

Spraycharakterisierung von rücklaufgeregelten Dralldruckdüs en mit hohen Zerstäubungsdurchsätzen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur (Dr. Ing.)

von M. Sc. Daniel Butscher

geb. am 29.09.1986 in Havelberg

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Promotionskommission:	Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. Berend van Wachem
	Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Frank Beyrau
		Prof. Dr.-Ing. Günter Wozniak
		Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht

eingereicht am: 26.05.2020

Promotionskolloquium am: 22.10.2021

Kurzfassung

Die Art der Zerstäubung einer Flüssigkeit ist entscheidend für die Effizienz vieler verfahrenstechnischer Anwendungen, wie z.B. die Verbrennung von Heizöl oder die Rauchgasreinigung durch Ammoniak. Eine Charakterisierung der Zerstäubung durch Rücklaufdüsen, hilft die Gesamtprozesse zu verbessern und dadurch die Emission von Schadstoffen, wie Stickoxiden, zu vermeiden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Hydraulik und die Eigenschaften des Sprays von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen, in einem industriell genutzten Arbeitsbereich mit Vorlaufdrücken zwischen 23 - 30 bar und Durchsätzen von 300 - 1000 l/h umfangreich untersucht. Dabei sind die Effekte auf die Sprayeigenschaften, wie Spraywinkel, Primärzerfall, Massenbeaufschlagungsdichte, Spraymuster sowie die Verteilungen der Tropfengrößen und Geschwindigkeiten betrachtet worden. Der zweite Teil dieser Arbeit befasst sich mit dem Einfluss des Austrittswinkels, der Austrittsform und der Austrittsöffnung auf die Hydraulik und die Sprayeigenschaften der Rücklaufdüsen.

Zur Realisierung der Erfassung der Düsenhydraulik wurde eine neue Versuchsanlage entwickelt. Für die Messung der Sprayeigenschaften folgte die Applikation von Messtechnik für Hochgeschwindigkeits-Visualisierungen, Patternormessungen und der Phasen-Doppler-Anemometrie. Die Bestimmung der Massenbeaufschlagungsdichte erforderte im Rahmen der Untersuchungen die Entwicklung eines neuen Patternator, der eine zufriedenstellende Messgenauigkeit bei den vorliegenden hohen Durchsätzen bis 1000 l/h gewährleistete. Die qualitative Darstellung der umfangreichen Daten zur Beschreibung der Tropfeneigenschaften erfolgte mittels einer Gewichtung der radialen Tropfendaten mit der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte über eine axiale Ebene. Die damit vorhandenen Daten sind anschließend mittels der statistischen Versuchsauswertung aufbereitet worden.

Die vorgestellten Ergebnisse erlauben erste Schlussfolgerungen für Optimierungsansätze der Geometrie der Rücklaufdüse für eine Erhöhung der Zerstäubungsqualität. Ebenfalls sind Anpassung der Sprayeigenschaften auf die verschiedenen Anwendungen in der Industrie durchführbar. Die umfangreiche Datenbasis dieser Arbeit stellt ebenfalls eine Grundlage zur numerischen Untersuchung der Hydraulik, der Zerstäubung sowie für die internen Strömungen innerhalb der Düse dar.

Abstract

The type of atomization of a liquid is critical to the efficiency of many commercial applications, such as e.g., the combustion of fuel oil or the flue gas cleaning by ammonia. Characterization of the atomization by return nozzles helps to improve the overall process and thereby reduce the emission of pollutants. Within the scope of this work, the hydraulics and properties of the spray were extensively studied by return-controlled swirl nozzles in an industrial working area with flow pressures between 23 to 30 bar and throughputs of 300 to 1000 l/h. In this case, the respective effects on the spray properties spray angle, primary decay, mass flux or spray pattern and the droplet size and velocity distributions have been determined. The second part of the study deals with the influence of the outlet angle or the outlet shape and the outlet opening on the hydraulics and the spray properties of the return nozzles.

To realize this project, a new test facility was built, with which the hydraulics of the nozzles could be detected. The measurement of the spray properties was followed by the application of measurement technology for high-speed visualization, patternator measurements and phase-doppler anemometry. In the context of this work, a new patternator had to be developed for the determination of the local mass flux in the spray, which ensured a satisfactory measuring accuracy at the high flow rates up to 1000 l/h. For a qualitative presentation of the extensive data for describing the droplet properties, a weighting of the radial droplet data with the local mass flux was carried out over an axial plane. For a clear presentation of the results, the extensive data was processed by using the statistical test evaluation.

The results obtained in this work provide initial conclusions for optimization of the geometry of the return nozzle for increasing the atomization quality and adapting the spray properties to the various applications in the industry. Furthermore, the simulation of the hydraulics, the atomization and the internal flows of the spill return nozzles can be evaluated by the extensive database.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	III
Abstract	IV
Inhaltsverzeichnis	V
Nomenklatur	VIII
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Klassifizierung der Zerstäuber.....	3
2.1.1 Druckzerstäuber.....	4
2.1.2 Pneumatische Zerstäuber.....	5
2.1.3 Rotationszerstäuber.....	5
2.1.4 Ultraschallzerstäuber.....	5
2.1.5 Sonderzerstäuber.....	5
2.2 Arten von Dralldruckdüsen.....	7
2.2.1 Axiale Dralldruckdüse.....	7
2.2.2 Tangentiale Dralldruckdüsen.....	8
2.2.3 Unterschiede der Dralldruckdüsen zu anderen Druckzerstäubern.....	9
2.2.4 Verschiedene Bauformen von Dralldruckdüsen und deren Anwendungen.....	9
2.2.5 Rücklaufgeregelte Dralldruckdüsen.....	12
2.3 Literaturübersicht zur Untersuchung von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen... 14	
2.4 Charakteristische Kenngrößen von Dralldruckdüsen und Hohlkegelsprays..... 19	
2.4.1 Strömungsverhältnisse in der Düse und am Düsenaustritt..... 19	
2.4.2 Kennzahlen zur Beschreibung des Primärzerfalls einer Hohlkegellamelle..... 22	
2.4.3 Zerfallsregime des Primärzerfalls einer Hohlkegellamelle..... 23	
2.4.4 Tropfenbildung und Sekundärzerfall..... 27	
2.5 Einflussgrößen auf die Zerstäubungsqualität..... 28	
2.5.1 Flüssigkeitseigenschaften..... 28	
2.5.2 Bedingungen der Gasphase..... 29	
2.5.3 Betriebsbedingungen des Zerstäubers..... 30	
2.5.4 Geometrie des Zerstäubers..... 31	
3 Zielstellung	36
4 Experimentelle Randbedingungen	38
4.1 Übertragung von Messwerten auf verschiedene Arbeitsmedien..... 38	
4.2 Vorlaufdruck..... 40	
4.3 Zerstäubter Volumenstrom / Durchsatz..... 40	
4.4 Düsengeometrien..... 40	
5 Messmethoden und Datenauswertung	47

5.1	Versuchsanlage	48
5.1.1	Aufbau	48
5.1.2	Bestimmung der hydraulischen Eigenschaften	50
5.1.3	Messunsicherheiten.....	52
5.2	Messung des Spraywinkels.....	52
5.2.1	Messaufbau	53
5.2.2	Methodik.....	54
5.2.3	Messunsicherheiten.....	55
5.3	Visualisierung des Primärzerfalls der Hohlkegellamelle.....	56
5.3.1	Messaufbau	56
5.3.2	Visualisierung des Primärzerfalls	58
5.3.3	Bildnachbearbeitung	59
5.4	Messung des Spraymusters und der lokalen Massenbeaufschlagungsdichten.....	60
5.4.1	Messaufbau	62
5.4.2	Methodik.....	63
5.4.3	Messunsicherheiten.....	65
5.5	PDA zur Bestimmung der Verteilungen von Tropfengrößen und Tropfengeschwindigkeiten	66
5.5.1	Messaufbau und Einstellungen des Phasen-Doppler-Anemometers.....	66
5.5.2	Bewertung der Messqualität in den axialen Ebenen	69
5.5.3	Messung der Tropfeneigenschaften	70
5.5.4	Messunsicherheiten der PDA in dichten Hohlkegelsprays	71
5.5.5	Nachbearbeitung der Messdaten durch Erasing	76
5.5.6	Auswertung der Tropfeneigenschaften	80
5.5.7	Anwendung der statistischen Versuchsauswertung für die gewichteten Tropfeneigenschaften	84
6	Diskussion der Messergebnisse.....	87
6.1	Eigenschaften der Referenzgeometrie	87
6.1.1	Hydraulische Eigenschaften.....	88
6.1.2	Primärzerfall	90
6.1.3	Spraywinkel	96
6.1.4	Lokale Massenbeaufschlagungsdichten	99
6.1.5	Tropfeneigenschaften.....	100
6.2	Einfluss der Zerstäubergeometrie auf die Eigenschaften.....	115
6.2.1	Variierte Austrittsgeometrien.....	115
6.2.2	Änderung des Austrittsdurchmessers.....	128
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	134
7.1	Zusammenfassung	134
7.2	Ausblick.....	139
	Abbildungsverzeichnis.....	141
	Tabellenverzeichnis.....	146

Literatur.....	147
Anhang A: Aufbau der Versuchsanlage als RI-Schema.....	155
Anhang B: Ergänzende Informationen zum Ein-Rohr-Patternator	156
Anhang C: Abschätzung des realen Drallparameter	160

Nomenklatur

Lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
a	[mm]	axiale Ebenen im Spray = Abstand von der Düsenöffnung
A	[mm²]	Fläche
AR	[%]	Akzeptanzrate
b	[mm]	Breite
B, L, H	[μm]	Breite, Länge, Höhe des Messvolumen
c_D	[–]	Discharge Coefficient
d	[m]	Durchmesser
D	[μm]	Tropfendurchmesser
D₁₀	[μm]	arithmetischer Durchmesser
D₃₂	[μm]	Sauter-Mean-Durchmesser
\bar{D}_{32}	[μm]	Gewichteter Sauter-Mean-Durchmesser
D_{Grenze}	[μm]	Grenzdurchmesser für die Filterung Stufe 2
DR	[1/s]	Datenrate
f	[mm]	Brennweite
F	[Hz]	Frequenz
FN	[–]	Flow Number
h	[mm]	Höhe
k	[mm²]	Lamellendickenparameter
l_{ch}	[mm]	Charakteristische Länge
m	[kg]	Masse
\dot{m}	[kg/m²s]	Massenbeaufschlagungsdichte

Symbol	Einheit	Bedeutung
\dot{M}	$[kg/h]$	Massenstrom
N	$[-]$	Anzahl/ Belegung an Tropfen einer Tropfendurchmesser-Klasse
$\dot{n}(r_j, D_i)$	$[1/s]$	Anzahldichte der Tropfen mit der Größe der jeweiligen Größenklassen D_i an der Position r_j
o, p	$[-]$	Exponenten Berechnung charakteristische Tropfendurchmesser
Oh	$[-]$	Ohnesorge-Zahl
Δp	$[bar]$	Druckdifferenz
q	$[-]$	Koeffizient der Rosin-Rammler- Verteilungsfunktion
Q	$[-]$	
q_0	$[-]$	Verteilungsdichte der Tropfenanzahl
q_3	$[-]$	Verteilungsdichte der Tropfenmasse
Q_3	$[-]$	Verteilungsdichte der kumulativen Tropfenmasse
r	$[mm]$	radiale Position im Spray
Δr	$[mm]$	Kreisringbreite
R	$[mm]$	Radius
Re	$[-]$	Reynoldszahl
Re_p	$[-]$	Druckreynoldszahl
RV	$[-]$	Rücklaufverhältnis
S	$[-]$	Geometrischer Drallparameter
S_{real}	$[-]$	Realer Drallparameter
$Span$	$[-]$	Breite der Tropfengrößenverteilung
\overline{Span}	$[-]$	Gewichteter $Span$

Symbol	Einheit	Bedeutung
T	$[^{\circ}\text{C}]$	Temperatur
Δt	$[\text{s}]$	Zeitdifferenz
v	$[\text{m}/\text{s}]$	Geschwindigkeit
v_{rel}	$[\text{m}/\text{s}]$	Relative Geschwindigkeit
\bar{v}	$[\text{m}/\text{s}]$	Mittlere Geschwindigkeit
\dot{V}	$[\text{l}/\text{h}]$	Volumenstrom
We	$[-]$	Weber-Zahl
x	$[-]$	Allgemeine Variable, die einem charakteristischen Sprayparameter entspricht oder einem Parameter in der Modelgleichung für die statistische Versuchsauswertung
X	$[\mu\text{m}]$	Koeffizient der Rosin-Rammler-Verteilungsfunktion
y, z	$[\text{mm}]$	Horizontale Abstände vom Spraykern in den axialen Ebenen
\hat{y}_N	$[-]$	Zielgrößen Modelgleichung für die statistische Versuchsauswertung

Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	$[^{\circ}]$	Austrittswinkel am Düsenaustritt
β	$[^{\circ}]$	Strahlschnittwinkel PDA
$\hat{\beta}_p$	$[-]$	Koeffizienten der Modelgleichung für die statistische Versuchsauswertung
δ	$[\text{mm}]$	Dicke der Lamelle
ε	$[-]$	Effizienzparameter

Symbol	Einheit	Bedeutung
η	[Pa s]	Dynamische Viskosität
Θ	[°]	Spraywinkel
κ	[-]	Lamellenzahl
μ	[-]	Austrittskoeffizient (engl. Discharge Coefficient c_D)
ν	[mm ² /s]	Kinematische Viskosität
ρ	[kg/m ³]	Dichte
ρ^*	[-]	Dichtekennzahl
σ	[kg/s ²]	Oberflächenspannung
ξ		
φ	[°]	Streuwinkel PDA
ω_f	[μm]	Breite Interferenzstreifen

Abkürzungen und Indizes

Bezeichnung	Bedeutung
0,1; 0,5; 0,9	Bezeichnung für charakteristische Durchmesser auf einer Verteilungsfunktion und zur Berechnung des <i>Span</i>
a	axial
Aus	Austritt
DoE	Design of Experiments
DP	Düsenplatte
Ein	Eintritt
fl	Flüssigkeit
G	Gas
HSV	Highspeedvisualisierung

Bezeichnung	Bedeutung
i, j und I, J	Summationsindexe
krit	kritisch
La	Lamelle
LDA	Laser-Doppler-Velocimetrie
LK	Luftkern
max	Maximum einer Variablen
min	Minimum einer Variablen
MMD	Mean Median Diameter
MV	Messvolumen
Pat	Patternator
PDA	Phasen-Doppler-Anemometer
PIV	Particle-Image-Velocimetry
r	radial
RL	Rücklauf
SNR	Signal-to-Noise-Ratio
Spray	Zerstäubter aus der Düse ausströmender Anteil
t	tangential
Tr	Tropfen
TS	Tangentialschlitze
VL	Vorlauf
WK	Wirbelkammer

1 Einleitung

Die Zerstäubung ist ein verfahrenstechnischer Prozess, der in vielen Bereichen des alltäglichen Lebens sowie in verschiedenen Zweigen der Industrie anzutreffen ist. Beispiele reichen von dem kleinen Handzerstäuber im Haushalt, mit dem die heimischen Pflanzen befeuchtet werden, bis hin zu industriellen Ölbrennern mit mehreren Megawatt Leistung für die Dampferzeugung. Unabhängig von dem Maßstab der Prozesse ist die Aufgabe eines Zerstäubungsvorganges immer die gleiche: Aus einem zusammenhängenden Flüssigkeitsvolumen wird unter Energieeinwirkung ein geeignetes Tropfenkollektiv produziert. Die Anforderungen an das erzeugte Spray sind jedoch oftmals anwendungsspezifisch: So kommt es z.B. bei der Lackierung eines Bauteils u.a. auf eine gleichmäßige und möglichst schmale Tropfenverteilung mit sehr feinen Tropfen an. Bei verbrennungstechnischen Anwendungen hingegen ist ein Spray mit breiter Tropfengrößenverteilung vorteilhafter.

Ein häufig in verschiedenen Industriezweigen eingesetzter Düsentyp ist die Dralldruckdüse [1–3], weil sie im Vergleich zu anderen Düsenarten bereits mit geringem Energieaufwand ein feines Spray produziert und allgemein als verstopfungsunempfindlich gilt. Neben genau eingestellten Sprayeigenschaften und zuverlässiger Performance solch einer Düse ist es für viele Anwendung erforderlich, den Zerstäubungsprozess bezüglich des Durchsatzes variieren zu können. Um diese Eigenschaft zu ermöglichen, wurden aus den Dralldruckdüsen die sogenannten „wide-range swirl nozzles“ entwickelt, die eine bessere Regelbarkeit in ihrem Durchsatz aufwiesen. Ein Ableger dieser Kategorie ist die Rücklaufdüse, die auch rücklaufgeregelte Dralldruckdüse genannt wird. Dieser Düsentyp lässt sich über eine zusätzliche Bohrung in der Wirbelkammer, über der ein Teil des Gesamtvolumenstroms abgeführt werden kann, regeln. Mittels eines Ventils kann der Anteil am Gesamtvolumen im Rücklauf und dementsprechend der Durchsatz der Rücklaufdüse gesteuert werden.

Hauptanwendungen der rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen ist seit ihrer ersten Patentierung, im Jahre 1921 [4], die Zerstäubung von flüssigen Brennstoffen in Großkesselanlagen. Einige Jahre später kam der Einsatz in Flugtriebwerken und Gasturbinen hinzu. Mit strengeren Regeln bezüglich des Emissionsschutzes folgten zwei weitere Einsatzfelder: Zum einen wurden diese Düsen für die Kühlung von Gasströmen, z.B. vor Filteranlagen

durch die Zerstäubung von Wasser eingesetzt [5]. Zum anderen kommen die Rücklaufdüsen für die Zerstäubung von Ammoniak zum Einsatz, um gebildete Stickoxide in Rauchgasen zu reduzieren [6].

In den letzten Jahren sind die Regelungen und Gesetze bezüglich des Umwelt- und Emissionsschutzes zunehmend strenger geworden [5]. Die Industriezweige, in denen rücklaufgeregelte Dralldruckdüsen zum Einsatz kommen, sind von diesen Gesetzgebungen unmittelbar betroffen. Besonders bei Großanlagen, wie z.B. für die Müllverbrennung oder in der Zementherstellung ist der Einsatz von Rücklaufdüsen vorteilhaft, da hierbei hohe Rauchgasströme anfallen, die den Gebrauch der alternativ verwendeten pneumatischen Zerstäuber aufgrund der notwendigen Druckluftmengen unwirtschaftlich machen. Somit können durch die Weiterentwicklung von Rücklaufdüsen die Emissionen der jeweiligen Prozesse bei der Verbrennung oder bei der darauffolgenden Rauchgasreinigung reduziert werden. Gleichzeitig führt der Einsatz dieses Düsentyps zur Senkung der anfallenden Betriebskosten der Gesamtanlagen. Grundvoraussetzungen für einen solchen Optimierungsprozess sind Kenntnisse zur Düsenhydraulik und den Sprayeigenschaften, in den für die Anwendungen typischen Arbeitsbereichen der Düsen. Besonders Untersuchungen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen mit hohen Durchsätzen sind veraltet und beinhalten lediglich Messungen der Hydraulik. Informationen über die Sprayeigenschaften und den Tropfenzerfall sind, für die erforderlichen Betriebsbereiche, in der Literatur nicht verfügbar.

Die vorliegende Arbeit setzt an diesem Punkt an, mit dem Ziel zunächst eine große rücklaufgeregelte Dralldruckdüse und deren produziertes Spray, in einem Betriebsbereich mit hohen Durchsatzmengen, zu charakterisieren. Im zweiten Schritt wird mit den Erkenntnissen aus der Literatur und den praktischen Untersuchungen die Geometrie der Rücklaufdüse gezielt verändert und so deren Einfluss auf die Hydraulik und den Sprayeigenschaften ermittelt.

2 Stand der Technik

Die Erzeugung von Tropfen kann über zahlreiche Düsenarten passieren, weshalb Bayvel und Orzechowski 1993 [2] eine grobe Einteilung der Zerstäubertypen anhand der genutzten Energiezufuhr für den Zerstäubungsprozess vorschlugen. Im vorliegenden Kapitel erfolgt die Eingruppierung der Rücklaufdüsen unter Verwendung dieser Aufteilung der verschiedensten Zerstäuberarten. Dabei werden die besonderen Eigenschaften dieses Zerstäubertyps verdeutlicht und gleichzeitig die Abgrenzung zu anderen Zerstäuberarten aufgezeigt. Darüber hinaus wird auf die Entwicklung von Rücklaufdüsen, deren Funktionsprinzip sowie deren Einsatz in der Industrie eingegangen.

Die Dralldruckzerstäuber und die von ihnen produzierten Hohlkegelsprays wurden in der Vergangenheit [8–10] intensiv mit Messtechniken unter verschiedensten Betriebsbedingungen und geometrischen Dimensionen analysiert. Die Untersuchungen dauern bis heute an [11–13]. Aus diesem Grund liegt für diesen Düsentyp umfassende Literatur vor. Das gilt jedoch nicht für die artverwandten rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen, für die wenig Untersuchungsergebnisse zu finden sind. Um das zu verdeutlichen, wird hier eine Übersicht von bisherigen Untersuchungen an rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen gegeben. Der Schwerpunkt der Recherche lag in den untersuchten Betriebsbereichen und den zugehörigen technischen Anwendungen in deren Rahmen die Untersuchungen vorgenommen wurden.

Im Anschluss folgt die Erläuterung der Kennzahlen, die zur Beschreibung der drei, in Dralldruckzerstäubern vorliegenden, Strömungsbereiche notwendig sind.

Dem schließt sich eine Beschreibung, der in der Literatur bekannten Einflussgrößen, die eine Änderung der Sprayeigenschaften bewirken, an.

2.1 Klassifizierung der Zerstäuber

Die Zerstäuberarten werden in der Literatur [2, 3, 14, 15] anhand der zugeführten Energieform klassifiziert, womit sich insgesamt fünf Gruppen ergeben:

1. Druckzerstäuber,
2. Pneumatische Zerstäuber,
3. Rotationszerstäuber,
4. Ultraschallzerstäuber und
5. Sonderzerstäuber.

Für eine klare Differenzierung zwischen den verschiedenen Gruppen wird nachfolgend auf diese eingegangen.

2.1.1 Druckzerstäuber

Bei den Druckzerstäubern, auch als Einstoffdüsen bezeichnet, wird dem Zerstäuber das zu zerstäubende Fluid unter hohem Druck zugeführt. Mit Hilfe der Zerstäuber-geometrie kommt es zur Beschleunigung des Fluids, bei gleichzeitigem Abbau des Drucks. Am Austritt gelangt das Fluid mit hoher Geschwindigkeit in ein gasförmiges Medium (Luft), wo es, aufgrund interner Turbulenzen und äußerer aerodynamischer Kräfte zwischen dem Gas und der Flüssigkeit, zum Zerfall in kleinere Bestandteile (Ligamente und Tropfen) kommt.

Eine weitere Unterteilung dieses Düsentyps lässt sich anhand der Art und Weise, wie das Fluid am Zerstäuber austritt, vornehmen. Hierbei kann zwischen strahlbildenden und lamellenbildenden Düsen unterschieden werden. Bei den strahlbildenden Düsen, auch Turbulenzdüsen genannt [15, 16], treten ein oder mehrere turbulente Flüssigkeitsstrahlen aus, weshalb eine weitere Unterscheidung zwischen Ein- und Mehrlochzerstäuber vorgenommen wird. Eingesetzt werden diese Düsentypen u.a. in Verbrennungsmotoren, bei welchen oftmals ein sehr hoher Druck erforderlich ist, um eine gute Zerstäubungsqualität zu erreichen.

Die lamellenbildenden Düsen erzeugen am Austritt eine Flüssigkeitslamelle, die in einem gewissen Abstand zur Düsenmündung erst zu Ligamenten und anschließend zu feinen Tropfen zerfallen. Auch hier werden weitere Unterteilungen vorgenommen, die sich nach Form der Lamelle ergeben. Demzufolge gibt es Fächerstrahl- bzw. Flachstrahldüsen, Vollkegeldüsen und Hohlkegeldüsen. Zerstäuber, die ein Hohlkegelspray bilden, sind Dralldruck- und Spiraldüsen. Eine detaillierte Beschreibung, der in der vorliegenden Arbeit untersuchten Dralldruckdüsen und deren weitere Unterteilung erfolgt in Kapitel 2.2.

Im Allgemeinen gelten Druckzerstäuber sowohl in der Herstellung als auch im Betrieb als kostengünstig und zuverlässig. Das ist ihrem einfachen Aufbau ohne bewegliche Teile ebenso geschuldet, wie der Tatsache, dass keine Hilfsenergie nötig ist.

2.1.2 Pneumatische Zerstäuber

Pneumatische Zerstäuber werden häufig auch als Zweistoffdüsen bezeichnet, da hier zum Zerstäuben der Flüssigkeit ein Hilfsgas verwendet wird. Das Gas besitzt eine hohe kinetische Energie, die auf den erzeugten Flüssigkeitsstrahl einwirkt und den Zerstäubungsprozess einleitet.

2.1.3 Rotationszerstäuber

Rotationszerstäuber nutzen die Zentrifugalkraft für den Zerstäubungsprozess. Die zu zerstäubende Flüssigkeit wird auf eine rotierende Oberfläche aufgebracht und zum Rand hin beschleunigt. Dort löst sich der Flüssigkeitsfilm von der Oberfläche und zerfällt in einem gewissen Abstand vom Rand vermehrt zu Tropfen mit sehr gleichmäßiger Größe.

2.1.4 Ultraschallzerstäuber

Charakteristisch für die Ultraschallzerstäuber ist die Erzeugung eines feinen Sprays mit annähernd gleich großen Tropfen. Wird ein Flüssigkeitsfilm durch Ultraschall in vertikale Schwingungen versetzt, bilden sich sogenannte Kapillarwellen, aus denen feine Tropfen entstehen.

2.1.5 Sonderzerstäuber

Die noch verbleibenden Zerstäubertypen werden unter der Kategorie Sonderzerstäuber geführt. Diese sind oftmals speziellen Anwendungen vorbehalten und somit seltener vorzufinden. Beispiele für Sonderzerstäuber sind Pralldüsen und elektrostatische Zerstäuber.

Weitere Informationen zu den jeweiligen Zerstäuberarten, die hier nicht im Detail beschrieben sind, sind in den Standardwerken der Zerstäubungstechnik, wie z.B. in „Atomization and Sprays“ von Lefebvre [1], in „Liquid Atomization“ von Bayvel und Orzechowski [2] oder dem „Handbook of atomization and sprays“ von Ashgriz [17] zu finden. Für weitere Informationen bezüglich Drallzerstäubern ist das Werk „Theory and Practice of Swirl Atomizers“ von Kavkin [3] zu nennen. Für einen Überblick der industriellen Anwendungen der jeweiligen Zerstäuber ist das Buch von Nasr et al. mit dem Titel „Industrial Sprays and Atomization“ [6] zu empfehlen.

In der Abbildung 2-1 ist eine Übersicht der einzelnen Kategorien und den dazugehörigen Zerstäubertypen als Organigramm dargestellt, wobei die hier untersuchten Rücklaufdüsen und deren übergeordnete Kategorien hervorgehoben sind.

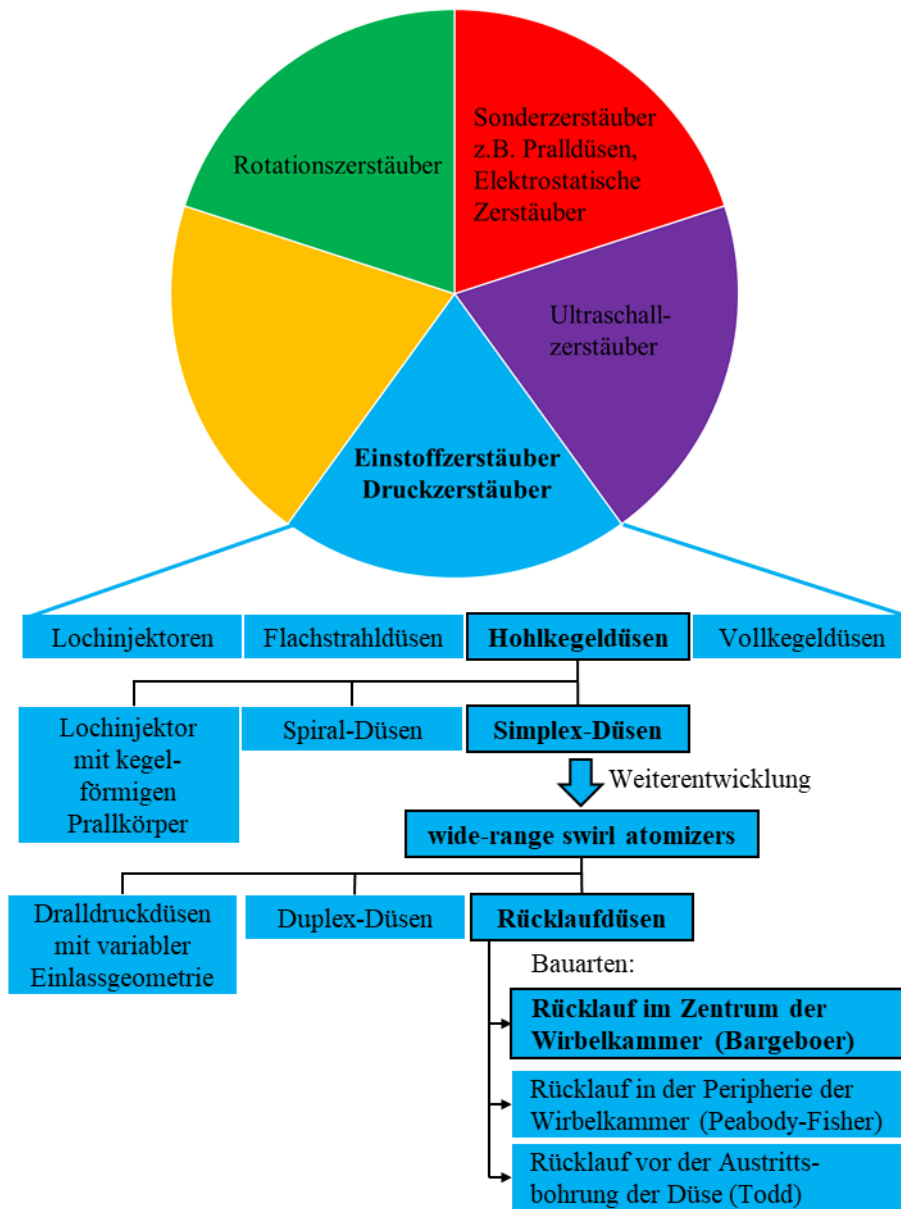


Abbildung 2-1: Einordnung und Unterteilung der Dralldruckdüsen in die bekannten Kategorien von Zerstäubern

2.2 Arten von Dralldruckdüsen

In diesem Kapitel wird die unter 2.1 vorgenommene Unterteilung der Zerstäubertypen, ausgehend von den Druckzerstäubern über die Hohlkegeldüse zur Dralldruckdüse, fortgeführt. Neben den Bauformen von Dralldruckdüsen werden deren Eigenschaften erläutert. Ebenso werden die unterschiedlichen rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen im Detail betrachtet.

Der allgemeine Aufbau einer Dralldruckdüse setzt sich aus dem Drallkörper, der Wirbelkammer und dem Düsenaustritt zusammen. Eine erste Unterteilung der Dralldruckdüsen wird anhand der Bauform des Drallkörpers und somit der Art und Weise wie das Fluid der Wirbelkammer zugeführt wird, vorgenommen. Demnach gibt es zwei Typen von Dralldruckzerstäubern mit einem axialen und einem tangentialen Drallkörper, die in Abbildung 2-2 dargestellt sind.

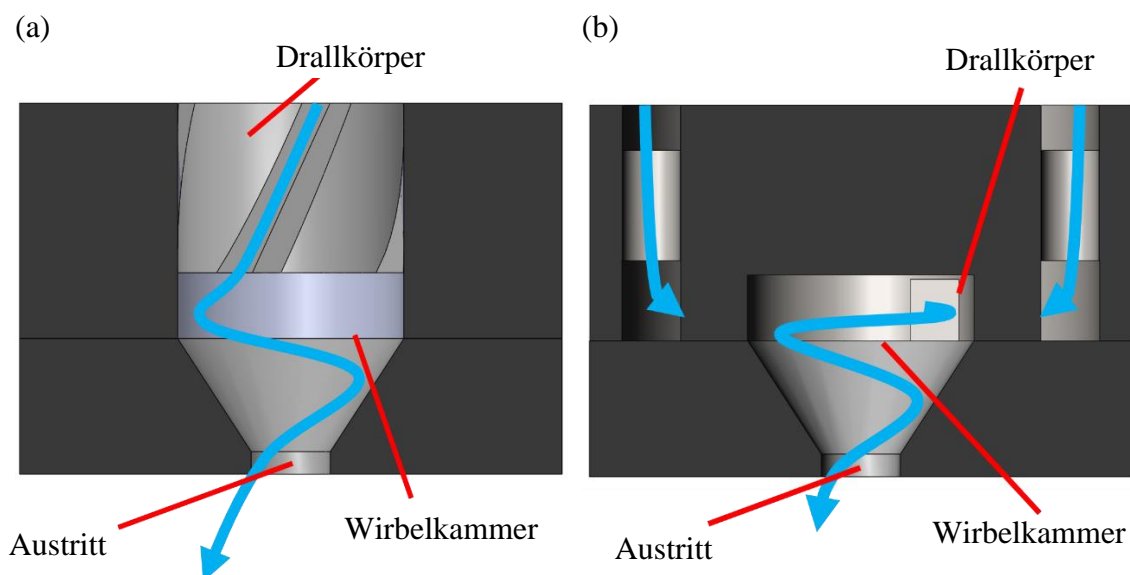


Abbildung 2-2: Aufbau von Dralldruckdüsen mit verschiedenen Drallkörpern (a) axial und (b) tangential

2.2.1 Axiale Dralldruckdüse

Die Düse mit einem axialen bzw. zylindrischen Drallkörper, die in der Abbildung 2-2 (a) zu sehen ist, besitzt mehrere axial angebrachte Einlasskanäle, die für die Drallbewegung des Fluids in der darauffolgenden Wirbelkammer sorgen. Die Kanäle im sogenannten Leitapparat sind in einem Winkel um die senkrechte Rotationsachse der Düse geneigt.

Die Geometrie kann einfach in Form von geraden oder gewundenen Einlaufkanälen realisiert werden. Einer der ältesten Typen dieser Bauform, der „Körting Zerstäuber“ aus dem Jahre 1902, besaß als Drallkörper lediglich ein langgezogenes Gewinde [2]. Die gewundene Geometrie hat den Vorteil, dass das Fluid optimaler auf die nachfolgende Drallbewegung geführt wird und es somit nicht zu verstärkten Ablösungen der Strömungen kommt, wodurch Strömungsverluste reduziert werden [16]. Beide Formen der Einlaufkanäle sind düsenförmig, d.h. verengend konstruiert, während die Strömung in Umfangsrichtung gelenkt wird [18]. Das Fluid wird, bevor es in die Wirbelkammer gelangt, aufgrund der Kanäle im Drallkörper in mehrere Teilströme aufgeteilt. Beim Eintritt in die Wirbelkammer besitzen die Teilströme, je nach Kanalanordnung, bereits mehrere Geschwindigkeitskomponenten, z.B. eine axiale und eine radiale [2], wodurch die Bildung eines Luftkernes in der Wirbelkammer ermöglicht wird und demzufolge das Fluid in Form einer Flüssigkeitslamelle austreten kann.

2.2.2 Tangentiale Dralldruckdüsen

Die zweite Bauart der Dralldruckdüsen, die in der Abbildung 2-2 (b) zu sehen ist, besitzt einen oder mehrere tangential angeordnete Einlaufkanäle. Diese Art ist in der Industrie häufiger vertreten als die axiale Variante [16].

Wie bei dem axialen Drallkörper wird auch bei der tangentialen Geometrie das Fluid in der Wirbelkammer auf eine Drallbewegung geführt. Jedoch liegt hier der Unterschied daran, dass das Fluid nur eine Umfangsgeschwindigkeit beim Betreten der Wirbelkammer besitzt [2]. Die axiale Geschwindigkeitskomponente erhält das Fluid erst durch die verjüngende Geometrie der Wirbelkammer bis zum Düsenaustritt.

Durch die Drallbewegung bildet sich ein Druckprofil in der Wirbelkammer aus, welches hohe Drücke am Rand und niedrige im Kern aufweist. Die Folge ist die Bildung eines Luftkernes im Zentrum der Austrittsöffnung bis in die Wirbelkammer hinein. Dadurch verlässt das Fluid den Zerstäuber als dünnen konischen Flüssigkeitsfilm. Dieser Film, auch Lamelle genannt, breitet sich nach dem Ablösen vom Düsenmund in axialer und radialer Richtung aus und wird aufgrund der Massenerhaltung mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt dünner. Außerdem werden zufällig auftretende turbulente Störungen innerhalb der Lamelle durch aerodynamische Kräfte an der Phasengrenze zwischen Flüssigkeit und Umgebungsluft verursacht. Die Störungen sorgen für Schwingungen der Lamelle, deren Amplituden mit zunehmendem Abstand größer werden und die

Bildung von Löchern in der Lamellenstruktur verursachen. Oftmals treten beide Phänomene gleichzeitig auf und führen zur Zerteilung der Lamelle in Ligamente, die anschließend zu Tropfen zerfallen.

2.2.3 Unterschiede der Dralldruckdüsen zu anderen Druckzerstäubern

Die bedeutendsten Unterschiede zwischen Dralldruckdüsen und anderen Druckzerstäubern ergeben sich aufgrund der Bildung eines Luftkerns in den Düsen und der daraus resultierenden Hohlkegellamelle. Durch die Bildung dieser Flüssigkeitslamelle produzieren die Dralldruckdüsen im Vergleich zu allen anderen Druckdüsen, bei vergleichbaren Betriebsbedingungen, den kleinsten, auf den Düsenaustrittsdurchmesser bezogenen, charakteristischen Tropfendurchmesser. Gleichzeitig können bei diesem Düsentyp bei vorgegebenen Betriebsparametern größere Austrittsdurchmesser verwendet werden als bei anderen Druckdüsen. Der Grund hierfür liegt im sich ausbildenden Luftkern, der einen Teil der Austrittsfläche für das Fluid blockiert. Durch die größeren Austrittsöffnungen gelten Dralldruckdüsen als verstopfungsunempfindlich [19].

Ein weiterer Unterschied zu anderen Druckzerstäubern stellt das sogenannte „Hohlkegeldüsen-Paradoxon“ dar [16]. Dabei handelt es sich um den Einfluss der Viskosität des zu zerstäubenden Fluids. Während bei allen anderen Druckdüsen der Volumenstrom mit steigender Flüssigkeitsviskosität abnimmt, steigt dieser bei Dralldruckdüsen bis zu einem bestimmten Grenzwert an. Im Umkehrschluss sinkt der Durchsatz bis zu einem Grenzwert mit sinkender Viskosität, z.B. beim Erwärmen des Fluids. Dieses Verhalten führt zu einer schlechteren Zerstäubungsqualität bis zur Bildung eines Vollkegelspray.

Die Anwendungen für Dralldruckdüsen sind sehr vielseitig und werden bei den folgenden Beschreibungen der verschiedenen Bauformen beispielhaft benannt.

2.2.4 Verschiedene Bauformen von Dralldruckdüsen und deren Anwendungen

Simplex-Düsen besitzen eine Wirbelkammer sowohl tangentialen als auch axialen Zuläufen für das Fluid, welche alle die gleiche Querschnittsfläche haben. Diese Bauform stellt die einfachste Geometrie unter den Dralldruckzerstäubern dar. Neben den beiden in Abbildung 2-2 dargestellten Simplex-Düsen gibt es noch weitere Formen, die sich in der Kanal- und Wirbelkammergeometrie unterscheiden. Der allgemeine Aufbau bleibt aber bestehen.

Eine Differenzierung zwischen verschiedenen Arten von Simplex-Düsen kann anhand der Positionierung der Düse zur Lanze vorgenommen werden. Demnach gibt es Winkeldüsen (engl.: angular atomizers) und axial ausgerichtete Düsen (engl.: axial atomizers). In dieser Arbeit werden ausschließlich axial ausgerichtete Düsen untersucht, weshalb im weiteren Verlauf dieser Arbeit auf diese Unterscheidung verzichtet wird.

Die Simplex-Düsen sind von allen Dralldruckdüsen im industriellen Bereich die am häufigsten verwendeten Zerstäuber. Eingesetzt werden diese Düsen u.a. als Brenner in Gasturbinen und in Heißwasser- bzw. Dampfaufbereitungsanlagen [3], als Zerstäuber in der Sprühtrocknung, zur Raumbefeuchtung, bei der Reinigung und Desinfektion von Oberflächen und in Kühlprozessen [2]. Ein Nachteil der Simplex-Düsen stellt der eingeschränkte Regelbereich dar, der lediglich über die Reduzierung des Injektionsdrucks variierbar ist, wobei gleichzeitig die Zerstäubungsqualität sinkt. Zudem ist für eine festgelegte Düsengeometrie im jeweiligen Betriebspunkt nur eine bestimmte Tropfenverteilung produzierbar. Deshalb wurden ausgehend von der Simplex-Düse weitere komplexere Geometrien entwickelt, um die Nachteile zu beheben. Jene Arten von Dralldruckdüsen werden im Englischen allgemein als „wide-range swirl atomizers“ bezeichnet, da sie in einem großen Regelbereich und oftmals für unterschiedliche Tropfengrößenverteilungen verwendet werden können [1–3].

Vertreter der Gruppe „wide-range swirl atomizers“ sind die *Duplex-Düsen*, welche Eintrittskanäle mit unterschiedlichen Eintrittsflächen besitzen. Die verschiedenen Zulaufgeometrien sind entweder in einer Wirbelkammer integriert oder jede Wirbelkammer besitzt jeweils eine Zulaufgeometrie. Dementsprechend gibt es von dieser Düsenart mehrere Varianten, z.B. Dralldruckzerstäuber mit zwei oder drei Wirbelkammern, die entweder in Reihe oder parallel geschaltet sind. Letztere besitzt somit zwei unterschiedliche Austrittsöffnungen. Diese Zerstäuber sind in ihrem Design äußerst komplex, aber in ihrem Durchsatz sehr gut regelbar. Die Duplex-Düsen wurden vorwiegend für den Einsatz als Brenner in Gasturbinen entwickelt [1–3].

Ein weiterer Vertreter der Gruppe „wide-range swirl atomizer“ sind *Dralldruckdüsen mit variabler Eintrittsgeometrie*. Hierbei kann der Volumenstrom mit Hilfe einer beweglichen Rückwand der Wirbelkammer, also einem beweglichen Zylinder oder einer Nadel, geregelt werden. Der Zylinder blockiert die tangentialen Eintrittskanäle und reduziert somit die vorhandene Eintrittsfläche in die Wirbelkammer. Der Regelbereich ist bei gleichbleibend guter Zerstäubungsqualität sehr groß. Jedoch ist die Fertigung von identischen

Zerstäubern und die gleichzeitige Regelung von mehreren Zerstäubern schwierig. Außerdem steigt der Spraywinkel mit sinkender Durchsatzrate [2]. Entwickelt wurde dieser Zerstäuber für den Einsatz als Brenner in Triebwerken und kommt heute oftmals in stationären Gasturbinen oder auf Schiffen zum Einsatz [3].

Eine Variante der „wide-range swirl atomizer“ mit weniger komplexer Geometrie stellt die *rücklaufgeregelt Dralldruckdüse* dar. Diese Bauart liegt im Fokus der vorliegenden Arbeit und wird entsprechend nachfolgend im Detail betrachtet. Der grundlegende Aufbau entspricht dem der Simplex-Düsen. Den Unterschied macht eine zusätzliche Bohrung in der Wirbelkammer. Über dieser kann ein Teil des Gesamtvolumenstroms vom Vorlauf (VL) über den Rücklauf (RL) abgeführt und mittels Ventil variiert werden. Das ermöglicht wiederum eine Regelung des Durchsatzes der Düse.

Für diesen Düsentyp gibt es laut Bayvel und Orzechowski [2] zwei Arten der Steuerung, in denen bei beiden der Vorlaufdruck p_{VL} wie folgt eingestellt wird:

1. $p_{VL} = konst$,
Regelung des Durchsatzes erfolgt über das Ventil im Rücklauf, also über \dot{V}_{RL} ,
2. $p_{VL} \neq konst$,
dabei gilt bei einem $p_{VL,min}$ ist der Rücklauf vollständig geöffnet und bei einem $p_{VL,max}$ ist der Rücklauf geschlossen.

Die erste Steuerungsvariante wird häufiger verwendet, da sie vielseitiger und einfacher umzusetzen ist. Der Nachteil liegt in den sehr hohen, aber notwendigen Vorlaufvolumenströmen. Das gilt insbesondere bei geringen Durchsätzen und den damit verbundenen höheren erforderlichen Pumpenleistungen.

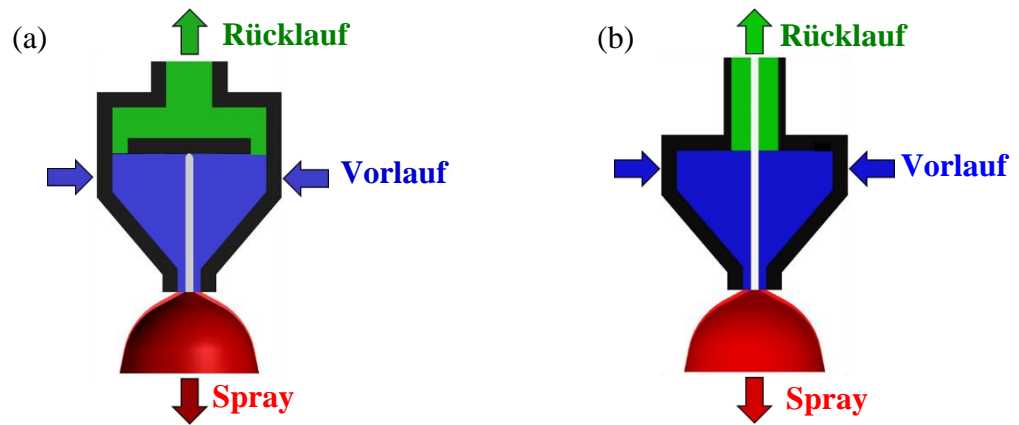
Allgemein besitzen die Rücklaufdüsen im gesamten Regelbereich eine sehr gute Zerstäubungsqualität. Eine Anpassung des zerstäubten Durchsatzes ist schnell und einfach durchführbar. Da das Design grundlegend dem der Simplex-Düsen entspricht, gilt auch hier der Vorteil des einfachen Aufbaus. Die Rücklaufdüse besitzt im Vergleich zur Simplex-Düse aufgrund ihrer Rücklauffunktion größere Strömungswege und ist dementsprechend noch weniger empfindlich gegenüber Verstopfungen. Ein Nachteil für viele Anwendungen stellt die Änderung des Spraywinkels mit Änderung des Durchsatzes dar. Bei verbrennungstechnischen Anwendungen kann es zudem bei hohen Rücklaufvolumenströmen zu einem Temperaturanstieg des Fluids kommen [2].

2.2.5 Rücklaufgeregelte Dralldruckdüsen

Auch bei den rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen gab es unterschiedliche Entwicklungen für die Brenntechnik, die Bowen [20] in einer Veröffentlichung beschrieben hat und hier kurz vorgestellt werden sollen.

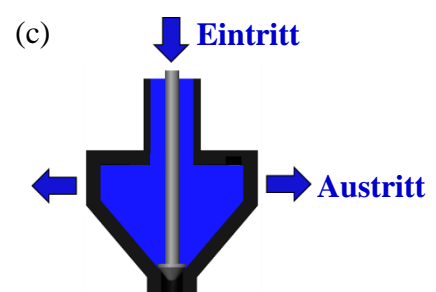
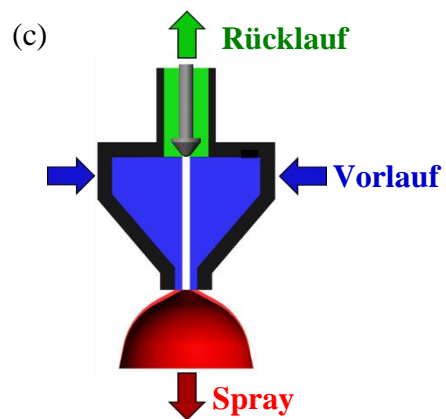
Der wesentliche Unterschied zwischen den verschiedenen Rücklaufdüsen liegt in der Positionierung und Art der Rücklaufbohrungen, die in Abbildung 2-3 dargestellt sind. Die erste Konstruktion (a) stammt von Fisher [4] aus dem Jahre 1920 mit der Rücklaufbohrung in der Peripherie der Wirbelkammer. 1937 entwickelte Bargeboer [21] eine zweite Variante (b), bei der sich die Bohrung für den Rücklauf im Zentrum der Wirbelkammerrückwand befand. Joyce benutzte die Bargeboer-Konstruktion und erweiterte diese mit einer Absperrnadel (c). Mit der Absperrung des Zerstäubers konnte das Fluid als Kühlung für den Düsenkopf verwendet werden. Zusätzlich wurde bei der Absperrung die Strömungsrichtung umgekehrt. Somit strömte das Arbeitsmedium bei geschlossener Düse vom Rücklauf kommend zu den tangentialen Kanälen der Wirbelkammer, wodurch, neben der Kühlung, auch die Querschnitte durchspült und eventuell anfallende Verstopfungen beseitigt werden konnten. Die vierte Variante von Todd (d) hat die Rücklaufbohrung zwischen der Wirbelkammer und dem Düsenaustritt positioniert. Nach Bowen [20] soll durch diese Positionierung der Anstieg des Gesamtvolumenstromes unter Teillastbedingungen im Vergleich zu den vorangegangenen drei Konstruktionen wesentlich geringer ausfallen. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass neben den vorgestellten Hauptgruppen noch weitere Varianten und verschiedene Kombinationen dieser Zerstäuber existieren.

Die Aufgabe von Rücklaufdüsen bestand anfangs hauptsächlich darin, als Brenner in Schiffskesseln oder für die industrielle Dampferzeugung zu fungieren. Später folgte der Einsatz in Triebwerken und Gasturbinen. Ein aktuelleres Anwendungsgebiet dieser Zerstäuber ist die Konditionierung von Gasströmungen und die Zerstäubung von Ammoniak in Rauchgasen, um die Stickoxidemission zu reduzieren [6]. Eine Rücklaufdüse als Hochdruckvariante mit besonders niedrigen Durchsätzen wurde von Nasr. et al. [22, 23], u.a. für den Einsatz im Bereich der Medizintechnik, entwickelt.



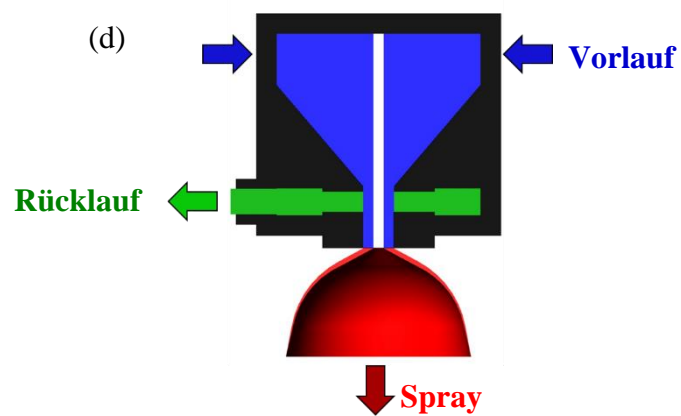
Peabody-Fisher-Konstruktion

Bargeboer-Konstruktion



Joyce-Konstruktion (offen)

Joyce-Konstruktion (geschlossen)



Todd-Konstruktion

Abbildung 2-3: Schemata von unterschiedlichen Konstruktionen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen nach Bowen [20]

2.3 Literaturübersicht zur Untersuchung von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen

Die vorhandene Literatur zu Untersuchungen von Rücklaufdüsen richtet sich überwiegend nach den Einsatzfeldern dieses Zerstäubertyps. Die ersten Anwendungen der Rücklaufdüsen bestanden in der regelbaren Zerstäubung von flüssigen Brennstoffen. Die ersten Entwicklungen von Rücklaufdüsen erfolgten im Rahmen der Ölzerstäubung für Kesselanlagen. Das erste patentierte Konzept für einen rücklaufgeregelten Ölzerstäuber wurde 1920 von dem Amerikaner Joseph O. Fisher eingereicht. Die britische Firma „Peabody Corporation“ [20] entwickelte einen Zerstäuber im industriellen Maßstab, weshalb dieser Zerstäubertyp auch als „Peabody-Fisher Wide-Range Burner“ bezeichnet wird [2]. Mehrere Jahre später, 1937, folgte durch Adolf Bargeboer ein geändertes Konzept mit der Rücklaufbohrung im Zentrum der Wirbelkammerwand [20, 21].

Im Jahre 1946 veröffentlichte Needham [25] einen Bericht unter dem Titel „Correlation of Particle Size Data on Pressure Jet Atomizers“, in dem Untersuchungen an einer Rücklaufdüse beschrieben werden. Der Zerstäuber ist in einem Druckbereich zwischen 0,41 bis 8,62 bar analysiert worden, wobei die Hydraulik und die Größen der produzierten Tropfen vermessen und aus den Daten der Sauter-Mean-Durchmesser (D_{32}) bestimmt wurde. Zu diesem Zeitpunkt waren optische Systeme für die Tropfengrößenbestimmung noch nicht entwickelt, weshalb hierfür sehr aufwendige Methoden verwendet wurden.

Ein Jahr später, 1947, veröffentlichte Joyce [25] einen allgemeinen Beitrag über die Zerstäubung von Flüssigkeiten für verbrennungstechnische Anwendungen. Der Schwerpunkt lag dabei auf den Dralldruckzerstäubern, die seiner Meinung nach die am häufigsten verwendeten Zerstäuber waren. In dem Zusammenhang beschreibt er auch Rücklaufdüsen (engl. spill-type atomizers), die laut ihm die ältesten Typen der Kategorie „wide-range pressure swirl atomizers“ sind. 1951 patentierte Joyce, ausgehend von der Bargeboer-Konstruktion, eine neue Rücklaufdüse mit Absperrnadel [20, 26]. Dadurch wurde es zum einen möglich mit den Rücklaufzerstäubern Schweröl durch Zirkulation im Brenner vorzuwärmen und zum anderen konnte mithilfe des zirkulierenden Öls der Düsenkopf gekühlt und vor Schäden bewahrt werden.

Der Einsatz von Rücklaufdüsen in Triebwerken und stationären Gasturbinen sollte ermöglicht werden, weshalb 1954 Cary [27] Untersuchungen zur Charakteristik von Rücklaufdüsen für diese Anwendungen veröffentlichte. In dieser Veröffentlichung werden auch unterschiedliche Regelungs- und Kontrollsysteme vorgestellt.

Ein Jahr später beschreibt Radcliffe [9] seine sehr umfangreichen Untersuchungen von 279 unterschiedlichen Geometriekombinationen von drei verschiedenen Arten von Simplex-Düsen hinsichtlich Volumenstrom und Spraywinkel für den Einsatz in Gasturbinen. Unter den drei Arten der Dralldruckdüsen ist auch die Simplex-Düse mit tangentialem Zulauf und Rücklauffunktion vertreten.

In einer Veröffentlichung von Pilcher und Miese 1957 [28] wird allgemein auf die Zerstäubung von fünf verschiedenen Düsentypen eingegangen. Darunter befindet sich auch die Druckzerstäubung mit mehreren unterschiedlichen Dralldruckdüsen, wobei das Hauptaugenmerk auf der Anwendung in Flugzeugtriebwerken lag. Die jeweilig verwendeten Düsentypen (Simplex-Düsen, Duplex-Düsen, Dralldruckdüsen mit variablen Flächen und Rücklaufzerstäuber) werden von Pilcher und Miese bezüglich ihrer Sprayeigenschaften und den ihrer Meinung nach für Triebwerken optimalen Eigenschaften verglichen. Laut Pilcher und Miese kommt die Rücklaufdüse als attraktivster und praktischster Zerstäuber für die Handhabung von größeren Regelbereichen in Frage.

Bowen beschreibt 1963 [20] die verschiedenen Rücklaufdüsen-Typen (Peabody-Fisher, Bargeboer, Joyce, Todd) als Brennerdüsen für die Öl- und Gasbefeuerung. Die Beschreibung der hydraulischen Eigenschaften erfolgt mit Hilfe einer nicht-viskosen Strömungstheorie, wobei die theoretisch ermittelten Werte der Hydraulik einer Düsengeometrie mit experimentellen Daten verglichen werden.

Mit der Dissertation von Illing im Jahre 1964 [29] begann an der TU Dresden eine Reihe von Untersuchungen und Veröffentlichungen, die sich mit den Eigenschaften von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen befassten. Illing verfasste eine theoretische Beschreibung der Strömungsverhältnisse in einer einfachen Dralldüse als Vorarbeit für die nachfolgenden Untersuchungen an Rücklaufdüsen. Dabei wurde der Luftkerndurchmesser über Fotografieren des Inneren der Wirbelkammer durch eine transparente Kammerrückwand vermessen. 1967 folgte eine Publikation [30] und die Dissertation von Funke [31], worin er die Strömung in der Drallkammer theoretisch beschreibt. Die Ergebnisse der einfachen Dralldruckdüse von Illing wurden für die Auslegung einer Rücklaufdüse verwendet. Durch Untersuchungen an Modelldüsen konnten experimentelle Kennlinien und Gleichungen für das Regelverhalten von Rücklaufdüsen entwickelt werden. Abschließend konnten aus den Erkenntnissen Konstruktionsrichtlinien definiert werden, um einen weiten Regelbereich bei hoher Zerstäubungsgüte zu gewährleisten.

Im selben Jahr veröffentlichte Kapitaniak [32] seine Untersuchungen, in denen in erster Linie die inneren Strömungen der Rücklaufdüsen mathematisch beschrieben und Einflüsse von verschiedenen geometrischen Verhältnissen auf Sprayeigenschaften wie Spraywinkel, Austrittskoeffizient und Flüssigkeitsverteilung erläutert werden. Anhand dieser Daten werden von ihm verschiedene Empfehlungen für Designparameter der Zerstäuber vorgestellt, die eine bessere Zerstäubungsqualität gewährleisten.

Ebenfalls 1967 veröffentlichte Borodin et al. in Moskau sein Werk „Atomization of Liquids“ [33], worin er unter anderem die allgemeine Hydraulik der rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen beschreibt und mit welchen Änderungen der Geometrie darauf Einfluss genommen werden kann. Einige Jahre später folgten Veröffentlichungen von Kulagin und Moroshkin 1973 sowie von Levin et al. 1979. Erstere befassten sich mit der Zerstäubung von Schweröl. Letztere Veröffentlichung behandelte die Zerstäubung von Heizöl in Dampfkesseln [3].

1985 beschrieben Rizk und Lefebvre [34, 35] die Charakterisierung des Sprays für drei unterschiedliche rücklaufgeregelte Dralldruckzerstäuber mit drei verschiedenen „Flow-Number“-Werten für den Einsatz in Gasturbinen. Dabei wurde der Injektionsdruck, der Umgebungsdruck und die zerstäubte Menge über Variation des Rücklaufs verändert. Mit Hilfe einer laserbasierten Messtechnik ließen sich die Tropfeneigenschaften untersuchen. Dadurch konnten Partikelgrößen und Partikelgrößenverteilungen im Zentrum des Sprays in verschiedenen Abständen vom Düsenaustritt gemessen werden.

1989 fasst Lefebvre [1] in seinem Werk „Atomization und Sprays“ die Theorie der Zerstäubung und die bis dato bekannten Eigenschaften vieler Zerstäuberarten zusammen. Hier sind auch die Rücklaufdüsen berücksichtigt, wobei sich Lefebvre auf die Bargeboer-Konstruktion bzw. deren Erweiterung von Joyce mit einer Absperrfunktion beschränkt. Als Hauptanwendung wird der Einsatz in großen industriellen Brennkammern angeführt. Aufgrund der geringen Verstopfungsgefahr schlägt Lefebvre den Einsatz in Gasturbinen für die Zerstäubung von alternativen Kraftstoffen vor.

1991 veröffentlichte Löffler-Mang [36] Messungen an rücklaufgeregelten Modelldüsen, die für optische Messverfahren zugänglich waren. So konnten Messungen der mittleren und tangentialen Geschwindigkeitsprofile über den Durchmesser einer Modelldüse mittels Laser-Doppler-Velocimetrie (LDV) durchgeführt werden. Die Geschwindigkeiten sind in sechs verschiedenen Ebenen vom Drallkörper bis zur Düsenmündung gemessen worden. Ein Jahr später folgte seine Dissertation [14], in der die Ergebnisse der Analysen

der Sprayeigenschaften von realen Düsen mit den Erkenntnissen aus den Messungen der Düseninnenströmung an den Modelldüsen verknüpft wurden. So fanden sich Erklärungen für ermittelte Trends der gemessenen Tropfengrößen, wie z.B. die sinkende Sprayqualität bei mittleren Rücklaufverhältnissen.

Zwei Jahre später, 1993, veröffentlichten Bayvel und Orzechowski [2] ihr zusammenfassendes Werk „Liquid Atomization“. Hier wird neben der Einteilung aller Zerstäuberarten nach der verwendeten Energiezufuhr ebenfalls auf die Rücklaufdüsen eingegangen. Dabei wird der Zusammenhang der verschiedenen Arten an Dralldruckdüsen, das Design, die Hydraulik sowie Vor- und Nachteile aufgelistet.

