

## Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN	2. Berichtsart (Schlussbericht oder Veröffentlichung) Schlussbericht
3. Titel  <b>Eng gekoppelter Überschall-Zerstäubungsprozess: experimentelle Untersuchung und Modelierung</b>	
4. Autor(en) [Name(n), Vorname(n)] Roisman, Ilia Apell, Niklas Tropea, Cameron Hussong, Jeanette	5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.03.23
	6. Veröffentlichungsdatum
	7. Form der Publikation
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Technische Universität Darmstadt Fachgebiet Strömungslehre und Aerodynamik, Peter-Grünberg-Str. 10 64287 Darmstadt	9. Ber. Nr. Durchführende Institution
	10. Förderkennzeichen 01DQ19005A
	11. Seitenzahl 25
12. Fördernde Institution (Name, Adresse)  Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) 53170 Bonn	13. Literaturangaben 40
	14. Tabellen 2
	15. Abbildungen 18
16. Zusätzliche Angaben In Rahmen IGSTC (Indo-German science and technology Centre) PPAM Projekt: Metal Powder Production for additive Manufacturing, coordinator Cameron Tropea	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum)	
18. Kurzfassung Einhergehend mit der wachsenden wirtschaftlichen Bedeutung der additiven Fertigung von metallischen Bauteilen durch Prozesse wie etwa das selektive Laserschmelzen steigt auch die Nachfrage nach qualitativ hochwertigen Metallpulvern als dem entsprechenden Rohmaterial. Diese Pulver müssen eine Vielzahl von spezifischen Eigenschaften aufweisen und sich unter anderem durch eine wohldefinierte Partikelgrößenverteilung auszeichnen. Hergestellt werden sie vornehmlich durch die aufwändige Überschall-Gaszerstäubung von Metallschmelzen, bei der häufig ein nicht unerheblicher Anteil von Pulver anfällt, der ungeeignet für die additive Fertigung ist. Um dennoch der steigenden Nachfrage gerecht zu werden und die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens zu erhöhen, ist es notwendig, Zerstäubungsmodelle zu entwickeln, welche ein gezieltes Abstimmen der Prozessparameter auf eine gewünschte Pulverqualität ermöglichen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die Zerstäubung von Flüssigkeiten mittels eines generischen Überschall-Gaszerstäubers experimentell untersucht. Die Konstruktion des Zerstäubers orientiert sich an einer realen Pulverproduktionsanlage. Anstelle von Metallschmelzen werden jedoch verschiedene Ersatzflüssigkeiten zerstäubt, um die Zugänglichkeit für eine Vielzahl von Messtechniken zu verbessern. Zur Untersuchung des Einflusses von Betriebsparametern auf das Zerstäubungsergebnis werden Messungen mittels PhasenDoppler-Messtechnik durchgeführt. Diese erlaubt das ortsauflösende Vermessen von Tropfengrößen und -geschwindigkeiten sowie deren Verteilungen. Einblicke in die Zerstäubungsmechanismen werden durch bildgebende Verfahren ermöglicht. Die Ergebnisse dieser Arbeit tragen zu einem verbesserten Verständnis von der Überschall-Gaszerstäubung bei. Sie zeigen, wie die Interaktion zwischen Gas- und Flüssigkeitsströmung zur Ausbildung des Sprühkegels führt. Weiterhin verdeutlichen sie, wie die Partikelgrößenverteilung von den Betriebsparametern und den physikalischen Eigenschaften der Flüssigkeit beeinflusst wird. Außerdem liefern sie einen Einblick in die Mechanismen, die für die Primärzerstäubung sowie die Sekundärzerstäubung verantwortlich sind. Somit stellt diese Thesis eine Grundlage dar, um neuartige Modelle zur Beschreibung der Überschall-Gaszerstäubung zu formulieren..	
19. Schlagwörter	
20. Verlag	21. Preis

# Abschlussbericht des Vorhabens 01DQ19005A Eng gekoppelter Überschall-Zerstäubungsprozess: experimentelle Untersuchung und Modelierung



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
DARMSTADT

In Rahmen IGSTC (Indo-German science and technology Centre) PPAM Projekt: Metal Powder Production for additive Manufacturing, coordinator Cameron Tropea

**Iliia Roisman, Niklas Apell, Cameron Tropea, Jeanette Hussong**  
**16. Juli 2024**

---

## Kurzfassung

Einhergehend mit der wachsenden wirtschaftlichen Bedeutung der additiven Fertigung von metallischen Bauteilen durch Prozesse wie etwa das selektive Laserschmelzen steigt auch die Nachfrage nach qualitativ hochwertigen Metallpulvern als dem entsprechenden Rohmaterial. Diese Pulver müssen eine Vielzahl von spezifischen Eigenschaften aufweisen und sich unter anderem durch eine wohldefinierte Partikelgrößenverteilung auszeichnen. Hergestellt werden sie vornehmlich durch die aufwändige Überschall-Gaszerstäubung von Metallschmelzen, bei der häufig ein nicht unerheblicher Anteil von Pulver anfällt, der ungeeignet für die additive Fertigung ist. Um dennoch der steigenden Nachfrage gerecht zu werden und die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens zu erhöhen, ist es notwendig, Zerstäubungsmodelle zu entwickeln, welche ein gezieltes Abstimmen der Prozessparameter auf eine gewünschte Pulverqualität ermöglichen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die Zerstäubung von Flüssigkeiten mittels eines generischen Überschall-Gaszerstäubers experimentell untersucht. Die Konstruktion des Zerstäubers orientiert sich an einer realen Pulverproduktionsanlage. Anstelle von Metallschmelzen werden jedoch verschiedene Ersatzflüssigkeiten zerstäubt, um die Zugänglichkeit für eine Vielzahl von Messtechniken zu verbessern. Zur Untersuchung des Einflusses von Betriebsparametern auf das Zerstäubungsergebnis werden Messungen mittels PhasenDoppler-Messtechnik durchgeführt. Diese erlaubt das orts aufgelöste Vermessen von Tropfengrößen und -geschwindigkeiten sowie deren Verteilungen. Einblicke in die Zerstäubungsmechanismen werden durch bildgebende Verfahren ermöglicht. Die Ergebnisse dieser Arbeit tragen zu einem verbesserten Verständnis von der Überschall-Gaszerstäubung bei. Sie zeigen, wie die Interaktion zwischen Gas- und Flüssigkeitsströmung zur Ausbildung des Sprühkegels führt. Weiterhin verdeutlichen sie, wie die Partikelgrößenverteilung von den Betriebsparametern und den physikalischen Eigenschaften der Flüssigkeit beeinflusst wird. Außerdem liefern sie einen Einblick in die Mechanismen, die für die Primärzerstäubung sowie die Sekundärzerstäubung verantwortlich sind. Somit stellt diese Thesis eine Grundlage dar, um neuartige Modelle zur Beschreibung der Überschall-Gaszerstäubung zu formulieren.

