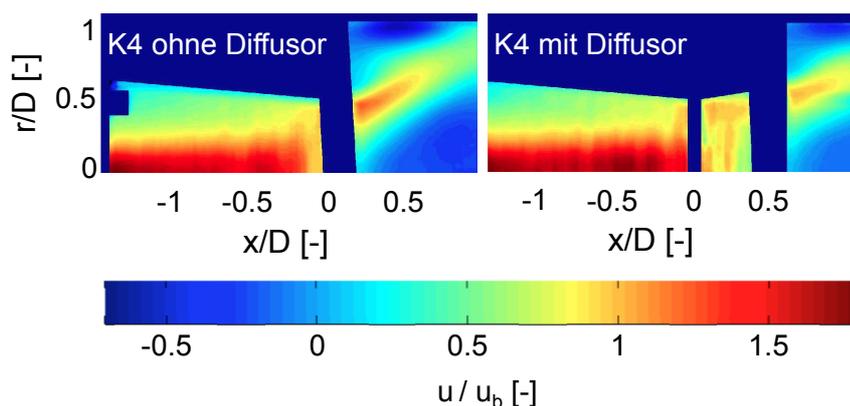


Abbildung 5.13: Axialgeschwindigkeitsfelder der Konfiguration K4 mit und ohne Diffusor ($u_b=21.6\text{m/s}$).

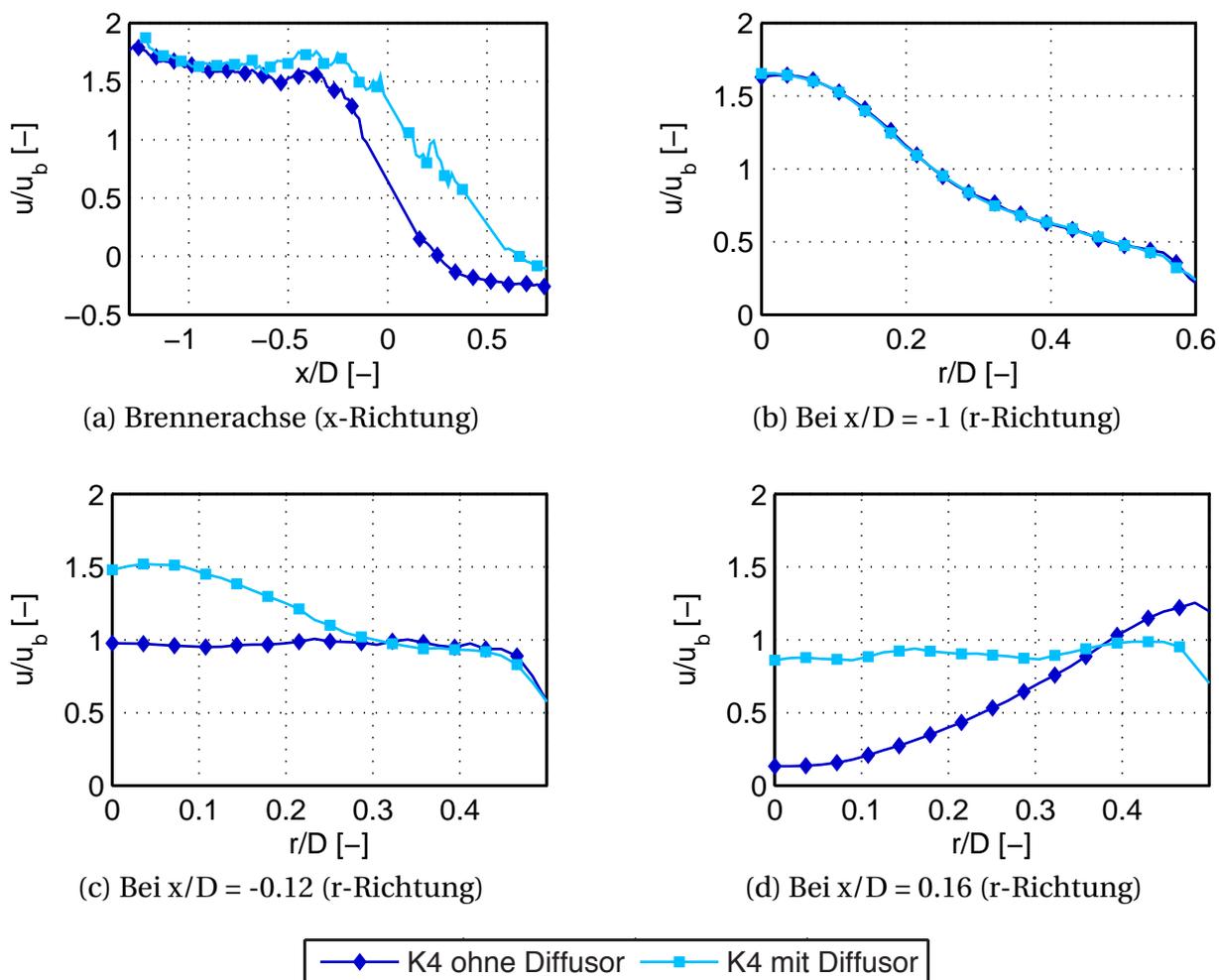


Abbildung 5.14: Axialgeschwindigkeitsprofile der Konfiguraiton K4 mit und ohne Diffusor ($u_b=21.6\text{m/s}$).

5.2.4 Vergleich der isothermen PIV-Ergebnisse mit den Wasserkanalversuchen

Die in den vorherigen Abschnitten genannten Tendenzen und Einflussmöglichkeiten auf das Strömungsfeld am Verbrennungsprüfstand decken sich sehr gut mit den Beobachtungen aus dem Wasserkanal. Der Einfluss des Durchsatzes, der axialen Öffnungsfläche und des Diffusors führt an beiden Prüfständen zu ähnlichen Veränderungen im Strömungsfeld. Dennoch bleibt ein direkter Vergleich schwierig, da die Daten an beiden Prüfständen an verschiedenen Positionen im Brenner und nicht bei exakt gleichen geometrischen Randbedingungen gewonnen wurden. Hierbei spielen die leicht abweichenden Schlitzbreiten und der kleinere Durchmesser der Brennkammer, aber auch das engere Plenums am Verbrennungsprüfstand eine Rolle. Abbildung 5.15 zeigt allerdings, dass trotz dieser Differenzen die axialen Strömungsfelder am Austritt dennoch sehr ähnlich sind.

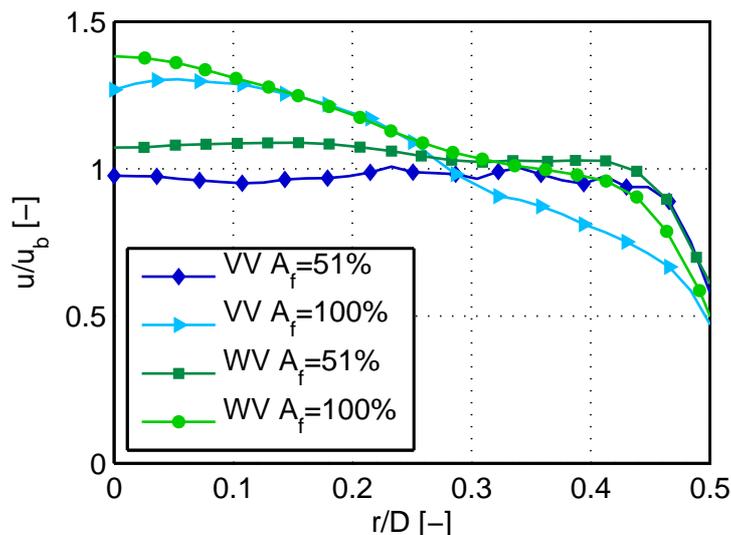


Abbildung 5.15: Vergleich der Axialgeschwindigkeitsprofile von Wasserkanal- und Verbrennungsversuchen der Konfiguration *K4* ohne Diffusor (VV: $u_b=21.6\text{m/s}$).

Die Werte für den Verbrennungsversuch (VV) wurden bei $x/D=-0.12$ gewonnen und die Daten des Wasserkanals direkt am Austritt bei $x/D=0$. Es zeigt sich, dass im Wasserkanalversuch (WV) die Rückströmzone weiter stromab liegt, was aus den erhöhten Geschwindigkeiten im Zentrum und den Positionen, an denen die Daten gewonnen wurden, abgeleitet werden kann. Dies wiederum kann mit den etwas breiteren Schlitzten im Wasserkanal erklärt wer-

den, die wie zuvor bereits in Abbildung 5.2 gezeigt eine Stromabverlagerung der Rückströmzone bewirken. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Ähnlichkeit zwischen den an den beiden Prüfständen generierten Ergebnissen sehr groß ist und qualitative Rückschlüsse aus den Wasserkanaldaten auf das Verhalten am Verbrennungsprüfstand durchaus gezogen werden können.

5.3 Einfluss der Wasserstoffverbrennung auf das Strömungsfeld

Vor der Beschreibung der Rückschlagsuntersuchungen in Kapitel 6 wird in diesem Abschnitt die Wasserstoffverbrennung und ihr Einfluss auf das stationäre Strömungsfeld dargestellt. Es werden dazu die Ergebnisse von HS-PIV- und OH*-Chemilumineszenzmessungen herangezogen und analysiert. Die Messergebnisse in diesem Abschnitt wurden jeweils bei einer adiabaten Flammentemperatur von ca. $T_{ad}=1800\text{K}$ und einer Vorheiztemperatur von $T_{vor}=400^\circ\text{C}$ gewonnen.

5.3.1 Charakterisierung der Konfiguration K4 ohne Diffusor

Abbildung 5.16 zeigt die axialen Geschwindigkeitsfelder und die entabelten OH*-Chemilumineszenzaufnahmen der verschiedenen Brennstoffeindüsungskonfigurationen. Der im Bereich der Brennkammer in den Geschwindigkeitsfeldern auftretende Fehler in Form einer horizontalen Linie mit niedrigeren Geschwindigkeiten ist auf Reflexionen zurückzuführen, die durch Bildkorrekturen wie in Abschnitt 4.2 beschrieben nicht ausreichend beseitigt werden können. Dies ist für die Charakterisierung des stationären Betriebs allerdings nicht störend, da dieser Bereich von untergeordneter Wichtigkeit ist. In der oberen Reihe ist der direkte Vergleich mit (externe Vormischung) und ohne Reaktion (o. R.) bei nahezu gleichem, niedrigem Massenstrom dargestellt. Es wird deutlich, dass bei einsetzender Reaktion der Staupunkt der Strömung und damit die Flamme ein Stück stromauf gedrückt wird. Dies ist einer Nettozunahme der negativen azimuthalen Wirbelstärke durch den Expansionsterm und das barokline Drehmoment geschuldet [56, 94] (siehe Abschnitt 2.2.5). Bei höherem Massenstrom ist die-

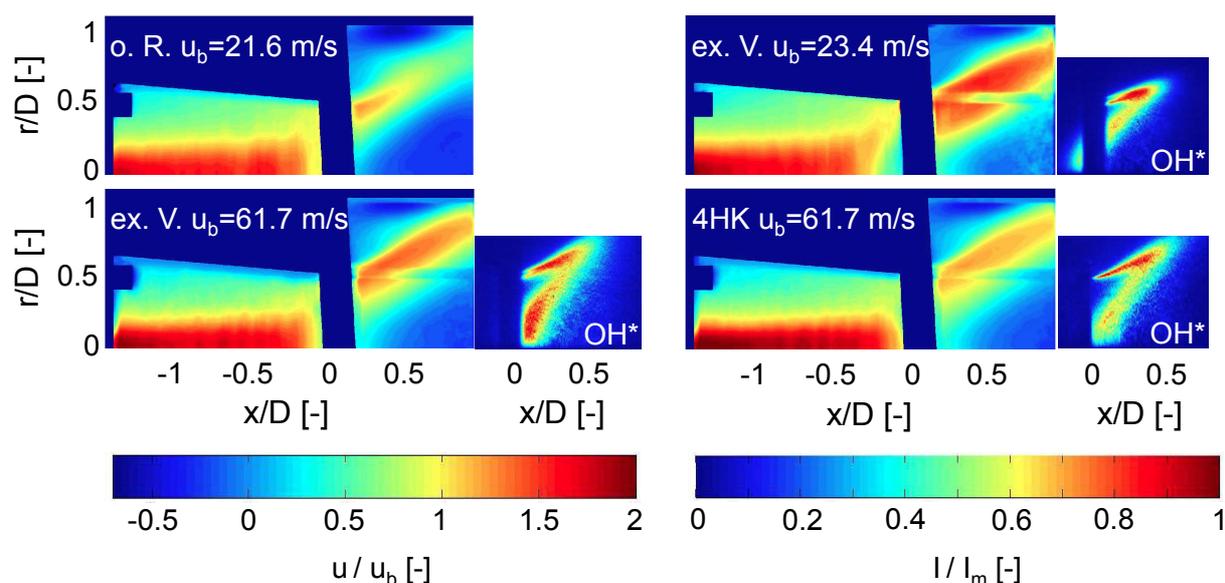


Abbildung 5.16: Axialgeschwindigkeitsfeld (links) und entabelte OH*-Chemilumineszenzaufnahme (rechts) mit bzw. ohne Verbrennung bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüsungskonfigurationen (K4 ohne Diffusor).

ser Effekt kaum noch sichtbar, da die Flammengeschwindigkeiten relativ zur Strömungsgeschwindigkeit sehr viel niedriger sind und diese somit nur noch einen schwachen Einfluss auf die Flammenposition haben. Beim Vergleich der externen Vormischung mit der Eindüsung des Wasserstoffs entlang der vier Schlitzhinterkanten erscheinen die Geschwindigkeitsfelder und OH*-Chemilumineszenzaufnahmen sehr ähnlich, was die zuvor in Abschnitt 5.1.2 gezeigten Ergebnisse bei der Erdgasverbrennung bestätigt. Die OH*-Chemilumineszenzaufnahmen zeigen, dass bei technischer Vormischung der Kern eine geringere Intensität aufweist als dies bei der externen Vormischung der Fall ist. Dies wiederum deckt sich mit dem in Abschnitt 5.1.2 bei der Erdgasverbrennung und im Wasserkanal beobachteten Verhalten. Durch die Eindüsung des Brennstoffs von den Schlitzhinterkanten nach außen in Richtung Drallerzeugerwand entsteht ein magerer Kern und ein brennstoffreicher Außenbereich, was zu einer Verschiebung der Reaktion und somit der OH*-Intensität führt. Die Geschwindigkeitsdiagramme in Abbildung 5.17 zeigen, dass die gemessenen Geschwindigkeiten bei technischer Vormischung die der externen Vormischung gerade im Kern der Strömung leicht übersteigen. Der Grund hierfür liegt vermutlich in der Eindüsung des Brennstoffs direkt in die durch die Schlitze in den Drallerzeuger einströ-

mende Luft. Die Brennstoffstrahlen erhöhen den Druckverlust über die Schlitzze, was zu einer Verschiebung des Verhältnisses aus Schlitz- zu Axialluft zugunsten letzterer führt. Wie zuvor bereits in Abbildung 5.11 beschrieben, reagiert das Strömungsfeld darauf mit einer erhöhten Axialgeschwindigkeit im Kern und einer Stromabverschiebung der Rückströmzone, wie auch hier beobachtet. Die gezeigten Einflüsse der Flamme und der Brennstoffeindüsung auf das Strömungsfeld sind bei hohen Massenströmen nicht sehr stark, allerdings gilt es diese bei den folgenden Rückschlagsuntersuchungen, die meist bei kleineren Massenströmen durchgeführt werden, zu berücksichtigen.

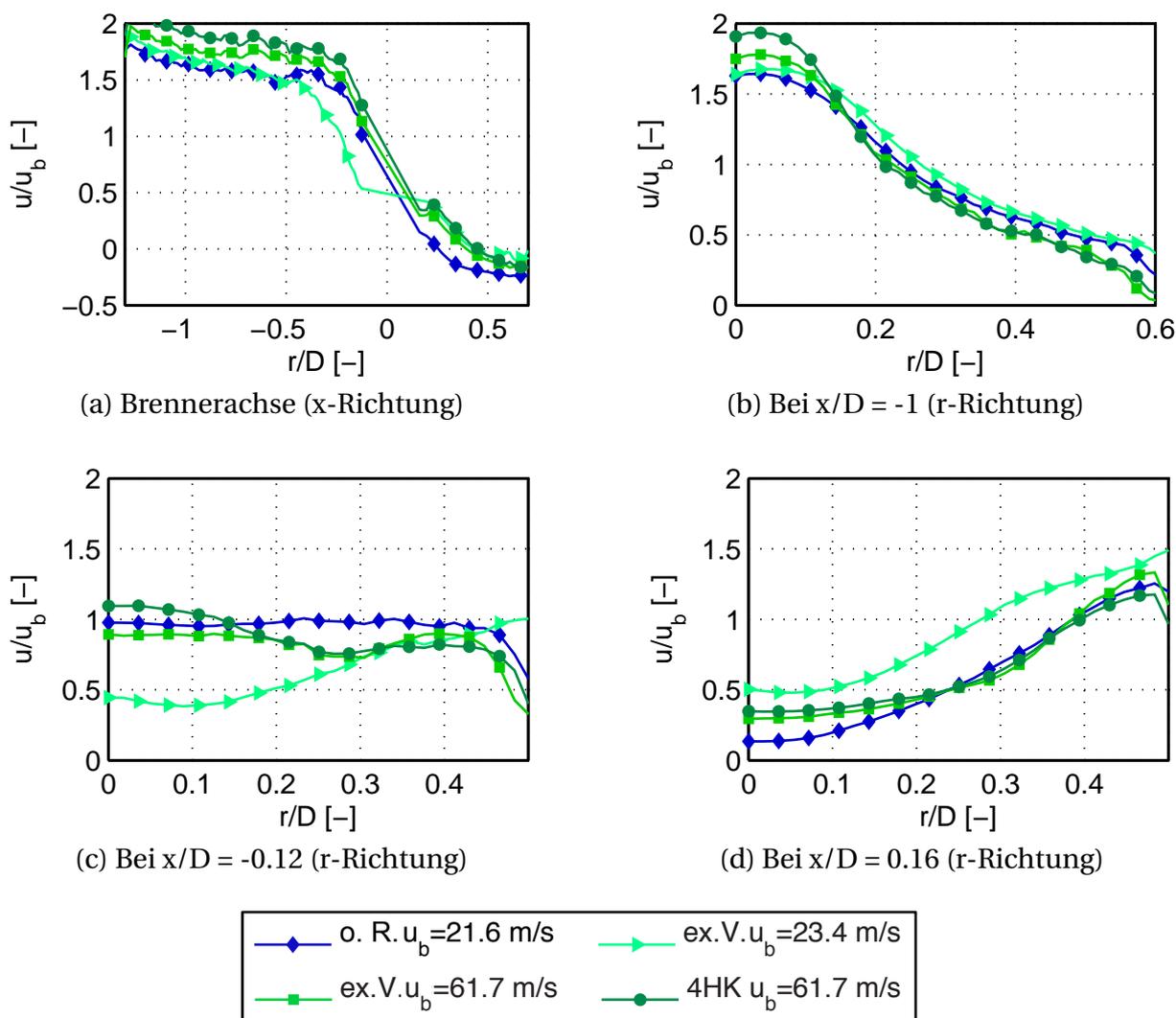


Abbildung 5.17: Axialgeschwindigkeitsprofile mit bzw. ohne Verbrennung bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüskonfigurationen (K4 ohne Diffusor).

In Abbildung 5.18 sind die NO_x -Emissionen der extern und technisch vorgemischten Konfiguration dargestellt. Wie zuvor bei der Erdgaseindüsung in Abbildung 5.8 zeigen beide Eindüsungsvarianten im mageren Bereich sehr ähnliche Werte. Bei nahstöchiometrischen Luftzahlen zeigt die technische Vormischung wiederum etwas niedrigere Werte als die externe Vormischung, was auch hier mit den vorhandenen Mischungsgradienten begründet werden kann. Es finden sich in der Flamme sowohl über- als auch unterstöchiometrische Bereiche, die jeweils NO_x -senkend wirken. Die Messung der Emissionen bei der Wasserstoffverbrennung konnte nicht bei Luftzahlen $\lambda < 1.3$ durchgeführt werden, da der Messbereich des CLD bei der NO_x -Messung überschritten wurde. Damit dennoch eine Vorhersage der Emissionen bei stöchiometrischem Betrieb getätigt werden kann, wurde zusätzlich das Ergebnis einer Chemkin-Premix-Rechnung [52, 53] (GRI-Mech 3.0 [38, 96]) dargestellt. Die Domainlänge betrug dabei 0.12m woraus in Verbindung mit der Flammengeschwindigkeit die Aufenthaltszeit folgt. Legt man die Flammengeschwindigkeiten aus Abbildung 2.1 zugrunde, folgen Aufenthaltszeiten zwischen 12 und 70ms, was der Größenordnung der Aufenthaltszeiten am Prüfstand entspricht. Eine solche Modellierung kann die Trends im Emissionsverhalten eines Verbrennungssystems wiedergeben [28], wie die sehr gute Übereinstimmung mit den Messdaten zeigt. Diese Werte werden in Abschnitt 7.1 zur Modellierung der NO_x -Emissionen aus den Wasserkanaldaten herangezogen.

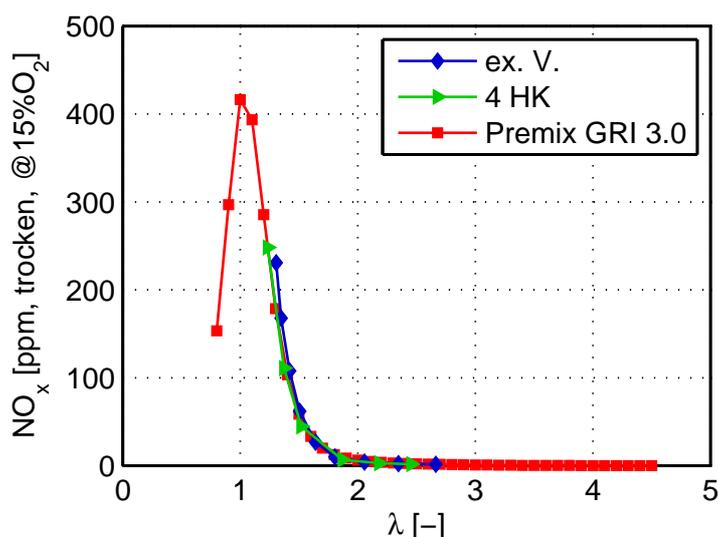


Abbildung 5.18: Vergleich der NO_x -Emissionen für verschiedene Eindüsungsarten (H_2) [38, 96].

5.3.2 Charakterisierung der Konfiguration K4 mit Diffusor

Zur Schaffung der gleichen Datenbasis werden auch für die Konfiguration mit Diffusor die stationären Strömungsfelder und OH^{*}-Aufnahmen vorgestellt. Der Einfluss der Flamme führt hier zu den gleichen Effekten wie zuvor bei der Konfiguration ohne Diffusor beschrieben. Die Flammenwurzel sitzt weiter stromauf als der Staupunkt der Rückströmzone im isothermen Strömungsfeld, wobei dieser Effekt, wie zuvor, mit steigendem Massenstrom schwächer wird (siehe Abbildung 5.19). Auch die höheren Axialgeschwindigkeiten der technischen verglichen mit externen Vormischung können hier beobachtet werden (siehe Abbildung 5.20).

Wie für den isothermen Fall ist auch hier der Staupunkt der Strömung im Diffusor. Bei Wasserstoffverbrennung rutscht die Flammenwurzel allerdings näher an den Brenneraustritt heran. Sie sitzt wie gefordert tief im Diffusor und sollte somit gegen Einflüsse benachbarter Brenner in Mehrbrenneranordnungen abgeschirmt sein.

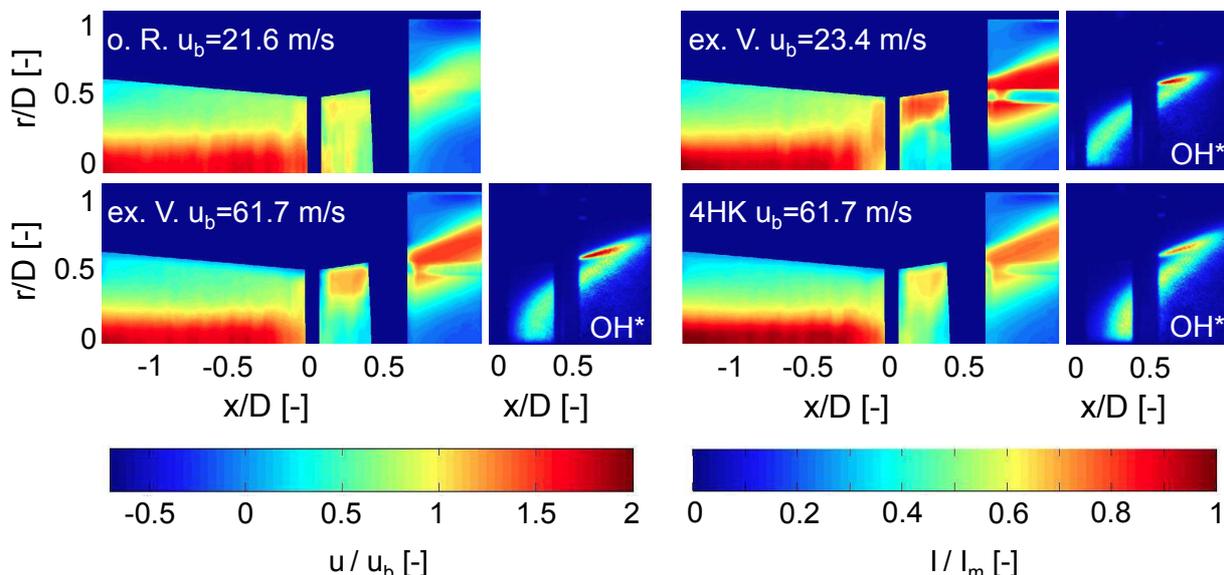


Abbildung 5.19: Axialgeschwindigkeitsfeld (links) und entabelte OH^{*}-Chemilumineszenzaufnahme (rechts) mit bzw. ohne Verbrennung bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüsungskonfigurationen (K4 mit Diffusor).

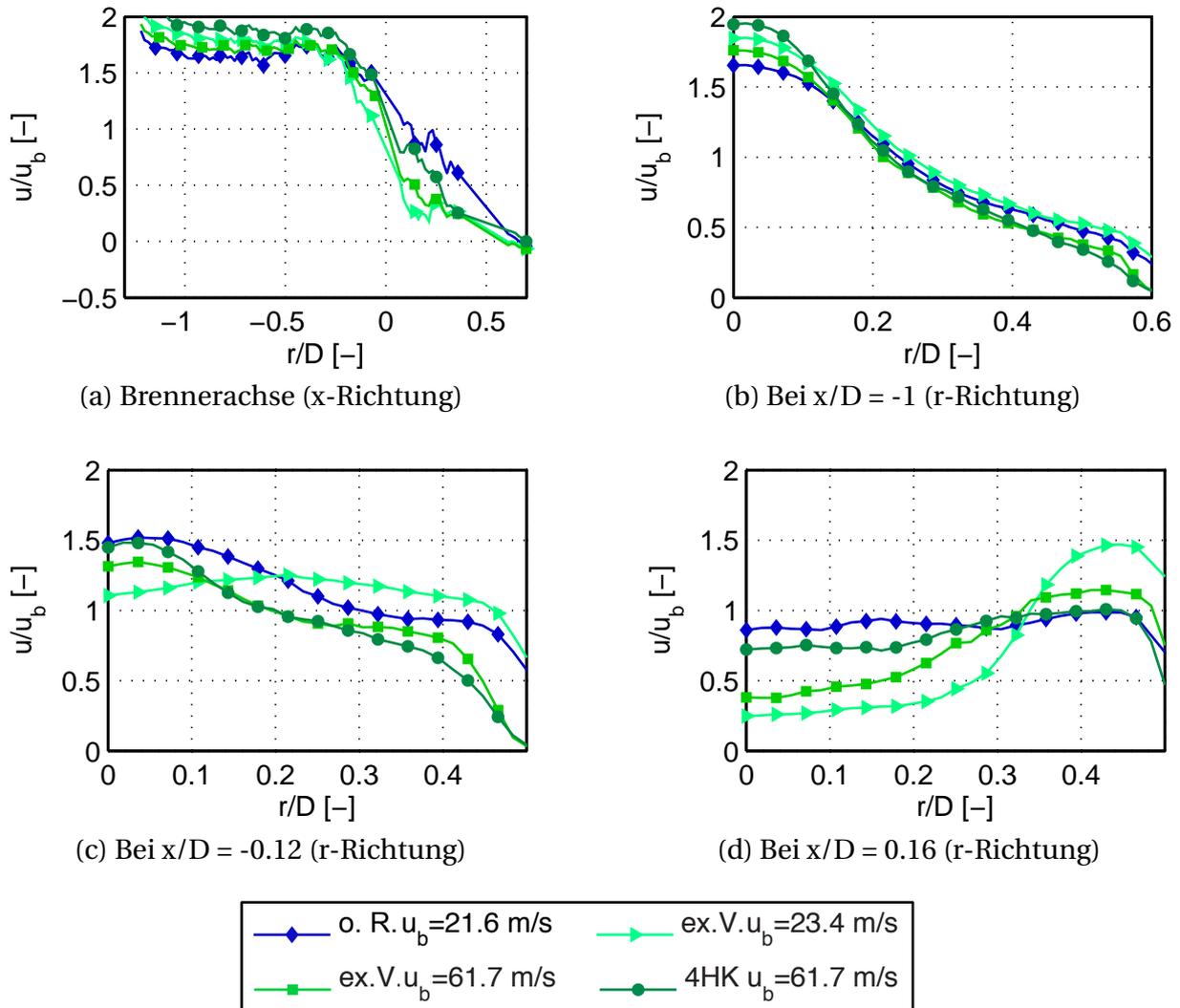


Abbildung 5.20: Axialgeschwindigkeitsprofile mit bzw. ohne Verbrennung, bei verschiedenen Massenströmen und Brennstoffeindüsungskonfigurationen (*K4* mit Diffusor).

5.4 Zwischenfazit

Nachfolgend wird zusammengefasst, nach welchen Kriterien die Grundkonfiguration *K4* für die folgenden Versuche ausgewählt wurde und wie sich diese bei Variation verschiedener Parameter und Einflüsse verhält.

Festzuhalten ist:

- Der Brenner erfüllt die gestellten Anforderungen der Rückschlagssicherheit, geringer NO_x -Emissionen und einer Flamme nahe am Brenneraustritt bei der Verbrennung von Erdgas.
- Die Ergebnisse der mit den verschiedenen Konfiguration durchgeführten stationären Strömungsfeldmessungen am Verbrennungsprüfstand gleichen denen der Wasserkanalmessungen sowohl was die direkte Vergleichbarkeit als auch die Beeinflussbarkeit des Strömungsfeldes durch Geometrieparameter angeht. Daraus kann für die Verbrennungsversuche, bei denen keine Tangentialgeschwindigkeitsfelder gemessen werden konnten, auf den geforderten großen Wirbelkernradius geschlossen werden, wie er in den Wasserkanalversuchen gezeigt wurde.
- Die Strömung ist im isothermen Fall bei den betrachteten Massenströmen nahezu selbstähnlich.
- Durch Änderung des Verhältnisses aus axialem Massenstrom und Luft durch die Schlitze lassen sich die Position der Rückströmzone und das axiale Geschwindigkeitsprofil merklich beeinflussen (Änderung der Kopfluft, Einfluss der Schlitzhinterkanteneindüsung).
- Die Flammenwurzel stabilisiert sich je nach Verhältnis von Flammen- und Anströmgeschwindigkeit etwas stromauf des gemessenen Staupunktes aus den isothermen Messungen.
- Bei technischer Vormischung zeigt sich in den relevanten Bereichen kaum ein Einfluss auf das Strömungsfeld, das Flammenbild und die Emissionen, verglichen mit der externen Vormischung. Eine leichte Abmagerung und Beschleunigung des Kerns bleibt aber messbar.
- Durch Einsatz des Diffusors am Brennerende wird die Position der Flamme von der Brennkammer wie beabsichtigt in das Innere des Diffusors verlagert. Der Einfluss von Nachbarbrennern in Mehrbrenneranordnungen sollte somit minimiert werden können.