Liu [37] veröffentlichte im Jahre 1999 ebenfalls ein umfangreiches Werk mit dem Titel „Science and Engineering of Droplets – Fundamentals and Applications“, in dem er auf die verschiedenen Zerstäubungstechniken eingeht und in diesem Zusammenhang auch die Rücklaufdüsen vorstellt.

2002 gaben Nasr et al. ihr Buch mit dem Titel „Industrial Sprays and Atomizations“ [6] heraus, worin Anwendungen und die dafür notwendigen Zerstäubertypen erläutert werden. Die rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen werden darin, neben der Ölzerstäubung in Heißwasser- bzw. Dampfkesseln und den Gasturbinen bzw. Flugzeugtriebwerken, auch der Gaskonditionierung und Rauchgasbehandlung zugeordnet. Die Autoren bewerten den Einsatz der rücklaufgeregelten Dralldruckdüse trotz der bereits durchgeführten Untersuchungen von z.B. Cary [27], Radcliffe [9], Rizk und Lefebvre [1, 34, 35] bei industriellen Gasturbinen als möglich. Es wird dennoch auf die Notwendigkeit von detaillierten Untersuchungen bezüglich des leistungsabhängigen Spraywinkels verwiesen, da dieser oftmals Ursache für viele Probleme ist. Bei der Gaskonditionierung und der Rauchgasreinigung sehen die Autoren die Herausforderung darin, diese Teilprozesse effizient und so kostengünstig wie möglich zu betreiben. Ursache für diese Ansicht ist die Tatsache, dass die Prozesse oftmals nicht für den eigentlichen Ablauf der Wertschöpfung der Anlagen erforderlich sind, sondern durch gesetzliche Vorgaben vorgeschrieben werden. Dadurch belasten diese Teilprozesse die Wirtschaftlichkeit von Gesamtanlagen.

2004 veröffentlichte Khavkin [3] eine Zusammenfassung über die Theorie und Anwendung von Dralldruckdüsen, wobei der Schwerpunkt in der Zerstäubung von flüssigen Brennstoffen liegt. Er geht ebenfalls auf verschiedene Typen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen ein und erwähnt sogar deren Einsatz dieses Düsentyps für Dieselmotoren.

In den Jahren zwischen 2007 und 2011 werden von Nasr und seiner Gruppe [22, 38, 39] Untersuchungen veröffentlicht, in denen verschiedene konventionelle rücklaufgeregelte Dralldruckdüsen und modifizierte Bauformen bei sehr hohen Injektionsdrücken zwischen 90 – 120 bar und hohen Rücklaufverhältnissen getestet werden. Ziel dieser Untersuchungen war es, eine Rücklaufdüse zu entwickeln, die bei sehr geringen Durchsätzen ein sehr feines Spray erzeugt. Mögliche Einsatzgebiete für eine solche Rücklaufdüse sind laut den Autoren z.B. die Desinfektion von Oberflächen, die Luftbefeuchtung für Inhalatoren in der Medizin oder in der Chemie und Biologie, als Alternative zu herkömmlich genutzten pneumatischen und Ultraschallzerstäubern.

In den Jahren 2012 und 2013 folgen mehrere Veröffentlichungen der Gruppe um Durdina [40, 41]. Schwerpunkt dieser Untersuchungen sind die Sprayeigenschaften einer rücklaufgeregelten Dralldruckdüse für kleine Flugzeugantriebe, wobei vorerst nur der geschlossene Rücklauf betrachtet wird. Es werden die Austrittsgeschwindigkeiten via mono und stereo Particle-Image-Velocimetry (PIV) analysiert. Die Messungen des Sauter-Mean-Durchmessers wurden mit Hilfe der Phasen-Doppler-Anemometrie (PDA) durchgeführt. 2014 folgen ergänzende Messungen mittels PIV und PDA, mit einer größeren Anzahl von Abständen von der Düsenöffnung und bei offenem Rücklaufbetrieb [42].

Ebenfalls veröffentlichen Jedelsky und Jicha [43] 2014 eine Studie über den Wirkungsgrad der Zerstäubung von rücklaufgeregelten und einfachen Dralldruckdüsen, in der die betrachteten Zerstäuber mit bis zu 20 bar Vorlaufdruck und 800 l/h zerstäubtem Massenstrom, bei geschlossenem Rücklauf betrieben wurden.

Die derzeit aktuellste Veröffentlichung bezüglich Untersuchungen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen stammt von Maly im Jahre 2016 in Zusammenarbeit mit Jedelsky und Jicha [44]. Darin wurden kleine rücklaufgeregelte Dralldruckdüsen mit unterschiedlichen Geometrien des Rücklaufs und deren Einfluss auf die Sprayeigenschaften analysiert.

Diese Übersicht an Veröffentlichungen und Entwicklungen der Rücklaufdüsen von 1920 bis heute zeigt, dass Untersuchungen im Bereich der Ölzerstäubung, besonders der Einsatz in Gasturbinen und Flugzeugtriebwerken bis heute Bestandteil aktueller Forschungen sind. Es wird deutlich, dass die neuen Einsatzgebiete der Rücklaufdüsen, wie die Kühlung von Gasströmen bzw. der Reduktion von NO_x -Emissionen in Rauchgasen, in einigen Literaturquellen zwar Erwähnung finden, aber direkte Untersuchungen für diese Anwendungen nicht vertreten sind. Dieses Ergebnis der Literaturrecherche verdeutlicht, dass

ausgehend nicht nur von den aktuellen Gesetzgebungen ein sehr hoher Bedarf an Forschungs- und Entwicklungsarbeit in den industriell verwendeten Betriebsbereichen der Rücklaufdüsen besteht, sondern auch durch die globalen Ziele zur Reduzierung der Emissionen sowie der Einsparung von Energie.

2.4 Charakteristische Kenngrößen von Dralldruckdüsen und Hohlkegelsprays

Die Weiterentwicklung oder Anpassung von Düsen für bestimmte Anwendungen beinhaltet oftmals die Änderung des Designs von Zerstäubern. Damit die Ergebnisse der verschiedenen Zerstäubergeometrien vergleichbar bleiben bzw. auf weitere Geometrien übertragbar sind, werden für die Charakterisierung der Zerstäuber dimensionslose Ähnlichkeitskennzahlen genutzt. In diesem Kapitel werden die in der Literatur verwendeten Kennzahlen und deren mathematische Beschreibung für die Bereiche Düseninnenströmung, Primärzerfall und Tropfenbildung bzw. Sekundärzerfall von Dralldruckdüsen vorgestellt.

2.4.1 Strömungsverhältnisse in der Düse und am Düsenaustritt

Eine Charakteristik bei Dralldruckdüsen ist das Verhältnis des Drallimpuls am Wirbelkammereintritt zum Axialimpuls am Düsenaustritt, welches durch den Drallparameter S beschrieben wird [45, 46]. Dieser kann, wie in Gleichung 2-1 zu sehen, unter Berücksichtigung einiger Vereinfachungen vollständig aus der Geometrie des Zerstäubers abgeleitet werden [16, 45, 47]. Die getroffenen Vereinfachungen sind folgende:

- Vernachlässigung der Reibung,
- gleichmäßige Verteilung des Volumenstroms über den gesamten Austrittsquerschnitt und
- kein Rücklauf.

In der Gleichung 2-1 ist d_{WK} der Wirbelkammerdurchmesser, d_{Ein} der Eintrittsdurchmesser der tangentialen Kanäle und d_{Aus} der Austrittsdurchmesser der Düse. A_{Ein} stellt die gesamte Eintrittsfläche in die Wirbelkammer dar.

Eine andere Berechnung des Drallparameters ist mithilfe des Effizienzparameters ε durch die Gleichung 2-2 möglich. Die Berechnung von ε erfolgt wiederum nach Gleichung 2-5.

$$S = \frac{\pi (d_{WK} - d_{Ein}) d_{Aus}}{4 A_{Ein}} \quad 2-1$$

$$S = \frac{1 - \varepsilon}{\sqrt{\varepsilon^2/2}} \quad 2-2$$

Der Drallparameter wird in der Literatur [2] auch als geometrische Düsenkonstante bezeichnet. Beide Kennzahlen sind hilfreich zur Einordnung der Zustände innerhalb des Zerstäubers und werden häufig zur Beschreibung der Entwicklung des Luftkerns und der Lamellendicke δ hinzugezogen.

Eine weitere Kennzahl für sämtliche Strömungen ist die Reynoldszahl Re , die das Verhältnis aus Trägheits- und Zähigkeitskräften beschreibt und nach der Gleichung 2-3 berechnet wird. Dabei wird als mittlere Geschwindigkeit \bar{v} die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in den tangentialen Kanälen eingesetzt und als charakteristische Länge l_{ch} der Wirbelkammerdurchmesser d_{WK} verwendet [14].

$$Re = \frac{\bar{v} l_{ch}}{\nu} \quad 2-3$$

Für Zerstäuber wird typischerweise die sogenannte Druck-Reynoldszahl Re_p genutzt, weil diese die einfach zu messende Druckdifferenz Δp anstelle der Strömungsgeschwindigkeit beinhaltet. Die Re_p beschreibt die inneren Strömungsverhältnisse des Zerstäubers am Düsenaustritt und berechnet sich mit Hilfe der dynamischen Viskosität η_{fl} , der Dichte ρ_{fl} und dem Austrittsdurchmesser d_{Aus} wie folgt.

$$Re_p = \frac{d_{Aus} \sqrt{\Delta p \rho_{fl}}}{\eta_{fl}} \quad 2-4$$

Diese Größe wird oftmals für die Beschreibung von Zusammenhängen zwischen den Zuständen der Düseninnenströmungen und den Sprayeigenschaften genutzt.

Der Effizienzparameter ε berücksichtigt die Bildung eines Luftkerns im Inneren eines Dralldruckzerstäubers, wodurch der engste Querschnitt, also die Querschnittsfläche am Düsenaustritt, für das zu zerstäubende Medium reduziert wird [45]. Berechnet wird der Effizienzparameter nach Gleichung 2-5 unter Bildung des Verhältnisses aus realer Austrittsfläche A_{La} , also die Kreisringfläche für die austretende Flüssigkeitslamelle, und der Gesamtaustrittsfläche A_{Aus} .

$$\varepsilon = \frac{A_{La}}{A_{Aus}} = \frac{(A_{Aus} - A_{LK})}{A_{Aus}} \quad 2-5$$

Eine Kombination aus Effizienz- und Drallparameter führt zum realen Drallparameter S_{real} , welcher dem Verhältnis der tangentialen Geschwindigkeitskomponente $v_{Aus,t}$ und der mittleren axialen Geschwindigkeitskomponente $\bar{v}_{Aus,a}$ der Düsenmündung entspricht [2, 45]. Der reale Drallparameter lässt sich über die Messung des Spraywinkels Θ unter Anwendung der Gleichung 2-6 abschätzen.

$$S_{real} = S \varepsilon = \frac{v_{Aus,t}}{\bar{v}_{Aus,a}} = \tan\left(\frac{\Theta}{2}\right) \quad 2-6$$

Die Flow Number FN kann als Alternative für den Effizienzparameter gesehen werden, da diese das Verhältnis aus effektiver zur theoretisch möglicher Strömungsquerschnittsfläche ausdrückt. Berechnet wird die FN aus dem Verhältnis des real zerstäubten Massenstromes \dot{M}_{Spray} und des theoretisch möglichen Massenstromes nach Bernoulli unter Verwendung der Druckdifferenz Δp und der Dichte der Flüssigkeit ρ_{fl} [1].

$$FN = \frac{\dot{M}_{Spray}}{\sqrt{\Delta p} \rho_{fl}} \quad 2-7$$

Ein alternativer Ausdruck für dieses Verhältnis beschreibt der Austrittskoeffizient μ , im engl. Discharge Coefficient C_D , der nach Gleichung 2-8 berechnet wird. Es ist auch eine Berechnung nach Gleichung 2-9 mithilfe des Effizienz- und Drallparameters möglich [1, 46].

$$\mu = \frac{\dot{M}_{Spray}}{A_{Aus} \sqrt{2 \rho_{fl} \Delta p}} \quad 2-8$$

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{S^2/(1-\varepsilon) + 1/\varepsilon^2}} = \sqrt{\frac{\varepsilon^2}{2-\varepsilon}} \quad 2-9$$

Die bisherigen Kennzahlen sind auf einfache Dralldruckdüsen anwendbar. Für die Beschreibung der Rücklauffunktion wird in der Literatur das Rücklaufverhältnis RV verwendet [14], welches nach der Gleichung 2-10 definiert ist. Es beschreibt das Verhältnis des über die Rücklaufbohrung entweichenden, nicht zerstäubten Fluidstroms \dot{V}_{RL} zum Vorlaufstrom \dot{V}_{VL} der Rücklaufdüse.

$$RV = \frac{\dot{V}_{RL}}{\dot{V}_{VL}} \quad 2-10$$

2.4.2 Kennzahlen zur Beschreibung des Primärzerfalls einer Hohlkegellamelle

Das Einsetzen der Zerstäubung des Fluids beginnt mit der Ablösung der Flüssigkeitslamelle von der Austrittsgeometrie der Düse, was allgemein als Primärzerfall bezeichnet wird. In diesem Abschnitt folgen Erläuterungen zu den verwendeten Kennzahlen für die Beschreibung und Unterscheidung der verschiedenen auftretenden Zerfallsregime einer Hohlkegellamelle.

Eine Kennzahl in dieser Phase des Zerfalls ist die Weber-Zahl We . Sie beschreibt das Verhältnis von destruktiv wirkenden Trägheitskräften an der Phasengrenze zu den stabilisierenden Oberflächenspannungskräften des Fluids. In der Gleichung 2-11 wird als charakteristische Länge l_{ch} die Dicke der Lamelle δ eingesetzt. Weiterhin wird zur Berechnung die Oberflächenspannung σ sowie die relative Austrittsgeschwindigkeit $v_{La,rel}$ der Flüssigkeitslamelle zur Gasströmung benötigt.

$$We = \frac{v_{La,rel}^2 \rho_{fl} l_{ch}}{\sigma} \quad 2-11$$

Die Weber-Zahl dient zur Beschreibung der Grenzen zwischen den verschiedenen Zerfallsregimen.

Die Ohnesorge-Zahl ist, ähnlich der Weber-Zahl, ein Indikator für die Stabilität der Lamelle, d.h. mit zunehmender Ohnesorge-Zahl erhöht sich die Stabilität. Für die Berechnung werden, wie in der Gleichung 2-12 zu sehen ist, die eben genannte Weber-Zahl und die Reynolds-Zahl herangezogen [19].

$$Oh = \frac{\sqrt{We}}{Re} = \frac{\eta}{\sqrt{\rho_{fl} \sigma_{fl} \delta}} \quad 2-12$$

Der Lamellendickenparameter k wurde von Dombrowski et al. [48] eingeführt, um die Entwicklung der Lamellendicke mit zunehmendem Abstand von der Düsenöffnung beschreiben zu können. Diese Kennzahl stellt nach Gleichung 2-13 das Produkt der Lamellendicke δ und dem Abstand a von der Düsenöffnung dar.

$$k = \delta a \quad 2-13$$

Walzel [49] hat aus praktischen Gründen den Lamellendickenparameter k auf die Düsenquerschnittsfläche der Austrittsbohrung A_{Aus} bezogen und damit die Lamellenzahl κ eingeführt. Auch die Lamellenzahl beschreiben die mit zunehmendem Abstand ausdünnende Lamelle.

$$\kappa = \frac{k}{A_{Aus}} = \frac{\delta a}{A_{Aus}} = \frac{4 \delta a}{\pi d_{Aus}^2} \quad 2-14$$

In Kombination mit der Weber-Zahl stellt die Lamellenzahl ein in der Literatur oft verwendetes Kriterium zur Unterteilung der verschiedenen Zerfallsregime dar.

Broll und Walzel [47] nutzen zusätzlich zur Einteilung der Zerfallsregime die Dichtekennzahl ρ^* , die das Verhältnis aus der Gasdichte der Umgebung ρ_g und der Dichte der zu zerstäubenden Flüssigkeit ρ_{fl} beschreibt.

$$\rho^* = \frac{\rho_g}{\rho_{fl}} \quad 2-15$$

Die verwendeten Kennzahlen im Bereich des Primärzerfalls von Hohlkegellamellen beschreiben die auftretenden Kräfte zwischen der Flüssigkeitslamelle und der umgebenen Gasphase. Je nach Größe dieser Interaktion zwischen diesen beiden Phasen bilden sich unterschiedliche Zerfallsregime aus, die im nachfolgenden Kapitel unter Anwendung der beschriebenen Kennzahlen näher erläutert werden.

2.4.3 Zerfallsregime des Primärzerfalls einer Hohlkegellamelle

Bei den rücklaufgeregelten und einfachen Dralldruckzerstäubern tritt das Fluid in Form einer Hohlkegellamelle aus, die in Abhängigkeit der jeweilig vorliegenden Bedingungen nach folgenden Regimen zerfallen kann [2, 15, 19]:

- Zerfall durch Randkontraktion,
- Zerfall durch aerodynamische Wellenbildung bzw. aerodynamisches Zerwellen,
- Zerfall durch Lochbildung und
- Turbulenter Lamellenzerfall.

Welche Voraussetzungen für die Bildung der einzelnen Zerfallsregime erforderlich sind, deren Verhalten beim Zerfallsprozess und die daraus resultierenden Schlussfolgerungen bezüglich der anschließenden Tropfenbildung, werden nachfolgend erläutert.

Der *Zerfall durch Randkontraktion* kommt bei sehr niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten vor, besonders bei Flüssigkeiten, die eine hohe Viskosität und Oberflächenspannung

besitzen. Die Zerfallsform ist gekennzeichnet durch die Bildung von großen Tropfen, welche oft von kleinen, sogenannten Satellitentropfen, begleitet werden [37, 46]. Die Randwulstkontraktion spielt bei den meisten technischen Anwendungen eine eher untergeordnete Rolle [49].

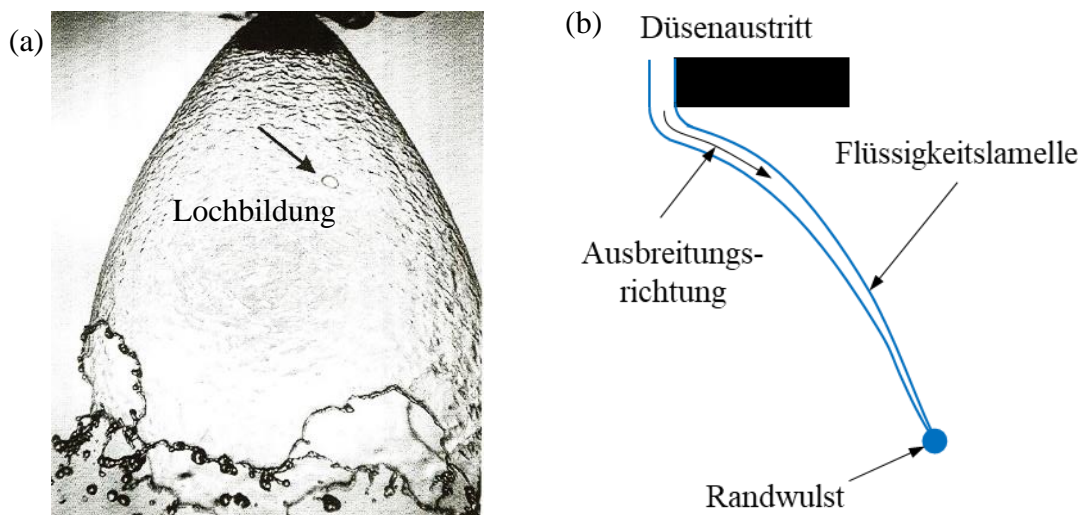


Abbildung 2-4: (a) Zerfall einer Hohlkegellamelle durch Randwulstkontraktion [15] und (b) schematische Grafik der Theorie des Zerfalls durch Randwulstkontraktion nach Walzel [49]

Mit zunehmender Strömungsgeschwindigkeit setzt das *aerodynamische Zerwellen* ein. Zu diesem Zerfallsregime wurden in der Vergangenheit bereits intensive Forschungsarbeiten, z.B. von Taylor 1940, Squire 1953 [50], Dombrowski und Johns 1963 [51] durchgeführt. Diese Autoren hatten bereits vermutet, dass der Lamellenzerfall und die daraus resultierenden Tropfengrößen mit den Abmessungen der auf der Flüssigkeitsoberfläche entstehenden Störwellen korrelieren [52]. Entscheidend für dieses Zerfallsregime sind auftretende Kelvin-Helmholz-Instabilitäten, welche aufgrund der Interaktion zweier angrenzender Fluide mit unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten entstehen [46]. Die Folge ist eine Verstärkung von zufälligen Störungen innerhalb der Flüssigkeitslamelle durch die angreifenden aerodynamischen Kräfte der Luft bis hin zum Einsetzen von Wellenbildung auf dem Flüssigkeitsfilm. Ab einer kritischen Amplitude setzt in der Theorie der Zerfall der Lamelle in Bruchstücke halber Wellenlängen ein, die auch Ligamente genannt werden. Untersuchungen von Cooper und Yule [53] lassen Grund zur Annahme, dass die vermeintlichen zufälligen Störungen innerhalb der Flüssigkeitslamelle auf Schwingungen des Luftkerns im Düseninneren zurückzuführen sind.

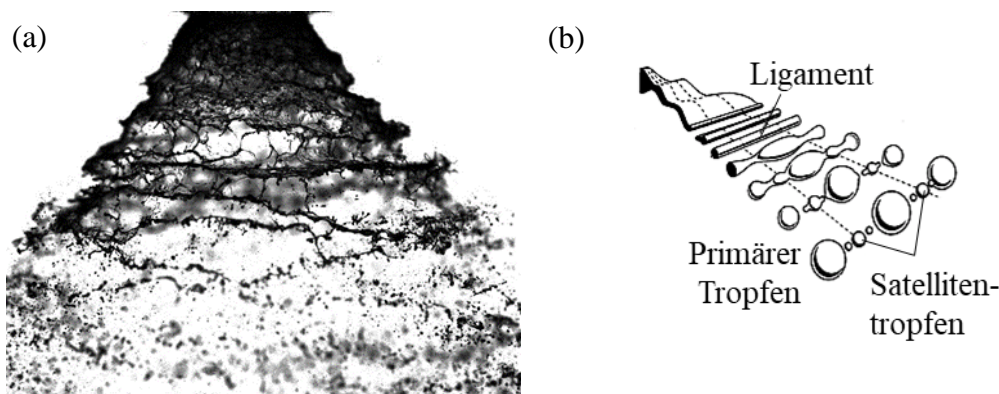


Abbildung 2-5: (a) Zerfall einer Hohlkegellamelle durch aerodynamisches Zerwellen; (b) Theorie des Zerfalls einer Flüssigkeitslamelle durch aerodynamisches Zerwellen [49]

Mit Hilfe der Weberzahl We lassen sich die Zerfallsregime Randwulstkontraktion und aerodynamisches Zerwellen voneinander abgrenzen. Somit sollen laut Huang [54] erste Wellen bei einer $We = 655$ auftreten und nach Walzel [49] bei $We \geq 1640$ vollständig ausgeprägt sein. Unter Einbeziehung der Lamellenkennzahl κ beginnt der Übergang zwischen Randwulstkontraktion und aerodynamischem Zerwellen nach Richter [16] bei $\sqrt{\kappa} We > 370$. Für Wozniak [15] beginnt der Bereich des aerodynamischen Zerwellens für Lamellen mit einer geringen Turbulenz ab Werten von $\kappa We > 220$. Voll ausgeprägt sollen die Wellen laut Walzel [49] für jede Lamelle erst bei $\kappa We > 520$ sein. Broll und Walzel [47] konnten in ihren Untersuchungen feststellen, dass das aerodynamische Zerwellen in zwei Unterbereiche aufgegliedert werden kann. Bei geringen Weber-Zahlen entstehen überwiegend Langwellen dagegen werden bei größeren Weber-Zahlen Kurzwellen erzeugt. Als Kriterium für den Übergang zwischen diesen beiden Unterregimen konnte der Zusammenhang $We^2 \kappa \left(\frac{\rho_g}{\rho_L}\right)^{5/2} < 18,2$ ermittelt werden. Die Folge dieser beiden Unterregime sind jeweils verschiedene Tropfeneigenschaften. Auf den Zerfall der Lamelle im Langwellenregime des aerodynamischen Zerwellens folgt tendenziell ein Spray mit größeren Tropfen, aber mit einer engen Tropfendurchmesser-Verteilung [15]. Der Kurzwellenbereich erzeugt eher ein Spray mit tendenziell kleineren Tropfen, dafür mit einer breiteren Tropfengrößenverteilung [16, 19].

Der Zerfall durch Lochbildung wird in der Literatur als allein stehender Mechanismus aufgeführt [19, 46], häufig aber zusammen mit anderen Zerfallsmechanismen behandelt [15, 37]. Erkennbar ist dieses Zerfallsregime an der Bildung von Löchern in der Flüssigkeitslamelle, die sehr schnell anwachsen und dabei von einer Wulst umrahmt werden.

Nach Walzel [49] beruht die Lochbildung auf einer zufälligen Berührung der beiden schwingenden Lamellenoberflächen. Wie beim aerodynamischen Zerwellen konnte durch die Untersuchungen von Cooper und Yule [53] gezeigt werden, dass Schwingungen des Luftkerns innerhalb der Düse zu starken Schwankungen in der Lamellendicke am Düsenaustritt führen können, was sich in Form von Wellen und Löchern auf der Lamellenoberfläche auswirkt. Die zur Lochbildung führenden Berührungen der beiden Lamellenoberflächen können somit auch in Verbindung mit den Instabilitäten des Luftkerns bzw. dem Flüssigkeitsfilm in der Düse gebracht werden. Bildet sich ein instabiles Loch auf der Lamelle, welches daran zu erkennen ist, dass sein anfänglicher Durchmesser größer ist als die Lamellendicke, sorgen die Oberflächenkräfte für eine Kontraktion der Flüssigkeit und demzufolge zum Wachstum des Loches. Durch die Bildung von mehreren Löchern und deren schnellem Wachstum entsteht ein Netz aus zusammenhängenden Flüssigkeitsligamenten mit unregelmäßigen Formen, wie in Abbildung 2-6 zu sehen ist. Die einzelnen Flüssigkeitsligamente lösen sich ab und zerfallen anschließend nach den Mechanismen des Rayleigh'schen Strahlzerfalls zu Tropfen [46, 55]. Da die Dicke der entstehenden Ligamente von vielen Einflussfaktoren, wie der Anzahl der entstehenden Löcher, der lokalen Lamellendicke und der Kontraktionsgeschwindigkeit, abhängt, führt der Zerfall durch Lochbildung laut Mosemick [46] zu einer breiten Tropfengrößenverteilung. Lefebvre [1] weist jedoch darauf hin, dass Löcher, die im gleichen Abstand zur Düsenmündung entstehen, eine identische Vergangenheit haben und somit auch Fäden und die daraus entstehenden Tropfen relativ einheitliche Größen aufweisen. Allerdings sind laut Walzel diese Tropfen 1,2 bis 1,5-mal größer als Tropfen, die durch aerodynamisches Zerwellen gebildet werden [49]. Bedingungen, die die Grenzen des Lochzerfalls beschreiben, sind in der Literatur selten zu finden. Mosemick [46] führt an, dass je nach Düsengeometrie hohe Druck-Reynolds-Zahlen zwischen 20.000 und 40.000 zu Turbulenzen im Düseninneren führen, wodurch unmittelbar am Düsenaustritt Risse und Löcher in der Lamelle entstehen können, die den Lochzerfall begünstigen.

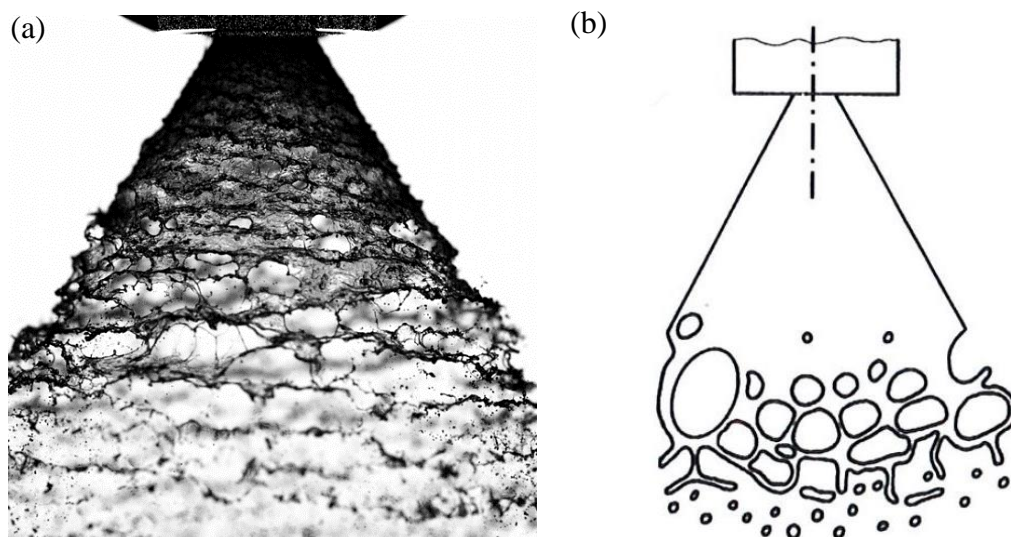


Abbildung 2-6: (a) Zerfall einer Hohlkegellamelle durch Lochbildung, (b) schematische Darstellung des Zerfalls einer Lamelle durch Lochbildung nach Walzel [49]

Bei noch höheren Düsenaustrittsgeschwindigkeiten geht das aerodynamische Zerwellen bzw. der Lochzerfall in das Regime turbulenter Zerstäubung über. Hierbei kommt es unmittelbar am Düsenaustritt zum Zerfall der Lamelle. Die kurze Zerfallslänge reduziert den Einfluss der Lamellenausdünnung auf die entstehenden Tropfengrößen. Die Tropfendurchmesser nehmen zwar weiter ab, die Tropfengrößenverteilung wird aber breiter. In der Literatur gibt es wenige Berechnungsmodelle für die Wellen- und Tropfengrößenberechnung [37, 45, 46]. Eine Bedingung für den Bereich des turbulenten Lamellenzerfalls mit Hilfe der oben erwähnten Kennzahlen gibt Musemic an, dessen Validierung allerdings noch aussteht [46].

$$8400 We^{-12/13} Oh^{2/13} < 1,03 \sqrt{\kappa} \rho^{*-1/4} \quad 2-16$$

2.4.4 Tropfenbildung und Sekundärzerfall

Nach dem Zerfall der Hohlkegellamelle zu Tropfen schließt sich ein weiterer Prozess an, der allgemein als Sekundärzerfall bezeichnet wird. Dabei werden große Tropfen durch die Interaktion mit der Luft in kleinere Tropfen gespalten. Entscheidend hierbei ist die Größe der relativen Geschwindigkeit $v_{Tr,rel}$ zwischen der Gasphase und dem Tropfen. Zur Beschreibung dieses Vorgangs kommt eine weitere Form der Weber-Zahl zum Einsatz, die sogenannte Gas-Weber-Zahl We_g , die nach Gleichung 2-17 berechnet werden kann.

$$We_g = \frac{v_{Tr,rel}^2 \rho_g l_{ch}}{\sigma} \quad 2-17$$

Für die Berechnung von We_g wird als charakteristische Länge der Tropfendurchmesser D_{Tr} eingesetzt und als Dichte die des umgebenden Gases ρ_g verwendet [15, 38, 56].

Welche Tropfen zerfallen, kann anhand der kritischen Weber-Zahl We_{krit} und des dazugehörigen kritischen Tropfendurchmessers $D_{Tr,krit}$ bestimmt werden, d.h. unter den gegebenen Bedingungen würde jeder Tropfen mit einem Durchmesser größer als der kritische Tropfendurchmesser wahrscheinlich zerfallen [12, 34].

Neben dem Zerfall der Tropfen kommt es auch zu Tropfenkoaleszenz, also zur Verschmelzung kleinerer Tropfen zu größeren. Einflussfaktoren für den Sekundärzerfall sind Verdampfungs- und Kondensationsvorgänge am Tropfen, die Turbulenzen der Gasströmungen und Bewegungen der Flüssigkeit im Inneren des Tropfens selbst [14, 17].

2.5 Einflussgrößen auf die Zerstäubungsqualität

Neben der eigentlichen Charakterisierung der rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen werden in dieser Arbeit auch einige gezielte Designänderungen vorgenommen. Dieser Teilabschnitt befasst sich mit den in der Literatur bisher untersuchten und bekannten Einflussgrößen wie Stoffeigenschaften, Betriebsparameter und Düsensdesign, die einen Effekt auf die hydraulischen und die Zerstäubungseigenschaften von Dralldruckdüsen ausüben.

2.5.1 Flüssigkeitseigenschaften

In der Literatur werden als wichtigste Eigenschaften für den Zerstäubungsprozess die Oberflächenspannung, die Viskosität und die Dichte genannt [1, 3, 16].

Die Oberflächenspannung eines Fluids resultiert aus einer molekularen Kraft, die versucht die äußere Oberfläche eines Flüssigkeitsvolumens zu minimieren [3]. Diese Stoffeigenschaft wirkt der Zerstäubung der Flüssigkeit entgegen, weil die aus ihr resultierenden zusammenhaltenden Kräfte für eine Zerteilung des Fluids überwunden werden müssen. Nach Lefebvre [1] führt eine höhere Oberflächenspannung bei Druckzerstäubern zu einem größeren Sauter-Mean-Durchmesser.

Die Viskosität erzeugt eine Kraft, die der Oberflächenspannung und der Formänderungen von Flüssigkeitsfilmen entgegenwirkt [3]. Diese Stoffeigenschaft ist sehr stark temperaturabhängig. Sie hat einen Einfluss auf die Zerstäubungsqualität und auf den Spraywinkel. Somit führt ein Anstieg der Viskosität zu größeren Tropfendurchmessern [14], zu einem höheren Durchsatz, bei sonst gleichen Bedingungen und zu einem kleineren Spraywinkel. Diese drei Effekte bei ansteigender Viskosität sind speziell für Dralldruckdüsen bekannt. Hierbei ist besonders die Erhöhung des Durchsatzes mit steigender Viskosität ein typisches Phänomen von Hohlkegeldüsen und wird allgemein als „Hohlkegeldüsen-Paradoxon“ bezeichnet. Die Ursache liegt in den höheren Reibungsverlusten, die hauptsächlich für den Abbau der tangentialen Geschwindigkeitskomponente v_t sorgen und somit zur Reduzierung des erzeugten Dralls S_{tat} in der Wirbelkammer führen. Dadurch sinkt der Luftkerndurchmesser d_{LK} im engsten Querschnitt und die Lamellendicke δ steigt. Im Fazit steht dem Fluid also mehr Querschnittsfläche im Düsenaustritt zur Verfügung, wodurch ein größerer Durchsatz bei sonst gleichen Bedingungen ermöglicht wird. Gleichzeitig kommt es durch den Abbau der tangentialen Geschwindigkeitskomponente v_t auch zu einem kleineren Spraywinkel. Dieser wiederum sorgt für eine reduzierte radiale Ausbreitung der Lamelle, also eine geringere Ausdünnung mit zunehmendem axialem Abstand. Der Effekt und die Tatsache, dass die Lamelle bereits mit einer höheren Dicke aus dem Zerstäuber austritt, verursacht ein Ansteigen der Tropfendurchmesser [15, 16].

Neben den beiden bereits beschriebenen Stoffgrößen besitzt die Dichte des Fluids für den Zerstäubungsprozess eher eine Nebenrolle, ist aber in vielen Kennzahlen enthalten, weshalb sie der Vollständigkeit halber erwähnt werden soll.

2.5.2 Bedingungen der Gasphase

Im Gegensatz zur Dichte des zerstäubten Fluids hat die Dichte der Gasphase, in die hineinzerstäubt wird, einen Effekt auf die Zerstäubungsqualität. Laut Lefebvre [1] soll die Zerstäubungsqualität mit höherem Druck sinken, d.h. der Tropfendurchmesser steigt, was auf eine erhöhte Tropfenkoaleszenz zurückzuführen ist. Dagegen sprechen die Untersuchungen von Fraser et. al. [55] bei niedriger Gasdichte, die durch das Herabsenken des Gasdrucks erreicht wurde. Bei den Untersuchungen fiel die Zerfallslänge größer aus und die Wellenbildung auf der Lamelle nahm aufgrund geringer einwirkender aerodynamischer Kräfte ab. Dadurch kam es zu einer Verschiebung des dominierenden Zerfallsre-

gimes von aerodynamischem Zerwellen zum Zerfall durch Lochbildung. Dementsprechend müsste laut Walzel sich tendenziell ein 1,2 – 1,5-mal größere Tropfendurchmesser ausbilden [49].

2.5.3 Betriebsbedingungen des Zerstäubers

Zu den entscheidenden Betriebsbedingungen zählen der Injektionsdruck oder im Falle der Rücklaufdüsen, auch der Vorlaufdruck sowie der Durchsatz oder Vorlauf- bzw. Gesamtmassenstrom. Bei rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen kommt zudem der Rücklaufdruck und der Rücklaufmassenstrom sowie das Rücklaufverhältnis hinzu. Zusätzlich ist bei diesem Düsentyp der zerstäubte Massenstrom entscheidend, da bei offenem Rücklaufbetrieb dieser nicht dem Gesamtmassenstrom entspricht. Anhand der Anzahl der entscheidenden Betriebsparameter wird deutlich, wieviel komplexer die Strömungsbedingungen in einer rücklaufgeregelten Dralldruckdüse im Vergleich zu einer einfachen Simplex-Düse sind.

Allgemein kommt es mit Erhöhung des Vorlaufdrucks zu einer Erhöhung des Gesamtmassenstroms in den Zerstäubern. Beide Größen sind voneinander abhängig und hauptsächlich verantwortlich für die Erzeugung und die Höhe der tangentialen Geschwindigkeitskomponente bei gleichbleibender Düsengeometrie. Bei Simplex-Düsen bzw. Rücklaufdüsen im geschlossenen Rücklaufbetrieb stellt die Höhe des Vorlaufdrucks und damit auch die Höhe des Gesamtmassenstroms den zerstäubten Massenstrom oder einfach den Durchsatz ein. Somit ist auch der Vorlaufdruck in diesem Betriebspunkt entscheidend für die axiale Geschwindigkeitskomponente. Deshalb kommt es unter diesen Bedingungen mit Erhöhung des Vorlaufdrucks zu höheren Austrittsgeschwindigkeiten der Lamelle und dementsprechend zu einem feineren Spray und einem geringeren Anstieg des Spraywinkels [44, 45]. Bei offenem Rücklaufbetrieb sollte der Effekt des Vorlaufdrucks ähnlich ausfallen. Jedoch konnten Durdina et al. [40] keine nennenswerten Änderungen des Spraywinkels mit steigendem Vorlaufdruck und gleichbleibendem Rücklaufdruck feststellen.

Genauso wie bei dem Vorlaufdruck und dem Gesamtmassenstrom ist der Rücklaufdruck mit dem Rücklaufmassenstrom verknüpft, nur dass in diesem Fall eine Reduzierung des Rücklaufdrucks zu einer Erhöhung des Rücklaufmassenstroms führt. Bei konstantem Vorlaufdruck bestimmt der Rücklaufdruck auch den zerstäubten Massenstrom und damit die axiale Geschwindigkeitskomponente der Lamelle. So kommt es bei steigendem Rück-

laufdruck, also sinkendem Rücklaufmassenstrom und einem steigenden Anteil an zerstäubten Massenstrom, zu einer Erhöhung der axialen Geschwindigkeitskomponente und einer Reduzierung der Tropfengrößen [22]. Rizk und Lefebvre [34] haben in ihren Untersuchungen nur einen sehr geringen Einfluss des Rücklaufverhältnisses auf die Sprayqualität feststellen können. Löffler-Mang [14] konnte hingegen feststellen, dass mit Schließen des Rücklaufs, also kleiner werdenden Rücklaufverhältnis RV , der Spraywinkel bis auf ein RV von 0,3 fällt und dann wieder ansteigt. Zudem hat Löffler-Mang durch die Untersuchung der inneren Strömungsverhältnisse an Modelldüsen gezeigt, dass bei einem $RV = 0,5$ es in der Wirbelkammer verstärkt zur Wirbelbildung kommt, die durch hohe Reibungsverluste den Drallimpuls reduzieren, was gleichzeitig zu einem kleineren Luftkerndurchmesser führt. Dadurch ergibt sich am Düsenaustritt eine größere Lamellendicke, die folglich in größere Tropfendurchmesser resultiert.

2.5.4 Geometrie des Zerstäubers

Mit der Geometrie des Zerstäubers kann besonders auf die entstehenden Reibungsverluste, die sich innerhalb des Zerstäubers entwickeln, Einfluss genommen werden. Steigende Reibungsverluste reduzieren überwiegend die tangentiale Geschwindigkeitskomponente am Düsenaustritt, wodurch der reale Drallparameter S_{real} sinkt und somit der Spraywinkel als auch der Luftkerndurchmesser d_{LK} kleiner wird [1].

Eine der wichtigsten geometrischen Zusammenhänge hierbei ist das Verhältnis zwischen Wirbelkammerdurchmesser d_{WK} und dem Düsenaustrittsdurchmesser d_{Aus} , da beide entscheidende Größen für die Entwicklung der jeweiligen Geschwindigkeitskomponenten und dementsprechend für den Drallparameter sind [57]. In der Literatur wird empfohlen, dieses Verhältnis so klein wie möglich zu halten, damit die Reibungsverluste gering sind. Andere Autoren empfehlen dieses Verhältnis unterhalb fünf zu belassen. In „Atomization and Sprays“ von Lefebvre [1] wird hierzu festgelegt, den Kehrwert dieses Verhältnisses von 3,3 nicht zu überschreiten. Dahl [58] beschreibt in seinen Untersuchungen einen sinkenden Spraywinkel mit steigendem Verhältnis von Wirbelkammer- und Austrittsdurchmesser. Rizk und Lefebvre [35] konnten mit sinkendem Wirbelkammerdurchmesser eine Vergrößerung des Flüssigkeitsfilms feststellen. Xue [59] zeigte in seinen Untersuchungen, dass aus einem Anstieg des Verhältnisses aus Wirbelkammerdurchmesser und Austrittsdurchmesser eine dünnere Flüssigkeitslamelle folgt, was grundsätzlich dem Ergebnis von Rizk und Lefebvre [35] entspricht. Kim et al. [60] kamen in ihren Untersuchungen zu den gleichen Feststellungen.

Rizk und Lefebvre [35] konnten einen Anstieg des Spraywinkels mit Erhöhung der Düsenkonstante ausmachen, die ein Verhältnis aus der Eintrittsfläche und dem Produkt aus Wirbelkammer- und Austrittdurchmesser beschreibt.

Oftmals wird der Wirbelkammerdurchmesser auch ins Verhältnis zu anderen geometrischen Einflussgrößen gesetzt, wie z.B. der Wirbelkammerlänge. Xue et al. [59] beschreiben das Verhältnis aus der Wirbelkammerlänge und dem Wirbelkammerdurchmesser als äußerst wichtig für das Design einer Dralldruckdüse. Hierbei gilt es ebenfalls ein geringes Verhältnis einzuhalten, wobei aber die Dimensionen der Wirbelkammer groß genug gewählt werden müssen, um eine Wirbelbildung zuzulassen. Jedelsky und Jicha [43] bestätigen diese Aussagen. In der Arbeit von Kim et al. [60] wurde das Verhältnis aus Wirbelkammerlänge und Durchmesser zwischen 0,7 und 3,06 mehrfach variiert. Die Untersuchung ergab, dass ein Verhältnis für ein regelmäßiges stabiles Spraybild nicht oberhalb von 1,06 gewählt werden sollte. In einer Arbeit von Elkotb, Rafat und Hanna [61] verbesserte sich mit der Erhöhung des Wirbelkammerlängen-Durchmesser-Verhältnisses der Zerstäubungsvorgang. Im leichten Widerspruch dazu steht die Aussage von Belhadef et al. [62], der sich dem Ergebnis einer Arbeit von Park und Heister [63] anschließt, laut der die Länge der Wirbelkammer keinen oder nur einen sehr schwachen Einfluss auf die Spraybildung haben soll, da die Wirbelausbildung vom Durchmesser der Wirbelkammer abhängt. Danach soll eine Reduzierung des Durchmessers zur Schwächung des Wirbelstromes bzw. des erzeugten Dralls führen, was z.B. in einen kleineren Spraywinkel resultiert. Rizk und Lefebvre [35] bestätigen diese Aussagen und konnten mit Erhöhung des Wirbelkammerdurchmessers einen moderaten Anstieg des Spraywinkels feststellen. Die Länge der Wirbelkammer hatte bei ihren Untersuchungen keinen Einfluss auf den Spraywinkel.

Ein weiterer Teil der Wirbelkammer, der in der Literatur Beachtung findet, ist der Winkel der Verjüngung der Wirbelkammer zum Düsenaustritt, dessen Erhöhung eine Vergrößerung des Luftkerndurchmessers hervorruft und demzufolge sich die Dicke des Flüssigkeitsfilms reduziert. Dieser Effekt wird verursacht durch die Reduzierung des Widerstands mit Erhöhung des Winkels [16, 64].

Ebenfalls haben Art, Anzahl und Verhältnis aus Länge und Eintrittsfläche bzw. Durchmesser der Einlaufschlitze einen Einfluss auf die Wirbelbildung in der Wirbelkammer und dementsprechend auf die Zerstäubung. Laut Lefebvre [1] hat das Verhältnis aus Länge und Durchmesser der Einlasskanäle nicht kleiner als 1,3 zu sein, damit sich das

Fluid gleichmäßig in der Wirbelkammer verteilt und somit ein gleichmäßiges Spray produziert wird. Khavkin [3] schreibt, dass das Verhältnis aus Kanallänge zu dem Kanaldurchmesser mindestens größer zwei betragen soll. Diese Größenordnung wird damit begründet, dass eine Mindestlänge der Einlasskanäle einzuhalten ist, damit das Fluid effektiv auf die Geometrie der Drallkammer und der damit verbundenen Drehbewegung umgelenkt werden kann. Dadurch werden Wirbelbildungen beim Eintritt und die damit zusammenhängenden Strömungsverluste verhindert. Laut Dahl und Trautmann [18] bildet ein sogenannter Spiraleinlauf, im Vergleich zum einfachen Schlitzeinlauf, ein deutlich gleichmäßigeres Sprühbild. Beim Übergang von den Einlasskanälen in die Wirbelkammer wird das Fluid von einer tangentialen auf eine radiale Bahn umgelenkt, wobei es bei einer einfachen geraden Kanalgeometrie zum Strömungsabriss innerhalb der Wirbelkammer kommen kann. Bei einem Spiraleinlauf fädelt das einströmende Fluid mit konstantem Drehimpuls nahezu ungestört in die Wirbelkammerströmung ein [18]. Somit sind die auftretenden Strömungsverluste bei der Spiralgeometrie sehr gering und werden in der Literatur als reibungsfrei angenommen [3]. Rizk und Lefebvre [35] konnten mit zunehmender Aufweitung der Tangentialschlitze einen sinkenden Spraywinkel ermitteln. Elkotb et al. [61] geben für rechteckige Einlasskanäle ein optimales Verhältnis von Breite zur Höhe mit eins zu drei an und das Längen-Breiten-Verhältnis wird mit mindestens 1,3 beziffert. Löffler-Mang [14] konnte feststellen, dass kleinere Querschnitte der Tangentialschlitze zu einer größeren Breite der auftretenden Spraywinkel bei Variation des Rücklaufdrucks führen. Rashid et al. [65] variierten die Anzahl der Tangentialschlitze eines Dralldruckzerstäubers und konnten feststellen, dass mit Erhöhung der Anzahl der Schlitze auch der Spraywinkel stieg und dieser Effekt bei höheren Vorlaufdrücken stärker zur Geltung kam. Broll [19] hat gezeigt, dass in einem Re -Bereich zwischen 35.000 und 70.000 die Anzahl der Kanaleinlässe keinen Einfluss auf die Lamellendicke hat. Außerdem hat Tremmel [66] festgestellt, dass für ein gleichmäßiges Spraybild mindestens 2 Einlasskanäle vorhanden sein müssen, bei nur einem Kanal kommt es zu Ungleichmäßigkeiten in der Düseninnenströmung. Weiterhin konnten seine Untersuchungen eine Abhängigkeit der tangentialen Geschwindigkeitskomponente zur Kanaleintrittszahl am Düsenaustritt zeigen. Mit steigender Anzahl, also steigender Eintrittsfläche, sinkt bei sonst gleichen Bedingungen die tangentiale Geschwindigkeitskomponente. Rizk und Lefebvre [10] konnten Gleiches beobachten: Mit Erhöhung der Eintrittsfläche ist ein größerer Flüssigkeitsfilm bzw. kleinerer Luftkerndurchmesser am Düsenaustritt festgestellt worden. Dessen

Ursache liegt in der geringeren Drallbewegung, was gleichbedeutend mit einer geringeren tangentialen Geschwindigkeitskomponente im Düsenaustritt ist.

Bei der Düsenmündung, sollte ebenfalls aus Gründen der Reibungsverluste, das Verhältnis von Länge zu Durchmesser möglichst klein gewählt werden. Je länger die Düsenmündung ist, desto mehr Drall wird aufgrund der Reibung abgebaut, was zu einer Reduzierung des Spraywinkels führt [1]. Kim et al. [60] konnten mit zunehmender Länge der Austrittsmündung einen stärkeren Flüssigkeitsfilm identifizieren. Rizk und Lefebvre [10] zeigten, dass mit Erhöhung des Austrittsdurchmessers eine deutliche Erhöhung des Spraywinkels zu verzeichnen ist. Die Ursache hierfür liegt in der kleiner werdenden axialen Geschwindigkeit bei gleichbleibender tangentialer Komponente. Einen Einfluss der Mündungslänge auf den Spraywinkel konnte hier nicht ermittelt werden. Dahl [58] hat den Einfluss sich stetig ausweitender Düsenmündungen untersucht und feststellen können, dass die austretende Flüssigkeitslamelle der Geometrie bis zur Düsenmündung folgt und sich dann ablöst. Dieses Phänomen wird Coandă-Effekt genannt und Dahl schlussfolgert, dass bei einer konvexen Austrittsgeometrie deutlich höhere Spraywinkel möglich werden sollten. Ansonsten werden Aufweitungen der Düsenaustrittsgeometrie unter bestimmten Winkeln nach dem engsten Querschnitt eingesetzt, um einen zu großen Lamellenwinkel zu vermeiden. Dies ist besonders bei rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen notwendig, weil sich mit zunehmenden Rücklaufverhältnissen, also mit sinkenden Durchsätzen, größer werdende Spraywinkel ausbilden, was laut Nasr [6] viele Probleme in den industriellen Anwendungen hervorruft.

Diese Übersicht der verschiedenen bisher identifizierten Größen, die einen Einfluss auf die Sprayeigenschaften besitzen, bietet einen Eindruck über die Komplexität der einzelnen betrachteten Bereiche der Zerstäubung durch Dralldruckdüsen. Bei den einfachen Düsenarten dieses Typs, also ohne Rücklauf, wurden bereits viele Untersuchungen veröffentlicht und es konnten Tendenzen bezüglich des Einflusses auf die Sprayqualität festgestellt werden. Jedoch widersprechen sich einige Autoren bezüglich der bekannten Phänomene, deren Ursache vermutlich in der Vielzahl der unterschiedlichen Randbedingungen wie Düsengeometrie, Stoffeigenschaften und Betriebsbedingungen liegt. Aus diesem Grund bleibt bisher eine zufriedenstellend gültige, mathematische und physikalische Beschreibung der Zerstäuber aus.

Dieses Kapitel zeigte einen Überblick über die Funktionsweise und den Aufbau sowie die Entwicklung und den bisher vorgenommenen Untersuchungen an rücklaufgeregelten

Dralldruckdüsen. Allgemein sind seit der Entwicklung des Peabody-Fisher-Zerstäubers wissenschaftliche Untersuchungen und Entwicklungen überwiegend im Bereich der Ölzerstäubung durchgeführt worden. Auch aktuelle Veröffentlichungen behandeln den Einsatz der Rücklaufdüse zur Zerstäubung von flüssigen Brennstoffen in stationären Gasturbinen oder Flugzeugtriebwerken. Für den Einsatz der Rücklaufdüsen zur Kühlung von Gasströmen oder der Stickoxid-Reduktion in Rauchgasen besteht ein hohes Interesse an Entwicklungs- und Optimierungsarbeit, damit Großanlagen die politisch geforderte Einhaltung der Emissionsgesetzgebungen erreichen und gleichzeitig die dafür notwendigen Kosten reduzieren können. Zuvor ist eine detaillierte Charakterisierung der Hydraulik und der Sprayeigenschaften über den Bereich der Rücklaufdüse für die Betriebspunkte, die üblicherweise in der Industrie verwendet werden, notwendig. Die im Anschluss vorgestellten Untersuchungen rücklaufgeregelter Dralldruckdüsen knüpfen an diesen Punkten an. Sowohl die Charakterisierung der Hydraulik als auch allgemeine Sprayeigenschaften bei sehr großen Zerstäubungsdurchsätzen werden gezeigt.

3 Zielstellung

Rücklaufgeregelte Dralldruckdüsen finden angesichts der einfachen Regelung ihres zerstäubten Massenstroms und der Erzeugung sehr feiner Sprays bei relativ niedrigen Vorlaufdrücken vielfältig Anwendung in der Energie- und Verfahrenstechnik. Ihr Einsatz als Brenner in Gasturbinen oder Großraumkesseln sowie für die Gasstromkonditionierung oder Rauchgasbehandlung in industriellen Großanlagen, birgt in Anbetracht der zunehmend strengeren Gesetzaufgaben bezüglich des Emissionsausstoßes ein hohes Interesse an Entwicklungs- und Optimierungsarbeit. Hierfür sind zuverlässige Aussagen zur Spraycharakterisierung notwendig, welche in der aktuellen Literatur nicht vorhanden sind. Die bisher durchgeführten wissenschaftlichen Untersuchungen an Rücklaufdüsen beinhalten hauptsächlich die Zerstäubung von Brennstoffen in Gasturbinen und Flugzeugtriebwerken bei Vorlaufdrücken unterhalb von 20 bar und geringen zerstäubten Massenströmen. Rücklaufdüsen werden für Brennersysteme mit thermischen Leistungen im MW-Bereich oder für die Gaskonditionierung bzw. Rauchgasbehandlung eingesetzt und arbeiten generell bei Vorlaufdrücken oberhalb von 20 bar und oftmals bei Durchsätzen weit über 300 kg/h. Diese Betriebsbereiche sind laut Literatur nicht oder nur selten untersucht worden. Die wenigen Veröffentlichungen in diesem Bereich beziehen sich, aufgrund der damaligen, eingeschränkten Möglichkeiten der Messtechnik, überwiegend auf die Hydraulik und auf den Spraywinkel. Analysen der Sprayeigenschaften, unter Zuhilfenahme optischer und laserbasierter Messtechniken, wie des Primärzerfalls oder der Tropfenentwicklung mit zunehmendem Abstand von der Düse, sind nicht bekannt.

An diesem Punkt knüpft die vorliegende Arbeit an, indem große Rücklaufdüsen und deren produziertes Hohlkegelspray in einem von der Industrie verwendeten Betriebsbereich analysiert und Zerstäubungseigenschaften charakterisiert werden sollen. Zudem werden gezielte Änderungen des Düsensigns und deren Einflüsse auf die Sprayeigenschaften untersucht. Dementsprechend setzt sich die Aufgabenstellung aus den folgenden Teilzielen zusammen:

1. Es ist eine Zusammenstellung von vorhandenen Kenntnissen bezüglich des hydraulischen Verhaltens und der Sprayeigenschaften von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen auszuarbeiten. Außerdem sind die Erfahrungen der bisher untersuchten Einflussmöglichkeiten auf die Sprayqualität von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen und Simplex-Düsen zu beschreiben.

2. Es ist ein Versuchsstand für die Charakterisierung von rücklaufgeregelten Drall-druckzerstäubern bis zu einem Vorlaufdruck von 30 bar und Volumenströmen bis 1800 l/h für die Zerstäubung von Wasser aufzubauen.
3. Für eine hinreichend genaue Messung der Massenbeaufschlagungsdichte des Hohlkegelsprays ist ein Patternator zu entwickeln.
4. Es sind die Sprayeigenschaften Spraywinkel, Massenbeaufschlagungsdichten, Tropfengrößen- und Tropfengeschwindigkeitsverteilungen in Abhängigkeit der Betriebsdaten und der axialen Abstände vom Düsenaustritt zu beschreiben. Weiterhin ist die Anwendung einer geeigneten Filterung der PDA-Daten und die Ausarbeitung einer Methodik zu Bestimmung eines gewichteten mittleren Durchmessers für die jeweiligen axialen Abstände vom Düsenaustritt vorzunehmen.
5. Anhand der Literatur sowie der Messergebnisse der Referenzdüse sind zweckdienliche Geometrieänderungen der Rücklaufdüse zu wählen und deren Einfluss auf die Sprayqualität messtechnisch zu erfassen.

4 Experimentelle Randbedingungen

Das Kapitel 2.4 lieferte einen Eindruck über die vielseitigen Effekte, die einen Einfluss sowohl auf die Hydraulik als auch auf die Sprayeigenschaften besitzen. Das nun folgende Kapitel soll eine Übersicht und Erläuterung zu den gewählten Randbedingungen, wie Drücke, Volumenströme, Arbeitsmedien und Düsengeometrien für die hier vorliegenden Experimente liefern. Außerdem wird am Anfang dieses Kapitels auf die durchgeführten Voruntersuchungen bezüglich einer Übertragbarkeit der Messergebnisse von Wasser auf Heizöl beschrieben.

4.1 Übertragung von Messwerten auf verschiedene Arbeitsmedien

Im Kapitel 2.1 werden die vielseitigen Anwendungen der rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen in der Industrie erläutert, wobei der Einsatz dieser Düsen bei hohen Volumenströmen hervorgehoben wird. Heizöl und andere brennbare sowie gesundheitsgefährdende und umweltschädliche Medien stellen bei der Charakterisierung von Sprays bezüglich der Sicherheit und der Betriebskosten eine große Herausforderung dar. Um die Risiken und Kosten der Spraycharakterisierung zu minimieren, wurden Voruntersuchungen an baugleichen Rücklaufdüsen mit deutlich kleineren Durchsätzen durchgeführt und die Möglichkeit der Übertragbarkeit der Resultate mit Wasser auf Heizöl geprüft.

Die entscheidenden Ergebnisse hinsichtlich des Einflusses der Stoffeigenschaften auf die Hydraulik und der mittleren Tropfendurchmesser sind in der Abbildung 4-1 dargestellt und in zwei Veröffentlichungen [67, 68] publiziert. Bezüglich der hydraulischen Eigenschaften konnte nahezu kein systematischer Einfluss der unterschiedlichen Stoffeigenschaften auf den Durchsatz bei gleichem Vorlaufdruck p_{VL} festgestellt werden, obwohl ein Unterschied der kinematischen Viskositäten ν zwischen Wasser und Heizöl im Verhältnis von 1:4,7 besteht. In der Entwicklung der Spraywinkel zeigen sich hingegen Einflüsse der verschiedenen Viskositäten. Bei der Zerstäubung von Wasser wurden um 10° größere Spraywinkel gemessen. Die Ursache für den gemessenen Einfluss der höheren Viskosität des Heizöles auf den Spraywinkel ergibt sich aus einem erhöhten Abbau der tangentialen Geschwindigkeitskomponente über den Strömungsweg innerhalb der Düse.

Bei der Korrelation der gewichteten Sauter-Mean-Durchmesser \bar{D}_{32} mit dem zerstäubten Massenströmen fällt die Abhängigkeit bei allen untersuchten Medien qualitativ gleich aus. Der gewichtete Sauter-Mean-Durchmesser sinkt linear mit ähnlichem Anstieg bei

größer werdendem Massenstrom. Die Messungen mit Wasser ergaben etwas größere Tropfen, was anhand der höheren Oberflächenspannung zu erwarten war. Der Effekt des größeren Spraywinkels bei Wasser, der laut Literatur [34, 36, 58] tendenziell für kleinere Tropfen sorgen sollte, scheint an dieser Stelle keinen Einfluss zu nehmen.