---

## Inhaltsverzeichnis

---

<b>1</b>	<b>Problemdarstellung</b>	<b>3</b>
<b>2</b>	<b>Projektziele und Forschungsfragen</b>	<b>3</b>
<b>3</b>	<b>Versuchsaufbau</b>	<b>4</b>
3.1	Die Forschungsanlage für eng gekoppelte Zerstäuber . . . . .	4
<b>4</b>	<b>Beobachtung der Primär- und Sekundärzerstäubung</b>	<b>6</b>
4.1	Hochgeschwindigkeits-Bildgebung . . . . .	6
4.2	Sprühbildung . . . . .	6
4.3	Zerstäubungsprozess . . . . .	8
4.4	Sekundärzerstäubung . . . . .	11
<b>5</b>	<b>Phasen-Doppler-Messungen</b>	<b>11</b>
5.1	Versuchsplanung . . . . .	14
5.2	Bias-Korrektur . . . . .	15
5.3	Abschätzung der Messunsicherheit . . . . .	16
<b>6</b>	<b>Ergebnisse der Phasen-Doppler-Messungen</b>	<b>17</b>
6.1	Einfluss betriebstechnischer Parameter auf die Sprayeigenschaften . . . . .	17
6.2	Einfluss der dynamischen Viskosität von Flüssigkeiten . . . . .	20
<b>7</b>	<b>Modelentwicklung</b>	<b>20</b>
<b>8</b>	<b>Ergebnisvergleich: Forschungseinrichtung und Pilotanlage</b>	<b>21</b>
<b>9</b>	<b>Validierung von numerischen Simulationen und Zerstäubungsmodell</b>	<b>22</b>
<b>10</b>	<b>Hauptschlussfolgerungen</b>	<b>22</b>
<b>11</b>	<b>Zielerreichung</b>	<b>23</b>
11.1	Erreichte Ziele . . . . .	23
11.2	Eigene Publikationen über die Projektergebnisse . . . . .	23
<b>12</b>	<b>Ausblick und Transfer</b>	<b>24</b>
<b>13</b>	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>24</b>

---

## 1 Problemdarstellung

---

Die Zerstäubung von Flüssigkeiten mittels Überschallgasströmen wird in vielen industriellen Anwendungen weit verbreitet eingesetzt. Dies gilt insbesondere für die Metallverarbeitung, wo sie beispielsweise für die Sprühabscheidung als Methode zum Gießen von nahezu konturnahen Metallkomponenten und zur Herstellung feiner Metallpulver eingesetzt wird (Henein et al., 2017). Aufgrund der wachsenden wirtschaftlichen Bedeutung der additiven Metallfertigung mittels Laser-Pulverbettfusion steigt auch die Nachfrage nach letzterem als entsprechendem Rohstoff (Wohlers et al., 2022). Insbesondere die Überschall-nahe Zerstäubung hat sich als außerordentlich gut geeignet erwiesen, um eine hohe Ausbeute an sehr feinen Pulvern zu erzielen, die auch die hohen Anforderungen dieser industriellen Anwendungen an Partikelform und -morphologie erfüllen (Mandal et al., 2022). Bei der Überschall-nahen Zerstäubung wird ein Flüssigkeitsstrom kontinuierlich durch eine einzige zentrale Düse geleitet. Unmittelbar nach dem Austritt aus der Flüssigkeitsdüse wird die Flüssigkeit einem Überschall-Gasstrom ausgesetzt, der entweder von einer einzelnen ringförmigen Schlitzgasdüse oder einer umlaufenden Anordnung mehrerer kreisförmiger Gasdüsen erzeugt wird. In einem komplexen Prozess führt diese Wechselwirkung zum Zerfall des Flüssigkeitsstroms und zum anschließenden Aufbrechen der entstehenden Bänder und Tropfen (Anderson und Achelis, 2017).

Obwohl das kommerzielle Interesse an der industriellen Anwendung der Überschall-Gaszerstäubung wächst, ist das Verständnis der physikalischen Mechanismen noch begrenzt. Daher gibt es derzeit keine zuverlässigen Modellierungsfunktionen zur Vorhersage des Zerstäubungsprozesses. Einer der Gründe für diesen Mangel ist der Mangel an umfassenden experimentellen Daten, die erforderlich sind, um Erkenntnisse darüber zu gewinnen, wie Betriebsparameter das Zerstäubungsergebnis, d. h. die Partikelgrößenverteilung, beeinflussen. Tatsächlich sind experimentelle Studien zur Überschall-Gaszerstäubung aus drei Hauptgründen eine Herausforderung. Erstens sind die resultierenden Partikel aufgrund der hohen Gasgeschwindigkeiten von bis zu mehreren hundert Metern pro Sekunde ähnlich schnell, was zu kurzen Zeitskalen führt (Kirmse und Chaves, 2016). Zweitens kann die Größe der resultierenden Partikel besonders klein sein, aber dennoch einen Bereich von zwei Größenordnungen umfassen (Urionabarretxea et al., 2021). Drittens sind die resultierenden Sprays oft dicht, was die Auswahl geeigneter Messtechniken weiter einschränkt (Domnick et al., 1998).