6 Beschreibung des Rückschlagverhaltens

Dieses Kapitel widmet sich der Charakterisierung des Rückschlagverhaltens des Brenners bei Einsatz von reinem Wasserstoff bei technischer und externer Vormischung. Der Fokus liegt dabei hauptsächlich auf dem extern vorge-mischten Betrieb, da so der Einfluss von Mischungsgradienten ausgeschlossen werden kann. Bei der technischen Vormischung wird in den Ausführungen dieses Kapitels vorerst nur die Eindüsung entlang aller vier Schlitzhinterkanten untersucht. Die Rückschläge werden wie in Abschnitt 3.3 beschrieben ausgelöst und durch Einsatz verschiedener Messtechniken in der Mischstrecke, aber auch im Diffusor eingehend untersucht.

In den folgenden Aufnahmen werden die tiefenintegrierte OH*-Chemilumineszenz der Flamme, die Flammenfront in der Mittelebene mittels Mie-Streuungsaufnahmen und das planare instationäre Strömungsfeld vor der Flamme durch Auswertung der Mie-Streuungsaufnahmen mittels Kreuzkorrelation, wie in Abschnitt 4.2.1 beschrieben, verglichen. Um ein besseres Verständnis der in diesem Kapitel dargestellten Abbildungen zu ermöglichen, ist in Abbildung 6.1 dargestellt, wie die Daten aufbereitet wurden.

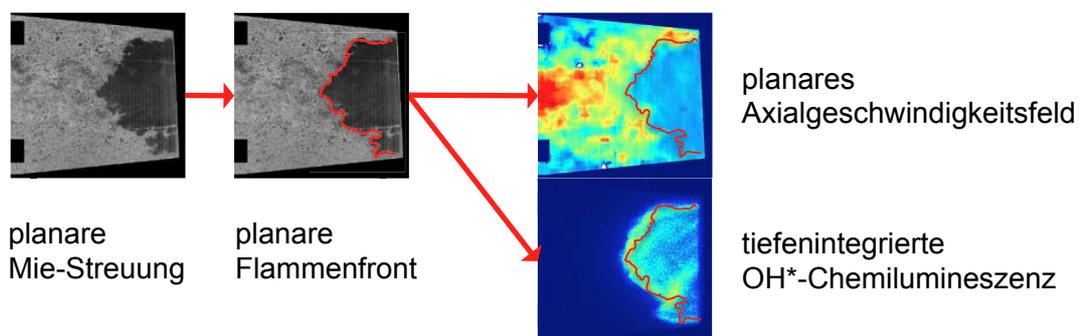


Abbildung 6.1: Beschreibung des Auswertevorgangs zur Generierung der instationären Daten während eines Rückschlags.

Aus den Mie-Streuungsaufnahmen wurde an der Stelle des Dichtesprungs (Übergang hell zu dunkel) die Flammenfront detektiert und mit einer roten Linie markiert. Da aus den Mie-Streuungsaufnahmen keine weiteren Informationen gewonnen werden können, wurde in der Folge nur die Flammenfront weiterverwendet und für jeden Zeitschritt sowohl dem planaren Geschwindigkeitsfeld wie auch den OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen überlagert.

Nachfolgend gilt es sich immer vor Augen zu halten, dass sowohl die Flammenfront als auch das Geschwindigkeitsfeld rein planare Informationen wiedergeben, die Chemilumineszenzaufnahmen hingegen tiefenintegriert sind. Des Weiteren ist anzumerken, dass Geschwindigkeitsmessungen stromab der Flammenfront aufgrund der Dichteänderung und der damit einhergehenden niedrigen Seedingkonzentration nicht möglich sind, wie die beiden linken Bilder in Abbildung 6.1 deutlich machen.

6.1 Konfiguration *K4* ohne Diffusor

In einem ersten Schritt wird die für Erdgas ausgewählte Konfiguration *K4* ohne Diffusor untersucht. Zunächst wird der Rückschlagsmechanismus analysiert, bevor die Rückschlagsdaten dargelegt und mit dem Rückschlagsmodell nach Konle [59] verglichen werden.

6.1.1 Rückschlagsmechanismus

Abbildung 6.2 zeigt den Propagationsweg der Flamme vom Brenneraustritt durch das Mischrohr für den extern vorgemischten Betrieb. Vom ersten Eindringen in die Mischstrecke bis zu $t=20\text{ms}$ propagiert die Flamme dabei durch das Zentrum, was bereits in den Arbeiten [35, 59, 63] beobachtet und in Abschnitt 2.3.3 als Rückschlag durch CIVB eingeführt wurde. Ab $t=20\text{ms}$ ändert sich der Flammenpropagationsweg. Die Flamme kommt im Zentrum in den Bereich, in dem bereits zuvor für das stationäre Strömungsfeld höhere Axialgeschwindigkeiten beobachtet wurden (siehe Abbildung 6.3) und in dem gleichzeitig die Verdrallung der Strömung aufgrund der axialen Kopfluft geringer wird. Dies hemmt den CIVB-getriebenen Rückschlag, wie in Abschnitt 2.5 beschrieben, weshalb die Flamme im Zentrum nicht weiter propagieren kann.

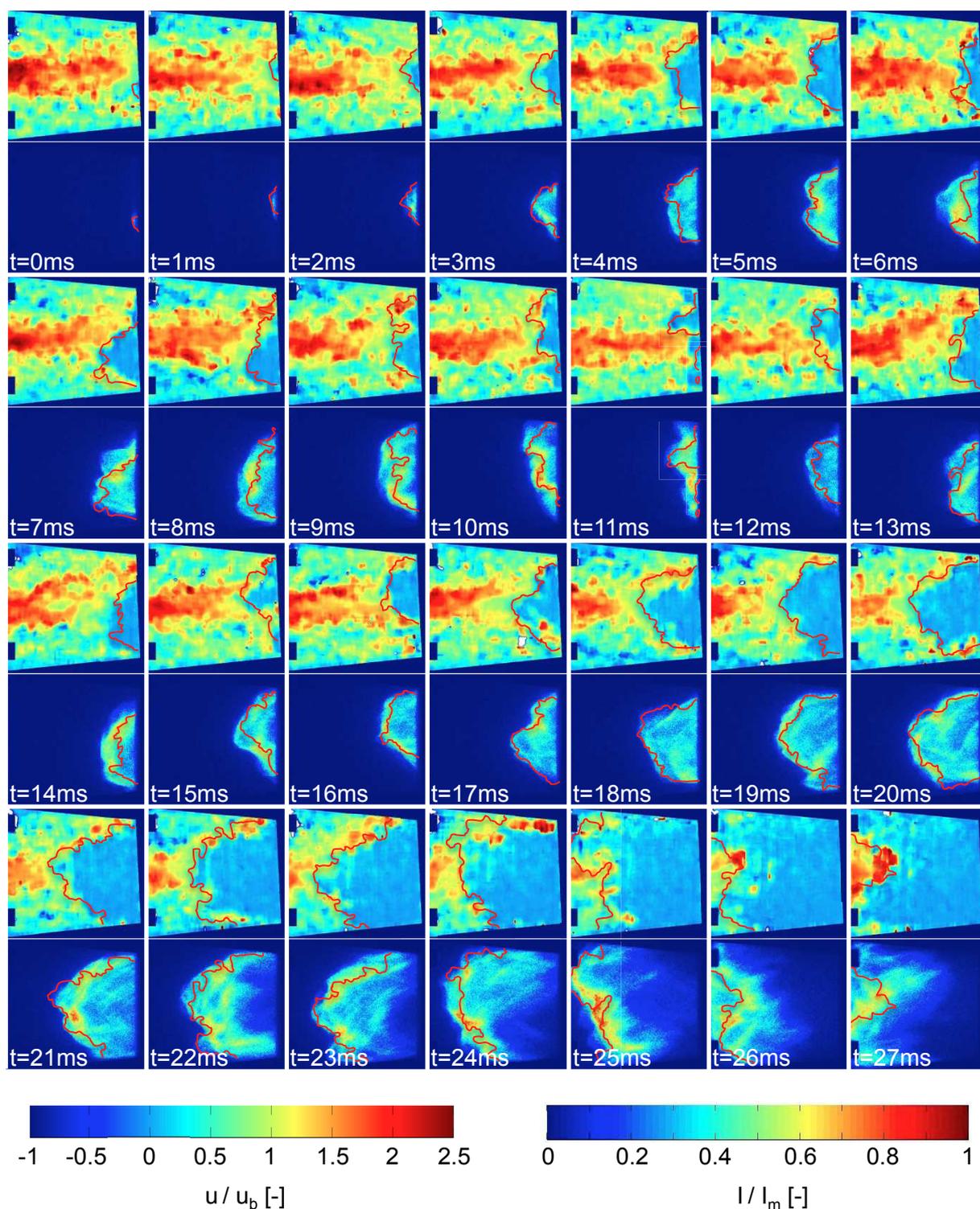


Abbildung 6.2: OH*-Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration K4 ohne Diffusor bei $u_b=25\text{m/s}$.

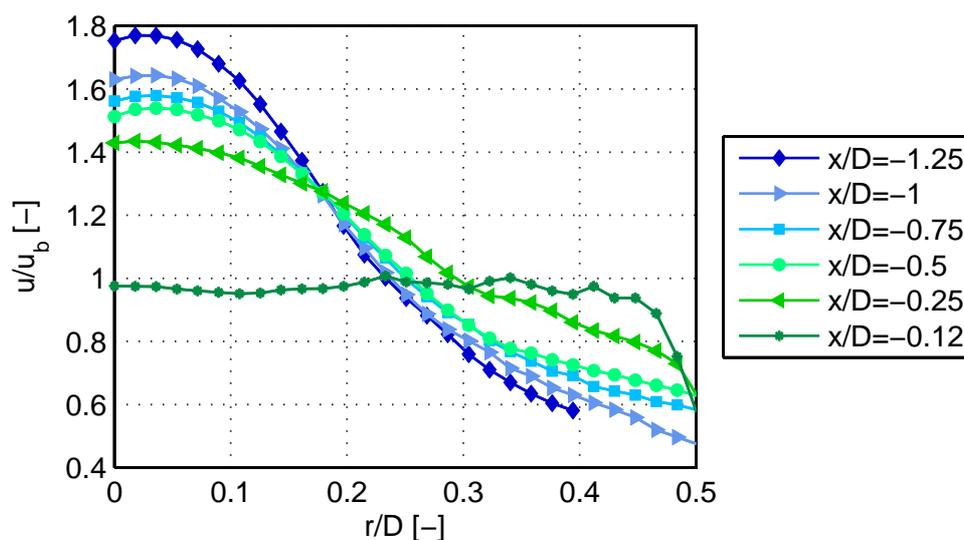


Abbildung 6.3: Radiale Axialgeschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen im Mischrohr bei stationärem, kaltem Betrieb ($K4$, $u_b=21.6\text{m/s}$).

Aufgrund der steiler werdenden Axialgeschwindigkeitsprofile im Mischrohrinneren mit höheren Werten im Zentrum und niedrigeren auf hohen Radien, verglichen mit dem Brenneraustritt, wird die Flammenfront breiter und flacher und kommt in Kontakt mit dem Wandbereich. Dies ist den hohen Flammengeschwindigkeiten bei Wasserstoffverbrennung geschuldet, die in den Außenbereichen dieselbe Größenordnung wie die vorliegende Hauptströmung erreichen, weshalb die Flamme in steilem Winkel gegen diese propagieren kann. Grund für die niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten ist das sehr robuste Rückschlagsverhalten des Brenners, was ein Absenken des Durchsatzes weit entfernt von Maschinenbedingungen nötig macht, um Rückschlag zu provozieren. Dies wird später in Abschnitt 6.4 deutlich [75].

Nach erfolgtem Kontakt der Flamme mit dem Wandbereich findet Rückschlag durch die Wandgrenzschicht statt, wie in Abbildung 6.2 zwischen $t=21\text{ms}$ und $t=27\text{ms}$ dargestellt. Im Zentrum des Brenners kommt das Stromaufpropagieren zum Erliegen, was sich durch eine zum Brenneraustritt zeigende Flammenfront im Zentrum des Brenners bei gleichzeitig hoher OH^* -Chemilumineszenz stromauf dieser Flammenfront äußert. Dies bedeutet, dass die Flamme im Wandbereich bereits in Richtung Drallerzeuger propagieren kann, im Zentrum allerdings noch durch die hohen Strömungsgeschwindigkeiten zurückgehalten wird.

Um die Durchsatzabhängigkeit der Flammenpropagationswege zu untersuchen, wurde der Versuch bei höherem Massenstrom wiederholt. Das prinzipielle Verhalten bleibt dabei gleich, wie Abbildung 6.4 zeigt. Die Flamme dringt im Zentrum in das Mischrohr ein, wird bei $t=5\text{ms}$ flacher und propagiert dann bei Wandkontakt weiter durch die Grenzschicht. Der Rückschlag selbst findet dabei sehr viel schneller statt, was mit der deutlich niedrigeren Luftzahl bei Rückschlag (siehe Abbildung 6.5) und den somit hohen Flammengeschwindigkeiten zusammenhängt.

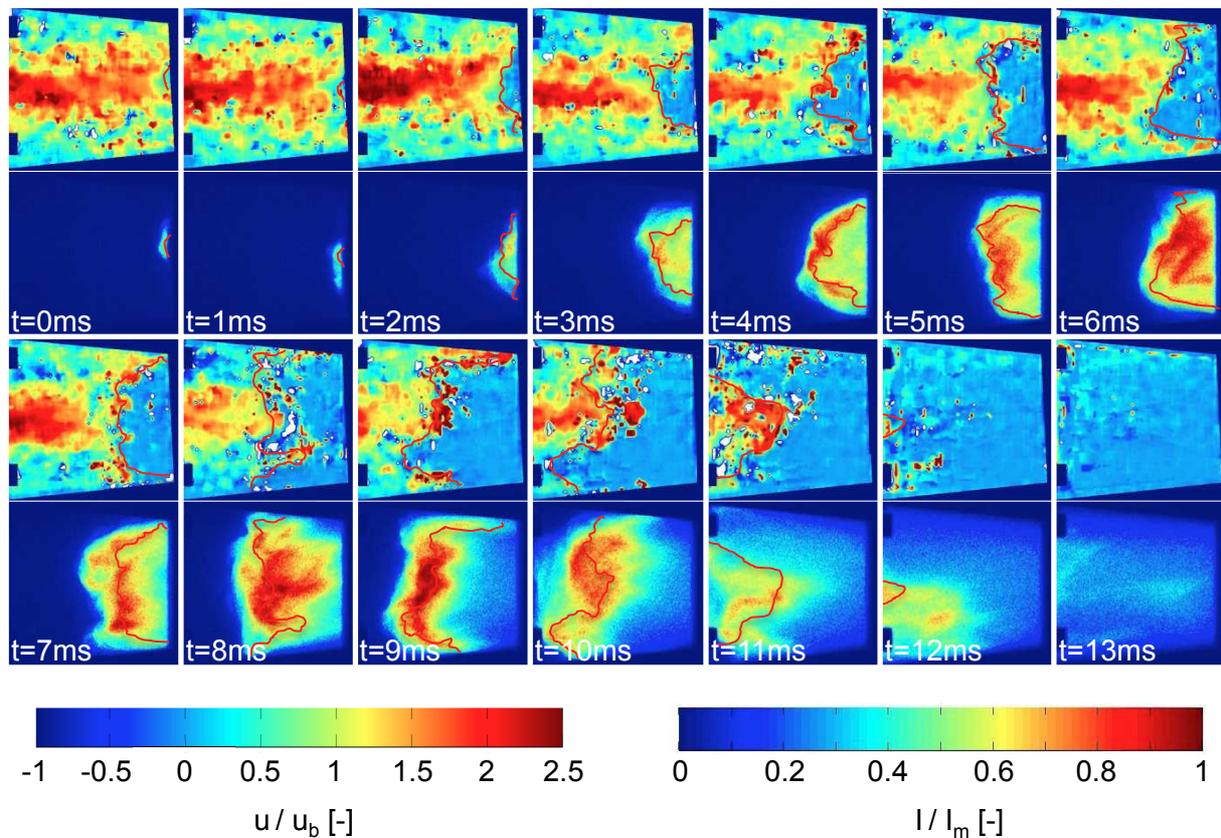


Abbildung 6.4: OH^* -Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration K4 ohne Diffusor bei $u_b=39\text{m/s}$.

Bei Einsatz des Brenners mit technischer Vormischung bleibt der Rückschlagsverlauf der gleiche, allerdings verbessert sich das Rückschlagsverhalten etwas, wie im nächsten Abschnitt deutlich wird.

6.1.2 Rückschlagsdaten und Modellvergleich

Anhand von Messungen der Rückschlagspunkte bei unterschiedlichen Durchsätzen wurde im Rahmen dieser Arbeit die Rückschlagsstabilität des Brenners untersucht. In Abbildung 6.5 sind die Daten für den extern und technisch vorgemischten Fall, aber auch die Vorhersage durch das CIVB-Modell nach Konle dargestellt. Dieses Modell wurde, wie in Abschnitt 2.3.3 dargelegt, für Rückschläge durch CIVB bei moderater Turbulenz im Zentrum des Brenners eingeführt, was auch für die hier dargestellten Versuche charakteristisch ist.

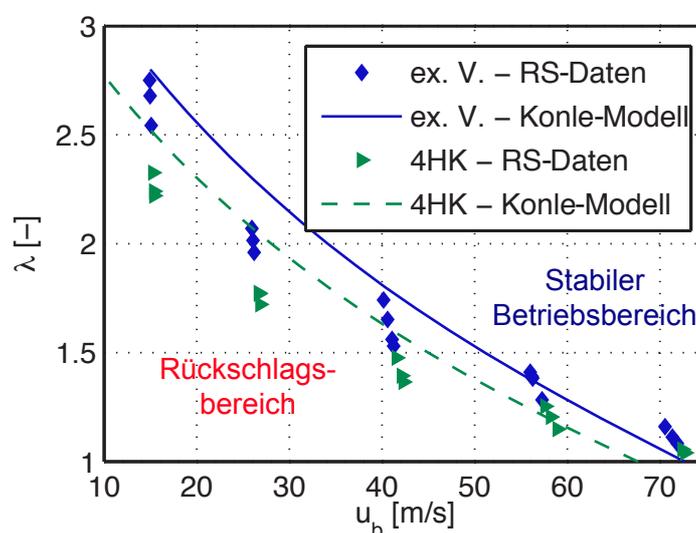


Abbildung 6.5: Rückschlagsdaten und Rückschlagsmodell der Konfiguration *K4* extern und technisch vorgemischt [75].

Der Vergleich der Daten zeigt, dass die technische Vormischung ein etwas robusteres Rückschlagsverhalten liefert als dies die extern vorgemischte Konfiguration vermag. Dies hängt mit den bereits in Kapitel 5 dargestellten Einflüssen der Hinterkanteneindüsung zusammen. Zum einen wird durch die Eindüsung des Brennstoffs von innen nach außen der Kern abgemagert, wie in Abbildung 5.6 gezeigt (ca. 11% Abmagerung). Zum anderen die Strömung im Kern etwas beschleunigt, was, wie im Rahmen der stationären HS-PIV-Untersuchungen dargestellt, mit der Druckverlusthöhung in den Schlitzen und der daraus resultierenden Umverteilung der Luft von den Schlitzen zum axialen Einlass zusammenhängt [75].

Im extern vorgemischten Fall stimmen Modell und Rückschlagsdaten nahezu perfekt überein. Dabei wurde die Modellkonstante nach Gleichung (2.20) am Rückschlagspunkt bei ca. $u_b=55\text{m/s}$ bestimmt und über den gezeigten Betriebsbereich extrapoliert. Für die technische Vormischung wurde das Modell angepasst, indem die Modellkonstante aus dem vorgemischten Fall benutzt und für niedrigere Luftzahlen dargestellt wurde. Die Luftzahldifferenz entspricht dabei, äquivalent zu den Mischungsergebnissen aus dem Wasserkanal, $\Delta\lambda=-11\%$. Die gute Übereinstimmung, die hierdurch erreicht wird, bestätigt die Annahme, dass die Abmagerung des Kerns für die Verbesserung des Rückschlagsverhaltens bei technischer Vormischung mitverantwortlich ist. Der Unterschied zwischen den Messdaten und dem Modell ist aber nach wie vor größer als für die vorgemischte Konfiguration. Dies hängt damit zusammen, dass die Beschleunigung der Strömung im Kern, aufgrund des zusätzlichen Druckverlustes an den Schlitzen bei Hinterkanteneindüsung (siehe Abschnitt 5.3.1), durch die Anpassung des Modells nicht berücksichtigt wird. Das Modell stellt deshalb eine konservative Abschätzung dar, woraus folgt, dass sich das Rückschlagsverhalten im Anwendungsfall vorteilhafter darstellt.

6.2 Konfiguration K4 mit Diffusor

Wie zuvor wird auch hier Wasserstoff extern bzw. technisch vorgemischt in den Brenner eingebracht und bei konstantem Luftmassenstrom durch Absenken der Luftzahl Rückschlag provoziert. Zunächst wird der Rückschlagsmechanismus analysiert, bevor die Rückschlagsdaten dargelegt und mit Literaturdaten verglichen werden.

6.2.1 Rückschlagsmechanismus

Bei Nutzung des Diffusors kommt es zu einer prinzipiellen Veränderung des Erscheinungsbildes des Rückschlags. Dem eigentlichen Rückschlag geht dabei eine Veränderung der Flammenstabilisierungsform voraus, die im Folgenden als Umschlag bezeichnet wird. Vor dem Umschlag stabilisiert die Flamme, wie zuvor bereits bei den stationären Aufnahmen gezeigt, in der zentralen Rezirkulationszone mit Flammenwurzel im Diffusor und in der äußeren Scherschicht der Brennkammerströmung [75]. Dies ist in der obe-

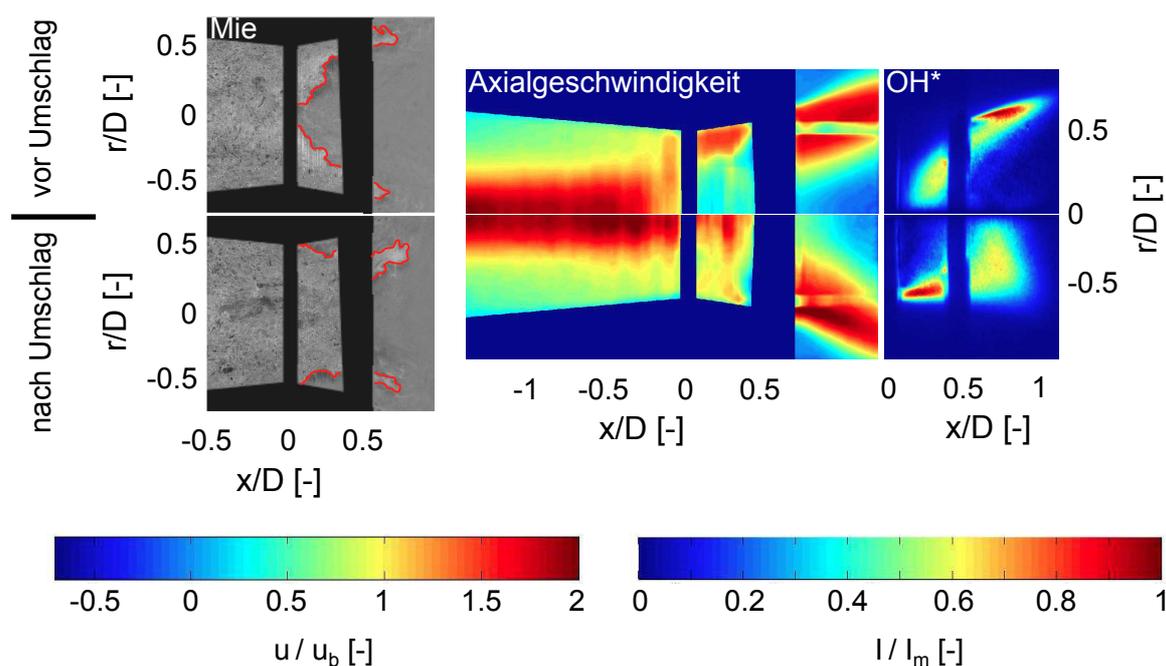


Abbildung 6.6: Instantane Mie-Streuung, gemittelte Axialgeschwindigkeitsfelder und gemittelt entabelte OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen vor und nach dem Umschlag ($K4$ mit Diffusor, $u_b=24\text{m/s}$).

ren OH^* -Chemilumineszenzaufnahme in Abbildung 6.6 dargestellt und wird auch im gemittelten Axialgeschwindigkeitsfeld und der instantanen Mie-Streuungsaufnahme deutlich. Beim Absenken der Luftzahl rückt die Flamme im Zentrum des Brenners aufgrund der steigenden Flammengeschwindigkeit und des baroklinen Drehmoments näher an den Brennerausgang heran und kommt dabei in Kontakt mit der Strömung in der Nähe der Diffusorwand. Der Kontakt selbst ist ein stochastisches Ereignis im turbulenten Strömungsfeld und auf die Aufheizung der Wand durch die Flammennähe und das instationäre Verhalten der Flamme zurückzuführen. Abbildung 6.7 zeigt den gesamten zeitlichen Verlauf eines solchen Umschlags. Der erste Wandkontakt ist dabei im Zeitschritt $t=1\text{ms}$ deutlich erkennbar. Die Flamme rotiert dann entlang der Diffusorwand, bis sie am gesamten Umfang des Übergangs von Mischrohr zum Diffusor stabilisiert ($t=1\text{ms}$ bis ca. $t=9\text{ms}$). Durch den Dichtesprung über die Flamme wird die ankommende Hauptströmung vom Wandbereich verdrängt und im Zentrum zwangsweise beschleunigt. Dies wird ab $t=14\text{ms}$ sehr deutlich und ist auch im gemittelten Axialgeschwindigkeitsfeld der Abbildung 6.6 erkennbar. Folge ist, dass die innere Rückströmzone weiter stromab in die Brennkammer verlagert wird und die Flamme hauptsächlich

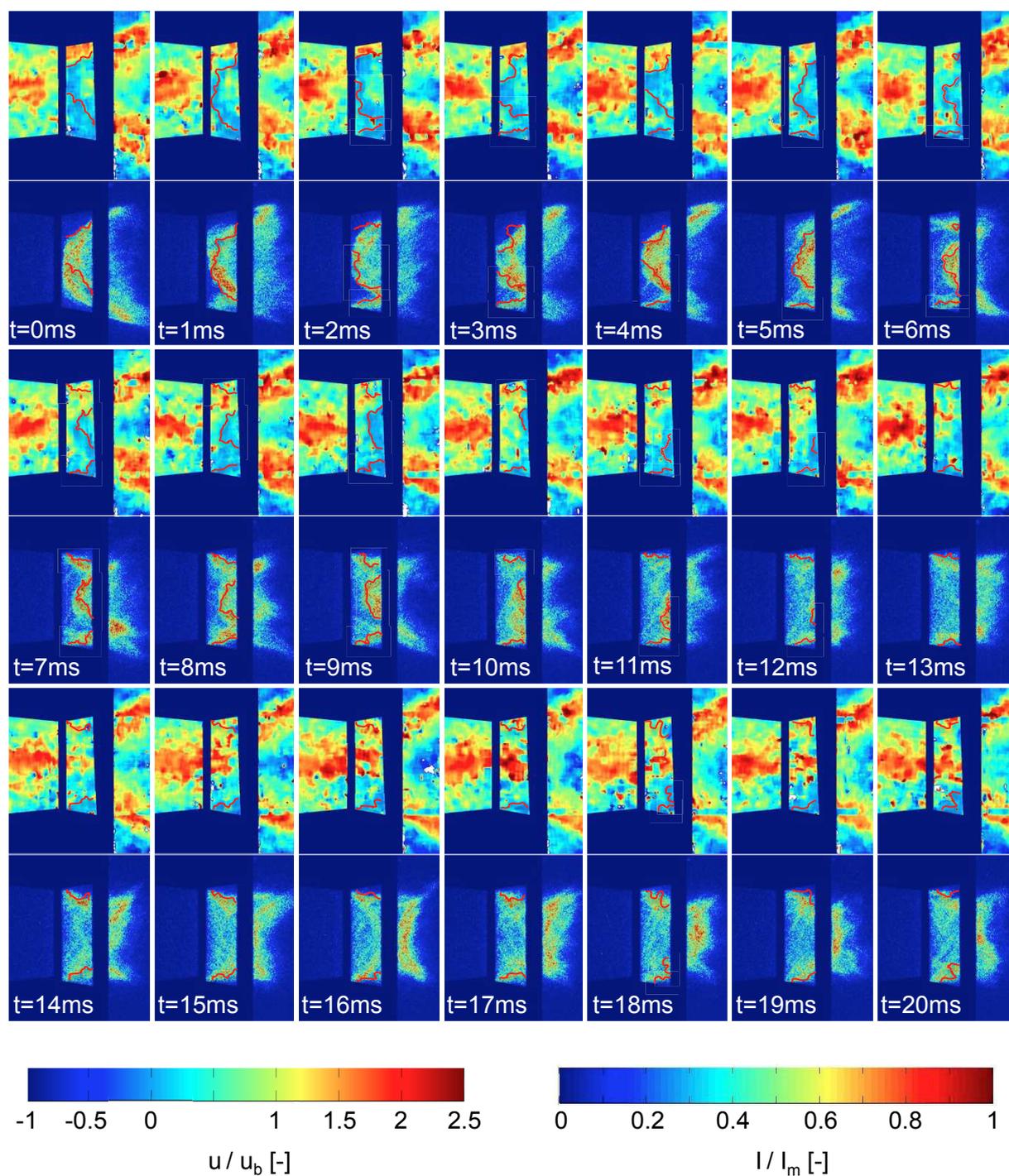


Abbildung 6.7: OH*-Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration K3 ohne Diffusor bei $u_b=24\text{m/s}$.

im Wandbereich des Diffusors stabilisiert, wie die gemittelte, aber auch die instantanen Chemilumineszenzaufnahmen deutlich machen. Die beiden Mie-

Streuungs-aufnahmen in Abbildung 6.6 bestätigen die Beobachtungen zum Umschlag und geben eine sehr gute Vorstellung der beiden Stabilisierungsformen. Die Flammenstabilisierung in diesem Bereich ist der divergierenden Geometrie, die eine verzögernde Wirkung auf das Strömungsfeld hat und dem unsteten Übergang zwischen Mischrohr und Diffusor (Graphitdichtung) geschuldet. Letzterer kann wie auch die Divergenz Strömungsablösungen hervorrufen und somit die Stabilisierung der Flamme ermöglichen [78].