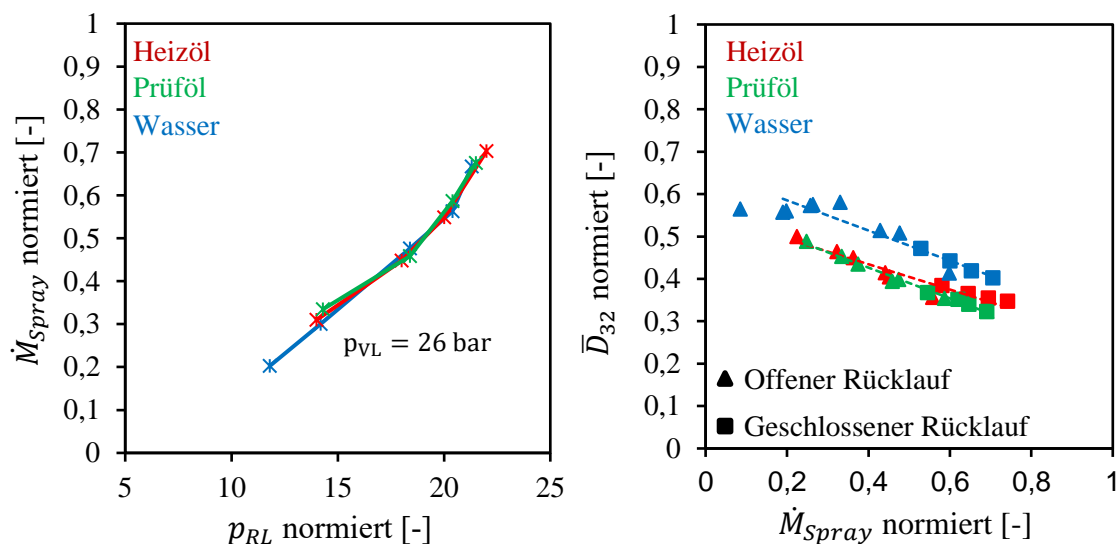


Abbildung 4-1: (links) Massenstrom in Abhängigkeit des Rücklaufdruckes, vergleichend für Wasser, Heiz- und Prüflöl; (rechts) Vergleich von \bar{D}_{32} für Wasser, Heiz- und Prüflöl in Abhängigkeit vom Massenstrom, Normierung bezieht sich auf den maximal einstellbaren Massenstrom oder auf den maximal messbaren Tropfendurchmesser

Zusammenfassend ergaben die Voruntersuchungen keinen messbaren Einfluss der Stoffeigenschaften der verschiedenen Medien auf die Hydraulik des Zerstäubers. Es konnte eine geringe Änderung des Spraywinkels festgestellt werden, die zu klein ausfällt, als dass diese einen entscheidenden Einfluss auf die Tropfenentwicklung hat. Bezüglich der Tropfengröße besteht ein qualitativ gleicher Zusammenhang zwischen Durchsatz und Tropfendurchmesser für die untersuchten Arbeitsmedien. Demzufolge ist eine Übertragung der Ergebnisse zwischen Wasser und Heizöl bei Änderungen der Betriebspunkte und der Düsengeometrien gerechtfertigt. Somit konnten die Untersuchungen an den großen Rücklaufdüsen ausschließlich mit Wasser durchgeführt sowie qualitative Rückschlüsse auf die Entwicklung der Eigenschaften der Heizölsprays in den Großraumkesseln gezogen werden.

4.2 Vorlaufdruck

Der Vorlaufdruck p_{VL} in den Untersuchungen wird im Bereich von 23 über 28 bis 30 bar variiert. Rücklaufdüsen, die für die Gaskonditionierung eingesetzt werden bzw. als Brenner in Großraumkesseln fungieren, kommen in diesem Bereich und darüber hinaus zum Einsatz. Als allgemeiner Referenzdruck wird in dieser Arbeit ein $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ festgelegt. Die Anzahl der Messpunkte erlauben eine quadratische Auswertung vom Einfluss des p_{VL} auf die jeweiligen Zielgrößen. Für gesonderte Messungen, wie die Identifizierung weiterer Zerfallsformen für die Erweiterung des Regelbereiches (Kapitel 6.1.2), sind auch Vorlaufdrücke unterhalb von 23 bar analysiert worden. Darauf ist nachfolgend in den verschiedenen Kapiteln noch einmal hingewiesen.

4.3 Zerstäubter Volumenstrom / Durchsatz

Der Bereich des Durchsatzes \dot{V}_{Spray} , also die Differenz aus Vorlaufvolumenstrom \dot{V}_{VL} und Rücklaufvolumenstrom \dot{V}_{RL} , wird zwischen 300 über 600 bis 1000 l/h bei konstant bleibenden p_{VL} geregelt. Der Referenzdurchsatz ist mit $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ festgelegt. Dieser Untersuchungsbereich des Durchsatzes ergibt sich anhand des verwendeten Druckbereiches $p_{VL} = 23 - 30 \text{ bar}$, in dem die geforderten Durchsätze bei jedem p_{VL} und der gegebenen Düsengeometrie einstellbar sind. Dadurch können die Änderungen der Zielgrößen unabhängig voneinander untersucht werden. Diese Vorgehensweise entspricht somit dem angegebenen Regelbereich des Düsenherstellers von 1:3 bis max. 1:5. Die gewählten untersuchten Durchsätze 300, 600 und 1000 l/h werden nachfolgend in der Arbeit auch als Kleinlast-, Teillast und Volllastbereich bezeichnet.

4.4 Düsengeometrien

Der Aufbau der verwendeten Rücklaufdüse entspricht der im Kapitel 2.2 vorgestellten Konstruktion von Joyce [26]. Der Drallkörper besitzt eine tangentielle Anordnung der Einlassschlitze, eine Rücklaufbohrung im Zentrum der Rückwand der Wirbelkammer und eine Absperrnadel. Ansonsten setzt sich die Rücklaufdüse aus zwei Platten zusammen, weshalb eine andere Bezeichnung für diesen Zerstäuber auch Plattendüse ist. In der Abbildung 4-2 und Abbildung 4-3 sind beide Platten dargestellt.

Die erste Platte ist die Wirbelkammerplatte (WKP). Diese beinhaltet den Drallkörper mit vier geraden, tangential angeordneten Eintrittskanälen und der Wirbelkammer. Weiterhin sind in der Wirbelkammerplatte die Rücklaufbohrung und die sich daran anschließenden Bohrungen für die Rücklaufströmung zur Düsenlanze vorhanden. In der Mitte des Rücklaufes ist eine Bohrung für die Führung der Düsennadel positioniert, mit der ein Schließen des Düsenaustritts möglich ist, ohne die gesamte Anlage abschalten zu müssen. Im geschlossenen Betriebszustand des Zerstäubers kann das Arbeitsmedium im Kreislauf von den Vorratsbehältern ausgehend über den Vorlauf in die Wirbelkammer (WK) strömen. Die zentrale Rücklaufbohrung in der Wirbelkammerplatte ermöglicht einem Teil des Arbeitsmediums die Wirbelkammer an der Düsennadel vorbei wieder zu verlassen. Über Kanäle in der Düsenlanze kann dieser Teil des Arbeitsmediums zu den Vorratsbehältern der Anlage zurückströmen und dem Vorlauf wieder zugeführt werden.

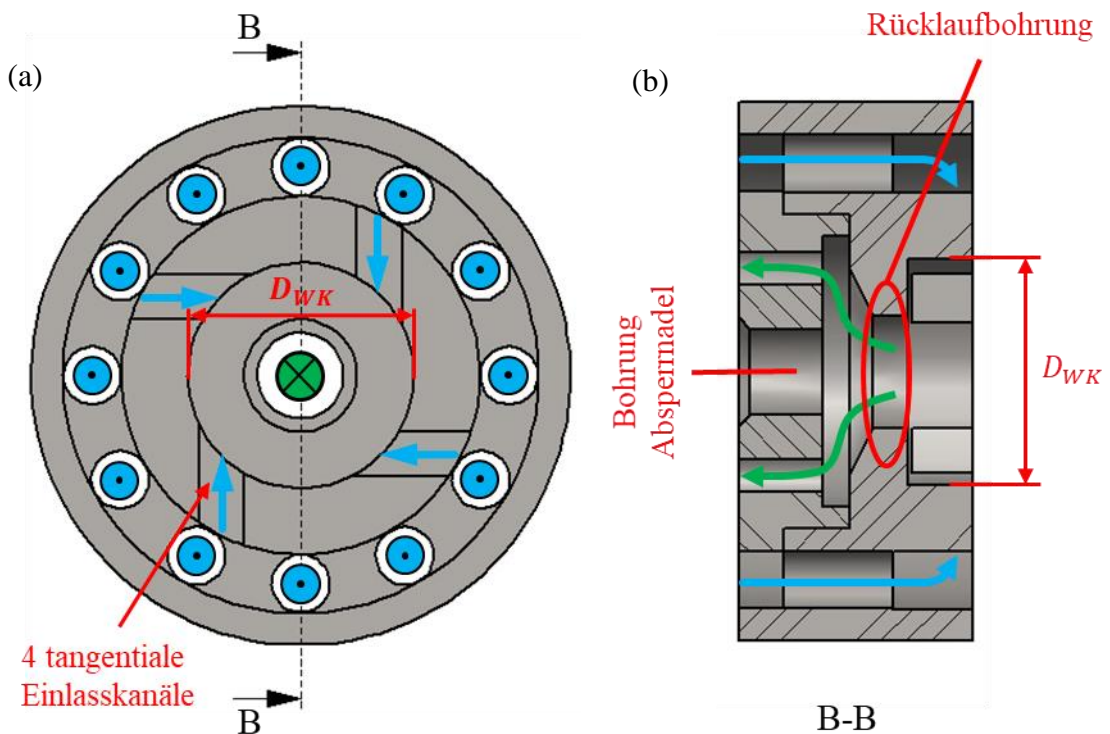


Abbildung 4-2: Wirbelkammerplatte mit Rücklaufbohrung und den Strömungswegen des Fluids im Vorlauf (blaue Pfeile) sowie im Rücklauf (grüne Pfeile), (a) Draufsicht auf die Wirbelkammerplatte, (b) Schnittbild B-B

Durch die tangentielle Anordnung der Einlassschlitze und der anschließenden Umlenkung in die Wirbelkammer erhält die Flüssigkeit ihre Drallbewegung. Die Geometrie der Einlassschlitze definiert den Druckabbau zu kinetischer Energie für die tangentielle Geschwindigkeitskomponente der Flüssigkeitslamelle am Düsenaustritt. Die Wirbelkammer

besitzt in der Wirbelkammerplatte über die gesamte Höhe einen konstanten Durchmesser D_{WK} , der erst in der darauffolgenden Düsenplatte kleiner wird. Die sich entwickelnde Drallbewegung der Flüssigkeit sorgt für ein Druckprofil mit hohem Drücken an der Kammerwand und niedrigen Drücken im Zentrum, wodurch sich ein Luftkern in der Mitte der Wirbelkammer von der äußeren Umgebung ausgehend bilden kann.

Die Düsenplatte (DP) schließt direkt an der Wirbelkammer an und beinhaltet, wie in Abbildung 4-3 zu sehen ist, die Austrittsgeometrie der Rücklaufdüse. Beginnend von der Wirbelkammer verjüngt sich der Querschnitt unter einem bestimmten Winkel bis zum kleinsten Durchmesser des Austritts. Durch die verjüngende Geometrie von der Wirbelkammer zur Austrittsbohrung der DP erhält die Flüssigkeitslamelle ihre axiale Geschwindigkeitskomponente. Der Durchmesser für den engsten Querschnitt wird in dieser Arbeit als der Austrittsdurchmesser d_{Aus} bezeichnet. Die darauffolgende Aufweitung der Austrittsgeometrie unter dem Austrittswinkel α_{Aus} der Düsenplatte verhindert eine zu starke radiale Ausweitung der Flüssigkeitslamelle im Klein- und Teillastbereich und gibt der Lamelle damit eine weitgehend definierte Strömungsrichtung vor. Wie stark diese Austrittsgeometrie die radiale Ausbreitung der Lamelle einschränkt, wird im Kapitel 6.2.1 beschrieben.

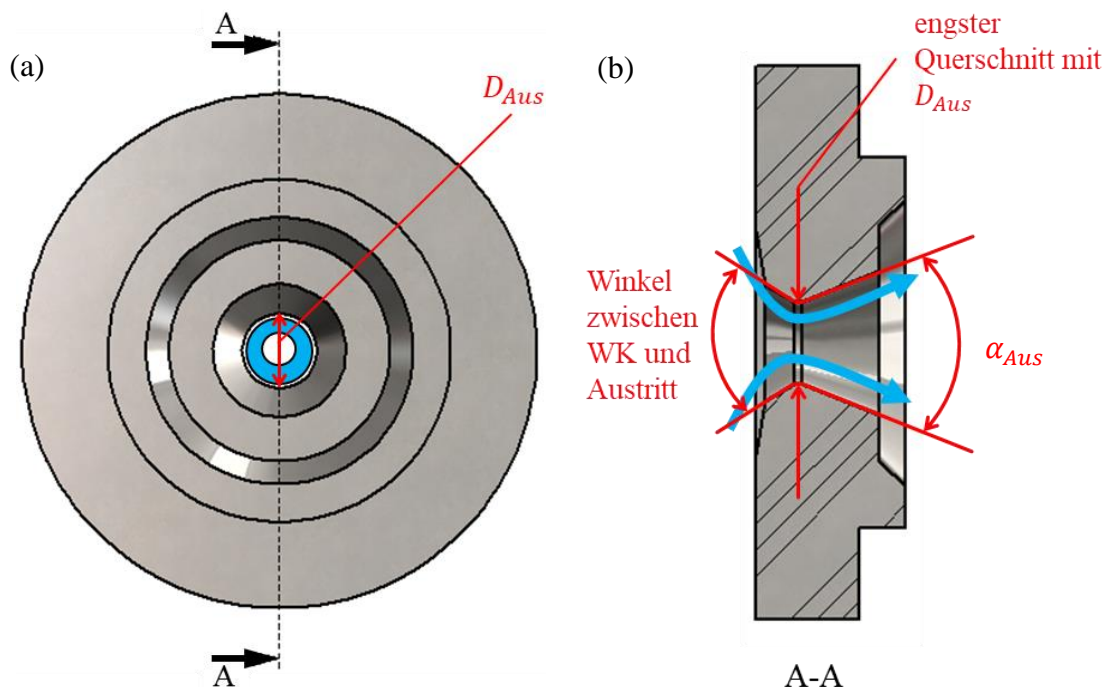


Abbildung 4-3: Düsenplatte mit Austrittsgeometrie und den angedeuteten Strömungsweg des Fluids beim Verlassen der Rücklaufdüse als Hohlkegellamelle (blaue Pfeile), (a) Draufsicht auf die Düsenplatte, (b) Schnittbild A-A

Für den Zusammenbau der Düsen sind noch weitere Teile notwendig, die der Vollständigkeit halber an dieser Stelle erwähnt werden sollen. Die Überwurfmutter, in der die einzelnen Platten hineingelegt und an der Lanze verschraubt werden, ermöglicht eine Pressung und somit die Abdichtung der fluidführenden Räume der Lanze und der Platten zueinander sowie zur Atmosphäre. Die Lanze ist ein weiterer unverzichtbarer Teil in diesem System, da sie die Düse über außen liegende Kanäle mit dem zu zerstäubenden Fluid versorgt und gleichzeitig den Rücklauf über innen liegende Kanäle abführt. Zusätzlich ist an der Lanze die Absperrnadel montiert, mit deren Hilfe die Düse geöffnet oder geschlossen werden kann. Ein Zusammenbau der gesamten Düse mit der Nadel und dem Lanzenansatz ist in der folgenden Abbildung 4-4 zu sehen.

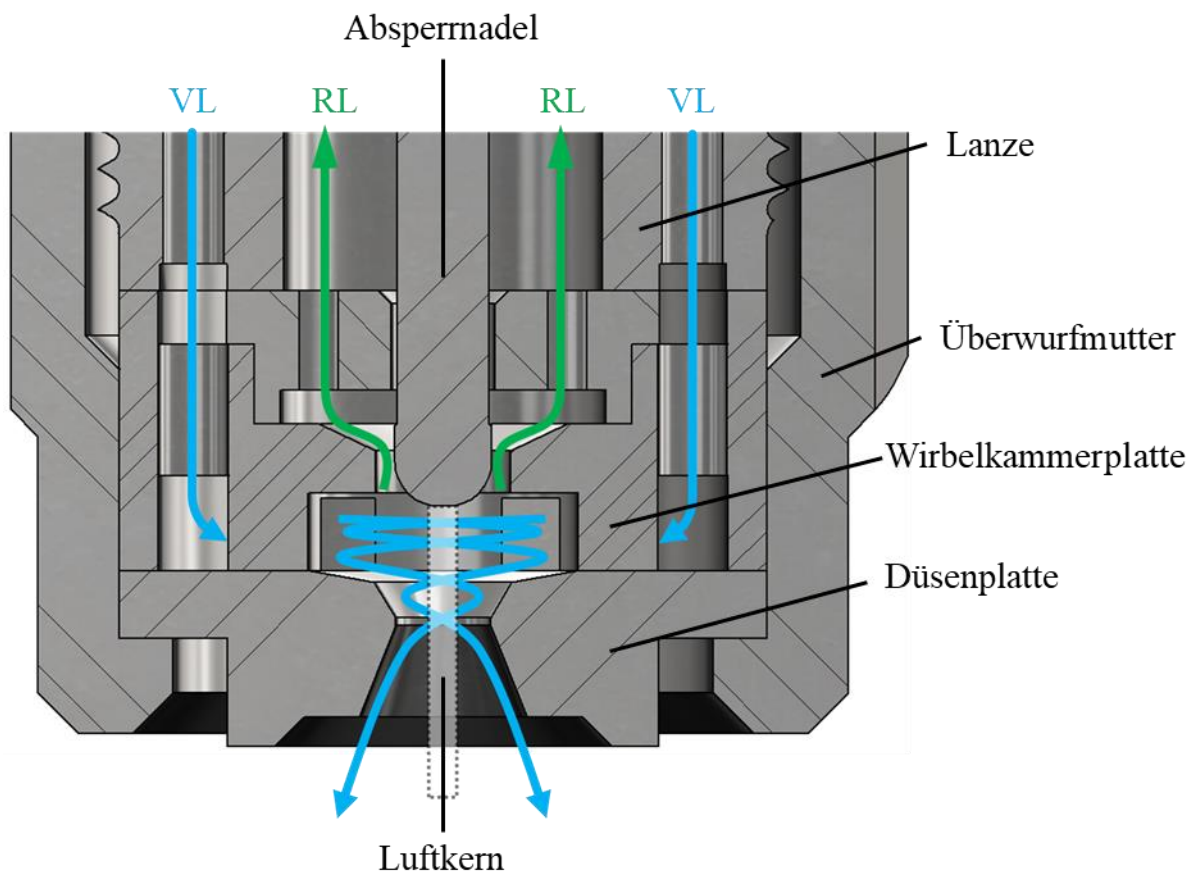


Abbildung 4-4: Querschnitt der Plattendüse

Die verschiedenen Dimensionen der Rücklaufdüse sind in der Tabelle 4-1 aufgelistet. Zusätzlich können dieser Tabelle auch verschiedene, in der Literatur verwendete, dimensionslose Kennzahlen entnommen werden, die den Untersuchungsbereich repräsentieren und somit Vergleichsmöglichkeiten zu anderen Untersuchungen bieten.

Tabelle 4-1: Dimensionen der Rücklaufdüse und Kennzahlen des Untersuchungsbereiches

Wirbelkammerplatte (WKP)			
Tangentialschlitze (TS)		Wirbelkammer (WK)	
Breite b_{TS}	2 mm	Durchmesser d_{WK}	10 mm
Höhe h_{TS}	$2,7 \text{ mm}$	Höhe h_{WK}	$2,9 \text{ mm}$
Anzahl	4		
Düsenplatte (DP)		Kennzahlen	
Durchmesser d_{Aus}	$3,5 \text{ mm}$	S	1,28
Höhe h_{DP}	$5,1 \text{ mm}$	Re_p bei $p_{VL} = 23 \dots 30 \text{ bar}$	$(1,6 - 1,8) \cdot 10^5$
Winkel α_{Aus}	$43,3^\circ$	FN bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300 \dots 1000 \text{ l/h}$	$(0,5 - 1,6) \cdot 10^{-3}$

Nach Analyse der Referenzgeometrie folgt als zweiter Schritt in dieser Arbeit eine Änderung des Düsendesigns und die Untersuchung der dadurch auftretenden Effekte auf die hydraulischen Eigenschaften sowie dem Spray. Die Geometrieänderungen werden ausgehend von der Referenzgeometrie nachfolgend näher erläutert.

Eine Erhöhung des Spraywinkels sollte für verbrennungstechnische Anwendungen eine bessere Durchmischung des Brennstoffes mit der Verbrennungsluft ermöglichen. Weiterhin müsste nach Rizk und Lefebvre [34] sowie Dahl [58] der Tropfendurchmesser mit steigendem Spraywinkel kleiner werden. Die Folge sollte die Reduzierung der Rußemissionen sein, jedoch könnte der NO_x -Anteil im Rauchgas steigen, wenn der Anteil der kleineren Tropfen zu groß wird. Für die Kühlung von Rauchgasströmen ist der Effekt eines größeren Spraywinkels ebenfalls äußerst interessant. Durch das feinere Spray wird das Risiko des sogenannten Anbackens an den Anlagenwänden reduziert. Auch die Rauchgaskanäle können im Durchmesser kleiner ausgelegt werden [5, 7]. Aufgrund dieser Möglichkeiten für die industriellen Anwendungen, befasst sich die erste Analyse der Düsengeometrie mit der Erhöhung des Austrittswinkels bis hin zu 180° und dem größeren Spraywinkel bei unveränderter Hydraulik der Rücklaufdüse. Ebenfalls kann an dieser Stelle der, oftmals in der Literatur beschriebene, Effekt des größeren Spraywinkels auf die Tropfeneigenschaften für große Rücklaufdüsen überprüft werden. Zusätzlich ist mit der Messung des Spraywinkels bei einem Austrittswinkel von 180° eine Abschätzung des

realen Drallparameters der Rücklaufdüse möglich, da die Lamelle durch die fehlende Austrittsgeometrie nicht mehr in ihrer radialen Ausbreitung eingeschränkt wird. In Abbildung 4-6 sind die Änderung des Austrittswinkels α_{Aus} an der DP dargestellt.



Aufweitung von $\alpha_{Aus} = 43,3^\circ$ Referenz-
geometrie in 4 Schritten
($64,6^\circ$; $80,9^\circ$; $94,8^\circ$; 180°)

Aufweitung von α_{Aus} bis 180°

Abbildung 4-5: Änderung des Austrittswinkels der Düsenplatte bis zu 180°

Ein anderer Weg zu einem größeren Spraywinkel zu gelangen, soll ,laut der Literatur, die Nutzung des sogenannten Coandă-Effektes sein [46, 49, 58, 69]. Um diesen Effekt hervorzurufen, wurde die Geometrie des Düsenaustritts mit verschiedenen Rundungen, wie sie in der Abbildung 4-6 zu sehen sind, gefertigt.

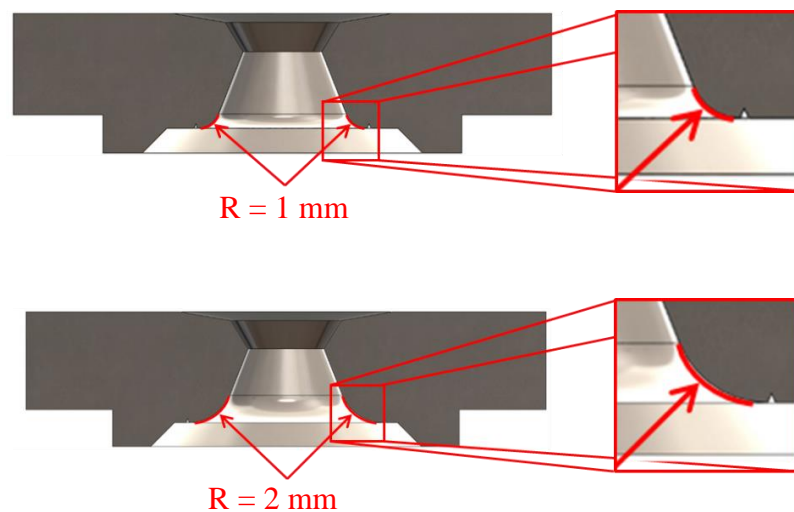


Abbildung 4-6: Düsenplatten mit runder Austrittsgeometrie

Die letzte in dieser Arbeit beschriebene Änderung der Düsengeometrie ist die Reduzierung des engsten Querschnittes, wie sie in Abbildung 4-7 dargestellt ist. Damit erfolgt, im Gegensatz zu den davor diskutierten Geometrien, ebenfalls eine Änderung der hydraulischen Eigenschaften der Rücklaufdüse. Ausgehend von der Referenzgeometrie, wurde eine Reduzierung des Austrittsdurchmessers von 3,5 auf 3,0 mm durchgeführt. Bei

allen drei Austrittsdurchmessern war es möglich den Referenzbetriebspunkt mit $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{\text{Spray}} = 1000 \text{ l/h}$ noch anzufahren.

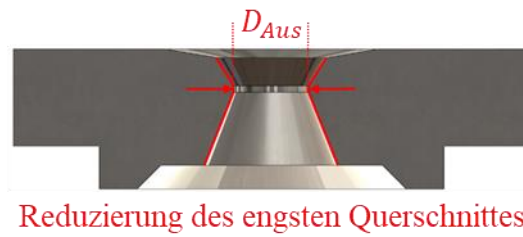


Abbildung 4-7: Reduzierung des engsten Querschnittes der Düsenplatte

Dieses Kapitel gibt einen Überblick der Randbedingungen, die für diese Untersuchung Ausgangspunkt sind. Der Aufbau der Versuchsanlage und der einzelnen Messeinrichtungen sowie die Versuchsplanung und Durchführung sowie auch die Verarbeitung der Messdaten sind Inhalt des folgenden Kapitels 5.

5 Messmethoden und Datenauswertung

Die beschriebenen Randbedingungen, wie z.B. die hohen Durchsätze, stellen messtechnisch für die Analyse der Sprayeigenschaften der Rücklaufdüsen eine Herausforderung dar. In diesem Kapitel werden die Versuchsanlage und die zur Messung der Düsen- und Sprayeigenschaften notwendigen Messtechniken und Auswertungsmethoden erläutert. Für die Charakterisierung des Hohlkegelsprays werden folgende allgemeine und lokale Eigenschaften analysiert:

Allgemeine Spraymerkmale:

- Spraywinkel
- Regime des Primärzerfalls
- Spraymuster

Lokale Spraymerkmale:

- Massenbeaufschlagungsdichte
- Tropfendurchmesser- und -geschwindigkeitsverteilung
- Tropfengeschwindigkeitsverteilung

Die beiden allgemeinen Spraymerkmale Spraywinkel und das Regime des Primärzerfalls werden mit Hilfe verschiedener bildgebender Verfahren untersucht. Hierbei kommt eine Highspeed-Kamera in Kombination mit unterschiedlichen Lichtquellen zum Einsatz.

Das Spraymuster wird durch die Messung der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte analysiert. Hierzu wird ein eigens dafür entwickelter Patternator, nachfolgend als 1-Rohr-Patternator bezeichnet, eingesetzt. Trotz der auftretenden hohen Volumenströme gewährleistet dieser eine gute Genauigkeit für die Messung der Massenbeaufschlagungsdichte bei gleichzeitig geringer Rückwirkung auf das Spray.

Die lokalen Tropfendurchmesser- und -geschwindigkeitsverteilungen werden unter Verwendung der Phasen-Doppler-Anemometrie (PDA) gemessen. Neben dem Aufbau des PDA-Systems wird in diesem Kapitel speziell auf verschiedene Herausforderungen dieses Messverfahrens bei Messungen in sehr dichten Sprays eingegangen, um anschließend die notwendige Datenverarbeitung für die Kompensation dieser Probleme zu erläutern. Aus den gemessenen Tropfengrößen- und -geschwindigkeitsverteilungen werden lokale

Kennwerte, wie der Sauter-Mean-Durchmesser D_{32} und die mittlere Tropfengeschwindigkeit v_{Tr} bestimmt. Abschließend erfolgt eine Beschreibung der vorgenommenen Mittelung der lokalen charakteristischen Kennwerte für eine axiale Ebene im Spray.

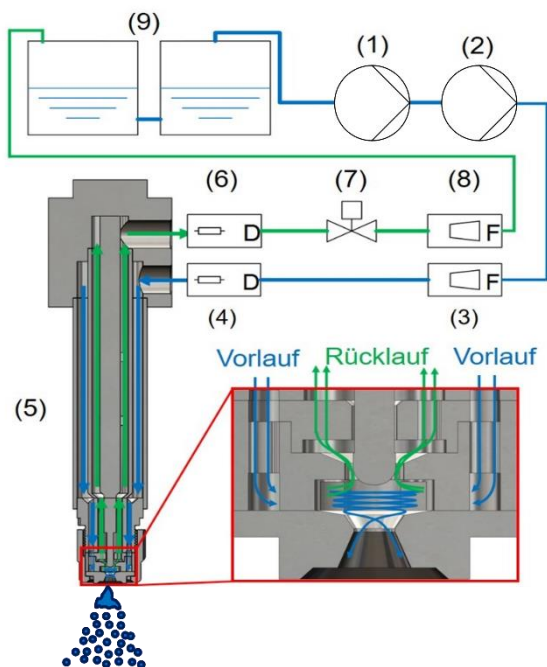
5.1 Versuchsanlage

Für die Untersuchung der Rücklaufdüsen in den vorgesehenen Betriebsbereichen ist es erforderlich eine neue Versuchseinrichtung zu entwickeln. Die Anforderungen an dieser Anlage bestand in der Bereitstellung, Steuerung, Regelung und messtechnischen Erfassung der notwendigen Drücke sowie Durchsätze der Rücklaufdüse. Außerdem musste die Messtechnik vor der zerstäubten Flüssigkeit geschützt werden, ohne dabei den Zerstäubungsprozess zu beeinflussen. Aus diesem Grund bestand die Versuchsanlage aus zwei Teilbereichen. Ein Teilbereich beinhaltet den Kreislauf für die Bereitstellung des Arbeitsmediums mit Druckerzeugung und Messtechnik. Der andere Bereich umfasste ausschließlich die Auffangvorrichtung mit Absaugung und Abscheidung der zerstäubten Flüssigkeit. Für die Vermessung der Sprayeigenschaften waren mehrere verstellbare Traversen für die Fixierung der Messtechnik an der Anlage positioniert. Auf beide Bereiche wird nachfolgend im Detail eingegangen.

5.1.1 Aufbau

Der Abschnitt, der den Kreislauf des Arbeitsmediums beinhaltet, ist in Form eines vereinfachten Rohr- und Instrumenten-Schemas (RI-Schema) in der Abbildung 5-1 mit den wichtigsten Arbeitsmitteln dargestellt. Für weitere Informationen ist im Anhang A ein ausführliches RI-Schema der Anlage hinterlegt. Die Bereitstellung des Arbeitsmediums während der Messungen erfolgte unter Verwendung eines Zwei-Pumpen-Systems. Die erste Pumpe (1) war nicht regelbar und hatte die Aufgabe, das Arbeitsmedium aus den Vorratsbehältern (9) zu entnehmen und die nachfolgende Pumpe (2) mit dem notwendigen Eingangsdruck zu versorgen. Pumpe (2) war eine in der Drehzahl regelbare, vertikale Kreiselpumpe und generierte den einzustellenden Vorlaufdruck p_{VL} , der unmittelbar am Einlass der Düsenlanze (5) mittels Drucksensor (4) erfasst wurde. Gleichzeitig erfolgte die Messung des Vorlaufvolumenstromes \dot{V}_{VL} mit einem Durchflusssensor (3). Der Vorlaufvolumenstrom wurde in der Wirbelkammer in zwei Teilströme aufgeteilt. Ein Teilstrom zerstäubte am Düsenaustritt, der andere verlief die Düse über innere Kanäle als Rücklauf in Richtung der Vorratsbehälter (9). Dabei erfolgt am Austritt der Lanze (5) die

Druckmessung mittels Drucksensor (6). Die Regelung des Rücklaufes wird durch ein stufenlos verstellbares Ventil (7) umgesetzt und die Messung des Volumenstromes \dot{V}_{RL} erfolgt durch einen weiteren Durchflusssensor (8).



Nr.	Bezeichnung
(1)	Grundfos JP 6 Ansaugpumpe
(2)	Grundfos CRNE 1 vertikale Kreiselpumpe
(3)	Krohne Schwebekörper-Durchflussmessgerät Typ H250 für den Vorlauf
(4)	WIKA Drucksensor Typ S20 für den Vorlauf
(5)	Düsenlanze
(6)	Kistler Drucksensor Typ 4073A50 für den Rücklauf
(7)	Rücklaufregelventil
(8)	Krohne Schwebekörper-Durchflussmessgerät Typ H250 für den Rücklauf
(9)	2-mal 600 l Wassertank

Abbildung 5-1: Kreislauf des Arbeitsmediums in der Versuchsanlage [70]

Beide Volumenströme, sowohl Vor- wie Rücklauf, werden mit Schwebekörper-Durchflussmessgeräte der Firma Krohne gemessen. Die Messbereiche im Vor- und Rücklauf sind verschieden. Im Vorlauf besitzt das Messgerät einen Messbereich von 100-1800 l/h und im Rücklauf von 100-1500 l/h. Durch die Wahl der Messbereiche wird die auftretende Messunsicherheit für die Ermittlung von \dot{V}_{Spray} so gering wie möglich gehalten. Diese beträgt nach Herstellerangaben 1,6 % der oberen Messbereichsgrenze (siehe Kapitel 5.1.3) [71].

Eine Herausforderung stellt das Absaugen des produzierten Sprays aus dem Messbereich dar. Zum einen soll der zu untersuchende Prozess vom angesaugten Luftstrom nicht beeinflusst werden, zum anderen muss die Absaugung sicherstellen, dass die Messeinrichtungen von den Sprयरückständen nicht gestört werden. Die Absaugungseinrichtung, welche in Abbildung 5-2 dargestellt ist, besteht aus mehreren Modulen einer Lüftungsanlage, die über einen flexiblen Saugschlauch an ein Gebläse gekoppelt ist. Das Spray wird in den oberen Teil des Auffangbehälters gesprüht und gelangt mittels Umlenkleche auf eine Abscheidewand, die den größten Teil des Arbeitsmediums über einen Stutzen ins

Abwassernetz leitet. Die feuchte Luft mit kleineren Tropfen wird über den angesaugten Luftstrom nach außen in die Umgebung befördert. Die Absaugung des Arbeitsmediums erlaubt es, auf einen zusätzlichen Aufbau aus Sicht- bzw. Schutzglas, der auf den Auffangbehälter hätte gesetzt werden können, zu verzichten. Daraus resultiert eine erhöhte Bewegungsfreiheit der Messinstrumente für die verschiedenen Untersuchungen des Sprays.

Für eine genaue Positionierung der Messinstrumente im Spray wurden um den Auffangbehälter zwei Drei-Achstraversen aufgebaut, an denen, je nach Notwendigkeit, die einzelnen Messinstrumente montiert werden konnten.

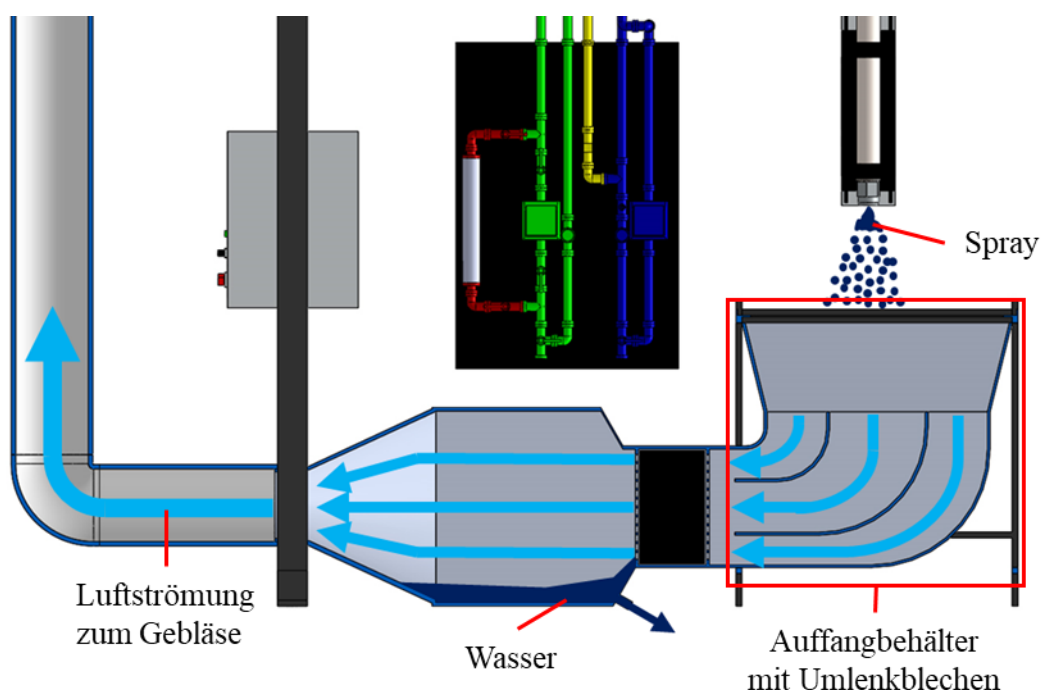


Abbildung 5-2: Auffangbehälter und Absaugkanal für das Spray

Die gesamte Versuchseinrichtung kann mittels der Software LabView 2016 von National Instruments gesteuert und geregelt werden. Ebenfalls werden über diese Software alle hydraulischen Daten der Düse digital erfasst.

5.1.2 Bestimmung der hydraulischen Eigenschaften

Die Untersuchung der Hydraulik wird in zwei Schritten umgesetzt. Der erste Schritt beinhaltet die Analyse des maximal möglichen Durchsatzes bei verschiedenen Vorlaufdrücken. Hierfür wird der Rücklauf geschlossen ($RV = 0$) und p_{VL} variiert. Bei diesen Messungen wird der Untersuchungsbereich bezüglich des Vorlaufdruckes mit $p_{VL} = 10$ und

18 bar erweitert, um die maximal möglichen Volumenströme für die Untersuchungen der Zerfallsregime zu erhalten. Der zweite Schritt der hydraulischen Untersuchungen sieht die Messung bei offenem Rücklauf vor. Die Vorgehensweise im Rücklaufbetrieb gestaltet sich nach der in Kapitel 2.2 beschriebenen allgemeinen Fahrweise der Düsen in der Industrie. Das bedeutet, der jeweilige Vorlaufdruck wird konstant beibehalten während die verschiedenen Durchsätze \dot{V}_{Spray} über die Regelung im Rücklauf variiert werden. Eine Messung besteht somit aus dem Vorlaufdruck p_{VL} und dem Durchsatz \dot{V}_{Spray} , die beide messtechnisch erfasst und gespeichert werden. Weiterhin werden der Vorlaufvolumenstrom \dot{V}_{VL} , Rücklaufdruck p_{RL} , der Rücklaufvolumenstrom \dot{V}_{RL} und zur Kontrolle die Temperatur T_{fl} des Arbeitsmediums im Vorlauf gemessen und über die Messwerterfassung der Versuchsanlage mit einer Frequenz F von 1 Hz gespeichert. In der Tabelle 5-1 sind die Parameter und deren Bereich zusammengefasst. In der Tabelle 5-2 sind die Messsensoren für die jeweiligen Betriebsparameter nach Abbildung 5-1 aufgelistet.

Tabelle 5-1: Untersuchungsbereich bei der hydraulischen Analyse von Rücklaufdüsen

geschlossener Rücklaufbetrieb ($RV = 0$) also bei $\dot{V}_{Spray,max}$		
Parameter	Einheit	Untersuchungsbereich
p_{VL}	bar	10, 18, 23 ... 30
offener Rücklaufbetrieb		
Parameter	Einheit	Untersuchungsbereich
p_{VL}	bar	23 ... 30
\dot{V}_{Spray}	l/h	300 ... 1000

Tabelle 5-2: Gemessene Betriebsparameter an jedem Messpunkt zur Bestimmung der Hydraulik

Parameter	Einheit	Messsensor nach Abbildung 5-1
p_{VL} / p_{RL}	bar	(4) / (6)
$\dot{V}_{VL} / \dot{V}_{RL} / \dot{V}_{Spray}$	l/h	(3) / (8)
T_{fl}	°C	Thermoelement Typ K

5.1.3 Messunsicherheiten

Durchsatz \dot{V}_{Spray}

Der Durchsatz wird aus den Messungen des Vorlauf- und Rücklaufvolumenstroms berechnet. Beide werden, wie in der Abbildung 5-1 zu sehen, mit Schwebekörper-Volumenstrommessgeräte des Typs H250 von der Firma Krohne messtechnisch erfasst. Beide Geräte besitzen eine Messabweichung von 1,6 % der jeweilig oberen Messbereichsgrenze. Der zerstäubte Volumenstrom berechnet sich aus den beiden Messwerten im Vor- und Rücklauf nach Gleichung 5-1.

$$\dot{V}_{Spray} = \dot{V}_{VL} - \dot{V}_{RL} \quad 5-1$$

Bei der Annahme einer linearen Fehlerfortpflanzung berechnet sich die Grenze der möglichen maximalen Messabweichung für den Durchsatz nach Gleichung 5-2. Demnach ergibt sich eine Grenze für die maximal mögliche Messunsicherheit des Durchsatzes von $\Delta\dot{V}_{Spray} = 45 \text{ l/h}$.

$$\Delta\dot{V}_{Spray} = \left| \frac{\partial\dot{V}_{Spray}}{\partial\dot{V}_{VL}} \right| \Delta\dot{V}_{VL} + \left| \frac{\partial\dot{V}_{Spray}}{\partial\dot{V}_{RL}} \right| \Delta\dot{V}_{RL} \quad 5-2$$

Druckmessungen

Die Drücke werden über zwei verschiedene Sensoren bestimmt. Der WIKA-Sensor im Vorlauf weist eine relative Messunsicherheit von 0,5 % des Messbereiches, der von 0-40 bar reicht, auf. Der Kistler-Sensor im Rücklauf besitzt eine relative Messabweichung von 0,2 % des Messbereiches von 0-50 bar. Somit ist die Erfassung der Drücke in der Anlage überaus präzise.

Mit dem Aufbau der neuen Versuchsanlage sind alle geforderten Bedingungen für die Untersuchungen von Düsen mit großen Durchsätzen erfüllt. Die jeweiligen Messtechniken für die Ermittlung der verschiedenen Sprayeigenschaften werden in dem folgenden Kapiteln erläutert.

5.2 Messung des Spraywinkels

Eine, neben der Hydraulik der Düsen, relativ einfach zu bestimmende Sprayeigenschaft ist der Spraywinkel, der heutzutage überwiegend durch optische Messverfahren, wie das

Auflicht- oder Schattenverfahren, in Kombination mit einer softwareunterstützten Bildauswertung, ermittelt werden kann. Der Spraywinkel liefert qualitative Aussagen über die Entwicklung der Geschwindigkeitskomponenten der Lamelle am Düsenaustritt. Darüber hinaus kann mit Hilfe des Spraywinkels der reale Drallparameter S_{real} abgeschätzt werden. Auch lassen sich anhand der Entwicklung des Spraywinkels Schlussfolgerungen auf die anschließende Tropfenentwicklung tätigen. Dieser Effekt wird anhand der gemessenen Änderung der Tropfeneigenschaften im Kapitel 6.1.5 für die untersuchten Geometrien der Rücklaufdüsen diskutiert.

5.2.1 Messaufbau

In den vorliegenden Untersuchungen des Spraywinkels wird das Auflichtverfahren verwendet. Der dazugehörige Messaufbau ist schematisch in der Abbildung 5-3 dargestellt und besteht aus einer High-Speed-Kamera der Firma LaVision mit einem 1,4x50 mm Objektiv von Nikon. Die Beleuchtung wird durch eine in der Leistung regelbaren 400 W Dedolight Metalldampf-Lichtquelle sichergestellt, die direkt oberhalb der Kamera montiert ist, um eine einseitige Ausleuchtung des Sprays zu vermeiden. Für die Auswertung der Spraywinkel ist ein guter Kontrast für eine exakte Abgrenzung zwischen Spray und Hintergrund vorteilhaft, was mittels einer geschwärzten Platte realisiert wird.

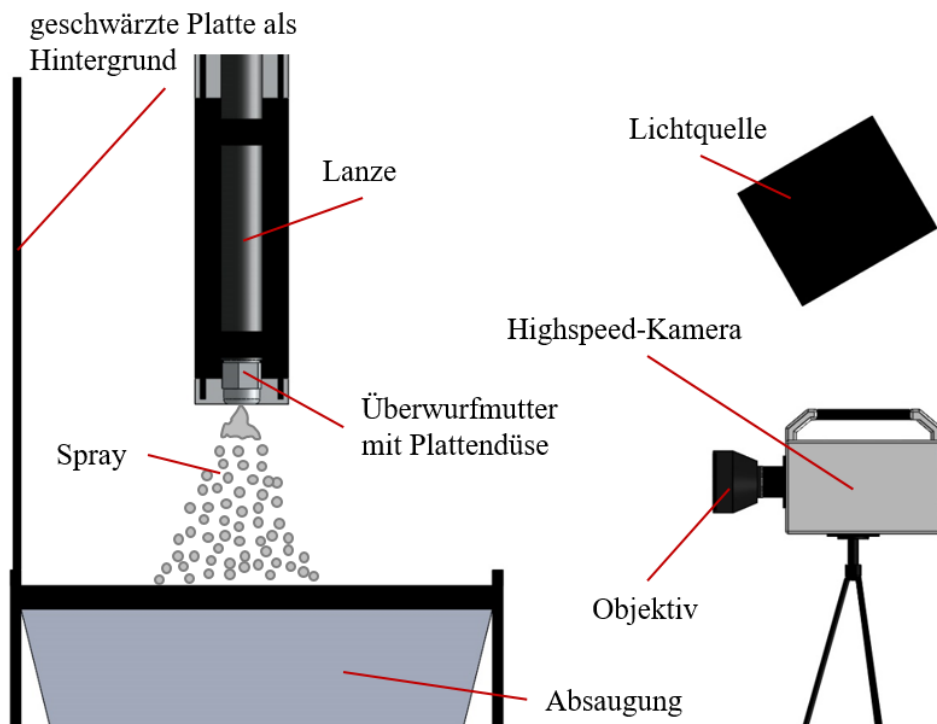


Abbildung 5-3: Messaufbau zur Ermittlung des Spraywinkels

5.2.2 Methodik

Die Auswertung des Spraywinkels wurde mit Hilfe der Software DaVis Spraymaster von LaVision ausgeführt. Hierzu ist eine Graustufenmittelung über eine Bildsequenz, bestehend aus 25 Aufnahmen des Sprays, bei 5 kHz vorgenommen worden. Dadurch konnten die schwankenden Sprayränder, wie sie in der Abbildung 5-4 (a) beispielhaft zu sehen sind, für die Spraywinkelbestimmung geglättet werden. In der Abbildung 5-4 (b) ist ein Beispiel für das Resultat der Graustufenmittelung des Sprays dargestellt. Für die Bestimmung des Spraywinkels kam die Count-Max-Methode in der DaVis-Software zum Einsatz. Bei dieser Methode werden die Sprayränder in jeder Pixelzeile eines definierten Bereiches im Bild, der durch eine obere (7 mm vom Bildursprung) und untere Grenze (50 mm vom Bildursprung) in der Abbildung 5-5 gekennzeichnet ist, bestimmt. Ausgehend vom Ursprung werden durch den nun definierten Sprayrand zwei Geraden gelegt und damit der Spraywinkel ermittelt.

Diese Methode wurde für jeden untersuchten Betriebspunkt in der Tabelle 5-1 auf vier verschiedene Bildsequenz angewendet. Die sich ergebenden Spraywinkeln wurden zu einem Spraywinkel gemittelt, sodass ein Ergebnis für jeden Betriebspunkt vorlag. Ein Beispiel für die Bestimmung des Spraywinkels nach der Count-Max-Methode kann der Abbildung 5-5 entnommen werden. Die verwendeten Einstellungen in der Software sind in Tabelle 5-3 aufgelistet.

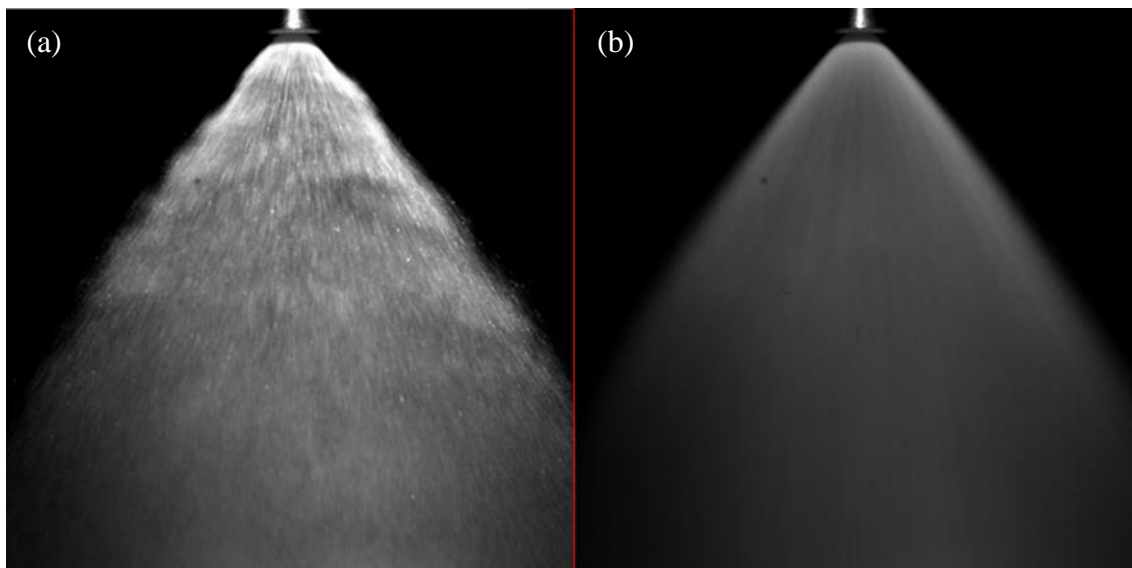


Abbildung 5-4: Vergleich zwischen Originalaufnahme (a) und Mittelwertbild des Sprays (b)

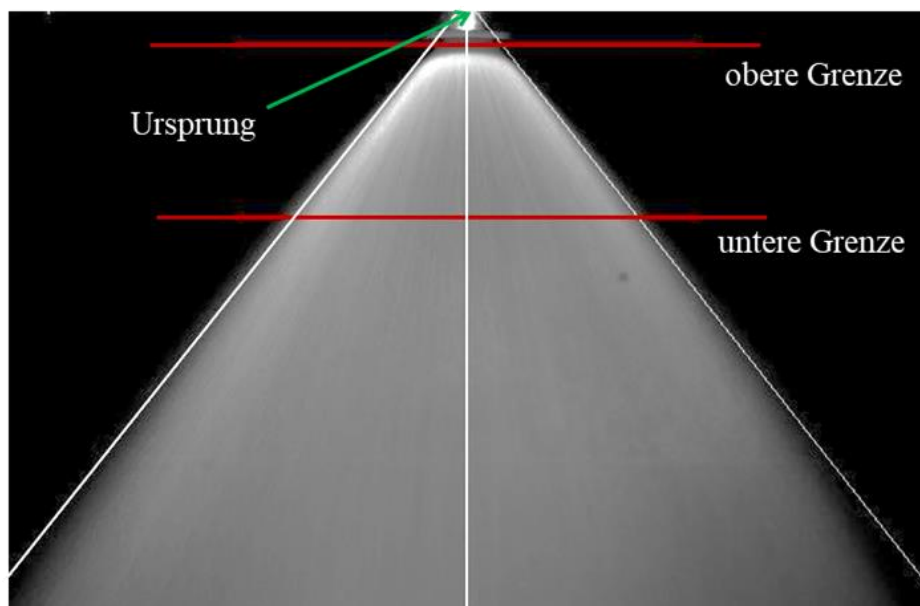


Abbildung 5-5: Spraywinkelberechnung mittels der Count-Max-Methode

Tabelle 5-3: Verwendete Einstellungen für die Count-Max-Methode

Berechnungsmethode	Count-Max
Ausgangsbild	4x Graustufenmittelungen aus 25 Bildern
Filter	Keine
Schwellwert	Schwellwert Graustufen: 400 (0: schwarz / 4095: weiß)
Ursprung	3 mm über der Düsenmündung
Obere Messbereichsgrenze	7 mm unter der Düsenmündung
Untere Messbereichsgrenze	50 mm unter der Düsenmündung

5.2.3 Messunsicherheiten

Messunsicherheiten bei der Winkelbestimmung werden hauptsächlich durch die Festlegung des Überganges zwischen Hintergrund und Spraykontur verursacht. Die Mittelung der Bildfolge sorgt für glatte Spraykonturen. Dennoch ergibt sich durch die Schwankungen der Sprayränder in den originalen Aufnahmen eine am Sprayrand abfallende Countzahl zum Hintergrund. Um einen eindeutigen Übergang vom Spray zum Hintergrund zu wählen, kann in der Software ein Schwellwert in den Graustufen festgelegt werden. Diese Vorgehensweise unterliegt einer gewissen Subjektivität des Nutzers, wurde aber für die Messungen einer Düse über alle Betriebspunkte konstant gehalten. Dadurch ergab sich eine maximale Standardabweichung der einzelnen Messungen einer Düse von $1,5^\circ$.

5.3 Visualisierung des Primärzerfalls der Hohlkegellamelle

Das Wissen über die Art des Primärzerfalls der austretenden Flüssigkeitslamelle liefert Rückschlüsse über den Einfluss der Düsenkonstruktion auf die produzierten Sprayeigenschaften. Entscheidend hierbei ist, welche Zerfallsform in Abhängigkeit des Betriebspunktes der Düse auftritt und wo sich Übergangsbereiche der unterschiedlichen Formen befinden. Außerdem ermöglicht dieses Wissen eine Verknüpfung der Kenntnisse über die Düseninnenströmung und der Analyse der Tropfeneigenschaften, was eine Interpretation der Tendenzen zwischen diesen beiden Untersuchungsbereichen erleichtert.

5.3.1 Messaufbau

Der Zerfall der austretenden Flüssigkeitslamelle wird mittels High-Speed-Visualisierung (HSV) im Schattenverfahren untersucht. Hierbei befinden sich Belichtungsquelle, Objektfeld und Kamera auf einer optischen Achse. Das Licht ist durch zwei Linsen auf einen Diffusor projiziert, der dieses streut und auf das Objektfeld der Kamera richtet. Im Objektfeld wird das Licht von der Flüssigkeit durch Brechung, Reflexion, Absorption oder Streuung geschwächt. In den Aufnahmen erscheinen dadurch alle Strukturen der Flüssigkeit dunkel.

Das Messsystem zur High-Speed-Visualisierung der Lamelle ist schematisch in der Abbildung 5-6 dargestellt. Es besteht aus zwei Untersystemen, dem Kamera- und dem Belichtungs-System. Das Kamera-System beinhaltet eine High-Speed-Kamera der Firma LaVision vom Typ High-Speed-Star X und ein 200 mm Objektiv der Firma Nikon vom Typ AF MICRO NIKKOR 200 mm 1:4 D. Die Kamera ist an einem Drei-Wege-Neiger befestigt, der wiederum auf einer optischen Schiene an einer dreiachsigen Traverse montiert ist.

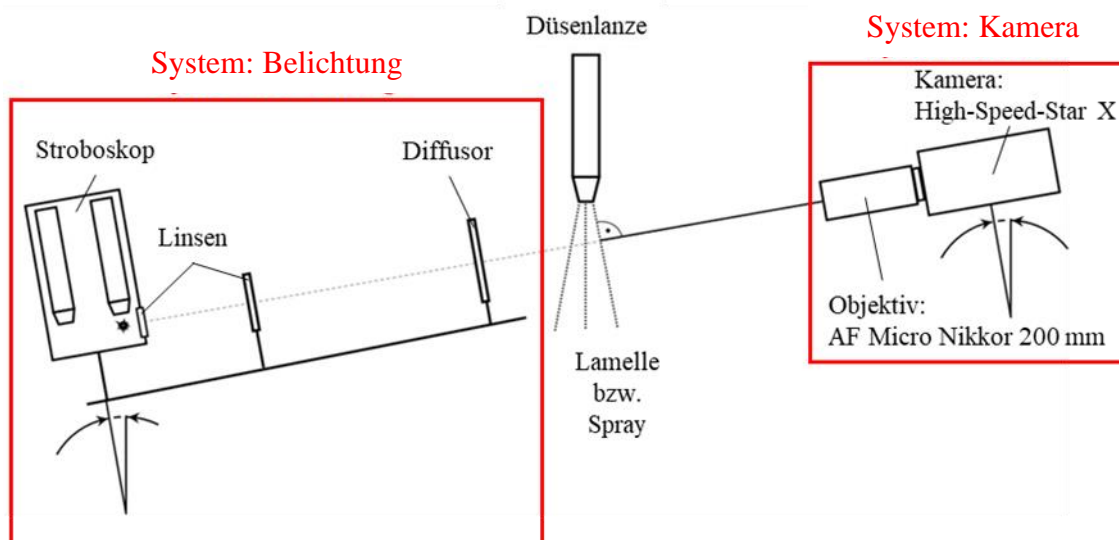


Abbildung 5-6: Aufbau für die Visualisierung der Lamelle durch Schattenaufnahmen

Um die austretenden Strukturen trotz der hohen Geschwindigkeiten deutlich erkennen zu können, sind geringe Belichtungszeiten notwendig, die mit Hilfe eines Stroboskops der Firma High-Speed-Photo-Systeme vom Typ Ministrobokin 20 TW realisiert wurden. Das Stroboskop kann bis zu 1.000 Lichtblitze bei einer maximalen Frequenz von 20 kHz abgeben. Die Funktion dieses Stroboskops beruht auf der Entladung von Blitzen in Form von Plasmaschläuchen zwischen zwei Elektroden, wodurch Belichtungszeiten von ca. 25 ns erreicht werden können. Diese geringe Belichtungszeit ermöglicht sich schnell bewegende Strukturen ohne Bewegungsunschärfe zu erkennen.

Jedoch birgt die Verwendung eines Stroboskops auch Nachteile. Einer davon ist die geringe Lichtausbeute dieser Lichtquellen, denn die Punktlichtquelle muss möglichst über den gesamten Bildausschnitt aufgeweitet werden, wobei die Lichtintensität für die einzelnen Pixel sinkt. Ein weiteres Problem stellt der sogenannte Positions jitter des Funkens dar, der sich zwischen den einzelnen Aufnahmen leicht verschiebt und somit die Belichtung für jede Aufnahme etwas anders ausfällt. Um diese Nachteile weitestgehend für die Auswertung zu kompensieren, ist eine Bildnachbearbeitung notwendig, auf die nachfolgend eingegangen wird.

Neben dem Stroboskop umfasste das Belichtungssystem zwei Linsen und einen Diffusor, welche mit Reitern auf einer optischen Schiene befestigt werden. Die Schiene ist wiederum, wie beim Kamera-System, auf einem Drei-Wege-Neiger befestigt, der ebenfalls an einer Drei-Achs-Traverse montiert ist.

Zwischen der Kamera und dem Belichtungssystem befindet sich die Düsenlanze, aus der die Flüssigkeitslamelle tritt. Die Lanze ist zusätzlich vertikal traversierbar an der Versuchsanlage fixiert.

Durch die Traversierung der Lanze, der Kamera und des Belichtungssystems in Verbindung mit den Einstellmöglichkeiten durch die Drei-Wege-Neiger kann das gesamte High-Speed-System flexibel und präzise im Raum positioniert und zueinander ausgerichtet werden. Die radiale Ausbreitung der Flüssigkeitslamelle bzw. des gesamten Sprays fällt sehr groß aus, was ein Problem für die zur Verfügung stehende Tiefenschärfe darstellt. Aus diesem Grund sind Kamera- und Belichtungssystem, wie in Abbildung 5-6 dargestellt, möglichst senkrecht zur Flüssigkeitslamelle ausgerichtet. Durch diese Maßnahme kann die gesamte Tiefenschärfe genutzt und der Zerfall der Lamelle über die gesamte Aufnahme betrachtet werden.

5.3.2 Visualisierung des Primärzerfalls

Das Ziel der HSV war eine visuelle Erfassung des Primärzerfalls zur Analyse und Abgrenzung auftretender Zerfallsmechanismen in Abhängigkeit der jeweiligen Betriebsdaten der Rücklaufdüse. Dafür wurden die Aufnahmen mit einer Frequenz von 5000 Bilder/s getätigt. Um die Bewegungen von Strukturen auf der Lamelle genau verfolgen zu können, sind zusätzlich bei ausgewählten Betriebspunkten Aufnahmen mit 20 kHz gemacht worden.

Für eine mögliche Erweiterung des Regelbereiches, hin zu kleineren Durchsätzen, ist der Bereich des Vorlaufdruckes für die Untersuchung des Primärzerfalls mit $p_{VL} = 10 \text{ bar}$ ergänzt worden. Dadurch konnten mit der Referenzdüse minimale Durchsätze von $\dot{V}_{Spray} = 150 \text{ l/h}$ erreicht werden. Für die Identifizierung anderer möglicher Zerfallsformen wurde der Durchsatz in 50 l/h Schritten bis zu einem $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ erhöht. Weitere Messungen wurden im industriellen Betriebsbereich der Rücklaufdüsen, der in Kapitel 4 beschrieben wird, vorgenommen. Ein Überblick bezüglich der Einstellungen und des Untersuchungsbereiches der verschiedenen Fragestellungen kann der nachfolgenden Tabelle 5-4 entnommen werden.

Tabelle 5-4: Untersuchte Bereiche des Primärzerfalls sowie dafür gewählte Einstellungen hinsichtlich Aufnahmefrequenz und Bildanzahl

	unterer Regelbereich	industrieller Betriebsbereich
p_{VL}	10, 23, 30 bar	23 – 30 bar
\dot{V}_{Spray}	150 – 300 l/h	300 – 1000 l/h
Aufnahmefrequenz und Bildanzahl:	5 kHz und 100 Bilder	4 kHz und 100 Bilder 20 kHz und 1000 Bilder

5.3.3 Bildnachbearbeitung

Die High-Speed Aufnahmen des Lamellenzerfalls wurden in DaVis nachbearbeitet, um einheitlich belichtete Bildsequenzen zu erzeugen. Die Bearbeitung erfolgte in zwei Schritten. Die jeweiligen Resultate sind anhand eines Beispiels in der Abbildung 5-7 dargestellt.