Infolgedessen wurden die meisten der verfügbaren experimentellen Daten durch die anschließende Analyse von Pulvern unter Verwendung von Sieben oder Laserbeugung, neben anderen Techniken, gewonnen. Erstere wurde beispielsweise von Costa da Silva et al. (2022) verwendet, um den Einfluss von Betriebs- und geometrischen Parametern auf die Zerstäubung von flüssigem Edelstahl zu untersuchen. Ausgewählte Beispiele für die Anwendung der Pulveranalyse mittels Laserbeugung sind Studien zur Zerstäubung von Zinn von Mates und Settles (2005) und Aksoy und Ünal (2006), die die zugrunde liegenden Zerstäubungsmechanismen bzw. den Einfluss des Flüssigkeitsdüsendesigns untersuchten. Ebenfalls auf dieser Technik basierend haben Anderson und Terpstra (2002) und Schwenck et al. (2017) die Auswirkung des Gasdüsendesigns auf das Zerstäubungsergebnis untersucht. Durch die Kombination eines geeigneten Pulverprobensystems und anschließender Laserbeugungsmessungen haben Allimant et al. (2009) es gelungen, lokale Partikelgrößenverteilungen mit begrenzter räumlicher und zeitlicher Auflösung zu erhalten. Die bisher wohl umfangreichste experimentelle Studie wurde von Urionabarretxea et al. (2021) vorgestellt. Tatsächlich deckt sie nicht nur ein breites Spektrum an Betriebsollwerten ab, sondern berücksichtigt auch mehrere verschiedene geschmolzene Metalle, Gase und Zerstäuberdesigns. Während die Ergebnisse dieser Studien im Allgemeinen verwendet wurden, um den Einfluss des Gasstagnationsdrucks und spezifischer Designparameter auf das Zerstäubungsergebnis zu ermitteln, weist die Analyse von Rohpulvern als Mittel zur Beurteilung des Zerstäubungsprozesses selbst mehrere Mängel auf. Beispielsweise ist dieser Ansatz von Natur aus nicht räumlich aufgelöst und bietet daher keinen Einblick in lokale Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsverteilungen. Dies sind jedoch entscheidende Informationen zum Verständnis und letztendlich zur Beeinflussung der vorherrschenden Zerstäubungsmechanismen. Darüber hinaus ist es bei flüssigem Metall schwierig, einen konstanten Betriebsollwert aufrechtzuerhalten und den momentanen Flüssigkeitsmassenstrom zu überwachen. Folglich erschwert die Pulveranalyse systematische Untersuchungen des Einflusses des Flüssigkeitsmassenstroms auf die Partikelgröße. Dies liegt daran, dass bei vielen industriellen Überschall-Zerstäubungsprozessen der Flüssigkeitsstrom durch die Schwerkraft angetrieben wird. Daher nimmt der Flüssigkeitsmassenstrom allmählich ab, wenn der Flüssigkeitsstand sinkt, was zu einem inhärent zeitabhängigen Prozess führt. Da die produzierten Pulver das integrale Ergebnis des endlichen Zerstäubungsprozesses sind, berücksichtigt die Pulveranalyse diese Zeitabhängigkeit nicht. Wie jedoch von Allimant et al. (2009) beobachtet wurde, hat ein abnehmender Flüssigkeitsmassenstrom einen starken Einfluss auf die zeitliche Entwicklung der Partikelgröße.

Im Gegensatz dazu bietet die Phasendoppler-Messtechnik eine nichtinvasive Methode zur Ermittlung lokaler Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsverteilungen. Ihre Eignung für die Anwendung bei der Überschall-Gaszerstäubung wurde beispielsweise von Wolf und Bergmann (2002) nachgewiesen, die ein von Domnick et al. (1997, 1998) beschriebenes Phasendoppler-Messsystem zur Online-Prozessüberwachung bei der Zerstäubung einer Reihe verschiedener Legierungen eingesetzt haben. Tatsächlich haben sie radiale Verteilungen der mittleren Partikelgröße und -geschwindigkeit für verschiedene Betriebsollwerte gemeldet. Sie hatten jedoch Schwierigkeiten, eine bestimmte Flüssigkeitsmassenstromrate einzustellen und aufrechtzuerhalten, was auf die komplexe Kopplung zwischen dem Gasstrom und dem Flüssigkeitsstrom zurückzuführen ist. In ähnlicher Weise hat Antipas (2011) radial aufgelöste Messungen in einem Wasserspray unter Verwendung verschiedener Inertgase für die Zerstäubung durchgeführt.

---

## 2 Projektziele und Forschungsfragen

---

Ziel dieser Studie ist es, experimentelle Einblicke in den eng gekoppelten Überschall-Zerstäubungsprozess zu gewinnen, die zum besseren Verständnis des Prozesses beitragen und eine Grundlage für die zukünftige Entwicklung neuartiger physikbasierter prädiktiver

---

Modellierungsfunktionen bieten. Diese Studie ist ein Teilprojekt des Kooperationsprojekts „Metallpulverherstellung für die additive Fertigung“ PAPAM, das im Rahmen des Deutsch-Indischen Wissenschafts- und Technologiezentrums durchgeführt wird.

Die Hauptziele der Forschung in Verbundprojekt umfassen:

- Verbessertes Verständnis des Designs der Zerstäubungsdüse und des Einflusses der Betriebsparameter auf die Partikelgrößenverteilung und Pulvereigenschaften
- Entwicklung validierter, physikbasierter, semi-empirischer Modelle, die prädiktive numerische Simulationen der Verformungs-, Zerstäubungs- und Erstarrungsphasen für die Pulverproduktion ermöglichen. Erhöhung des TRL der Vorhersagefähigkeiten von 2 auf 6
- Realisierung verbesserter Düsendesigns und des Betriebs in Produktionsanlagen.
- Realisierung einer engen Pulvergrößenverteilung mit eng gekoppelter Zerstäubung
- Charakterisierung verbesserter mechanischer Eigenschaften von durch Laser-Pulverbettfusion hergestellten Komponenten mit Pulver mit verringerter Polydispersität
- Erzielung niedrigerer Pulverproduktionskosten

Zu den konkreten Meilensteinen für die TUDa-Forschungsgruppe in Zusammenarbeit mit den Konsortialpartnern gehörten:

- Dimensionsanalyse für Forschungsanlage, gemeinsam mit SMS Group
- Experimente in Forschungsanlage
- Entwicklung eines Zerstäubungsmodells, gemeinsam mit SMS group mit IISc (Bangalore) und SMS Group
- Ergebnisvergleich: Forschungsanlage und Pilotanlage, gemeinsam mit SMS Group
- Validierung von numerischen Simulationen und Zerstäubungsmodell, gemeinsam mit SMS Group, IISc, IIT-KGP

---

### 3 Versuchsaufbau

---

#### 3.1 Die Forschungsanlage für eng gekoppelte Zerstäuber

---

Die Versuchsanlage wurde nach einer Dimensionsanalyse des Prozesses konzipiert, da die Ergebnisse zur Zerstäubung des flüssigen Metalls verwendet werden sollten. Die Details der Skalierungsanalyse finden Sie im entsprechenden Bericht, der in Zusammenarbeit mit der SMS Group erstellt wurde.