Durch eine weitere Reduzierung der Luftzahl kommt es nach dem Umschlag zum Rückschlag der Flamme in die Vormischstrecke. Da die Flamme bereits im Wandbereich des Brenneraustritts stabilisiert und im Zentrum durch die Beschleunigung beim Umschlag hohe Geschwindigkeiten vorliegen, findet der Rückschlag entlang der Mischrohrwand statt, wie in Abbildung 6.8 gezeigt.

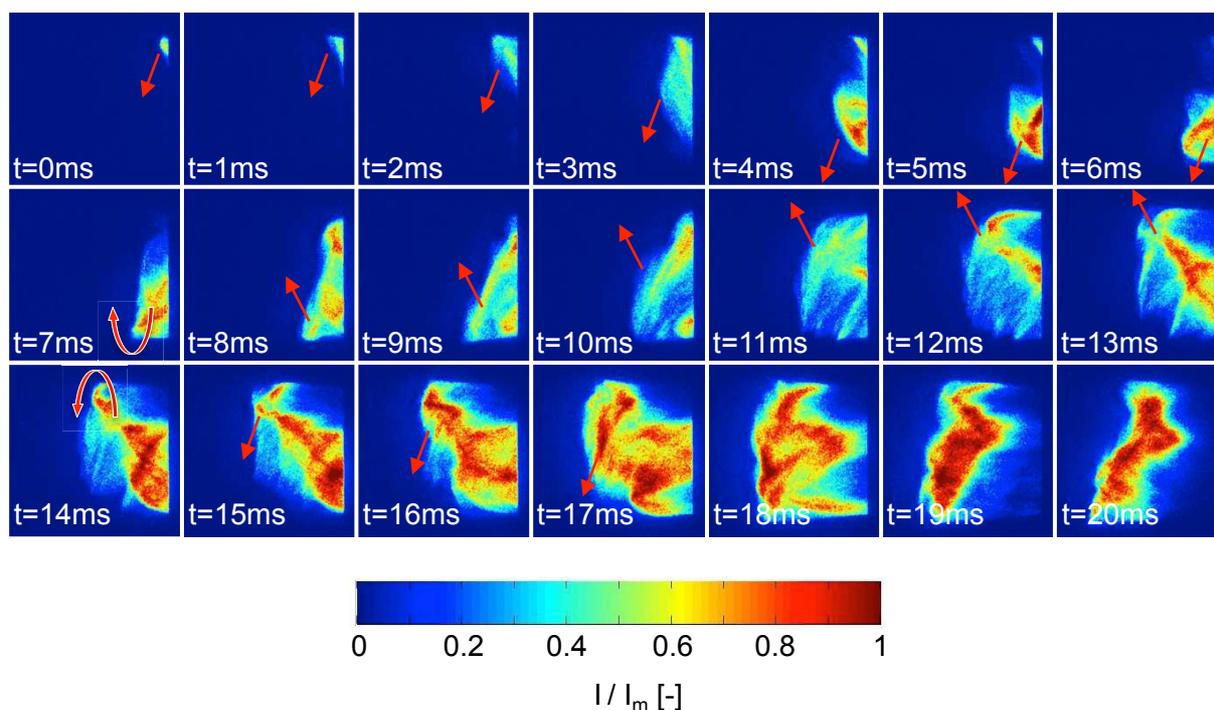


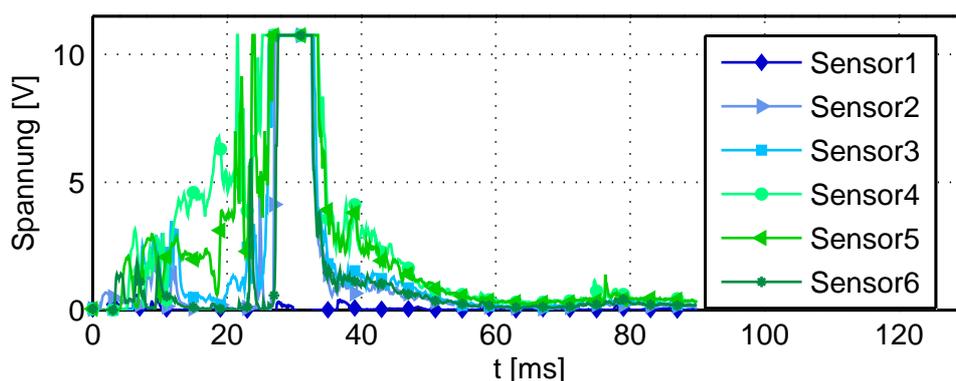
Abbildung 6.8: OH*-Chemilumineszenz (tiefenintegriert) während eines Rückschlags durch die Wandgrenzschicht für Konfiguration K4 ohne Diffusor bei $u_b=25\text{m/s}$.

Hier ist ausschließlich die OH*-Chemilumineszenz während des Rückschlags dargestellt, da die planaren Mie- und Geschwindigkeitsinformationen aus der Mittelebene in diesem Fall wenig aussagekräftig sind. Die Flamme rotiert in der Wandgrenzschicht stromauf, wie jeweils durch die roten Pfeile angedeutet ist. Diese Rotation der Flamme ist auf den Drall der Frisch-

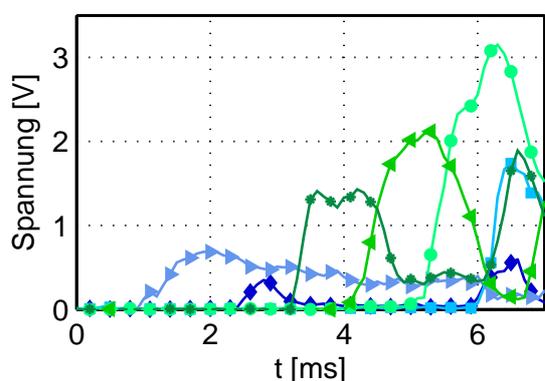
gasströmung zurückzuführen, in der die Flamme propagiert. Da die OH*-Chemilumineszenzaufnahmen tiefenintegrierte Daten und keine lokalen Informationen an der Wand liefern, wurde zur genaueren Charakterisierung des Rückschlags auf Ionisationsdetektoren und den in Abschnitt 4.3 vorgestellten Messaufbau zurückgegriffen.

In Abbildung 6.9 sind die Signale der 24 Detektoren während eines Rückschlags durch die Wandgrenzschicht dargestellt. Abbildung 6.9a beschreibt dabei das gesamte Signal der ersten Reihe, welche am nächsten zum Brenneraustritt liegt und somit die Flamme beim Rückschlag als erstes registriert ($x/D = -0.2$). In diesem Diagramm sind drei unterschiedliche Phasen des Rückschlags erkennbar. Zu Beginn dringt die Flamme in das Mischrohr ein, was etwa zwischen dem Zeitpunkt $t=0\text{ms}$ und $t=20\text{ms}$ stattfindet. Dies ist die aufschlussreichste Phase des Rückschlags, weshalb sie in den weiteren Diagrammen ausführlicher analysiert wird. Nachdem die Flammenfront die Detektorreihe passiert hat, wird zwischen $t=20\text{ms}$ und $t=40\text{ms}$ der Schweif der Flamme detektiert, was zu einem starken Anstieg des Signals bis in die Sättigung führt. Danach bewegt sich die Flamme weiter in das Mischrohr hinein und das Signal fällt ab. Bei ca. 75ms wird nochmals eine Signalspitze beobachtet. Diese hängt mit dem Abschalten der Brennstoffversorgung und der damit steigenden Luftzahl zusammen, die zum Auswaschen der Flamme durch den Brenner in die Brennkammer führt.

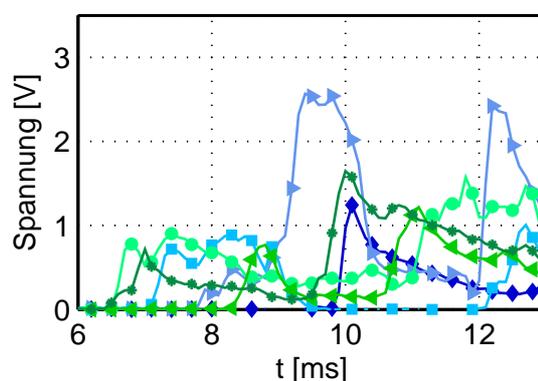
In Abbildung 6.9b wird anhand der sechs Detektorsignale der ersten Reihe die erste Phase, also das Eindringen der Flamme in das Mischrohr, betrachtet. Wie zuvor in den Chemilumineszenzaufnahmen ist die Rotation der Flamme gegen den Uhrzeigersinn entlang der Wand des Mischrohrs zu beobachten. Zuerst reagiert Sensor 2, dann Sensor 1, Sensor 6 usw.. Es ist sogar ein linearer Anstieg der Signalstärke von Sensor zu Sensor zu erkennen (ausgenommen Sensor 2), der mit der Stromaufpropagation der Flamme und der daraus resultierenden höheren Flammenintensität stromauf des jeweiligen Sensors zusammenhängt [75]. Je weiter die Flammenfront in das Mischrohr eindringt, desto diffuser werden die Signale. Die Rotation der Flamme während des Rückschlags kann allerdings auch noch in der zweiten Sensorreihe erkannt werden (Abbildung 6.9c). Der Signalverlauf beginnt hier ca. 6ms später als in der ersten Reihe. Die Flamme wird zuerst von den Sensoren 4 und 6 nahezu zeitgleich detektiert. Es folgen Sensor 3 und Sensor 2, wenig später detektiert Sensor 5 ein Signal. Die Signale sind hier nicht mehr so eindeutig wie in der ersten



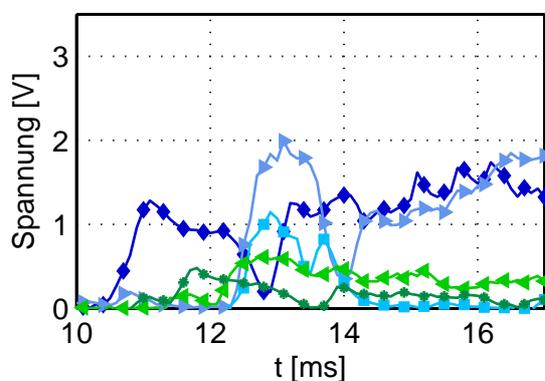
(a) Reihe 1 ($x/D=-0.2$), Gesamtsignal



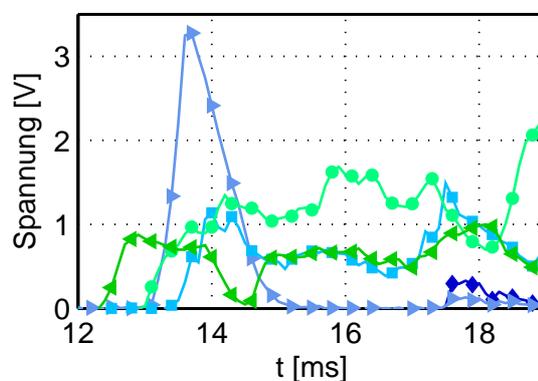
(b) Reihe 1 ($x/D=-0.2$), Ausschnitt



(c) Reihe 2 ($x/D=-0.64$), Ausschnitt



(d) Reihe 3 ($x/D=-1.08$), Ausschnitt



(e) Reihe 4 ($x/D=-1.52$), Ausschnitt

Abbildung 6.9: Ionisationsdetektorsignale der vier Sensorreihen (K4 mit Diffusor, $u_b=35.4\text{m/s}$).

Reihe. Dies liegt daran, dass hier mehr als nur eine Flammzunge detektiert wird und somit Detektoren gleichzeitig ansprechen, die eigentlich räumlich weit voneinander entfernt sind. Ca. 4ms nach der zweiten Reihe ist auch in der dritten Reihe ein Signal erkennbar. Ab hier ist der Verlauf so diffus, dass

eine Rotationsbewegung nur noch schwer zu erkennen ist. Das gleiche gilt für die vierte Reihe.

Aus den Differenzen zwischen den Zeitpunkten, an denen die einzelnen Sensoren die Flamme detektieren, lassen sich Propagationsgeschwindigkeiten bestimmen. In Abbildung 6.10 ist die axiale Propagationsgeschwindigkeit S_u und die in Umfangsrichtung S_w für die Reihe 1 dargestellt. Dabei wurde jeweils der räumliche Abstand zwischen den Detektoren und der zeitliche Abstand zwischen den jeweiligen Signalmaxima zur Berechnung bestimmt.

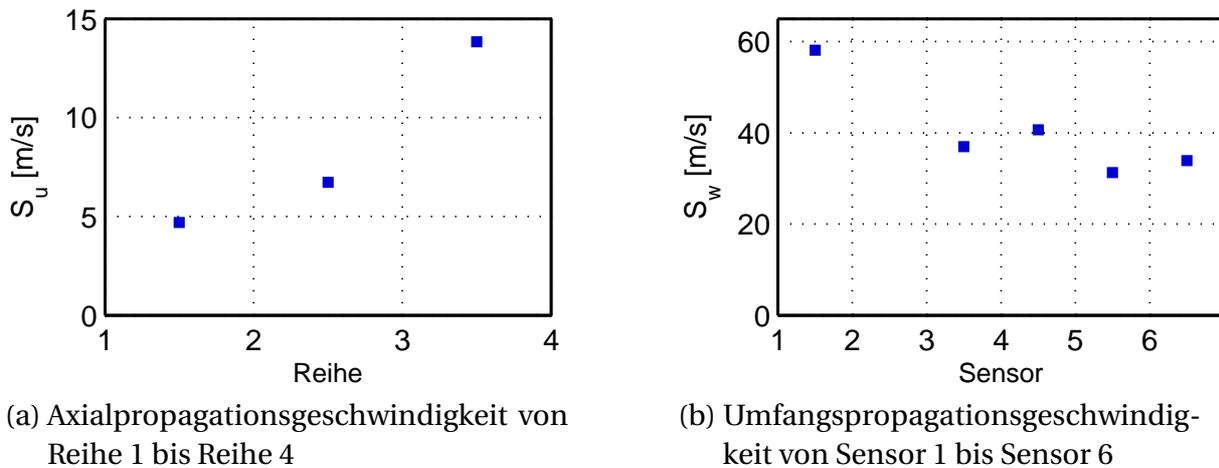


Abbildung 6.10: Flammenpropagationsgeschwindigkeiten zwischen den Reihen bzw. Sensoren (K4 mit Diffusor, $u_b=35.4\text{m/s}$).

Die axiale Flammenpropagationsgeschwindigkeit S_u steigt stromauf vom Brenneraustritt zum Drallerzeuger, was bereits in OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen beobachtet wurde. Dieses Verhalten ist auf die axiale Geschwindigkeit der Hauptströmung u zurückzuführen, die aufgrund der konischen Form des Mischrohrs stromauf abnimmt und speziell im Wandbereich in Flammenpropagationsrichtung durch das steiler werdende axiale Strömungsgeschwindigkeitsprofil stark absinkt (siehe Abbildung 6.3). Legt man das Gradientenmodell aus Abbildung 2.14 für den Rückschlag in der Wandgrenzschicht zu Grunde, so ergibt sich die axiale Propagationsgeschwindigkeit S_u aus der Differenz der Anströmgeschwindigkeit der Frischgasströmung u und der laminaren Flammengeschwindigkeit S_l des Gemischs in der Grenzschicht. Für eine an der Wand propagierende Flamme folgt daraus, dass S_u einen Wert zwischen 0m/s und S_l annehmen muss. Die gemessenen axialen Flammenpropagationsgeschwindigkeiten S_u übersteigen allerdings die laminare Flam-

mengeschwindigkeit S_l von ca. 5m/s (siehe Abbildung 2.1) nahezu im gesamten Mischrohr. Dies bestätigt wiederum die Gültigkeit des Modells nach Eichler [25] für den Rückschlag in der Wandgrenzschicht, da die hohen Flammenpropagationsgeschwindigkeiten S_u nur aufgrund der sich vor der Flamme bildenden Rückströmzone erreicht werden können. In Umfangsrichtung erscheinen die Flammenpropagationsgeschwindigkeiten S_w auf den ersten Blick sehr hoch, was sich aber durch einen Vergleich mit den Umfangsgeschwindigkeiten der Strömung w im Wandbereich erklären lässt. Sangl [85] zeigt, dass die Umfangsgeschwindigkeit w im Wandbereich dieser Brennerkonfiguration die mittlere axiale Austrittsgeschwindigkeit u_b etwas übersteigt ($w/u_b \approx 1.1$). Im gemessenen Fall lässt die Übereinstimmung von Strömungsgeschwindigkeit w und Flammenpropagationsgeschwindigkeit S_w in Umfangsrichtung somit den Schluss zu, dass die Flamme der Hauptströmung schlupffrei folgt. Auf die Auswertung der Umfangsgeschwindigkeiten S_w für die hinteren Reihen wurde verzichtet, da das konfuse Bild, das bereits in Abbildung 6.9 für die hinteren Reihen festgestellt wurde, kaum zu sinnvollen Ergebnissen führen kann. Um die Rotation entlang der Wand und allgemein die Flammenpropagation im Mischrohr weiter zu verdeutlichen, ist in der elektronischen Version dieser Arbeit ein Video der Signalverläufe im Anhang A hinterlegt.

6.2.2 Rückschlagsdaten und Modellvergleich

Auch für diese Konfiguration findet die Bewertung der Rückschlagsstabilität auf Basis von Rückschlagsmessungen bei verschiedenen Durchsätzen statt. Ein Vergleich dieser Daten mit Literaturdaten aus den Arbeiten von Khitrin et al. [54] und Eichler et al. [26], erlaubt eine Prognose für einen breiteren Betriebsbereich als den vermessenen. Die Literaturdaten wurden für Rohrbrenner verschiedener Durchmesser bei unverdrallter Strömung generiert. Für den Vergleich wurde, wie in Abschnitt 2.3.4 bereits eingeführt, für jeden Rückschlagspunkt der Wandgeschwindigkeitsgradient nach dem Rohrreibungskonzept nach Blasius für voll entwickelte, turbulente Strömungen berechnet (Gleichung (2.22)). Da die Literaturdaten bei anderen Vorheiztemperaturen, verglichen mit den Daten dieser Arbeit gemessen wurden, erfolgt eine Umrechnung aller Daten auf Umgebungsbedingungen. Dazu wurde die Temperaturkorrektur nach Gleichung (2.25) angewandt, um letztendlich die in Abbildung 6.11 dargestellten Rückschlagsdaten miteinander zu vergleichen.

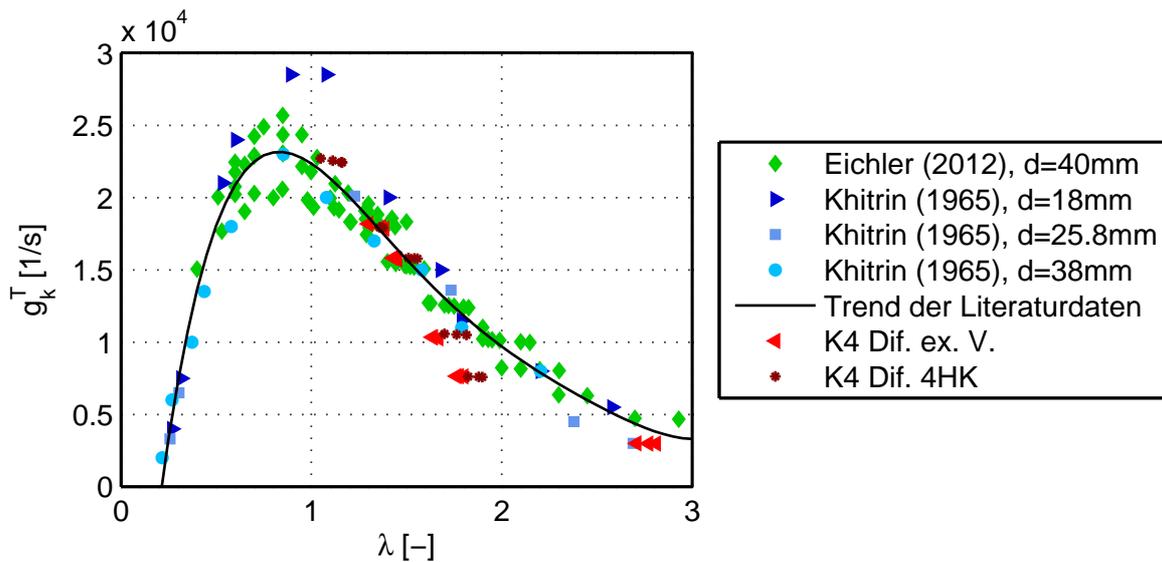


Abbildung 6.11: Kritische Wandgeschwindigkeitsgradienten bei Rückschlag für K4 mit Diffusor, extern (ex. V.) und technisch vorgemischt (4HK) und Rohrbrennerdaten aus Literatur [26, 54].

Der Vergleich zwischen den Literaturdaten und den Daten für den extern und technisch vorgemischten Betrieb zeigt trotz der Nichtberücksichtigung des Dralls und des nicht voll ausgebildeten Strömungsfelds bei der Berechnung der Gradienten für den Drallbrenner eine sehr hohe Übereinstimmung. Wegen des Dralls und der konischen Strömungsführung im Mischrohr könnte eine Verbesserung des Rückschlagverhaltens aufgrund der dünneren Grenzschicht und somit höheren Geschwindigkeitsgradienten erwartet werden. Allerdings ist bei den hier durchgeführten Versuchen die Flammenstabilisierung relativ zum Mischrohraustritt nach dem Umschlag eine andere als bei den Rohrbrennern der Vergleichsversuche. Durch die Stabilisierung der Flamme im Bereich der Diffusorwand ist die Situation den beschriebenen Fällen in Abbildung 2.17, bei denen der Einfluss des Flächensprungs untersucht wurde, ähnlicher als dem der Rohrbrennerdaten mit sehr großem Flächensprung am Mischrohraustritt. Durch den Einfluss der Diffusorwand steigt der kritische Gradient wie durch Eichler [25] gezeigt an, auch wenn der Effekt bei den hier untersuchten Konfigurationen aufgrund der divergierenden Geometrie des Diffusors nicht so stark zur Geltung kommt wie bei den in der Literatur untersuchten Geometrien. Die beschriebenen Effekte scheinen sich in diesem Fall die Waage zu halten und führen zur besagten hohen Übereinstimmung mit den Literaturdaten für diese Konfiguration.

Im nächsten Schritt werden die Daten zunächst weiter aufbereitet, um den direkten Vergleich zu den CIVB-Daten der Konfiguration *K4* ohne Diffusor zu ermöglichen. Dazu werden die Literaturdaten mit Hilfe einer Polynomfunktion fünften Grades angenähert (siehe Trendlinie in Abbildung 6.11) und damit ein Zusammenhang zwischen Luftzahl λ und Wandgeschwindigkeitsgradient g_k^T hergestellt. Diese Trendkurve wird wiederum umgerechnet, um den Trend der Literaturdaten in Abhängigkeit der Austrittsgeschwindigkeit u_b darzustellen. In Abbildung 6.12 ist diese Kurve mit den Rückschlagsdaten aus den extern und technisch vorgemischten Versuchen dargestellt [75].

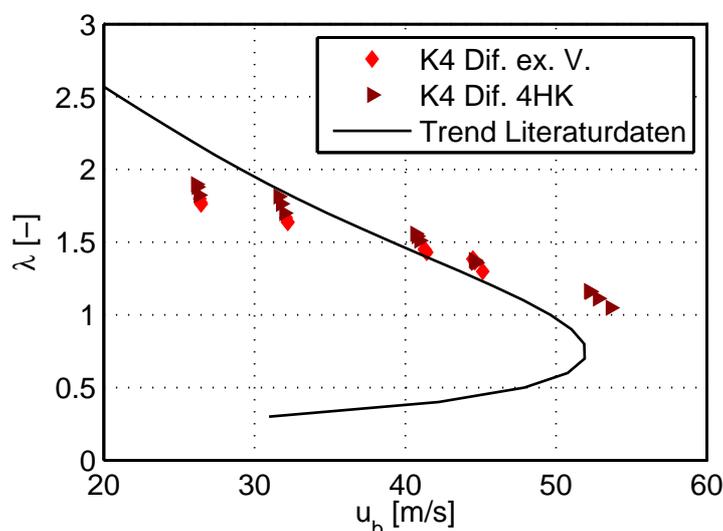


Abbildung 6.12: Rückschlagsdaten für Konfiguration *K4* mit Diffusor, extern und technisch vorgemischt und Trendlinie der Literaturdaten.

Verglichen mit dem Verhalten der Konfiguration *K4* ohne Diffusor zeigt der extern vorgemischte Betrieb bei der Konfiguration *K4* mit Diffusor eine bessere Rückschlagscharakteristik als die technische Vormischung. Der Unterschied erscheint nicht so groß wie zuvor bei der Konfiguration ohne Diffusor, was allerdings durch die unterschiedliche Skalierung der Ordinate in den Abbildungen 6.12 und 6.5 bedingt ist. In absoluten Werten sind die Differenzen in etwa gleich groß und haben auch die gleiche Ursache, allerdings mit entgegengesetzter Konsequenz. Durch die Abmagerung des Kerns bei technischer Vormischung kommt es wie zuvor in Abbildung 5.6 gezeigt zu einem brennstoffreicheren Randbereich, was im Fall von Rückschlag durch die Wandgrenzschicht zu einer Verschlechterung der Betriebssicherheit führt.

6.3 Einfluss der Kopfluft auf die Rückschlagscharakteristik

Im Folgenden wird der Einfluss der Kopfluft auf die Rückschlagsart und die Rückschlagsicherheit untersucht. An dieser Stelle sollen Mischungseffekte nicht berücksichtigt werden, weshalb alle Daten im extern vorgemischten Betrieb generiert wurden.

6.3.1 Konfiguration mit Diffusor

Am prinzipiellen Rückschlagsverlauf bei der Konfiguration mit Diffusor ändert sich bei Erhöhung der Kopfluft nichts. Nach wie vor kommt es zuerst zum bereits beschriebenen Umschlag, bevor durch weiteres Reduzieren der Luftzahl Rückschlag durch die Wandgrenzschicht stattfindet. Es lässt sich allerdings durch Variation der Kopfluft die Rückschlagsneigung beeinflussen, wie in Abbildung 6.13 dargestellt.

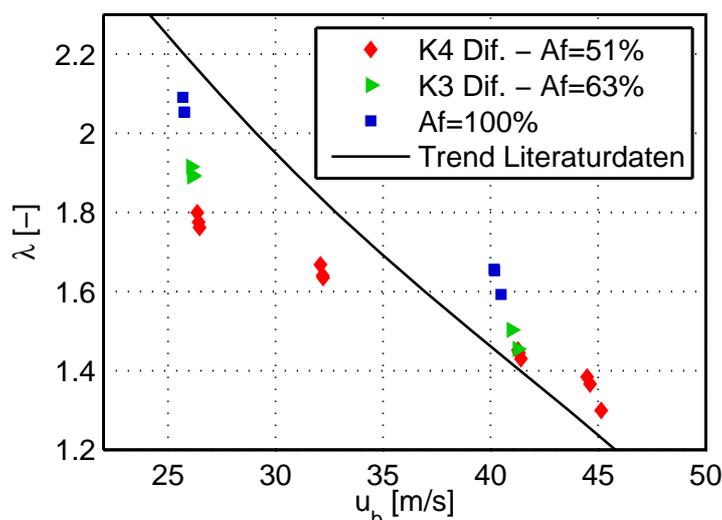


Abbildung 6.13: Rückschlagsdaten für Konfigurationen $K4$ ($A_f=51\%$), $K3$ ($A_f=63\%$) und Konfiguration ohne Lochblech ($A_f=100\%$) mit Diffusor und Trendlinie der Literaturdaten.

Wird das axiale Lochblech gewechselt (Konfiguration $K3$) bzw. entfernt, verschlechtert sich das Rückschlagsverhalten. Dies ist nachvollziehbar, da durch die erhöhte Geschwindigkeit im Kern der Wandbereich langsamer wird und somit die Flamme in diesem Bereich einfacher in die Mischstrecke eindringen kann.

6.3.2 Konfiguration ohne Diffusor

Durch die bereits in Abbildung 5.12 gezeigte Beschleunigung des Kerns bei Erhöhung des axialen Öffnungsverhältnisses folgt, wie bei der Konfiguration mit Diffusor, eine Reduktion der Geschwindigkeiten auf hohen Radien des Mischrohrs. Diese Änderung im Strömungsfeld hat zur Folge, dass der Rückschlag nicht mehr wie erwartet durch CIVB initiiert wird, sondern die Flamme direkt an der Mischrohrwand in die Mischstrecke propagieren kann. Dies geschieht bereits bei einer Veränderung des axialen Öffnungsverhältnisses von $A_f=51\%$ auf $A_f=63\%$, wie Abbildung 6.14 deutlich macht. Wie auch bei der Konfiguration mit Diffusor hat das Erhöhen des axialen Öffnungsverhältnisses auch eine leichte Verschlechterung der Rückschlagssicherheit zur Folge, da die Strömung im Wandbereich durch Absenken der Geschwindigkeit geschwächt wird.

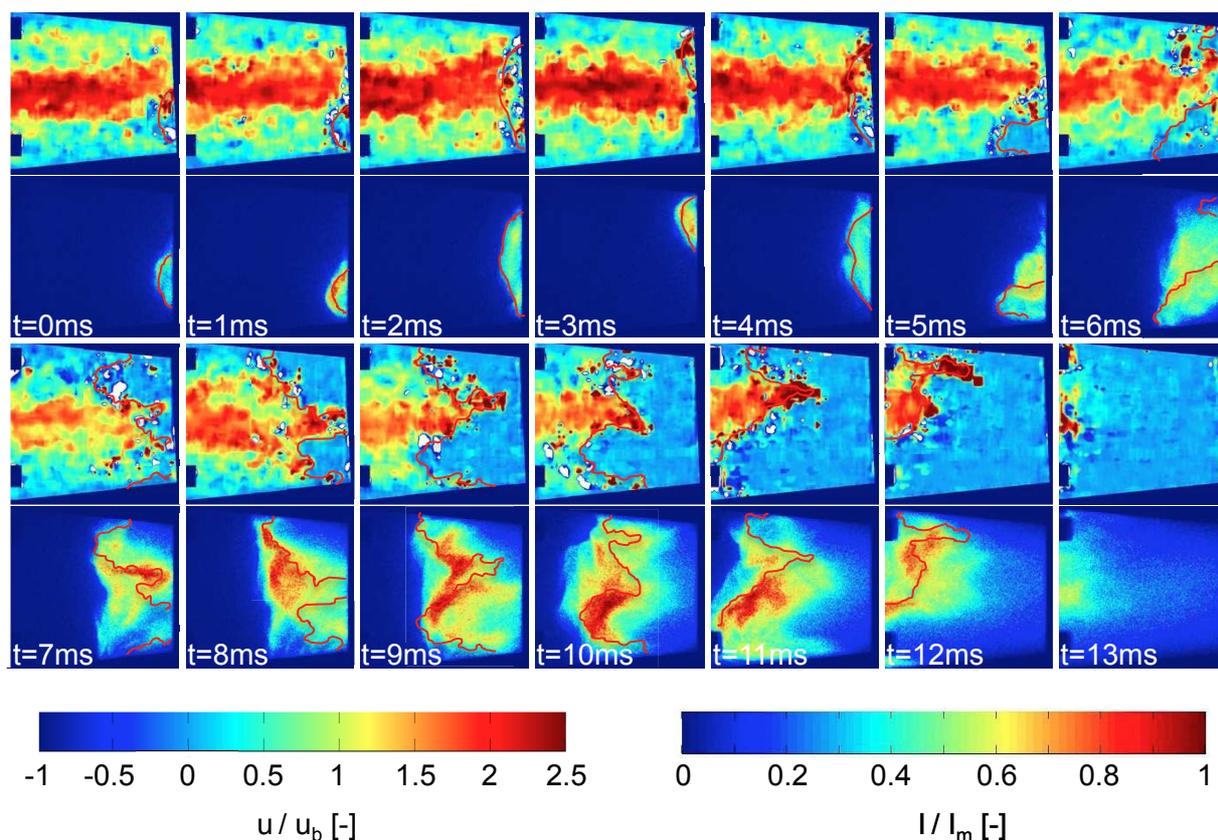


Abbildung 6.14: OH*-Chemilumineszenz (unten, tiefenintegriert), Axialgeschwindigkeitsfeld (oben, planar) und Flammenfront (planar) während eines Rückschlags für Konfiguration K3 ohne Diffusor bei $u_b=23.4\text{m/s}$.