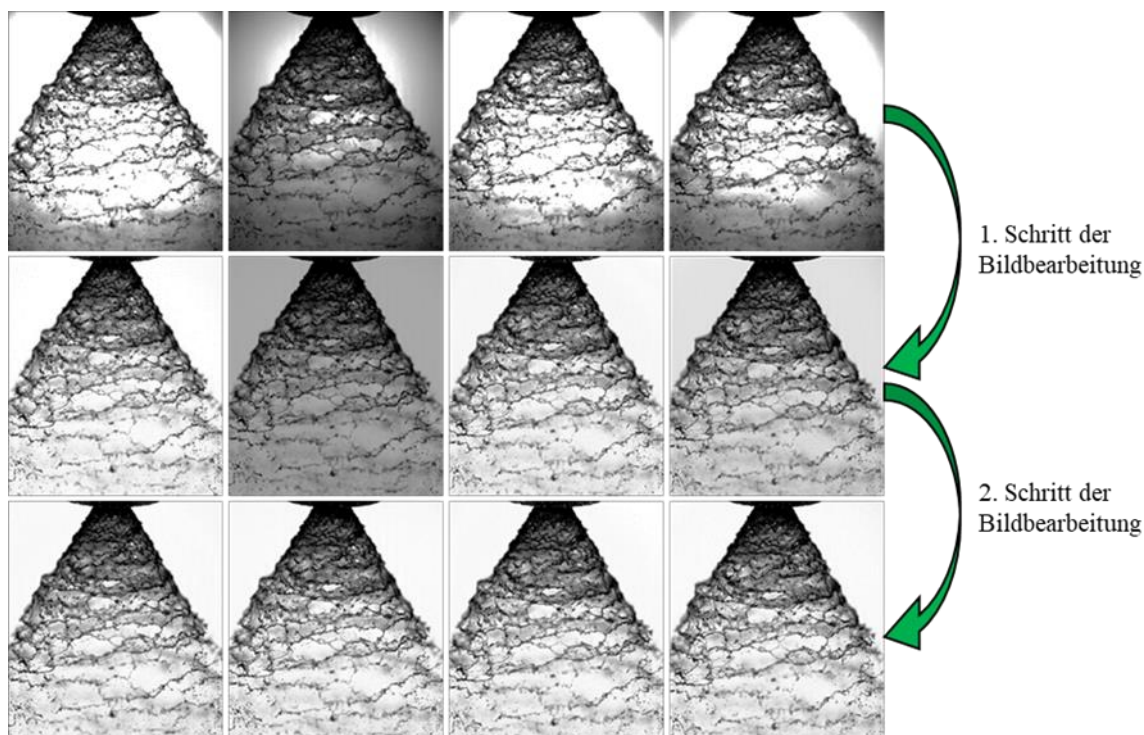


Abbildung 5-7: Bildbearbeitung der High-Speed-Aufnahmen des Primärzerfalls

Der erste Schritt bestand darin, die Bereiche mit unzureichender Belichtung im Hintergrund zu entfernen. Diese resultieren aus der wechselnden Funkenposition der Punktlichtquelle, die in jeder Aufnahme auftreten und sich voneinander unterscheiden. Deshalb wurden 100 Bilder des Hintergrundes ohne Spray aufgenommen und gemittelt. Mit dem

gemittelten Hintergrund konnten die Aufnahmen der Lamelle bezüglich ihrer ungleichmäßigen Ausleuchtung korrigiert werden. Die zweite Reihe in der Abbildung 5-7 zeigt das Ergebnis dieser Bildnachbearbeitung. Die einzelnen Bilder weisen anschließend einen gleichmäßigen Hintergrund auf, jedoch stimmt die Helligkeit der einzelnen Aufnahmen der gesamten Sequenz nicht überein. Dieses Problem wird im zweiten Schritt der Bildbearbeitung angegangen, indem die unterschiedlichen Helligkeiten der gesamten Bildsequenz auf die Helligkeit des ersten Bildes angepasst werden. Das Resultat der Bildbearbeitung ist in der letzten Zeile der Abbildung 5-7 zu sehen.

5.4 Messung des Spraymusters und der lokalen Massenbeaufschlagungsdichten

Die Massenbeaufschlagungsdichte \dot{m}_{pat} beschreibt die Masse m_{fl} einer Flüssigkeit, die über einen gewissen Zeitraum Δt eine bestimmte Fläche A_{pat} durchquert. Bei dünnen Sprays ist es möglich die Massenbeaufschlagungsdichte über die PDA-Messungen hinreichend genau zu bestimmen. Das vorliegende Hohlkegelspray ist jedoch besonders im Randbereich sehr dicht, weshalb diese Methode hier nur mit großen Messunsicherheiten anwendbar wäre. Ein anderes Messverfahren für \dot{m}_{pat} ergibt sich durch die Verwendung eines Patternators. Dieses Messverfahren kann grundsätzlich in mechanische und optische Patternatoren eingeteilt werden. Optische Patternatoren sind ebenfalls für die Untersuchung von dichten Sprays ungeeignet, somit bleibt die Nutzung eines mechanischen Patternators.

Alle mechanischen Patternatoren weisen grundlegend den gleichen Aufbau auf. Sie beinhalten immer eine oder mehrere Auffangflächen für die zerstäubte Flüssigkeit. Die Flüssigkeit gelangt in ein separates Gefäß, in dem über einem gewissen Zeitraum entweder das Volumen oder die Masse vermessen wird. Ein Unterschied stellt oftmals der Aufbau der Auffangflächen dar. In der Abbildung 5-8 sind zwei Beispiele möglicher Auffangformen für mechanische Patternatoren dargestellt. Ein sogenannter Ring-Patternator, wie in Abbildung 5-8 (a) zu sehen, besteht aus mehreren voneinander getrennten Ringflächen. Diese Form des Patternators kann kleinere Sprays vollständig analysieren [72]. Eine andere Bauform zeigt sich in den Röhren-Patternatoren, von denen ein ausgewähltes Beispiel in der Abbildung 5-8 (b) gezeigt ist. Diese bestehen oftmals aus mehreren aneinander gereihten Röhren, die als Auffanggefäß dienen. Diese Patternatoren erfassen mit

einer Messung nur einen Teil des Sprays, weisen aber aufgrund ihrer kleineren Fläche, eine geringere Beeinflussung des Sprays auf.

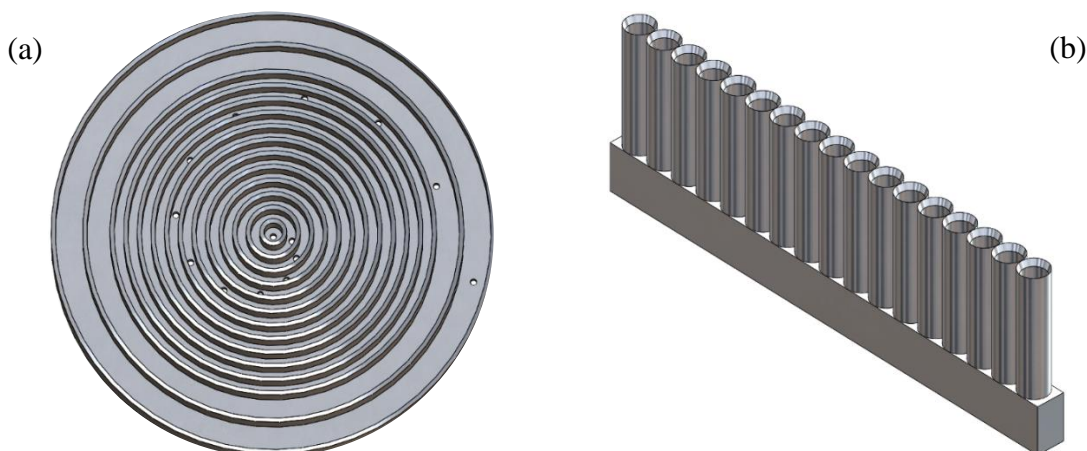


Abbildung 5-8: Abbildung zweier Bauformen für Patternatoren: (a) Ring-Patternator und (b) linearer Rohr-Patternator

Insbesondere die Röhren-Patternatoren sind in den vergangenen Jahren an der Otto-von-Guericke-Universität mehrfach für Sprayuntersuchungen eingesetzt worden. Als Beispiel ist Puschmann [73] zu nennen, der mehrere Röhren in einer Reihe angeordnet verwendete. Todorov [74] nutzte eine Kreuzanordnung der Röhren. Beide Autoren untersuchten Sprays für die Kühlung von verschiedenen Systemen. Baer [75] benutzte einen Patternator für die Vermessung des gesamten Sprays einer Einspritzdüse. Dabei kamen 80 Einzelröhren zum Einsatz, wobei es sich um rechteckige Kanäle handelte, die alle spaltfrei und dicht aneinandergesetzt werden konnten. Die bisher beschriebenen Beispiele an mechanischen Patternatoren eignen sich vom Aufbau für das vorliegende Spray nicht. Bereits die hohe Menge an zerstäubter Flüssigkeit der hier untersuchten Rücklaufdüsen schließt die Verwendung dieser Konzepte an Patternatoren aus. Neben dem zu kleinen Fassungsvermögen, stellen diese Patternatoren einen zu großen Störkörper im Spray dar, was die Messungen der Massenbeaufschlagungsdichte stark beeinträchtigen würde.

Somit ist aus Mangel eines geeigneten Patternators für die zu untersuchenden Rücklaufdüsen ein neuer Patternator entwickelt worden, der die nachfolgenden Anforderungen erfüllt:

- Einfache und ausreichend genaue Vermessung von \dot{m}_{pat} während des kontinuierlichen Betriebes der Rücklaufdüse,
- Möglichst kleiner Störkörper im Spray und

- Ermöglichen von Messungen in den axialen Abständen 50, 100 und 150 mm bei allen angefahrenen Lastbereichen der Düse.

Der neu entwickelte Patternator wird im Projekt als „Ein-Rohr-Patternator“ bezeichnet. Auf den Aufbau sowie die Vorgehensweise in den Messungen wird nachfolgend ausführlich eingegangen.

5.4.1 Messaufbau

Der Ein-Rohr-Patternator zur Messung des Spraymusters und der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte setzt sich aus drei Teilabschnitte zusammen:

- Patternatorkopf mit Auffangrohr und Führungsstück,
- Sammelrohr und
- Unterbau mit Drucksensor, Thermoelement und Magnetventil.

Der Patternatorkopf beinhaltet ein Auffangrohr mit einem Innendurchmesser von 9 mm, über dem die Flüssigkeit vom Spray in den Patternator gelangt. Dieses Rohr ist in das Kopfteil integriert, an dessen Ende das Führungsstück anschließt. Das Führungsstück beinhaltet mehrere kleinere Bohrungen, die als Leitungen für das aufgenommene Wasser und der entweichenden Luft aus dem Sammelrohr fungieren. In der Abbildung 5-9 ist das Führungsstück vergrößert dargestellt. Das aufgefangene Wasser strömt über interne Kanäle vom Auffangrohr zu der innenliegenden Wand des Sammelrohrs (blaue Pfeile). Dadurch werden Messschwankungen aufgrund fallender Tropfen im Sammelrohr vermieden. Gleichzeitig kann die vom eintretenden Wasser verdrängte Luft im Sammelrohr über Bohrungen in der Mitte des Führungsstückes in die Umgebung entweichen (grüne Pfeile).

Der anschließende Abschnitt des Patternators wird als Sammelrohr bezeichnet, in dem sich eine Wassersäule bilden kann. Der dadurch entstehende hydrostatische Druck am Ein-Rohr-Patternatorboden, wird mittels eines Druckmessumformer vom Typ 404327 von der Marke Jumo gemessen und mit Hilfe der Flüssigkeitstemperatur die entsprechende Masse umgerechnet. Ebenfalls wird im Unterbau des Patternators mittels eines Thermoelementes vom Typ K die Temperatur der Flüssigkeit gemessen. Zusätzlich befindet sich im Unterbau ein Magnetventil für das automatische Entleeren des Patternators beim Erreichen eines maximalen Füllstandes sowie zum Ende jeder Messung.

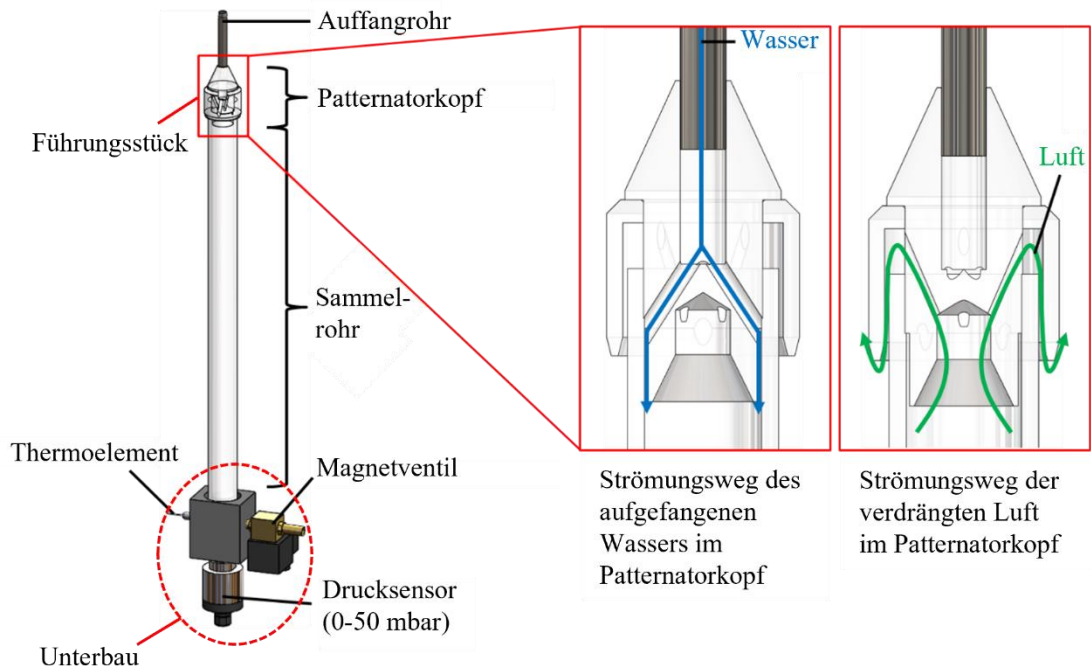


Abbildung 5-9: Aufbau und Funktionsweise des Ein-Rohr-Patternators

5.4.2 Methodik

Der Ein-Rohr-Patternator wird in den axialen Abständen 50, 100 und 150 mm vom Düsenaustritt im Zentrum des Sprays positioniert. Vom Spraykern werden in einem konstanten Abstand von 5 mm radial bis zum Sprayrand die anfallenden lokalen Massen über einen Zeitraum von maximal 30 Sekunden je Messpunkt erfasst.

Für die Messung der lokalen Massenbeaufschlagungsdichten wird der Anstieg der aufgefundenen Flüssigkeitsmaße über der Zeit, mit einer Frequenz von 10 Hz, aufgezeichnet. In Abbildung 5-10 ist beispielhaft der Verlauf solch einer Messung über einen Zeitraum von 200 s dargestellt.

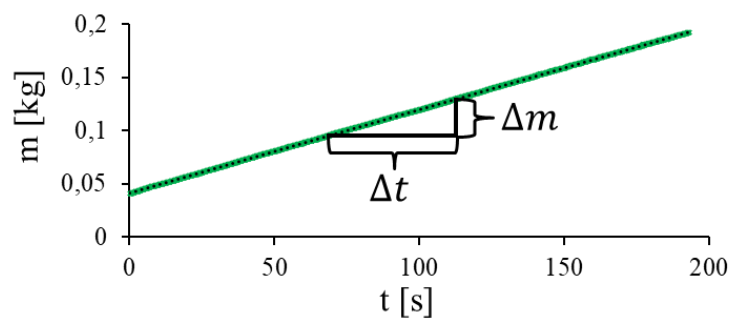


Abbildung 5-10: Messung von der Masse des aufgefundenen Wassers im Sammelrohr über $\Delta t = 200s$

Der Anstieg der daraus entstehenden Regressionsgeraden stellt den Massenstrom \dot{M}_{Pat} an der jeweiligen radialen Position r im Spray dar. Mit der bekannten Eintrittsfläche $A_{Pat, Ein}$ am Patternator kann nach der Gleichung 5-3 die lokale Massenbeaufschlagungsdichte gebildet werden.

$$\dot{m}_{Pat,r} = \frac{\dot{M}_{Pat,r}}{A_{Ein,Pat}} = \frac{\Delta m / \Delta t}{A_{Ein,Pat}} \quad 5-3$$

Dadurch ergibt sich eine radiale Verteilung der Massenbeaufschlagungsdichten, die repräsentativ für das gesamte Hohlkegelspray angenommen werden. Die Abbildung 5-11 stellt schematisch die Vorgehensweise bei der Analyse der einzelnen axialen Ebenen im Spray dar.

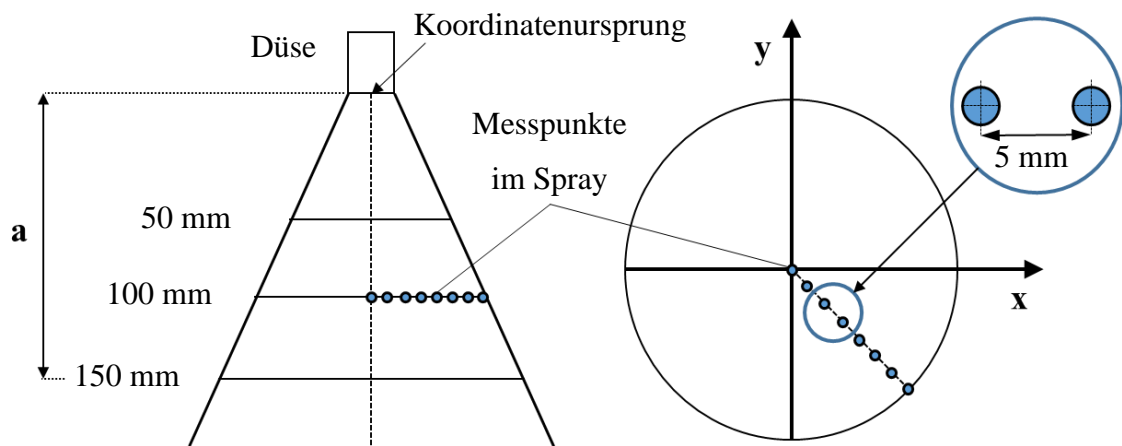


Abbildung 5-11: Messpunkte der Patternator-Untersuchungen im Spray

5.4.3 Messunsicherheiten

Für die Berechnung der Zielgröße Massenbeaufschlagungsdichte fließen nach der Gleichung 5-3 die folgenden Messunsicherheiten ein:

- Masse der Flüssigkeit m_{fl} , die relativ zum Gesamtfehler den größten Anteil mit 1,2 % ausmacht,
- Messzeit Δt und
- Fertigungstoleranzen des Präzisionsrohres zum Auffangen $A_{Ein,Pat}$ der Flüssigkeit.

Die beiden letzten Größen Δt und die Toleranzen für $A_{Ein,Pat}$ erhöhen zusammen die relative Messabweichung noch einmal um 0,2 %. Somit ergibt sich durch lineare Fehlerfortpflanzung eine maximale Grenze der Messabweichung der Massenbeaufschlagungsdichte von $\pm 1,4$ %.

Zusätzlich wird bei jeder Messung eine Integration der lokalen Ergebnisse der Patternormessungen über die gesamte Kreisfläche der jeweiligen Ebene des Sprays vorgenommen. Dadurch ergibt sich ein berechneter Durchsatz $\dot{V}_{Spray,Pat}$, der die vermessene Ebene durchströmt. Dieser Wert wird mit dem tatsächlich gemessenen \dot{V}_{Spray} verglichen. Die Abweichungen des Vergleiches beider Werte sollten bei guter Erfassung der Massenbeaufschlagungsdichten nicht sonderlich groß ausfallen. Es resultieren tendenziell etwas größer berechnete Sprayvolumenströme aus den Ergebnissen, wobei die Abweichungen im Volllastbereich mit maximal 5 % zufriedenstellend klein ausfallen. Die Streuungen für den Volllastbereich über alle Ebenen und die Berechnung ist im Anhang B noch einmal detailliert beschrieben. Mit Reduzierung des Durchsatzes zum Teil- bzw. Kleinlastbereich der Düse steigen die Abweichungen. Die Ursache für dieses Verhalten liegt in der Messung des Sprayvolumenstromes und dem steigenden Luftanteil im Rücklauf. Die Luft sorgt für einen leicht erhöht gemessenen Rücklaufvolumenstrom. Demzufolge fällt der reale Durchsatz an Flüssigkeit etwas größer aus als von den Messinstrumenten angezeigt. Aus diesem Grund weichen die Vergleiche im Kleinlastbereich stärker voneinander ab als im Volllastbereich. Die Ursache der höheren Abweichungen ist nicht in der Messunsicherheit des Ein-Rohr-Patternator begründet, sondern in der Messabweichung des Schwebekörper-Volumenstrommessgerätes bei Kleinlast.

Das Ergebnis dieser Untersuchung zeigt, dass der neu entwickelte Patternator den oben definierten Ansprüchen für die Messung an den Rücklaufdüsen genügt.

5.5 PDA zur Bestimmung der Verteilungen von Tropfengrößen und Tropfengeschwindigkeiten

Die PDA ist eine rückwirkungsfreie, laseroptische Messmethode zur Bestimmung von Tropfengrößen- und Tropfengeschwindigkeitsverteilungen innerhalb eines sehr kleinen Messvolumens. Die Tropfeneigenschaften können mit einer sehr hohen örtlichen und zeitlichen Auflösung bestimmt werden. Diese Messmethode ist ein standardisiertes Verfahren zur Messung von lokalen Sprayeigenschaften, welches in der Literatur [76, 77] ausführlich beschrieben wird.

Das folgende Kapitel beinhaltet Erläuterungen zum Aufbau, der Konfiguration und der Vorgehensweise bei den Messungen des Sprays der Rücklaufdüsen. Weiterhin wird die Auswertung der Daten und deren Filterung erklärt, wobei besonders auf die Problematik bezüglich der Messung in „dichten Sprays“ eingegangen wird. Abschließend folgt eine Erklärung für die Berechnung der gewichteten Mittelung der charakteristischen Größen über die gemessenen Massenbeaufschlagungsdichten.

5.5.1 Messaufbau und Einstellungen des Phasen-Doppler-Anemometers

Am Institut für Strömungsmechanik und Thermodynamik der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg sind in den letzten Jahren mehrere Arbeiten, wie Breuninger (2012) [78], Baer (2015) [75], Dragomirov (2016) [79] und Schulz (2016) [80] veröffentlicht worden, die ebenfalls durch PDA Tropfeneigenschaften bestimmten. Das genutzte PDA-System wird auch bei der vorliegenden Charakterisierung der Tropfendurchmesser- und -geschwindigkeitsverteilungen verwendet. Bei dem System handelt es sich um ein 2D-Fibre mode Phase-Doppler-Particle-Anemometer P60 von der Fa. Dantec Dynamic, dessen schematischer Aufbau Abbildung 5-12 zeigt. Als Lichtquelle wird ein Argon-Ionen-Laser der Fa. Spectra-Physics mit einer maximalen Leistung von 6 W eingesetzt. Die nachfolgenden Optiken teilen das Laserlicht in insgesamt vier Teilstrahlen auf, zwei mit einer Wellenlänge von 514,5 nm und zwei mit einer Wellenlänge von 488 nm. Letztere werden für die vorgestellten Messungen aufgrund zu geringer Lichtintensität nicht genutzt. Die Funktionsweise und der Aufbau des PDA-Systems ist in den oben erwähnten Literaturquellen hinreichend beschrieben, weshalb an dieser Stelle lediglich auf die spezifischen Einstellungen der Sende- und Empfangsoptik bei diesen Untersuchungen eingegangen wird.

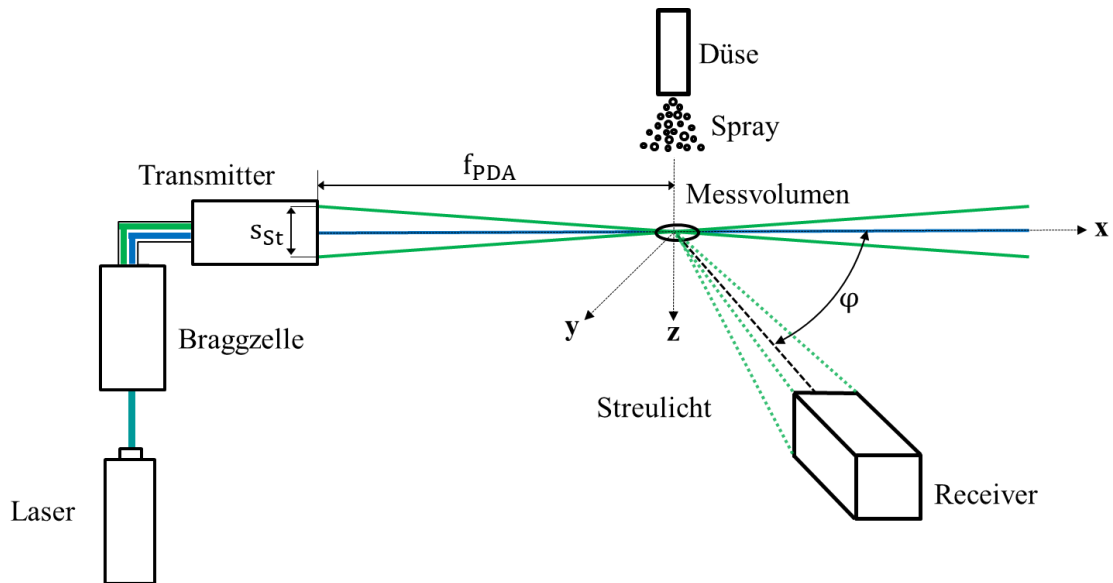


Abbildung 5-12: Schemata von dem Aufbau des PDA-Systems

Die *Sendeoptik* besitzt bei dem vorliegenden Spray eine Brennweite von $f_{PDA,S} = 500 \text{ mm}$, wodurch der Abstand zum Spray ausreichend groß ist, um ein eventuelles Benetzen der Optik durch Wassertropfen zu vermeiden. Durch die Wahl der Brennweite ergibt sich ein Strahlschnittwinkel von $8,6^\circ$ sowie die Entwicklung von insgesamt 21 Interferenzstreifen im Messvolumen. Weitere Eigenschaften der Sendeoptik und der Darstellung der beschriebenen Dimensionen des Messvolumens können der Tabelle 5-5 und der Tabelle 5-6 sowie der Abbildung 5-13 entnommen werden.

Die *Empfangsoptik* ist für die Nutzung der Brechung 1. Ordnung in einem Streuwinkel von $\varphi = 70^\circ$ positioniert. Die Brennweite der Empfangsoptik beträgt ebenfalls $f_{PDA,E} = 500 \text{ mm}$. Es wird die Maske C für die Messungen verwendet, womit bei der Konfiguration ein maximaler Tropfendurchmesser von $398 \mu\text{m}$ messbar ist. Weitere Einstellungen der Empfangsoptik sind in der Tabelle 5-7 aufgelistet.

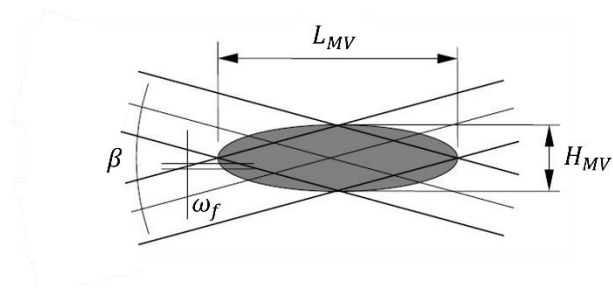


Abbildung 5-13: Parameter und Größen des Messvolumens [81]

Tabelle 5-5: Konfiguration der Sendeoptik des PDA-Systems

Laserwellenlänge:	514,5 nm
Laserleistung:	25 mW
Brennweite $f_{PDA,E}$:	500 nm
Polarisation:	Parallel
Strahlschnittwinkel β :	8,6°

Tabelle 5-6: Eigenschaften Messvolumen

Höhe H_{MV} :	75,41 μm
Breite B_{MV} :	75,2 μm
Länge L_{MV} :	1,0 mm
Anzahl Interferenzstreifen:	21
Breite Interferenzstreifen ω_f :	3,43 μm

Tabelle 5-7: Konfiguration der Empfangsoptik des PDA-Systems

Streuwinkel φ :	70°
Streumodus:	Brechung 1. Ordnung
Brennweite $f_{PDA,E}$:	500 mm
Schlitzblende	100 μm
Maske	C

Das von den Tropfen im Messvolumen ausgehende Streulicht wird von insgesamt drei Detektoren im Empfänger in Form von Doppler-Bursts registriert, verstärkt und gefiltert. Anhand der Frequenz f und der zeitlichen Differenz der Doppler-Bursts Δt zueinander, können nach Gleichung 5-4 zwei Phasendifferenzen Φ_{12} und Φ_{13} berechnet werden. Diese stehen über die Lorenz-Mie-Theorie bzw. nach den Gesetzmäßigkeiten der „geometrischen Optik“ im linearen Zusammenhang mit dem Partikeldurchmesser [76].

$$\Phi = f \Delta t$$

5.5.2 Bewertung der Messqualität in den axialen Ebenen

Nach den Hauptanwendungen der Rücklaufdüsen werden produzierte Tropfen oftmals in einer sehr heißen Umgebung zerstäubt. Die Folge sind Verdampfungsprozesse in den Tropfenkollektiven, die in den hier vorgestellten kalten Versuchen nicht auftreten. Um dennoch aussagefähige Werte aus den Experimenten für die jeweiligen Anwendungen zu erhalten, sind die Messungen so nah wie möglich am Düsenaustritt durchgeführt worden. Zu beachten ist, dass die PDA nur sphärische Tropfen korrekt vermessen kann. Daraus ergibt sich für die Messungen die Anforderung, dass Ligamente aus dem Primärzerfall der Hohlkegellamelle in den ausgewählten Abständen nicht mehr vorhanden sein sollten.

Um den kleinsten axialen Abstand vom Düsenaustritt zu ermitteln, bei dem bereits PDA-Messungen möglich sind, wurde der düsennahe Bereich bezüglich der Messbedingungen geprüft. Für die Bewertung der Messbedingungen in dichten Sprays reicht es nach Sultan [82] nicht aus, nur die Datenrate (DR) zu betrachten. Seiner Meinung nach sollte auch die Akzeptanzrate (AR) als Qualitätskriterium genutzt werden. In den Untersuchungen wurden beide Kriterien zur Bewertung der Messqualität in den gescannten Abständen herangezogen.

Die Messungen wurden jeweils in 10 mm Abständen, ausgehend von einem Abstand von 20 mm vom Düsenaustritt, durchgeführt. In den Hochgeschwindigkeitsvisualisierungen der Flüssigkeitslamellen war der Primärzerfall bei diesem Abstand nicht vollständig abgeschlossen, so dass mit der ersten Messung eine geringe Daten- und Akzeptanzrate zu erwarten war. Die Berechnung der Akzeptanzrate wird nach der Gleichung 5-5 ausgeführt.

$$AR = \frac{\sum \text{Messwerte}}{\sum \text{Messwerte} + \sum \text{nicht validierte Signale}} \quad 5-5$$

In der Abbildung 5-14 sind die gemessenen Datenraten und die Akzeptanzraten für den Kernbereich und den Randbereich im Spray über die verschiedenen axialen Ebenen dargestellt. Es ist erkennbar, dass bei einem Abstand von 20 mm die Datenraten und Akzeptanzraten niedrig ausfällt. Der Grund hierfür ist der noch nicht vollständig abgeschlossene Primärzerfall und die daraus resultierenden nicht sphärischen Tropfen. Mit größer werdendem Abstand steigt sowohl die Datenrate wie auch die Akzeptanzrate im Spraykern und im Sprayrand an. In der 50 mm Ebene erreichen beide Größen am Sprayrand ihr Maximum. Im Spraykern liegt die Akzeptanzrate bei 65 %, steigt bis 100 mm auf über

70 % an und bleibt in den weiteren Abständen konstant. Im Randbereich fällt die Datenrate aufgrund der Aufweitung des Sprays ab. Die Akzeptanzrate sinkt ebenfalls, vermutlich durch die zunehmende Aufweitung des Sprayrandes. Damit treten verschiedene Störungen wahrscheinlicher auf, wie z.B. die Mehrfachstreuung an Tropfen außerhalb des Messvolumens.

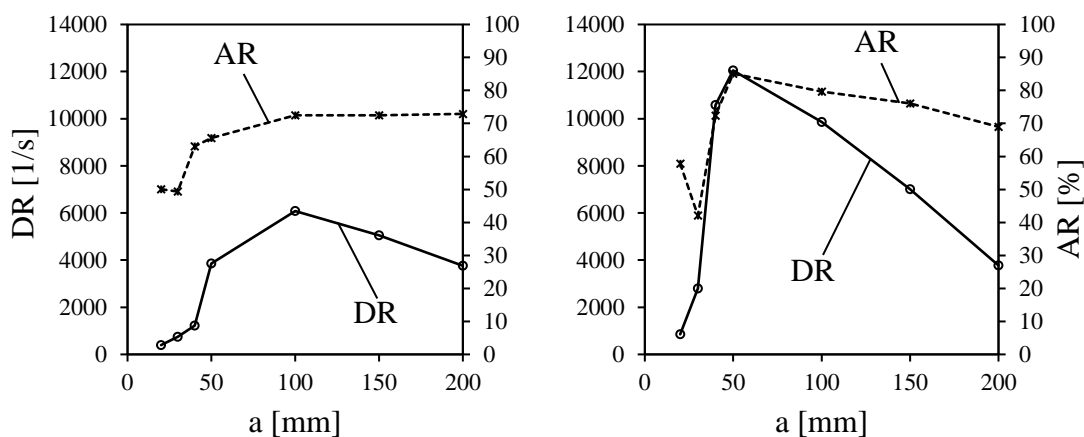


Abbildung 5-14: Datenrate und Akzeptanzrate der Referenzdüse im Spraykern (links) und am Sprayrand (rechts) mit zunehmendem axialem Abstand bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{\text{Spray}} = 1000 \text{ l/h}$ der Referenzdüse

Die Untersuchungen mittels PDA-System zur Bestimmung der Daten- und Akzeptanzraten zeigen, dass die Messungen der Tropfeneigenschaften bereits bei einem Abstand von 50 mm durchführbar sind. Die Verweilzeit der Tropfen bis zu diesem axialen Abstand ist in den jeweilig vorherrschenden Atmosphären sehr kurz. Der Einfluss der Verdampfung kann somit als gering eingeschätzt werden, weshalb eine Vorhersage der Sprayeigenschaften für die Anwendungen möglich ist.

5.5.3 Messung der Tropfeneigenschaften

Die Tropfeneigenschaften wurden, wie im vorangegangenen Abschnitt beschrieben, beginnend bei einem axialen Abstand von 50 mm, untersucht. Für die Beschreibung der Tropfenentwicklung mit zunehmendem Abstand von der Düse wurden zusätzlich noch die Ebenen 100 mm und 150 mm vermessen. Die Analyse der jeweiligen Ebenen erfolgte vom Spraykern bis zum Sprayrand mit 10 mm Abstand zwischen den einzelnen Messpunkten. An jeder Position wurden insgesamt 40.000 Tropfen vermessen. Bei einer zu

geringen Datenrate wurde die Messung nach einer Dauer von 180 s beendet. Diese Bedingung definierte den Rand des Sprays für die PDA-Messungen. In der Abbildung 5-15 sind die Ebenen und die Vorgehensweise in den einzelnen radialen Punkten noch einmal dargestellt.

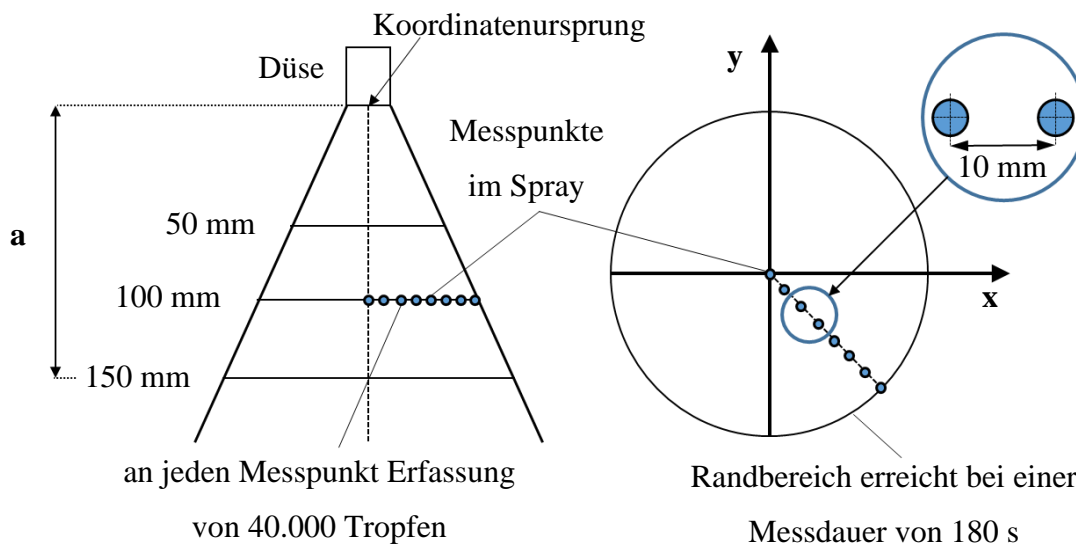


Abbildung 5-15: Bereiche der PDA-Messungen im Spray

5.5.4 Messunsicherheiten der PDA in dichten Hohlkegelsprays

Die Untersuchung von dichten Sprays mittels PDA stellt eine besondere Herausforderung dar, weil es aufgrund der hohen Tropfendichte zu Mehrfachstreuung kommen kann. Laut Menn [83] und Sultan [82] entstehen überwiegend Unsicherheiten bei der Messung der Tropfendurchmesser. Die Folge ist eine verbreiterte gemessene Verteilungsdichte der Tropfengrößen. Die Bestimmung der Tropfengeschwindigkeit soll nicht oder nur sehr geringfügig beeinflusst sein.

Die möglichen Störeinflüsse, die durch eine hohe Tropfenanzahldichte verursacht wird, sind in früheren Untersuchungen nach der Position der störenden Tropfen in Relation zu der Sender- und Empfängereinrichtung sowie dem Messvolumen wie folgt unterteilt worden [82–84]:

- Partikel zwischen Laser und Messvolumen,
- mehrere Partikel gleichzeitig im Messvolumen (Partikelkoinzidenzen) bzw. Trajektorien- und Slit-Effekt,
- Partikel zwischen Messvolumen und Empfänger.

Die aufgeführten Störeinflüsse treten im Falle des Hohlkegelsprays nicht gleichzeitig auf. Erfolgt die Analyse der axialen Ebenen mit der PDA, wie sie in Abbildung 5-16 dargestellt ist, werden sich bei Messungen im Spraykern hohe Tropfendichten zwischen Laser und Messvolumen sowie zwischen Messvolumen und Empfänger befinden. Bei Messungen im Randbereich besteht die Chance, dass sich mehrere Partikel im Messvolumen befinden oder der Trajektorien und Slit-Effekt auftreten. Die anderen beiden Effekte besitzen dort keine Relevanz.

Die Beschreibung der verschiedenen Störeinflüsse und wie diese sich auf die Verteilungen der Tropfengrößen auswirken, wird nachfolgend erläutert sowie deren Relevanz aus den Messdaten der Voruntersuchungen weitestgehend abgeschätzt.

Bei einer hohen Tropfendichte zwischen Laser und Messvolumen wird die Lichtintensität, in Abhängigkeit von der durchstrahlten Weglänge und der ortsabhängigen Tropfenzahldichte im Spray, abgeschwächt. Die Ursache sind Mehrfachstreuung und Absorptionseffekte. Die Folge ist ein Messvolumen mit geringerer Intensität, womit tendenziell nur das Streulicht von größeren Tropfen für eine Bursterkennung ausreichend hoch ausfallen wird. Das bedeutet, unter dieser Störgröße ergibt sich eine Verschiebung der Verteilungen und den dazugehörigen Kenngrößen zu größeren Durchmessern.

Weiterhin können Streusignale von Tropfen im Messvolumen durch zusätzlich auftretendes Streulicht aus Sekundärstreueffekten ohne relevante Phaseninformation überlagert werden, wodurch eine Bursterkennung erschwert bzw. Messsignale von Tropfen im Messvolumen vom System nicht erkannt werden. Auch kann eine zu große Tropfendichte zwischen Laser und Messvolumen eine Verzerrung des Interferenz- bzw. Messvolumens hervorrufen [83, 85], wodurch die Bestimmung der Partikelgeschwindigkeit und des Partikeldurchmesser erschwert wird. Im schlimmsten Fall werden nur noch Bruchstücke eines Messvolumens abgebildet, womit eine zuverlässige PDA-Messung nicht mehr gegeben ist.

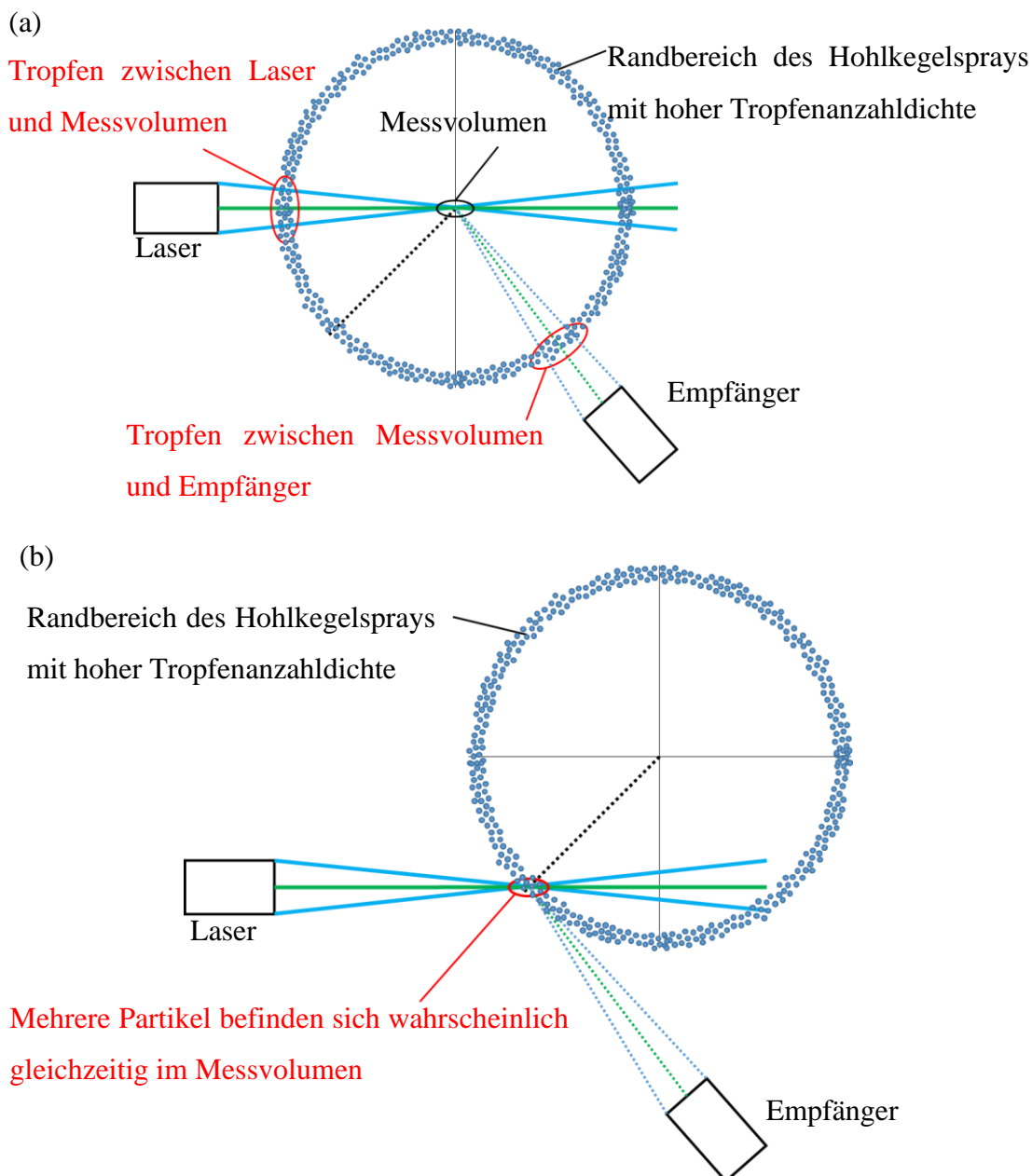


Abbildung 5-16: Fehlerquellen aufgrund der Hohlkegelstruktur bei Messungen im Spraykern (a) und am Sprayrand (b)

Die Anzahlverteilungen der Tropfen aus den Messungen der Voruntersuchungen in Abbildung 5-17 zeigen die Registrierung vieler kleinerer Tropfen, auch im Spraykern. Die kleinen Tropfendurchmesser sind in allen radialen Punkten vorhanden, wobei der Anteil in Richtung Randbereich des Sprays sinkt. Dieser Effekt ist das Resultat einer zum Spraykern orientierten Luftströmung im Spray, die kleinere Tropfen mit sich trägt.

Die dargestellten Tropfenzahlverteilungen deuten darauf hin, dass die Abschwächung der Signale kleinerer Tropfen durch z.B. Mehrfachstreuung vernachlässigt werden kann, wenn sie überhaupt auftritt, da selbst sehr kleine Tropfen ausreichend Signal in Richtung

des Empfängers senden, um den Schwellwert für eine sichere Bursterkennung zu erreichen. Auch die hohen Daten- und Akzeptanzraten im Spraykern lassen die Annahme zu, dass die beiden Störeffekte, Mehrfachstreuung und Absorptionseffekte, an anderen Tropfen hier nicht relevant sind.

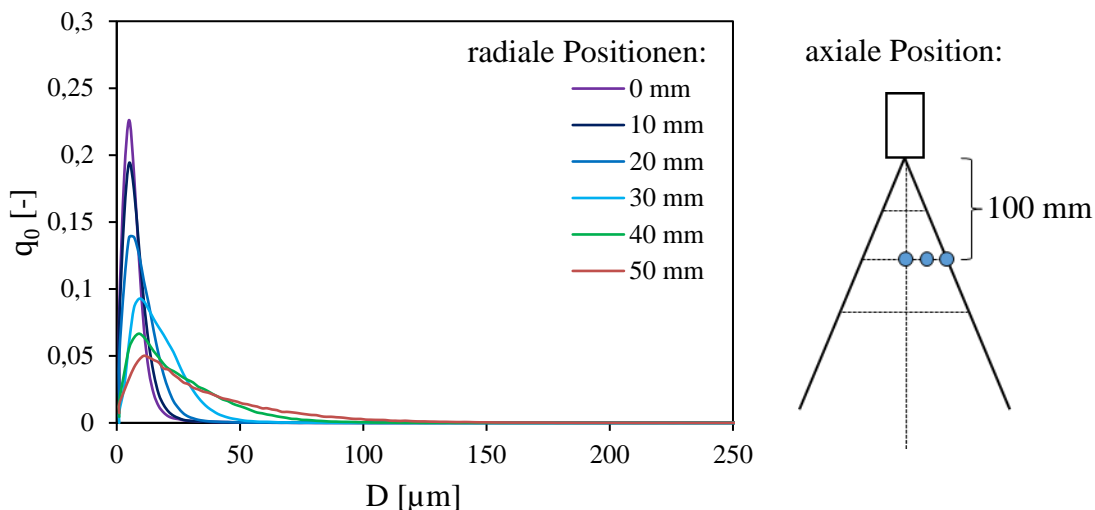


Abbildung 5-17: Ungefilterte Verteilungsdichte der Tropfenzahl q_0 für die Referenzdüse bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ in der axialen Ebene mit einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$

Auftretende Sekundärstreueffekte ohne relevante Phaseninformation bzw. die Verzerrung des Interferenzmusters sollten zu sehr kleinen Akzeptanzraten bzw. Datenraten führen. Die Ergebnisse der Voruntersuchungen in der Abbildung 5-14 machen deutlich, dass diese Effekte hier ausgeschlossen werden können.

Die Störung durch eine hohe Tropfendichte zwischen Messvolumen und Empfänger, sorgt für ähnliche Abschwächungseffekte wie eine hohe Tropfendichte zwischen Laser und Messvolumen, nur das hier das bereits schwache Licht in seiner Intensität noch weiter geschwächt wird. Die Folge ist wiederum, dass die gemessenen Tropfenverteilungen und die dazugehörigen Kennwerte sich in Richtung größerer Tropfendurchmesser verschieben. Genau wie bei den Tropfen zwischen Laser und Messvolumen kann mit der Abbildung 5-17 auch in diesem Fall gezeigt werden, dass im Spraykern sehr kleine Tropfen messbar sind. Da diese Störung nach Sultan [82] besonders im Spraykern auftreten sollte, wo der Weg vom Messvolumen zum Empfänger durch das Spray am weitesten ist und der Effekt der Abschwächung am größten, lässt sich schlußfolgern, dass auch an allen anderen Messpunkten diese Störung vernachlässigt werden kann.

Weitere Störeinflüsse resultieren aus mehreren Effekten, die im Messvolumen besonders bei hoher Tropfendichte im Randbereich auftreten können. Das ist zum einen die Tropfenkoinzidenz, wobei sich mehrere Tropfen gleichzeitig im Messvolumen befinden. Dadurch können bei der Detektion von diversen überlagerten Streulichtsignalen die Tropfeninformationen, Geschwindigkeiten und Durchmesser nicht unmittelbar eindeutig zugeordnet werden [83]. Damit versagt das einfache Auswerteprinzip der PDA, das von einzelnen Streuereignissen ausgeht, also von einem Tropfen im Messvolumen. Die anderen Effekte sind der Gauß-Intensitäts- und der Slit-Effekt. Bei beiden erscheint für den Empfänger das an einem Tropfen im Messvolumen reflektierte Licht dominierend und wird als Messsignal vom Auswertesystem interpretiert.

Nach Menn [83] können noch weitere Phänomene die Ursache für die Messung großer Tropfen an der oberen Messbereichsgrenze sein. Bei besonders ungünstigen Messbedingungen, die mit sehr geringen Daten- und Akzeptanzraten einhergehen, kann es bei sehr kleinen Tropfen nahe der Phasendifferenz 0 durch die geringe Intensität des Streulichtes zu einem sehr kleinen Signal-to-Noise-Verhältnis (SNR) kommen. In Kombination mit den schlechten Messbedingungen ergibt sich eine verstärkte Streuung der gemessenen Phasendifferenz bis in den negativen Bereich hinein. Bei der PDA ist für die Phasendifferenz nur ein Bereich zwischen 0 bis 2π definiert. So erfolgt bei der Auswertung der Signale eine Transformation der negativen Phasenverschiebung in den gültigen Bereich zwischen 0- 2π zu der oberen Messbereichsgrenze hin. Dieser Fehler durch die Transformation in der Auswertung, wird bei dem verwendeten PDA-System ausgeschlossen, da die Phasentransformation zwischen den beiden Sensoren 1 und 3 bis 260° definiert ist. Somit werden alle auftretenden negativ ermittelten Phasendifferenzen, wenn diese nicht gerade eine Phasendifferenz von $\Phi_{13} < -100^\circ$ aufweisen, vom System nicht akzeptiert, was wiederum in eine niedrigere Akzeptanz- und Datenrate resultieren würde.

Die vereinzelt auftretenden großen Tropfen sind demnach das Produkt aus dem Slit- und Trajektorien-Effekt. Diese wenigen großen Tropfen haben in den Verläufen der Tropfenmassenverteilungen einen beträchtlichen Einfluss, wie Abbildung 5-15 gut veranschaulicht. Bei Messungen im Spraykern führen die Störungen zu einzelnen großen Massenteilen, wo sonst hauptsächlich sehr kleine Tropfen mit geringer Masse zu finden sind. Im Randbereich kommt es zu einer stark schwankenden Tropfenmassendichte mit großen Tropfendurchmesserklassen. Die beiden Effekte verfälschen charakteristische Durchmesser, wie den Sauter-Mean-Durchmesser und können von mathematischen Verteilungsfunktionen nicht beschrieben werden.

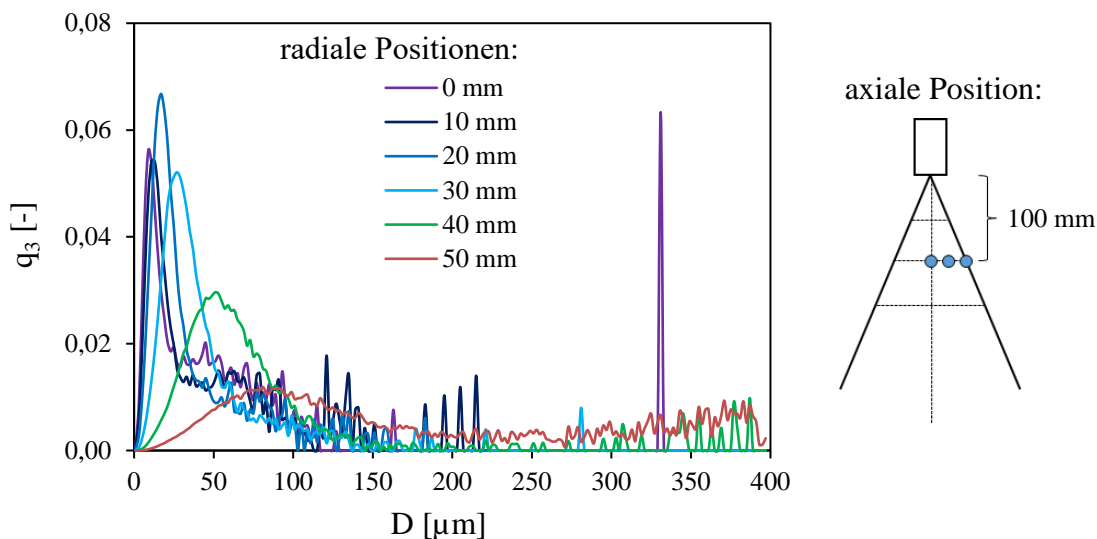


Abbildung 5-18: Ungefilterte Verteilungsdichte der Tropfenmassen q_3 für die Referenzdüse bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$, $\dot{V}_{\text{Spray}} = 1000 \text{ l/h}$ in der axialen Ebene mit einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$

Die diskutierten Messunsicherheiten führen zu nicht korrekten Verteilungen und falschen charakteristischen Kennwerten, was eine zwingende Nachbearbeitung der Daten erfordert. Dafür werden nach Menn [83] mehrere unterschiedliche Algorithmen verwendet. Für die Nachbearbeitung bei diesen Untersuchungen wurde eine Form des Erasing angewendet, die im nächsten Kapitel erläutert wird.

5.5.5 Nachbearbeitung der Messdaten durch Erasing

Das Erasing gilt als standardisierter Nachbearbeitungsalgorithmus, wobei dieses Verfahren die gemessenen Tropfeninformationen für die weitere Analyse auf Grundlage definierter Kriterien ausschließt. Menn [83] hat in seiner Dissertation einige mögliche Kriterien von anderen Autoren beispielhaft zusammengefasst, die an dieser Stelle kurz aufgelistet werden:

- Unstetigkeit im Verlauf der mittleren Partikelgeschwindigkeit als Funktion des Tropfendurchmessers,
- Vergleichbarer Verlauf von Kennwerten oder Volumenverteilungsdichten der Tropfendurchmesser mit denjenigen, die über ein alternatives Messverfahren bestimmt wurden, wie z.B. über die Beugungsspektrometrie,

- Mindestbelegung in den Geschwindigkeits-Durchmesser-Klassen für statistisch abgesicherte Resultate.

Der Vorteil bei der Nachbearbeitung durch das Erasing ist, dass die gekoppelten Informationen von Tropfendurchmesser und –geschwindigkeit nicht voneinander getrennt werden.

Durch die vorangegangenen beschriebenen Störgrößen aufgrund der Dichte des Sprays, kommt es hauptsächlich bei der PDA zu Unsicherheiten durch die Registrierung von großen fehlerhaften Tropfendurchmessern. In der Anzahlverteilungsdichte sind keine Auswirkungen zu erkennen. In der Massenverteilungsdichte sind die Folgen aufgrund der D^3 -Abhängigkeit gut sichtbar. Es kommt zu starken Schwankungen in den oberen Durchmesserklassen, wie in der Abbildung 5-19 zu sehen ist.

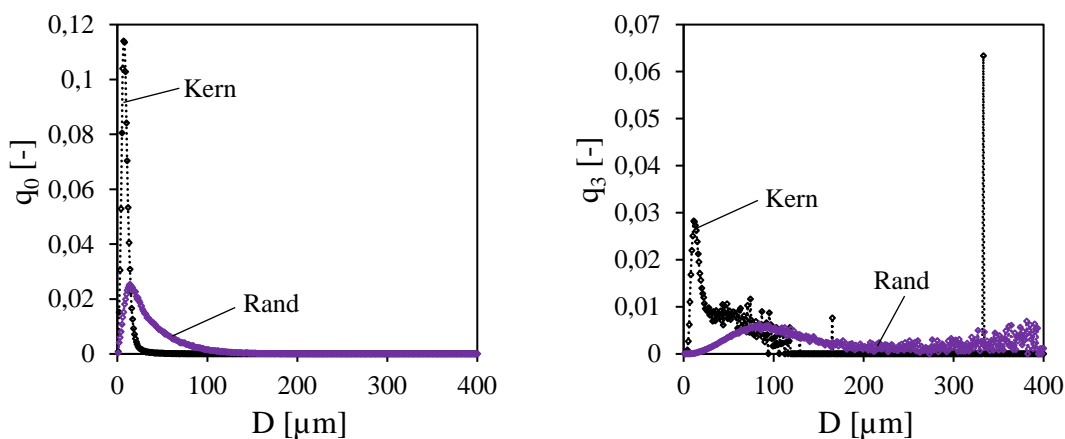


Abbildung 5-19: Ungefilterte q_0 (links) und q_3 (rechts) im Spraykern und Sprayrandbereich der Referenzdüse bei Referenzbetrieb in der axialen Ebene mit einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$

Der Vergleich zwischen der Tropfenanzahlverteilungsdichte und der Tropfenmassenverteilungsdichte macht deutlich, dass die großen Tropfen nur vereinzelt auftreten und in ihrer Anzahl keine statistische Relevanz darstellen. Aus diesem Grund bietet sich als Methode zur Nachbearbeitung der Daten das Erasing mit der Festlegung einer Mindestbelegung N_{min} der Durchmesserklassen an. Dadurch ergibt sich eine variable Filterung bezüglich des Grenzdurchmessers zwischen den einzelnen radialen Messpunkten, da die Verteilungen im Spraykern und dem Sprayrand unterschiedlich ausfallen. Die gemessenen PDA-Daten wurden in zwei Stufen gefiltert. Die erste Stufe der Filterung entfernte alle fehlerhaften Messdaten, wie z.B. Tropfen mit negativen Geschwindigkeiten bzw. Durchmessern

$D = 0 \mu\text{m}$. In der zweiten Stufe der Filterung wurden die Durchmesserdaten auf 1- μm -Durchmesserklassen von 1 μm bis 400 μm verteilt. Daraufhin folgt die Bestimmung der höchsten Anzahl an Tropfen N_{max} in einer Durchmesserklasse. Die Mindestbelegung N_{min} einer Durchmesserklasse ist durch $N_{min} = 0,01 \% N_{max}$ definiert. Daraufhin werden alle Durchmesserklassen von 1 μm bis 400 μm auf ihre Anzahl überprüft und sobald eine Durchmesserklasse unterhalb der Mindestbelegung identifiziert wurde, stellt der Durchmesser dieser Klasse den Grenzdurchmesser D_{Grenze} da. Alle Tropfendaten mit einem Tropfendurchmesser $D \geq D_{Grenze}$ sind anschließend von der Auswertung nicht mehr herangezogen worden. Das Ergebnis dieser Filterung an den Verteilungen im oberen Beispiel (Abbildung 5-19) ist in der Abbildung 5-20 zu sehen.

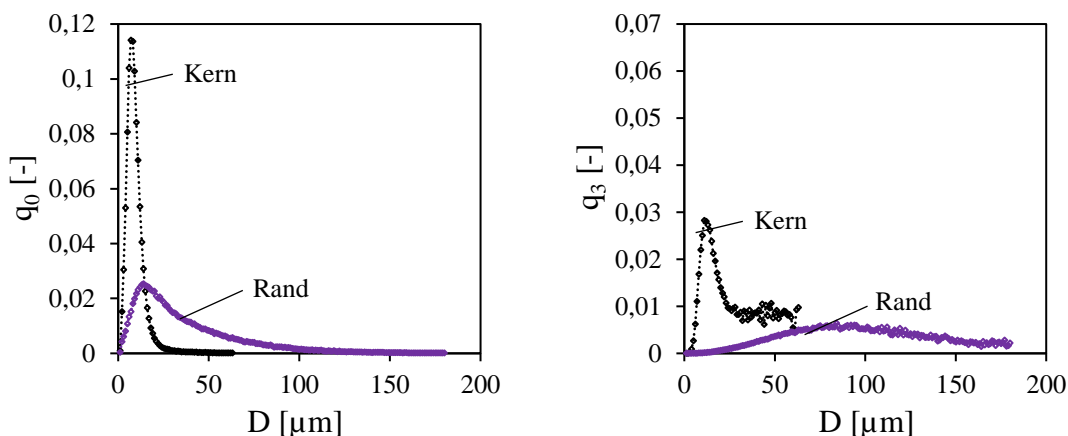


Abbildung 5-20: Gefilterte q_0 (links) und q_3 (rechts) im Spraykern und Sprayrandbereich der Referenzdüse in Referenzbetrieb bei $a = 100 \text{ mm}$

Einen Eindruck über den Einfluss der Filterung und der Anzahl entfernter Tropfen, bietet Tabelle 5-8. Darin sind ebenfalls Kenngrößen gegenübergestellt, die mit der Nutzung von gefilterten und ungefilterten Daten für den Betriebspunkt $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Sprays} = 1000 \text{ l/h}$ an der Referenzdüse berechnet wurden.