Die Forschungsanlage besteht aus drei Hauptkomponenten: der Zerstäubereinheit, dem Flüssigkeitsversorgungs- und -steuerungssystem und dem Messsystem zur Prozessüberwachung. Die Zerstäubereinheit basiert auf einer eng gekoppelten Konfiguration und ist eine Eins-zu-eins-Nachbildung des Zerstäubers, der in einer tatsächlichen Anlage zur Herstellung von Metallpulver verwendet wird. Sie wird jedoch nicht mit Inertgas und flüssigem Metall betrieben, sondern verwendet Luft und eine Reihe verschiedener Flüssigkeiten, im Standardfall Wasser, als Arbeitsflüssigkeiten. Dies verbessert die Zugänglichkeit für verschiedene Messtechniken erheblich. Darüber hinaus legen die Ergebnisse einer entsprechenden Dimensionsanalyse unter Berücksichtigung nicht-dimensionaler Größen, die für den Überschall-Gaszerstäubungsprozess charakteristisch sind, nahe, dass dieser Ansatz dennoch die Beobachtung qualitativer Trends ermöglicht, die mit den Befunden für flüssiges Metall übereinstimmen (Odenthal et al., 2021).

Eine schematische Darstellung der eng gekoppelten Zerstäubereinheit ist in Abb. 1 zu sehen, wobei die beiden Flüssigkeitsströme und die jeweiligen Düsen angegeben sind. Die Gasdüse ist eine einzelne ringförmige Schlitzdüse mit konvergierendem divergierendem Design. Sie wird von einer Hochdruckversorgungsleitung gespeist, die bis zu  $18 \text{ m}^3$  Luft und einen maximalen Druck von etwa 3,5 MPa liefern kann. Die Austritts-Mach-Zahl wird ausschließlich durch die Düsengeometrie bestimmt und beträgt etwa 1,2. Unter der Annahme eines Gegendrucks von 0,1 MPa ist der Strom daher bei einem Gasstagnationsdruck von etwa 0,26 MPa perfekt expandiert. Bei höheren Gasstagnationsdrücken, die üblicherweise bei der Überschall-Gaszerstäubung verwendet werden (Mandal et al., 2022), wird die Gasdüse in einem unterexpandierten Zustand betrieben, was zu einem abwechselnden Muster von Expansions- und Kompressionswellen stromabwärts der Düse führt.

Für diese Düsengeometrie wurde das reine Gasströmungsfeld von Luh et al. (2018) experimentell mittels fokussierender Schlieren-Bildgebung untersucht. Für einen Gasstaudruck von 1,6 MPa ist in Abb. 2 ein beispielhaftes Schlieren-Bild dargestellt. Hier sind starke Dichtegradienten in vertikaler Richtung deutlich sichtbar, was auf schnelle Änderungen der Strömungsmengen hinweist. Dichtegradienten, die aus numerischen Simulationen des reinen Gasströmungsfelds von Vogl et al. (2019) für dieselbe Zerstäubergeometrie gewonnen wurden, stimmen hervorragend mit den Schlieren-Bildern überein. Insbesondere führt die starke Expansion des Gasstroms stromabwärts des Zerstäubers zu lokalen Gasgeschwindigkeiten von bis zu  $660 \text{ m s}^{-1}$  und lokalen Gastemperaturen von bis zu  $-200 \text{ }^\circ\text{C}$ , wie die numerischen Simulationen gezeigt haben.

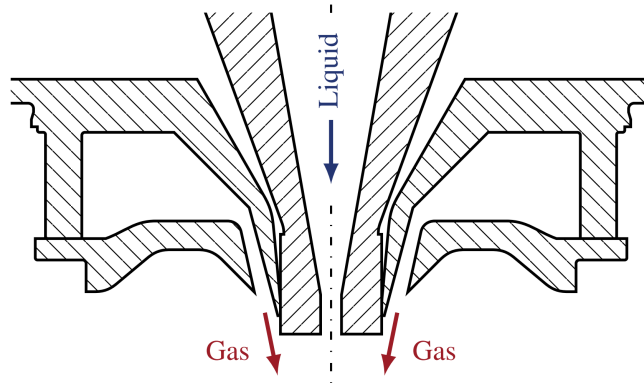


Abbildung 1: Schematische Darstellung der eng gekoppelten Zerstäubereinheit und der beiden Flüssigkeitsströme.

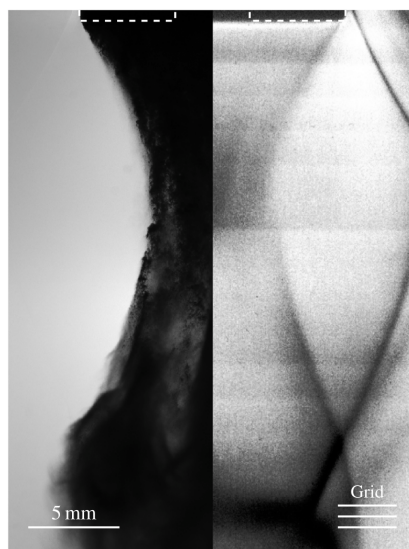


Abbildung 2: Exemplarisches Strömungsfeld hinter der Flüssigkeitsdüse für einen Gasstagnationsdruck von 1,6 MPa, visualisiert mittels Ultrakurzzeitbeleuchtungsbildgebung (links, Mehrphasenströmung) und fokussierender Schlierenbildgebung (rechts, reine Gasströmung, Luh et al. 2018).