6.4 Vergleich der Rückschlagsdaten und Rückschlüsse

Abbildung 6.15 zeigt den Vergleich der Rückschlagsdaten verschiedener Konfigurationen bei extern vorgemischtem Betrieb, die laminare Flammgeschwindigkeit sowie den typischen Betriebsbereich einer Gasturbine (GT). Grundlage für die Festlegung des Betriebsfensters ist ein Druckverlust von $\Delta p/p=2.5\%$ in der kalten Strömung des Brenners. Die laminare Flammgeschwindigkeit S_l wurde mittels einer Chemkin-Rechnung mit dem GRI 3.0 Mechanismus bestimmt (siehe Abschnitt 2.1.2.1).

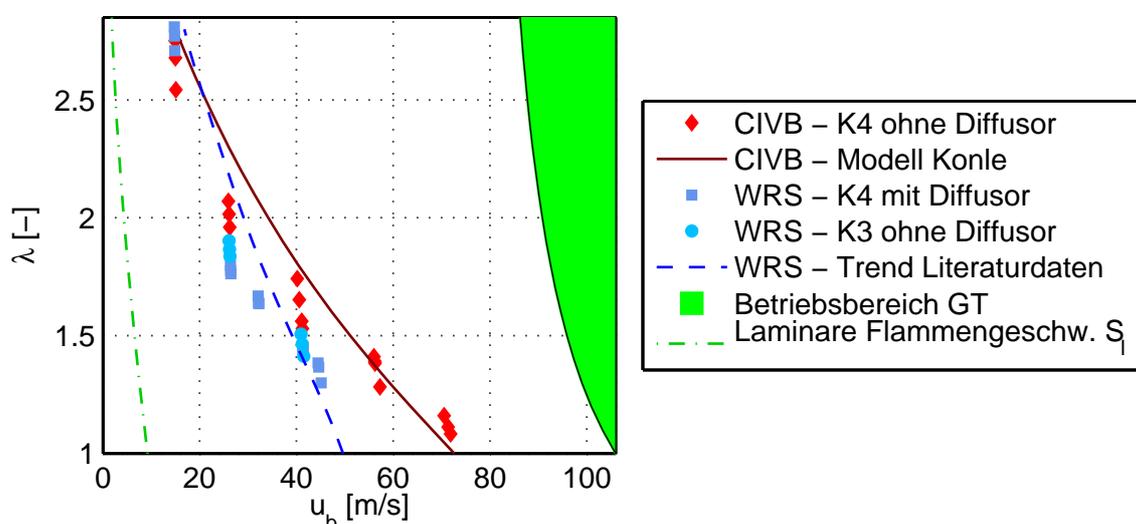


Abbildung 6.15: Gesamtvergleich der Rückschlagsdaten für Konfigurationen *K4* und *K3* mit bzw. ohne Diffusor (ex. V.), dazu WRS-Trendlinie, Modell nach Konle, laminare Flammgeschwindigkeit und Betriebsfenster einer GT.

Verglichen mit den mittleren Austrittsgeschwindigkeiten bei Rückschlag erscheint die laminare Flammgeschwindigkeit S_l sehr klein. Sie ist aber keineswegs vernachlässigbar, sondern vielmehr in einer Größenordnung mit den bereits in Abbildung 6.3 beobachteten niedrigen Geschwindigkeiten im wandnahen Bereich des Mischrohrinneren. Dies bestätigt wiederum, dass die Flamme beim Wechsel vom CIVB-getriebenen Rückschlag zum Rückschlag durch die Wandgrenzschicht in einem steilen Winkel zur axialen Strömung nach außen gegen die Hauptströmung in den Wandbereich propagieren kann. Der Vergleich der Rückschlagspunkte für Konfiguration *K4* mit bzw. ohne Diffusor zeigt, dass die Rückschlagsdaten trotz der unterschiedlichen Rückschlagsmechanismen sehr eng beieinander liegen. Auch die Daten der Kon-

figuration *K3* ohne Diffusor, bei der Rückschlag durch die Wandgrenzschicht ohne vorherigen Umschlag detektiert wurde, liegen im selben Bereich. Dies passt auch zum beobachteten Verhalten im Falle des durch CIVB initiierten Rückschlags bei Konfiguration *K4* ohne Diffusor, bei dem die Flamme während des Rückschlags vom Zentrum an die Wand propagiert und dort bis zum Drallerzeuger wandert. Daraus kann geschlossen werden, dass die Rückschlagspunkte für CIVB und Rückschlag durch die Wandgrenzschicht bei dieser Konfiguration nahe beieinander liegen müssen.

Es konnte bereits in Abschnitt 5.1.1 gezeigt werden, dass es bei niedrigen axialen Öffnungsverhältnissen schon bei Verbrennung von Erdgas zu einer Verschlechterung des durch CIVB getriebenen Rückschlagsverhaltens kommt (Konfiguration *K1*). Wird das Öffnungsverhältnis erhöht, folgt eine deutliche Verbesserung mit der auch Änderungen im Rückschlagsmechanismus einhergehen. Der Rückschlag findet nicht mehr nur im Zentrum statt, sondern wird zwar durch CIVB initiiert, propagiert aber im Verlauf in den Wandbereich (Konfiguration *K4*). Bei weiterer Erhöhung findet reiner Rückschlag durch die Wandgrenzschicht (WRS) statt (ab $A_f=63\%$), wobei sich das Rückschlagsverhalten bei weiter steigendem Öffnungsverhältnis wieder verschlechtert, da durch die hohen axialen Geschwindigkeiten im Kern die Wandbereiche geschwächt werden. Daraus lässt sich schließen, dass es ein Optimum geben muss, welches gerade am Übergang von CIVB-initiiertem Rückschlag zum reinen Rückschlag durch die Wandgrenzschicht liegt, wie in Abbildung 6.16 schematisch dargestellt.

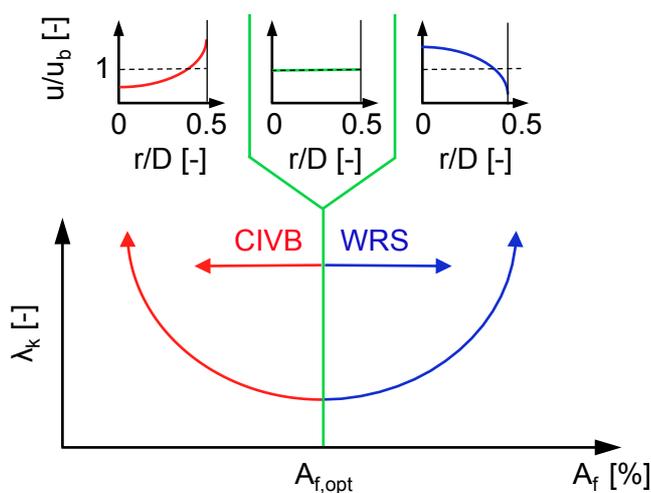


Abbildung 6.16: Schema zur Auswahl des axialen Öffnungsverhältnisses.

Hierbei wird für alle weiteren Optimierungen deutlich, dass Änderungen an Parametern, die das Strömungsfeld zugunsten der einen Rückschlagsart verändern, beispielsweise eine Beschleunigung des Kerns, eine Verschlechterung des Verhaltens bezüglich der anderen Rückschlagsart bedingen.

Für den vorgemischten Fall ist zwischen $A_f=51\%$ und $A_f=63\%$ die Rückschlagsneigung minimal, da hier gerade der beschriebene Übergang zwischen den Rückschlagsarten stattfindet. Bemerkenswert ist, dass, wie auch in Abbildung 6.16 angedeutet, gerade für diese beiden Öffnungsverhältnisse der axiale Geschwindigkeitsverlauf am Brenneraustritt einem Blockprofil sehr nahe kommt (siehe auch Abbildung 5.12). Dadurch wird sowohl im Zentrum wie auch im Wandbereich ein ähnlicher Rückschlagswiderstand durch das Strömungsfeld erreicht. Konfiguration *K4* zeigt somit auch für die Verbrennung von Wasserstoff bezüglich des Strömungsfelds ein nahezu optimales Verhalten, weshalb sich die weiteren Optimierungen am Brennerkonzept in Kapitel 7 auf eine geeignete Eindüsung des Brennstoffs konzentrieren.

6.5 Zwischenfazit

In diesem Kapitel wurde der Brenner bezüglich der auftretenden Rückschlagsmechanismen und der Rückschlagssicherheit primär für den extern vorgemischten Betrieb charakterisiert und optimiert.

Festzuhalten ist:

- Es konnten drei verschiedene Flammenpropagationsarten an unterschiedlichen Konfigurationen beobachtet werden:

Mit Diffusor: Dem Rückschlag geht ein Umschlag in der Flammenstabilisierung voraus, bevor die Flamme entlang der Wand in die Mischstrecke propagiert.

Ohne Diffusor, $A_f = 51\%$: Der Rückschlag wird durch CIVB initiiert. Die Flamme propagiert im Zentrum in den Brenner, wandert dann aufgrund hoher Geschwindigkeiten im Zentrum und niedriger im Wandbereich von der Mitte in einem steilen Winkel gegen die Hauptströmung an die Wand, bevor sie dort bis zum Drallerzeuger weiterpropagiert.

Ohne Diffusor, $A_f \geq 63\%$: Die Flamme propagiert aufgrund der hohen Geschwindigkeiten im Zentrum direkt entlang der Wand in die Mischstrecke.

- Die Daten der durch CIVB initiierten Rückschläge lassen sich sehr gut mit dem Rückschlagsmodell nach Konle abbilden und somit in einem breiten Betriebsbereich vorhersagen.
- Das Verhalten des vorgestellten Brenners bezüglich Rückschlag durch die Wandgrenzschicht ist dem von Rohrbrennern sehr ähnlich, weshalb mittels einer Trendlinie der Literaturdaten eine Prognose in einem breiten Betriebsbereich gemacht werden kann.
- Bei Rückschlag durch die Wandgrenzschicht hat eine Erhöhung des axialen Öffnungsverhältnisses negative Auswirkung auf die Rückschlagssicherheit, bei durch CIVB initiiertem Rückschlag ist das Gegenteil der Fall.
- Wie bei den stationären Untersuchungen zum Brennerverhalten in Kapitel 5 hat die Hinterkanteneindüsung auch bei den Rückschlagsuntersuchungen in diesem Kapitel einen merklichen Einfluss. Durch die leichte Abmagerung des Kerns und dem somit brennstoffreicheren Außenbereich der Strömung folgt bei den durch CIVB initiierten Rückschlägen eine Verbesserung der Rückschlagssicherheit. Bei den Rückschlägen durch die Wandgrenzschicht führt dies allerdings zu einer Verschlechterung.

Auf Basis dieser Erkenntnisse und speziell durch den beobachteten Einfluss der Hinterkanteneindüsung wird im folgenden Kapitel eine weitere Optimierung des Brenners, nun allerdings bezüglich der technischen Vormischung, durchgeführt.

7 Optimierung des Mischungsprofils

Neben der Entwicklung und Optimierung des Brenners bezüglich eines für die Verbrennung von wasserstoffhaltigen Brennstoffen geeigneten Strömungsfelds ist auch die Charakterisierung und Optimierung der technischen Eindüsung Bestandteil dieser Arbeit. Hierbei geht es darum, den Brennstoff so in das Strömungsfeld einzumischen, dass sowohl niedrige NO_x -Emissionen als auch ein robustes Rückschlagsverhalten gewährleistet sind. Hierzu wurden verschiedene Ansätze verfolgt, die im Folgenden dargelegt werden. In einem ersten Schritt wird auf die axiale Eindüsung des Brennstoffs eingegangen, bevor die Schlitzhinterkanteneindüsung optimiert wird. Um im Wandbereich eine ausreichende Abmagerung zu erreichen, wird zudem in einem folgenden Abschnitt die direkte Eindüsung von Sekundärluft in die Wandgrenzschicht untersucht (1 Sekundärlufteindüsungsschlitz). Im letzten Abschnitt folgt die Beschreibung der Ergebnisse bei Kombination der Sekundärlufteindüsung mit der optimierten Schlitzhinterkanteneindüsung und des Einflusses eines zweiten Sekundärlufteindüsungsschlitzes auf die Rückschlagsneigung.

7.1 Axiale Brennstoffeindüsung

Als erstes wird der Einfluss der axialen Eindüsung von Brennstoff in das Strömungsfeld untersucht. Dazu wurden verschiedene Verhältnisse aus axialer Brennstoffeindüsung und Schlitzhinterkanteneindüsung (HK) untersucht. Ziel ist dabei, die Rückströmzone in der Brennkammer stromab zu verschieben bzw. vollständig zu eliminieren und somit das Rückschlagsverhalten bezüglich CIVB zu optimieren. Dazu wird Konfiguration *K4* ohne Diffusor untersucht, für die zuvor CIVB als Initiator des Rückschlags ausgemacht wurde.

Grundlage dieser Arbeiten sind die Wasserkanaluntersuchungen von Sangl [85], die sowohl für das Strömungsfeld als auch für die Mischung vielversprechende Ergebnisse liefern. Tabelle 7.1 gibt einen Überblick über die Konfigurationen aus den Wasserkanalversuchen, die im Folgenden mit den Ver-

Nr.	$\dot{m}_{ax,BS}/\dot{m}_{ges,BS}$	Anzahl HK	$\dot{V}_{BS}/\dot{V}_{ges}$
1c	100%	0	10%
10c	0%	4	10%
11c	0%	2	10%
12c	25%	4	10%
13c	25%	2	10%
14c	50%	4	10%
15c	50%	2	10%
16c	75%	4	10%
17c	75%	2	10%

Tabelle 7.1: Konfigurationen am Wasserkanal, deren Pendant am Verbrennungsprüfstand untersucht wurde [85].

brennungsversuchen verglichen werden. Die Nummerierung wurde hierbei aus der Arbeit Sangl [85] übernommen, um Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Die Konfigurationen 12-17c zeichnen sich durch Strömungsfelder aus, die ein verzögertes Wirbelaufplatzen aufweisen bzw. freistrahllähnliche Bedingungen ohne Rückströmzone erzeugen. Bei all diesen Konfigurationen beträgt der Brennstoffvolumenstrom im Wasserkanal 10% des Gesamtvolumenstroms, damit ein ausreichender axialer Impuls erzeugt werden kann. Der Durchmesser der axialen Düse am Wasserkanal wurde halb so groß wie der axiale Lufteintrittsdurchmesser des Drallerzeugers gewählt. Um eine zu fette Kernströmung zu vermeiden und gleichmäßige Mischungsprofile am Brenneraustritt zu gewährleisten, die auf niedrige Emissionen schließen lassen, wurde bei den Wasserkanalversuchen für die Konfigurationen 10-17c nur die obere Hälfte der Eindüsungslöcher an der Schlitzhinterkante benutzt. Deshalb sind in den Vergleichsversuchen am Verbrennungsprüfstand an jedem Schlitz nur die sieben dem Drallerzeugeraustritt zugewandten Brennstoffbohrungen an den Schlitzhinterkanten geöffnet (HK^{7/13}). Tabelle 7.2 zeigt den Impulsvergleich der Hinterkanteneindüsung im Wasserkanal und am Verbrennungsprüfstand bei nur sieben geöffneten Brennstoffbohrungen pro Schlitz und reiner Eindüsung des Brennstoffs durch eben diese Bohrungen. Dabei ist $\dot{I}_{HK}/\dot{I}_{ges}$ das Verhältnis aus dem Brennstoffimpuls durch die Brennstoffbohrungen und dem Gesamtimpuls der Hauptströmung am Brenneraustritt. Der Unterschied ist markant und folgt aus den in Abschnitt 3.1.1.2 beschriebenen

Prüfstand	$\dot{I}_{HK} / \dot{I}_{ges}$
WV	78.5%
VV	5.61%

Tabelle 7.2: Impulsvergleich der Hinterkanteneindüsung am Wasserkanal (WK) und Verbrennungsversuch (VV) (WV: $\dot{V}_{BS} / \dot{V}_{ges} = 10\%$ / VV: $T_{ad} = 1800\text{K}$).

Unterschieden bei der Auslegung der Brennstoffbohrungen. Es wurde allerdings in den Wasserkanaluntersuchungen gezeigt, dass der axiale Brennstoffimpuls der dominante Faktor zur Beeinflussung der Mischung und des Strömungsfelds ist, weshalb dieser in der Folge als Vergleichsparameter zwischen den Wasserkanal- und Verbrennungsexperimenten dient.

7.1.1 Mischung und NO_x -Modellierung

Zum Vergleich der Mischungsdaten aus Wasserkanal- und Verbrennungsversuchen, werden die Mischungs-PDFs der Arbeit Sangl [85] in NO_x -Werte umgerechnet. Die hierzu entwickelte Umrechnungsprozedur wird in diesem Abschnitt beschrieben. Dazu müssen die Mischungskonzentrationen aus dem Wasserkanal zunächst in ihr Pendant am Verbrennungsprüfstand umgerechnet werden. Hierzu wird $\dot{V}_{BS,VV} / \dot{V}_{ges,VV}$ aus Gleichung (7.1) bei der adiabaten Flammentemperatur der Vergleichsmessungen am Verbrennungsversuch von $T_{ad} = 1800\text{K}$ bestimmt und der Mittelwert $\dot{V}_{BS,WV} / \dot{V}_{ges,WV} = 10\%$ aus den Wasserkanalversuchen übernommen, um den Faktor κ zu bestimmen:

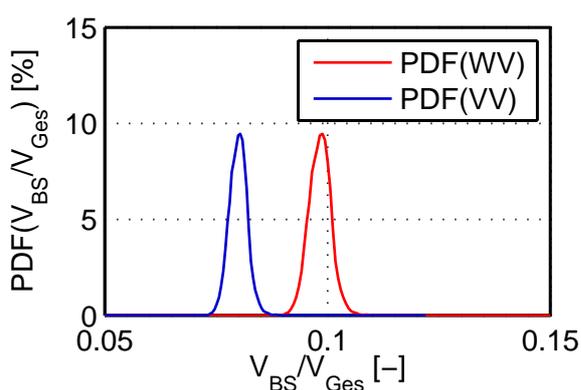
$$\frac{\dot{V}_{BS,VV}}{\dot{V}_{ges,VV}} = \kappa \cdot \frac{\dot{V}_{BS,WV}}{\dot{V}_{ges,WV}}. \quad (7.1)$$

Ist dieser Faktor bekannt, kann aus einem beliebigen Verhältnis von Brennstoffvolumenstrom zum Gesamtvolumenstrom im Wasserkanal das Äquivalent im Verbrennungsfall berechnet und somit auf eine äquivalente Luftzahl λ geschlossen werden. Hiermit lassen sich die Mischungs-PDFs der Wasserkanaluntersuchungen in PDFs für die Luftzahl umrechnen. In einem letzten Schritt müssen diese noch nach Gleichung (7.2) in globale NO_x -Werte umgerechnet werden [66].

$$\text{NO}_x = \frac{\int_0^\infty \text{NO}_x(\lambda) \cdot \text{PDF}(\lambda) d\lambda}{\int_0^\infty \text{PDF}(\lambda) d\lambda} \quad (7.2)$$

Die Funktion $\text{NO}_x(\lambda)$ wird dabei aus den bereits in Abbildung 5.18 eingeführten Chemkin-Rechnungen mit dem GRI3.0-Mechanismus abgeleitet, welche mittels Messungen am Verbrennungsprüfstand in Abschnitt 5.3 validiert wurden.

Abbildung 7.1 zeigt zusammenfassend an einem Beispiel das Vorgehen bei der Berechnung der NO_x -Emissionen aus den Mischungs-PDFs der Wasserkanalversuche. Im ersten Schritt (Abbildung 7.1a) wird die Verteilung des Brennstoffmischungsbruchs aus den Wasserkanaluntersuchungen durch Anwendung von Gleichung (7.1) in ein Äquivalent für den Verbrennungsversuch umgerechnet. Die Mischungsbrüche werden dann in einem zweiten Schritt in eine PDF der Luftzahl umgerechnet (Abbildung 7.1b), bevor durch Anwendung der Gleichung (7.2) im letzten Schritt die NO_x -Emissionen bestimmt werden (Abbildung 7.1c).



(a) Umrechnung PDF(WV) in PDF(VV)

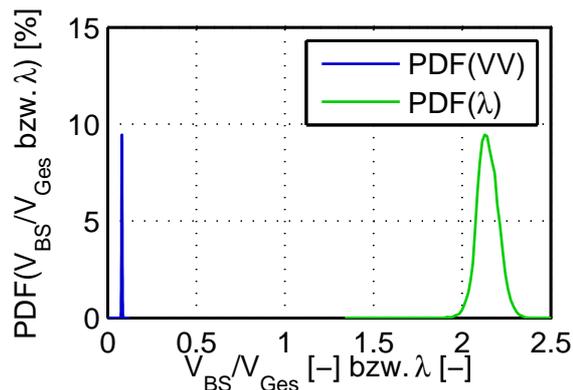
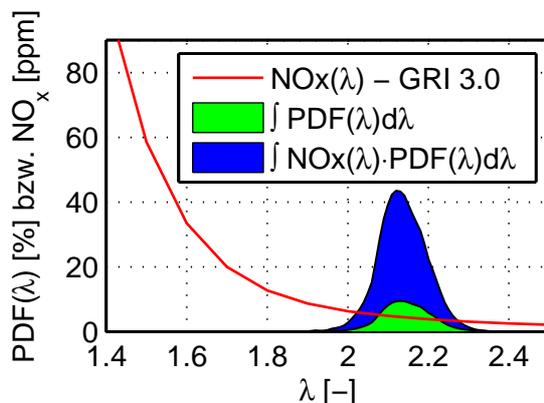
(b) Umrechnung PDF(VV) in PDF(λ)(c) Berechnung der NO_x -Emissionen

Abbildung 7.1: Zusammenfassung der Einzelschritte zur NO_x -Modellierung.

Da für dieses Vorgehen eine globale PDF der Brennstoffkonzentrationen aus den Wasserkanalversuchen vorhanden sein muss, die die zeitlichen Konzentrationsschwankungen an der gesamten Austrittsfläche abbildet, muss die Methode erweitert werden, um aus den vorhandenen zeitlichen PDFs an fünf verschiedenen Orten am Austritt auf die globalen NO_x -Emissionen schließen zu können. Hierzu wurde wie in Abbildung 7.2 dargestellt die Austrittsfläche in fünf Bereiche unterteilt und für jeden Bereich anhand der an der roten gestrichelten Linie vorhandenen PDF der Brennstoffkonzentration nach der vorgestellten Methode ein NO_x -Wert berechnet.

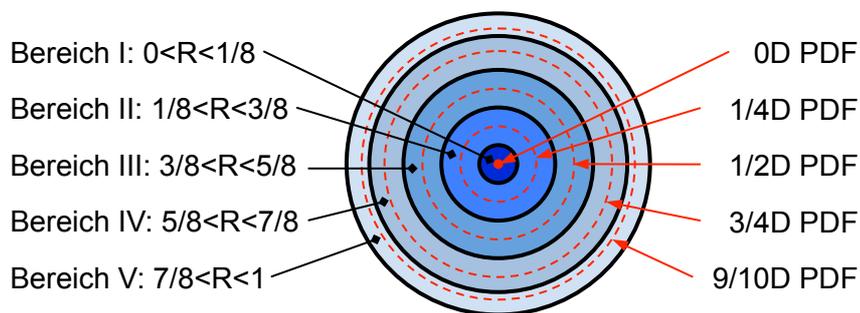


Abbildung 7.2: Einteilung des Brenneraustritts in fünf Bereiche mit bekannter zeitlicher PDF aus Wasserkanalversuchen.

Aus den errechneten NO_x -Werten der Einzelbereiche wurde anschließend ein globaler NO_x -Wert bestimmt, indem die Einzelwerte $\text{NO}_{x,k}$ volumenstromgewichtet aufaddiert wurden:

$$\text{NO}_{x,ges} = \sum_{k=1}^V \text{NO}_{x,k} \cdot \frac{\dot{V}_{k,WV}}{\dot{V}_{ges,WV}}. \quad (7.3)$$

Der jeweilige Volumenstrom $\dot{V}_{k,WV}$ wird dabei aus der Fläche und den gemittelten Geschwindigkeiten im jeweiligen Bereich berechnet.

7.1.2 Emissionsmessungen und NO_x -Vergleich

Zum Vergleich der für die Wasserkanaldaten berechneten NO_x -Werte mit den Verbrennungsdaten, muss die axiale Düse für die Verbrennungsversuche entsprechend ausgelegt werden. Dabei wird jeweils der axiale Brennstoffimpuls \dot{I}_{ax} mit dem Gesamtimpuls der Strömung am Brenneraustritt \dot{I}_{ges} verglichen und zwischen den Wasserkanal- und Verbrennungsversuchsreihen gleichge-

setzt. Es wird von einer Eindüsung des gesamten Brennstoffs durch die axiale Düse ausgegangen.

$$\frac{\dot{I}_{ax,WV}}{\dot{I}_{ges,WV}} = \frac{\dot{I}_{ax,VV}}{\dot{I}_{ges,VV}} \quad (7.4)$$

$$\Rightarrow \text{WV: } \frac{\dot{I}_{ax,WV}}{\dot{I}_{ges,WV}} = \frac{\dot{m}_{ax,WV} \cdot u_{ax,WV}}{\dot{m}_{ges,WV} \cdot u_{ges,WV}} = \left(\frac{\dot{V}_{ax,WV}}{\dot{V}_{ges,WV}} \right)^2 \cdot \left(\frac{D_{ges,WV}}{D_{BS,WV}} \right)^2 \quad (7.5)$$

$$\Rightarrow \text{VV: } \frac{\dot{I}_{ax,VV}}{\dot{I}_{ges,VV}} = \frac{\dot{m}_{ax,VV} \cdot u_{ax,VV}}{\dot{m}_{ges,VV} \cdot u_{ges,VV}} = \left(\frac{\dot{V}_{ax,VV}}{\dot{V}_{ges,VV}} \right)^2 \cdot \left(\frac{D_{ges,VV}}{D_{BS,VV}} \right)^2 \cdot \frac{\rho_{ges,VV}}{\rho_{BS,VV}} \quad (7.6)$$

Werden Gleichung (7.5) und (7.6) in Gleichung (7.4) eingesetzt und diese nach dem Durchmesser der axialen Düse $D_{BS,VV}$ aufgelöst, so folgt:

$$D_{BS,VV} = \sqrt{\left(\frac{\dot{V}_{ax,WV}}{\dot{V}_{ges,WV}} \right)^2 \cdot \frac{\rho_{BS,WV}}{\rho_{ges,WV}} \cdot D_{BS,WV}^2 \cdot \left(\frac{\dot{V}_{ges,WV}}{\dot{V}_{ax,WV}} \right)^2} \quad (7.7)$$

Mit diesem Durchmesser der axialen Düse lässt sich im Verbrennungsprüfstand dasselbe Impulsverhältnis herstellen wie in den Wasserkanalversuchen. Hierbei wird $\dot{V}_{ax,VV}/\dot{V}_{ges,VV}$ wiederum bei der adiabaten Flammentemperatur von $T_{ad}=1800$ K bestimmt und der Mittelwert $\dot{V}_{BS,WV}/\dot{V}_{ges,WV}=10\%$ aus den Wasserkanalversuchen übernommen.

In Abbildung 7.3 ist der Vergleich der errechneten NO_x -Emissionen aus den Wasserkanal-Mischungs-PDFs der Wasserkanalkonfigurationen aus Tabelle 7.1 und deren reales Pendant aus den Verbrennungsversuchen dargestellt. Es zeigt sich, dass für diese Konfigurationen bei den sehr hohen Axialimpulsen Emissionen erreicht werden können, die im einstelligen ppm-Bereich liegen und den Werten bei extern vorgemischtem Betrieb sehr ähnlich sind. Des Weiteren zeigt sich, dass die aus den Wasserkanaldaten errechneten Werte den am Verbrennungsprüfstand gemessenen Emissionen sehr ähnlich sind, auch wenn die Verläufe etwas unterschiedliche Trends aufweisen. Der Unterschied zwischen der Eindüsung entlang zwei bzw. vier Schlitzhinterkanten ist dabei am Verbrennungsprüfstand nahezu vernachlässigbar. Bei der Differenz, die sich zwischen den Wasserkanal- und Verbrennungsversuchen bei reiner Eindüsung des Brennstoffs durch die Schlitzhinterkanten ergibt, spielt der höhere Brennstoffimpuls im Wasserkanal eine Rolle. Dort wird

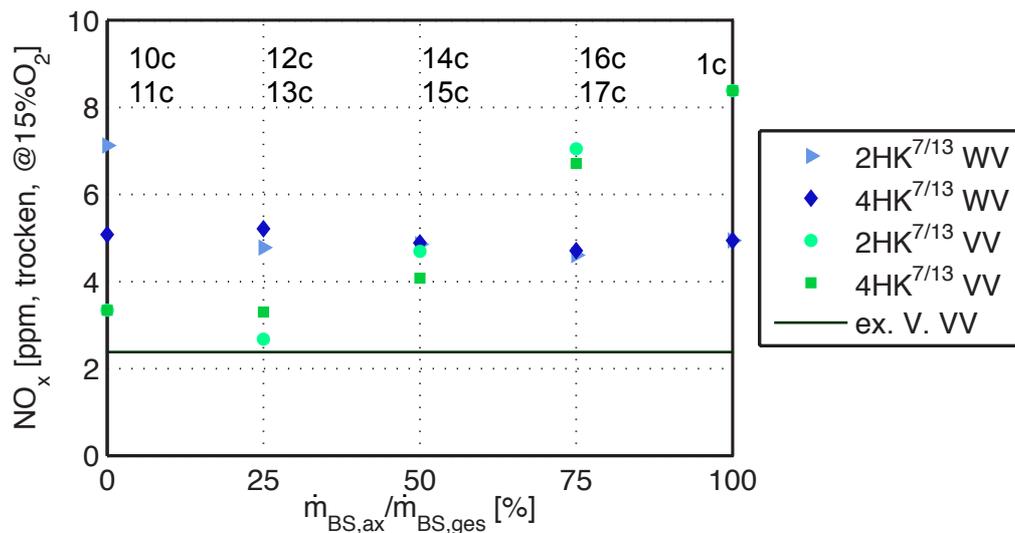


Abbildung 7.3: Vergleich der am Verbrennungsprüfstand gemessenen Emissionsdaten und der aus den Wasserkanal-Mischungs-PDF errechneten NO_x-Werte ($T_{ad}=1800\text{K}$, $P=200\text{kW}$).

der Brennstoff viel stärker in die Außenbereiche des Brenners eingedüst, weshalb eine vollständige Feinmischung bis in das Zentrum des Strömungsfeldes nur noch schwer zu erreichen ist. Dieser Trend zeigt sich auch beim Vergleich der beiden NO_x-Werte für den Wasserkanal. Hierbei ist die Konfiguration mit Brennstoffeindüsung an nur zwei Schlitzhinterkanten schlechter, da der Impuls aufgrund der halben Eindüsungsfäche doppelt so groß ist. Die axiale Eindüsung des Brennstoffs zeigt hingegen am Wasserkanal ein besseres Mischungsprofil als dies am Verbrennungsprüfstand der Fall ist. Dies zu interpretieren ist schwierig, da die Bedingungen für diesen Fall an beiden Versuchsständen sehr ähnlich sind. Prinzipiell liegen die Werte allerdings nahe zusammen, was die Vergleichbarkeit von Wasserkanal- und Verbrennungsversuchen bestätigt.