Tabelle 5-8: Gegenüberstellung gefilterten und ungefilterten D_{32} – Daten im Spraykern und am Sprayrand für den Referenzbetrieb bei einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$

	Keine Filterung	Filterung durch Erasing
D_{32} (Rand) ($r = 60 \text{ mm}$)	113,9 μm eine Reduzierung des D_{32} um 30,3 %	79,4 μm
D_{32} (Kern) ($r = 0 \text{ mm}$)	24,7 μm eine Reduzierung des D_{32} um 26,1 %	18,2 μm
D_{32} ($a = 100 \text{ mm}$)	110,5 μm eine Reduzierung um 26,7 %	81,0 μm
Anteil gefilterter Tropfen (Rand):	1,49 % (2970 Tropfen) von der Gesamtanzahl	
Anteil gefilterter Tropfen (Kern):	0,94 % (1885 Tropfen) von der Gesamtanzahl	

Die Tabelle 5-8 verdeutlicht den Einfluss auf die berechneten charakteristischen Durchmesser und Parameter, der durch das Erasing ausgeübt wird. Als Beispiel dient weiterhin der Messpunkt aus Abbildung 5-20 und zusätzlich die radiale Position $r=50 \text{ mm}$ in der gleichen Ebene bei gleichem Betriebspunkt. Auch wird der Einfluss auf den gewichteten D_{32} für die gesamte axiale Ebene 100 mm bei dem gleichen Betriebspunkt der Referenzplattendüse gezeigt. Der Einfluss auf den lokalen D_{32} ist mit 30,3 % am Rand und 26,1 % im Kern hoch. Für die gesamte Ebene fällt der Unterschied bei Nutzung der aufbereiteten oder der rohen Daten für die Berechnung des gewichteten \bar{D}_{32} mit 26,7 % ebenfalls hoch aus. Dabei ist der Anteil der gefilterten Tropfen an der vermessenen Tropfenanzahl der Ebene am Rand mit 1,49 % und im Kern mit weniger als 1 % gering. Diese Daten verdeutlichen beispielhaft den Einfluss der fehlerhaft gemessenen großen Tropfen bei der Berechnung des Sauter-Mean-Durchmessers.

5.5.6 Auswertung der Tropfeneigenschaften

Das von Düsen erzeugte Tropfenkollektiv ist in den seltensten Fällen monodispers, d.h. bestehend aus einer einheitlichen Tropfengröße. Ein polydisperses Tropfenkollektiv besteht demzufolge aus Tropfen von unterschiedlicher Größe, wobei Crowe et al. [86] ein Tropfenkollektiv mit einer geringeren Standardabweichung als 10 %, bezogen auf den durchschnittlichen Tropfendurchmesser, noch einem monodispersen Spray zuordnet. Bei polydispersen Tropfenkollektiven ist es erforderlich, die erzielten Messergebnisse mit mathematischen bzw. statistischen Verteilungen oder durch charakteristische Durchmesser und Kennzahlen, die aus den gemessenen Tropfenverteilungen berechnet werden, zu beschreiben, um diese miteinander vergleichbar zu machen.

Die charakteristischen Durchmesser für die Beschreibung von polydispersen Tropfenkollektiven sind z.B. der arithmetische Durchmesser D_{10} oder der Sauter-Mean-Durchmesser D_{32} , nur um einige typische Vertreter zu nennen. Die allgemeine Definition zur Berechnung dieser mittleren Durchmesser ist in Gleichung 5-6 zu sehen [1, 38, 87].

$$D_{op} = \left[\frac{\sum N_i D_i^o}{\sum N_i D_i^p} \right]^{1/(o-p)} \quad 5-6$$

Aus dieser Gleichung ergeben sich die verschiedensten charakteristischen Durchmesser. In der Literatur finden sich zahlreiche Anwendungsgebiete und die dazugehörigen Berechnungen [1, 17], auf die an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden soll. Es werden lediglich die charakteristischen Durchmesser und Kennzahlen, die in dieser Arbeit Verwendung finden, nachfolgend kurz erläutert.

Nach Liu [37] sind für die Beschreibung einer Tropfengrößenverteilung, also eines Tropfenkollektives mindestens zwei Parameter notwendig. Einer dieser Parameter sollte ein für die jeweilige Anwendung geeigneter charakteristischer Tropfendurchmesser sein und der andere Parameter sollte eine Aussage über die vorhandene Tropfengrößenbreite geben. Dafür kommen mehrere Größen wie die Standardabweichung, der Span-Wert oder der Koeffizient q der Rosin-Rammler-Verteilung nach Gleichung 5-7 in Frage [1].

$$1 - Q = e^{-\left(\frac{D}{\bar{X}}\right)^q} \quad 5-7$$

Bei den zu analysierenden Rücklaufdüsen liegen die Hauptanwendungen nach Kapitel 2.2.5 in Verbrennungsprozessen und in Kühlungsvorgängen von Gasströmen. Für solche Anwendungen wird am häufigsten der Sauter-Mean-Durchmesser D_{32} verwendet. Der D_{32} gilt in der Spraycharakterisierung als Maßstab für die Zerstäubungsqualität [43] und

ist der am häufigsten verwendete charakteristische Durchmesser [37]. Deshalb liegt den Auswertungen die Bestimmung des D_{32} zu Grunde.

Als zweiter Parameter wird für die Beschreibung der Breite der Tropfengrößenverteilungen der *Span* herangezogen. Der *Span* wird nach der Gleichung 5-8 berechnet. Diese Information ist für Verbrennungsprozesse entscheidend, weil sowohl kleine als auch größere Tropfen für einen optimalen Prozess benötigt werden. Zudem können anhand des *Span* Rückschlüsse auf die Entstehung von Emissionen, wie z.B. Rußpartikel, geschlossen werden, da bei einer breiten Tropfendurchmesser-Verteilung große Tropfen im Kollektiv vorhanden sind. Bei der Kühlung von Abgasströmen sollte der *Span* sowie der D_{32} eher klein ausfallen, da es aufgrund größerer Tropfen, die nicht vollständig im Gasstrom verdampfen, zum sogenannten Anbacken kommen kann.

$$Span = \frac{(D_{0,9} - D_{0,1})}{D_{0,5}} \quad 5-8$$

Die zur Berechnung des *Span*-Wertes notwendigen Durchmesser beschreiben bestimmte Punkte auf einer Verteilungsfunktion. Die Definitionen der jeweiligen Durchmesser lauten wie folgt:

- $D_{0,1}$ 10 % der Tropfendurchmesser des gesamten Flüssigkeitsvolumens sind kleiner als $D_{0,1}$
- $D_{0,5}$ 50 % der Tropfendurchmesser des gesamten Flüssigkeitsvolumens sind kleiner als $D_{0,5}$ (auch Mass Median Diameter (MMD) genannt)
- $D_{0,9}$ 90 % der Tropfendurchmesser des gesamten Flüssigkeitsvolumens sind kleiner als $D_{0,9}$

Die Lage der vorgestellten repräsentativen Durchmesser auf einer Verteilungsfunktion ist in der Abbildung 5-21 verdeutlicht.

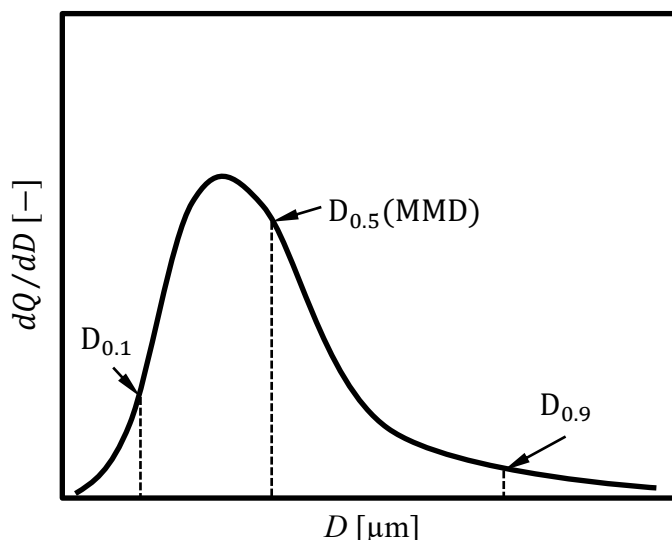


Abbildung 5-21: Lage der verschiedenen Durchmesser zur Berechnung des *Span* auf einer Verteilungsfunktion [1]

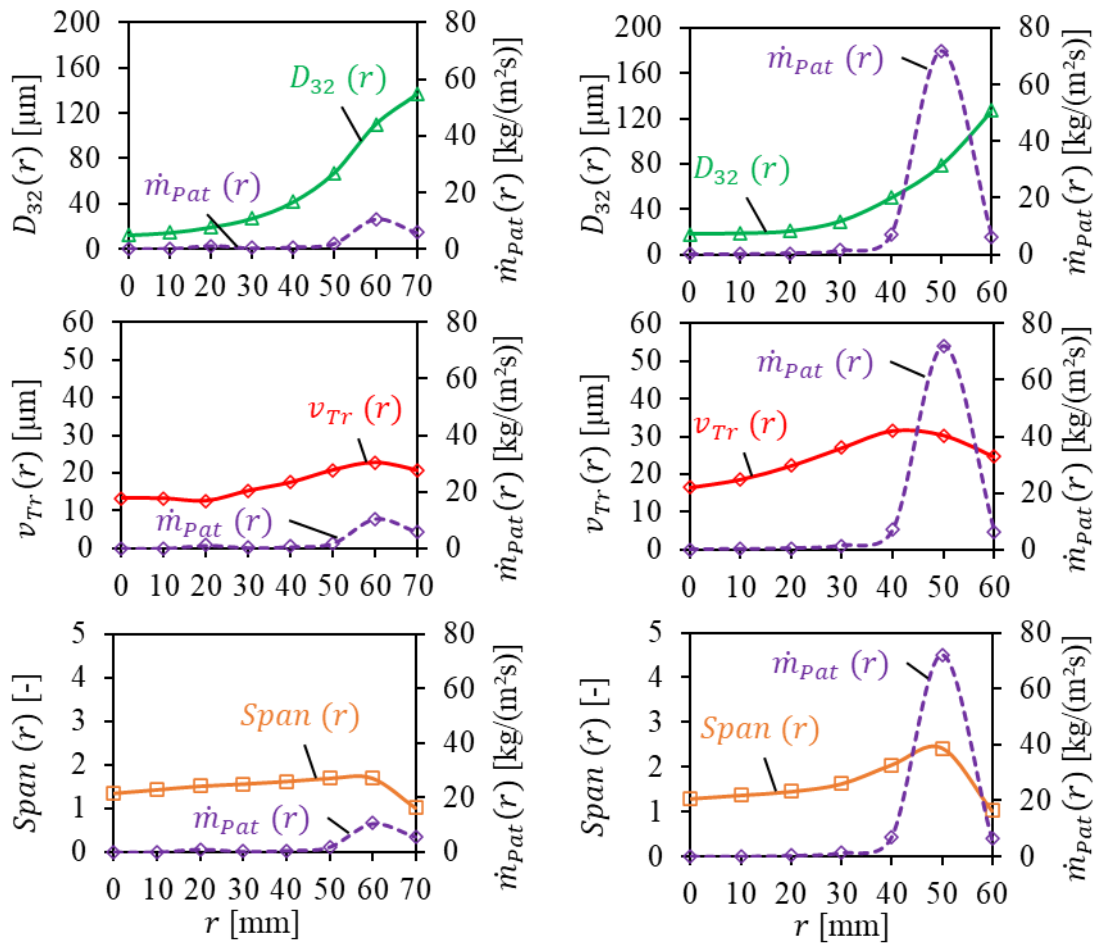
Als zusätzliche dritte Information wird noch die mittlere Tropfengeschwindigkeit $\bar{v}_{Tr,r}$ für die gemessenen radialen Punkte im Spray gebildet.

Die bisher genannten charakteristischen Durchmesser und die jeweiligen Verteilungen gelten bei der Messung mit PDA immer nur für eine einzelne radiale Position im Spray. Somit ergeben sich bei mehreren Betriebsparametern und unterschiedlichen Düsengeometrien eine Vielzahl von Verteilungen und Größen. Die hohe Datenanzahl, erschwert einen Vergleich zwischen den einzelnen Sprayparametern. Die resultierende Datenmenge ist bei der Auswertung einer Vielzahl von Geometrien und zu variierenden Messparametern zu umfangreich, weshalb an dieser Stelle auf eine Verdichtung der Messdaten zurückgegriffen wird. Die Verdichtung wurde durch eine gewichtete Mittelung der radial vermessenen Sprayeigenschaften für eine gesamte axiale Ebene mithilfe der Massenbeaufschlagungsdichte und der radialen Position im Spray ausgeführt. Dadurch können jeder axialen Ebene ein $\bar{D}_{32,a}$, $\bar{v}_{Tr,a}$ und \overline{Span}_a zugeordnet werden. Unter der Voraussetzung eines symmetrischen Sprays, d.h. alle radial gemessenen Eigenschaften x_r über der gesamten Kreisfläche einer Sprayebene sind gleich, kann die Berechnung der mittleren Größen für eine axiale Ebene x_a allgemein unter der Verwendung der Gleichung 5-9 erfolgen.

$$x_a = \sum \frac{A_r \dot{m}_{pat,r}}{\dot{M}_{Spray}} * x_r \quad 5-9$$

Für ein besseres Verständnis sind die radialen gemessenen PDA-Daten und die dazugehörigen radialen Massenbeaufschlagungsdichten für den Referenzbetriebspunkt der

Referenzdüse in einem Abstand von 100 mm beispielhaft in der Abbildung 5-22 dargestellt. Die berechneten gewichteten Spraygrößen aus diesen Daten sind darunter aufgelistet.



$$\bar{D}_{32}(a = 100 \text{ mm}) = 111,6 \text{ µm}$$

$$\bar{v}_{Tr}(a = 100 \text{ mm}) = 21,5 \text{ m/s}$$

$$\bar{Span}(a = 100 \text{ mm}) = 1,46$$

$$\bar{D}_{32}(a = 100 \text{ mm}) = 81,0 \text{ µm}$$

$$\bar{v}_{Tr}(a = 100 \text{ mm}) = 29,8 \text{ m/s}$$

$$\bar{Span}(a = 100 \text{ mm}) = 2,2$$

Abbildung 5-22: Gewichtete und radiale Kenngrößen D_{32} , v_{Tr} , $Span$ sowie \dot{m}_{Pat} bei $a = 100 \text{ mm}$ von der Referenzdüse bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ (links) und $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts)

Aktuell verwenden mehrere Autoren für die gewichtete Mittelung der gemessenen radialen Tropfendaten die Anzahldichte der Tropfen aus den PDA-Messungen, um hier auf die Patternormessungen verzichten zu können. Tratnig und Brenn [88] haben für die Berechnung eines globalen $D_{32,global}$, die in Gleichung 5-10 dargestellte Formulierung verwendet.

$$\bar{D}_{32} = \frac{\sum_{j=1}^J \sum_{i=1}^I D_i^3(r_j) \dot{n}(r_j, D_i) 2\pi r_j \Delta r}{\sum_{j=1}^J \sum_{i=1}^I D_i^2(r_j) \dot{n}(r_j, D_i) 2\pi r_j \Delta r} = \frac{\sum_{j=1}^J \sum_{i=1}^I D_i^3(r_j) \dot{n}(r_j, D_i) r_j}{\sum_{j=1}^J \sum_{i=1}^I D_i^2(r_j) \dot{n}(r_j, D_i) r_j} \quad 5-10$$

Hierbei stellt $D_i(r_j)$ den mittleren Durchmesser in der Größenklasse i an der Messposition j dar. Der Zusammenhang $\dot{n}(r_j, D_i)$ kennzeichnet die Anzahldichte der Tropfen mit der Größe der jeweiligen Größenklassen D_i an der Position r_j . Der Ausdruck $2\pi r_j \Delta r$ beschreibt das Produkt aus dem mittleren Kreisumfang der Ringkreisfläche j , der gesamten Sprayquerschnittsfläche und der Breite der Ringfläche. Dieser Ausdruck steht somit für die positionsabhängige Kreisfläche, für die die jeweiligen Messungen repräsentativ sind. Jadelsky und Jicha [43] verwenden ebenfalls einen über die Querschnittsfläche an der Position i integrierten globalen $D_{32,i}$ für die Beschreibung der Sprayeigenschaften mittels eines globalen Parameters. Die Untersuchungen fanden an pneumatischen und rücklaufgeregelten Zerstäubern statt. In der Gleichung 5-11 ist die Berechnung für den globalen SMD $ID_{32,i}$ dargestellt.

$$\bar{D}_{32,i} = \frac{\sum_{i=2}^I (r_i D_{30,i}^3 DR_i)}{\sum_{i=2}^I (r_i D_{30,i}^2 DR_i)} \quad 5-11$$

Dabei stellt $D_{30,i}$ den Volumen- und $D_{20,i}$ den Flächendurchmesser der gemessenen Tropfen an der radialen Position r_i dar. Eine Anzahl an Tropfen n wurde mit einem P/DPA im Abstand von 160 mm mit einer Tropfendatenrate DR_i gemessen.

Die Mittelungen der Durchmesser unter Benutzung der Anzahldichte aus den PDA-Messungen für die Gewichtung erscheint aufgrund der Dichte des Sprays und den damit zusammenhängenden Messabweichungen als ungeeignet. Aus diesem Grund wird für diese Untersuchung auf die Gewichtung über die lokale Massenbeaufschlagungsdichte zurückgegriffen.

5.5.7 Anwendung der statistischen Versuchsauswertung für die gewichteten Tropfeneigenschaften

Für die hinreichende Charakterisierung eines Sprays sind Versuchsreihen unumgänglich. Da diese sehr umfangreich und mit der Variation vieler verschiedener Parameter verknüpft sind, ist die Anwendung der statistischen Versuchsauswertung ein hilfreiches Mittel. Diese ist ein Bestandteil der statistischen Versuchsplanung, die auch unter dem Begriff Design of Experience (DoE) bekannt ist. DoE beschreibt laut Sibertz et al. [89] eine Methode zur effizienten Planung und Auswertung von Versuchsreihen mit dem Ziel, relevante Einflussgrößen und Effekte bzw. Störgrößen unabhängiger Eingangsvariablen auf

das Ergebnis eines Produktes oder Prozesses ermitteln zu können und dabei den Versuchsaufwand minimal zu halten. Für eine übersichtliche Darstellung der verschiedenen Einflussgrößen x_{Np}^m (p_{VL} , \dot{V}_{Spray}) auf die Zielgrößen \hat{y}_N (\bar{D}_{32}) wird über die erhobenen Messpunkte ein aussagekräftiges Modell für das zu untersuchende System entwickelt. Die Besonderheit liegt in der Vorgehensweise zur Erstellung dieses Modells, wobei alle variierten Parameter gleichzeitig einbezogen und Modellgleichungen entwickelt werden:

$$\hat{y}_1 = \hat{\beta}_0 + \hat{\beta}_1 x_{11} + \hat{\beta}_2 x_{12} + \hat{\beta}_3 x_{11} x_{12} + \hat{\beta}_4 x_{11}^2 + \hat{\beta}_5 x_{12}^2 + \dots + \hat{\beta}_p x_{1p}^m$$

...

5-12

$$\hat{y}_N = \hat{\beta}_0 + \hat{\beta}_1 x_{N1} + \hat{\beta}_2 x_{N2} + \hat{\beta}_3 x_{N1} x_{N2} + \hat{\beta}_4 x_{N1}^2 + \hat{\beta}_5 x_{N2}^2 + \dots + \hat{\beta}_p x_{Np}^m$$

Die Modellkoeffizienten $\hat{\beta}_0$ in dieser Modellgleichung werden mittels multipler Regression so bestimmt, dass die Residuen minimal werden. Damit ergibt sich eine Funktion, die es erlaubt mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit Ergebnisse vorherzusagen, solange der Versuchsraum nicht verlassen wird. Der Polynomgrad in diesen Gleichungen hängt von der Anzahl der Stufen ab, in der ein Faktor im Experiment variiert worden ist. Im vorliegenden Fall sind die Betriebsdaten, sowie die Positionen im Spray immer mindestens dreistufig variiert worden, um mindestens einen quadratischen Zusammenhang zu erhalten. Bei den Änderungen des Designs wurde aufgrund des Aufwandes teilweise nur zweistufig variiert, wodurch an entsprechender Stelle nur ein linearer Zusammenhang zwischen Faktor und Zielgröße ermittelt werden konnte. Für die vorliegende statistische Versuchsauswertung der Messergebnisse ist die Software Visual-XSel® verwendet worden.

Die ermittelten Effekte jedes einzelnen Faktors auf die verschiedenen Zielgrößen werden bei der statistischen Versuchsauswertung über Kurven- und Wechselwirkungsdiagramme dargestellt. Hier ist es erforderlich bei Betrachtung eines Faktors der jeweiligen Zielgröße, alle anderen Faktoren auf ihren Mittelwert konstant zu halten. Befinden sich in den Kurvendiagrammen alle Faktoren konstant auf ihrem Mittelwert, ergibt sich der für den jeweiligen Versuchsraum mittlere Wert der Zielgröße (durchgezogene, waagerechte schwarze Linie). Zusätzlich ist oftmals ein Konfidenzintervall eingezeichnet, welches den Wahrscheinlichkeitsbereich (hier 95 %) für den Wert der Zielgröße darstellt. Die Wechselwirkungsdiagramme zeigen die Entwicklung einer Zielgröße bei gleichzeitigem Einfluss zweier unterschiedlicher Faktoren. Der Einfluss des zweiten Faktors wird in den

Grenzen des Versuchsbereiches, also der minimalen und maximalen Einstellung, dargestellt.

6 Diskussion der Messergebnisse

Die Zerstäubung einer Flüssigkeit wird durch die zugeführte Energie realisiert. Die Voraussetzungen für die Bildung von Tropfen aus einem Flüssigkeitsvolumen werden durch die hydraulischen Gegebenheiten in der Rücklaufdüse geschaffen. Mit verlassen der Düse setzt sich dieser Prozess mit dem Primärzerfall der Flüssigkeitslamelle fort und endet in der Bildung eines Tropfenkollektivs, dem Spray. Diese Gliederung des Zerstäubungsprozesses wird auch für das nachfolgende Kapitel 6.1 verwendet. Dabei wird in der Hydraulik, neben der Identifikation des möglichen Arbeitsbereiches der Düse im Zusammenspiel mit der Versuchsanlage, auch die Abhängigkeiten des Durchsatzes \dot{V}_{Spray} vom Vorlaufdruck p_{VL} und dem Rücklaufverhältnis RV beschrieben. Weiterhin werden Informationen zu den Verläufen von Vorlaufvolumenstrom \dot{V}_{VL} und Rücklaufvolumenstrom \dot{V}_{RL} anschaulich dargestellt und erläutert. Die Beobachtung des Primärzerfalls setzt sich aus der Identifikation und Beschreibung der Zerfallsregime und der Übergänge zu anderen Regimen zusammen. Hierfür werden sowohl der zerstäubte Volumenstrom im Arbeitsbereich ($\dot{V}_{Spray} = 300 - 1000 \text{ l/h}$), als auch im unterem Regelbereich ($\dot{V}_{Spray} < 300 \text{ l/h}$) der Rücklaufdüse veranschaulicht. Die nachfolgenden Beschreibungen der Sprayeigenschaften bilden den Kern der Untersuchungen. Sie setzen sich aus der Bestimmung des Spraywinkels, des Spraymusters sowie der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte und der lokalen Tropfeneigenschaften mit der Berechnung von geeigneten charakteristischen Größen der Sprayeigenschaften zusammen.

Der zweite Teil dieses Kapitels befasst sich mit den Änderungen der Hydraulik und der Sprayqualität bei Variation der Geometrien der Rücklaufdüse. Auch in diesen Abschnitten werden die Teilbereiche des Zerstäubungsprozesses dargestellt, wobei auf die Beschreibung des Primärzerfalls verzichtet wird, weil die ähnlichen Randbedingungen zu den Untersuchungen an der Referenzdüse keine erwähnenswerten Änderungen durch die Variation der ausgewählten Düsengeometrien erwarten lassen.

6.1 Eigenschaften der Referenzgeometrie

Die Analyse der Eigenschaften der Referenzgeometrie stellen in dieser Arbeit den Ausgangspunkt für alle nachfolgenden Untersuchungen dar. Um eine ausreichende Datenba-

sis für diese Analyse zu erhalten, fallen die Untersuchungen umfangreicher aus. Die Ergebnisse werden auf den folgenden Seiten, beginnend mit den hydraulischen Eigenschaften, präsentiert.

6.1.1 Hydraulische Eigenschaften

Durch Kenntnisse der hydraulischen Eigenschaften einer Rücklaufdüse wird bekannt, wieviel Anteil je nach Variation des Vor- und Rücklaufdruckes an Volumenstrom zerstäubt wird. Allgemein erfolgt die Einstellung des Durchsatzes bei den meisten Druckdüsen über die Variation des Vorlaufdruckes¹. Auch bei den Rücklaufdüsen ist die Änderung des Durchsatzes über die Einstellung des Vorlaufdruckes je nach Öffnungsgrad des Rücklaufes bedingt möglich. Um nun die Betriebsgrenzen der hier zu untersuchenden Rücklaufdüse vorab zu ermitteln, sind zunächst über weite Bereiche des Vorlaufdruckes die Durchsätze, bei geschlossenem ($RV = 0$) sowie bei vollständig geöffnetem Rücklauf ($RV \approx 0,8$), erfasst worden. Die Ergebnisse sind in der Abbildung 6-1 zu sehen.

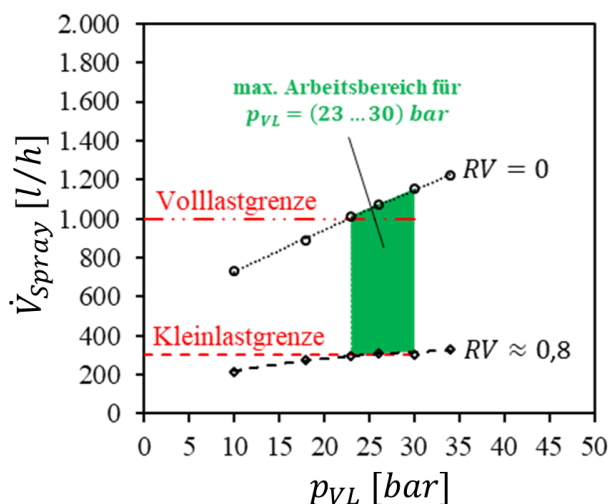


Abbildung 6-1: \dot{V}_{Spray} in Abhängigkeit von p_{VL} bei $RV = 0$ und vollständig geöffneten Rücklaufbetrieb ($RV \approx 0,8$) für die Referenzgeometrie unter Angabe des möglichen und genutzten Arbeitsbereiches

Im oberen Betriebsbereich der Düse, also bei einem Rücklaufverhältnis $RV = 0$, steigt der Durchsatz linear mit steigendem p_{VL} an. Durch den geschlossenen Rücklauf ist der Durchsatz nur vom Vorlaufdruck abhängig. Somit stellen die Messergebnisse die, in dem

¹ Bei einfachen Druckzerstäubern ohne Rücklauf wird der Vorlaufdruck in der Literatur allgemein als Injektionsdruck bezeichnet [1–3].

untersuchten Bereich des Vorlaufdruckes, höchsten zu erwartenden Durchsätze der Rücklaufdüse dar.

Die kleinsten Durchsätze der Rücklaufdüse treten bei vollständig geöffnetem Rücklauf auf. Bei dem untersuchten Druckbereich zwischen $p_{VL} = 10 - 34 \text{ bar}$ ergab sich ein Rücklaufverhältnis von $RV \approx 0,8$, wobei das RV bei vollständig geöffnetem Rücklauf mit steigendem p_{VL} größer wird. Auch hier lässt sich ein größer werdender Durchsatz mit zunehmenden Vorlaufdruck feststellen. Der Anstieg fällt aber geringer aus, als es bei $RV = 0$ der Fall ist.

Bei dem in der Abbildung 6-1 grün markierten Bereich zwischen 23 und 30 bar sowie den Durchsätzen von 300 l/h und 1000 l/h, also die Kleinlast- und Volllastgrenzen, stellt den allgemeinen Arbeitsbereich der zu untersuchenden Rücklaufdüse dar. Dieser Bereich steht im Fokus der vorliegenden Arbeit.

Die verschiedenen Abhängigkeiten zwischen dem Durchsatz und dem Vorlaufdruck bei unterschiedlichem Rücklaufverhältnis haben zur Folge, dass der Regelbereich der Rücklaufdüse mit steigendem Vorlaufdruck größer wird. Dieser Effekt folgt aus dem kleineren hydraulischen Gesamtwiderstand bei offenem Rücklauf. Der hydraulische Widerstand in Richtung Düsenaustritt ist aufgrund der Bildung des Luftkernes, der einen großen Anteil des Austrittsquerschnittes für die Flüssigkeit blockiert, hoch. Diese Bedingungen ändern sich nicht oder nur sehr geringfügig, mit Erhöhung des p_{VL} . Aus diesem Grund bleibt das RV auch bei vollständig geöffnetem Rücklauf in dem verwendeten Druckbereich ähnlich groß. Der Anstieg des Durchsatzes fällt daher gering aus.

Die Breite des Regelbereiches von Rücklaufdüsen ist ein wichtiger Parameter für den Einsatz dieser Zerstäuber. In Abbildung 6-2 (rechts) sind die ermittelten Durchsätze bei drei konstanten Vorlaufdrücken mit größer werdenden RV dargestellt. Die Messergebnisse zeigen einen sinkenden Durchsatz \dot{V}_{Spray} mit steigendem RV . Über dem dargestellten Druckbereich wird ein Regelverhältnis zwischen 1:3 und 1:4 erreicht. Erfolgt die Regelung des Zerstäubers zusätzlich durch Variation des Vorlaufdruckes, zwischen 10 bar und 34 bar, steigt dieses Verhältnis auf 1:6 an. In der Praxis wird diese Vorgehensweise aufgrund der schlechteren Zerstäubungsqualität bei niedrigen Vorlaufdrücken und Durchsätzen eher selten umgesetzt.

Im Diagramm der Abbildung 6-2 (links) ist ein weiteres typisches Verhalten von Rücklaufdüsen zu erkennen, welches im englischen Sprachgebrauch als „total flow growth“ [90] bezeichnet wird. Dieser Ausdruck steht für den Anstieg des Vorlaufvolumenstroms

bei konstantem Vorlaufdruck mit größer werdenden RV . Der Anstieg des Gesamtvolumenstromes mit steigendem RV ist wiederum ein Resultat der Reduzierung des Widerstandsbeiwertes φ_{RL} durch Öffnen des Rücklaufventiles, womit ein größerer Anteil des Gesamtvolumenstromes über den Rücklauf transportiert werden kann. Dieses Verhalten verdeutlicht sich in der Abbildung 6-2 (links) anhand der Verläufe von \dot{V}_{RL} über RV und dem Anstieg von \dot{V}_{VL} bei konstant bleibenden p_{VL} . Einige Autoren [1, 2, 5] bewerten diese Eigenschaft als einen der hauptsächlichen Nachteile dieses Düsentyps, weil dadurch höhere Pumpenkapazitäten vorgehalten werden müssen.

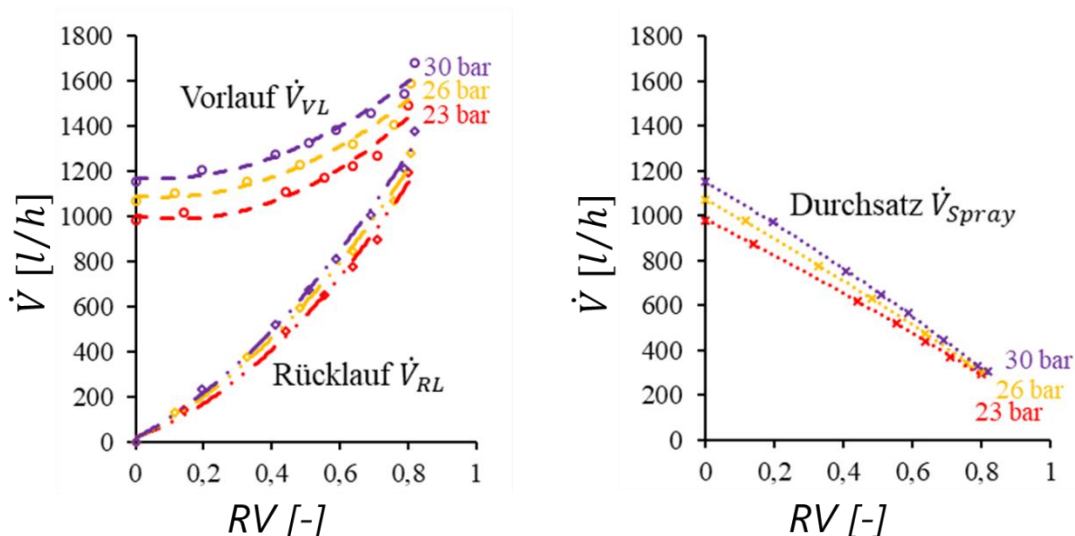


Abbildung 6-2: Verlauf des \dot{V}_{VL} sowie \dot{V}_{RL} (links) und des \dot{V}_{Spray} (rechts) mit Variation des RV durch Regelung des Rücklaufes für verschiedene konstante p_{VL} bei der Referenzdüse

6.1.2 Primärzerfall

Die visuelle Untersuchung des Primärzerfalls liefert Erklärungsansätze für gemessene Tropfeneigenschaften, weil der Bereich der austretend Hohlkegellamelle die Verbindung zwischen der internen Düseninnenströmung und der anschließenden Tropfenentwicklung des Sprays darstellt. In dem vorliegenden Fall wurde die Visualisierung des Primärzerfalls zum einen als Bewertung einer möglichen Erweiterung des Regelbereiches der Rücklaufdüse zu kleineren Durchsätzen $\dot{V}_{Spray} < 300$ l/h genutzt. Zum anderen ist der Betriebsbereich von $\dot{V}_{Spray} = 300$ l/h - 1000 l/h visualisiert worden, um Erkenntnisse über die Bedingungen der austretenden Flüssigkeitslamelle im eigentlichen Arbeitsbereich der Rücklaufdüse zu erhalten.

6.1.2.1 Unterer Regelbereich

Ein erweiterter Regelbereich der Zerstäuber lässt sich z.B. durch die Absenkung des Vorlaufdruckes ohne weiteres erreichen. Die Frage, die dabei zu stellen ist: Wie stark wirkt sich diese Maßnahme auf den Lamellenzerfall und die anschließende Tropfenentwicklung aus? Diese Frage soll durch die Visualisierung der Lamelle ein Stück weit geklärt werden. Dafür wurde der Druckbereich, neben $p_{VL} = 23$ und 30 bar , um den Vorlaufdruck $p_{VL} = 10 \text{ bar}$ erweitert. Der Durchsatz wurde ausgehend vom Kleinlastbereich der Referenzdüse ($\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$) in mehreren Schritten (um je 50 l/h) so weit herabgesenkt, wie es mit den eingestellten Vorlaufdruck möglich war.

Die erste Frage, mit der sich dieses Kapitel befasst, widmet sich dem Einfluss des p_{VL} auf die Flüssigkeitslamelle bei konstantem $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$. Einige ausgewählte Aufnahmen der Lamelle sind dafür in der Abbildung 6-3 zu sehen. Der Zerfall der Lamellen ist von links nach rechts mit steigendem p_{VL} von 10 bar über 23 bar bis 30 bar zu sehen. Eine deutliche Veränderung des Zerfalls ist von 10 bar auf 23 bar zu erkennen. Bei 10 bar ist die Zerfallslänge der Lamelle größer als bei den höheren Vorlaufdrücken, außerdem sind vereinzelt große Löcher und zusammenhängende Strukturen an Flüssigkeitsstrahlen vorhanden, die sich mit zunehmender Entfernung vom Düsenaustritt von der Flüssigkeitslamelle ablösen und sich zu langen Ligamenten ausbilden. Im oberen Bereich der geschlossenen Lamelle können wellenartige Strukturen auf der Oberfläche ausgemacht werden, zwischen denen häufig die Lochbildung einsetzt, was vermutlich mit der Ausdünnung der Lamelle zusammenhängt.

Mit Erhöhung des p_{VL} auf 23 bar sinkt die Zerfallslänge und die Zerfallsstrukturen werden im Vergleich zu 10 bar deutlich kleiner. Die Lochbildung fällt bei diesem Vorlaufdruck intensiver aus, d.h. es entstehen mehr Löcher in der Flüssigkeitslamelle, die aber kleiner ausfallen. Sowohl die geringere Zerfallslänge als auch die kleineren Löcher sind ein Indiz für eine dünner werdende Lamelle mit steigendem p_{VL} , was den Zerfall insgesamt beschleunigt. Diese Entwicklung deckt sich mit den Aussagen von Broll und einigen anderen Autoren [19, 46, 58]. Demzufolge soll sich mit steigendem p_{VL} der reale Drallparameter S_{real} erhöhen, was wiederum zu einem erhöhten Luftkerndurchmesser und dünnerer Lamellendicke führen soll.

Ein Vorlaufdruck von 30 bar sorgen für eine weitere Reduzierung der Zerfallslänge, die aufgrund der geringeren Druckdifferenz erwartungsgemäß kleiner ausfällt als zwischen

$p_{VL} = 10 \text{ bar}$ und $p_{VL} = 23 \text{ bar}$. Allgemein ist zu erkennen, dass sich die Zerfallsstrukturen zwischen $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar optisch ähnlich sind. Es kann dennoch davon ausgegangen werden, dass die Lamellendicke wiederum geringfügig sinkt und deshalb der Zerfall früher einsetzt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Zerfallsstrukturen bei niedrigem Vorlaufdruck die Produktion von großen Ligamenten, aus denen sich größere Tropfen entwickeln, beinhaltet. Mit steigendem Vorlaufdruck sinkt die Zerfallslänge der Flüssigkeitslamelle, die Lochbildung nimmt in Form von vielen kleineren Löschern zu, was schlussendlich zu kleineren Zerfallsprodukten führt.

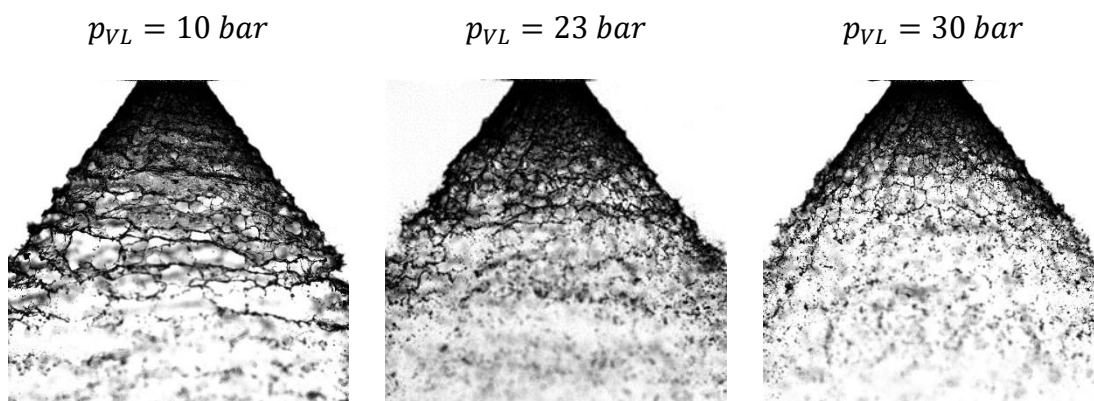


Abbildung 6-3: Entwicklung des Primärzerfalls mit steigendem $p_{VL} = 10, 23, 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ (Bildgröße $24 \times 25 \text{ mm}$)

Die Wirkung auf die Zerfallsstruktur der Lamelle durch die Absenkung des Durchsatzes ist bei einem $p_{VL} = 10 \text{ bar}$ und 23 bar in der Abbildung 6-4 dargestellt. Ausgehend vom $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ wird die Zerfallslänge bei beiden dargestellten Vorlaufdrücken mit sinkendem Durchsatz kleiner. Gleichzeitig verändert sich die Zerfallsform, es sind weniger Wellenstrukturen auf der Lamelle erkennbar, aber die bestehenden Wellen besitzen höhere Amplituden. Die Reduzierung des Durchsatzes bei konstantem Vorlaufdruck, sorgt für eine kleinere axiale Geschwindigkeitskomponente der Lamelle am Austritt, bei gleichzeitigem Anstieg der tangentialen Komponente aufgrund des steigendem \dot{V}_{VL} . Diese Aufteilung der Geschwindigkeitsverhältnisse am Düsenaustritt verursacht höhere Auslenkungen der Lamelle. Die Folgen sind eine verstärkte Lochbildung zwischen den einzelnen Wellenfronten und die daraus resultierende Ablösung von großen Ligamenten. Die dominierende Zerfallsform in diesem Betriebsbereich ist somit das aerodynamische

Zerwellen mit vereinzelt auftretender Lochbildung. Die sich ablösenden großen Ligamente zerfallen weiter zu großen vereinzelt Strukturen, die resultierend aus der geringen relativen Geschwindigkeit, wahrscheinlich als Tropfen erhalten bleiben.

Abschließend kann zusammengefasst werden, dass die Visualisierungen der Lamelle im unteren Regelbereich erwartete Ergebnisse hervorbrachten. Allgemein werden mit sinkendem p_{VL} und \dot{V}_{Spray} die Zerfallsstrukturen der Lamelle größer, besonders ab einem Durchsatz $\dot{V}_{Spray} \leq 200 \text{ l/h}$ ist der Zerfall der Lamelle durch wenige sehr große Wellen und sich ablösenden großen Ligamenten geprägt. Es findet also an dieser Grenze ein Wechsel des dominierenden Zerfallsregimes statt. Das Zerfallsregime aerodynamisches Zerwellen geht zur Lochbildung über. Aus den Untersuchungen lässt sich zum einen schlussfolgern, dass die Tropfen im Spray mit sinkendem p_{VL} und \dot{V}_{Spray} tendenziell größer ausfallen und zum anderen, dass bei Durchsätzen unterhalb des $\dot{V}_{Spray} = 200 \text{ l/h}$ der Tropfendurchmesser aufgrund des Regimewechsels in der Zerfallsstruktur der Flüssigkeitslamelle noch einmal deutlich ansteigen sollte. Anhand erhöhter Rußentwicklung bei der Zerstäubung von Heizöl mit dem Rücklaufdüsen in einem Großraumbrennkessel ließen sich diese Ergebnisse bestätigen.

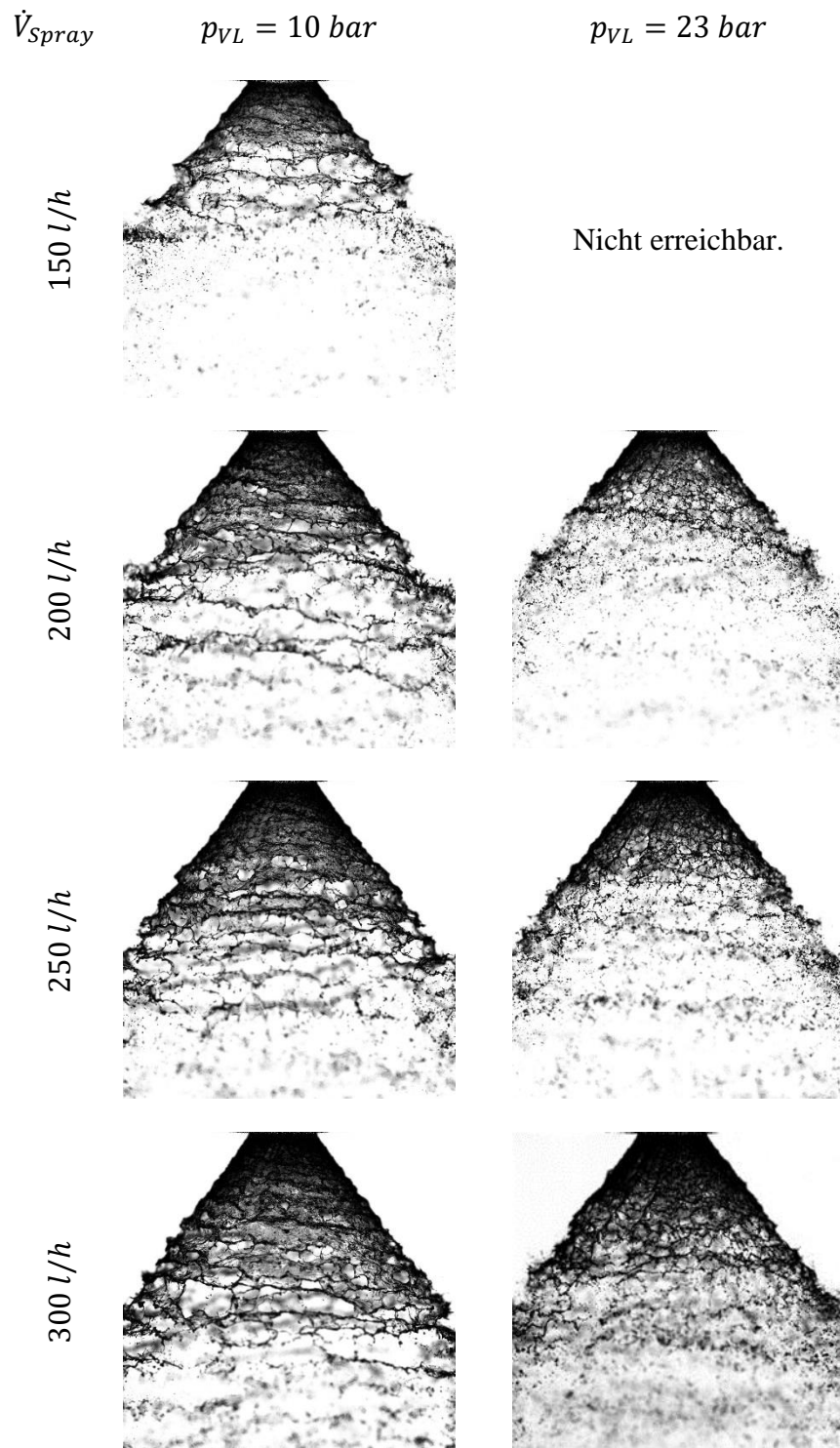


Abbildung 6-4: Entwicklung des Primärzerfalls mit steigendem \dot{V}_{Spray} im unteren Regelbereich für $p_{VL} = 10 \text{ bar}$ und 23 bar (Bildgröße 24 mm x 25 mm)

6.1.2.2 Industrieller Betriebsbereich

Die Visualisierungen des eigentlichen Arbeitsbereiches zwischen $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar mit Durchsätzen von $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ bis 1000 l/h sind in der Abbildung 6-5 zu sehen.

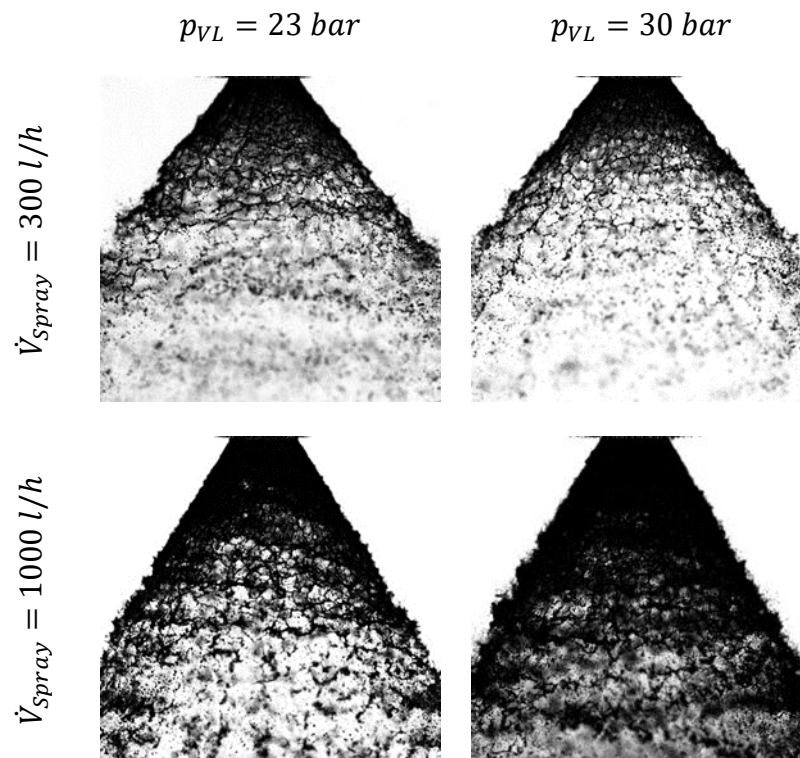


Abbildung 6-5: Primärzerfalls der austretenden Flüssigkeitslamelle für einen $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar mit jeweils einem Durchsatz von $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ und 1000 l/h (Bildgröße $24 \text{ mm} \times 25 \text{ mm}$)

Eine Veränderung des Zerfallsregime mit Änderung des p_{VL} bei beiden \dot{V}_{Spray} ist nicht erkennbar. Es kann aber eine sinkende Zerfallslänge mit steigendem p_{VL} festgestellt werden. Die Ergebnisse können durch die PDA bestätigt werden, worauf in Kapitel 5.5 näher eingegangen wird. Aufgrund der höheren Tropfengeschwindigkeiten muss auch eine höhere Austrittsgeschwindigkeit der Flüssigkeitslamelle vorliegen. Die steigende Geschwindigkeit der Flüssigkeitslamelle bei größeren Vorlaufdrücken aber gleichbleibenden Durchsatz, kann anhand eines kleiner werdenden effektiven Austrittsquerschnittes und einer dementsprechend dünneren Lamelle erklärt werden. Beide Effekte, also eine dünner Lamellendicke wie auch eine höhere Austrittsgeschwindigkeit fördern einen schnelleren Zerfall und somit eine kleinere Zerfallslänge bei höheren Vorlaufdrücken.

Die Erhöhung des \dot{V}_{Spray} zeigt eine Entwicklung des Zerfallsregimes, die bereits bei der Untersuchung des unteren Regelbereiches zu erkennen war. Die Lamelle wirkt mit steigendem \dot{V}_{Spray} stabiler und dichter. Wellen mit großen Amplituden sind nicht mehr zu erkennen und der Zerfall setzt auf der gesamten Flüssigkeitslamelle in Form von Lochbildung ein. Erklären lässt sich diese Entwicklung durch Verschiebung des Geschwindigkeitsverhältnisses der Lamelle zu deutlich höheren axialen und niedrigeren tangentialen Geschwindigkeiten. Die Folge ist eine dickere Lamelle aufgrund sinkendem Drallimpuls in der Düse und kleinerem Luftkern, bei gleichzeitig steigender Austrittsgeschwindigkeit. Dadurch werden die Frequenzen, mit denen Wellen auf der Lamellenoberfläche auftreten, höher, die Amplituden jedoch kleiner. Die Lamelle gewinnt somit an Stabilität und kann, ohne frühzeitig zu zerfallen, mit zunehmendem Abstand ausdünnen. Mit Erreichen einer kritischen kleinen Lamellendicke erfolgt der Zerfall durch die Lochbildung, wobei die kleinen Wellen als Störungen diesen Vorgang fördern oder sogar einleiten.

Zusammenfassend bleibt aus der Visualisierung die Erkenntnis, dass der dominierende Zerfallsprozess im eigentlichen Betriebsbereich der Referenzdüse die Lochbildung ist und sich über den gesamten Untersuchungsbereich nicht ändert. Qualitative Erkenntnisse bezüglich Tendenzen der Tropfenbildung sind die geringere Zerfallslänge und die kleiner werdenden Zerfallsprodukte mit steigendem p_{VL} sowie die steigende Zerfallslänge, aber kleiner werdende Zerfallsprodukte mit steigendem \dot{V}_{Spray} .

6.1.3 Spraywinkel

Die Untersuchungen des Spraywinkels von Rücklaufdüsen wurden bereits sehr früh, z.B. von Fisher 1954, vorgenommen. Dabei wurde die Änderung des Winkels besonders durch Erhöhung des Rücklaufverhältnisses festgestellt. Damals konnten, bei den verwendeten Konstruktionen, Änderungen bis zu 40° gemessen werden. Die Änderung des Spraywinkels wird in der Literatur allgemein als Nachteil für viele Anwendungsbereiche der Rücklaufdüsen, wie z.B. der Einsatz in Turbinen und Triebwerken, bewertet [1, 6]. Ausgangspunkt für die Entwicklung des Spraywinkels ist das Verhältnis aus der axialen v_a und tangentialen Geschwindigkeitskomponente v_t der Flüssigkeitslamelle am Düsenaustritt. Aus diesem Grund besitzt die Referenzgeometrie eine sich aufweitende Austrittsöffnung, um die radiale Ausbreitung der Lamelle weitgehend einzuschränken und somit eine starke Änderung des Spraywinkels zu vermeiden.

Dieser Effekt ist in den Aufnahmen des Sprays bei verschiedenen Betriebspunkten in der Abbildung 6-6 gut zu erkennen. Der Vergleich der waagerechten Bildfolgen zeigt lediglich, eine geringe Aufweitung des Spraywinkels bei steigendem RV . Ein Einfluss des Vorlaufdruckes auf den Spraywinkel ist in den Bilder nicht zu erkennen.

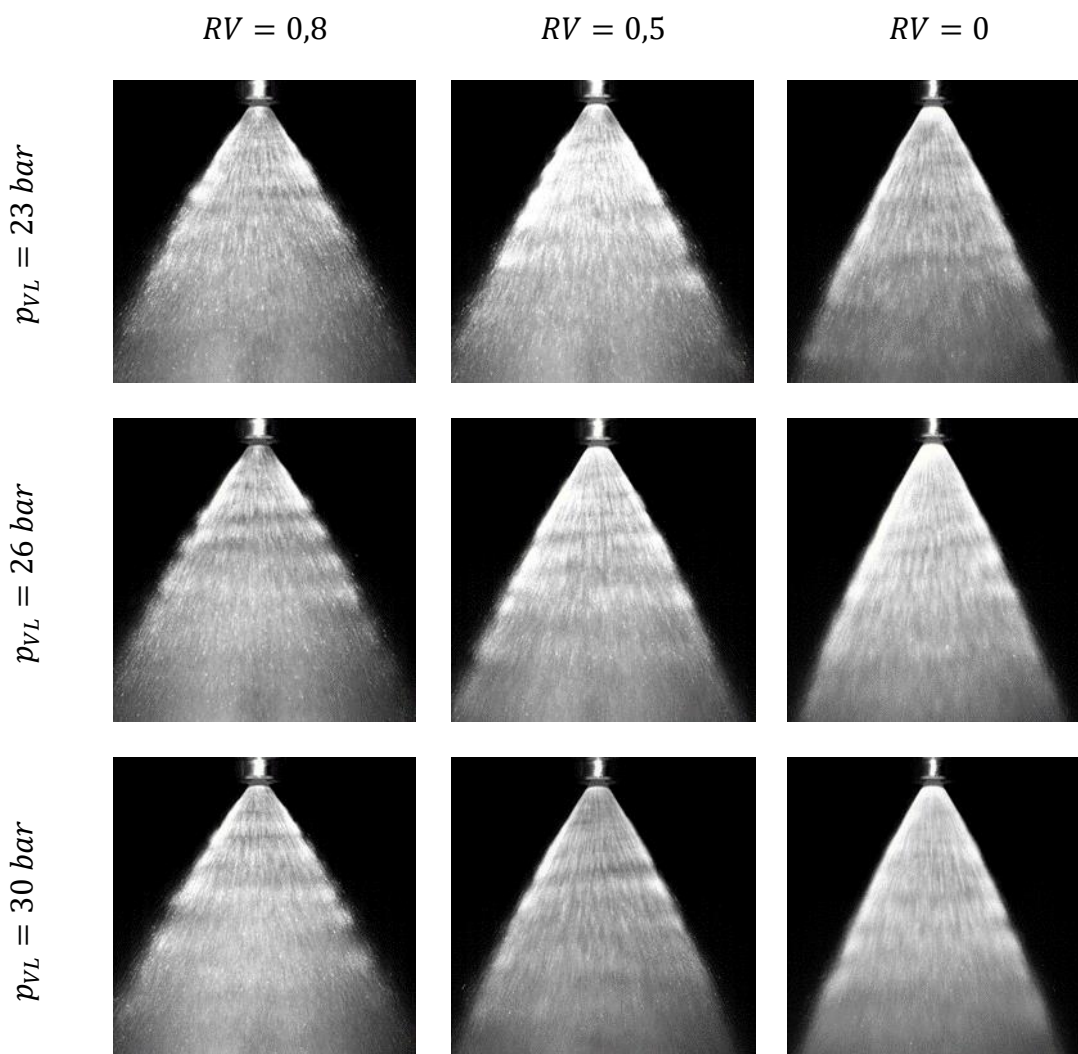


Abbildung 6-6: Auflichtaufnahmen vom Spray bei unterschiedlichen p_{VL} (senkrechte Bildfolge) und variierenden RV (waagerechte Bildfolge)

Die statistische Versuchsauswertung der Spraywinkeldaten verdeutlicht anhand von Kurvendiagrammen besser den Effekt durch Veränderung des p_{VL} und des RV . Die Kurvendiagramme sind in der Abbildung 6-7 dargestellt. Die Messergebnisse bestätigen die sehr geringe Änderung des Spraywinkel mit Änderung des p_{VL} , was aus Abbildung 6-6 nicht hervorgeht. Im Kurvendiagramm stellt sich ein geringfügig sinkender Spraywinkel mit Erhöhung des p_{VL} ein, wobei dieser Effekt bei der Betrachtung der weiteren Sprayeigenschaften, wie die Entwicklung der Tropfengröße, nur wenig relevant sein sollte. Der Effekt des Rücklaufverhältnisses fällt im Vergleich dazu groß aus. Der

Spraywinkel steigt mit größer werdenden RV an, wie es auch in den Sprayaufnahmen erkennbar ist. Die Änderung beträgt aufgrund der Austrittsgeometrie über den Untersuchungsbereich lediglich 5° . Die Ergebnisse bestätigen somit die Funktion der Austrittsgeometrie, womit der in der Literatur beschriebene Nachteil bei dieser Rücklaufdüse konstruktiv bereits sehr stark reduziert worden ist.

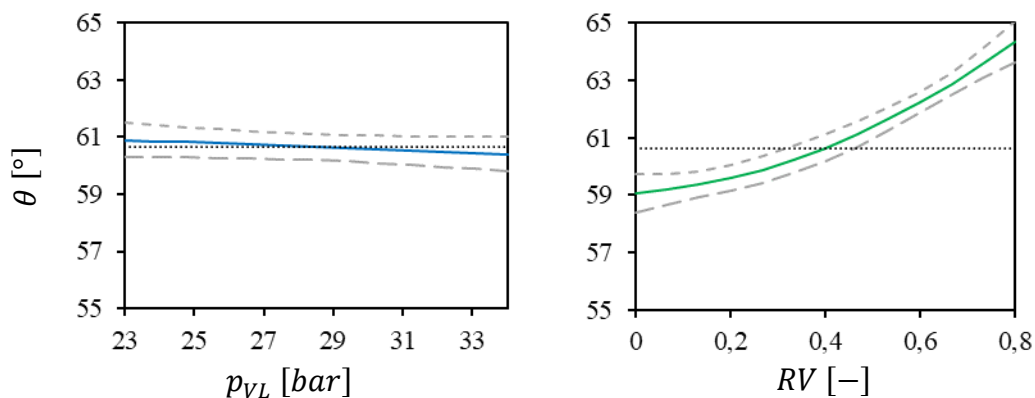


Abbildung 6-7: Einfluss des Vorlaufdruckes und des Rücklaufverhältnisses auf den Spraywinkel

Die in der Literatur beschriebenen Untersuchungen von Rizk und Lefebvre [34] sowie Löffler-Mang [36] zeigen einen ähnlich geringen Einfluss des Rücklaufverhältnisses auf den Spraywinkel, wie es bei den hier vorgestellten Ergebnissen der Fall ist. Rizk und Lefebvre sehen zudem einen Zusammenhang zwischen der Erhöhung des Spraywinkels und der Reduzierung des gemessenen D_{32} mit steigendem Rücklaufverhältnis [34]. Ob dieser Effekt trotz der geringen Spraywinkeländerung bei den vorliegenden Rücklaufdüsen zu sehen ist, zeigen die Ausführungen zu den PDA-Untersuchungen im Kapitel 6.1.5.

Die unterdrückte radiale Ausbreitung der Lamelle durch die Austrittsgeometrie bedeutet auch, dass der gemessene Spraywinkel nicht für eine Abschätzung des realen Drallparameters S_{real} nach der Gleichung 2-6 herangezogen werden kann. Im Kapitel 6.2.1 wird eine Düsenplatte ohne Austrittsgeometrie untersucht, womit verdeutlicht wird, wie groß der Spraywinkel sich in Abhängigkeit von RV verändern kann. Diese Ergebnisse werden auch zur Abschätzung des realen Drallparameters im Anhang C herangezogen.

6.1.4 Lokale Massenbeaufschlagungsdichten

Die Massenbeaufschlagungsdichte ist ein unverzichtbarer Parameter für die gewichtete Mittelung der Tropfeneigenschaften und der charakteristischen Kenngrößen des Sprays. In diesem Kapitel soll der Einfluss der Betriebsparameter auf das produzierte Spraymuster und die lokalen Massenbeaufschlagungsdichten in den analysierten axialen Abständen beschrieben werden.