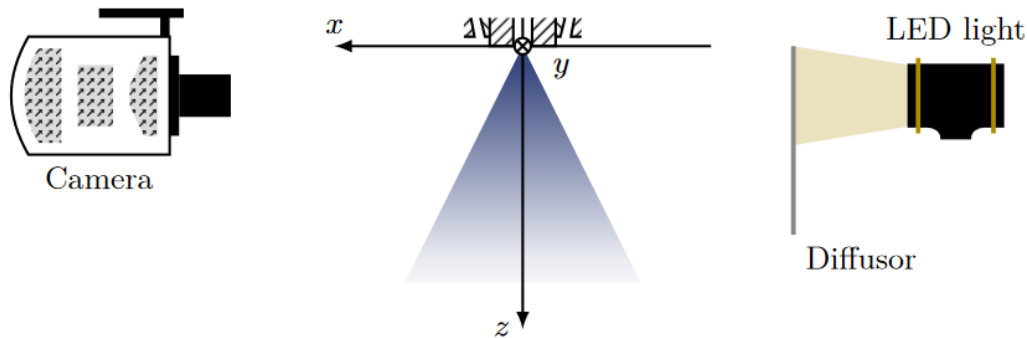


Abbildung 3: Schematische Darstellung der Seitenansicht des Hochgeschwindigkeits-Bildgebungsbaus

Die Flüssigkeit wird dem Zerstäuber über einen speziellen Druckbehälter mit Überdrücken von bis zu 1 MPa zugeführt. Dadurch können frei einstellbare Flüssigkeitsmassenströme von bis zu  $9 \text{ kg min}^{-1}$  mit nur minimalen Schwankungen eingestellt werden. Darüber hinaus wird der Durchfluss durch die Flüssigkeitsdüse mit einem Durchmesser von 4 mm mithilfe eines motorgetriebenen Proportionalventils in Kombination mit einem externen PID-Regler präzise gesteuert. Dadurch können die Gas- und Flüssigkeitsdurchflussraten effektiv entkoppelt werden, was für die Untersuchung der Auswirkungen des Betriebspollwerts auf die Zerstäubung von entscheidender Bedeutung ist. Wie von Miller et al. (1996) beschrieben, kann der Gasfluss zu einem starken Über- oder Unterdruck an der Spitze der Flüssigkeitsdüse führen, dem sogenannten Aspirationsdruck, der sich direkt auf den Flüssigkeitsmassenstrom auswirkt. Andererseits führt die Einführung von Flüssigkeit in das Strömungsfeld zu Massenbelastungseffekten, die den Gasstrom verändern (Mates und Settles, 2005; Amatriain et al., 2022). Infolgedessen besteht eine komplexe Kopplung zwischen dem Gasstrom und dem Flüssigkeitsstrom, die es unmöglich macht, einen bestimmten Betriebspollwert ohne ein geeignetes Steuersystem einzustellen und aufrechtzuerhalten. In Abb. 2 ist links neben dem jeweiligen Fokussierungs-Schlierenbild des Nur-Gas-Stroms ein beispielhaftes Bild eines vom Zerstäuber erzeugten Wassersprays dargestellt. Für beide Bilder wurde die Gasdüse unter identischen Bedingungen betrieben. Besonders deutlich ist die starke Kopplung zwischen dem Gasstrom und dem Flüssigkeitsstrom. Neben der Zufuhr der Flüssigkeit bietet der Druckbehälter auch Möglichkeiten, diese auf eine Temperatur von bis zu  $85 \text{ }^\circ\text{C}$  zu erhitzen. Dadurch können die physikalischen Flüssigkeitseigenschaften, insbesondere die dynamische Viskosität der Flüssigkeit, eingestellt werden.

Um den Betriebspollwert präzise zu charakterisieren, ist die Forschungsanlage mit mehreren Sensoren ausgestattet, die den Gas- und Flüssigkeitsstrom mit einer Abtastrate von 1 kHz überwachen. Für den Gasstrom werden der Massenstrom, der Staudruck und die Stautemperatur in einem Reservoir vor der Düse aufgezeichnet. In ähnlicher Weise werden für die Flüssigkeit der Volumenstrom sowie die Temperatur und der angelegte Überdruck gemessen. Schließlich werden der Umgebungsdruck, der den Gegendruck der Gasdüse liefert, und die Umgebungstemperatur überwacht.

## 4 Beobachtung der Primär- und Sekundärzerstäubung

### 4.1 Hochgeschwindigkeits-Bildgebung

Zur Visualisierung der primären Zerstäubung im Nachlauf hinter der Flüssigkeitsdüse wurde ein Hochgeschwindigkeits-Bildgebungsbaus entwickelt, der auf der Methode der diffusen Hintergrundbeleuchtung basiert. Er bietet eine ausreichende räumliche und zeitliche Auflösung, um die Bewegung und den Zerfall der Flüssigkeit zu erfassen, die dem vergleichsweise langsamen Gasstrom im Nachlauf ausgesetzt ist.

Abb. 3 zeigt eine schematische Darstellung der Seitenansicht des Hochgeschwindigkeits-Bildgebungsbaus, einschließlich eines kartesischen Koordinatensystems  $\{x, y, z\}$ . Im Detail besteht der Aufbau aus einer monochromen Phantom v2012-Hochgeschwindigkeitskamera (Vision Research Inc.) und einer gepulsten Constellation 120E-LED-Lichtquelle (Veritas, Integrated Design Tools Inc.). Letztere ist gegenüber der Hochgeschwindigkeitskamera auf der anderen Seite des Sprühkegels positioniert. Darüber hinaus sind die Hochgeschwindigkeitskamera und die LED-Lichtquelle synchronisiert, wobei erstere das Auslösesignal liefert. Eine diffuse Hintergrundbeleuchtung wurde erreicht, indem eine  $30^\circ$  Light Shaping Diffusor-Folie (Luminit LLC) vor der LED-Lichtquelle platziert wurde.