7.1.3 Rückschlagsmessungen

Die Rückschlagsstabilität des Brenners bei axialer Eindüsung wurde bei konstantem Luftmassenstrom ($\bar{u}_{Luft}=21.6\text{m/s}$) untersucht und das Verhältnis aus axialer und Schlitzhinterkanteneindüsung variiert. Neben den bereits beschriebenen Konfigurationen aus den Wasserkanaluntersuchungen (10c-17c) wurden in dieser Versuchsreihe noch weitere Düsendurchmesser untersucht.

Eine Übersicht über die Impulsverhältnisse gibt dazu Tabelle 7.3. Dabei entspricht die Düse *D1* der zuvor für den Vergleich zu den Wasserkanaldaten ausgelegten Düse, welche bei den durchgeführten Versuchen den höchsten axialen Brennstoffimpuls aufweist. Es wird wiederum der axiale Brennstoffimpuls bei 100% axialer Brennstoffeindüsung zum gesamten Impuls der Hauptströmung am Brenneraustritt verglichen.

Düse	$I_{ax,VV}/I_{ges,VV}$
<i>D1</i>	39%
<i>D2</i>	17.5%
<i>D3</i>	6.3%
<i>D4</i>	1.94%

Tabelle 7.3: Impulsverhältnisse der eingesetzten axialen Brennstoffdüsen.

Die Ergebnisse zu den Rückschlägen sind in Abbildung 7.4 dargestellt. Bei den Versuchen mit den Düsen *D2* bis *D4* sind jeweils die gesamten 13 Brennstoffbohrungen an allen vier Schlitzhinterkanten offen. Nur bei den Konfigurationen mit Düse *D1* sind zur besseren Vergleichbarkeit mit den Daten aus den Wasserkanalversuchen wie zuvor jeweils nur die sieben oberen Löcher geöffnet. Es wird deutlich, dass die Eindüsung des Brennstoffs auf der Achse nur

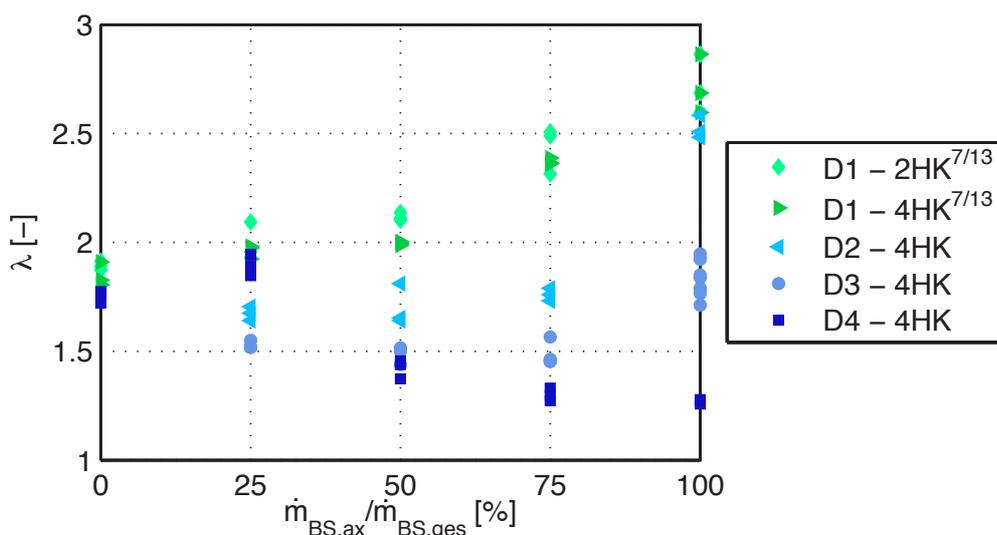


Abbildung 7.4: Vergleich der Rückschlagsdaten bei unterschiedlichen Axialimpulsen und Eindüsungsverhältnissen ($\bar{u}_{Luft} = 21.6 \text{ m/s}$).

bei geringen axialen Impulsen eine Verbesserung bewirkt. Bei der Interpretation der Ergebnisse sind zwei sich überlagernde Effekte zu berücksichtigen [86]. Es muss sowohl der erhöhte Brennstoffimpuls und dessen Einfluss auf das Strömungsfeld als auch die Veränderung des Mischungsprofils beachtet werden. Deutlich wird dies für die Düse *D4*, die den geringsten axialen Brennstoffimpuls erzeugt. Bei 25% Brennstoffmassenstrom durch die axiale Düse ist der Axialimpuls in der Strömung verglichen mit der reinen Hinterkanteneindüsung erhöht, was im Prinzip eine Verbesserung des Rückschlagverhaltens bewirken sollte. Allerdings verschlechtert sich damit auch die Mischung, was zu mehr Brennstoff im Kern und damit effektiv zu einer Verschlechterung des Rückschlagverhaltens führt. Wird der Anteil an axial zugeführtem Brennstoff weiter erhöht, so überwiegt der Einfluss des axialen Impulses, weshalb sich das Rückschlagsverhalten verbessert. Dies gilt allerdings nur in engen Grenzen, wie die Düse *D3* zeigt. Wird in diesem Fall das axiale Eindüsungsverhältnis erhöht, verschlechtert sich das Rückschlagsverhalten (*D3*, $\dot{m}_{BS,ax}/\dot{m}_{BS,ges}=100\%$). Dies hängt mit der verbesserten makroskopischen Mischung zusammen, die von der erhöhten Scherung zwischen axialer Brennstoffströmung und der Luftströmung im Brenner herrührt. Der erhöhte Brennstofftransport in die Außenbereiche des Mischrohrs führt zu hohen Brennstoffkonzentrationen im Wandbereich und somit zu hohen Flammengeschwindigkeiten, die ein Propagieren der Flamme gegen die Hauptströmung in diesem Bereich ermöglichen, wie Abbildung 7.5 zeigt.

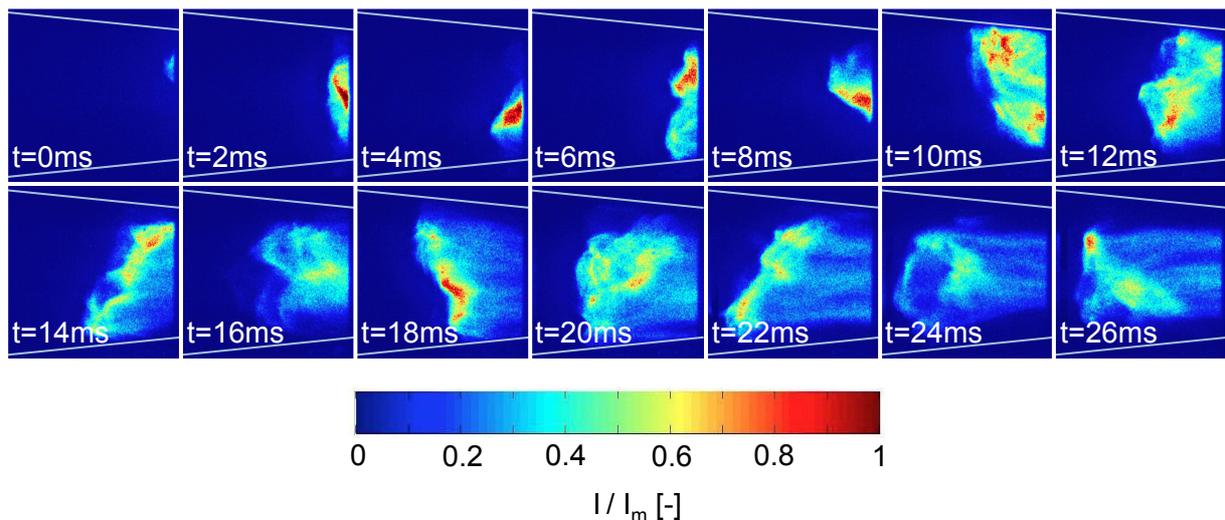


Abbildung 7.5: OH^{*}-Chemilumineszenz (tiefenintegriert) während eines Rückschlags mit Düse *D3* (*K4* ohne Dif, $\dot{m}_{BS,ax}/\dot{m}_{BS,ges}=100\%$, $\bar{u}_{Luft}=21.6\text{m/s}$).

Die Flamme dringt dabei im Außenbereich des Mischrohraustritts in die Mischstrecke ein und propagiert dann entlang der brennstoffreichen Bereiche stromauf. Je weiter die Flamme stromauf in das Mischrohr propagiert, desto mehr zieht sie in das Zentrum der Strömung, da aufgrund ungenügendem radialem Brennstofftransport in diesen Bereichen die Strömung besonders brennstoffreich ist.

Der Einfluss des Axialimpulses auf den radialen Transport des Brennstoffs von der Brennerachse hin zu höheren Radien lässt sich auch anhand der gemittelten OH^* -Chemilumineszenz in Abbildung 7.6 zeigen.

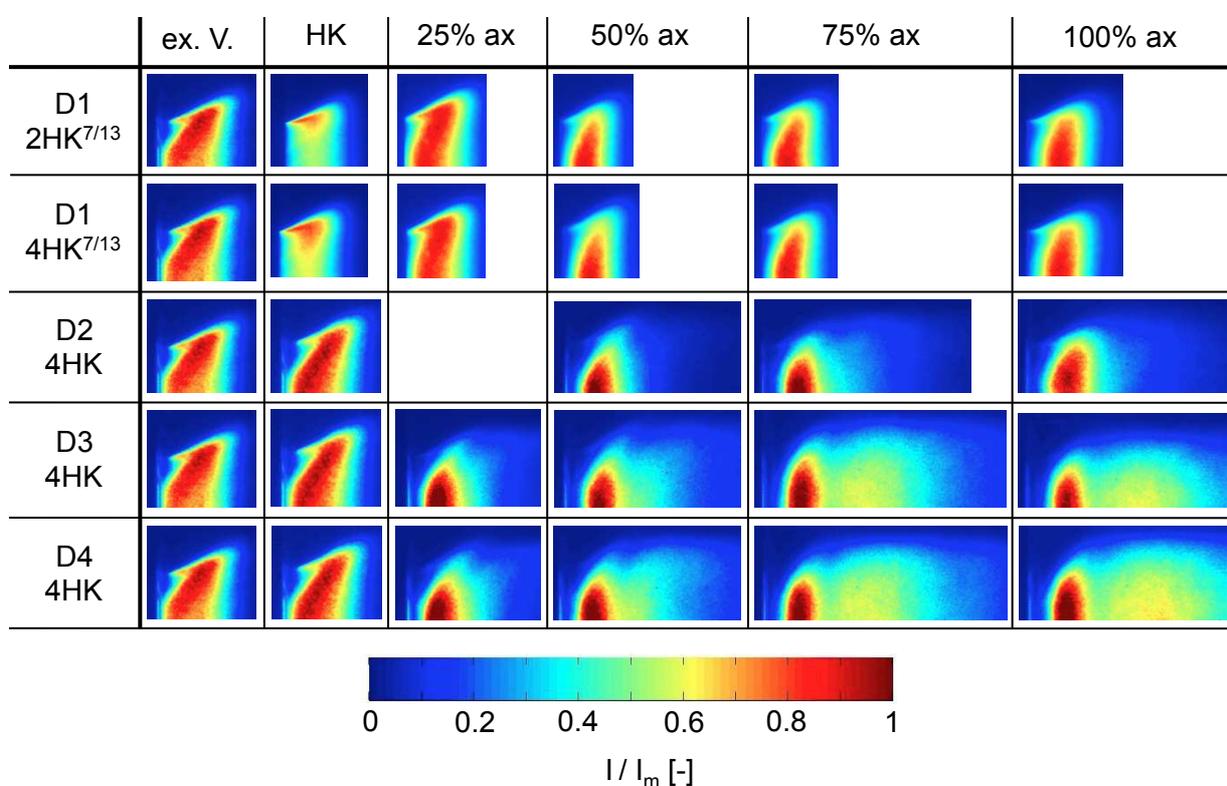


Abbildung 7.6: OH^* -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) bei unterschiedlichen Düsen und Eindüsungsverhältnissen ($T_{ad}=1800\text{K}$, $P=200\text{kW}$).

Für die zwei Düsen $D3$ und $D4$ führt der niedrige axiale Impuls zu einer Konzentration des Brennstoffs im Zentrum. Bei Eintritt in die Brennkammer führt dies zu Brennstoffüberschuss bei der Verbrennung ($\lambda < 1$), was einen langen Schweif der Flamme zur Folge hat. Dies ist ein klares Indiz dafür, dass die Verbrennung hier lokal bei sehr niedrigen Luftzahlen und hohen Temperaturen stattfindet, was zu den hohen NO_x -Emissionen für diese Konfiguratio-

nen führt. Abbildung 7.7 zeigt die Ergebnisse der NO_x -Messungen für alle getesteten axialen Eindüsungskonfigurationen. Bei den Düsen $D1$ und $D2$ ist der Schweif in Abbildung 7.6 nicht mehr zu sehen, was ein Indiz dafür ist, dass Brennstoff und Luft bereits bei Eintritt in die Brennkammer über den Radius gut genug vermischt sind, um dort direkt zu reagieren. Speziell in den 100%-Fällen wird der verstärkte radiale Transport des Brennstoffs bei hohem Axialimpuls nochmals deutlich. Die Flamme stabilisiert sich in diesen Fällen auch in der äußeren Scherschicht, was den Rückschluss auf Brennstofftransport zu höheren Radien zulässt. Die verbesserte Mischung bei diesen Düsen mit hohem Impuls hat deutliche Auswirkungen auf die NO_x -Emissionen, die dadurch erheblich reduziert werden.

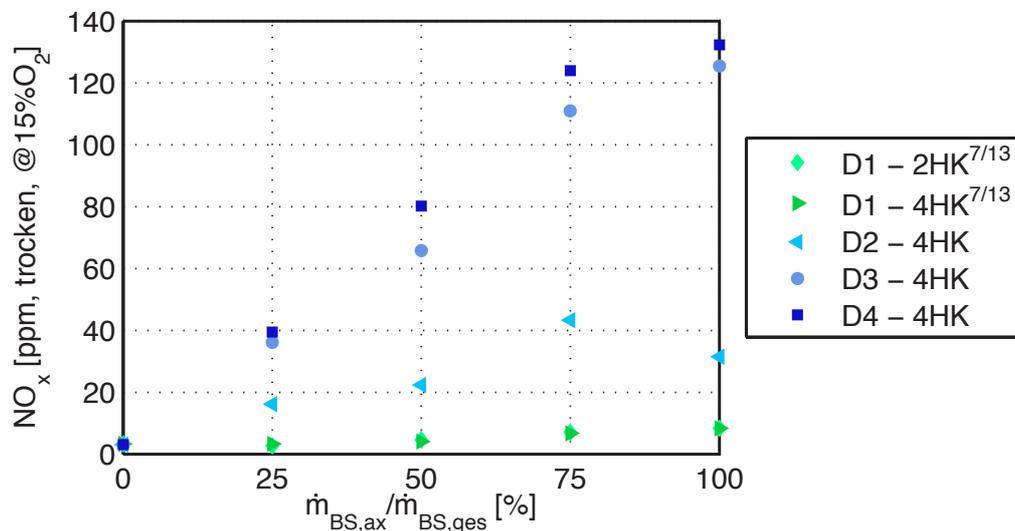


Abbildung 7.7: Vergleich der NO_x -Emissionen bei unterschiedlichen Axialimpulsen und Eindüsungsverhältnissen ($T_{ad}=1800\text{K}$, $P=200\text{kW}$).

Es wird deutlich, dass nur bei den sehr hohen axialen Impulsen der vielversprechenden Wasserkanalkonfigurationen (12-17c) mit Düse $D1$ ausreichend Feinmischung stattfindet und somit NO_x -Emissionen sichergestellt werden können, die die gleiche Größenordnung wie die der Eindüsung entlang der Schlitzhinterkanten erreichen. Bezüglich der Rückschlagsstabilität haben diese hohen axialen Brennstoffimpulse aber eine negative Wirkung. Neben den hohen Brennstoffkonzentrationen auf hohen Radien (sinkende Sicherheit gegen Rückschlag durch die Wandgrenzschicht), die sich dadurch ergeben, wirkt sich wie bereits in Abbildung 6.16 dargestellt auch die Erhöhung des Axialimpulses im Kern der Strömung nur begrenzt positiv auf das Strömungsfeld

und damit das Rückschlagsverhalten aus. Die Strömung im Kern des Brenners wird beschleunigt und es kommt zur gewünschten Vermeidung von Rückschlag durch CIVB, allerdings fällt dadurch die Strömungsgeschwindigkeit im Außenbereich der Strömung, sodass die Betriebssicherheit aufgrund von Rückschlag durch die Wandgrenzschicht insgesamt sinkt. Dies bedeutet, dass sich die axiale Brennstoffeindüsung sowohl auf Emissionen als auch auf das Rückschlagsverhalten negativ auswirkt.

7.1.4 Zwischenfazit

In den vorherigen Abschnitten wurde der Einfluss der axialen Eindüsung von Brennstoff auf Rückschlagssicherheit und Mischung untersucht.

Festzuhalten ist:

- Durch die Umrechnung der Wasserkanalmischungsdaten konnten die gemessenen NO_x -Werte der Verbrennungsversuche mit guter Genauigkeit wiedergegeben werden.
- Die Mischung bei sehr hohen axialen Impulsen führt durchaus zu Emissionswerten, die denen im extern vorgemischten Betrieb ähnlich sind.
- Die Rückschlagssicherheit kann bei diesen hohen Impulsen allerdings nicht verbessert werden, da der Kern der Strömung aufgrund hoher Geschwindigkeiten in diesem Bereich zwar gestärkt wird, der Wandbereich dafür allerdings eine Schwächung erfährt. Dies führt zwangsläufig zu Rückschlag durch die Wandgrenzschicht und einer verminderten Rückschlagssicherheit.
- Eine Verbesserung des Rückschlagverhaltens konnte nur bei geringen Impulsen erreicht werden, da hierbei sowohl der Wandbereich abgemagert und der Kern der Strömungsfelds gestärkt wurde, um CIVB vollständig und Rückschlag im wandnahen Bereich in weiten Teilen zu vermeiden. Allerdings wurden hierbei hohe NO_x -Emissionen erzeugt, die auf die ungenügende Mischung zurückgeführt werden können.

7.2 Schlitzhinterkanteneindüsung

Die Ergebnisse aus dem Abschnitt zur axialen Eindüsung, wie auch die Ergebnisse in Kapitel 6, zeigen, dass mit Konfiguration *K4* bereits ein zur Verbrennung von Wasserstoff geeignetes Strömungsfeld erzeugt werden kann und dass Optimierungsmaßnahmen zugunsten einer Rückschlagsart (CIVB bzw. WRS) am Strömungsfeld zwangsläufig eine Verschlechterung des Rückschlagverhaltens bezüglich der jeweils anderen Rückschlagsart bedingen. Aus diesem Grund wird in den folgenden Abschnitten die axiale Eindüsung nicht weiter berücksichtigt und die Eindüsung des Brennstoffs entlang der Schlitzhinterkanten optimiert. Ziel dabei ist es, das Strömungsfeld möglichst nicht zu beeinflussen und durch Abmagerung der Rand- und Kernbereiche der Strömung am Brenneraustritt das Rückschlagsverhalten sowohl gegen CIVB als auch Rückschlag durch die Wandgrenzschicht weiter zu verbessern.

Grundlage dieser Untersuchungen sind die Beobachtungen in Abschnitt 6.1.2, die zeigen, dass das Rückschlagsverhalten der Konfiguration *K4* ohne Diffusor bei Einsatz der Schlitzhinterkanteneindüsung robuster ist als bei vorgemischtem Betrieb. Dies konnte auf die Anordnung der Brennstoffbohrungen zurückgeführt werden. Bei vorgemischtem Betrieb ist der Kern der Strömung brennstoffreicher als bei Schlitzhinterkanteneindüsung, da bei letzterer die Brennstoffbohrungen nicht bis zur Achse des Brenners angebracht werden können. Dies wird durch die Beobachtungen von Sangl et al. [86] zur Mischung (Abbildung 5.6), aber auch zum Strömungsfeld gestützt. Der dort für diesen Brenner als charakteristisch festgestellte breite Wirbelkernradius am Brenneraustritt wie auch die möglichst isokinetische Eindüsung des Brennstoffs an der Schlitzhinterkante führen tendenziell zu einer geringeren makroskopischen Vermischung von Brennstoff und Luft. Daraus folgt, dass es durch Optimieren der Eindüsungsstellen möglich sein sollte, einzelne Bereiche der Strömung abzumagern. Das Problem steigender Emissionen bei schlechterer Mischung stellt dabei die Grenze des Auslegungsspielraums dar.

Diese Erkenntnisse führen zu dem Schluss, dass durch Verschließen von Brennstoffbohrungen auf hohen bzw. niedrigen Radien an den Schlitzhinterkanten sich auf einfache Weise der Wandbereich bzw. der Kern der Strömung abmagern lassen sollte, was im Folgenden untersucht wird. Für die Messungen wurde die Konfiguration *K4* mit Diffusor gewählt, da diese Vorteile in

Mehrbrenneranordnungen erwarten lässt. Vor allem zeichnet sich diese Konfiguration aber im Vergleich zur Konfiguration ohne Diffusor durch bessere Rückschlagssicherheit aus (Abbildung 6.15). Die Wahl einer größeren axialen Lufteinlassfläche ist nicht zielführend (z.B. K3), da bei der Konfiguration mit Diffusor bereits Rückschlag durch die Wandgrenzschicht auftritt und somit jede Schwächung der Außenbereiche der Strömung die Rückschlagswahrscheinlichkeit erhöht.

7.2.1 Verschließen der Brennstoffbohrungen

Die Brennstoffbohrungen im Drallerzeuger wurden mit Stiften verschlossen. Um die Stifte wieder entfernen zu können, ragen diese ein Stück weit in die Strömung hinein. Die dadurch verursachte Störung im Strömungsfeld, muss bei der Interpretation der Ergebnisse berücksichtigt werden. Abbildung 7.8 zeigt links den Drallerzeuger mit offenen Bohrungen und rechts mit je drei verschlossenen Bohrungen auf hohen und niedrigen Radien.



Abbildung 7.8: Drallerzeuger mit und ohne verschlossene Brennstoffbohrungen.

Im Folgenden werden die Ergebnisse zu verschiedenen Eindüsenkonfigurationen dargestellt. Tabelle 7.4 gibt eine Übersicht über die untersuchten Konfigurationen. Während der Versuchsreihe wurden anfangs auf hohen Radien ein, dann zwei und dann drei Brennstoffbohrungen verschlossen, bevor aufgrund der gemessenen Daten noch zwei bzw. drei weitere Löcher auf den kleinen Radien geschlossen wurden, um auch den Kern der Strömung abzumagern.

Konfiguration	Beschreibung
a	alle 13 Bohrungen an den 4 HK geöffnet
b	erste Bohrung auf hohem Radius an den 4 HK verschlossen
c	zwei Bohrungen auf hohem Radius an den 4 HK verschlossen
d	drei Bohrungen auf hohem Radius an den 4 HK verschlossen
e	d + zwei Bohrungen in Zentrumsnähe an den 4 HK verschlossen
f	d + drei Bohrungen in Zentrumsnähe an den 4 HK verschlossen

Tabelle 7.4: Getestete HK-Brennstoffeindüsungskonfigurationen.

7.2.2 Messergebnisse

In Abbildung 7.9 sind die gemessenen kritischen Luftzahlen λ bei Rückschlag der verschiedenen Konfigurationen dargestellt. Die Messreihen bei einem bzw. zwei geschlossenen Löchern (b, c) auf hohen Radien führen sowohl bei kleinen als auch bei großen Massenströmen kaum zu einer Verbesserung, manchmal sogar zu einer leichten Verschlechterung. Beim Verschließen von drei Löchern (d) wird das Rückschlagsverhalten deutlich schlechter, was daran liegt, dass sich der Rückschlagstyp ändert. Dies wurde anhand von OH*-Chemilumineszenzaufnahmen während des Rückschlags detektiert. Durch das Abmagern des Außenbereichs bzw. das Anfetten des Kerns wird der Um-

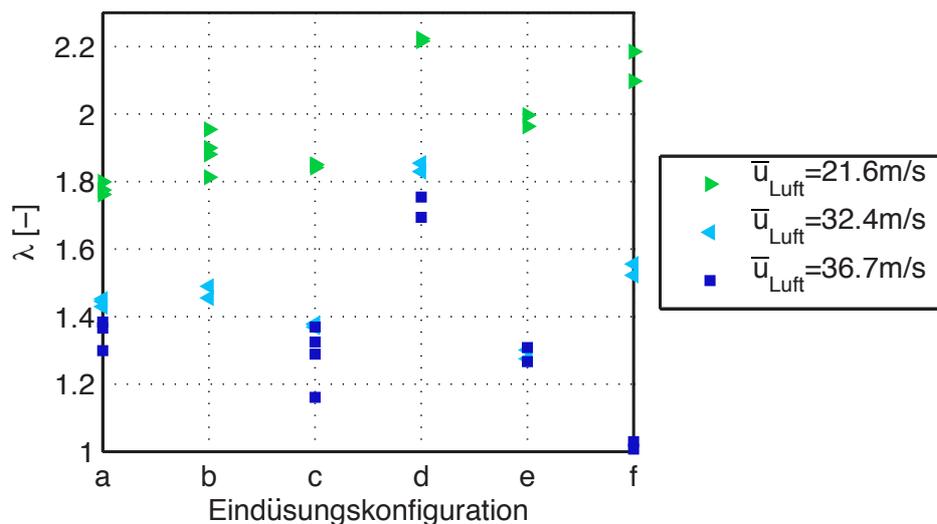


Abbildung 7.9: Rückschlagsdaten unterschiedlicher HK-Eindüsungskonfigurationen bei verschiedenen Luftmassenströmen.

schlag in der Flammenstabilisierung, wie in der Ursprungsconfiguration (a) vor dem Rückschlag durch die Wandgrenzschicht beobachtet, unterdrückt. Wie zuvor für die Konfiguration K4 ohne Diffusor führt dies zum Rückschlag durch das Zentrum, bei dem die Flamme erst im Mischrohr den Weg an die Wand findet. Da aber der Kern verglichen mit der globalen Luftzahl durch die verschlossenen Bohrungen brennstoffreicher ist, kommt es hier zu einer deutlichen Verschlechterung des Rückschlagverhaltens.

Um die Brennstoffkonzentration im Zentrum zu reduzieren, wurden auch Löcher auf den kleinen Radien (zentrumstern) verschlossen (e, f). Dies führt zumindest bei hohen Massenströmen bezüglich des Rückschlagverhaltens zu merklichem Erfolg. Die CIVB-Neigung wird reduziert und der Rückschlag findet wieder nach erfolgtem Umschlag entlang der Wand statt. Da aber 24 der 52 Brennstoffbohrungen verschlossen sind, sorgt der dadurch gestiegene Brennstoffimpuls für eine stärkere Durchmischung und verstärkt den Transport von Brennstoff in die Außenbereiche der Strömung, weshalb es zu keiner merklichen Verbesserung der Rückschlagsneigung im Vergleich zum Normalbetrieb kommt.

Die durchgeführten Modifikationen an der Brennstoffeindüsung haben äußerst geringen Einfluss auf die NO_x -Werte, was sicher auch mit dem erhöhten Impuls aufgrund der geringeren Anzahl offener Brennstoffbohrungen und der damit verbesserten Mischung zusammenhängt. Dies lässt darauf schließen, dass der Brennstoff zwar makroskopisch nicht über den gesamten Brenneraustritt gleichmäßig verteilt, in den sich global unterscheidenden Bereichen aber genügend Feinmischung erreicht wird, um niedrige Emissionen zu gewährleisten.

Der eingeschlagene Weg hat bezüglich Rückschlagsstabilität nicht zum gewünschten Erfolg geführt. Es konnte aber gezeigt werden, dass die Abmagerung einzelner Bereiche durch Variation der Belochung prinzipiell möglich ist. Gerade das Abmagern des Kerns durch Variation der Hinterkanteneindüsung scheint sehr wirksam zu sein. Die OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen, die bei stationärem Betrieb während der NO_x -Messungen gemacht wurden, zeigen ebenfalls deutlich, dass die verschiedenen Injektionskonfigurationen einen deutlichen Einfluss auf die Brennstoffverteilung haben (Abbildung 7.10).

Durch Verschließen der Brennstoffbohrungen auf hohen Radien (b, c, d) wird sowohl in den tiefenintegrierten (oben) als auch in den entabelten Bildern

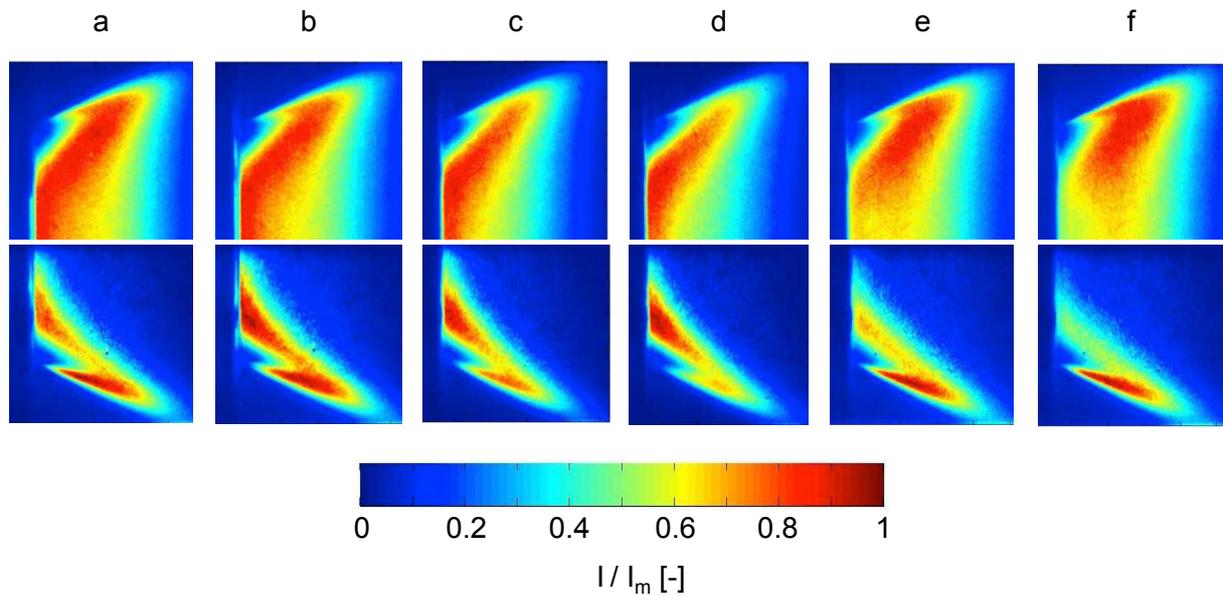


Abbildung 7.10: Entabelte OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen bei verschiedenen Eindüsungsanordnungen im stationären Betrieb ($P=200\text{kW}$, $T_{ad}=1800\text{K}$).