Die Ergebnisse für den Einfluss des Vorlaufdruckes auf die Spraykontur ist in der nachfolgenden Abbildung 6-8 für alle drei vermessenen axialen Ebenen im Spray dargestellt. Wie für den Spraywinkeln bereits dargestellt ist, hat die Änderung des Vorlaufdruckes kaum einen Einfluss auf die Ausbreitung des Sprays. Das radiale Maximum der Massenbeaufschlagungsdichte $\dot{m}_{pat,max}$ befindet sich bei beiden p_{VL} , in allen drei Ebenen an der gleichen radialen Position. Es besteht lediglich ein Unterschied in der Höhe, in der die Massenbeaufschlagungsdichten gemessen wurden.

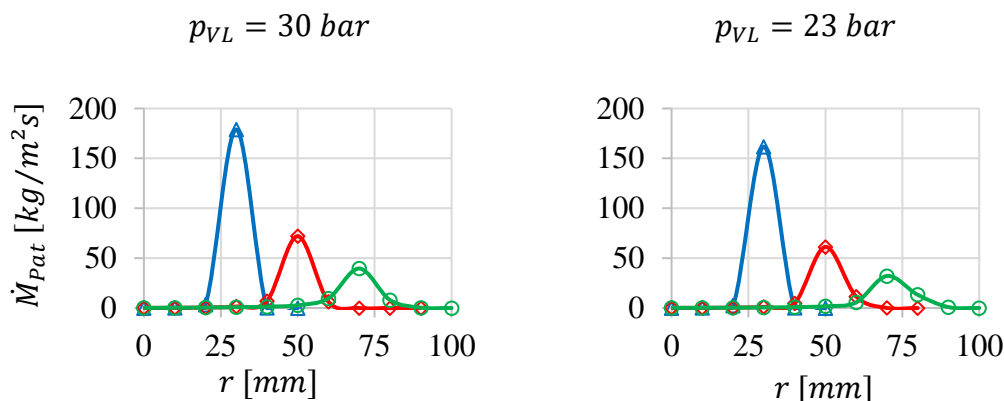


Abbildung 6-8: Massenbeaufschlagungsdichte der Referenzdüse in den Ebenen $a = 50 \text{ mm}$ (blau), 100 mm (rot), 150 mm (grün) bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und 23 bar sowie $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$

Neben dem Einfluss des Vorlaufdruckes ist in der Abbildung 6-8 auch die Entwicklung der Spraykontur mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt zu sehen. Die Verläufe zeigen an dieser Stelle wie die Spraykontur mit zunehmendem Abstand breiter werden, weshalb $\dot{m}_{pat,max}$ mit größer werdendem Abstand hin zum Düsenaustritt kleiner ausfällt.

Die nachfolgende Abbildung 6-9 stellt den Einfluss des Durchsatzes auf die Verläufe der radialen Massenbeaufschlagungsdichten, bei zwei konstanten p_{VL} und bei dem axialen Abstand von 100 mm dar. Auf eine Darstellung der axialen Ebenen 50 mm und 150 mm wird an dieser Stelle verzichtet, da die Effekte die gleichen sind. Bei Betrachtung der

Messergebnisse in der Abbildung 6-9 wird deutlich, dass mit sinkendem Durchsatz der Bereich höherer gemessener \dot{m}_{pat} breiter wird. Für die Änderung der Verläufe der Spraykonturen in den axialen Ebenen im Spray mit Reduzierung des Durchsatzes sorgen zwei Effekte. Der erste ist die Reduzierung des Durchsatzes \dot{V}_{spray} selbst, wodurch weniger Masse zerstäubt wird und somit die lokalen Massenbeaufschlagungsdichten kleiner ausfallen müssen. Der zweite Effekt ist im ansteigenden Spraywinkel, auch wenn dieser nur gering ausfällt, begründet, denn gleichzeitig mit Reduzierung des Durchsatzes erhöht sich auch der Spraywinkel geringfügig, wodurch das zerstäubte Arbeitsmedium über eine größere Fläche verteilt wird. Der Vergleich der Spraymuster liefert die Erkenntnis, dass nicht nur die Spraywinkel größer werden, sondern auch die Spraykontur sich mit größer werdenden RV aufweitet. Der Randbereich des Sprays mit einer hohen Tropfenzahldichte wird demnach breiter.

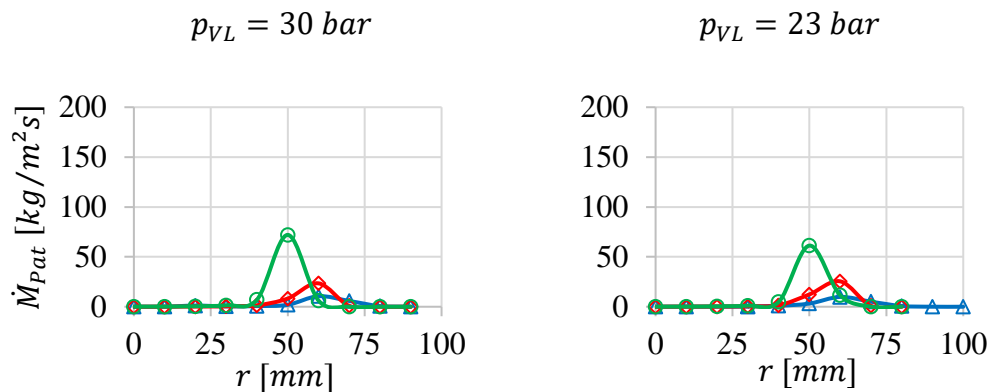


Abbildung 6-9: Massenbeaufschlagungsdichte der Referenzdüse bei unterschiedlichen \dot{V}_{spray} 300 l/h (blau), 600 l/h (rot), 1000 l/h (grün) bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und 23 bar in der Ebene $x = 100 \text{ mm}$

Die Ergebnisse bestätigen, dass das Spraymuster über den gesamten untersuchten Bereich die Form eines Hohlkegels beibehält. Außerdem führt die Reduzierung des Durchsatzes bei konstantem p_{VL} zu einer breiteren Spraykontur und der Randbereich des Sprays verschiebt sich, entsprechend den Ergebnissen der Spraywinkeluntersuchungen im Kapitel 6.1.3., etwas weiter nach außen.

6.1.5 Tropfeneigenschaften

Die Bestimmung der Tropfeneigenschaften eines Sprays liefern oftmals die entscheidenden Informationen für die verfahrenstechnischen Prozesse, in dem die Rücklaufdüsen eingesetzt werden. Für eine vollständige Beschreibung der lokalen Tropfenverteilungen

werden der Sauter-Mean-Durchmesser, der Span-Wert und die mittleren Tropfengeschwindigkeiten, unter Variation des Vorlaufdruckes p_{VL} und des Durchsatzes \dot{V}_{Spray} , bestimmt. Das Spray wird bei eingestellten Betriebspunkten in drei axialen Abständen $a = 50, 100$ und 150 mm vom Spraykern bis zum Sprayrand in $r = 10 \text{ mm}$ radialen Schrittweiten gescannt. Die Messergebnisse der Referenzdüse basieren auf jeweils 40.000 Tropfen pro radialen Messpunkt.

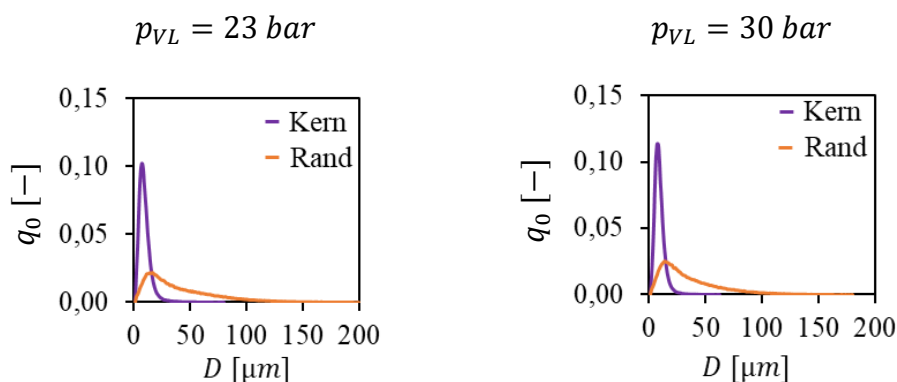
6.1.5.1 Verteilungsdichte der Tropfenanzahl im Spraykern und am Sprayrand

Bevor die charakteristischen Tropfengrößen D_{32} und $Span$ beschrieben werden, sollen in diesem Abschnitt die gemessenen Tropfenverteilungen, die die Berechnungsgrundlagen für die charakteristischen Spraygrößen bilden, erläutert werden. Die Datengrundlage für die Tropfeneigenschaften sind sehr umfangreich, weshalb sich für die Darstellung und Beschreibung der Verteilungsdichten auf ausgewählte Beispiele im Spraykern und am Sprayrand, unter Variation der Betriebsparameter und Abstände vom Düsenaustritt, beschränkt wird.

Der Verlauf der dargestellten Verteilungsdichten der Tropfenanzahl für den Spraykern und den Sprayrand in der Abbildung 6-10 und der Abbildung 6-11 zeigt eine typische Eigenschaft eines Hohlkegelsprays. Die Anzahl von kleinen Tropfen ist im Spraykern besonders hoch und fällt, bezüglich der Breite der vorkommenden Tropfendurchmesser, schmal aus. Auch weisen die Verteilungen im Spraykern über alle dargestellten Betriebspunkte in den Abbildungen eine hohe Ähnlichkeit auf. Beide Beobachtungen resultieren aus einer zum Spraykern gerichteten Zirkulationsströmung im Hohlkegelspray, von der kleinere Tropfen mitgerissen und in das Zentrum des Sprays transportiert werden. Große Tropfen sind aufgrund ihrer Masse und der damit verbundenen Trägheit von diesem Effekt nicht oder nur geringfügig betroffen.

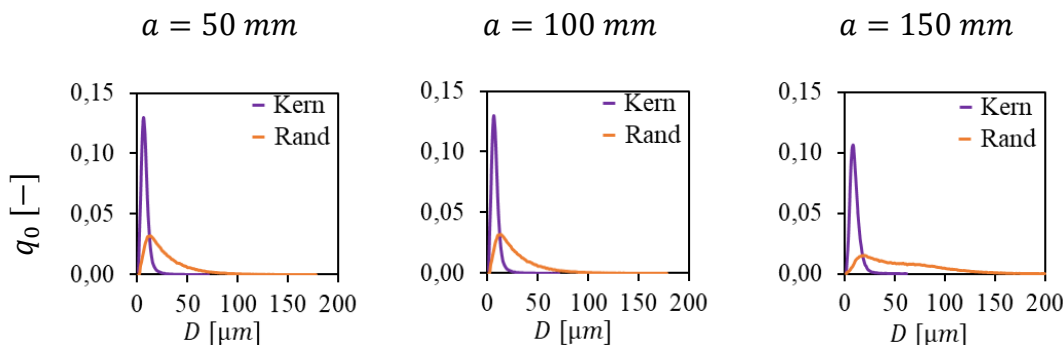
Mit dem Vergleich der Verteilungsdichten der Tropfenanzahl zwischen 23 bar und 30 bar Vorlaufdruck in der Abbildung 6-10 kann anhand des leichten Anstieges der maximalen Verteilungsdichte geschlossen werden, dass mit steigendem Vorlaufdruck ein sinkender Sauter-Mean-Durchmesser im Kern wie auch im Randbereich zu erwarten ist. Deutlicher ist dieser Effekt bei den gewichteten charakteristischen Kenngrößen in den Kurvendiagrammen der statistischen Versuchsauswertung zu erkennen.

Die Verteilungen der Tropfenanzahl im Spraykern- und Randbereich, für verschiedene Abstände von der Düsenöffnung, sind in Abbildung 6-11 dargestellt. Auch in den verschiedenen Ebenen beinhaltet der Spraykern sehr kleine Tropfengrößen. Somit ist davon auszugehen, dass über die einzelnen Ebenen ein Einfluss der internen Zirkulationsströmung im Spray auf die kleinen Tropfen vorhanden ist. Mit dem Vergleich aller drei axialen Ebenen fällt, besonders bei der 150 mm Ebene, ein reduzierter Anteil an kleinen Tropfendurchmessern, ein Anstieg im Bereich größerer Tropfen sowie eine größere Tropfenbreite auf. Je weiter entfernt die Messungen von der Düsenöffnung durchgeführt werden, desto kleiner wird der Anteil an kleinen Tropfen im Sprayrand. Hieraus kann geschlossen werden, dass aus der Entwicklung der Verteilungen mit zunehmendem axialem Abstand ein steigender D_{32} im Randbereich des Sprays resultiert. Die Ergebnisse der Berechnung der lokalen D_{32} , aus den vorliegenden Verteilungen, sind in der Abbildung 6-13 dargestellt.



$$\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}, a=100 \text{ mm}$$

Abbildung 6-10: Tropfenanzahlverteilungsdichte für die jeweiligen Durchmesserklassen im Sprayrand und Spraykern bei $p_{VL} = 23 / 30 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$ der Referenzdüse



$$p_{VL} = 30 \text{ bar}, \dot{V}_{\text{Spray}} = 1000 \text{ l/h}$$

Abbildung 6-11: Tropfenanzahlverteilungsdichte für die jeweiligen Durchmesserklassen im Sprayrand und Spraykern für $a = 50, 100, 150 \text{ mm}$ bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{\text{Spray}} = 1000 \text{ l/h}$ der Referenzdüse

6.1.5.2 Radiale Sauter-Mean-Durchmesser und Span-Werte im Spray

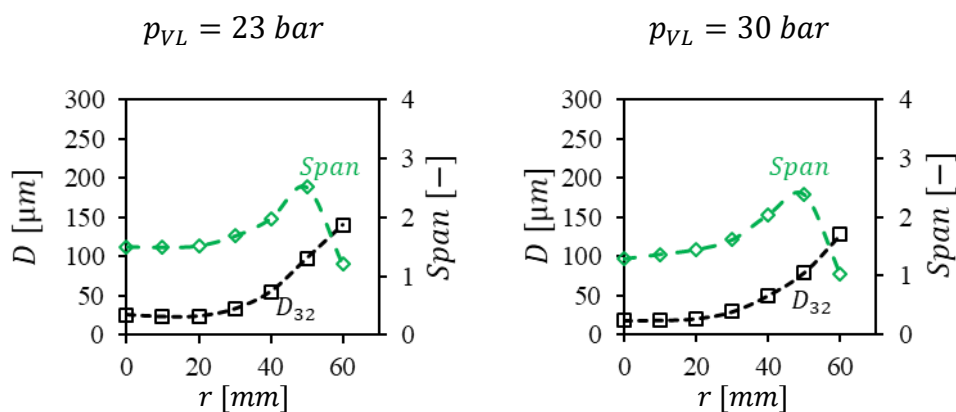
Aus den ermittelten Verteilungen können charakteristische Kennzahlen berechnet werden, was die Beschreibung der Sprayeigenschaften und den Vergleich zwischen anderen Sprays vereinfacht. Nach Liu [37] sind für eine vollständige Beschreibung eines Tropfenkollektives zwei Parameter notwendig:

- Der erste Parameter soll ein, für die Anwendung des Sprays geeigneter, charakteristischer Tropfendurchmesser sein. Allgemein hat sich hierfür der Sauter-Mean-Durchmesser D_{32} durchgesetzt und findet an dieser Stelle Verwendung.
- Der zweite Parameter soll eine Aussage über die vorhandenen Tropfengrößenbreite der Verteilung liefern. In dieser Arbeit wird dafür der *Span* genutzt.

Die radialen Verläufe der beiden charakteristischen Größen D_{32} und *Span* sind in der Abbildung 6-12, bei Variation des p_{VL} für die Ebene $a = 100 \text{ mm}$ und in der Abbildung 6-13, für verschiedene \dot{V}_{Spray} in allen drei axialen Ebenen $a = 50, 100$ und 150 mm , zu sehen. Beim Vergleich der D_{32} in allen Diagrammen ist der über eine axiale Ebene typische Verlauf in einem Hohlkegelspray zu erkennen. Im Spraykern befinden sich sehr kleine D_{32} , die zum Sprayrand hin ansteigen. Ursache ist die, auf die kleinen Tropfen wirkende interne Zirkulationsströmung im Spray.

Beim genaueren Betrachten der lokalen D_{32} , in der Abbildung 6-12, sind die ähnlichen Verläufe auffällig, ebenso der geringe Einfluss des Vorlaufdruckes auf den D_{32} innerhalb

der dargestellten Betriebspunkte. Beide abgebildete Vorlaufdrücke unterscheiden sich geringfügig in einem marginal größeren D_{32} im Spraykern und dessen steileren Anstieg hin zum Sprayrand bei einem Vorlaufdruck von $p_{VL} = 23 \text{ bar}$. Die auftretende Breite des Tropfendurchmessers im Spray, dargestellt durch den $Span$, ist im Spraykern, bei beiden Vorlaufdrücken gering und steigt zum Sprayrand hin auf ein Maximum an, um anschließend schnell zu fallen. Somit besitzt der Sprayrand bei Volllast der Rücklaufdüse ein breites Kollektiv an Tropfendurchmessern. Die plötzlich auftretende Reduzierung des Spans im äußersten Randbereich des Sprays resultiert aus der radialen Position der maximalen Massenbeaufschlagungsdichte, die kleinere Tropfen an dieser Position nicht mehr zulässt. Dieser Effekt ist in der Abbildung 6-14 anhand der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte verdeutlicht.



$$\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}, a = 100 \text{ mm}$$

Abbildung 6-12: Radiale D_{32} und $Span$ im Spray für $a = 100 \text{ mm}$ und $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ bei $p_{VL} = 23$ und 30 bar

Die Verläufe des D_{32} in der Abbildung 6-13 sind in den jeweiligen axialen Ebenen mit Änderung des \dot{V}_{Spray} qualitativ ähnlich. Der Effekt des steigenden Durchsatzes auf den D_{32} ist in den drei untersuchten Abständen gleich. Die Tropfengrößen sinken leicht im Randbereich des Sprays bei steigendem Durchsatz. Ein Unterschied ist bei der Betrachtung der Tropfengrößen im Randbereich mit größer werdendem Abstand vom Düsenaustritt zu erkennen. Hier lässt sich ein Anstieg der Tropfengrößen feststellen.

Die Verläufe des $Span$ über den einzelnen axialen Ebenen verhalten sich bei Volllast ebenfalls ähnlich. Im Spraykern fällt der $Span$ klein aus und steigt zum Randbereich des Sprays hin an. Wird die radiale Position der maximalen Massenbeaufschlagungsdichte

des Sprays überschritten, fällt der *Span* deutlich ab. Dieses Verhalten ist auch im Kleinlastbereich der Düse in den axialen Ebenen 50 mm und 100 mm vorhanden, wobei letzte einen anderen qualitativen Verlauf aufweist. In der Ebene 150 mm und im Kleinlastbereich der Düse bleibt der Verlauf des *Span*, mit Ausnahmen geringer Schwankungen, bis zum Sprayrand gleich groß. Die Ursachen sind die größeren Tropfen und die breiter werdende Spraykontur mit sinkendem Durchsatz. Dadurch werden die großen Tropfen über die gesamte Sprayfläche verteilt, womit eine ähnlich große Tropfengrößenverteilung über die gesamte Querschnittsfläche des Sprays möglich wird.

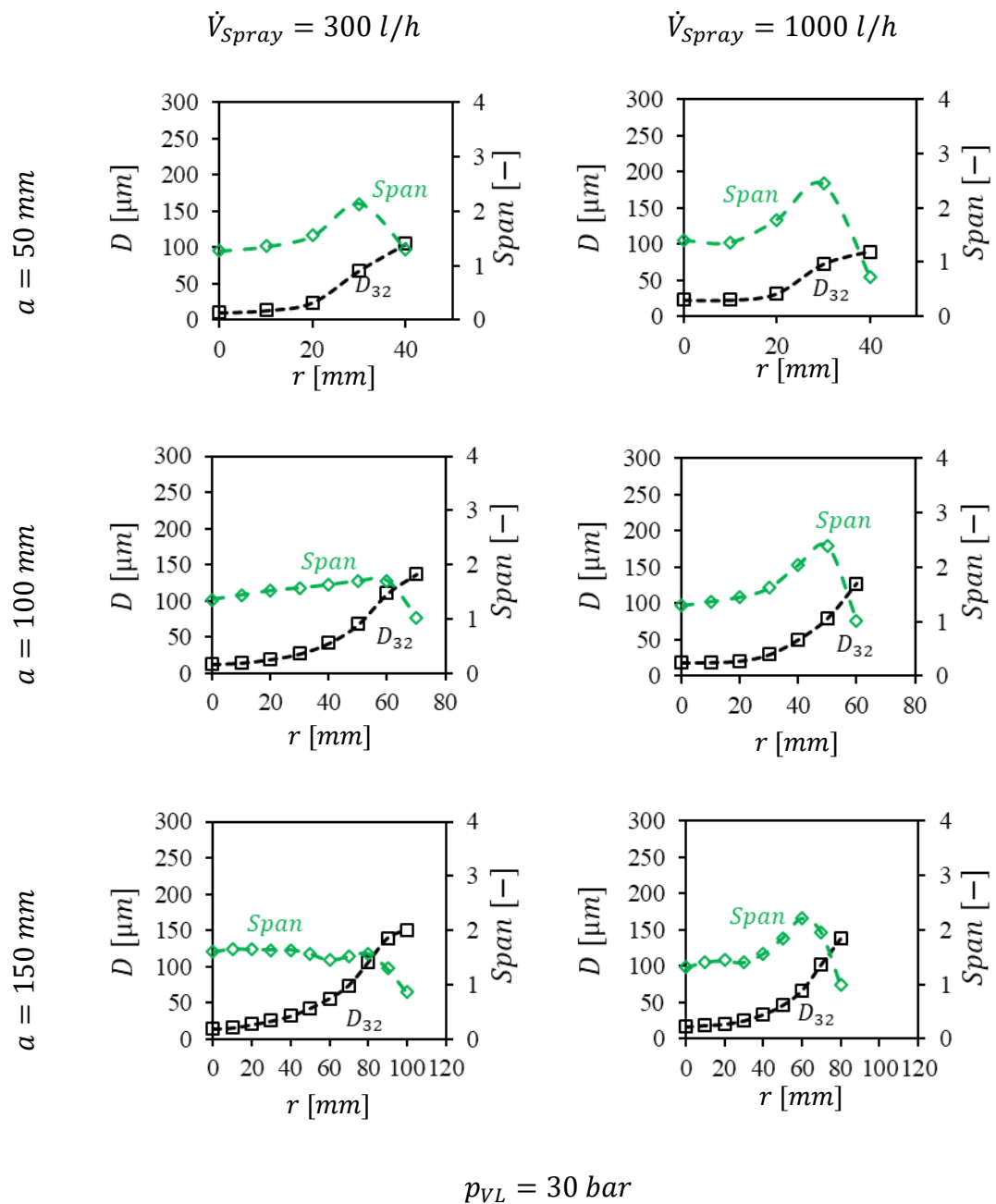
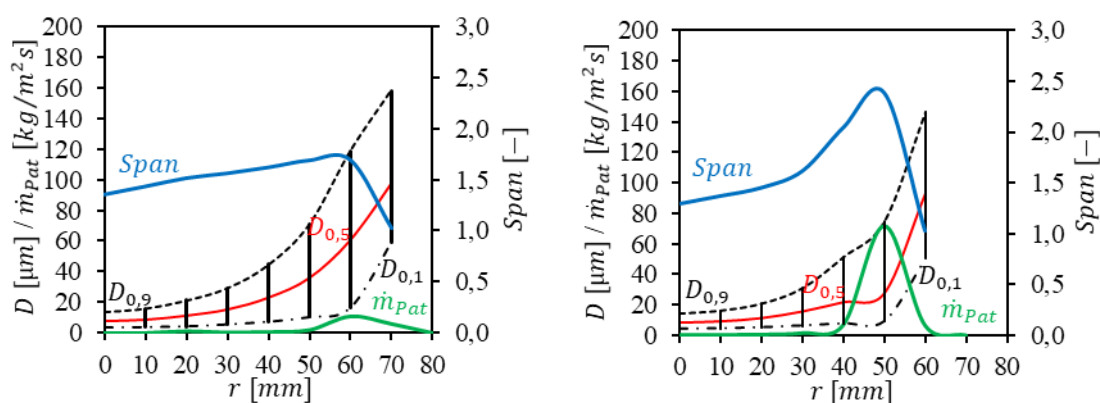


Abbildung 6-13: Radiale D_{32} und *Span* im Spray für $a = 50, 100, 150 \text{ mm}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$

Ausgehend vom Spraykern der beiden dargestellten Durchsätze in der Abbildung 6-14 kann ein Anstieg des $D_{0,5}$ und des $D_{0,9}$ zum Sprayrand hin festgestellt werden. Der $D_{0,1}$ steigt im Vergleich dazu kaum an bzw. bleibt gleich groß. Das heißt, dass die vorhandene Tropfendurchmesserbreite mit größer werdender radialer Position stark zunimmt und dementsprechend der $Span$, trotz steigendem $D_{0,5}$, größer wird. Dieses Verhalten der Durchmesservertellungen bleibt bis zur radialen Position, an der das Maximum der Massenbeaufschlagungsdichte vorliegt, bestehen. Danach steigt der $D_{0,1}$ ähnlich den anderen beiden Durchmessern an, weshalb der $Span$ plötzlich kleiner ausfällt. Dieser Effekt ergibt sich durch die auftretende hohe Massenbeaufschlagungsdichte, die für kleine Tropfen wie eine unüberwindbare Barriere im Spray wirkt. Die kleinen Tropfen werden im Bereich des Sprayrandes von der Strömung mitgerissen. Deshalb steigt der $D_{0,1}$ nach der radialen Position mit der maximalen Massenbeaufschlagungsdichte an. Hinreichend große Tropfen hingegen besitzen ausreichend Massenträgheit, so dass sie sich weit nach Außen bewegen können. Was den Anstieg aller drei charakteristischen Durchmesser erklärt.



$$p_{VL} = 30 \text{ bar}$$

Abbildung 6-14: $Span$, $D_{0,5}$, $D_{0,1}$ und $D_{0,9}$ im Vergleich mit \dot{m}_{Pat} im Spray für die axiale Ebene $a = 100 \text{ mm}$ bei $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h und konstanten $p_{VL} = 30 \text{ bar}$

Aus Abbildung 6-12 konnte der Einfluss des Vorlaufdruckes auf die radialen Verläufe des D_{32} und des $Span$ in einer axialen Ebene gezeigt werden. In beiden Diagrammen ist der Verlauf des D_{32} sehr ähnlich. Auch der Vergleich des D_{32} zwischen $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h in der Abbildung 6-13 zeigt sehr ähnliche radiale Verläufe. Eine Aussage zu den Effekten auf die Tropfengrößen durch Variation von Betriebsparametern oder Positionen kann, anhand dieser Grafiken, nur begrenzt auf wenige Parameter

getroffen werden. Erst durch die zusätzliche Betrachtung der radialen Massenbeaufschlagungsdichten und die sich daraus ergebene gewichtete Mittelung der Tropfeneigenschaften über eine axiale Ebene, wie in der Abbildung 6-14 beispielhaft gezeigt, geben den notwendigen Überblick. So lassen sich Aussagen zum Einfluss der Betriebsparameter und sogar der verschiedenen Geometrien auf die gesamte Sprayqualität treffen.

6.1.5.3 Radiale, mittlere Tropfengeschwindigkeiten im Spray

Für viele Anwendungen ist die mittlere Tropfengeschwindigkeit eine wichtige Größe, wie zur Auslegung von Anlagen für verfahrenstechnische Prozesse. Für die Untersuchung der Zerstäubung findet die Tropfengeschwindigkeit Anwendung bei der Bestimmung der Gasweberzahl nach Gleichung 2-17, die wiederum eine Aussage über die Stabilität der produzierten Tropfen liefert.

Die radialen Verläufe der untersuchten Tropfengeschwindigkeiten mit Änderung des Durchsatzes und größer werdenden Abstand vom Düsenaustritt sind in der Abbildung 6-15 dargestellt. Zu sehen sind die Verläufe der mittleren Tropfengeschwindigkeiten der Holkegelform des Sprays. Im Kernbereich sind die Geschwindigkeiten der Tropfen gering und steigen erwartungsgemäß zum Sprayrand hin an. In der axialen Ebene $x = 50 \text{ mm}$, wurde bei einem Durchsatz von $\dot{V}_{\text{Spray}} = 1000 \text{ l/h}$, im Spraykern eine mittlere Tropfengeschwindigkeit von $v_{Tr} = 11,6 \text{ m/s}$ gemessen. Im Sprayrand hingegen wurde bei gleichen Bedingungen eine $v_{Tr} = 35,8 \text{ m/s}$ erfasst. Wird der Abstand zum Düsenaustritt größer sinkt die Tropfengeschwindigkeit insgesamt und die Differenz zwischen Spraykern und Sprayrand wird kleiner.

Der Einfluss des Durchsatzes der Rücklaufdüsen ist in der Abbildung 6-15 zu sehen. Die Tropfengeschwindigkeiten werden allgemein kleiner mit sinkendem Durchsatz, wobei dieser Effekt im Sprayrand erwartungsgemäß deutlicher auftritt. Der Einfluss des p_{VL} ist sehr gering und wird deshalb hier nicht weiter betrachtet.

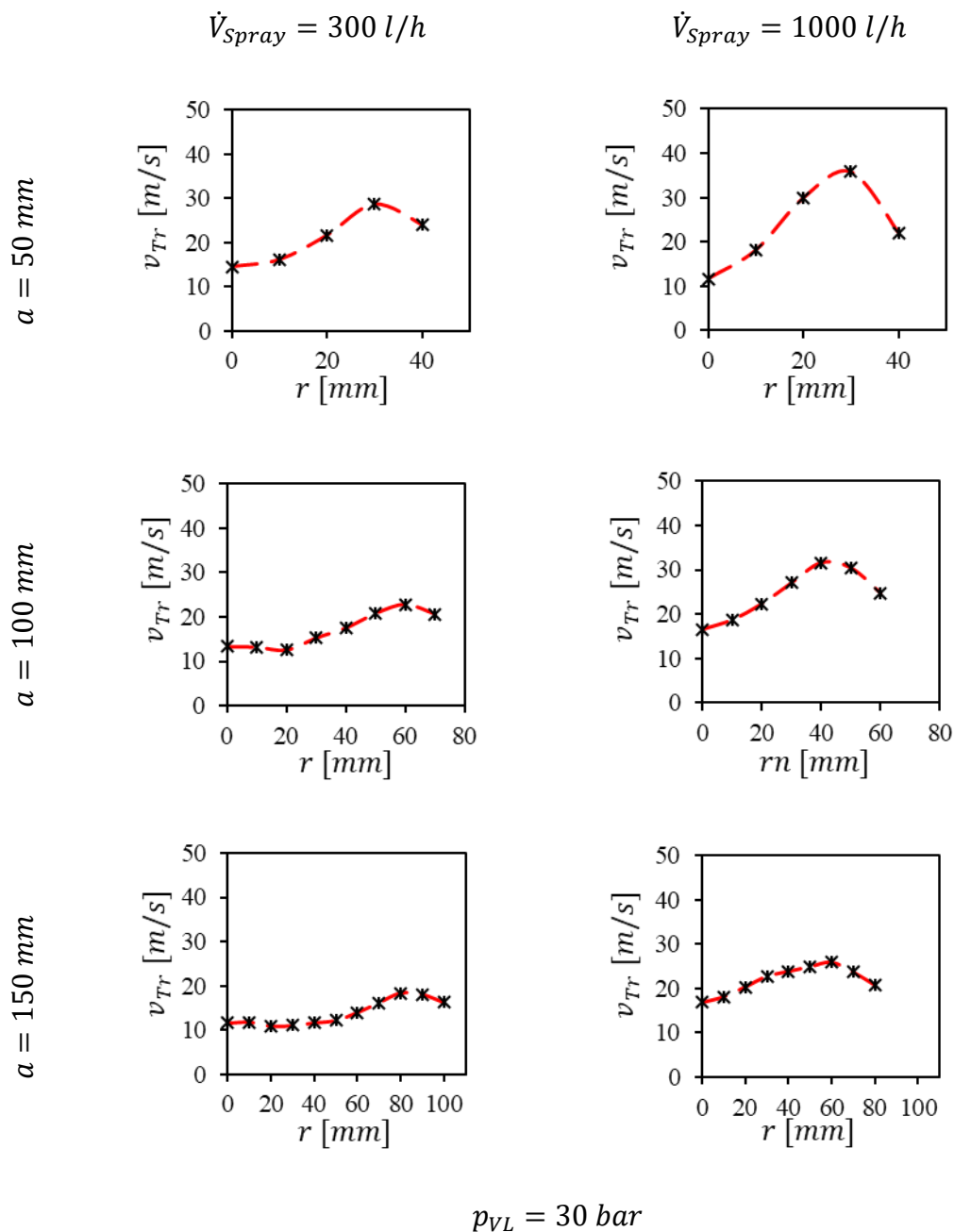


Abbildung 6-15: Radiale v_{Tr} für $a = 50, 100, 150 \text{ mm}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$

6.1.5.4 Auswertung der Sprayeigenschaften mittels gewichteter Kenngrößen

Eine Aussage über die Entwicklung der Tropfendurchmesser, der Breite der Tropfengrößen und deren Geschwindigkeiten mit Veränderung der Betriebsdaten über das gesamte Spray, lässt sich durch die alleinige Betrachtung der radialen Verläufe der Tropfeneigenschaften nur schwer ableiten. Die lokale Massenbeaufschlagungsdichte ist für einen Gesamtüberblick über die Tropfeneigenschaften im Spray von großer Bedeutung. Deshalb

wird für die Mittelung der Tropfeneigenschaften über eine axiale Ebene die Massenbeaufschlagungsdichte als Gewichtung herangezogen.

Gewichteter Sauter-Mean-Durchmesser \bar{D}_{32}

Die Gewichtung des Sauter-Mean-Durchmessers \bar{D}_{32} mit der radialen Massenbeaufschlagungsdichte ist in der Abbildung 6-16 für einige ausgewählte Betriebspunkte dargestellt. Die Kurvendiagramme in der Abbildung 6-17 liefern für den gesamten Betriebsbereich die Effekte der variierenden Parameter auf den \bar{D}_{32} .

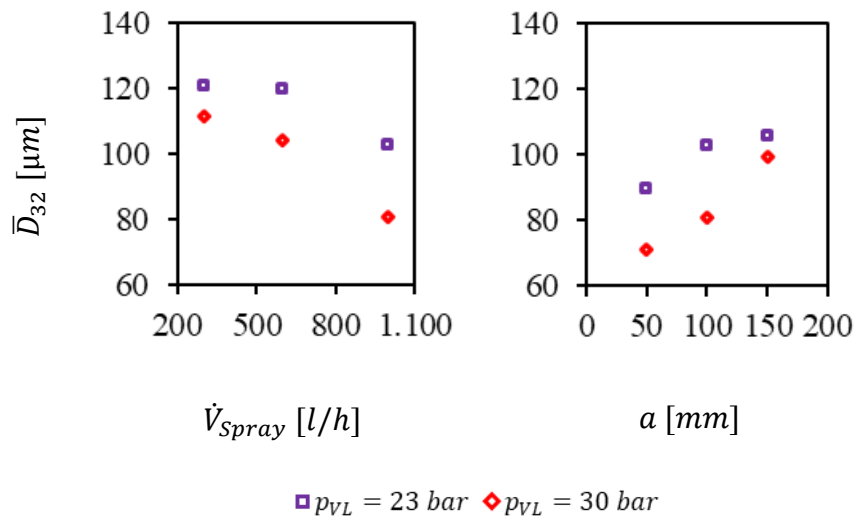


Abbildung 6-16: \bar{D}_{32} in Abhängigkeit von \dot{V}_{Spray} für $a = 100 \text{ mm}$ (links) und in Abhängigkeit von a bei konstanten $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts) bei $p_{VL} = 23$ und 30 bar

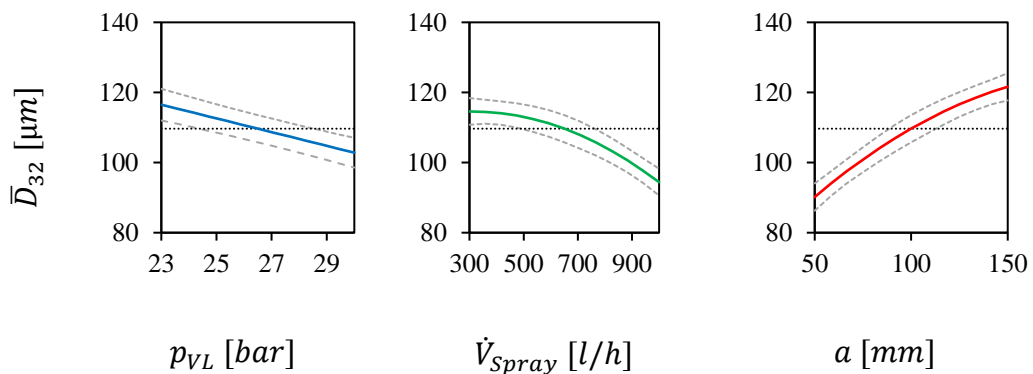


Abbildung 6-17: Kurvendiagramme für \bar{D}_{32} der Parameter p_{VL} und \dot{V}_{Spray} der Referenzdüse sowie a im Spray

Das linke Diagramm der Abbildung 6-16 zeigt den Einfluss des Durchsatzes auf den \bar{D}_{32} bei konstantem $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar , in der axialen Ebene $x = 100 \text{ mm}$, bei Variation des Durchsatzes. In der dargestellten Ebene sinkt der Durchmesser bei steigendem

\dot{V}_{Spray} . Dieser Effekt tritt in allen untersuchten Ebenen und Betriebsbereichen auf, was anhand der DoE-Auswertung und dem daraus erstellten Kurvendiagramm, im mittleren Diagramm der Abbildung 6-17, gut zu sehen ist. Eine Erklärung für diesen Zusammenhang liefern die Erkenntnisse aus den Untersuchungen des Primärzerfalls der Flüssigkeitslamelle und der steigenden Tropfengeschwindigkeit, die gleichbedeutend mit einer steigenden Austrittsgeschwindigkeit der Lamelle bei Erhöhung des \dot{V}_{Spray} ist. Die Untersuchung des Primärzerfalls, besonders im Kleinlastbereich der Rücklaufdüse (siehe Kapitel 6.1.2) zeigt, dass mit steigendem \dot{V}_{Spray} die Frequenz der Wellen zunimmt, die Auslenkungen sinken und die Lamelle an Stabilität gewinnt. Das lässt sich ebenfalls an der steigenden Zerfallslänge der Lamelle zu erkennen (siehe Abbildung 6-5). Der Zerfall setzt überwiegend durch die zunehmende Ausdünnung der Flüssigkeitslamelle und der daraus resultierenden Lochbildung ein. Die entstehenden Zerfallsprodukte fallen oftmals kleiner aus und zerfallen aufgrund ihrer höheren Geschwindigkeiten zu kleineren Tropfen. Beim Vergleich der verschiedenen Lastbereiche untereinander fällt die Intensität, die eine Änderung von \dot{V}_{Spray} auf \bar{D}_{32} besitzt auf. Der \bar{D}_{32} sinkt mit Änderung des Durchsatzes von $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ auf $\dot{V}_{Spray} = 600 \text{ l/h}$ weniger schnell, als es zwischen $\dot{V}_{Spray} = 600 \text{ l/h}$ und 1000 l/h der Fall ist. Vermutlich sind zwei Prozesse an diesem Verhalten beteiligt. Zum einen sinkt der Spraywinkel mit größer werdenden Durchsatz leicht, was laut Rizk und Lefebvre [34, 35] zu größeren Tropfendurchmessern führen soll. Somit wird durch diesen Effekt die Reduzierung der Tropfendurchmesser mit steigendem Durchsatz etwas gehemmt. Die Spraywinkeländerung bei der untersuchten Rücklaufdüse fällt sehr klein, weshalb dieser Effekt nur eine geringe Auswirkung haben kann. Zum anderen kommt es, nach Untersuchungen von Löffler-Mang [14], im Inneren der Wirbelkammer bei mittleren Rücklaufverhältnissen, welche bei einem Durchsatz $\dot{V}_{Spray} = 600 \text{ l/h}$ vorliegen, zu einer verstärkten Wirbelbildung, die für eine Reduzierung der Sprayqualität, also für größere Tropfendurchmesser sorgt. Die Summe aus beiden Effekten spricht für eine verminderte Entwicklung des \bar{D}_{32} hin zu kleineren Werten zwischen Klein- und Teillastbereich.

Der mit größer werdendem Abstand vom Düsenaustritt steigende \bar{D}_{32} ist in der Abbildung 6-16 und der Abbildung 6-17 jeweils rechts dargestellt. Diese Entwicklung war bereits anhand der radialen Verläufe des D_{32} zuerkennen und beruht vermutlich auf der Einwirkung der im Vorfeld weiter oben beschriebenen Strömungsverhältnisse innerhalb des Sprays und deren Einfluss auf kleinere Tropfen.

Der letzte Parameter ist die Änderung des Vorlaufdruckes p_{VL} , der bei einem Ansteigen für einen sinkenden \bar{D}_{32} sorgt. Hierbei kommt es aufgrund der Erhöhung des \dot{V}_{VL} und p_{VL} zu einem Anstieg der Drallbewegung in der WK, was wiederum zu einer dünneren Lamelle am Austritt führt und folglich in kleineren Tropfen resultiert. Die sinkende Zerfallslänge in der Abbildung 6-5 bei höheren p_{VL} sowie die steigende Tropfengeschwindigkeit bei konstantem \dot{V}_{Spray} in der Abbildung 6-18 und Abbildung 6-19 tragen ebenfalls zu den kleiner werdenden \bar{D}_{32} bei und liefern eine Bestätigung für die dünnere Lamellendicke am Austritt der Rücklaufdüse.

Gewichtete mittlere Tropfengeschwindigkeiten \bar{v}_{Tr}

Die gewichtete mittlere Tropfengeschwindigkeit \bar{v}_{Tr} ist in der Abbildung 6-18 für einige ausgewählte Parameter dargestellt. Die Kurvendiagramme sind in der darauffolgenden Abbildung 6-19 zu sehen. Beide Abbildungen zeigen eine steigende Tropfengeschwindigkeit mit Erhöhung des p_{VL} bei konstantem \dot{V}_{Spray} . Da der Durchsatz konstant gehalten wird, muss nach der Kontinuitätsgleichung für die Erhöhung der Geschwindigkeit eine Reduzierung der effektiven durchströmten Querschnittsfläche für die Flüssigkeitslamelle mit steigendem p_{VL} die Ursache sein. Diese Ergebnisse bestätigen die Vermutung, dass eine dünnere Flüssigkeitslamelle am Austritt, die Ursache für den sinkenden \bar{D}_{32} mit steigendem p_{VL} in der Abbildung 6-16 und der Abbildung 6-17 ist. Auch kann den beiden Abbildungen die erwartete Erhöhung der Tropfengeschwindigkeit \bar{v}_{Tr} mit steigendem Durchsatz entnommen werden. Der quadratische Verlauf im Kurvendiagramm ist das Resultat einer dicker werdenden Lamelle mit steigendem Durchsatz. Unter Beachtung der analysierten Hydraulik der Rücklaufdüse im Kapitel 6.1.1, ist zu erkennen, dass die Erhöhung des Durchsatzes bei konstanten p_{VL} ebenfalls einen sinkenden Vorlaufvolumenstrom hervorruft. Somit ergibt sich mit Änderung des \dot{V}_{Spray} auch ein Einfluss auf die Entwicklung des Querschnittes für die austretende Lamelle. Der Querschnitt wird also mit steigendem \dot{V}_{Sprays} größer, was dem Anstieg der Austrittsgeschwindigkeit entgegenwirkt und den Anstieg der Kurve der Tropfengeschwindigkeit zum Volllastbereich hin abflachen lässt.

Die Geschwindigkeit der Tropfen mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt wird erwartungsgemäß kleiner weil sich die kinetische Energie der Tropfen aufgrund der Interaktion mit der Gasphase an der Phasengrenzfläche durch Reibung abbaut.

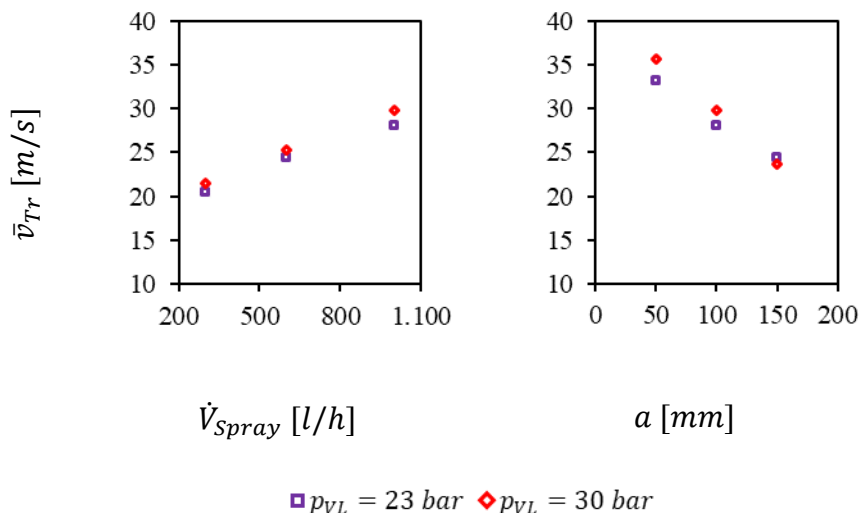


Abbildung 6-18: Mittlere gewichtete Tropfengeschwindigkeit in Abhängigkeit von \dot{V}_{Spray} für $a = 100 \text{ mm}$ (links) und in Abhängigkeit von a bei $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts) für $p_{VL} = 23$ und 30 bar

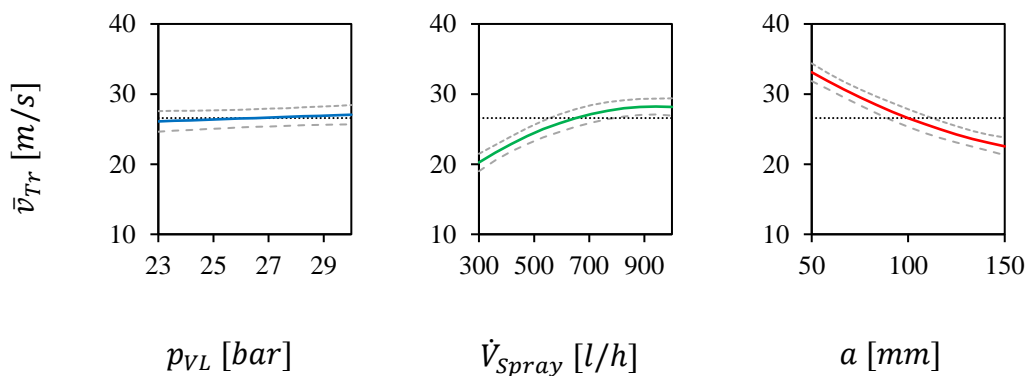


Abbildung 6-19: Kurvendiagramme für \bar{v}_{Tr} der Parameter p_{VL} , \dot{V}_{Spray} , a der Referenzdüse

Gewichteter Span \overline{Span}

Bei vielen Anwendungen spielt die Breite der Tropfengrößenverteilung, hier als \overline{Span} ausgedrückt, eine wichtige Rolle. So kann z.B. ein hoher \overline{Span} bei verbrennungstechnischen Anwendungen ein Vorteil sein, weil kleine Tropfen die Stabilität der Verbrennung fördern, wohingegen ein Anteil an größeren Tropfen die Länge der Flame definiert und damit die Übertragung der erzeugten Wärme auf das Arbeitsmedium verbessert.

In der Abbildung 6-20 ist der gewichtete \overline{Span} über die Änderung des Durchsatzes \dot{V}_{Spray} und dem Abstand von dem Düsenaustritt für die zwei Vorlaufdrücke

$p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar dargestellt. In der nachfolgenden Abbildung 6-21 sind wiederum die Kurvendiagramme für die Darstellung der Effekte der verschiedenen Betriebspunkte auf den \overline{Span} zu sehen. Der Einfluss des p_{VL} sorgt für einen kleineren Span, der Effekt ist aber vergleichsweise gering. Anders verhält es sich mit den Einflüssen bei Änderung des Durchsatzes und des Abstandes vom Düsenaustritt. Bei Erhöhung des Durchsatzes steigt der \overline{Span} an. Somit besitzt das Spray neben kleineren Tropfendurchmessern im Volllastbereich auch eine größere Tropfengrößenbreite. Verursacht wird diese Tropfengrößenvielfalt durch die Ablösung von unterschiedlich großen Ligamenten.

Mit zunehmender Entfernung zur Düsenöffnung haben der sinkende \overline{Span} und der steigende \overline{D}_{32} tendenziell die gleichen Ursachen. Beide Eigenschaften sind das Resultat der internen Strömungszustände im Spray und deren Einfluss auf die kleineren Tropfen im Kollektiv. Gleichzeitig erfolgt der Zerfall großer instabiler Tropfen aufgrund von Störungen an der Oberfläche, verursacht durch die Interaktionen an der Phasengrenze zur umgebenden Luft. Dieser Effekt sollte mit größerem Abstand schwächer werden, weil die Tropfengeschwindigkeit abnimmt. Schlussendlich führen beide Effekte zu einer geringeren Tropfendurchmesserbreite mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt.

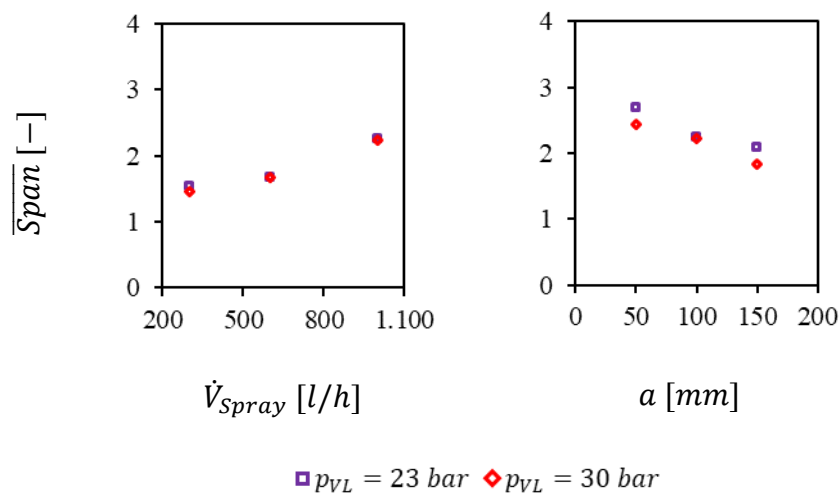


Abbildung 6-20: \overline{Span} in Abhängigkeit von \dot{V}_{Spray} für $a=100 \text{ mm}$ (links) und in Abhängigkeit von a bei $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts) für $p_{VL} = 23$ und 30 bar

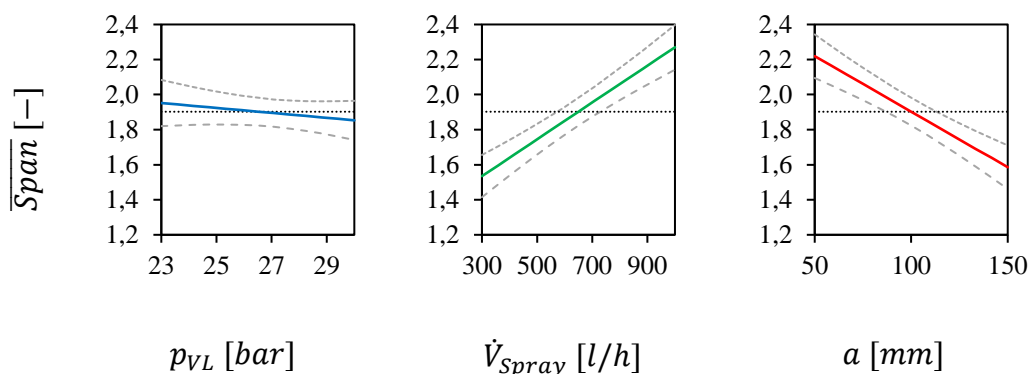


Abbildung 6-21: Kurvendiagramme für \overline{Span} über die Parameter p_{VL} und \dot{V}_{Spray} der Referenzdüse sowie a im Spray

Dieser Abschnitt gibt eine Übersicht über die Tropfeneigenschaften der Referenzgeometrie ausgehend von den gemessenen Tropfenverteilungen und den daraus berechneten charakteristischen Kenngrößen sowie deren radialer Verläufe. Unter Einbeziehung der lokalen Massenbeaufschlagungsdichten konnten die Zielgrößen über eine axiale Ebene gewichtet gemittelt werden. Die damit verbundene Verdichtung der Datenmenge machte einen Vergleich zwischen den Betriebspunkten und den axialen Ebenen im Spray überschaubarer. Die verschiedenen Effekte der variierten Parameter auf die analysierten Sprayeigenschaften konnten mittels DoE ausgewertet und in Form von Kurvendiagrammen gezeigt werden. Dabei stellte sich heraus, dass der Effekt durch die Änderung des p_{VL} auf die Zielgrößen im Allgemeinen kleiner ausfällt als es bei der Änderung des \dot{V}_{Spray} oder der Entwicklung mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt der Fall ist. Festgehalten werden kann, dass ein steigender p_{VL} insgesamt für kleinere \bar{D}_{32} , etwas schnellere Tropfen und schmalere Tropfendurchmesserbreiten im Spray sorgt. Die Erhöhung des Durchsatzes \dot{V}_{Spray} liefert ebenfalls kleinere und schnellere Tropfen aber die Breite der vorkommenden Tropfendurchmesserverteilung nimmt zu. Die Tropfeneigenschaften mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt entwickeln sich dahingehend, dass die Tropfen langsamer und im Randbereich des Sprays mehr größere Tropfen verbleiben, was zu einem steigenden Durchmesser \bar{D}_{32} führt. Auch nimmt die Breite der vorhandenen Tropfengrößen mit zunehmendem Abstand ab.

Nachdem die Referenzgeometrie in ihren Eigenschaften detailliert analysiert worden ist, werden im nächsten Kapitel die Ergebnisse zum Einfluss von Geometrieänderungen an der Rücklaufdüse auf die Hydraulik und die Sprayeigenschaften erläutert.

6.2 Einfluss der Zerstäuber-Geometrie auf die Eigenschaften

Dieses Kapitel beinhaltet die Ergebnisse der Änderung der Hydraulik und der Sprayqualität unter Variation des Designs der Referenzgeometrie. Es werden an dieser Stelle die Wirkungen der geänderten Geometrien im Bereich des Austrittes der Rücklaufdüse, also der Düsenplatte, auf die Hydraulik und die Sprayeigenschaften beschrieben.

6.2.1 Variierte Austrittsgeometrien

Die Variation der Austrittsgeometrien an der Düsenplatte sollten keinen Einfluss auf die Hydraulik haben. Das beinhaltet die schrittweise Erhöhung des Austrittswinkels der Referenzgeometrie, ausgehend von $43,3^\circ$ in vier Schritten ($64,6^\circ$; $80,9^\circ$; $94,8^\circ$) auf insgesamt 180° . Außerdem wird der Einfluss der Konstruktion einer abgerundeten Austrittsgeometrie auf die jeweiligen Eigenschaften beschrieben, wobei der Radius der Rundung 1 mm und 2 mm beträgt. Zur Sicherstellung, dass durch diese Änderungen des Düsenaustrittes kein Einfluss auf die Hydraulik genommen wird, folgt neben der Messung der Sprayeigenschaften im Vorfeld die Überprüfung der Hydraulik der Rücklaufdüse. Bei der Messung des Spraywinkels und Spraymusters bzw. der Massenbeaufschlagungsdichte sind alle Zwischenschritte der Aufweitung untersucht worden. Bei der Bestimmung der Tropfeneigenschaften wurde auf die Zwischenschritte der Aufweitung verzichtet und nur der 180° Austrittswinkel untersucht. Bei der runden Austrittsgeometrie sind wiederum beide Düsenplatten betrachtet worden.

6.2.1.1 Hydraulik

Eine Veränderung des Austrittswinkels oder das Anbringen einer Rundung am Austritt sollte in beiden Fällen keinen Einfluss auf die Hydraulik der Zerstäuber haben. Die Analyse der Hydraulik besitzt an dieser Stelle somit eine Kontrollfunktion hinsichtlich der Erfüllung dieser Bedingung. Dadurch ist sichergestellt, dass die gemessenen Sprayeigenschaften nur von der Geometrieänderung verursacht werden. Für die Messung wurden alle Geometrien bei zwei Vorlaufdrücken, $p_{VL} = 23$ und 30 bar , geprüft. Bei jedem konstanten Vorlaufdruck wurde das Rücklaufverhältnis vom geschlossenen Rücklauf ($RV = 0$) bis zum vollständig geöffneten Rücklauf ($RV \approx 0,8$) variiert.

Das Ergebnis für die verschiedenen Austrittswinkel ist in der Abbildung 6-22 dargestellt.

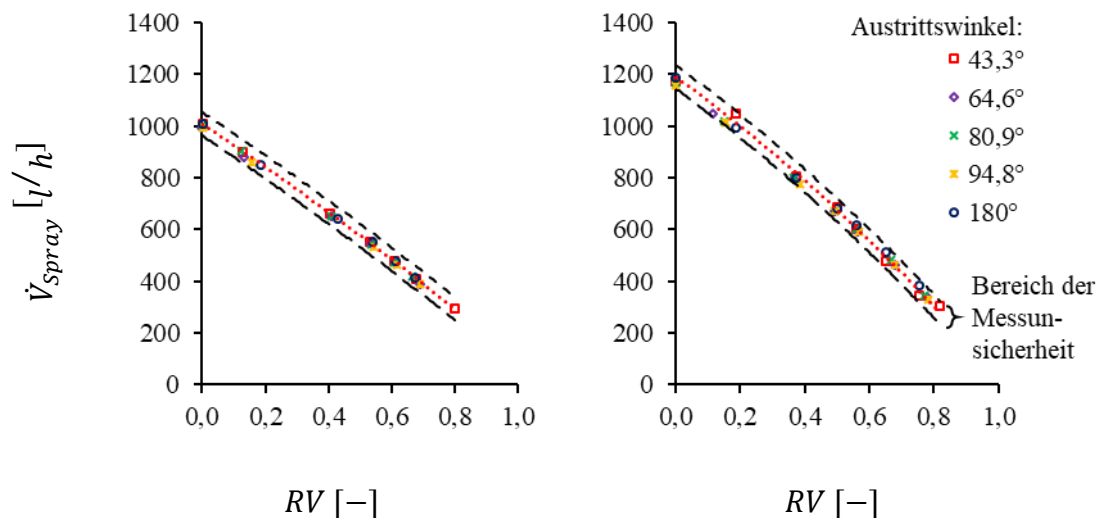


Abbildung 6-22: Vergleich der Hydraulik bei konstantem $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ (links) und 30 bar (rechts) bei variierten RV für unterschiedliche Austrittswinkel

Es werden die Daten der anderen Öffnungswinkel mit den Daten der Referenzgeometrie ($43,3^\circ$) verglichen. Die beiden schwarzen gestrichelten Linien zeigen den Bereich der möglichen Messunsicherheiten der Messgeräte, ausgehend von den Daten der Referenzgeometrie (gestrichelte rote Linie). In beiden Diagrammen lässt sich erkennen, dass die Messergebnisse der anderen Düsenplatten bzw. deren Schwankungen innerhalb des Messbereiches liegen. Damit wird bestätigt, dass die Hydraulik der Rücklaufdüsen durch die Aufweitung des Austrittswinkels nicht beeinflusst wird.

Die analoge Darstellung der Ergebnisse für die Düsenplatten mit den Rundungen als Austrittsgeometrie ist in der nachfolgenden Abbildung 6-23 zu sehen. Für beide p_{VL} zeigen die Messungen des Durchsatzes, dass die Daten um die Regression der Referenzgeometrie schwanken und die Abweichungen im Bereich der Unschärfe der Messgeräte liegen.

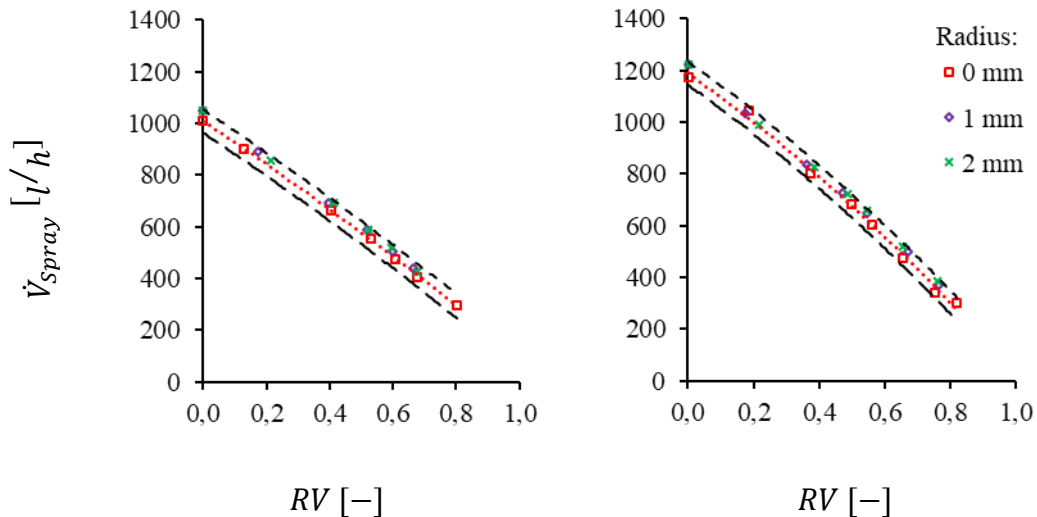


Abbildung 6-23: Vergleich der Hydraulik bei konstantem $p_{VL} = 23$ (links) und 30 bar (rechts) bei variierten RV verschiedenen Radien am Austritt

Beide Änderungen der Austrittsgeometrie besitzen, wie erwartet, keinen Einfluss auf die Hydraulik der Rücklaufdüse. Die nachfolgenden gemessenen Änderungen der Sprayeigenschaften werden somit nicht durch die Hydraulik hervorgerufen, sondern sind das Resultat der Änderung des Düsendesigns.