### 4.2 Sprühbildung

Obwohl es für das Verständnis des Zerstäubungsvorgangs wichtig ist, ist es im Zusammenhang mit der eng gekoppelten Überschallzerstäubung schwierig, detaillierte Einblicke in die Wechselwirkung zwischen Gasstrom und Flüssigkeitsstrom mit hoher räumlicher und zeitlicher Auflösung experimentell zu erhalten. Die Abbildungstechniken bieten jedoch eine Möglichkeit, den resultierenden

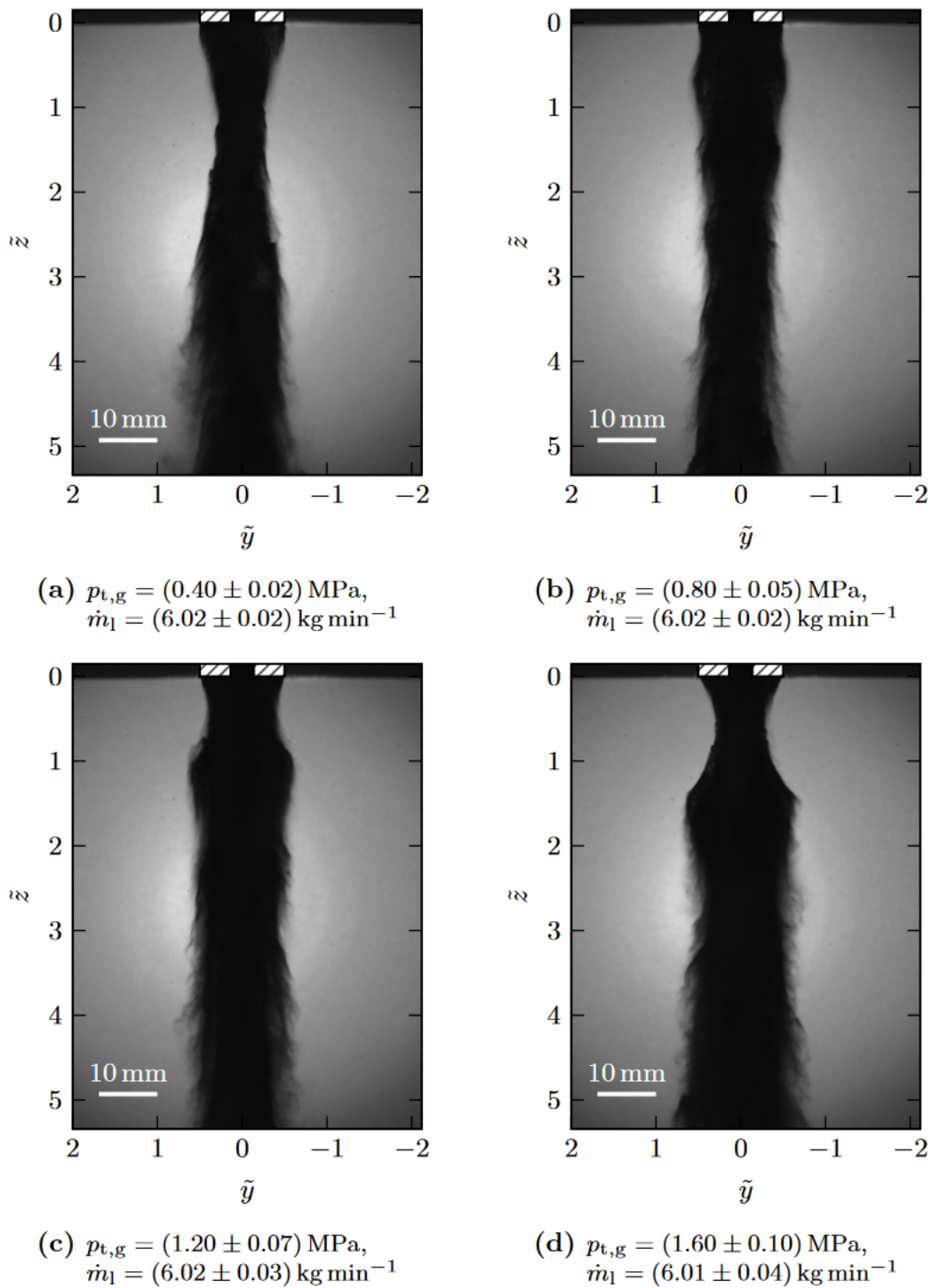


Abbildung 4: Ultrakurze diffuse Hintergrundbeleuchtungsbilder des Sprays für vier verschiedene Gasstagnationsdrücke  $p_{t,g}$  und einen konstanten Flüssigkeitsmassenstrom  $\dot{m}_l$  von etwa  $6 \text{ kg min}^{-1}$ , aufgenommen mit der Fernfeldkonfiguration.

Sprühnebel zu visualisieren, wodurch ein erstes Verständnis der Sprühnebelbildung gewonnen werden kann. Abb. 4 zeigt beispielhafte Bilder des resultierenden Sprühnebels für vier verschiedene Gasstagnationsdrücke  $p_{t,g}$  (d. h. für  $(0,40 \pm 0,02)$  MPa,  $(0,80 \pm 0,05)$  MPa,  $(1,20 \pm 0,07)$  MPa und  $(1,60 \pm 0,10)$  MPa) und einen konstanten Flüssigkeitsmassenstrom  $\dot{m}_l$  von  $6 \text{ kg m}^{-1}$ .

Darüber hinaus ist in Abb. 4 zu erkennen, dass sich mit zunehmendem dimensionslosen axialen Abstand von der Flüssigkeitsdüse  $\tilde{z}$  äußeren Teil des Sprays Partikelcluster bilden.