(unten) deutlich, dass in der äußeren Scherschicht weniger Brennstoff ankommt, weshalb die Chemilumineszenzintensität sinkt. Das zusätzliche Verschließen der Reihen auf niedrigen Radien (e, f) führt, wie zuvor aus den Rückschlagsdaten geschlossen, zu einer deutlichen Abmagerung der Innenbereiche des Strömungsfelds. Die Tatsache, dass sich der Kern verglichen mit den Außenbereichen sehr viel besser abmagern lässt, hängt wie in Abschnitt 5.1.1 bereits gezeigt mit der Eindüsung des Brennstoffs von der Schlitzhinterkante nach außen in den Wandbereich zusammen. Somit wird kein Brennstoff in den Kern der Strömung eingedüst. Hinzu kommt die Frischluftzufuhr durch die axiale Öffnung des Brenners genau in diesem Bereich. Im Außenbereich ist hingegen die Abmagerung schwieriger, denn auch auf den großen Radien haben die Brennstoffstrahlen eine nach außen gerichtete Geschwindigkeitskomponente, wenn auch weniger stark als im Zentrum. Dadurch findet Brennstoff trotz verschlossener Brennstoffbohrungen auf hohen Radien seinen Weg an die Wand.

Hier findet sich also noch Optimierungsspielraum. Wird beispielsweise die Anzahl der Brennstoffbohrungen und deren Querschnitt konstant gehalten (gleichbleibender Impuls), die Bohrungen aber etwas in die Mitte der Schlitze verschoben, um den Kern und den Wandbereich abzumagern, kann das zu ei-

ner deutlichen Verbesserung führen, da der Brennstoff durch den geringeren Impuls verglichen mit der Eindüsungskonfiguration (f) nicht mehr so weit in die Wandbereiche gefördert wird. Eine weitere Möglichkeit ist, die hier untersuchte Eindüsung an der Schlitzhinterkante mit der bereits in Maschinenbrennern erprobten Eindüsung von Brennstoff aus der Außenwand zu kombinieren (siehe Abschnitt 2.1 zum EV- und AEV-Brenner). Letztere ist für den Außenbereich sinnvoll und muss bei hohem Brennstoffimpuls erfolgen, um durch das Eindüsen des Brennstoffs in Richtung der Brennerachse den Brennstofftransport in die Wandbereiche zu reduzieren. Die Schlitzhinterkanteneindüsung kommt dabei im Zentrum zum Einsatz, um für eine Abmagerung des Kerns zu sorgen. Begrenzt werden die skizzierten Optimierungsmaßnahmen durch die Schadstoffentstehung aufgrund von Mischungsgradienten. Im untersuchten Bereich konnte aber gezeigt werden, dass die Emissionswerte sehr insensitive auf Änderungen der Belochung reagieren.

7.2.3 Zwischenfazit

In den vorherigen Abschnitten wurden Optimierungsmaßnahmen zur Schlitzhinterkanteneindüsung und ihr Einfluss auf Rückschlagssicherheit und Mischung untersucht.

Festzuhalten ist:

- Die Rückschlagssicherheit konnte mit diesen Maßnahmen allein nicht maßgeblich verbessert werden.
- Allerdings ist das Abmagern einzelner Bereiche der Strömung durch Variation der Hinterkanteneindüsung durchaus möglich und besonders im Kern der Strömung sehr effizient.
- Die Emissionen wurden durch keine der durchgeführten Änderungen maßgeblich verschlechtert, was für eine ausreichende Feinmischung spricht.

7.3 Sekundärlufteindüsung in die Wandgrenzschicht

Im vorherigen Abschnitt konnte durch Variation der Schlitzhinterkanteneindüsung im Wandbereich keine ausreichende Abmagerung erreicht werden. Um die Sicherheit gegen Rückschlag in der Wandgrenzschicht dennoch zu verbessern wird in diesem Abschnitt die direkte Eindüsung von Sekundärluft in die Wandgrenzschicht durch einen Eindüsungsschlitz am Mischrohrende untersucht.

7.3.1 Versuchsaufbau und Ergebnisse

Für den Luftaustritt der Sekundärluft in die Wandgrenzschicht wurde ein Schlitz um den gesamten Umfang gewählt (siehe Abbildung 7.11). Die Sekundärluft wurde dabei vom Gesamtmassenstrom abgezogen, weshalb hohe

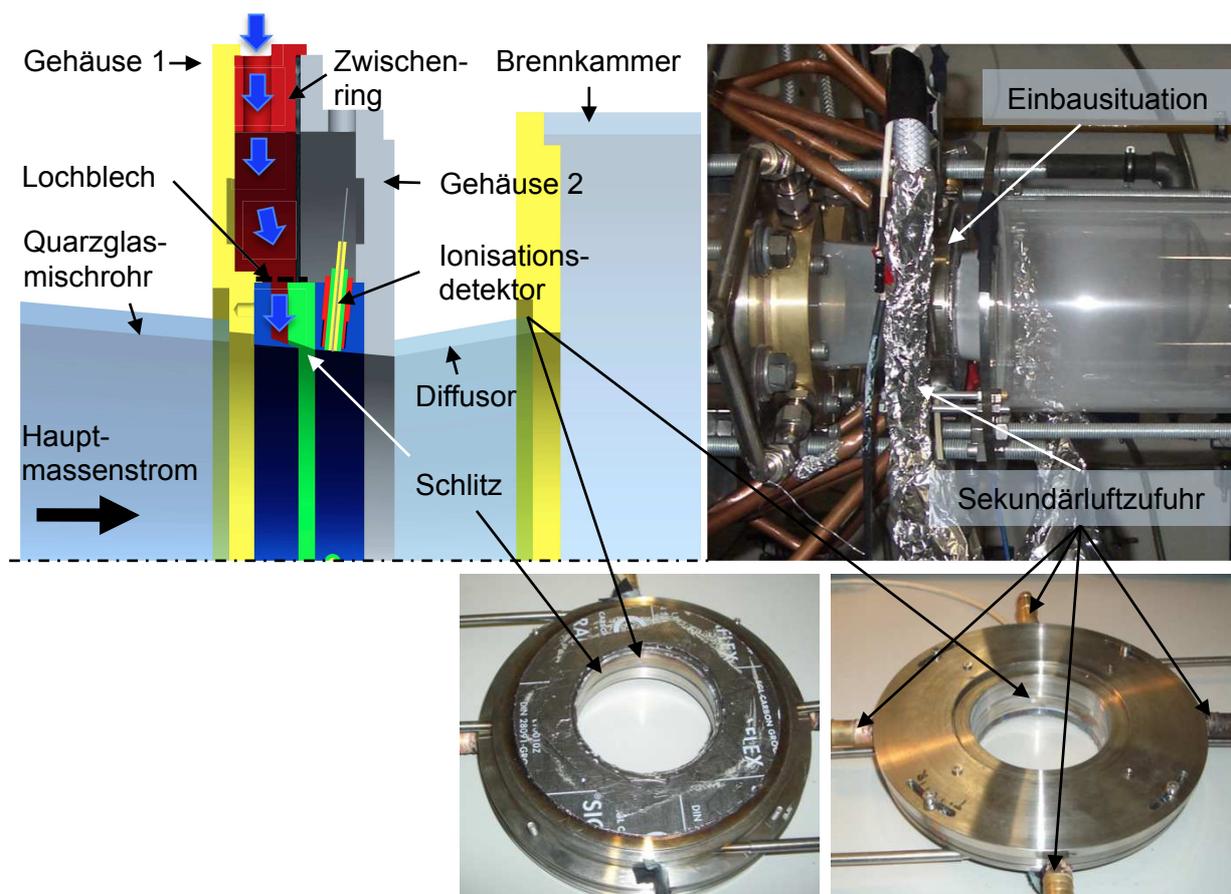


Abbildung 7.11: Aufbau der Versuchsanordnung mit einem Eindüsungsschlitz.

Sekundärluftmassenströme eine Reduzierung des Massenstroms durch den Drallerzeuger zur Folge haben. Die Flammensperre ist zwischen Mischrohr und Brennkammer platziert. Sie besteht aus zwei Gehäuseteilen, in die durch vier Druckluftadapter Luft eingedüst wird. Die Menge der Sekundärluft wird dabei durch Einsatz eines Massenstromreglers (Bronkhorst F-206AI-ABD-44-V) geregelt. Die Luft dringt in den Innenraum der sogenannten Rückschlagsperre ein und wird dort über ein Lochblech homogenisiert, bevor sie durch den in einem Winkel von $\alpha_{sl}=20^\circ$ zur Hauptströmungsrichtung angestellten Schlitz in die Wandgrenzschicht eindringt. Die Schlitzbreite kann dabei über einen Zwischenring eingestellt werden und beträgt bei den vorgestellten Versuchen $d_{sl}=1\text{mm}$. Der Sekundärluftmassenstrom liegt bei diesen Versuchen zwischen 2% und 5% des Gesamtmassenstroms. Neben dem Quarzglasdiffusor wurden zur besseren Charakterisierung der Rückschlagsphänomene vier Ionisationsdetektoren in die Apparatur eingebaut. Die Detektoren entsprechen denen aus Abschnitt 4.2.3 und 6.2.1 und wurden gleichmäßig über den Umfang verteilt. Um den Einfluss der Schlitzhinterkanteneindüsung und den damit einhergehenden Mischungsgradienten zu umgehen, wurden die Versuche dieser Messreihe im extern vorgemischten Betrieb durchgeführt.

In dieser Versuchsanordnung wird eine merkliche Verbesserung der Rückschlagsgrenzen erreicht, wie ein Vergleich der Daten mit und ohne Sekundärlufteindüsung in Abbildung 7.12 deutlich macht. Zwischen den Wer-

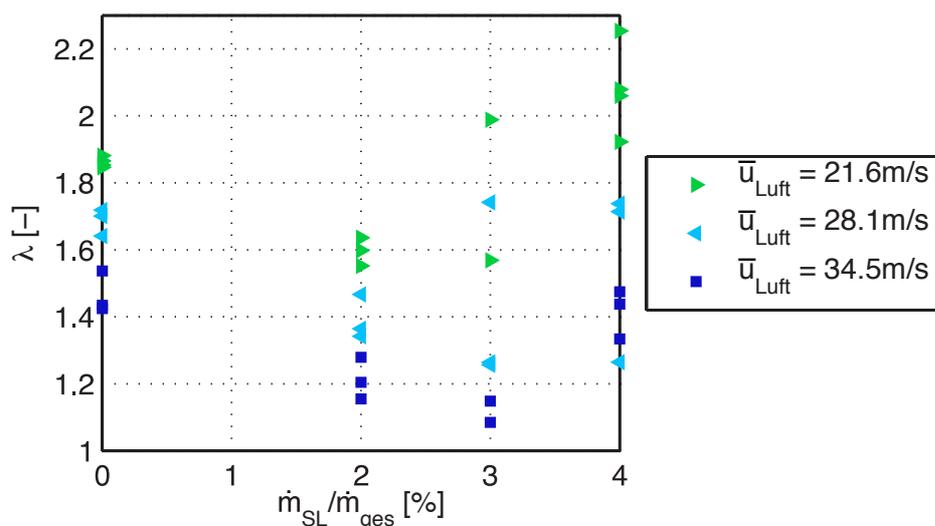


Abbildung 7.12: Kritische Luftzahlen bei unterschiedlichen Sekundärluft- und Hauptmassenströmen.

ten bei 0% Sekundärlufteindüsung und den Werten bei 2% bzw. 3% wird einen Unterschied von $\Delta\lambda=0.3$ bis 0.4 erreicht. Eine weitere Erhöhung auf 4% wirkt sich allerdings negativ auf das Rückschlagsverhalten aus. Dieses auf den ersten Blick unerwartete Verhalten lässt sich mit Hilfe der OH^* -Chemilumineszenzaufnahmen erklären, anhand derer zwei verschiedene Rückschlagsphänomene beobachtet wurden.

7.3.1.1 Rückschlag bei moderaten Sekundärluftmassenströmen

Bei moderaten Sekundärluftmassenströmen (2% bis 3%) läuft der Rückschlag nach dem in Abschnitt 6.2.1 bereits erläuterten Schema ab. Der Umschlag der Flammenstruktur findet aber bei geringeren Luftzahlen statt, da die Wandbereiche insgesamt magerer sind. Stabilisiert sich die Flamme aber nach dem Umschlag an der Diffusorwand, folgt auch hier bei weiterer Luftzahlab senkung Rückschlag durch die Wandgrenzschicht. Abbildung 7.13 zeigt, wie die Flamme nach dem Umschlag in den Brenner propagiert. In dieser Abbildung ist nicht zu erkennen, wie die Flamme über den Luftfilm gelangen kann. Allerdings ist deutlich zu sehen, dass die Flamme nach dem Umschlag nicht direkt

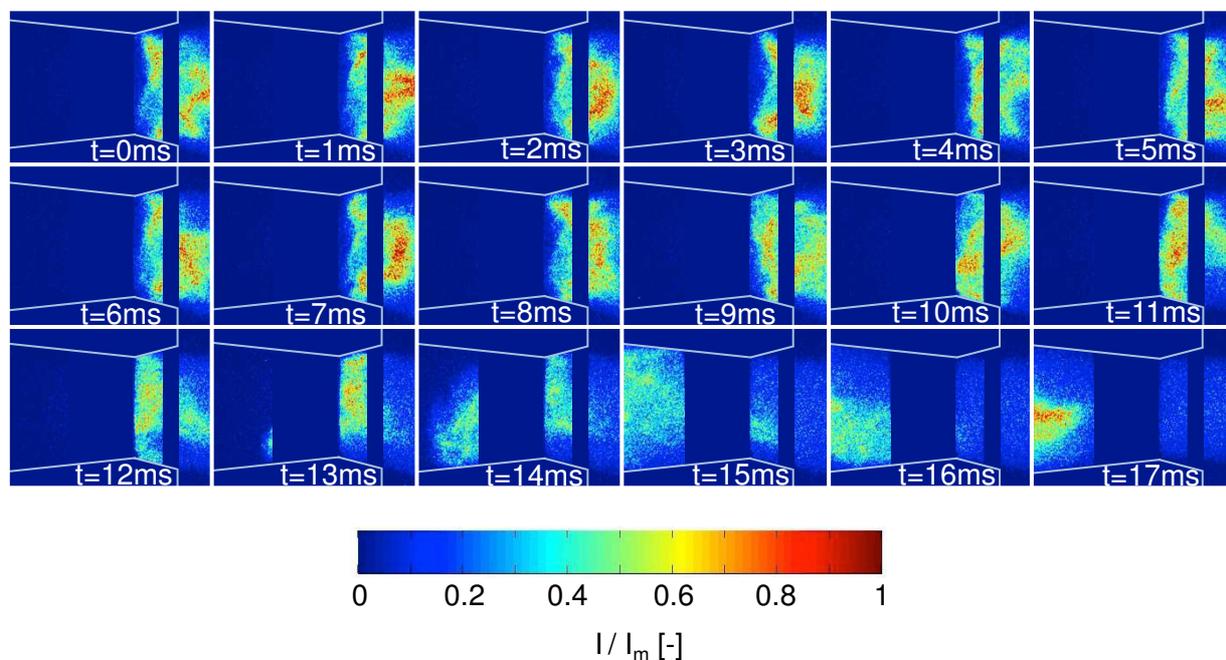


Abbildung 7.13: OH^* -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) bei Rückschlag und 2% Sekundärlufteindüsung ($\bar{u}_{Luft}=34.5\text{m/s}$).

an der Kante, also dem Übergang von Mischrohr zu Diffusor sitzt, sondern durch die Sekundärluft anfangs auf Abstand gehalten wird. Dies war beim Umschlag ohne Sekundärluft nicht der Fall (siehe Abbildung 6.6 und 6.7).

Um den Weg der Flamme über den Film zu charakterisieren, wurden Versuche durchgeführt, bei denen der Sekundärluft während des Rückschlags Seedingpartikel hinzugegeben wurden. Die hierbei entstandenen OH^* -Chemilumineszenz- und Mie-Streuungsaufnahmen in Abbildung 7.14 zeigen das Ergebnis dieser Messungen. Das Graustufenbild entspricht dabei jeweils der planaren Mie-Streuungsaufnahme und das farbige der tiefenintegrierten OH^* -Aufnahme. Es sind nur der Diffusor (helle Linien) und ein Teil der Brennkammer dargestellt. Aufgrund von Reflexionen im Diffusor zeigen die Mie-Streuungsbilder im oberen Teil des Diffusors bessere Ergebnisse als im unteren, wobei auch der untere für die Interpretation der Ergebnisse geeignet ist. Um ein klar sichtbares Mie-Streuungssignal zu erhalten, also genug TiO_2 -Partikel aufzuwirbeln, ist es notwendig, mindestens 4% Sekundärluftmassenstrom zu benutzen. Da bei der Konfiguration *K4* mit Diffusor der Umschlag dadurch verhindert wird, findet CIVB anstatt Rückschlag durch die Wandgrenzschicht statt. Deshalb wurde das axiale Lochblech entfernt, um den Kern der Strömung zu stärken. Mit dieser offenen Konfiguration lässt sich auch noch bei 4% Sekundärluftmassenstrom ein Umschlag erreichen. Diese Konfiguration wurde bis auf diesen Versuch aber nicht weiter verfolgt, da sie zu einer Verschlechterung der Rückschlagsneigung, also bereits bei höheren Luftzahlen zum Rückschlag führt. Prinzipiell sind die Vorgänge beim Um- bzw. Rückschlag für diese Konfiguration die gleichen wie bei Einsatz der Konfiguration *K4* mit Diffusor, wie ein Vergleich der OH^* -Chemilumineszenz zeigt.

Bei Betrachtung speziell der Mie-Streuungsaufnahmen wird deutlich, dass der Sekundärluftfilm im Diffusor während des Rückschlags keine Änderung erfährt, was darauf schließen lässt, dass die Flamme den Film nicht durchdringt, sondern diesen überspringt. Ein Dichtesprung im Seeding aufgrund der Flamme, wie zuvor bei den Rückschlagsuntersuchungen gesehen (z.B. in Abbildung 6.1), ist im Sekundärluftfilm nicht erkennbar. Ob dies allerdings genauso auch für geringere Sekundärluftmassenströme gilt, ist unklar. Um dies weiter zu vertiefen, wurden Versuche mit der Ursprungsconfiguration (*K4* mit Diffusor), mit Sekundärlufteindüsung und Ionisationsdetektoren durchgeführt, allerdings ohne zusätzliche Mie-Streuungsaufnahmen.

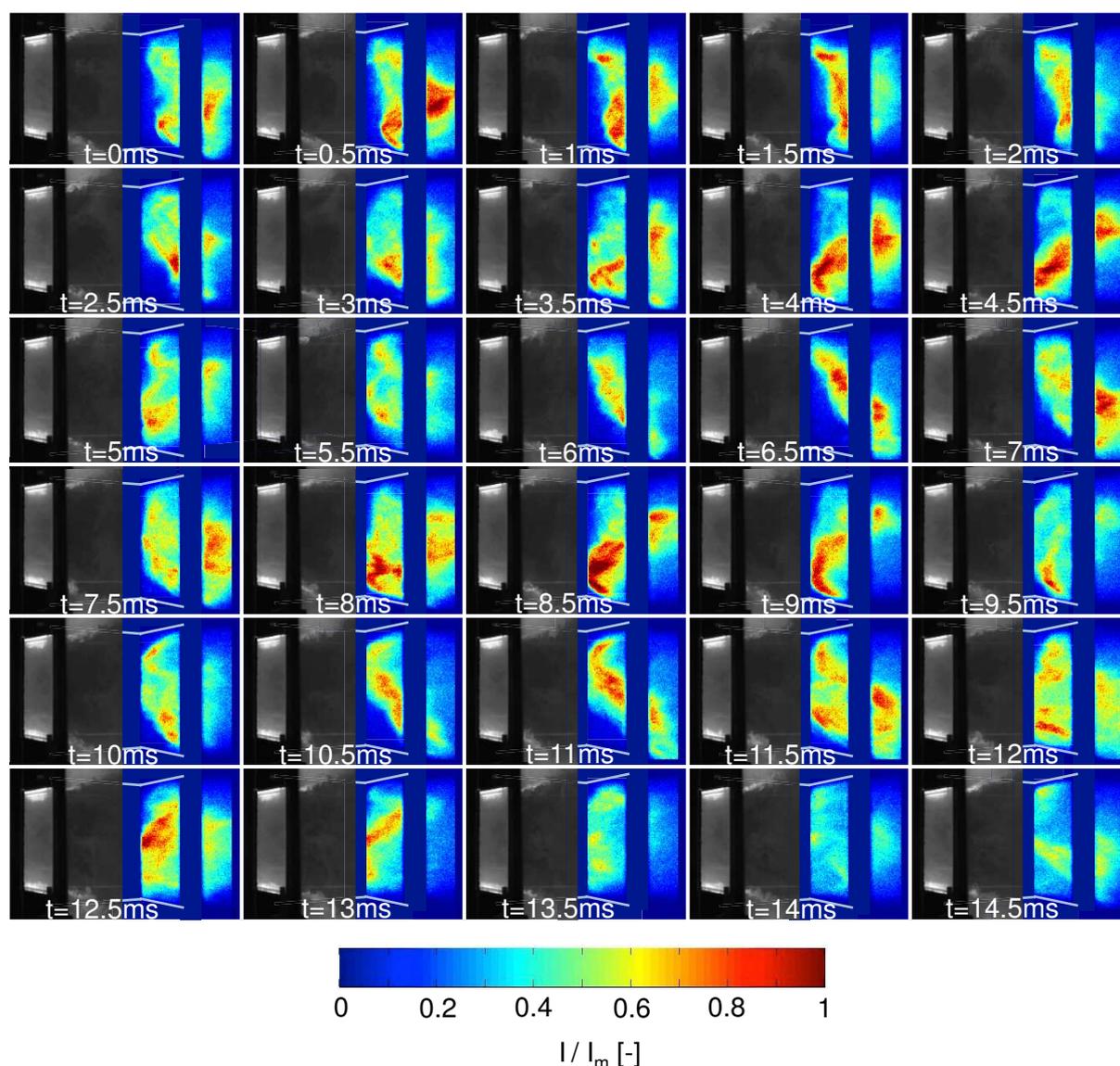


Abbildung 7.14: OH*-Chemilumineszenz (tiefenintegriert) und Mie-Streuung (planar) bei Rückschlag und 4% Sekundärlufteindüsung ($A_f=100\%$, $\bar{u}_{Luf t}=21\text{m/s}$).

In Abbildung 7.15 ist das Ergebnis dieser Untersuchung für 0% (a) und für 2% Sekundärluftmassenstrom (b) dargestellt. Es wurden auch höhere Sekundärluftmassenströme vermessen, wobei das Ergebnis unverändert blieb. Im Fall ohne Sekundärlufteindüsung stimmen zum Flammenrückschlagszeitpunkt die OH*-Aufnahmen und der Signalanstieg der Ionendichte überein. Sobald aber Sekundärluft hinzukommt, führt dies zu einem zeitlichen Verzug. Der Rückschlagszeitpunkt und der Signalanstieg stimmen nicht mehr überein, weil der Sensor zum Rückschlagszeitpunkt nur von Luft umgeben ist.

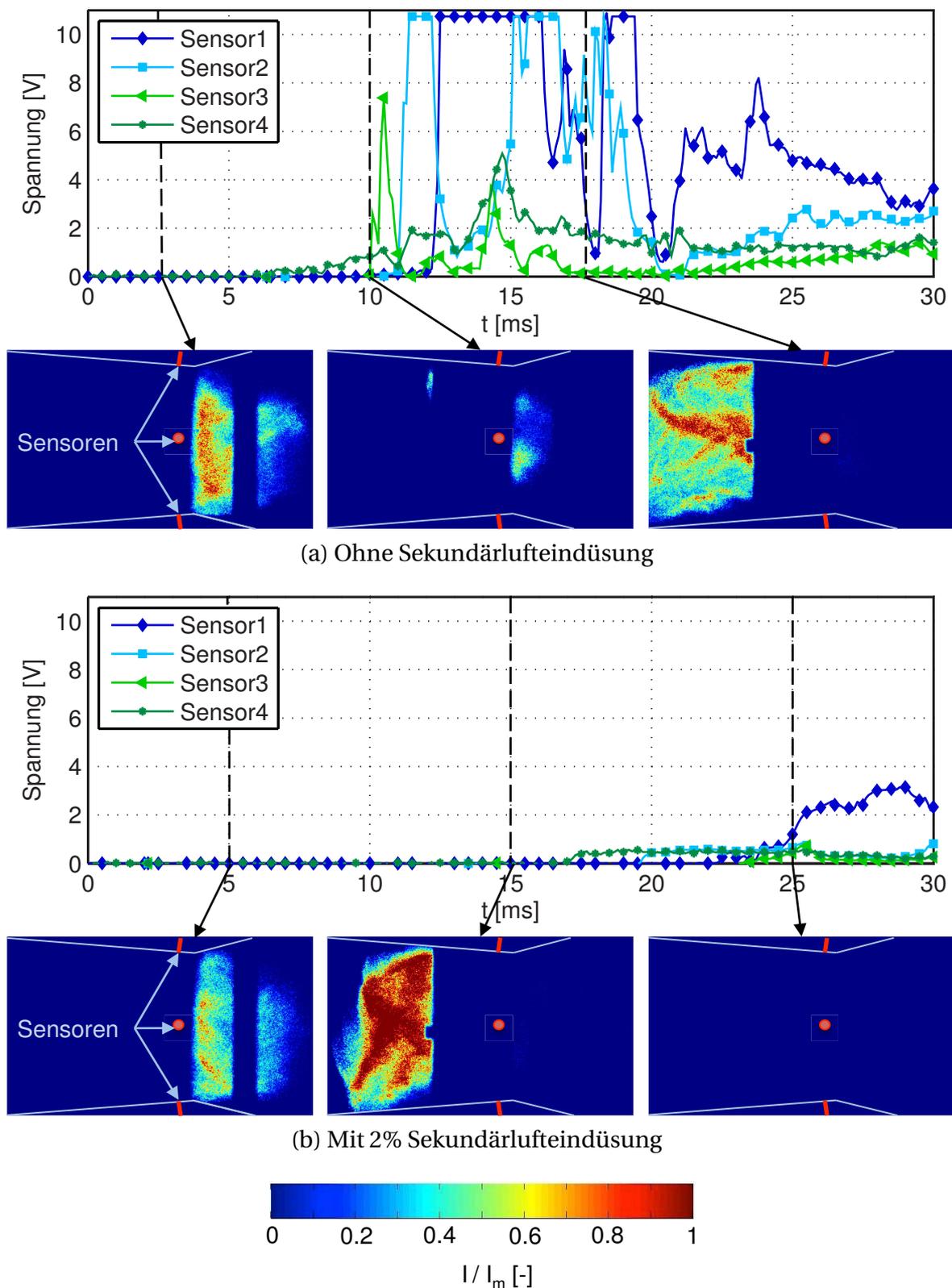


Abbildung 7.15: Einfluss der Sekundärluft auf tiefenintegriertes OH*- und Ionensignal (K4 mit Diffusor, $\bar{u}_{Luft} = 21 \text{ m/s}$).

Die Flamme überspringt also, wie zuvor postuliert, den Film ohne direkte Interaktion mit dem Sensor. Der Nachlauf der Flamme führt zu einem kurzen Anstieg im Signalverlauf, allerdings hat die Flamme zu diesem Zeitpunkt bereits den Sensor passiert.

7.3.1.2 Rückschlag bei hohen Sekundärluftströmen

Wird der Sekundärluftmassenstrom zu hoch gewählt, kommt es zu gleichbleibendem oder gar verschlechtertem Rückschlagsverhalten. Grund dafür ist, dass durch den hohen Luftmassenstrom der Umschlag nicht mehr stattfindet, da im Diffusorwandbereich die Strömung zu mager ist. Abbildung 7.16 zeigt den Verlauf des Rückschlags.

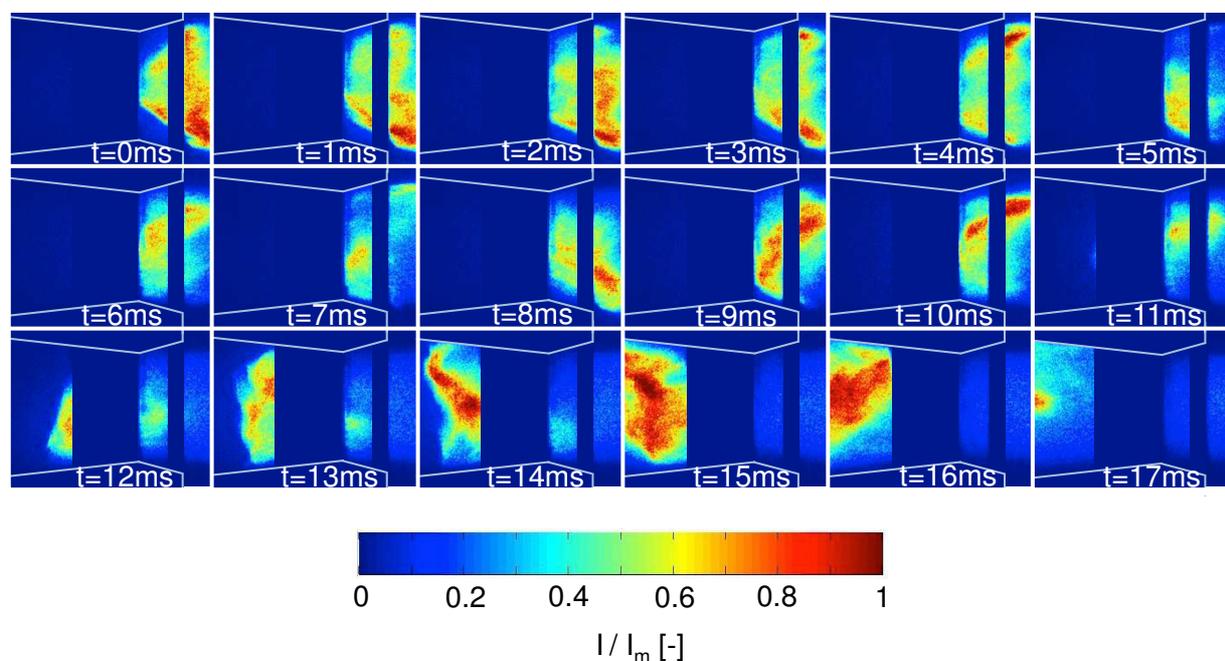


Abbildung 7.16: OH*-Chemilumineszenz (tiefenintegriert) bei Rückschlag und 4% Sekundärlufteindüsung (*K4* mit Diffusor, $\bar{u}_{Luf t}=34.5\text{m/s}$).

Da kein Umschlag stattfindet, bleibt der zuvor beschriebene Effekt der Beschleunigung auf der Achse aus (Abschnitt 6.2.1), was der Flamme frühzeitig die Möglichkeit gibt, dort zu propagieren. Der Verlauf ähnelt dabei dem zuvor für die Konfiguration ohne Diffusor und ohne Lufteindüsung beschriebenen. Die Flamme überspringt die Flammensperre durchs Zentrum und findet dann im Mischrohr Bedingungen vor, die ein Propagieren bis zur Wand ermöglichen. An der Wand angekommen, schlägt die Flamme dort zurück.