6.2.1.2 Spraywinkel

Die Aufweitung am Austritt der Referenzgeometrie gibt der austretenden Flüssigkeitslamelle eine Strömungsrichtung vor und verhindert dadurch die Entwicklung von sehr großen Unterschieden des Spraywinkels bei hohen Rücklaufverhältnissen (siehe Abbildung 6-7). Unter diesen Voraussetzungen sollte sich mit der schrittweisen Erhöhung des Austrittswinkels auch ein größerer Spraywinkel bei gleichen Betriebsbedingungen einstellen sowie eine deutliche Änderung des Spraywinkels unter Variation des Rücklaufverhältnisses erkennbar sein.

Die Ergebnisse der Spraywinkelmessung für verschiedene Austrittswinkel bei einem konstant eingestellten $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ sind in der Abbildung 6-24 zu sehen. Auf der linken Seite ist für jeweils einen Austrittswinkel der gemessene Spraywinkel über das Rücklaufverhältnis dargestellt. Es fällt auf, dass bereits mit der ersten Erhöhung des Austrittswinkels auf $64,6^\circ$ ein deutlicher Anstieg des Spraywinkels auf etwa 73° über den gesamten betrachteten Regelbereich zu verzeichnen ist. Auch eine Erhöhung auf $80,9^\circ$ folgt eine Vergrößerung des Spraywinkels. In beiden Fällen bleiben die Spraywinkel mit Änderung des Rücklaufverhältnisses ähnlich groß. Das bedeutet die Flüssigkeitslamelle wird immer

noch in ihrer maximal möglichen radialen Ausbreitung durch die vorhandene Austrittsgeometrie der Düse eingeschränkt. Bei Austrittswinkeln über $80,9^\circ$ ändert sich dieses Verhalten. Bei einem $RV = 0$ steigt der Spraywinkel mit Erhöhung des Austrittswinkels nicht weiter an. Dieser stagniert im Bereich von etwa 85° . Wird das RV erhöht, ist ein starker Anstieg des Spraywinkel zu erkennen. Das bedeutet bei einem Austrittswinkel, der größer als $80,9^\circ$ ausfällt, ist die Einschränkung der sich radial ausbreitenden Lamelle durch die Austrittsgeometrie nicht mehr gegeben. Der Spraywinkel entwickelt sich nach den jeweiligen Geschwindigkeitsverhältnissen der Flüssigkeitslamelle am Düsenaustritt. Bei einem Austrittswinkel von 180° ist die Austrittsgeometrie vollständig entfernt. Somit steigt der Spraywinkel mit steigendem RV noch stärker an. Eine Darstellung der steigenden Dynamik des Spraywinkels der Rücklaufdüsen ist in der Abbildung 6-24 (rechts) zu sehen. Hier ist der gemessene Spraywinkel zusätzlich über den Austrittswinkeln für die jeweiligen Grenzen des Rücklaufverhältnisses dargestellt. Anhand des größer werdenden Abstandes zwischen den beiden Kurven für $RV = 0$ und $RV = 0,8$ mit steigendem Austrittswinkel, ist die Spannweite des Spraywinkels in dem Regelbereich der Düse unverkennbar.

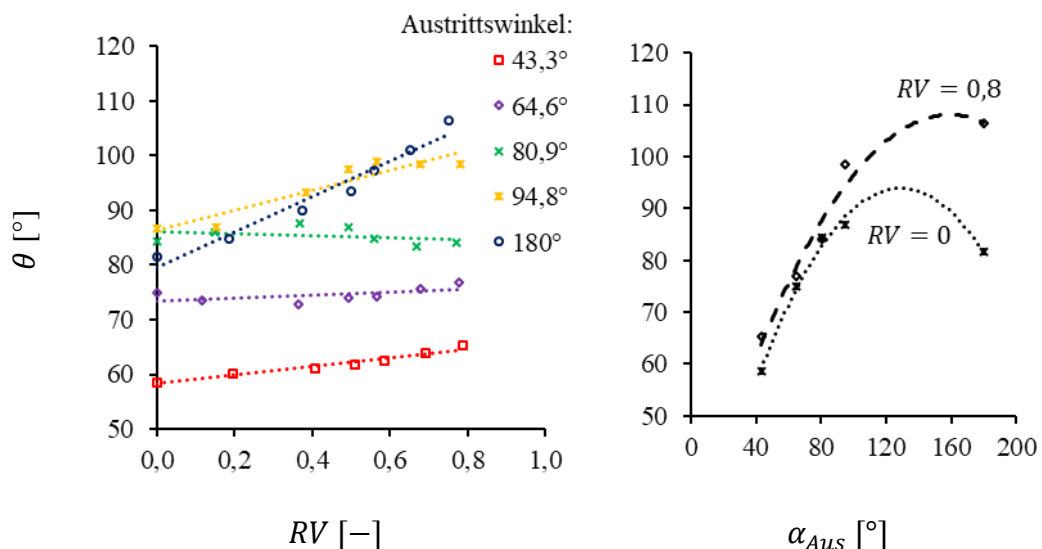


Abbildung 6-24: Spraywinkel bei Variation des RV und konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für unterschiedliche Austrittswinkel (links) und Darstellung der Spraywinkeldynamik zwischen $RV = 0$ und vollständig offenem Rücklauf $RV \approx 0,8$ mit Änderung des Austrittswinkels (rechts)

Eine Änderung des Spraywinkels mit Variation des Rücklaufverhältnisses RV ist laut Literatur [1, 6, 28] die Ursache für viele Probleme in technischen Anwendungen. Sollte

dennoch bei der industriellen Nutzung dieser Rücklaufdüse der Spraywinkel erhöht werden, kann der Austrittswinkel $80,9^\circ$ als Grenzbereich angesehen werden. Alle Austrittswinkel unterhalb dieses Grenzwertes sorgen für einen konstant bleibenden Spraywinkel über den gesamten Betriebsbereich der Rücklaufdüse, ohne eine relevante Abhängigkeit von RV bzw. dem Durchsatz aufzuweisen.

Für eine Abschätzung des realen Drallparameters S_{real} mit Hilfe der Gleichung 2-6 ist eine uneingeschränkte Ausbreitung der Flüssigkeitslamelle am Düsenaustritt Voraussetzung, damit allein das Geschwindigkeitsverhältnis am Austritt den Spraywinkel definiert. Die Rücklaufdüse mit einem 180° -Austrittswinkel ermöglicht die Abschätzung von S_{real} über den gemessenen Spraywinkel, weil keine einschränkende Geometrie die radiale Ausbreitung der Lamelle verhindert. Allerdings ist aufgrund der Voraussetzung des geschlossenen Rücklaufes der Vergleich von verschiedenen Geometrien sowie Abschätzung der Lamellendicke und dem Strömungsverhältnissen am Düsenaustritt nur auf Simplexdüsen anwendbar. Dementsprechend ist dieser Parameter für den Vergleich bei unterschiedlichen Lastbereichen der Rücklaufdüse nur bedingt hilfreich. Um dennoch eine Einordnung der untersuchten Düse für den Vergleich mit einfachen Dralldruckdüsen aus der Literatur vornehmen zu können, ist eine Abschätzung von S_{real} im Anhang C zu finden.

Die Änderung der Austrittsgeometrie durch das Anbringen von Rundungen an den Düsenplatten sollen den sogenannten Coandă-Effekt hervorrufen, der in der Literatur [46, 58] als eine Möglichkeit für die Produktion von sehr großen Spraywinkeln Erwähnung findet.

Die Ergebnisse der Spraywinkeluntersuchung bei dieser Geometrie ist für einen konstanten $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ in der Abbildung 6-25 dargestellt. Der Verlauf der Spraywinkel bei der Düsenplatte mit einer 1 mm-Rundung besitzt zwischen $RV = 0$ und $RV \approx 0,4$ einen leichten Anstieg des Spraywinkels. Steigt RV weiter an, fällt der Anstieg der gemessenen Spraywinkel größer aus. Die Ursache für dieses unterschiedliche Verhalten, ist in den verschiedenen Geschwindigkeitsverhältnissen der Lamelle am Austritt begründet. Bei einem $RV < 0,4$ sorgt der hohe Anteil der axialen Geschwindigkeitskomponente für ein frühzeitiges Ablösen der Lamelle von der Düsenwand am Austritt, weshalb die gemessenen Spraywinkel denen der Referenzgeometrie in ihrer Größe ähnlich sind. Ab einem $RV \geq 0,4$ ist die axiale Geschwindigkeitskomponente kleiner bzw. der tangential Anteil

im Verhältnis groß genug, sodass die Flüssigkeitslamelle der Rundung an der Austrittsgeometrie folgen kann. Mit weiter zunehmendem RV verschiebt sich die Position, an der sich die Lamelle von der Rundung der Austrittsgeometrie ablöst immer weiter nach außen. Aus diesem Grund steigen die Spraywinkel stärker mit größer werdenden RV . Demzufolge ergibt sich zwischen dem gemessenen Spraywinkel und dem Rücklaufverhältnis bei der 1 mm-Rundung ein quadratischer Zusammenhang.

Bei der Düsenplatte mit einer 2 mm-Rundung am Austritt fällt der Spraywinkel über den gesamten untersuchten Betriebsbereich größer aus als bei der Referenzgeometrie. Ansonsten besitzen beide Geometrien einen ähnlich linearen Verlauf. Vermutlich stellt die Rundung mit einem 2 mm Radius eine zu starke Umlenkung der Geometrie dar. Die Flüssigkeitslamelle kann der Umlenkung nicht folgen, so dass die Ablösung von der Geometrie unabhängig vom Rücklaufverhältnis frühzeitig erfolgt. Der Coandă-Effekt setzt hier nicht ein.

Demnach verursachen beide Rundungen eine Erhöhung des Spraywinkels, aber der eigentliche Coandă-Effekt scheint nicht oder nur zum Teil bei der Düse mit dem 1 mm-Radius aufzutreten. Womöglich wäre eine trompetenförmige Austrittsgeometrie geeigneter.

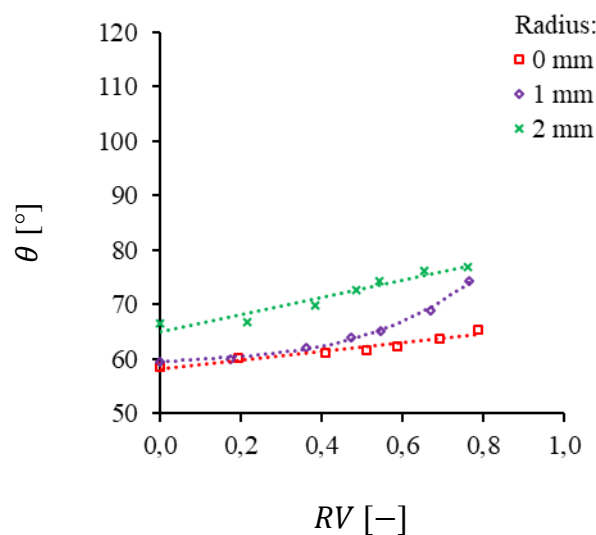


Abbildung 6-25: Spraywinkel bei Variation des RV und konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für unterschiedliche Radien am Austritt

Die Messungen zeigen, dass beide Änderungen der Austrittsgeometrie für einen Anstieg des Spraywinkels sorgen. Die Erhöhung des Austrittswinkels ist dabei effektiver als die

Nutzung des Coandă-Effektes unter den gegebenen Bedingungen am Austritt. Die Untersuchung konnte darüber hinaus die Einschränkung der Spraywinkeländerung durch die Austrittsgeometrie der Referenzdüse mit steigendem RV bestätigen. Zusätzlich sind mögliche alternative Austrittswinkel identifiziert worden, bei dem weiterhin keine oder nur eine sehr geringe Abhängigkeit zwischen dem RV und dem Spraywinkel besteht aber ein konstant bleibender Anstieg des Spraywinkel realisiert werden kann.

6.2.1.3 Spraymuster und Massenbeaufschlagungsdichten

Mit der Aufweitung der Austrittsgeometrie konnte generell eine Erhöhung des Spraywinkels erreicht werden. Die Messungen der radialen Massenbeaufschlagungsdichte \dot{m}_{pat} sollten diese Ergebnisse bestätigen und gleichzeitig Änderungen im gesamten Spraymuster, wie z.B. einen breiteren Sprayrand, zeigen können.

In der Abbildung 6-26 sind die radialen Verläufe der Massenbeaufschlagungsdichten in der axialen Ebene $x = 100 \text{ mm}$ für die fünf untersuchten Austrittswinkel bei einem konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und verschiedenen Durchsätzen $\dot{V}_{spray} = 300, 600$ und 1000 l/h dargestellt. Der Vergleich der auftretenden $\dot{m}_{pat,max}$ spiegelt allgemein die Ergebnisse der Spraywinkelmessungen wider. Die Position von der $\dot{m}_{pat,max}$ verschiebt sich in den Diagrammen mit sinkendem Durchsatz zu höheren radialen Positionen. Diese Verschiebung ist bis zu einem Austrittswinkel von $80,9^\circ$ gering. Bei größeren Austrittswinkeln fällt die Verschiebung der Positionen von $\dot{m}_{pat,max}$ bei kleiner werdendem \dot{V}_{spray} größer aus. Somit ist hier ebenfalls die Folge der größeren Spraywinkel im Verlauf der Spraymuster zu erkennen. Zusätzlich zeigt sich, dass durch die Ausbreitung der Spraykontur sich auch der Sprayrand breiter ausbildet. Beides führt zu kleineren $\dot{m}_{pat,max}$.

Die Messergebnisse der Austrittsgeometrien zur Nutzung des Coandă -Effektes sind in der Abbildung 6-27 dargestellt. Auch hier finden sich die Ergebnisse der Spraywinkelmessungen wieder. Das wird besonders deutlich, wenn die Positionen der $\dot{m}_{pat,max}$ der 1 mm-Rundungen im Volllastbereich mit der Position der Referenzdüse und im Kleinlastbereich mit der Position der 2 mm-Rundung verglichen wird. Auch hier verursachen die größeren Spraywinkel einen breiteren Randbereich, was ebenfalls zu kleineren Werten für die \dot{m}_{pat} führt. Ansonsten unterscheiden sich die Spraymuster mit Änderung der Austrittsgeometrie kaum.

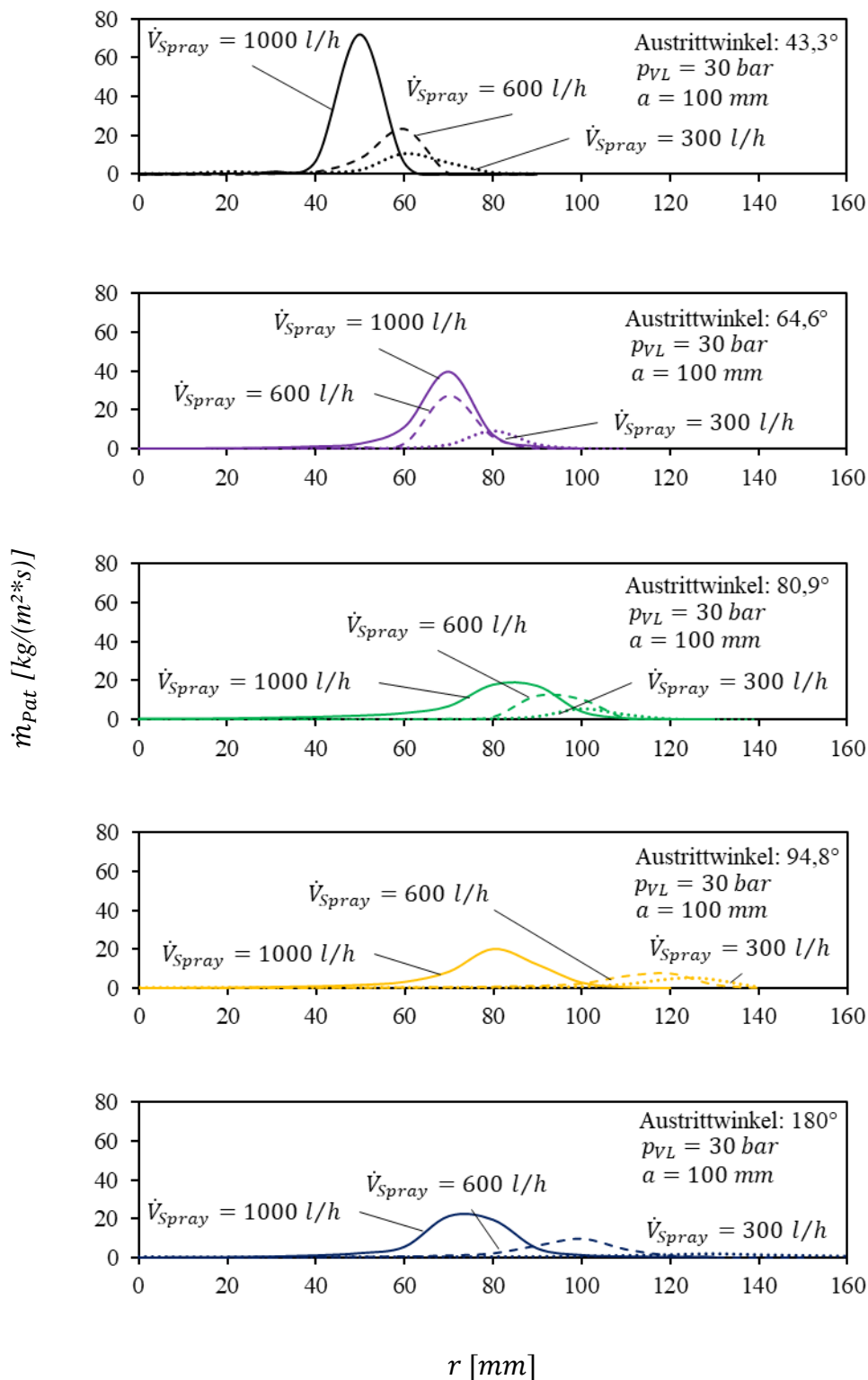


Abbildung 6-26: Massenbeaufschlagungsdichte und Spraymuster der verschiedenen Austrittswinkel bei $a = 100 \text{ mm}$ und $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für $\dot{V}_{Spray} = 300, 600, 1000 \text{ l/h}$

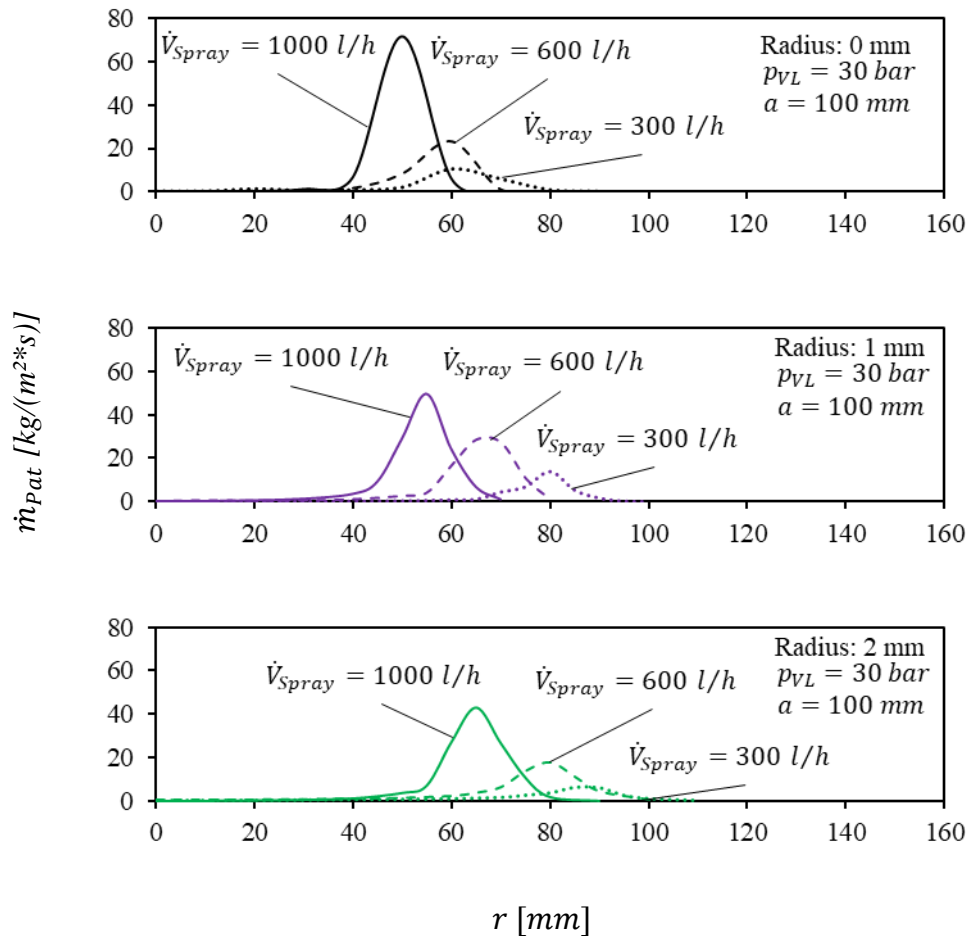


Abbildung 6-27: Massenbeaufschlagungsdichte und Spraymuster bei verschiedenen Radien am Austritt bei $a = 100$ mm und $p_{VL} = 30$ bar für $\dot{V}_{Spray} = 300, 600, 1000$ l/h

Auf eine Darstellung der Spraymuster und der lokalen Massenbeaufschlagungsdichten mit Änderung des p_{VL} wird an dieser Stelle verzichtet, da keine nennenswerten Änderungen festgestellt werden konnten. Das spiegelt den sehr geringen Einfluss des Vorlaufdruckes auf das Spraymuster bzw. der Massenbeaufschlagungsdichte bei der Referenzdüse (siehe Abbildung 6-8) wider.

Der Einfluss der Austrittswinkel bzw. der Rundungen auf das Spraymuster richtet sich grundsätzlich nach der Entwicklung des Spraywinkels. Zum einen wurden alle Ergebnisse der Spraywinkelmessung qualitativ bestätigt, zum anderen führt ein größerer Spraywinkel gleichzeitig zu einem breiter werdenden Sprayrand. Beides verursacht eine Verteilung der Flüssigkeit über eine größere Fläche, was für viele Anwendungen, wie z.B. die Gasstromkonditionierung, vorteilhaft sein kann.

6.2.1.4 Tropfeneigenschaften

Die Tropfeneigenschaften werden für die größte Änderung des Austrittswinkel, also 180° , bestimmt. Somit können in den Kurven- und Wechselwirkungsdiagrammen mit Änderung des Austrittswinkels lineare Effekte auf die Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und dem \overline{Span} gezeigt werden. Auf eine Darstellung der Änderung der Zielgrößen anhand der Betriebsdaten wird verzichtet, da diese sich gleich zu den Ergebnissen der Referenzgeometrie verhalten (siehe Kapitel 6.1.5.4).

Die Ergebnisse der Tropfeneigenschaften in der Abbildung 6-28 zeigen eindeutige Tendenzen mit größer werdendem Austrittswinkel. Allgemein kann festgehalten werden, dass durch die Aufweitung des Austrittswinkels ein Tropfenkollektiv produziert wird, dass kleinere und langsamere Tropfen besitzt sowie eine abnehmende Breite der vorkommenden Tropfengrößen.

Bei näherer Betrachtung sinkt bei mittleren Einstellungen der Betriebsparameter der \bar{D}_{32} um etwa $10 \mu\text{m}$ durch den größeren Austrittswinkel. Das ist aufgrund des deutlich größeren Spraywinkels nach Rizk und Lefebvre [34, 35] nicht ungewöhnlich. Das Wechselwirkungsdiagramm in Abbildung 6-29 zeigt, dass die Rücklaufdüse mit einem 180° -Austrittswinkel bereits in der axialen Ebene a_{min} einen kleineren \bar{D}_{32} besitzt und das bis zu der axialen Ebene a_{max} der Unterschied zwischen den beiden Rücklaufdüsen bezüglich des \bar{D}_{32} stark zunimmt. Der \bar{D}_{32} steigt demnach bei der Rücklaufdüse mit einer 180° Aufweitung nicht so stark an mit zunehmender Distanz vom Düsenaustritt. Begründet werden kann diese Entwicklung der Tropfeneigenschaften durch eine vermutlich schwächere Zirkulationsströmung zum Spraykern und den damit verbundenen geringeren Transport von kleineren Tropfen in das Zentrum des Sprays. Das sind wiederum Folgen der geringeren Tropfengeschwindigkeiten und des größeren Spraywinkels bzw. der damit verbundenen breiteren Verteilung des Sprayrandes. Zudem sollte die Tropfenkoaleszenz im Spray durch den breiteren Sprayrand seltener stattfinden, wobei dieser Effekt vermutlich einen eher untergeordneten Einfluss besitzt als die Strömungsbedingungen im Spray.

Die gewichteten Tropfengeschwindigkeiten \bar{v}_{Tr} werden bei sonst mittleren Einstellungen durch die Änderung des Austrittswinkels von 43° auf 180° um etwa 10 m/s kleiner. Die Geschwindigkeiten sind bei maximal gemessenem Abstand vom Düsenaustritt sowie bei minimalen Durchsätzen bei beiden Geometrien erwartungsgemäß am kleinsten.

Der Vergleich des \overline{Span} zeigt, dass aufgrund des größeren Spraywinkels und der damit sich schneller ausdünnenden Lamelle nicht nur kleinere Tropfen entstehen, sondern in

ihrer Größe auch gleichmäßigere. Der \overline{Span} der 180°-Austrittsgeometrie fällt in der Abbildung 6-28 bei sonst mittleren Einstellungen von 1,9 bei der Referenzgeometrie auf etwa 1,5 bei einem 180°-Austritt. In der Abbildung 6-29 sind mit dem Durchsatz und dem Abstand Wechselwirkungen auf den \overline{Span} dargestellt. Der geringe Abstand zwischen a_{min} und a_{max} bei dem 180°-Austritt macht deutlich, dass die vorkommenden Tropfengrößen im Spray, im Vergleich zu der Referenzdüse, nicht nur kleiner ausfallen, sondern sich über die axialen Ebenen wenig verändern. Der tendenziell größere \overline{Span} mit $\dot{V}_{Spray,max}$ lässt sich bei beiden Geometrien anhand der höheren Austrittsgeschwindigkeit der Lamelle und den damit verbundenen höheren Turbulenzen, die den Zerfall der Lamelle beeinflussen, erklären. Da die Austrittsgeschwindigkeiten bei dem 180°-Austritt kleiner als bei der Referenzgeometrie sind und der größere Spraywinkel für eine schnellere Ausdünnung der Lamelle sorgt, ist demzufolge auch der \overline{Span} kleiner.

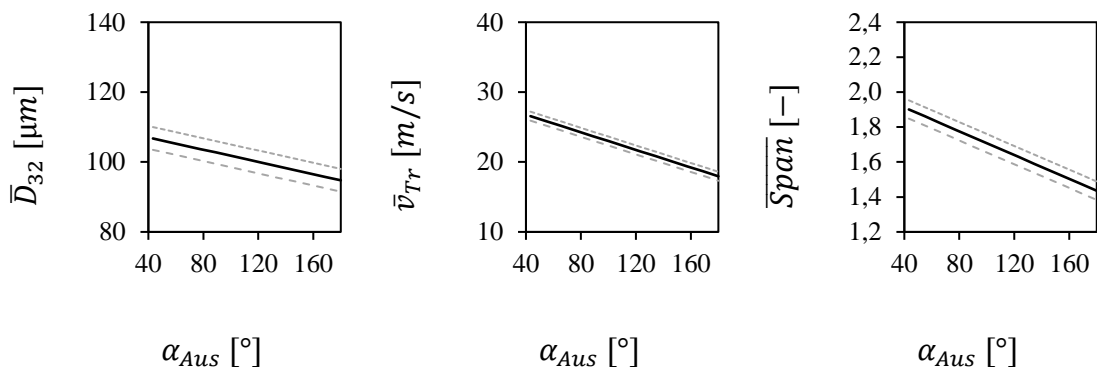


Abbildung 6-28: Kurvendiagramme für die Entwicklung von \overline{D}_{32} , \overline{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittswinkels von 43° auf 180° bei jeweils mittleren Einstellungen der Betriebsparameter $p_{VL} = 26,5 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 650 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$

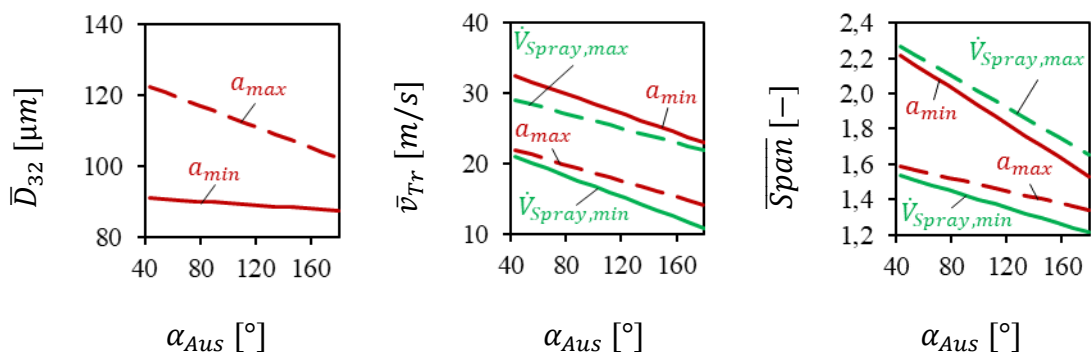


Abbildung 6-29: Wechselwirkungsdiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \overline{D}_{32} , \overline{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittswinkels von 43° auf 180°

Die Tropfeneigenschaften bei den abgerundeten Austrittsgeometrien wurden aufgrund der verschiedenen Ergebnisse der Spraywinkel für beide Radien (1 mm und 2 mm) analysiert. Auch an dieser Stelle kommen ausschließlich die Kurven- und Wechselwirkungsdiagramme aus der statistischen Auswertung als Diskussionsgrundlage zum Einsatz.

Die Kurvendiagramme in der Abbildung 6-30 deuten darauf hin, dass bei Erhöhung des Radius sowohl der Sauter-Mean-Durchmesser als auch die Tropfengeschwindigkeit und der Span kleiner werden. Auch hier ist davon auszugehen, dass die Entwicklung des Spraywinkels die dominierende Einflussgröße für diese Ergebnisse darstellt. Die Änderung der Spraywinkel fällt klein aus, weshalb der \bar{D}_{32} lediglich um etwa $5 \mu\text{m}$ sinkt, bei sonst mittleren Einstellungen. Der Einfluss der Rundung auf die Tropfengröße ist eher als gering zu bewerten.

Interessanter erscheinen hingegen die Wechselwirkungen mit dem Durchsatz in der Abbildung 6-30. Bei einem $\dot{V}_{\text{Spray,max}}$ wird der \bar{D}_{32} mit steigendem Radius größer. Der Grund für diesen Effekt liegt womöglich in der kleiner werdenden Tropfengeschwindigkeit begründet, was gleichbedeutend mit einer kleineren Lamellenaustrittsgeschwindigkeit bei zunehmendem Radius ist. Aus diesem Grund und durch den geringeren Spraywinkel bei Volllast wird der Zerfall der Lamelle mit steigendem Radius gehemmt. Bei Kleinlast $\dot{V}_{\text{Spray,min}}$ hingegen liegt eine sinkende Abhängigkeit zwischen dem Radius und dem \bar{D}_{32} vor. In diesem Betriebspunkt scheint der Einfluss des größeren Spraywinkels und der damit besseren Ausdünnung der Lamelle vor dem Ablösen von der runden Düsengeometrie, für kleinere Zerfallsprodukte bei zunehmendem Radius zu sorgen. Die Entwicklung des \bar{D}_{32} , bezogen auf den Abstand, sorgt ebenfalls für Wechselwirkungen. Mit zunehmendem Radius an der Düsengeometrie fällt der Anstieg des \bar{D}_{32} mit größer werdendem Abstand kleiner aus. Die Ursache hierfür sind schwächere Strömungsbedingungen aufgrund einer breiteren Verteilung des Sprayrandes und eine geringere Tropfengeschwindigkeit.

Die gewichtete Tropfengeschwindigkeit sinkt mit steigendem Radius bei allen untersuchten Parametern. Auch die Ergebnisse des Wechselwirkungsdiagrammes entsprechen einer Steigerung des Austrittswinkels.

Die Zielgröße $\overline{\text{Span}}$ wird ebenfalls mit zunehmendem Radius kleiner. Ein Unterschied zu den Ergebnissen der größeren Austrittswinkel, stellt die Tatsache dar, dass keine Wechselwirkungen zwischen den anderen Betriebsdaten zu verzeichnen sind. Der $\overline{\text{Span}}$ sinkt

also über die untersuchten Betriebspunkte und Abstände gleichmäßig mit zunehmendem Radius.

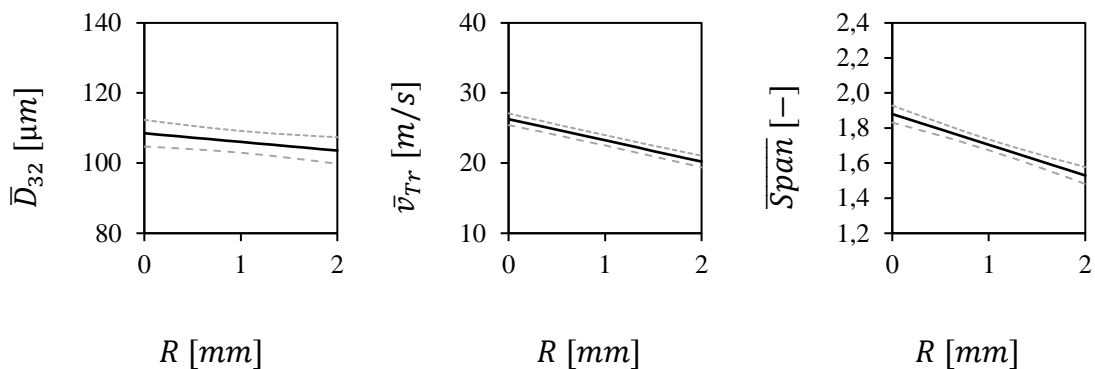


Abbildung 6-30: Kurvendigramme für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung der Austrittsöffnung durch Rundungen bis 2 mm bei jeweils mittleren Einstellungen der Betriebsparameter $p_{VL} = 26,5 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 650 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$

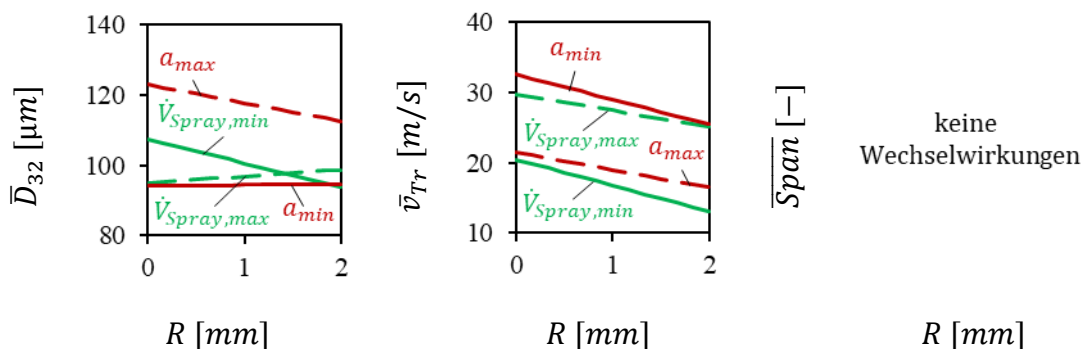


Abbildung 6-31: Wechselwirkungsdiagramm für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung der Austrittsöffnung durch eine Rundung bis 2 mm Radius

In diesem Abschnitt wurde ein besonderes Augenmerk auf die Austrittsgeometrien und deren Einfluss auf die Sprayeigenschaften, im speziellen der Spraywinkel, für die untersuchten Rücklaufdüsen gelegt. Dabei konnte eindeutig gezeigt werden, dass die Hydraulik durch die vorgenommenen Änderungen nicht beeinflusst wird. Die Erhöhung des Austrittswinkels, wie auch das Anbringen von Rundungen verursacht einen Anstieg des Spraywinkels und damit auch oftmals einen breiteren Sprayrand. Die Untersuchung der Tropfeneigenschaften zeigt, dass besonders durch die Änderung des Spraywinkels ein großer Einfluss auf das Tropfenkollektiv ausgeübt werden kann. Allgemein sind durch

die beiden Variationen der Austrittsgeometrien die Tropfen tendenziell in ihrem Durchmesser und in ihrer Geschwindigkeit kleiner. Im nächsten Kapitel werden Änderungen an dem Lochdurchmesser vorgenommen, die einen Effekte auf die Sprayeigenschaften sowie auf die Hydraulik besitzen.

6.2.2 Änderung des Austrittsdurchmessers

Mit der Reduzierung des Austrittsdurchmessers d_{Aus} wird eine Änderung der Hydraulik der Rücklaufdüsen verursacht, die einen direkten Einfluss auf die Sprayeigenschaften, wie den Spraywinkel und der Tropfengrößen- bzw. -geschwindigkeitsverteilung bewirkt. Eine Erhöhung des Austrittsdurchmessers ausgehend von der Referenzgeometrie musste aufgrund der Messbereiche der verwendeten Volumenstrommessgeräte in der Versuchsanlage ausgeschlossen werden. Aus diesem Grund erfolgte im Rahmen dieser Arbeit eine Reduzierung von d_{Aus} in zwei 0,25 mm Schritten von $d_{Aus} = 3,50\text{ mm}$ auf ein $d_{Aus} = 3,25\text{ mm}$ und 3,0 mm. In den folgenden Kapiteln sind die Wirkung dieser Änderungen auf die hydraulischen und auf die Sprayeigenschaften beschrieben.

6.2.2.1 Hydraulik

Der Austrittsdurchmesser ist eine Geometrie, die bei Änderung auch die Hydraulik des Zerstäubers beeinflusst. Das ist deutlich in den Ergebnissen der Hydraulik in der Abbildung 6-32 zu sehen. Allgemein folgt durch die Reduzierung des Austrittes der Rücklaufdüse ein sinkender maximal möglicher \dot{V}_{Spray} bei konstant gehaltenen p_{VL} und einem $RV = 0$. Im Falle des Austrittsdurchmessers $d_{Aus} = 3,0\text{ mm}$ erreicht die Rücklaufdüse den Referenzdurchsatz von $\dot{V}_{Spray} = 1000\text{ l/h}$ bei einem $p_{VL} = 30\text{ bar}$ nicht mehr. Dafür erhöht sich mit der Reduzierung von d_{Aus} das mögliche maximale Rücklaufverhältnis. Somit kann mit einen Austrittsdurchmesser von $d_{Aus} = 3,0\text{ mm}$ ein Rücklaufverhältnis von bis zu $RV = 0,95$ erreicht werden. Das gilt sowohl für den Vorlaufdruck $p_{VL} = 23\text{ bar}$ als auch bei 30 bar .

Auffällig ist im Vergleich der drei Austrittsdurchmesser, dass der Einfluss der Durchmesseränderung auf die Reduzierung des Durchsatzes zwischen dem Austrittsdurchmessern $d_{Aus} = 3,5\text{ mm}$ und $3,25\text{ mm}$ größer ausfällt als zwischen dem $d_{Aus} = 3,25\text{ mm}$ und $3,0\text{ mm}$. Der Grund hierfür ist vermutlich eine Änderung des Luftkerndurchmessers, weshalb der effektive Querschnitt im Austritt für die Flüssigkeitslamelle ähnlich groß bleibt und deshalb die Änderung des Durchsatzes kleiner ausfällt. Eine Bestätigung dieser

Behauptung liefert die gleichbleibende Tropfengeschwindigkeit und die Entwicklung der Tropfengrößen im Spray. Darauf wird im Kapitel 6.2.2.4 genauer eingegangen. Ansonsten fallen die qualitativen Verläufe zwischen dem Durchsatz und dem Rücklaufverhältnis aller drei Rücklaufdüsen ähnlich aus.

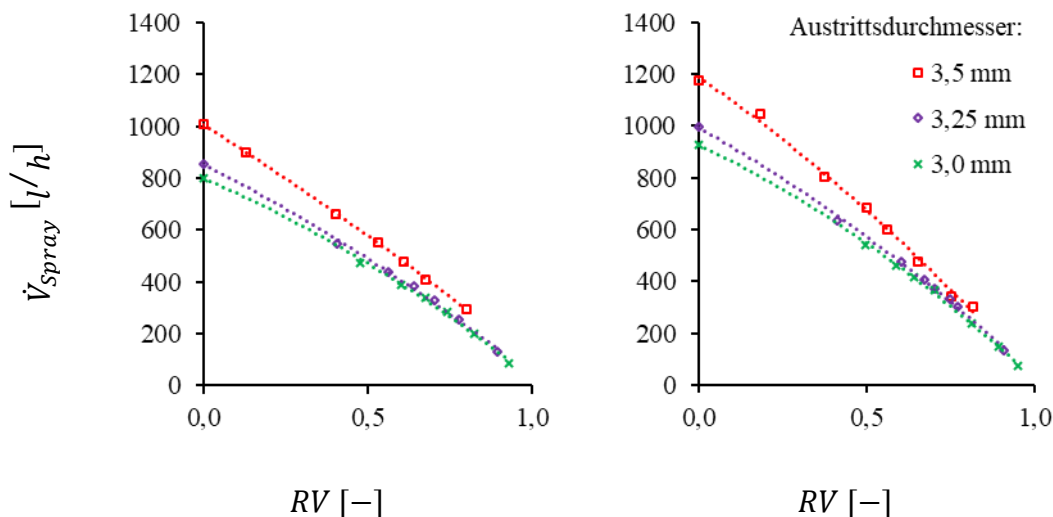


Abbildung 6-32: Vergleich der Hydraulik bei konstantem $p_{VL} = 23$ (links) und 30 bar (rechts) bei variierten RV verschiedenen Austrittsdurchmesser

6.2.2.2 Spraywinkel

Die Spraywinkel sollten aufgrund des gleichen Austrittswinkels recht ähnlich ausfallen. Die Ergebnisse in der Abbildung 6-33 zeigen bei geschlossenem Rücklauf, also $RV = 0$, dass die Spraywinkel bei allen drei Austrittsdurchmessern nahezu gleich groß sind. Mit Öffnen des Rücklaufes verhalten sich die Rücklaufdüsen mit kleineren Austrittsdurchmessern zunächst anders als die Referenzgeometrie. Dort sinkt der Spraywinkel bzw. bleibt bis zu einem $RV = 0,4$ gleich groß. Wird das Rücklaufverhältnis weiter angehoben steigen die Spraywinkel auch bei den kleineren Durchmessern an. Insgesamt ist die Änderung der Spraywinkel sehr gering weshalb davon ausgegangen werden kann, dass der in Kapitel 6.2.1 dargestellte Einfluss auf die Tropfenentwicklung für die weitere Auswertung vernachlässigbar ist. Somit können jegliche Änderungen der gemessenen Tropfeneigenschaften im Kapitel 6.2.2.4 als eine Folge der hydraulischen Verhältnisse bzw. der Strömungsverhältnisse am Austritt angesehen werden, die wiederum ein Resultat der verschiedenen Austrittsdurchmesser sind.

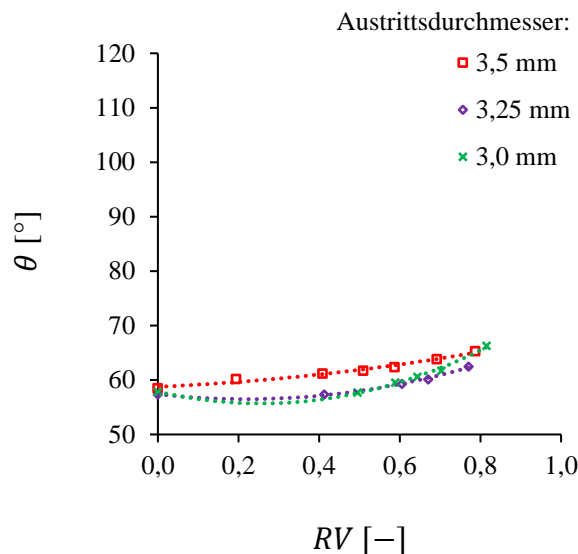


Abbildung 6-33: Spraywinkel bei Variation des RV s und konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für unterschiedliche Austrittsdurchmesser

6.2.2.3 Massenbeaufschlagungsdichte

Die Spraymuster und die radialen Massenbeaufschlagungsdichten in der Abbildung 6-34 zeigen, wie anhand der Spraywinkelergebnisse zu erwarten, ähnliche Verläufe. Die Position der verschiedenen lokalen Maxima in den Verläufen von \dot{m}_{Pat} bei einem Durchsatz von $\dot{V}_{Spray} = 600 \text{ l/h}$ liegen bei den beiden kleineren Austrittsdurchmessern im Vergleich zu der Referenzgeometrie etwas näher am Spraykern. Ansonsten sind die Verläufe tendenziell identisch. Werden die Beträge von $\dot{m}_{Pat,max}$, z.B. unter $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$, miteinander verglichen, kann ein leichter Anstieg mit sinkendem d_{Aus} festgestellt werden. Ebenfalls erscheinen die Verläufe der Spraykontur bzw. des Sprayrandes bei den beiden kleineren Austrittsdurchmessern schmäler. Das Verhalten bleibt aber identisch, denn der Randbereich des Sprays wird bei allen drei Rücklaufdüsen mit sinkendem Durchsatz deutlich breiter.

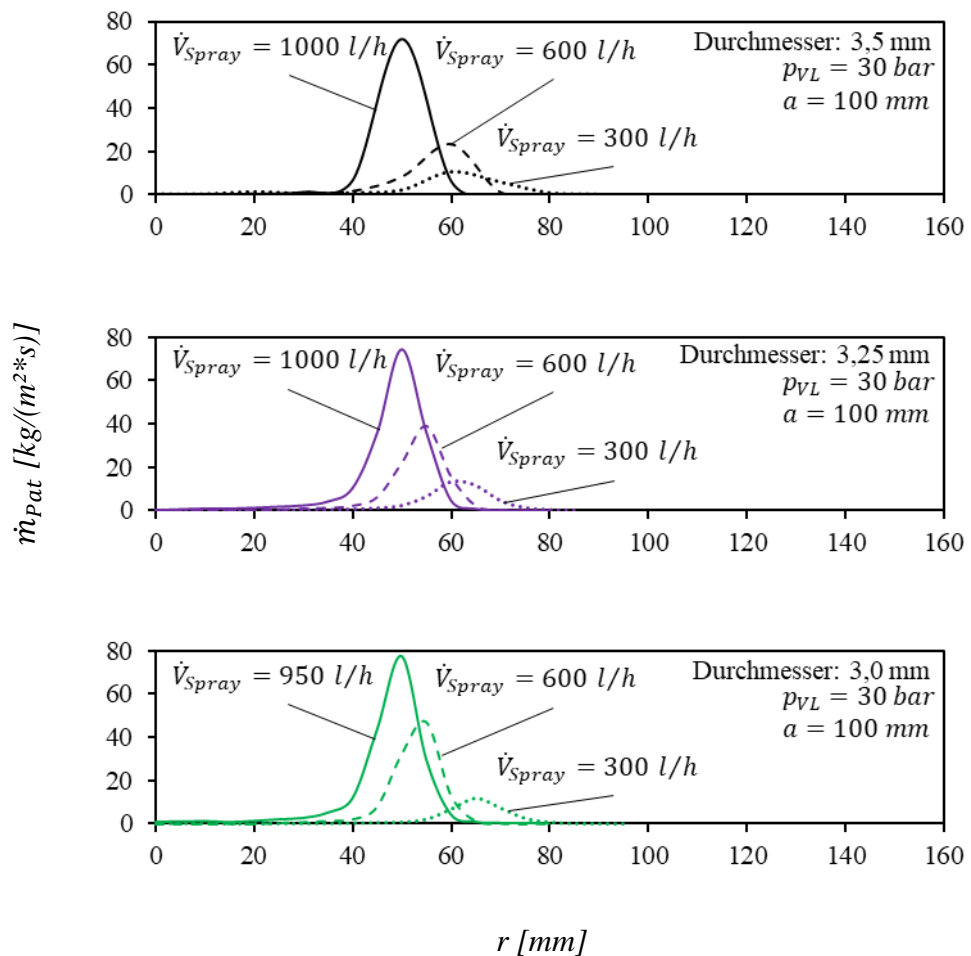


Abbildung 6-34: Massenbeaufschlagungsdichte und Spraymuster bei verschiedenen Austrittsdurchmessern in der axialen Ebene $a = 100$ mm bei $p_{VL} = 30$ bar für $\dot{V}_{Spray} = 300, 600, 1000$ l/h

6.2.2.4 Tropfeneigenschaften

Bei der Untersuchung der Tropfendurchmesser ist die Entwicklung mit kleiner werdendem Austritt interessant, wie in der Abbildung 6-35 beispielhaft für mittlere Einstellungen zu sehen ist. Über dem gesamten untersuchten Betriebsbereich der Rücklaufdüsen ist mit kleiner werdenden Austrittsdurchmessern die Tendenz zu einem steigenden Sauter-Mean-Durchmesser ermittelt worden. Der Zusammenhang zwischen der Austrittsbohrung und der Sprayqualität ist für Druckzerstäuber allgemein eher untypisch. Die Ursache liegt in der Bildung einer Hohlkegellamelle und des Luftkernes im Austritt der Zerstäuber. Wie bereits in der Hydraulik in Abbildung 6-32 und in den Ergebnissen der Spraywinkelmessungen nach Abbildung 6-33 angedeutet, kann dieses Verhalten der Rücklaufdüsen auf einen kleineren Luftkerndurchmesser zurückgeführt werden, was zu

einem ähnlich großen, effektiven Austrittsquerschnitt für die austretende Flüssigkeitslamelle führt. Eine Bestätigung für diese Behauptung liefern die fast gleichen gemessenen Tropfengeschwindigkeiten bei allen drei Austrittsdurchmessern. Das bedeutet auch, dass die Flüssigkeitslamelle bei gleich großem Durchsatz dicker ausfallen muss, wenn der Austrittsdurchmesser kleiner wird, worin die Ursache für die größeren \bar{D}_{32} begründet ist. Die höhere Lamellendicke bei kleineren Austrittsdurchmesser scheint auch einen kleineren Span, also eine kleinere Tropfengrößenbreite im Spray, herbeizuführen.

Einen Hinweis auf einen kleineren Luftkerndurchmesser mit kleiner werdendem Austritt bietet der geometrische Drallparameter S , der sich nach der Gleichung 2-1 berechnen lässt. Danach würde S ebenfalls kleiner werden, wenn d_{Aus} kleiner wird. In der Literatur wird allgemein kommuniziert, dass der Luftkerndurchmesser mit sinkendem Drallparameter kleiner wird. Somit kann anhand dieser Kennzahl die getätigte Behauptung, dass mit dem kleiner werdenden d_{Aus} die Lamellendicke am Austritt des Zerstäubers dicker wird, zumindest in der Theorie bestätigt werden. Die Messung der Lamellendicke, die im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht wurde, könnte das Verhalten bestätigen.

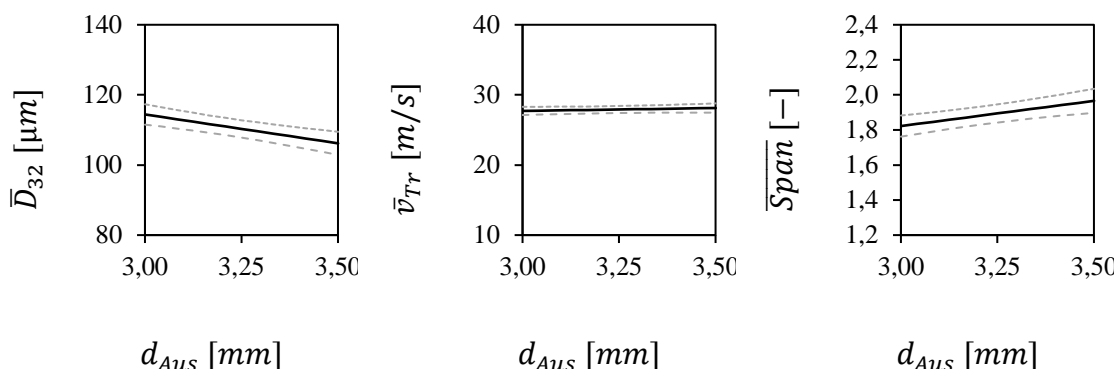


Abbildung 6-35: Kurvendiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittsdurchmessers bei jeweils mittleren Einstellungen der Betriebsparameter $p_{VL} = 26,5 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 650 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$

Die Wechselwirkungsdiagramme zeigen den unterschiedlichen Einfluss der Austrittsdurchmesser auf die Tropfengrößeneigenschaften in den verschiedenen axialen Ebenen. In der Abbildung 6-36 ist besonders bei der kleinsten axialen Ebene a_{min} , welche der axialen Ebene $a = 50 \text{ mm}$ entspricht, der Einfluss von d_{Aus} auf den \bar{D}_{32} zu sehen. \bar{D}_{32} sinkt im Vergleich zu der dargestellten Ebene $a = 150 \text{ mm}$ stärker mit steigendem d_{Aus} . Das bedeutet, der Einfluss des Austrittsdurchmessers auf die Tropfendurchmesser wird aufgrund des fortlaufenden Zerfalls der Tropfen und der Strömungsbedingungen im

Spray mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt kleiner. Noch deutlicher wirkt sich dieses Verhalten bei der Betrachtung der Wechselwirkungen auf den \overline{Span} aus. Wo in der Ebene a_{min} ein steigender d_{Aus} noch für einen steigenden \overline{Span} sorgt, besteht in der Ebene a_{max} zwischen d_{Aus} und dem \overline{Span} keine Abhängigkeit mehr. Zwischen den Tropfengeschwindigkeiten und den variierten Parametern konnten keine Wechselwirkungen festgestellt werden.

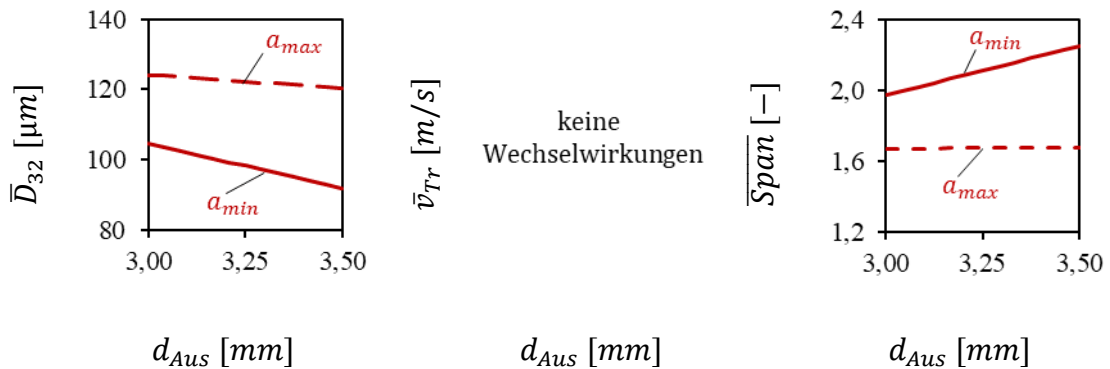


Abbildung 6-36: Wechselwirkungsdiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \overline{D}_{32} , \overline{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittsdurchmessers

Zusammenfassend kann zu dem Effekt der Reduzierung des Austrittsdurchmessers an den Rücklaufdüsen gesagt werden, dass die Hydraulik der Zerstäuber verändert wird. Die Sprayeigenschaften, wie Spraywinkel, Spraymuster bzw. die radialen Massenbeaufschlagungsdichten, bilden sich im Vergleich zur Referenzgeometrie sehr ähnlich aus. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass die Tropfeneigenschaften nicht die Folge von verschiedenen Spraywinkeln sind. Die Tropfengrößen, repräsentativ mittels \overline{D}_{32} ausgedrückt, steigen mit kleiner werdendem Austritt, während der \overline{Span} im Gegenzug sinkt. Beide Verhaltensweisen lassen sich auf eine dickere Austrittslamelle zurückgeführt werden. Dieser Einfluss auf die Tropfengrößen wird mit zunehmendem Abstand kleiner. Die Tropfengeschwindigkeiten entwickelt sich mit Variation von d_{Aus} kaum, was ebenfalls ein Hinweis auf eine Veränderung der Lamellendicke ist. Ansonsten fallen die Sprayeigenschaften mit Variation der Betriebsparameter von ihrer Tendenz der Referenzgeometrie gleich aus.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Die untersuchten Zerstäuber werden aufgrund ihrer Vorteile, wie die einfache Regelung des Durchsatzes und der Unempfindlichkeit gegenüber Verstopfungen, vielfältig in der Energie- und Verfahrenstechnik eingesetzt. Die Entwicklung der Rücklaufdüse begann als Brenner in Großraumkesseln für die Zerstäubung von Heizöl und wird heute für die Verwendung in Gasturbinen oder modernen Anwendungsgebieten, wie die Konditionierung von Gasströmen oder die Zerstäubung von Ammoniak zur Reduzierung von Stickoxiden in Rauchgasen, genutzt. Diese Auflistung an möglichen Einsatzfeldern dieses Düsentyps macht das Potenzial für Entwicklungs- und Optimierungsarbeiten deutlich. Besonders bei verfahrenstechnischen Anlagen, die zukünftig strengere Gesetzauflagen bezüglich Emissionsausstoß einzuhalten haben, bringt die Weiterentwicklung dieses Düsentyps viele Vorteile mit sich. Hierfür sind aber zuverlässige Aussagen über die Spraycharakterisierung industriell verwendeter Zerstäuber in den Betriebsbereichen erforderlich. Die vorhandene Literatur liefert für einen Entwicklungsschritt nicht den notwendigen Informationsumfang. Die vorliegende Arbeit setzt an diesem Punkt an, um eine Grundlage für weitere Entwicklungen zu schaffen.

Messkonzept

Die Untersuchung beinhaltet eine Analyse der Hydraulik und der wichtigsten Sprayeigenschaften, wie den Spraywinkel, das Regime des Primärzerfalls, die Massenbeaufschlagungsdichte und die Tropfeneigenschaften an einer Rücklaufdüse. Als Untersuchungsrahmen liegt der Fokus dieser Arbeit auf einem industriellen Betriebsbereich. Zur Umsetzung der Untersuchungen, ist im ersten Schritt eine geeignete Versuchsanlage für Drücke bis $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und Durchsätze an Wasser mit bis zu $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ entwickelt und errichtet sowie mit geeigneter Messtechnik ergänzt worden. Für die Spraywinkelmessung und Visualisierung des Primärzerfalls kam eine High-Speed-Kamera in verschiedenen Konfigurationen mit unterschiedlichen Lichtquellen zum Einsatz. Dabei sind verschiedene Mess- und Auswertetechniken in Form von Voruntersuchungen am Spray der Referenzdüse auf Eignung geprüft worden. Die Ergebnisse zeigen, dass für die Spraywinkeluntersuchungen Auflichtaufnahmen für die anschließende Auswertung vorteilhafter sind. Die Visualisierung der Flüssigkeitslamelle und deren Zerfall konnte

aufgrund der hohen Geschwindigkeiten der sich bewegenden Zerfallsstrukturen nur durch Schattenaufnahmen mit Hilfe einer Blitzlichtquelle realisiert werden.

Die Messung der lokalen Massenbeaufschlagungsdichte im Spray stellt eine besondere Herausforderung dar. Der hohe Durchsatz der Rücklaufdüsen und die Untersuchung der austrittsnahen Ebenen $a = 50, 100$ und 150 mm machten es unmöglich konventionelle oder die bisher am Institut entwickelten Patternatoren einzusetzen. Daraus ergab sich die Notwendigkeit einen neuen Patternator zu entwickeln, der die Messung der radialen Massenbeaufschlagungsdichten unter den gegebenen Bedingungen im Hohlkegelspray bei einer guten Messgenauigkeit erlaubt. Der neu entwickelte Patternator wird in der Arbeit als Ein-Rohr-Patternator bezeichnet.

Die Messung der lokalen Tropfeneigenschaften erfolgt standardmäßig mittels Phasen-Doppler-Anemometrie. Hierbei stellte die Größe und besonders die Tropfendichte des Sprays im Randbereich eine Herausforderung in der Umsetzung dar, sodass sich die Messungen kompliziert und zeitintensiv gestalteten. Die Schwierigkeit bestand darin, die gemessenen Tropfendaten auf die bekannten Fehler von dichten Hohlkegelsprays zu analysieren und mit geeigneten Filtermethoden, wie dem Erasing, zu bearbeiten. Die sich daraus ergebenden Datensätze dienen als Grundlage für die anschließende Berechnung von charakteristischen Kenndaten, wie dem Sauter-Mean-Durchmesser D_{32} , die mittlere Tropfengeschwindigkeit v_{Tr} und die Tropfendurchmesserbreite in Form des *Span*. Für einen überschaubaren Vergleich zwischen den unterschiedlichen Betriebspunkten und den verschiedenen untersuchten Düsengeometrien, wurde eine Datenverdichtung durch eine gewichtete Mittelung der PDA-Kenngrößen mit den lokalen Massenbeaufschlagungsdichten des Sprays über eine gesamte axiale Ebene vorgenommen. Anschließend sind die gewichteten Daten mittels statistischer Auswertung bearbeitet worden, um die Effekte der variierten Parameter auf die Zielgrößen übersichtlich herauszuarbeiten.