Die Bilder wurden mit der Fernfeldkonfiguration des Abbildungsaufbaus mit ultrakurzer diffuser Hintergrundbeleuchtung aufgenommen und dienen als Grundlage zur Beschreibung der allgemeinen Eigenschaften des Sprühnebels. Ein wichtiges Merkmal ist, dass der Sprühnebel nicht die Form eines generischen Kegels hat, der aus dem Ausgang der zentralen Flüssigkeitsdüse austritt. Stattdessen wird Flüssigkeit in den Hochgeschwindigkeitstrahl gesaugt, der die Basis der Flüssigkeitsdüsen spitze umgibt, was zu einem optisch dichten Flüssigkeitsvorhang führt, der die Nachströmung hinter der Flüssigkeitsdüse verdeckt. Diese Eigenschaft des eng gekoppelten Überschall-Zerstäubungsprozesses, die auch von Mates und Settles (1996) beobachtet wurde, ist ein deutlicher Unterschied zur Zerstäubung eines Flüssigkeitsstrahls mittels eines ringförmigen coaxialen Gasstroms (Lasheras & Hopfinger, 2000). Darüber hinaus deutet dies darauf hin, dass die Flüssigkeit direkt mit dem Hochgeschwindigkeitstrahl interagiert, ein Mechanismus, der wahrscheinlich zur Flüssigkeitszerstörung beiträgt. Eine weitere wichtige Folge der hohen optischen Dichte ist, dass die Interaktion zwischen dem Gasstrom und dem Flüssigkeitsstrom in der Nachströmung hinter der Flüssigkeitsdüse, d. h. die primäre Zerstäubung, nicht durch diffuse Hintergrundbeleuchtungsabbildung zugänglich ist. Während der Kern des Sprays nicht sichtbar ist, ist es klar, dass der äußere Teil des Sprays durch den expandierenden Hochgeschwindigkeitstrahl beeinflusst wird. Tatsächlich beeinflusst das abwechselnde Muster von Expansions- und Kompressionswellen, direkt die Form der Kontur des Sprays, wie auch von Mates und Settles (1996, 2005b) bei der Zerstäubung von flüssigem Zinn beobachtet wurde. Bei einem generischen Unterschall-Zweistoffzerstäuber wurde die Bildung von Partikelclustern experimentell von Heinlein und Fritsching (2006) untersucht, die sie mit dem Effekt der Intermittenz sowie Wirbeln in der Scherschicht in Verbindung brachten. Interessanterweise haben sie trotz der Abhängigkeit der Partikelträgheit von der Partikelgröße keine Korrelation zwischen letzterer und dem Auftreten von Partikelclustern festgestellt. Ebenso haben Lampa und Fritsching (2011, 2013) Partikelcluster im Zusammenhang mit der Zweistoffzerstäubung mittels bildgebender Verfahren sowie numerischer Simulation untersucht und die Bildung der Cluster mit Gaseinschluss und Scherinstabilitäten in der Mischschicht in Zusammenhang gebracht.

### 4.3 Zerstäubungsprozess

In Abb. 5 sind Bilder der zeitlichen Entwicklung des Flüssigkeitsstrahls dargestellt. Insgesamt werden vier verschiedene dimensionslose Zeitpunkte  $\tilde{t}$  nach der Einführung der Flüssigkeit in den Nachlauf hinter der Flüssigkeitsdüse berücksichtigt (d. h.  $\tilde{t} = 0,25$ ,  $\tilde{t} = 0,75$ ,  $\tilde{t} = 1,25$  und  $\tilde{t} = 1,75$ ). Der entsprechende Betriebssollwert ist durch einen Gasstaudruck  $p_{t,g}$  von  $(1,00 \pm 0,06)$  MPa und einen Flüssigkeitsmassenstrom  $\dot{m}_l$  von  $(6,16 \pm 0,05) \text{ kg min}^{-1}$  gekennzeichnet. Wie man sieht, interagiert der Flüssigkeitsstrahl unmittelbar nach dem Austritt aus der Flüssigkeitsdüse mit dem entgegenströmenden Gas in der Rückflusszone (siehe Abb. 5a). Tatsächlich entsteht eine fontänenartige Form, ähnlich dem von Mates und Settles (2005a, 2005b) beschriebenen Fontänenbildungsmodell. Kleine Tröpfchen lösen sich von der Fontäne ab und werden stromaufwärts beschleunigt. Zusätzlich wird die Oberfläche des Flüssigkeitsstrahls durch die Relativbewegung des Gasstroms und des Flüssigkeitsstroms gestört. In den umgebenden Gasstrahl gesaugte Flüssigkeit wird zu einem feinen Nebel zerstäubt und beginnt, den Flüssigkeitsvorhang zu bilden, der die Nachlaufströmung verbirgt. Der Flüssigkeitsstrahl hat jedoch immer noch ungefähr seine anfängliche absolute Geschwindigkeit  $u_{l,e}$ , wie aus der zurückgelegten dimensionslosen axialen Distanz  $\tilde{z}$  ersichtlich ist, die dem dimensionslosen Zeitpunkt  $\tilde{t}$  von 0,25 entspricht. Folglich bewegt sich der Flüssigkeitsstrahl weiter stromabwärts, während seine Spitze weiter zerfällt (siehe Abb. 5b). Gleichzeitig lösen sich Tröpfchen und Bänder unterschiedlicher Größe von der Oberfläche des Flüssigkeitsstrahls ab und werden in den umgebenden Gasstrahl gesaugt. Dadurch wird der Flüssigkeitsvorhang optisch dichter. Zu einem dimensionslosen Zeitpunkt  $\tilde{t}$  von 1,25 wird der Flüssigkeitsstrahl merklich in radialer Richtung (d. h. in  $y$ -Richtung, siehe Abb. 5c) verschoben. Die optische Dichte des Flüssigkeitsvorhangs hat bis zu dem Punkt zugenommen, an dem er einen Teil des Nachlaufs verdeckt, da mehr Flüssigkeitsmasse  $m_l$  in den umgebenden Gasstrahl gesaugt wird. Schließlich bewegt sich die Spitze des Flüssigkeitsstrahls nicht mehr in axialer Richtung (d. h. in  $z$ -Richtung, siehe Abb. 5d). Hier beträgt die maximale dimensionslose axiale Distanz  $\tilde{z}_{max}$ , die zurückgelegt wird, etwa 1,2, was der axialen Ausdehnung der Rückflusszone entspricht. Stattdessen speist der Flüssigkeitsstrahl Flüssigkeit in den umgebenden Gasstrahl ein, während seine Oberfläche weiter gestört wird und mehr Tropfen und Bänder abgelöst werden. Interessanterweise scheint die Spitze des Flüssigkeitsstrahls in direktem Kontakt mit dem umgebenden Gasstrahl zu stehen, obwohl die hohe optische Dichte keine eindeutige Aussage zulässt. Eine ähnliche Asymmetrie wurde experimentell von Mullis et al. (2011) und Zerwas et al. (2021) beobachtet.