7.3.2 Zwischenfazit

In den vorherigen Abschnitten wurden Optimierungsmaßnahmen zur Sekundärlufteindüsung in die Wandgrenzschicht und der Einfluss auf die Rückschlagssicherheit untersucht.

Festzuhalten ist:

- Bei moderaten Sekundärluftmassenströmen findet der Umschlag vor dem Rückschlag statt, die Flamme überspringt die Lufteindüsung in Wandnähe und propagiert dann entlang der Wand zum Drallerzeuger. In diesen Fällen lässt sich das Verhalten bezüglich Rückschlag durch die Wandgrenzschicht mit der Lufteindüsung im Wandbereich erheblich verbessern, da hier die Flamme auf ihrem Propagationsweg behindert wird.
- Wird der Sekundärluftmassenstrom zu hoch gewählt, findet kein Umschlag vor dem Rückschlag statt. Die Flamme dringt im Zentrum in die Mischstrecke ein, propagiert an die Wand und von dort bis zum Drallerzeuger. In diesen Fällen ist die Lufteindüsung im Wandbereich wirkungslos, was zu keiner Verbesserung wenn nicht gar zu einer Verschlechterung des Rückschlagverhaltens führt.

7.4 Kombination aus Sekundärluft- und optimierter Schlitzhinterkanteneindüsung

In den folgenden Untersuchungen werden die beiden bisher vorgestellten Abmagerungskonzepte kombiniert. Dazu werden im achsnahen Bereich an jedem Drallerzeugerschlitze drei Brennstoffbohrungen verschlossen, um den Kern abzumagern (HK^{10/13}). Zur Abmagerung der Strömung im Wandbereich wird zudem Luft in die Wandgrenzschicht eingedüst, wobei neben der Eindüsung der Sekundärluft durch einen einzigen Schlitz auch die Eindüsung an zwei Sekundärluftschlitzen untersucht wird. Die Messungen sind alle bei $\bar{u}_{Luft}=28\text{m/s}$ durchgeführt worden.

7.4.1 Ein Sekundärlufteindüsungsschlitz

In Abbildung 7.17 ist der Vergleich der Rückschlagsdaten mit einfacher Luft-eindüsung im extern vorgemischten Fall (1 SL-Schlitz, ex. V.) mit den Daten bei Abmagerung von Kern und Wand dargestellt (1 SL-Schlitz, HK^{10/13}).

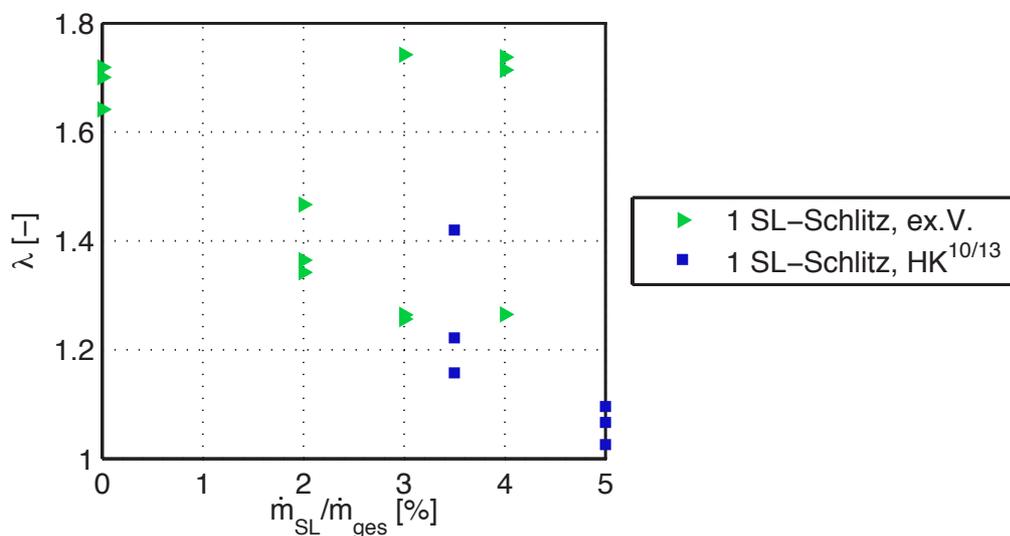


Abbildung 7.17: Rückschlagsdaten bei abgemagertem Kern und Lufteindüsung im Wandbereich ($\bar{u}_{Luft}=28\text{m/s}$).

Im vorgemischten Fall tritt, wie zuvor beschrieben, Rückschlag durch die Wandgrenzschicht nur bis zu einem gewissen Sekundärluftmassenstrom auf. Wenn der Umschlag durch zu hohe Sekundärluftströme verhindert wird,

kommt es zu CIVB, wie die 4%-Fälle zeigen und zuvor auch mittels OH*-Chemilumineszenz dargestellt wurde. Dies wiederum führt zur Verschlechterung des Rückschlagsverhaltens.

Ziel der Abmagerung im Kern ist es, CIVB weiter hinauszuzögern und damit den Umschlag durch die niedrigeren Luftzahlen auch noch bei höheren Sekundärluftmassenströmen zu ermöglichen und somit durch die magere Grenzschicht das Verhalten bezüglich Rückschlag durch die Wandgrenzschicht zu verbessern. Der Vergleich der Rückschlagspunkte bei 3% Sekundärlufteindüsung ohne Kernabmagerung mit den Daten bei 3.5% Sekundärluftmassenstrom mit Kernabmagerung zeigt, dass sich das Rückschlagsverhalten in letzterem Fall verbessert, weil nach wie vor Rückschlag durch die Wandgrenzschicht stattfindet. Ohne Kernabmagerung gibt es bereits bei 3% Sekundärluft Rückschlagspunkte, bei denen CIVB auftritt. Es zeigt sich hierbei, dass das CIVB-Verhalten durch die Kernabmagerung verbessert wird. Beim zuvor in Abbildung 7.12 gezeigten Fall mit $\bar{u}_{Luft}=34.5\text{m/s}$ konnte durch das Abmagern des Kerns mit 3.5% Sekundärluft bereits der Rückschlag vollständig verhindert werden. Wird der Sekundärluftmassenstrom allerdings zu weit erhöht, kommt es auch hier wiederum zu CIVB, da der Umschlag verhindert wird. Dies lässt sich durch Verändern des Sekundärluftmassenstroms während des Rückschlagsversuchs in einem gewissen Maß umgehen. Dazu wird der Versuch bei 3.5% Sekundärluft angefahren und die Luftzahl reduziert, bis der Umschlag stattfindet. Danach kann der Sekundärluftmassenstrom langsam erhöht werden. Die Messpunkte bei 5% Sekundärluft zeigen, dass dies nahezu zur vollständigen Kontrolle des Rückschlagsverhaltens führt, da nun der Rückschlag durch die Wandgrenzschicht erst bei Luftzahlen unter $\lambda < 1.1$ stattfindet.

7.4.2 Zwei Sekundärlufteindüsungsschlitze

Zur weiteren Optimierung wurde die Lufteindüsung umgebaut, sodass die Sekundärluft nicht entlang eines einzigen Schlitzes am Umfang, sondern über zwei Schlitze eingedüst werden kann (2 SL-Schlitz, HK^{10/13}). Der Aufbau der angepassten Lufteindüsung ist in Abbildung 7.18 dargestellt. Das Gehäuse ist dabei durch Einfügen eines breiteren Zwischenrings verlängert worden, wodurch ein zweiter Schlitz stromauf des zuvor bereits untersuchten Schlitzes angebracht werden kann. Winkel und Schlitzbreite sind dabei identisch.

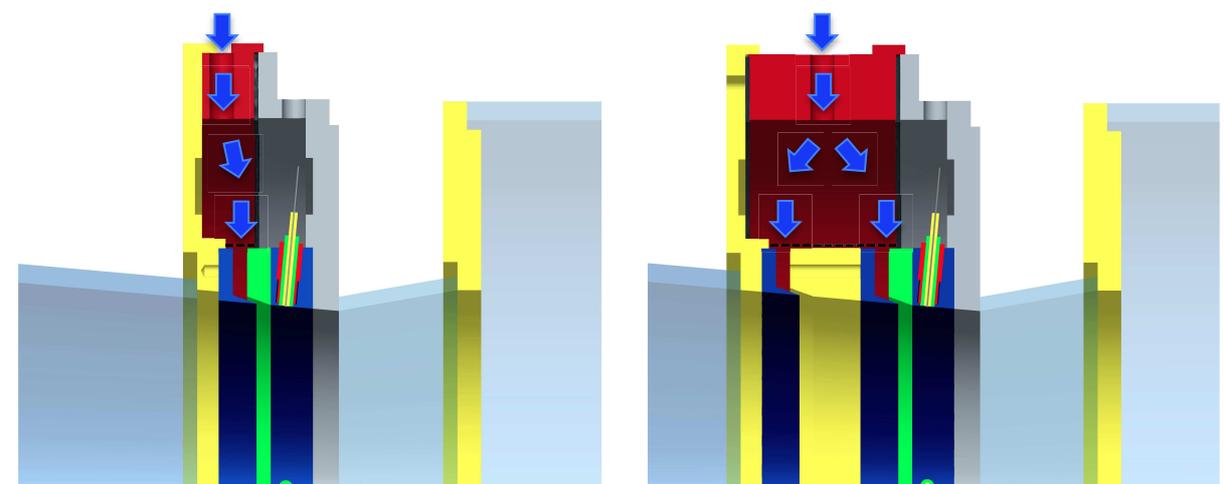


Abbildung 7.18: Vergleich von Ein- und Zweislitzeindüsung.

Diese Versuchsreihe folgte aus einer Beobachtung beim zuvor charakterisierten Umschlag. Dabei wurden wie in Abbildung 7.19 dargestellt Flammzungen beobachtet ($t=5$ bis 7ms), die im instationären Strömungsfeld aufgrund eines kurzzeitigen lokalen Geschwindigkeitsdefizits in die Mischstrecke eindringen und dabei zum Flammenkontakt mit der Diffusorwand führen. Die aus dieser Beobachtung abgeleitete Hypothese ist, dass die Flamme den Luftfilm aufgrund eines solchen stochastischen Ereignisses überspringen kann, da bislang die Lufteindüsung nahe am Mischrohraustritt sitzt. Daraus folgt,

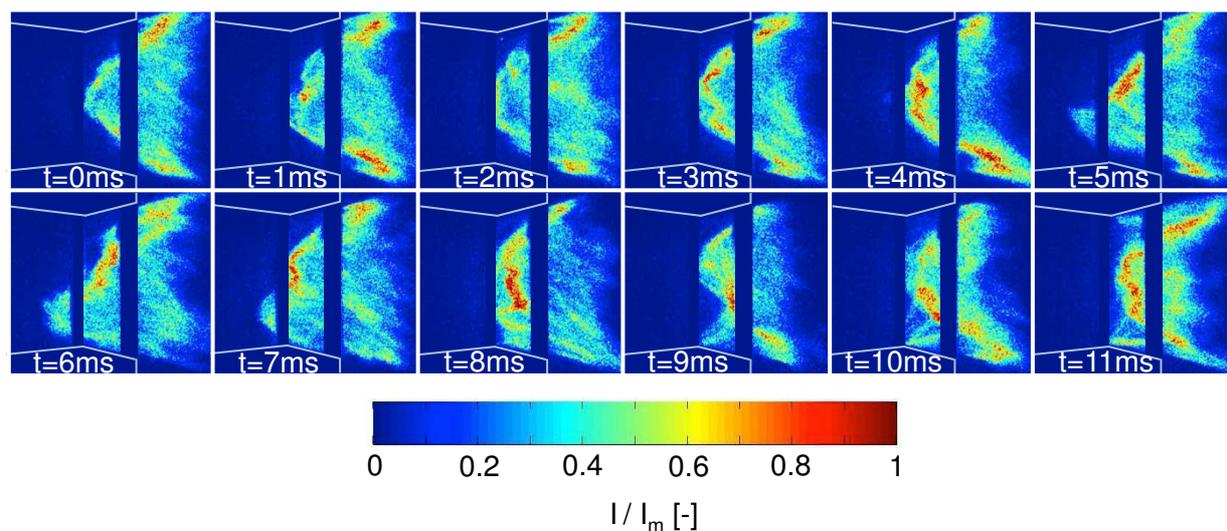


Abbildung 7.19: OH^* -Chemilumineszenz (tiefenintegriert) während eines Umschlags ($\bar{u}_{Luft}=21.6\text{m/s}$).

dass sich durch Verlängern der Strecke, in der Luft eingedüst wird, das Rückschlagsverhalten weiter verbessern lassen sollte.

In Abbildung 7.20 sind die Rückschlagsdaten zu diesem Fall dargestellt, wobei zu Vergleichszwecken auch die bereits gezeigten Daten zur einfachen Schlitzeindüsung mit und ohne Optimierung der Schlitzhinterkanteneindüsung hinzugefügt wurden.

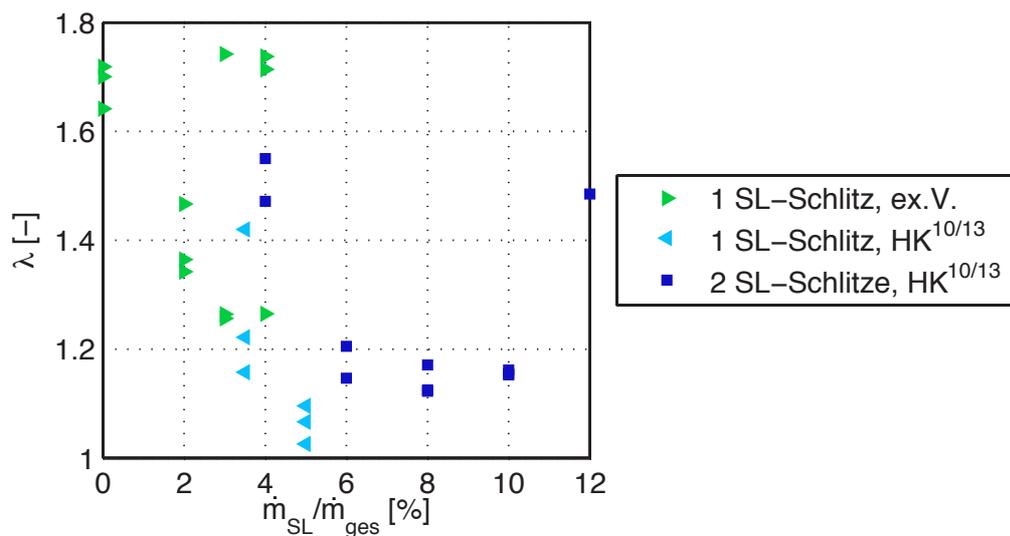


Abbildung 7.20: Rückschlagsdaten bei abgemagertem Kern und Lufterdüsung entlang von zwei Schlitzen im Wandbereich und Vergleichsdaten aus Abbildung 7.17 ($\bar{u}_{Luft}=28\text{m/s}$).

Das erste Ergebnis dieser Untersuchung ist, dass bei diesem Aufbau der Umschlag auch ohne die zuvor erwähnte Anpassung des Sekundärluftmassenstroms während des Versuchs selbst bei 10% Sekundärluft nach wie vor stattfindet. Erst bei 12% verschlechtert sich das Rückschlagsverhalten wieder und der Umschlag wird unterdrückt. Dies deutet darauf hin, dass neben der Abmagerung des Diffusorwandbereichs zu hoher Axialimpuls in der Grenzschicht durch die Sekundärlufterdüsung ein treibender Effekt bei der Unterdrückung des Umschlags ist.

Wichtiger ist jedoch die Erkenntnis, dass sich trotz zweier Sekundärlufterdüsungsschlitze und höheren Sekundärluftmassenströmen keine weitere Verbesserung der Rückschlagscharakteristik, verglichen mit der einfachen Eindüsung, erreichen lässt. Daraus kann geschlossen werden, dass das Überspringen des Luftfilms nicht nur einer stochastischen Instabilität im Strömungs-

feld geschuldet ist, da der abgemagerte Wandbereich dafür zu lang ist. Vielmehr liegt die Vermutung nahe, dass es der Flamme nach dem Umschlag gelingt, in Bereichen zwischen Wand und Zentrum in die Mischstrecke einzudringen und gegen die Hauptströmung zu propagieren. Dies lässt sich auch aus dem stationären axialen Geschwindigkeitsprofil kurz nach dem Umschlag und kurz vor dem Mischrohraustritt in Abbildung 7.21 ableiten. Die Messung fand hierbei ohne Lufteindüsung im Rahmen der Messreihe zum vorgemischten Betrieb statt, die bereits in Abschnitt 6.2.1 gezeigt wurde. Es sind auch das axiale Geschwindigkeitsprofil vor dem Umschlag und die laminare Flammengeschwindigkeit dargestellt. Beim Umschlag wird, wie bereits gezeigt, die Strömung im Zentrum beschleunigt, was in der Folge zu einer Reduzierung der Geschwindigkeiten im Rest der Strömung führt.

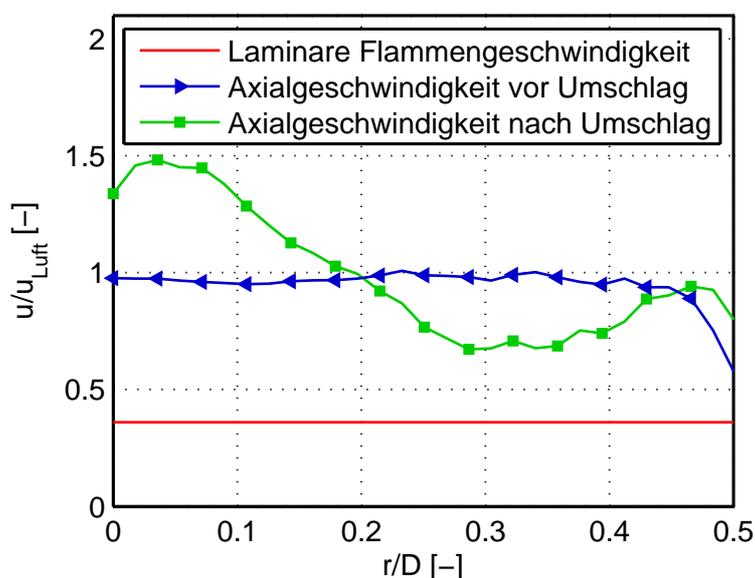


Abbildung 7.21: Entdimensioniertes Geschwindigkeitsprofil vor und nach dem Umschlag ($x/D=-0.12$, $\bar{u}_{Luft}=28\text{m/s}$) und laminare Flammengeschwindigkeit.

Bevor ein Vergleich der laminaren Flammengeschwindigkeit mit dem axialen Geschwindigkeitsprofil nach dem Umschlag erfolgt, werden verschiedene Einflussfaktoren dargestellt, die dazu führen, dass die Gegebenheiten mit Sekundärlufteindüsung zum Rückschlagszeitpunkt eindeutiger sind als in Abbildung 7.21 dargestellt. Zum einen gilt es zu beachten, dass die Daten kurz vor dem Mischrohraustritt gewonnen wurden und es stromab noch zu leichten Veränderungen kommen kann. Zum anderen sind die Daten nicht direkt zum Rückschlagszeitpunkt, sondern kurz nach dem Umschlag gewon-

nen worden. Aufgrund der weiteren Luftzahlabsenkung bis zum Rückschlag ist anzunehmen, dass die Flamme, die sich nach dem Umschlag im Wandbereich des Diffusors stabilisiert, näher an den Brenneraustritt rückt und es durch die größere Reaktionsrate zu einer Verstärkung des Verdrängungseffekts der Strömung von der Wand hin zum Zentrum kommt. Dies führt zu höheren axialen Geschwindigkeiten im Zentrum der Strömung und somit zu einem steileren Profil der axialen Geschwindigkeit nach dem Umschlag als in Abbildung 7.21 gezeigt. Es muss darüber hinaus für den Fall mit Lufteindüsung berücksichtigt werden, dass die Sekundärluft im Wandbereich vom Gesamtmassenstrom abgezogen wird und somit die Geschwindigkeiten im Rest der Strömung nochmals abfallen. Bezüglich der laminaren Flammengeschwindigkeit gilt es auch zu beachten, dass durch das Abmagern des Kerns und der Wandbereiche die Luftzahlen im Rest der Strömung nochmals geringer sein müssen als die globale Luftzahl bei Rückschlag, für die die Flammengeschwindigkeit hier dargestellt ist. Wird neben den Überlegungen zum axialen Geschwindigkeits- und Mischungsprofil zum Rückschlagszeitpunkt auch der Einfluss der Turbulenz auf die Flammengeschwindigkeit mit einbezogen, so sind Strömungs- und Flammengeschwindigkeit am Mischrohraustritt im Bereich zwischen $r/D=0.25$ und 0.45 sehr ähnlich.

Daraus folgt, dass wie zuvor vermutet die Flamme im genannten Bereich zwischen Wand und Zentrum bei nahstöchiometrischen Luftzahlen bzw. hohen Flammengeschwindigkeiten in der Lage ist, gegen die Hauptströmung zu propagieren. Flammenrückschläge durch die Wandgrenzschicht und aufgrund von CIVB werden trotz der geringen mittleren Hauptströmungsgeschwindigkeiten vollständig vermieden. Der Flamme gelingt der Rückschlag nur bei Absenken der Luftzahl zu nahstöchiometrischen Bedingungen bei gleichzeitig niedrigen Durchsätzen. Erst wenn lokal die Strömungsgeschwindigkeiten (Bereich zwischen $r/D=0.25$ und 0.45) unter die der Flammengeschwindigkeit fallen, kann die Flamme in die Vormischstrecke eindringen.

7.4.3 Zwischenfazit

Der soeben gezeigte Aufbau kommt einer optimalen Strömungsführung sehr nahe. Aufgrund des Umschlags wird der Kern der Strömung durch die steigende axiale Geschwindigkeit gestärkt und durch die optimierte Hinterkanten-eindüsung gleichzeitig abgemagert, was Rückschlag durch CIVB vermeidet.

Durch die Sekundärlufteindüsung im Wandbereich des Mischrohraustritts wird die Strömung dort abgemagert und die Strömungsgeschwindigkeiten steigen, sodass dort ebenfalls kein Rückschlag mehr möglich ist. Der Rückschlag findet erst statt, wenn lokal die Strömungsgeschwindigkeiten am Mischrohraustritt unter die Flammengeschwindigkeit fallen.

Abbildung 7.22 zeigt das bereits in Kapitel 6 dargestellte Diagramm, in dem die Rückschlagsdaten des Brenners bei extern vorgemischtem Betrieb mit dem Maschinenbetrieb und der laminaren Flammgeschwindigkeit verglichen werden. Zusätzlich sind hier die Rückschlagswerte der Konfiguration mit optimierter Brennstoff- und Schlitzhinterkanteneindüsung (1 SL-Schlitz, HK^{10/13}) dargestellt.

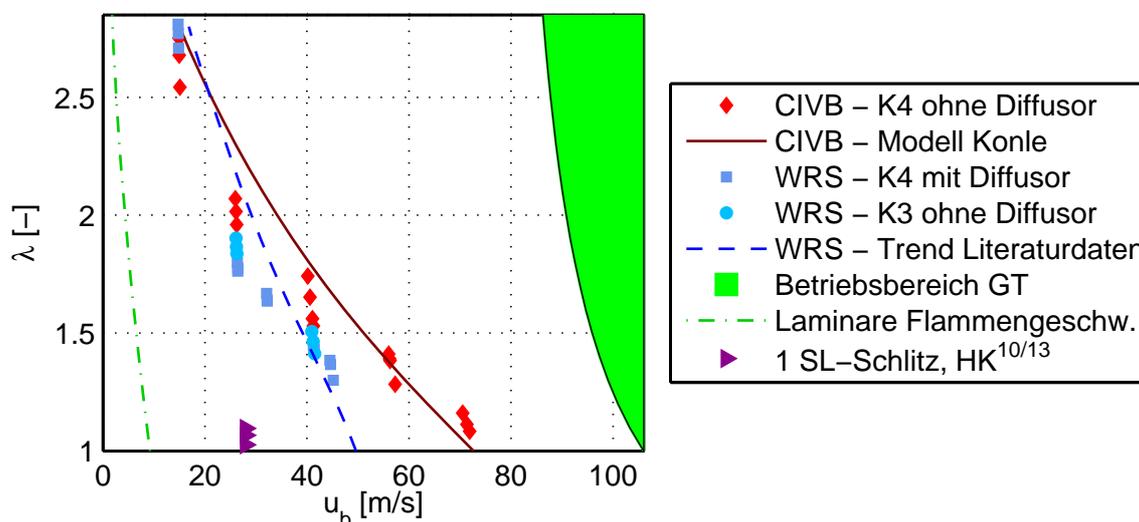


Abbildung 7.22: Gesamtvergleich der Rückschlagsdaten für die Konfigurationen *K4* und *K3* mit und ohne Diffusor, dazu WRS-Trendlinie, Modell nach Konle, laminare Flammgeschwindigkeit, Betriebsfenster einer GT und Rückschlagsdaten bei optimierter Brennstoffversorgung und Sekundärlufteindüsung.

Hierbei wird deutlich, dass durch die zusätzlichen Maßnahmen im Rahmen der hier durchgeführten Optimierung des Mischungsprofils am Brenneraustritt eine deutliche Verbesserung verglichen mit den Daten ohne diese Maßnahmen erreicht wird. Auch der Sicherheitsabstand zum Betriebsfenster einer Gasturbine ist beträchtlich. Das vorgestellte Konzept kommt für den atmosphärischen Betrieb dem theoretisch erreichbaren Optimum sehr nahe, womit die Zielsetzung eines wasserstofftauglichen Brenners erfüllt wird.

8 Zusammenfassung

Zur Verbrennung von Synthesegasen werden derzeit Diffusions- und teilvorgegemischte Systeme eingesetzt. Nachteil hierbei sind die hohen Schadstoffemissionen aufgrund mangelnder Feinmischung, weshalb das Gemisch mit Inertgasen verdünnt werden muss. Es folgen Wirkungsgradeinbußen und wirtschaftlicher Mehraufwand. Bei der Verbrennung von Erdgas wird diesem Problem seit Jahrzehnten durch hohen Luftüberschuss und vollständige Vormischung vor der Reaktion begegnet. Aufgrund der Eigenschaften von Wasserstoff ist diese Art der Verbrennungsführung bei Synthesegasen allerdings risikobehaftet, da die Flamme in den Bereich der Vormischstrecke propagieren oder dort zünden kann, was zu Verschleiß oder Beschädigungen führt.

Ziel dieser Arbeit war es, ein Gasturbinenbrennerkonzept zu entwickeln, das auch bei wasserstoffhaltigen Brennstoffen einen sicheren Betrieb gewährleistet. Aus den Erfahrungen des Industriepartners Alstom im Bereich der Brennerentwicklung und den am Lehrstuhl für Thermodynamik durchgeführten Arbeiten zum Flammenrückschlag in Drallströmungen durch CIVB und zum Rückschlag in der Wandgrenzschicht wurden Kriterien und Geometrierandbedingungen abgeleitet, die ein Brennerdesign erfüllen muss, um auch wasserstoffhaltige Brennstoffe sicher zu verbrennen. Der daraus resultierende Brenner besteht aus einem divergierend konischen Drallerzeuger und einer ebenfalls konischen, aber konvergierenden Mischstrecke. Auf diese folgt der Übergang in die Brennkammer, an dem optional ein Diffusor angebracht werden kann. Das Brennerkonzept beinhaltet auch eine Brennstoffeindüsungstechnik, bei der Brennstoff durch eine axiale Düse in den Kern der Strömung oder entlang der Schlitzhinterkanten des Drallerzeugers eingebracht wird.

Aus dieser Grundgeometrie wurde durch Variation der Kopfluft und der Schlitzbreite des Drallerzeugers eine Konfiguration abgeleitet, die die Verbrennung von Erdgas bei niedrigen Emissionen gewährleistet, bei reinem Wasserstoff als Brennstoff im stationären Betrieb vielversprechende Ergebnisse liefert und auch bei Rückschlagsuntersuchungen zu einem sehr robusten

Verhalten führt. Die Rückschlagssicherheit wurde mit reinem Wasserstoff als Brennstoff zunächst bei extern vorgemischtem Betrieb und mit Eindüsung des Brennstoffs an den Schlitzhinterkanten quantifiziert. Es konnte durch Variation der Kopfluft Flammenpropagation entlang der Wandgrenzschicht, entgegen der Hauptströmung und aufgrund von CIVB beobachtet werden. Im Rahmen dieser Studie zeigte die zuvor für die Erdgasverbrennung abgeleitete Konfiguration auch mit Wasserstoff eine minimale Rückschlagsneigung im untersuchten Parameterbereich. Zur weiteren Steigerung der Betriebssicherheit wurde die Eindüsung des Brennstoffs und damit das Mischungsprofil am Brenneraustritt optimiert.

Durch axiale Eindüsung von Brennstoff mit hohem Impuls konnten niedrige NO_x -Emissionen nachgewiesen und durch Umrechnung von vorhandenen Wasserkanalmischungsdaten in NO_x -Werte eine hohe Übereinstimmung erreicht werden. Die resultierenden hohen Strömungsgeschwindigkeiten auf der Achse des Brenners führen allerdings zu niedrigen in Wandnähe und somit zu einer Abnahme der Rückschlagssicherheit aufgrund von Rückschlag durch die Wandgrenzschicht, weshalb sich diese Art der Brennstoffeindüsung als nicht praktikabel herausgestellt hat. Ziel der folgenden Studien war das Abmagern von Wand- und Kernbereich bei möglichst geringer Beeinflussung des Strömungsfelds. Durch Verschließen einzelner Brennstoffbohrungen an den Schlitzhinterkanten konnten Bereiche des Strömungsfelds bei stets niedrig bleibenden NO_x -Emissionen gezielt abgemagert werden, wobei allerdings keine merkliche Verbesserung der Betriebssicherheit folgte. Durch Sekundärluft-eindüsung im Wandbereich hingegen konnte die Rückschlagsstabilität deutlich verbessert werden. In Kombination mit der Abmagerung des Kerns durch Verschließen von Brennstoffbohrungen im Zentrum des Brenners konnte eine Konfiguration generiert werden, bei der das Strömungsfeld kaum verändert und sowohl der Wand- als auch der Kernbereich abgemagert werden. In dieser Konfiguration kann die Wasserstoffflamme weder durch das Zentrum aufgrund von CIVB noch im Bereich der Wandgrenzschicht propagieren. Die Rückschlagsneigung ist soweit minimiert, dass Rückschlag erst stattfindet, wenn die Strömungsgeschwindigkeit in einem weiten Bereich unter die Flammengeschwindigkeit fällt. Die Rückschlagssicherheit des vorgestellten Brennerkonzepts kommt somit im atmosphärischen Betrieb dem theoretisch erreichbaren Maximum sehr nahe, womit die Zielsetzung eines wasserstofftauglichen Vormischbrenners erreicht wird.