Messergebnisse

Referenzgeometrie

Der erste Schritt der Untersuchungsreihe bestand darin, die Referenzgeometrie bezüglich ihrer Hydraulik und den Eigenschaften ihres Sprays umfassend zu charakterisieren. Die hydraulischen Eigenschaften der Referenzgeometrie zeigen einen möglichen Regelbereich von $RV = 0$ bis $RV \approx 0,8$ auf, bei konstant eingestellten Vorlaufdrücken zwischen $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar . Es ergab sich ein größer werdender Regelbereich mit steigendem p_{VL} .

Die Ergebnisse der Visualisierung des Primärzerfalls zeigen bei der Referenzgeometrie zwei bekannte Zerfallsregime. Zum einen ist das aerodynamische Zerwellen identifiziert worden und zum anderen konnte der Zerfall durch Lochbildung visuell erfasst werden. Der Übergang zwischen den beiden Zerfallsregimen ist fließend und liegt im Bereich von $\dot{V}_{\text{Spray}} \leq 200 \text{ l/h}$. Dabei blieben beide Zerfallsregime existent, aber bei weiterer Erhöhung des Durchsatzes entwickelte sich die Lochbildung zur dominierenden Zerfallsform. Maßnahmen zur Erweiterung des Regelbereiches sollten diesen Grenzbereich des Durchsatzes zwischen den Zerfallsregimen nicht unterschreiten, weil das aerodynamische Zerwellen deutlich größere Zerfallsprodukte hervorbringt und die Sprayqualität somit schlechter wird. Weiterhin konnte festgestellt werden, dass mit steigendem Durchsatz die Zerfallslänge der Hohlkegellamelle steigt, vermutlich resultierend aus einer höheren Lamellendicke am Austritt. Ebenfalls steigen die Frequenzen bei kleineren Auslenkungen der Störwellen auf der Flüssigkeitslamelle. Beide Effekte sorgen für eine Stabilisierung der Flüssigkeitslamelle und dadurch für einen Anstieg der Zerfallslänge. Der Einfluss des Vorlaufdruckes wirkt entgegengesetzt dem Durchsatz, hier sinkt die Zerfallslänge mit steigendem Druck, vermutlich aufgrund einer kleineren Lamellendicke am Austritt. Die dünnere Lamelle ergibt sich aufgrund des erhöhten Dralls in der Wirbelkammer, der sich durch den höheren Vorlaufvolumenstrom \dot{V}_{VL} ausbildet. Die Ausdünnung der Lamelle wird auch durch einen höheren Spraywinkel gefördert, jedoch konnte bei der Referenzgeometrie kaum eine Änderung der auftretenden Spraywinkel gemessen werden. Insgesamt steigt der Spraywinkel mit höher eingestellten RV über den gesamten Regelbereich lediglich um 5° . Der Grund für diese geringe Änderung des Spraywinkels besteht in der Austrittsgeometrie der Düsenplatten. Diese hemmt die radiale Ausbreitung der Flüssigkeitslamelle am Düsenaustritt. Die Variation des Vorlaufdruckes hat kaum einen Einfluss auf die Entwicklung des Spraywinkels.

Die lokalen Massenbeaufschlagungsdichten in den Betriebspunkten spiegeln die Ergebnisse der Spraywinkelmessungen wider und zeigen eine deutliche Ausbildung der Hohlkegelstruktur des Sprays. Diese breitet sich mit sinkendem Durchsatz und zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt über einen größer werdenden Randbereich aus.

Die Tropfeneigenschaften an der Referenzgeometrie wurden durch Variation der Betriebsparameter und der Entwicklung der Sprayeigenschaften über die verschiedenen axialen Ebenen umfangreichen untersucht. Besonders hervorzuheben sind die Ergebnisse der statistischen Datenauswertung und die erstellten Kurvendiagramme, die die Tendenzen der unterschiedlichen Einflussgrößen bei sonst mittleren Einstellungen anschaulich

darstellen. Dadurch ließ sich zeigen, dass die Variation des Vorlaufdruckes kaum Einfluss auf die Tropfengeschwindigkeit besitzt, der \overline{Span} etwas kleiner wird und mit Erhöhung des p_{VL} von 23 bar auf 30 bar sich der \overline{D}_{32} um ca. 12 μm reduziert.

Die Variation des Durchsatzes ruft bei allen Tropfeneigenschaften deutliche Veränderungen hervor. So ergibt sich mit steigendem Durchsatz, von 300 l/h auf 1000 l/h, eine Erhöhung der Tropfengeschwindigkeit um 8 m/s. Der \overline{D}_{32} sinkt dabei um 20 μm , bei gleichzeitigem Anstieg des \overline{Span} . Die Rücklaufdüse produziert somit unter Vollast ein Spray mit schnelleren, kleineren Tropfen.

Die Entwicklung der Tropfeneigenschaften über die axialen Ebenen zeigen, dass sich, mit zunehmender Entfernung vom Düsenaustritt der \overline{D}_{32} um etwa 32 μm vergrößert. Die Entwicklung der Tropfengröße im Spray, wird hauptsächlich durch den Transport kleinerer Tropfen vom Sprayrand in den Spraykern, durch eine zum Spraykern gerichteten Strömung, bewerkstelligt. Größere Tropfen verbleiben wegen ihrer Masse auf der vorgegebenen Flugbahn am Sprayrand. Dadurch kommt es, auch mit zunehmendem Abstand vom Düsenaustritt, zu einer Reduzierung der im Randbereich vorkommenden Tropfendurchmesserbreiten, was dem sinkenden \overline{Span} mit steigendem Abstand erklärt. Die mittlere Tropfengeschwindigkeit nimmt ebenfalls mit zunehmender Entfernung vom Düsenaustritt aufgrund des Impulsabbaus durch die Reibung mit der Umgebungsluft um etwa 10 m/s ab.

Rücklaufdüsen mit variierten Austrittsgeometrien

Die Variation der Austrittsgeometrien, z.B. durch die Aufweitung des Austrittswinkels und das Anbringen von Rundungen, bewirken hauptsächlich eine Änderung des Spraywinkels bei gleichbleibender Hydraulik. Mit Erhöhung des Austrittswinkels werden deutlich größere Spraywinkel produziert, wobei die Änderung des Spraywinkels mit Variation des Rücklaufverhältnisses, bis zu einem Austrittswinkel von $80,9^\circ$, ähnlich bleibt. Alle anderen Austrittswinkel, oberhalb von $80,9^\circ$, zeigen eine deutlichere Dynamik des Spraywinkels bei konstantem Vorlaufdruck sowie bei Variation des Rücklaufverhältnisses. Die Ursache liegt in der fehlenden Begrenzung der radialen Ausbreitung der Lamelle durch die Austrittsgeometrie.

Die Messung der Massenbeaufschlagungsdichte im Spray bestätigt den Erhalt der Hohlkegelstruktur bei allen vorgenommenen Änderungen der Geometrien. Lediglich der Randbereich wird mit zunehmenden Austrittswinkel bzw. Spraywinkel breiter. Der größere Spraywinkel und der breitere Sprayrand deuten auf eine bessere Ausdünnung der

Lamelle hin, was zu kleineren Zerfallsprodukten sowie kleineren Tropfengrößen im Spray führt. Die Folgen aus dieser Entwicklung sind ein um ca. $18 \mu\text{m}$ kleinerer \bar{D}_{32} und im Durchschnitt etwa 8 m/s langsamere Tropfen im Spray mit größeren Austrittswinkeln, aber sonst mittleren Betriebsbedingungen. Auch die Verteilungsbreite der vorkommenden Tropfendurchmesser, also der \overline{Span} , sinkt mit Erhöhung des Austrittswinkels.

Die Düsenplatten mit Radien an der Austrittsgeometrie zeigen ähnliche Effekte wie bei höheren Austrittswinkeln, nur fallen die Ergebnisse bei dieser Geometrie geringer aus. Ursache dafür sind die kleineren Spraywinkel, da der gewünschte Coandă-Effekt nicht beobachtet wurde. Somit ergaben die Untersuchungen der Tropfeneigenschaften einen um $4 \mu\text{m}$ sinkenden \bar{D}_{32} bei steigendem Radius, wobei der Einfluss des Durchsatzes eine besondere Stellung einnimmt. Hier treten Wechselwirkungen zwischen der Variation des Radius und des Durchsatzes auf. Wenn die Rücklaufdüse in Vollast $\dot{V}_{\text{Spray,max}} = 1000 \text{ l/h}$ betrieben wird, ergibt sich ein geringfügig steigender \bar{D}_{32} mit steigendem Radius. Mit hoher Wahrscheinlichkeit ist dieser Effekt auf die sinkende mittlere Tropfengeschwindigkeit zurückzuführen. Der sinkende \bar{D}_{32} mit größerem Radius der Rundungen am Austritt bei Kleinlast $\dot{V}_{\text{Spray}} = 300 \text{ l/h}$, sollte das Produkt des größeren Spraywinkels sein. Der \overline{Span} hingegen sinkt geringfügig mit steigendem Radius der Rundung am Austritt.

Rücklaufdüsen mit variiertem Austrittsdurchmesser

Die zweite Untersuchungsreihe befasst sich mit verschiedenen Austrittsdurchmessern, um bewusst eine Änderung der Hydraulik hervorzurufen. Interessant daran sind die Intensitäten, mit denen sich die Hydraulik verändert. Während bei der Reduzierung des Austrittsdurchmesser, von $3,5 \text{ mm}$ auf $3,25 \text{ mm}$, der Durchsatz deutlich sinkt, fällt bei einer weiteren Reduzierung des Austrittsdurchmessers auf $3,0 \text{ mm}$ der Durchsatz nur noch geringfügig ab. Hier liegt die Vermutung nahe, dass zwischen $3,25 \text{ mm}$ und $3,0 \text{ mm}$ der Luftkerndurchmesser kleiner wird und somit die effektive Austrittsfläche für die Flüssigkeitslamelle gleichbleibt. Ein Indiz für diese Entwicklung liefert die Tropfengeschwindigkeit, die bei den Rücklaufdüsen mit einem Austrittsdurchmesser von $3,0 \text{ mm}$ und $3,25 \text{ mm}$ gleich waren. Die Spraywinkel und Spraymuster bei dieser Untersuchungsreihe verhalten sich für alle drei Austrittsdurchmesser sehr ähnlich. Lediglich im Teillastbereich weisen die beiden kleineren Durchmesser einen etwas kleineren Spraywinkel als die Referenzgeometrie auf. Die Tropfeneigenschaften ergeben ein um ca. $7 \mu\text{m}$ verrin-

gerter \bar{D}_{32} und ein geringfügig fallender \overline{Span} bei kleiner werdendem Austrittsdurchmesser. Die Entwicklung der Tropfengeschwindigkeit hingegen müsste bei kleineren Austrittsdurchmessern steigen. In dem vorliegenden Fall bleibt sie jedoch unverändert, trotz Reduzierung des Austrittsdurchmessers. Wiederum liegt die Veränderung des Luftkern-durchmesser aufgrund des veränderten Dralls in der Wirbelkammer, als Ursache nahe.

Die Ergebnisse der Untersuchungen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen dienen als Grundlage für weitere Optimierungen der Zerstäuber in industriell genutzten Betriebsbereichen von Großanlagen. Bereits während des Projektes konnten die neu gewonnen Erkenntnisse zu hilfreichen Überlegungen bei den mitwirkenden Industriepartner bezüglich der Luftzuführung und möglicher neuer Düsengeometrien, führen. Damit ermöglichen die Ergebnisse dieser Arbeit erste Schritte zur Optimierung der Zerstäubung in diversen Anwendungen industrieller Großanlagen. Darüber hinaus bietet diese Arbeit eine Vielzahl an Informationen und Daten, die bei zukünftigen Untersuchungen zur Weiterentwicklung von großen Zerstäubern hilfreich sein werden.

7.2 Ausblick

In der Zusammenfassung der Eigenschaften der Hydraulik und der Sprays wird oftmals eine Erklärung für das identifizierte Verhalten mittels Vermutungen zur Entwicklung der Lamellendicke oder des Luftkern-durchmessers getätigt. Das zeigt, wie entscheidend wichtig diese beiden Größen für die Entwicklung und Erklärung von Sprayeigenschaften sowie die Effekte der Düsengeometrie auf das Spray sind. Deshalb sollte bei zukünftigen Untersuchungen der Schwerpunkt auf der Messung der Lamellendicke bei verschiedenen Betriebsparametern gelegt werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde hierfür ein Versuch unternommen, die Dicke der geschlossenen Lamelle mittels elektrischer Leitfähigkeit und einer Metallnadel zu messen. Dabei zeigten sich verschiedene Schwierigkeiten mit den vorliegenden Bedingungen des Hohlkegelsprays, die nicht abschließend geklärt werden konnten. Zukünftig müssen alternative Messverfahren recherchiert und entwickelt werden.

Auch die Entwicklung der Lamellenbildung, ausgehend von den düseninternen Strömungsverhältnissen, sollte ein weiterer Schwerpunkt für zukünftige Untersuchungen sein. Besonders die Beschreibung und die Simulation der Drallentwicklung in der Wirbelkammer und die daraus resultierenden Geschwindigkeitsverhältnisse am Düsenaustritt

sind entscheidend. Dieses Wissen in Kombination mit der Lamellendicke und der Ausdünnung mit zunehmendem Abstand, kann zu weiteren Erkenntnissen bezüglich der Steuerung des Primärzerfalls der Lamelle anhand von Betriebs- und Geometrieänderungen der Rücklaufdüsen führen.

Die Rücklaufdüse besitzt mit ihren vielen Vorteilen, das Potenzial kostenintensivere Zerstäuberarten, wie z.B. die pneumatischen Zerstäuber, in energieintensiven Bereichen zu ersetzen. Für die Optimierung der Rücklaufdüsen, insbesondere für spezielle Anwendungsgebiete, sollte der Einfluss weiterer Geometrieänderungen auf die Sprayeigenschaften untersucht werden. Ebenfalls ist der Einfluss der unterschiedlichen Arbeitsmedien auf die Sprayeigenschaften anhand von Experimenten zu validieren. Bei den vorgestellten Untersuchungen sind aus Sicherheits- und Kostengründen Voruntersuchungen an kleineren Düsen vorgenommen worden. Weitere Analysen, die evtl. auch einen noch größeren Betriebsbereich abdecken, sollten den Einfluss verschiedener Stoffeigenschaften mit betrachten, z.B. durch Verwendung von Ammoniak oder sogar Heizöl. Alternativ könnten auch verschiedene Wasser-Glykol-Gemische genutzt werden.

Abbildungsverzeichnis

2-1	Einordnung und Unterteilung der Dralldruckdüsen in die bekannten Kategorien von Zerstäubern	6
2-2	Aufbau von Dralldruckdüsen mit verschiedenen Drallkörpern (a) axial und (b) tangential	7
2-3	Schemata von unterschiedlichen Konstruktionen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen nach Bowen [18]	13
2-4	(a) Zerfall einer Hohlkegellamelle durch Randwulstkontraktion [12] und (b) schematische Grafik der Theorie des Zerfalls durch Randwulstkontraktion nach Walzel [46]	24
2-5	(a) Zerfall einer Hohlkegellamelle durch aerodynamisches Zerwellen; (b) Theorie des Zerfalls einer Flüssigkeitslamelle durch aerodynamisches Zerwellen [49]	25
2-6	(a) Zerfall einer Hohlkegellamelle durch Lochbildung, (b) schematische Darstellung des Zerfalls einer Lamelle durch Lochbildung nach Walzel [49]	27
4-1	Abbildung 0-1: (links) Massenstrom in Abhängigkeit des Rücklaufdruckes, vergleichend für Wasser, Heiz- und Prüflöl; (rechts) Vergleich von \bar{D}_{32} für Wasser, Heiz- und Prüflöl in Abhängigkeit vom Massenstrom, Normierung bezieht sich auf den maximal einstellbaren Massenstrom oder auf den maximal messbaren Durchmesser	39
4-2	Wirbelkammerplatte mit Rücklaufbohrung und den Strömungswegen des Fluids im Vorlauf (blaue Pfeile) sowie im Rücklauf (grüne Pfeile), (a) Draufsicht auf die Wirbelkammerplatte, (b) Schnittbild B-B	41
4-3	Düsenplatte mit Austrittsgeometrie und den angedeuteten Strömungsweg des Fluids beim Verlassen der Rücklaufdüse als Hohlkegellamelle (blaue Pfeile), (a) Draufsicht auf die Düsenplatte, (b) Schnittbild A-A	42
4-4	Querschnitt der Plattendüse	43
4-5	Änderung des Austrittswinkels der Düsenplatte bis zu 180°	45
4-6	Düsenplatten mit runder Austrittsgeometrie	45
4-7	Reduzierung des engsten Querschnittes an der Düsenplatte	46
5-1	Kreislauf des Arbeitsmediums in der Versuchsanlage [70]	49
5-2	Auffangbehälter und Absaugkanal für das Spray	50
5-3	Messaufbau zur Ermittlung des Spraywinkels	53

5-4	Vergleich zwischen Originalaufnahme (a) und Mittelwertbild des Sprays (b)	54
5-5	Spraywinkelberechnung mittels der Count-Max-Methode	55
5-6	Aufbau für die Visualisierung der Lamelle durch Schattenaufnahmen	57
5-7	Bildbearbeitung der High-Speed-Aufnahmen des Primärzerfalls	59
5-8	Abbildung zweier Bauformen für Patternatoren: (a) Ring-Patternator und (b) linearer Rohr-Patternator	61
5-9	Aufbau und Funktionsweise des Ein-Rohr-Patternators	63
5-10	Messung von m des aufgefangenen Wassers im Sammelrohr über $\Delta t = 200s$	63
5-11	Messpunkte der Patternator-Untersuchungen im Spray	64
5-12	Schemata von dem Aufbau des PDA-Systems	67
5-13	Parameter und Größen des Messvolumens	68
5-14	Datenrate und Akzeptanzrate der Referenzdüse im Spraykern (links) und am Sprayrand (rechts) mit zunehmendem axialem Abstand bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ der Referenzdüse	70
5-15	Bereiche der PDA-Messungen im Spray	71
5-16	Fehlerquellen aufgrund der Hohlkegelstruktur bei Messungen im Spraykern (oben) und am Sprayrand (unten)	73
5-17	Ungefilterte Verteilungsdichte der Tropfenanzahl q_0 für die Referenzdüse bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ in der axialen Ebene mit einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$	74
5-18	Ungefilterte Verteilungsdichte der Tropfenmassen q_3 für die Referenzdüse bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ in der axialen Ebene mit einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$	76
5-19	Ungefilterte q_0 (links) und q_3 (rechts) im Spraykern und Sprayrandbereich der Referenzdüse bei Referenzbetrieb in der axialen Ebene mit einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$	77
5-20	Gefilterte q_0 (links) und q_3 (rechts) im Spraykern und Sprayrandbereich der Referenzdüse in Referenzbetrieb bei $a = 100 \text{ mm}$	78
5-21	Lage der verschiedenen Durchmesser zur Berechnung des $Span$ auf einer Verteilungsfunktion [1]	82

5-22	Gewichtete und radiale Kenngrößen D_{32} , v_{Tr} , $Span$ sowie \dot{m}_{pat} bei $a = 100 \text{ mm}$ von der Referenzdüse bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ (links) und $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts)	83
6-1	\dot{V}_{Spray} in Abhängigkeit von p_{VL} bei $RV = 0$ und vollständig geöffneten Rücklaufbetrieb ($RV \approx 0,8$) für die Referenzgeometrie unter Angabe des möglichen und genutzten Arbeitsbereiches	88
6-2	Verlauf des \dot{V}_{VL} sowie \dot{V}_{RL} (links) und des \dot{V}_{Spray} (rechts) mit Variation des RV durch Regelung des Rücklaufes für verschiedene konstante p_{VL} bei der Referenzdüse	90
6-3	Entwicklung des Primärzerfalls mit steigendem $p_{VL} = 10, 23, 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ (Bildgröße 24 x 25 mm)	92
6-4	Entwicklung des Primärzerfalls mit steigendem \dot{V}_{Spray} im unteren Regelbereich für $p_{VL} = 10 \text{ bar}$ und 23 bar (Bildgröße 24 mm x 25 mm)	94
6-5	Primärzerfalls der austretenden Flüssigkeitslamelle für einen $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ und 30 bar mit jeweils einem Durchsatz von $\dot{V}_{Spray} = 300 \text{ l/h}$ und 1000 l/h (Bildgröße 24 mm x 25 mm)	95
6-6	Auflichtaufnahmen vom Spray bei unterschiedlichen p_{VL} (senkrechte Bildfolge) und variierenden RV (waagerechte Bildfolge)	97
6-7	Einfluss des Vorlaufdruckes und des Rücklaufverhältnisses auf den Spraywinkel	98
6-8	Massenbeaufschlagungsdichte der Referenzdüse in den Ebenen $a = 50 \text{ mm}$ (blau), 100 mm (rot), 150 mm (grün) bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und 23 bar sowie $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$	99
6-9	Massenbeaufschlagungsdichte der Referenzdüse bei unterschiedlichen \dot{V}_{Spray} 300 l/h (blau), 600 l/h (rot), 1000 l/h (grün) bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und 23 bar in der Ebene $x = 100 \text{ mm}$	100
6-10	Tropfenanzahlverteilungsdichte für die jeweiligen Durchmesserklassen im Sprayrand und Spraykern bei $p_{VL} = 23 / 30 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$ der Referenzdüse	102
6-11	Tropfenanzahlverteilungsdichte für die jeweiligen Durchmesserklassen im Sprayrand und Spraykern für $a = 50, 100, 150 \text{ mm}$ bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ und $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ der Referenzdüse	103
6-12	Radiale D_{32} und $Span$ im Spray für $a = 100 \text{ mm}$ und $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ bei $p_{VL} = 23$ und 30 bar	104
6-13	Radiale D_{32} und $Span$ im Spray für $a = 50, 100, 150 \text{ mm}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$	105

6-14	$Span$, d_{50} , d_{10} und d_{90} im Vergleich mit \dot{m}_{pat} im Spray für die axiale Ebene $a = 100 \text{ mm}$ bei $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h und konstanten $p_{VL} = 30 \text{ bar}$	106
6-15	Radiale v_{Tr} für $a = 50, 100, 150 \text{ mm}$ und $\dot{V}_{Spray} = 300$ und 1000 l/h bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$	108
6-16	\bar{D}_{32} in Abhängigkeit von \dot{V}_{Spray} für $a = 100 \text{ mm}$ (links) und in Abhängigkeit von a bei konstanten $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts) bei $p_{VL} = 23$ und 30 bar	109
6-17	Kurvendiagramme für \bar{D}_{32} der Parameter p_{VL} und \dot{V}_{Spray} der Referenzdüse sowie a im Spray	109
6-18	Mittlere gewichtete Tropfengeschwindigkeit in Abhängigkeit von \dot{V}_{Spray} für $a = 100 \text{ mm}$ (links) und in Abhängigkeit von a bei $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts) für $p_{VL} = 23$ und 30 bar	112
6-19	Kurvendiagramme für \bar{v}_{Tr} der Parameter p_{VL} , \dot{V}_{Spray} , a der Referenzdüse	112
6-20	\overline{Span} in Abhängigkeit von \dot{V}_{Spray} für $a = 100 \text{ mm}$ (links) und in Abhängigkeit von a bei $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ (rechts) für $p_{VL} = 23$ und 30 bar	113
6-21	Kurvendiagramme für \overline{Span} über die Parameter p_{VL} und \dot{V}_{Spray} der Referenzdüse sowie a im Spray	114
6-22	Vergleich der Hydraulik bei konstantem $p_{VL} = 23 \text{ bar}$ (links) und 30 bar (rechts) bei variierten RV für unterschiedliche Austrittswinkel	116
6-23	Vergleich der Hydraulik bei konstantem $p_{VL} = 23$ (links) und 30 bar (rechts) bei variierten RV verschiedenen Radien am Austritt	117
6-24	Spraywinkel bei Variation des RV und konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für unterschiedliche Austrittswinkel (links) und Darstellung der Spraywindeldynamik zwischen $RV = 0$ und vollständig offenem Rücklauf $RV \approx 0,8$ mit Änderung des Austrittswinkels (rechts)	118
6-25	Spraywinkel bei Variation des RV und konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für unterschiedliche Radien am Austritt	120
6-26	Massenbeaufschlagungsdichte und Spraymuster der verschiedenen Austrittswinkel bei $a = 100 \text{ mm}$ und $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für $\dot{V}_{Spray} = 300, 600, 1000 \text{ l/h}$	122
6-27	Massenbeaufschlagungsdichte und Spraymuster bei verschiedenen Radien am Austritt bei $a = 100 \text{ mm}$ und $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für $\dot{V}_{Spray} = 300, 600, 1000 \text{ l/h}$	123

- | | | |
|------|--|-----|
| 6-28 | Kurvendiagramme für die Entwicklung von \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittswinkels von 43° auf 180° bei jeweils mittleren Einstellungen der Betriebsparameter $p_{VL} = 26,5 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 650 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$ | 125 |
| 6-29 | Wechselwirkungsdiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittswinkels von 43° auf 180° | 125 |
| 6-30 | Kurvendiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung der Austrittsöffnung durch Rundungen bis 2 mm bei jeweils mittleren Einstellungen der Betriebsparameter $p_{VL} = 26,5 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 650 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$ | 127 |
| 6-31 | Wechselwirkungsdiagramm für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung der Austrittsöffnung durch eine Rundung bis 2 mm Radius | 127 |
| 6-32 | Vergleich der Hydraulik bei konstantem $p_{VL} = 23$ (links) und 30 bar (rechts) bei variierten RV verschiedenen Austrittsdurchmesser | 129 |
| 6-33 | Spraywinkel bei Variation des RVs und konstantem $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für unterschiedliche Austrittsdurchmesser | 130 |
| 6-34 | Massenbeaufschlagungsdichte und Spraymuster bei verschiedenen Austrittsdurchmessern in der axialen Ebene $a = 100 \text{ mm}$ bei $p_{VL} = 30 \text{ bar}$ für $\dot{V}_{Spray} = 300, 600, 1000 \text{ l/h}$ | 131 |
| 6-35 | Kurvendiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittsdurchmessers bei jeweils mittleren Einstellungen der Betriebsparameter $p_{VL} = 26,5 \text{ bar}$, $\dot{V}_{Spray} = 650 \text{ l/h}$ und $a = 100 \text{ mm}$ | 132 |
| 6-36 | Wechselwirkungsdiagramme für die Entwicklung der Zielgrößen \bar{D}_{32} , \bar{v}_{Tr} und \overline{Span} mit Änderung des Austrittsdurchmessers | 133 |

Tabellenverzeichnis

4-1	Dimensionen der Rücklaufdüse und Kennzahlen des Untersuchungsbereiches	44
5-1	Untersuchungsbereich bei der hydraulischen Analyse von Rücklaufdüsen	51
5-2	Gemessene Betriebsparameter an jedem Messpunkt zur Bestimmung der Hydraulik	51
5-3	Verwendete Einstellungen für die Count-Max-Methode	55
5-4	Untersuchte Bereiche des Primärzerfalls sowie dafür gewählte Einstellungen hinsichtlich Aufnahmefrequenz und Bildanzahl	59
5-5	Konfiguration der Sendeoptik des PDA-Systems	68
5-6	Eigenschaften Messvolumen	68
5-7	Konfiguration der Empfangsoptik des PDA-Systems	68
5-8	Gegenüberstellung gefilterten und ungefilterten D_{32} – Daten im Spraykern und am Sprayrand für den Referenzbetrieb bei einem Düsenabstand $a = 100 \text{ mm}$	79

Literatur

- [1] Lefebvre, A. H. (1989): Atomization and sprays; New York, NY [u.a.], Hemisphere
- [2] Bayvel, L.; Orzechowski, Z. (1993): Liquid atomization; London; Taylor & Francis
- [3] Khavkin, Y. I. (2003): Theory and practice of swirl atomizers; New York, NY; Taylor & Francis
- [4] Fisher, J. O. (1920): Apparatus for injecting fuel into combustion-chambers; US Patent No. 1,333,612; United States Patent Office
- [5] Möck, A. (2014): Sprühtrockner– Sprühabsorber - Eine Komponente, die oft zu klein ist und hohe Betriebskosten verursacht; In: Energie aus Abfall 11; S. 667–91; Neuruppin; TK Verlag Karl Thomé-Kozmiensky
- [6] Nasr, G. G.; Yule, A. J.; Bendig, L. (2002): Industrial Sprays and Atomization - Design, Analysis and Applications; London; Springer
- [7] Möck, A. (2007): Balancing the costs; In: World cement April 2007; Farnham; Palladian Publications Ltd
- [8] Abramovich, G. N. (1944): The theory of swirl atomizer; In: Industrial Aerodynamics; S. 114–21
- [9] Radcliffe, A. (1955): The performance of a type of swirl atomizer; In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers 169 (1); S. 93–106
- [10] Rizk, N. K.; Lefebvre, A. H. (1985): Internal flow characteristics of simplex swirl atomizers; In: Journal of Propulsion and Power 1 (3); S. 193–199
- [11] Zhang, T.; Dong, B.; Chen, X.; Qiu, Z.; Jiang, R.; Li, W. (2017): Spray characteristics of pressure-swirl nozzles at different nozzle diameters; In: Applied Thermal Engineering 121; S. 984–991
- [12] Liu, Z.; Huang, Y.; Sun, L. (2017): Studies on air core size in a simplex pressure-swirl atomizer; In: International Journal of Hydrogen Energy 42 (29); S. 18649-18657
- [13] Amini, G. (2016): Liquid flow in a simplex swirl nozzle; In: International Journal of Multiphase Flow 79; S. 225–235

-
- [14] Löffler-Mang, M. (1992): Düseninnenströmung, Tropfenentstehung und Tropfen-
ausbreitung bei rücklaufgeregelten Drall-Druckzerstäubern; Dissertation; Univer-
sität Karlsruhe
- [15] Wozniak, G. (2003): Zerstäubungstechnik. Prinzipien, Verfahren, Geräte; Berlin,
Heidelberg; Springer (VDI-Buch)
- [16] Richter, T. (2004): Zerstäuben von Flüssigkeiten. Düsen und Zerstäuber in Theo-
rie und Praxis; Renningen; expert-Verlag (Kontakt & Studium, 660)
- [17] Ashgriz, N. (2011): Handbook of atomization and sprays. Theory and Applica-
tions; New York, NY; Springer
- [18] Dahl, H. D.; Trautmann, P. (1993): Einfluß der Einlaufgeometrie auf das Betriebs-
verhalten von Hohlkegeldüsen; In: Chemie Ingenieur Technik 65 (8); S. 962–964.
- [19] Broll, P. (2006): Erfassung der Lamellenparameter an Hohlkegeldüsen; Disserta-
tion; Universität Dortmund, Aachen; Shaker (Schriftenreihe mechanische Verfah-
renstechnik, Bd. 10)
- [20] Bowen I.G. (1963): Rücklaufzerstäuber; In: Öl- und Gasfeuerung 8;
S. 1111–1120
- [21] Bargeboer, A. (1937): Oil burner device; US Patent No, 2,079,430; United States
Patent Office
- [22] Nasr, G. G.; Yule, A. J.; Stewart, J. A.; Whitehead, A.; Hughes, T. (2011): A new
fine spray, low flowrate, spill-return swirl atomizer; In: Proceedings of the Institu-
tion of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science
225 (4); S. 897–908
- [23] Nasr, G.; Whitehead, A.; Yule, A. (2012): Fine Sprays for Disinfection within
Healthcare; In: The International Journal of Multiphysics 6 (2); S. 149-166
- [24] Needham, H. C. (1946): Correlation of Particle Size Data on Pressure Jet Atomis-
ers; In: Power Jets (Research and Development); Report No. R.1209
- [25] Joyce, J. R. (1949): The atomization of liquid fuels for combustion; Journal of the
American Society for Naval Engineers 61 (3); S. 650–663
- [26] Joyce, J. R. (1951): Liquid fuel burner with oil precirculation; US Patent No.
2,579,829; United States Patent Office

- [27] Carey, F. H. (1954): The development of the spill flow burner and its control system for gas turbine engines; In: *The Aeronautical Journal* 58 (527); S. 737–753
- [28] Pilcher, J. M.; Miesse, C. C.; Putnam, A. A. (1957): *Spray Analysis*; In: Battelle Memorial Institute, WADC Technical Report 56–344; S. 4-1 - 4-49
- [29] Illing, I. (1964): *Untersuchungen an Dralldüsen*; Dissertation; Technische Universität Dresden
- [30] Funke, K. (1967): Einfluß der Düsenabmessungen auf das Regelverhalten einer Dralldüse mit zentraler Rücklaufbohrung und konstantem Betriebsdruck; In: *Wiss. Z. Technische Universität Dresden* 16 (4); S. 1163–1166
- [31] Funke, K. (1969): *Untersuchungen zur Aufstellung allgemeingültiger Auslegungsdiagramme von Dralldüsen und zur Beurteilung des Regelverhaltens von Rücklaufdralldüsen*; Dissertation; Technische Universität Dresden
- [32] Kapitaniak, A. (1967): The Influence of Chosen Construction Parameters on the Performance of Spill-Control Pressure-Jet Atomizers; In: *Journal of the Institute of Fuel* 40 (312); S. 26
- [33] Borodin, V. A.; Dityakin, Y. F.; La Klyachko; Yagodkin, V. I. (1968): *Atomization of Liquids*; Foreign Technology DIV Wright-Patterson AFB OH; Report No. FTD-MT-24-97-68
- [34] Rizk, N. K.; Lefebvre, A. H. (1985): Drop-size distribution characteristics of spill-return atomizers; In: *Journal of Propulsion and Power* 1 (1); S. 16–22
- [35] Rizk, N. K.; Lefebvre, A. H. (1985): Spray characteristics of spill-return atomizers. In: *Journal of Propulsion and Power* 1 (3); S. 200–204
- [36] Löffler-Mang, M.; Leuckel, W. (1991): *Atomization with spill-controlled swirl pressure-jet nozzles*; NIST Special Publication 813; S. 431–440
- [37] Liu, H. (1999): *Science and Engineering of Droplets.: Fundamentals and Applications*; 1. Auflage; s.1. Elsevier professional
- [38] Nasr, G. G.; Yule, A. J.; Lloyd, S. E. (2007): *The Characterisation of the Spray from a New Fine Spray Spill Return Swirl Atomiser*; Proc. of the 21th ILASS–Europe Meeting

- [39] Nasr, G. G.; Yule, A. J.; Lloyd, S. E.; Whitehead, A. (2007): The Application of Fine Sprays for Chemical, Biological, and Radiological or Nuclear (CBRN) Decontamination; Proc. of the 21th ILASS-Europe Meeting
- [40] Durdina, L.; Jedelsky, J.; Jicha, M. (2012): Spray structure of a pressure-swirl atomizer for combustion applications; EPJ Web of Conferences 25; S. 1010
- [41] Durdina, L.; Jedelsky, J.; Jicha, M. (2013): PIV investigation of a pressure-swirl atomizer spray; In: Engineering Mechanics 20 (6); S. 459–469.
- [42] Durdina, L.; Jedelsky, J.; Jicha, M. (2014): Investigation and comparison of spray characteristics of pressure-swirl atomizers for a small-sized aircraft turbine engine; In: International Journal of Heat and Mass Transfer 78; S. 892–900
- [43] Jedelsky, J.; Jicha, M. (2014): Energy considerations in spraying process of a spill-return pressure-swirl atomizer; In: Applied Energy 132 (2014); S. 485–495
- [44] Malý, M.; Janáčková, L.; Jedelský, J.; Jícha, M. (2016): The influence of spill-line geometry on a spray generated by a pressure-swirl atomizer; EPJ Web of Conferences 114; S. 2070
- [45] Horvay, M. (1985): Theoretische und Experimentelle Untersuchung über den Einfluss des inneren Strömungsfeldes auf die Zerstäubungseigenschaften von Drall-Druckzerstäubungsdüsen; Dissertation; Universität Karlsruhe
- [46] Musemic, E. (2013): Experimentelle Untersuchungen zum Tropfenbildungsprozess an Hohlkegeldüsen; Dissertation, Technische Universität Dortmund; Verl. Dr. Hut (Schriftenreihe mechanische Verfahrenstechnik, 21)
- [47] Broll, P.; Walzel, P. (2002): Erfassung der Lamellenparameter an Hohlkegeldüsen mit der Particle Imaging Velocimetry; In: Chemie Ingenieur Technik 74 (12), S. 1717–1722
- [48] Dombrowski, N.; Hasson, D.; Ward, D. E. (1960): Some aspects of liquid flow through fan spray nozzles; In: Chemical Engineering Science 12 (1); S. 35–50
- [49] Walzel, P. (1982): Auslegung von Einstoff-Druckdüsen; In: Chemie Ingenieur Technik 54 (4); S. 313–328
- [50] Squire, H. B. (1963): Investigation of the instability of a moving liquid film; In: British Journal of Applied Physics 4 (6); S. 167

- [51] Dombrowski, N.; Johns, W. R. (1963): The aerodynamic instability and disintegration of viscous liquid sheets; In: *Chemical Engineering Science* 18 (3); S. 203–214
- [52] Senecal, P. K.; Schmidt, D. P.; Nouar, I.; Rutland, C. J.; Reitz, R. D.; Corradini, M. L. (1999): Modeling high-speed viscous liquid sheet atomization; In: *International Journal of Multiphase Flow* 25 (6); S. 1073–1097
- [53] Cooper, D.; Yule, A. J. (2001): Waves on the air core/liquid interface of a pressure swirl atomizer; *Proc. ILASS-Europe 2001, Mugla, Turkey*
- [54] Huang, J. C. (1970): The break-up of axisymmetric liquid sheets; In: *Journal of Fluid Mechanics* 43 (2); S. 305–319
- [55] Fraser, R. P.; Eisenklam, P.; Dombrowski, N.; Hasson, D. (1962): Drop formation from rapidly moving liquid sheets; In: *AIChE Journal* 8 (5); S. 672–680
- [56] Sirignano, W. A. (1999): *Fluid dynamics and transport of droplets and sprays*; Hg. v. 2. ed. Cambridge [u.a.]; Cambridge University Press
- [57] Som, S. K.; Mukherjee, S. G. (1980): Theoretical and experimental investigations on the formation of air core in a swirl spray atomizing nozzle; In: *Applied Scientific Research* 36 (3); S. 173–196
- [58] Dahl, H. D. (1992): *Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Flüssigkeitszerstäubung mit Hohlkegeldüsen*; Dissertation; Universität Stuttgart; VDI-Verl. (Fortschritt-Berichte VDI Reihe 3, Verfahrenstechnik, 302)
- [59] Xue, J.; Jog, M. A.; Jeng, S. M.; Steinthorsson, E.; Benjamin, M. A. (2002): Influence of Geometry on the Performance of Simplex Nozzles Under Constant Pressure Drop; *Proc. 15th ILASS-America; Madison, WI, USA*
- [60] Kim, S.; Khil, T.; Kim, D.; Yoon, Y. (2008): Effect of geometric parameters on the liquid film thickness and air core formation in a swirl injector; In: *Measurement Science and Technology* 20 (1); S. 15403
- [61] Elkotb, M. M.; Rafat, N. M.; Hanna, M. A. (1978): The influence of swirl atomizer geometry on the atomization performance; *Proc. 1st International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems; Tokyo, Japan*

- [62] Belhadef, A.; Vallet, A.; Amielh, M.; Anselmet, F. (2012): Pressure-swirl atomization. Modeling and experimental approaches; In: International Journal of Multiphase Flow 39; S. 13–20
- [63] Park, H.; Heister, S. D. (2006): Nonlinear simulation of free surfaces and atomization in pressure swirl atomizers; In: Physics of Fluids 18 (5); S. 52103
- [64] Datta, A.; Som, S. K. (2000): Numerical prediction of air core diameter, coefficient of discharge and spray cone angle of a swirl spray pressure nozzle; In: International journal of heat and fluid flow 21 (4); S. 412–419
- [65] Rashid, Mohd Syazwan Firdaus Mat; Hamid, A. H. A.; Sheng, O. C.; Ghaffar, Z. A. (2012): Effect of inlet slot number on the spray cone angle and discharge coefficient of swirl atomizer. In: Procedia Engineering 41; S. 1781–86
- [66] Tremmel, O. (2007): Potenziale variabler Einspritzsysteme für die Benzin-Direkteinspritzung; Hg. v. 1. Aufl. Göttingen: Cuvillier
- [67] Butscher, D.; Sauerhering, J.; Beyrau, F.; Schmidt, J. (2017): Untersuchung der Spraycharakteristik für die Effizienzsteigerung von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen; In: 13. Magdeburger Maschinenbau-Tage; Autonom - Vernetzt - Nachhaltig
- [68] Butscher, D.; Sauerhering, J.; Beyrau, F.; Schmidt, J. (2017): Vergleichende Spraycharakterisierung von rücklaufgeregelten Dralldruckzerstäuber; In: gaswärme international 66 (6); S. 67–73
- [69] Kamplade, J.; Musemic, E.; Walzel, P. (2013): Lamellengeschwindigkeit und Tropfengrößen an Hohlkegeldüsen mit Coanda-Umlenkkörper; In: Chemie Ingenieur Technik 85 (9); S. 1427.
- [70] Butscher, D.; Sauerhering, J.; Beyrau, F.; Schmidt, J. (2017): Optische Untersuchungen von rücklaufgeregelten Dralldruckdüsen in einem großen Betriebsbereich; In: 25. Fachtagung Experimentelle Strömungsmechanik; Karlsruhe
- [71] KROHNE Messtechnik GmbH (2012): Handbuch - Schwebekörper H250; Duisburg
- [72] DIN EN 299:2009-11 (2009): Öldruckzerstäuberdüsen - Prüfung der Sprühcharakteristik und des Winkels

- [73] Puschmann, F. (2003): Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs; Dissertation; Universität Magdeburg
- [74] Todorov, T. (2009): Wärmeübergang bei der Sprühkühlung unter Berücksichtigung der Sprühstrahlparameter; Dissertation; Universität Magdeburg
- [75] Baer, S. (2015): Wärmeübergang bei der Sprühkühlung mit intermittierenden Sprays im Film- und Übergangssiedebereich; Dissertation; Universität Magdeburg
- [76] Mitschke, M. (2000): PDA-relevante Streulichteigenschaften. Phänomene, Parameterwahl und mathematische Korrektur; Dissertation; Universität Bremen; VDI-Verl. (Reihe 8, Meß-, Steuerungs- und Regelungstechnik 851)
- [77] Albrecht, H.-E.; Damaschke, N.; Borys, M.; Tropea, C. (2013): Laser Doppler and Phase Doppler Measurement Techniques; Berlin; Springer
- [78] Breuninger, T. (2012): Untersuchungen der Spraycharakteristik von Piezo-Injektoren in Bezug auf das Entflammungsverhalten beim strahlgeführten Brennverfahren, Dissertation; Universität Magdeburg
- [79] Dragomirov, P. (2016): Analyse von Gemischbildungen und Verbrennungen alternativer Dieseldieselkraftstoffe mit optischen Verfahren, Dissertation; Universität Magdeburg
- [80] Schulz, F. (2016): Untersuchung der Wandfilmbildung bei der Benzindirekteinspritzung unter Nutzung optischer Messverfahren; Dissertation; Universität Magdeburg
- [81] Dantec Dynamics (2006); BSA Flow Software - Installation & User's Guide; Skovlunde
- [82] Sultan, G. (2001): PDA-Messungen in "optisch dichten" Sprays. Störungen der Signaldetektion und deren Auswirkung auf ermittelte Verteilungen; Dissertation; Universität Bremen; Shaker Verlag GmbH
- [83] Menn, P. (2005): Charakterisierung von Sprays; In: Experimentelle PDA-Meßergebnisse und ihre mathematische Nachbearbeitung; Aachen; Shaker
- [84] Dahl, H. (2000): Konzeptentwicklung zum Umgang mit Mehrfachstreuungseffekten in der Phasen-Doppler-Anemometrie; Shaker Verlag GmbH

- [85] Ruck, B. (1991): Distortion of LDA fringe pattern by tracer particles; In: Experiments in fluids 10 (6); S. 349–354
- [86] Crowe, C. T.; Schwarzkopf, J. D.; Sommerfeld, M.; Tsuji, Y. (2011): Multiphase flows with droplets and particles; 2. ed. Boca Raton; CRC Press
- [87] Alderliesten, M. (2013): Mean Particle Diameters. Part VII. The Rosin-Rammler Size Distribution. Physical and Mathematical Properties and Relationships to Moment-Ratio Defined Mean Particle Diameters; In: Particle & Particle Systems Characterization 30 (3), S. 244–257
- [88] Tratnig, A.; Brenn, G. (2010): Drop size spectra in sprays from pressure-swirl atomizers; In: International Journal of Multiphase Flow 36 (5), S. 349–363
- [89] Siebertz, David van Bebber Karl; Hochkirchen, T.; van Bebber, D. (2010): Statistische Versuchsplanung; Berlin, Heidelberg; Springer Verlag
- [90] Wilcox, R. L.; Conrad, S. E. (1980): By-Pass Nozzles; US Patent No. 4,186,877; United States Patent Office

Anhang A: Aufbau der Versuchsanlage als RI-Schema

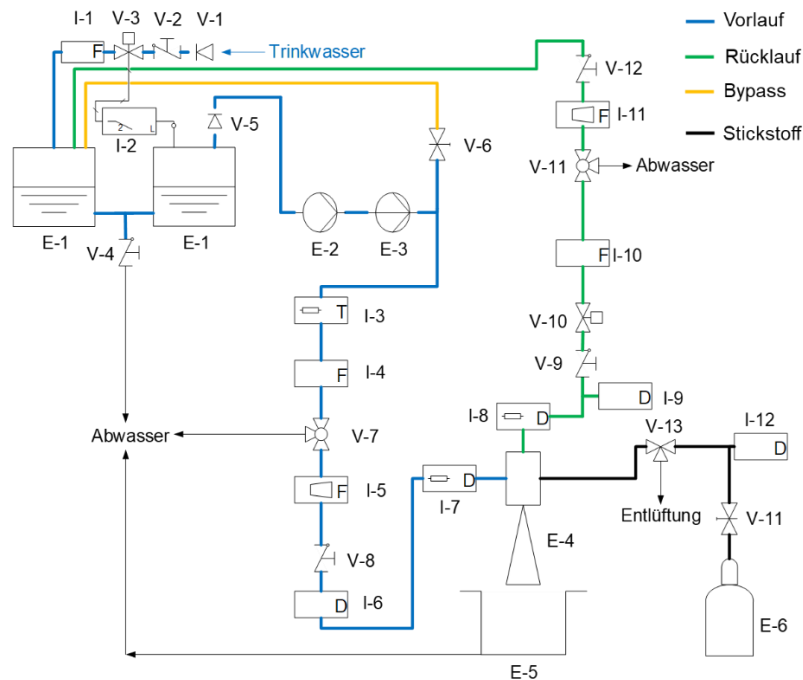


Abbildung A-1: RI-Schemata der Versuchsanlage mit Kennzeichnung der verschiedenen Bereiche

Tabelle A-1: Messinstrumente in der Versuchsanlage

I-1	Wasseruhr	I-5	Volumenstromsensor VL	I-9	Manometer RL
I-2	Füllstandsensoren	I-6	Manometer VL	I-10	Wasseruhr RL
I-3	Thermoelement	I-7	Drucksensor VL	I-11	Volumenstromsensor RL
I-4	Wasseruhr	I-8	Drucksensor RL	I-12	Manometer Stickstoff

Tabelle A-2: Ventile in der Versuchsanlage

V-1	Systemtrenner	V-5	Rückschlagventil	V-10	Rücklaufregler
V-(2;4;8;9;12)	Kugelhahn	V-6	Nadelventil Bypass	V-11	Druckminderer
V-3	Magnetventil	V-(7;11;13)	2-Wege-Ventil		

Tabelle A-3: Anderes Equipment in der Versuchsanlage

E-1	600 l Vorratsbehälter	E-3	Regelbare Pumpe	E-5	Auffangbehälter
E-2	Ansaugpumpe	E-4	Lanze mit Spray	E-6	Stickstoffdruckflasche

Anhang B: Ergänzende Informationen zum Ein-Rohr-Patternator

Kalibrierung des Ein-Rohr-Paternators

Die Kalibrierung des Patternators wurde mit Hilfe einer Präzisionswaage der Firma Kern durchgeführt. Der prinzipielle Aufbau der Kalibrierung ist in Abb. B-1 (a) dargestellt. Der gesamte „Ein-Rohr-Patternator“ wurde auf der Präzisionswaage austariert, sodass die zugeführten Massen an Wasser mittels Bürette direkt gemessen und mit dem Signal des Druckmessumformers gegenübergestellt werden konnten. Als zusätzliche Kontrolle der zugeführten Wassermengen dienen die Angaben des Flüssigkeitsvolumens an der Bürette.

Dem Patternator wurden über die Bürette schrittweise je 25 g Wasser zugeführt, bis eine Gesamtmenge von 200 g erreicht wurden. Angefangen bei leerem Patternator sind nach jedem Auffüllen mit 25 g Wasser das ausgehende Stromsignal vom Druckmessumformer und die Temperatur des Wassers von dem Messprogramm abgespeichert worden. Dieser Vorgang wurde insgesamt dreimal durchgeführt. Der Zusammenhang zwischen dem anfallenden Stromsignal des Druckmessumformers und der sich ausbildenden Wassersäule im Sammelrohr bzw. des dadurch entstehenden Druckes ergab eine lineare Regressionsgerade. Das Ergebnis dieser Regression ist in Abb. B-1 (b) dargestellt.

Die Kalibrierung besitzt eine hohe Güte, weil die dargestellten Messpunkte kaum von der gebildeten Regressionsgerade abweichen. Eine Ausnahme ergibt sich mit dem unteren Messbereich (4-8 mA), wo sich Abweichungen der Messpunkte von der Regressionsgeraden ergeben, deren Ursache in der ungenauen Messwerte Erfassung des Drucksensors und der Präzisionswaage begründet sind. Die Präzisionswaage soll nach Herstellerangaben eine absolute Messabweichung von 0,3 g über den gesamten Bereich besitzen. Der Druckmessumformer der Firma Jumo besitzt nach Herstellerangaben eine relative Messunsicherheit von 0,2 % auf den größten möglichen Messwert. Durch den Beginn der zukünftigen Messung ab einem Wert, der oberhalb dieses Bereiches liegt, lassen sich diese Abweichungen allerdings vernachlässigen. Die Temperaturdaten wurden zusätzlich mit aufgenommen, um aus der Masse des Wassers das Volumen zu bestimmen. Während der gesamten Kalibrierung traten keine starken Temperaturschwankungen auf, weshalb der Einfluss der Temperatur vernachlässigt werden konnte.

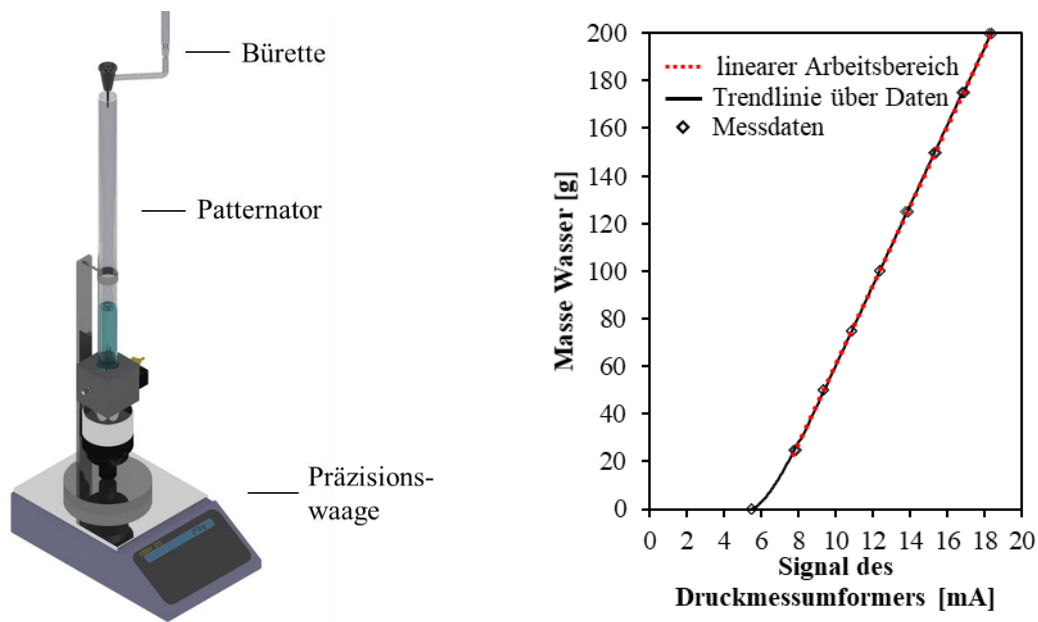


Abbildung B-1: Aufbau der Kalibrierung des Ein-Rohr-Patternators (a) Regression der Kalibrierung (b)

Berechnung des Massenstromes über einer axialen Ebene mittels der radial gemessenen Massenbeaufschlagungsdichten $\dot{M}_{Spray,Pat}$ und der Vergleich mit dem Durchsatz des Zerstäubers \dot{M}_{Spray}

Für die Bestätigung einer korrekten Messung der Massenbeaufschlagungsdichte des 1-Rohr-Patternators wurde ein Vergleich zwischen dem gemessenen zerstäubten Massenstrom \dot{M}_{Spray} der Düse und einem aus den radialen Massenbeaufschlagungsdichten berechneten zerstäuben Flüssigkeitsmassenstrom $\dot{M}_{Spray,Pat}$ in den jeweiligen axialen Ebenen genutzt. Die Berechnung von $\dot{M}_{Spray,Pat}$ soll an dieser Stelle kurz beschrieben werden.

Die Messung der Massenbeaufschlagungsdichten erfolgte immer in einer axialen Ebene vom Spraykern zum Sprayrand. In der Abb. B-2 ist eine dieser Messungen beispielhaft dargestellt. Für die Berechnung des Flüssigkeitsmassenstroms $\dot{M}_{Spray,Pat}$, der durch die dargestellte axiale Ebene strömt, erfolgte eine Beschreibung der Massenbeaufschlagungsdichten vom Spraykern ($r = 0 \text{ mm}$) bis zum Sprayrand ($r = 65 \text{ mm}$) mittels kubischer Splinefunktionen zwischen jedem Messpunkt. Dadurch war eine genaue Berechnung der Massenbeaufschlagungsdichten über den gesamten radialen Bereich ohne nennenswerte Abweichungen von den Messwerten möglich.

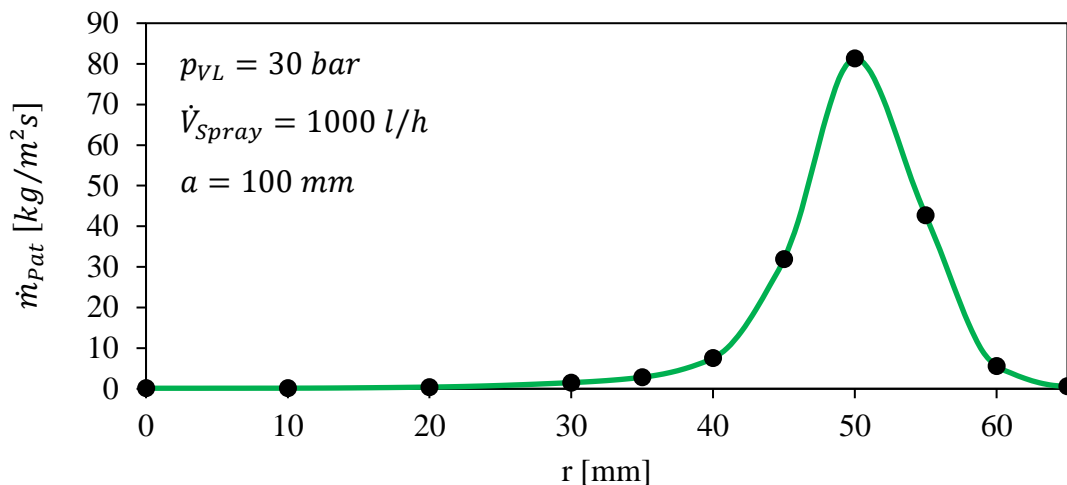


Abb. B-2: gemessene radiale Massenbeaufschlagungsdichten (schwarze Punkte) und Beschreibung dieser Messwerte mittels kubischer Splinefunktionen zwischen den einzelnen Messwerten

Im zweiten Schritt der Berechnung wurde der Flächeninhalt unterhalb der Funktion, ähnlich der Vorgehensweise, die in Abb. B-3 dargestellt ist, für die gesamte Kreisfläche des Sprays in der jeweiligen axialen Ebene berechnet.

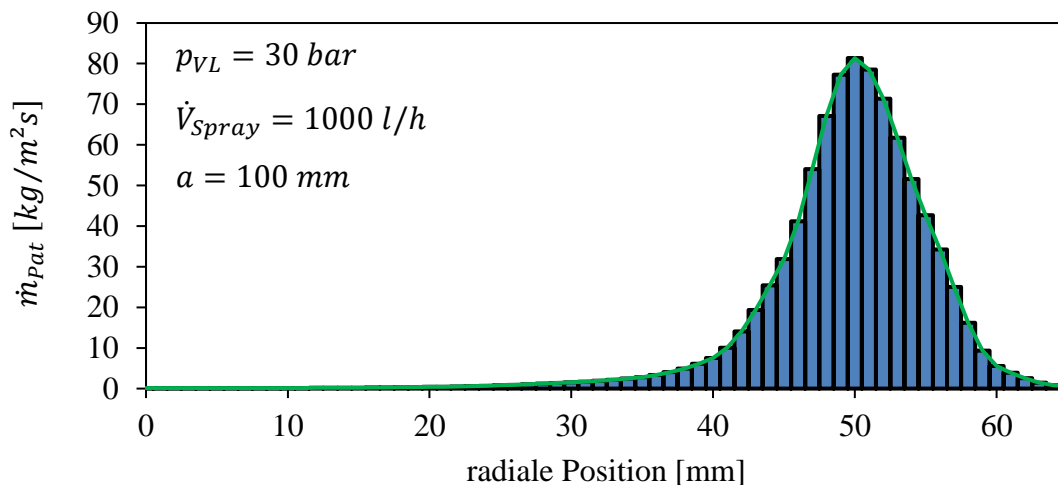


Abbildung B-3: Bestimmung des gesamten Massenstromes durch Berechnung des Flächeninhaltes unterhalb der Splinefunktion und der gesamten Querschnittsfläche des Sprays in der jeweiligen axialen Ebene

Diese berechneten Flüssigkeitsmassenströme sind mit den gemessenen zerstäubten Massenströme der Düse verglichen worden. In der Tab. B-1 sind hierfür beispielhaft beide Größen und deren Abweichung voneinander für den Vollastbetriebspunkt $\dot{V}_{Spray} = 1000$ l/h bei zwei verschiedenen p_{VL} für alle drei untersuchten axialen Ebenen

gegenübergestellt. Die relativen Abweichungen liegen im Bereich von 5 % oder niedriger, was als gute Übereinstimmung bewertet wird. Der 1-Rohr-Patternator gilt somit als hinreichend genau für die Messungen der lokalen Massenbeaufschlagungsdichten unter den vorliegenden Bedingungen.

Tabelle B-1: Absolute prozentuale Abweichung des gemessenen zerstäubten Massenstromes \dot{M}_{Spray} von dem berechneten Massenstrom $\dot{M}_{Spray,Pat}$ beispielhaft für den Vollastbereich $\dot{V}_{Spray} = 1000 \text{ l/h}$ der Referenzdüse

$p_{VL} [\text{bar}]$	$\dot{V}_{Spray} [\text{l/h}]$: 1000	
	$a [\text{mm}]$	Abweichung [%]
23	50	4,5
	100	3,5
	150	5,1
30	50	3,5
	100	2,2
	150	3,2

Anhang C: Abschätzung des realen Drallparameter

Der in der Literatur beschriebene geometrische und reale Drallparameter (siehe Kapitel 2.4.1) kann nur an einfachen Dralldruckdüsen ohne Rücklauf und bei uneingeschränkter radialer Ausbreitung der austretenden Flüssigkeitslamelle berechnet werden. Aus diesem Grund erfolgte eine Abschätzung dieser Größe an der untersuchten Rücklaufdüse mit einem Austrittswinkel von 180° und bei geschlossenem Rücklauf. Das Ergebnis ist in der folgenden Abbildung C-1 zu sehen.

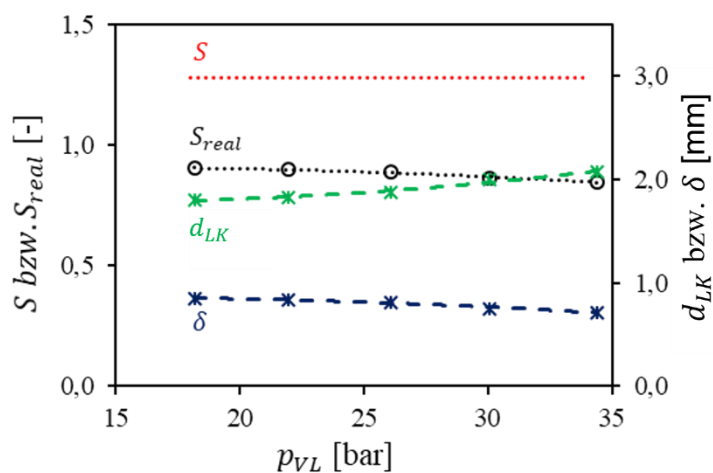


Abbildung C-1: Abschätzung des realen Drallparameter und des Luftkerndurchmessers sowie der Lamellendicke mit Hilfe des Drallparameter, der nur von der Geometrie abhängig ist