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Konzept stellt einen wesentlichen Beitrag für den zukünftigen Einsatz wasserstoffhaltiger Brennstoffe in Gasturbinenbrennern mit aerodynamisch stabilisierten Vormischflammen dar. Die eingangs geforderte Betriebssicherheit bei Einsatz hochreaktiver Brennstoffe mit gleichzeitig niedrigen Schadstoffemissionen konnte mit dem dargestellten Brenner ohne Hinzugabe von Inertgasen im atmosphärischen Betrieb sichergestellt werden. Folgen könnten Studien zur weiteren Optimierung der Brennstoff- und Sekundärlufteindüsung, zum Einfluss verschiedener Geometrieparameter des Brenners auf das Strömungsfeld, wie dem Winkel von Drallerzeuger, Mischrohr und Diffusor, sowie zum Einfluss der Größen- und Druckskalierung auf die Rückschlagsneigung und die Emissionen.

Anhang

A Ionisationssignal bei Rückschlag durch die Wandgrenzschicht

Zu dem in Abschnitt 6.2.1 gezeigten Fall wird in der elektronischen Version dieser Arbeit an dieser Stelle das Video A.1 der Signalverläufe hinterlegt. Das Video zeigt die Propagation der Flamme von Detektor zu Detektor und von Reihe zu Reihe, wobei auch der Signalverlauf für die jeweilige Reihe dargestellt ist. Es visualisiert anschaulich, wie die Flamme ihren Weg entlang der Wand vom Brenneraustritt in Richtung des Drallerzeugers sucht.

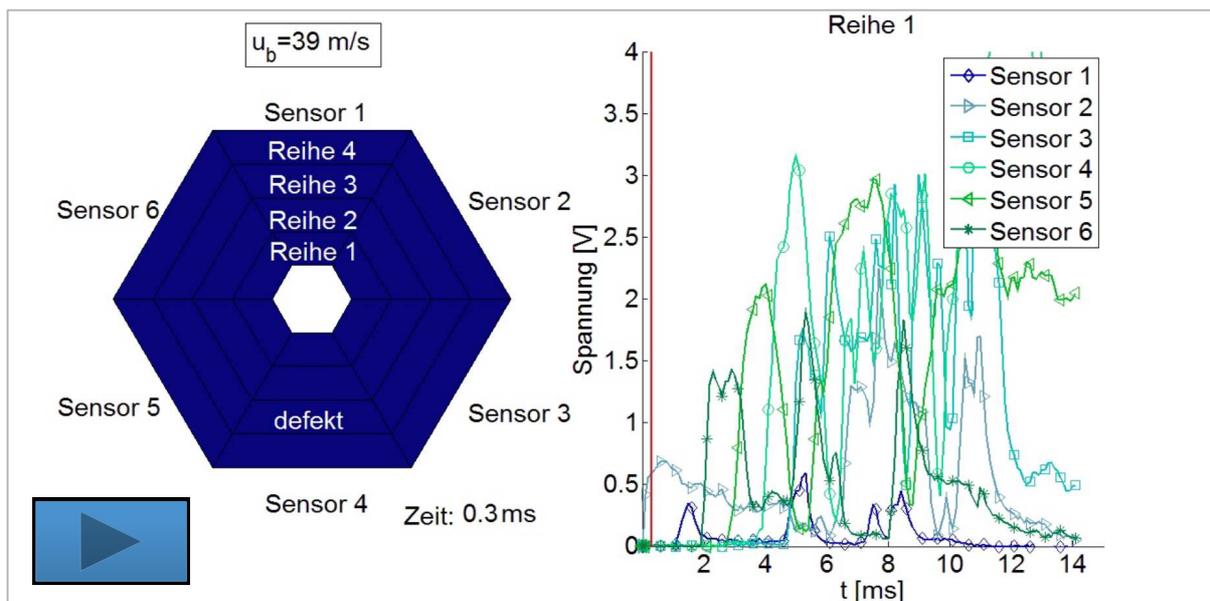


Abbildung A.1: Flammenionisationsmessung bei Flammenpropagation in der Wandgrenzschicht (K4 mit Diffusor, $u_b=35.4\text{m/s}$).

Die Mischrohroberfläche wird hierbei in verschiedene Sektoren unterteilt und jeweils ein Detektorsignal hinterlegt. Bei Flammenkontakt zum Detektor wechselt der entsprechende Sensor die Farbe von blau zu rot. Die Rotation der Flamme wird hierbei nochmals deutlich.

B Einfluss des Querschnittsprungs

Die am Prüfstand eingesetzte Quarzglasbrennkammer ist, verglichen mit den Aufbauten anderer Arbeiten, verhältnismäßig eng, weshalb der Einfluss des Flächensprungs vom Brenneraustritt zur Brennkammer auf das Rückschlagsverhalten untersucht wurde. Abbildung B.1 zeigt den Vergleich der Rückschlagspunkte in der engen Quarzglasbrennkammer (Flächensprung 1:4.3), mit der Verbrennung in der größeren Edelstahlbrennkammer (Flächensprung 1:12). Hierzu wurden die Keramiken und die Quarzglasbrennkammer entfernt und somit direkt in die wassergekühlte Brennkammer gefeuert.

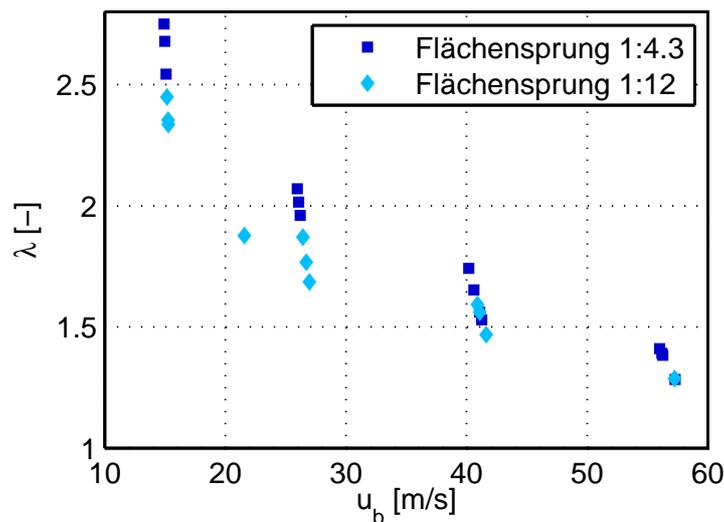


Abbildung B.1: Vergleich der Rückschlagsdaten bei zwei verschiedenen Querschnittsprüngen am Brenneraustritt (*K4* ohne Diffusor)

Die Rückschlagsdaten bei großer Brennkammer zeigen ein leicht verbessertes Rückschlagsverhalten, was mit den kälteren Brennkammerwänden aufgrund der Wasserkühlung verglichen mit der luftgekühlten Quarzglasbrennkammer zusammenhängt. Das Flächensprungsverhältnis spielt im hier untersuchten Rahmen also nahezu keine Rolle. Die Ergebnisse aus der engen Quarzglasbrennkammer können als eher konservative Abschätzung verglichen mit Ergebnissen aus der breiteren Geometrie betrachtet werden.

Verzeichnis betreuter Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Lehrstuhl für Thermodynamik in den Jahren von 2007 bis 2012 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten. Ergebnisse aus diesen Arbeiten können in Teilen in das vorliegende Dokument eingeflossen sein. Der Autor dankt hiermit nochmals explizit allen ehemals betreuten Studenten für ihr Engagement bei der Unterstützung dieser wissenschaftlichen Arbeit.

Studierender	Thema
Christoph Meier	Entwicklung der Mess- und Steuerungssoftware des Syngasbrenner-Prüfstands, abgegeben im Januar 2009
Nils Schüler	Charakterisierung eines Syngasbrenners für den Betrieb mit wasserstoffhaltigen Brennstoffen, abgegeben im Oktober 2009
Christoph Meier	Charakterisierung eines Syngasbrenners für den Betrieb mit Erdgas, abgegeben im Januar 2010
Lorenz Böck	Konstruktion einer Querlufteindüsung als Flammensperre für den Einsatz in experimentellen Drallbrenneruntersuchungen, abgegeben im November 2010
Lorenz Böck	Untersuchung von Flammenrückschlägen mittels High-Speed Particle Image Velocimetry und OH*-Chemilumineszenz, abgegeben im April 2011
Sigmund Brielmeier	Entwicklung und Einsatz von Ionisationssensoren zur Detektion von Flammenrückschlag im Wandbereich von Gasturbinenbrennern, abgegeben im Mai 2012
Andreas Sachsenhauser	Konstruktion eines Reaktors zur Aufoxidation von NO zu NO ₂ , abgegeben im Mai 2012

Tabelle B.1: Verzeichnis betreuter Studienarbeiten.

Literaturverzeichnis

- [1] AG-Turbo. Ziele des Verbundprojektes COORETEC-Turbo zum Kraftwerk für den Klimaschutz. URL www.ag-turbo.de/pdf-files/Gesamtzielbeschreibung_Web_Seite.pdf. Stand 25.11.2011.
- [2] Alstom Technology LTD. Deutsches Patent- und Markenamt (Hrsg.): *DE 195 45 310 B4*, 2008.
- [3] G. Andrews, D. Bardley und S. Lwakabamba. Turbulence and Turbulent Flame Propagation - A Critical Appraisal. *Combustion and Flame*, 24: 285–304, 1975.
- [4] W. Ashurst und P. McMurtry. Flame Generation of Vorticity: Vortex Dipoles from Monopoles. *Combustion Science and Technology*, 66:17–37, 1989.
- [5] G. Batchelor. *An Introduction to Fluid Dynamics*. Cambridge University Press, 2000. -ISBN 0-521-66396-2.
- [6] A. Berlad und A. Potter. Relation of Boundary Velocity Gradient for Flash-Back to Burning Velocity and Quenching Distance. *Combustion and Flame*, 1:127–128, 1957.
- [7] L. Bollinger und R. Edse. Effect of Burner-Tip Temperature on Flash Back of Turbulent Hydrogen-Oxygen Flames. *Industrial and Engineering Chemistry*, 48:802–807, 1956.
- [8] C. Bowman, R. Hanson, D. Davidson, W. Gardiner, V. Lissianski, G. Smith, D. Golden, M. Frenklach und M. Goldenberg. GRI-Mech 2.11, 1995. URL http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/.
- [9] M. Brandt. *Beschreibung der Selbstzündung in turbulenter Strömung unter Einbeziehung ternärer Mischvorgänge*. Dissertation, Technische Universität München, 2005.

- [10] C. Breuer. *Numerische Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen für dreidimensionale inkompressible instationäre Strömungen zur Simulation des Wirbelaufplatzens*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1991.
- [11] G. Brown und J. Lopez. Axisymmetric Vortex Breakdown Part 2. Physical Mechanisms. *Journal of Fluid Mechanics*, 221:553–576, 1990.
- [12] C. Brücker. *Experimentelle Untersuchung des Wirbelaufplatzens in Rohren mit der Particle-Image-Velocimetry (PIV)*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1993.
- [13] J. Brückner-Kalb. *Sub-ppm-NO_x-Verbrennungsverfahren für Gasturbinen*. Dissertation, Technische Universität München, 2008.
- [14] S. Burmberger. *Optimierung der aerodynamischen Flammenstabilisierung für brennstoffflexible, vorgemischte Gasturbinenbrenner*. Dissertation, Technische Universität München, 2009.
- [15] G. Cerbe. *Grundlagen der Gastechnik*. Carl Hanser Verlag München Wien, Ausgabe 7, 2008. ISBN 978-3-446-41352-8.
- [16] G. Damköhler. Der Einfluß der Turbulenz auf die Flammengeschwindigkeit in Gasmischen. *Zeitschrift für Elektrochemie und angewandte physikalische Chemie*, 46:601 – 652, 1940.
- [17] D. Darmofal. The Role of Vorticity Dynamics in Vortex Breakdown. In *Proceedings of AIAA 24th Fluid Dynamics Conference*, Nummer 93-303, Seiten 1–14, 1993.
- [18] D. Darmofal. Comparison of Experimental and Numerical Results for Axisymmetric Vortex Breakdown in Pipes. *Computers and Fluids*, 25(4): 353–371, 1996.
- [19] V. Dribinski, A. Ossadtchi, V. Mandelshtam und H. Reisler. Reconstruction of Abel-Transformable Images: The Basis-Set Expansion Abel Transform Method. *Review of Scientific Instruments*, 73(7):2634–2642, 2002.
- [20] G. Dugger. Flame Stability of Preheated Propane-Air Mixtures. *Industrial and Engineering Chemistry*, 47(1):109–114, 1955.

- [21] K. Döbbeling, H. Knöpfel, W. Polifke, D. Winkler, C. Steinbach und T. Sattelmayer. Low-NO_x Premixed Combustion of MBTU Fuels Using the ABB Double Cone Burner (EV Burner). *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 118(1):46–53, 1996.
- [22] K. Döbbeling, J. Hellat und H. Koch. 25 Years of BBC/ABB/Alstom Lean Premix Combustion Technologies. In *Proceedings of ASME Turbo Expo, Reno-Tahoe, Nevada, USA*, Nummer GT2005-68269, 2005.
- [23] M. ECO Physics AG. *Benutzerhandbuch zu CLD 700 EL ht*, 1997.
- [24] R. Edse. Studies on Burner Flames of Hydrogen-Oxygen Mixtures at High Pressures. Technical report, Wright Air Development Center, 1952.
- [25] C. Eichler. *Flame Flashback in Wall Boundary Layers of Premixed Combustion Systems*. Dissertation, Technische Universität München, 2011.
- [26] C. Eichler, G. Baumgartner und T. Sattelmayer. Experimental Investigation of Turbulent Boundary Layer Flashback Limits for Premixed Hydrogen-Air Flames Confined in Ducts. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 134(3):011502, 2012.
- [27] M. Elzen, W. Hare, N. Höhne, K. Levin, J. Lowe, K. Riahi, J. Rogelj, E. Sawin, C. Taylor, D. Vuuren und M. Ward. The Emissions Gap Report / Are the Copenhagen Accord Pledges Sufficient to Limit Global Warming to 2° C or 1.5° C? / A Preliminary Assessment, 2010. United Nations Environment Programme (UNEP).
- [28] A. Feitelberg, V. Tangirala, R. Elliott, R. Pavri und R. Schiefer. Reduced NO_x Diffusion Flame Combustors for Industrial Gas Turbines. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 123:757–765, 2001.
- [29] C. Fenimore. Formation of Nitric Oxide in Premixed Hydrocarbon Flames. *Proceedings of 13th Symposium on Combustion*, Seiten 373–380, 1970.
- [30] C. Fenimore. Studies of Fuel-Nitrogen Species in Rich Flame Gases. *Proceedings of 17th Symposium on Combustion*, Seiten 661–670, 1979.
- [31] B. Fine. The Flashback of Laminar and Turbulent Burner Flames at Reduced Pressure. *Combustion and Flame*, 2:253 – 266, 1958.

- [32] B. Fine. Effect of Initial Temperature on Flash Back of Laminar and Turbulent Burner Flames. *Industrial and Engineering Chemistry*, 51(4):564–566, 1959.
- [33] A. Fischer. *Hybride, thermoakustische Charakterisierung von Drallbrennern*. Dissertation, Technische Universität München, 2004.
- [34] D. France. Flashback of Laminar Monoport Burner Flames. *Journal of the Institute of Fuel*, 50:147–152, 1977.
- [35] J. Fritz. *Flammenrückschlag durch verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzen*. Dissertation, Technische Universität München, 2003.
- [36] P. Glarborg, J. Kee, J. Grcar und J. Miller. PSR: A Fortran Program for Modeling Well-Stirred Reactors. Technical Report SAND86-8209, Sandia National Laboratories, 1988.
- [37] I. Glassman und R. Yetter. *Combustion*. Academic Press, Ausgabe 4, 2008. ISBN: 978-0-12-088573-2.
- [38] M. Goswami, E. N. Volkov, A. A. Konnov, R. J. M. Bastiaans und L. P. H. de Goey. Updated Kinetic Mechanism for NO_x Prediction and Hydrogen Combustion Milestone M2.2. Technical report, Department of Mechanical Engineering, Eindhoven University of Technology, 2008.
- [39] E. Greitzer, C. Tan und M. Graf. *Internal Flow - Concepts and Applications*. Cambridge University Press, 2004. -ISBN 0-521-34393-3.
- [40] R. Günther. *Verbrennung und Feuerung*. Springer Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, 1984. -ISBN 3-540-13256-2.
- [41] W. Hallett. *Zur Strömung und Mischung in einer eingeschlossenen Drallströmung mit Querschnittsänderung*. Dissertation, Universität Fridericiana Karlsruhe, 1981.
- [42] T. Hasegawa, S. Nishik und S. Michikami. Mechanism of Flame Propagation Along a Vortex Tube. *IUTAM Symposium on Geometry and Statistics of Turbulence*, Seiten 235–240, 2001.
- [43] S. Hoffmann, P. Habisreuther und B. Lenze. Development and Assessment of Correlations for Predicting Stability Limits of Swirling Flames. *Chemical Engineering and Processing*, 33:393–400, 1994.

- [44] S. Hoffmann, B. Lenze und H. Eickhoff. Results of Experiments and Models for Predicting Stability Limits of Turbulent Swirling Flames. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 120(2):311–316, 1998.
- [45] Z. Hu, J. Laker, E. Mastorakos, C. Vafidis und H. Xu. The Development and Application of a Fast-Response DC-Coupled Flame Ionization Current Sensor. *Experiments in Fluids*, 14:316–320, 1993.
- [46] M. Huth, G. Heilos, G. Gaio und J. Karg. Operation Experiences of Siemens IGCC Gas Turbines Using Gasification Products from Coal and Refinery Residues. In *Proceedings of ASME Turbo Expo, Munich, Germany*, Nummer 2000-GT-26, 2000.
- [47] S. Ishizuka. Flame Propagation Along a Vortex Axis. *Progress in Energy and Combustion Science*, 28:477–542, 2002.
- [48] P. Jansohn, T. Ruck, C. Steinbach, H.-P. Knöpfel und T. Sattelmayer. Development of the Advanced EV (AEV) Burner for the ABB GTX100 Gas Turbine. In *Proceedings of the ASME Asia 97 - International Gas Turbine Conference Singapore*, Nummer 97-AA-139, 1997.
- [49] P. Jansohn, S. Daniel und K. Boulouchos. Flame Front Characteristic and Turbulent Flame Speed of Lean Premixed Syngas Combustion at Gas Turbine Relevant Conditions. In *Proceedings of the ASME Turbo Expo, Orlando, Florida, USA*, 2009.
- [50] R. Johnson. *The Handbook of Fluid Dynamics*. CRC Press and Springer Berlin, Heidelberg, New York, 1998. -ISBN 3-540-64612-4.
- [51] B. Jones und T. Raddings. Hydrogen Power Plant – Serving the Needs of Tomorrow. In *10th European Gasification Conference, Amsterdam, Niederlande*, 2010. URL <http://www.icheme.org/events/conferences/>. Stand 21.04.2012.
- [52] R. Kee, J. Miller und F. Rupley. CHEMKIN II: A Fortran Chemical Kinetics Code Package for the Analysis of Gas-Phase Chemical Kinetics. Technical Report SAND96-8009, Sandia National Laboratories, 1989.
- [53] R. Kee, J. Grcar, M. Smooke, J. Miller und E. Meeks. Premix: A Fortran Program for Modeling Steady Laminar One-Dimensional Premixed Flames. Technical report, Sandia National Laboratories, 1998.

- [54] L. Khitrin, P. Moin, D. Smirnov und V. Shevchuk. Peculiarities of Laminar- and Turbulent-Flame Flashbacks. *Proceedings of 10th Symposium on Combustion*, Seiten 1285 – 1291, 1965.
- [55] H. Kido, M. Nakahara, K. Nakashima und J. Hashimoto. Influence of Local Flame Displacement Velocity on Turbulent Burning Velocity. *Proceedings of the Combustion Institute*, 29:1855–1861, 2002.
- [56] F. Kiesewetter. *Modellierung des verbrennungsinduzierten Wirbelaufplatzens in Vormischbrennern*. Dissertation, Technische Universität München, 2005.
- [57] F. Kiesewetter, M. Konle und T. Sattelmayer. Analysis of Combustion Induced Vortex Breakdown Driven Flame Flashback in a Premix Burner With Cylindrical Mixing Zone. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 129:929–936, 2007.
- [58] M. Konle. Simultane PIV-LIF-Messungen zur Bestimmung der Flammenstreckungsrate. Diplomarbeit, Technische Universität München, 2005.
- [59] M. Konle. *Verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzens in moderat turbulenten Drallströmungen*. Dissertation, Technische Universität München, 2010.
- [60] M. Konle und T. Sattelmayer. Interaction of Heat Release and Vortex Breakdown in Swirling Flames. In *Proceedings of the 14th International Symposium on Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics*, 2008.
- [61] M. Konle und T. Sattelmayer. Time Scale Model for the Prediction of the Onset of Flame Flashback Driven by Combustion Induced Vortex Breakdown (CIVB). In *Proceedings of the ASME Turbo Expo, Orlando, Florida, USA*, Nummer GT2009-59606, 2009.
- [62] Kraftwerk Forschung (COORETEC). Kombikraftwerk erreicht Wirkungsgrad von 60.75%. URL <http://www.kraftwerkforschung.info/kombikraftwerk-erreicht-wirkungsgrad-von-6075>. Stand 28.11.2011.

- [63] M. Kröner. *Einfluss lokaler Löschvorgänge auf den Flammenrückschlag durch verbrennungsinduziertes Wirbelaufplatzen*. Dissertation, Technische Universität München, 2003.
- [64] M. Kröner, T. Sattelmayer, J. Fritz, F. Kiesewetter und C. Hirsch. Flame Propagation in Swirling Flows - Effects of Local Extinction on the Combustion Induced Vortex Breakdown. *Combustion Science and Technology*, 179:1385–1416, 2007.
- [65] M. Kurosaka, C. Cain und S. Srigrarom. Azimuthal Vorticity Gradient in the Formative Stages of Vortex Breakdown. *Journal of Fluid Mechanics*, 569:1–28, 2006.
- [66] A. Lacarelle, S. Göke und C. Paschereit. A Quantitative Link Between Cold-Flow Scalar Unmixedness and NO_x-Emissions in a Conical Premixed Burner. In *Proceedings of the ASME Turbo Expo, Glasgow, UK*, Nummer GT2010-23132, 2010.
- [67] M. Lauer. *Determination of the Heat Release Distribution in Turbulent Flames by Chemiluminescence Imaging*. Dissertation, Technische Universität München, 2011.
- [68] M. Lauer und T. Sattelmayer. On the Adequacy of Chemiluminescence as Measure for Heat Release in Turbulent Flames with Mixture Gradients. In *Proceedings of ASME Turbo Expo Orlando, Florida, USA*, Nummer GT2009-59631, 2009.
- [69] C. Lechner und J. Seume. *Stationäre Gasturbinen*. Springer Berlin, Heidelberg, Ausgabe 2, 2010. -ISBN 978-3-540-92787-7.
- [70] B. Lewis und G. von Elbe. Stability and Structure of Burner Flames. *Journal of Chemical Physics*, 11:75–97, 1943.
- [71] B. Lewis und G. von Elbe. *Combustion, Flames and Explosions of Gases*. Academic Press, New York, 1987. -ISBN 3-540-13256-2.
- [72] T. Lieuwen, V. McDonell, D. Santavicca und T. Sattelmayer. Burner Development and Operability Issues Associated with Steady Flowing Syngas Fired Combustors. *Combustion Science and Technology*, 180:1169–1192, 2008.
- [73] Linde Group. Datenblatt Wasserstoff 3.0, 2012.

- [74] A. Lipatnikov und J. Chomiak. Molecular Transport Effects on Turbulent Flame Propagation and Structure. *Progress in Energy and Combustion Science*, 31:1–73, 2005.
- [75] C. Mayer, J. Sangl, T. Sattelmayer, T. Lachaux und S. Bernero. Study on the Operational Window of a Swirl Stabilized Syngas Burner Under Atmospheric and High Pressure Conditions. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 134(3):031506, 2012.
- [76] G. Müller-Syring, M. Henel, H. Rasmusson, M. Herwig, W. Köppel, T. Höcher, M. Sterner und T. Trost. Power to Gas. *BWK Das Energie-Fachmagazin*, 63(7/8):5–11, 2011.
- [77] K. Payrhuber, M. Molière, M. Scholz und R. Jones. Future Energy Challenges in a Carbon Constrained Environment - Fuel Flexibility as a Growing Need. *VGB PowerTech*, 10:23–29, 2007.
- [78] S. L. Plee und A. M. Mellor. Review of Flashback Reported in Pre-aporizing/Premixing Combustors. *Combustion and Flame*, 32:193 – 203, 1978.
- [79] W. Polifke und J. Kopitz. *Wärmeübertragung*. Pearson Education, 2009. -ISBN 978-3-8273-7349-6.
- [80] S. Pope. *Turbulent Flows*. Cambridge University Press, 2000. -ISBN 0-521-59125-2.
- [81] C. Poruba. *Turbulente Flammenausbreitung in Wasserstoff-Luft-Gemischen*. Dissertation, Technische Universität München, 2003.
- [82] P. Radgen, C. Cremer, S. Warkentin, P. Gerling, F. May und S. Knopf. Abschlussbericht: Verfahren zur CO₂-Abscheidung und -Speicherung. Technical report, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, 2006.
- [83] M. Raffel, C. Willert und J. Kompenhans. *Particle Image Velocimetry*. Springer Berlin, Heidelberg, New York, 1998. -ISBN 3-540-63683-8.
- [84] P.-H. Renard, D. Thévenin, J. Rolon und S. Candel. Dynamics of Flame/Vortex Interactions. *Progress in Energy and Combustion Science*, 26: 225–282, 2000.

- [85] J. Sangl. *Erhöhung der Brennstoffflexibilität von Vormischbrennern durch Beeinflussung der Wirbeldynamik*. Dissertation, Technische Universität München, 2011.
- [86] J. Sangl, C. Mayer und T. Sattelmayer. Dynamic Adaptation of Aerodynamic Flame Stabilization of a Premix Swirl Burner to Fuel Reactivity Using Fuel Momentum. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 133(7):071501, 2011.
- [87] T. Sattelmayer. *Technische Thermodynamik - Verbrennung, Gas-Dampf-Gemische, Gasdynamik*. Skriptum zur Vorlesung Thermodynamik 2 an der Technischen Universität München, 2010.
- [88] T. Sattelmayer, K. Döbbeling, H. Knöpfel, P. Müller und K. Reyser. ABB's Medium BTU EV Burner for Syngas Application - Test Results and GCC Integration Concept. In *Proceedings of the Twelfth EPRI Conference on Gasification Power Plants*, 1993.
- [89] T. Sattelmayer, W. Polifke, D. Winkler und K. Döbbeling. NO_x-Abatement Potential of Lean-Premixed GT Combustors. *ASME Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 120:48–59, 1998.
- [90] H. Schlichting. *Grenzschicht-Theorie*. Verlag G. Braun Karlsruhe, 1982. -ISBN 3 7650 1011 1.
- [91] J. Schlueter. *Large Eddy-Simulations of Flow and Mixing in Jets and Swirl Flows: Application to a Gas Turbine*. Dissertation, Cerfacs, Toulouse, 2000.
- [92] C. Schmid. *Drallbrenner-Simulation durch Starrkörperwirbel-Strömungen unter Einbeziehung von drallfreier Primärluft und Verbrennung*. Dissertation, Universität Fridericiana Karlsruhe, 1991.
- [93] B. Schuermans und T. Sattelmayer. AG-Turbo Vorhabensbeschreibung; COORETEC-Turbo Teilverbundprojekt Verbrennung; Vorhaben-Nr. 2.1.6; Flexibles Verbrennungssystem für wasserstoffhaltige Brennstoffe, 2006.
- [94] P. Siewert. *Flame Front Characteristics of Turbulent Lean Premixed Methane / Air Flames at High-Pressure*. Dissertation, ETH Zürich, 2006.

- [95] H. Sigloch. *Technische Fluidmechanik*. Springer-Verlag, Ausgabe 8, 2012. ISBN: 978-3-642-22844-5.
- [96] G. Smith, D. Golden, M. Frenklach, N. Moriarty, B. Eiteneer, M. Goldenberg, C. Bowman, R. Hanson, S. Song, W. Gardiner Jr., V. Lissianski und Z. Qin. GRI-Mech 3.0, 2012. URL http://www.me.berkeley.edu/gri_mech/. Stand 30.03.2012.
- [97] G. Smith, D. Golden, M. Frenklach, N. Moriarty, B. Eiteneer, M. Goldenberg, C. Bowman, R. Hanson, S. Song, W. Gardiner Jr., V. Lissianski und Z. Qin. Laminar Flame Speeds at 1 atm, 2012. URL <http://www.me.berkeley.edu/gri-mech/version30/text30.html#performance>. Stand 30.03.2012.
- [98] S. Sogo und S. Yuasa. Flame Stretch Rate of Laminar Flame Base just before Flashback at Different Burner Temperatures. In *Proceedings of 20th International Colloquium on the Dynamics of Explosions and Reactive Systems*, 2005.
- [99] C. Steinbach, T. Ruck, J. Lloyd, P. Jansohn, K. Döbbeling, T. Sattelmayer und T. Strand. ABB's Advanced EB Burner - A Dual Fuel Dry Low NO_x Burner for Stationary Gas Turbines. In *Proceedings of the International Gas Turbines and Aeroengine Congress and Exhibition, Stockholm, Sweden*, Nummer 98-GT-519, 1998.
- [100] SWM Services GmbH. Erdgasqualität im Verteilungsnetz des Großraumes München, 2011.
- [101] S. Turns. *An Introduction to Combustion*. McGraw-Hill, 1996. -ISBN 0-07-911812-7.
- [102] United Nations. Report of the Conference of the Parties on its Fifteenth Session. Framework Convention on Climate Change, held in Copenhagen, 2009.
- [103] G. von Elbe und M. Mentser. Further Studies of the Structure and Stability of Burner Flames. *The Journal of Chemical Physics*, 13(2):89–100, 1945.
- [104] J. Warnatz, U. Maas und R. Dibble. *Combustion: Physical and Chemical Fundamentals, Modeling and Simulation, Experiments, Pollutant For-*

- mation*. Springer Berlin, Heidelberg, New York, Ausgabe 4, 2006. -ISBN 3-540-25992-9.
- [105] M. Weimer. *Aufplatzen freier Wirbel und drallbehafteter Rohrströmungen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1997.
- [106] F. Werner. *Über die Turbulenz in gerührten newtonschen und nicht-newtonschen Fluiden*. Dissertation, Technische Universität München, 1997.
- [107] F. White. *Viscous Fluid Flow*. McGraw-Hill, 2006. -ISBN 007-124493-X.
- [108] C. Wilke. A Viscosity Equation for Gas Mixtures. *The Journal of Chemical Physics*, 18(4):517–519, 1950.
- [109] C. Willert und J. Kompenhans. PIV Analysis of Ludwig Prandtl’s Historic Flow Visualization Films,. In *Proceedings of the 63rd Annual Meeting, American Physical Society, Division of Fluid Dynamics (DFD)*, 2010.
- [110] A. Winkler. *Validierung eines Modells zur Vorhersage turbulenter Verbrennungslärms*. Dissertation, Technische Universität München, 2007.
- [111] K. Wohl. Quenching, Flash-Back, Blow-Off - Theory and Experiment. *4th Symposium (International) on Combustion*, Seiten 68–89, 1953.
- [112] J. Wu, P. Brown, I. Diakunchak, A. Gulati, M. Lenze und B. Koestlin. Advanced Gas Turbine Combustion System Development for High Hydrogen Fuels. In *Proceedings of the ASME Turbo Expo, Montreal, Canada*, Nummer GT2007-28337, 2007.
- [113] J. Wäsle. *Vorhersage der Lärmemission turbulenter Vormischflammen*. Dissertation, Technische Universität München, 2007.