In Abb. 6 wird der Zustand des Flüssigkeitsstrahls nach der Einführung der Flüssigkeit in den Nachlauf hinter der Flüssigkeitsdüse für vier verschiedene Betriebssollwerte verglichen. Diese unterscheiden sich in der Kombination des Gasstagnationsdrucks  $p_{t,g}$  (d. h.  $0,6 \text{ MPa}$  und  $1,4 \text{ MPa}$ ) und der Flüssigkeitsmassenstromrate  $\dot{m}_l$  (d. h.  $4 \text{ kg min}^{-1}$  und  $8 \text{ kg min}^{-1}$ ). Der dimensionslose Zeitpunkt  $\tilde{t}$  beträgt 0,5 und Wasser wurde als Arbeitsflüssigkeit verwendet. Wie aus dem Vergleich von Abb. 6a und 6b oder Abb. 6c und 6d ersichtlich ist, führt eine Erhöhung des Gasstagnationsdrucks  $p_{t,g}$  zu einer schnelleren Zersetzung des Flüssigkeitsstrahls näher am Ausgang der Flüssigkeitsdüse. Mehr Flüssigkeitsmasse  $m_l$  wird in den umgebenden Gasstrahl gezogen, wodurch die optische Dichte des Sprühnebels zunimmt. Dies ist auf die zunehmende Stärke des rezirkulierenden Gasstroms zurückzuführen. Mit zunehmender Flüssigkeitsmassenstromrate  $\dot{m}_l$  nimmt jedoch auch die Länge des intakten Flüssigkeitsstrahls zu, wie aus einem Vergleich zwischen Abb. 6b und 6d hervorgeht. Tatsächlich zerfällt der Flüssigkeitsstrahl bei einer Flüssigkeitsmassenstromrate  $\dot{m}_l$  von  $(3,96 \pm 0,02) \text{ kg min}^{-1}$  fast sofort nach dem Verlassen der Flüssigkeitsdüse (siehe Abb. 6b). Obwohl hier nicht explizit gezeigt, führt eine weitere

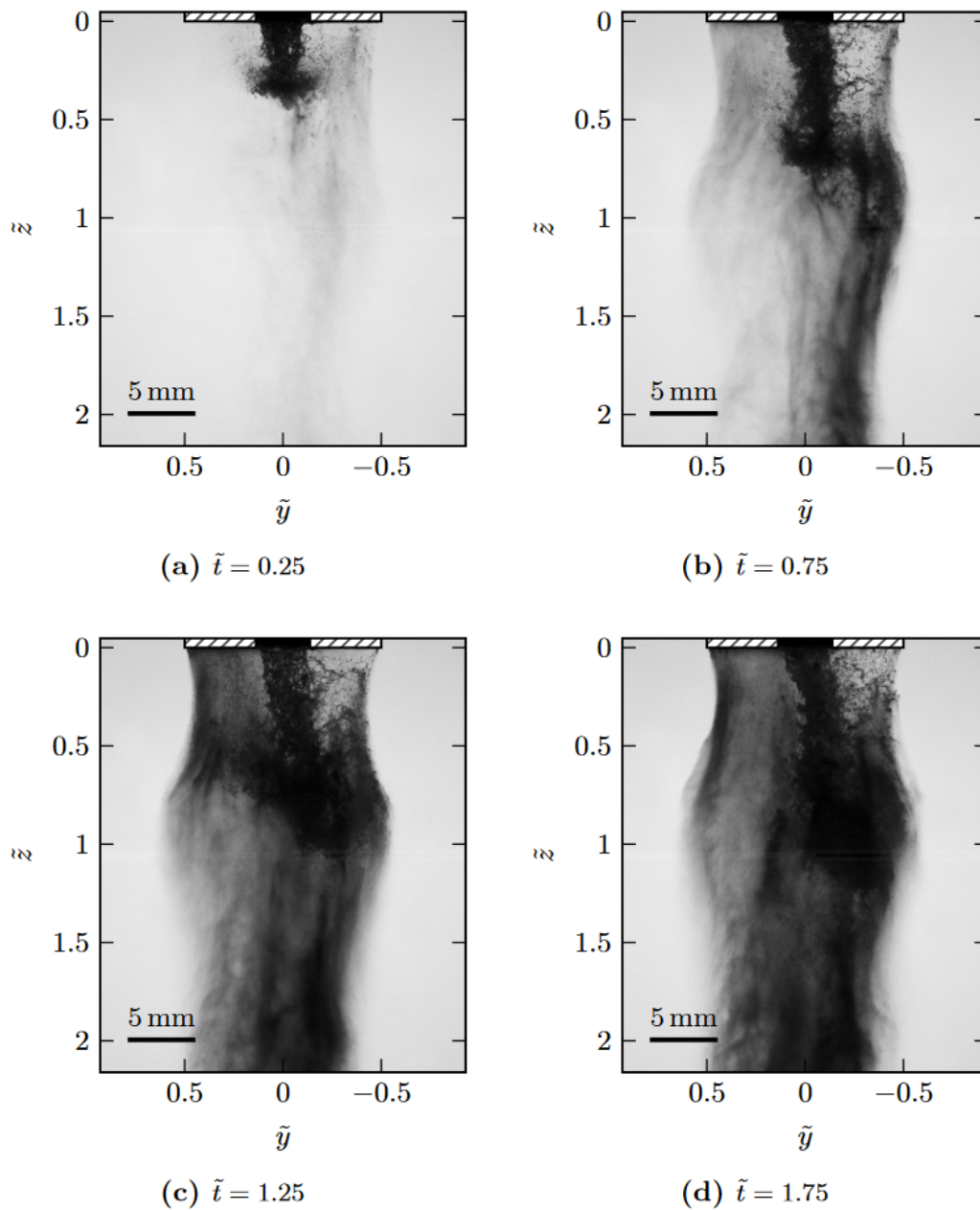
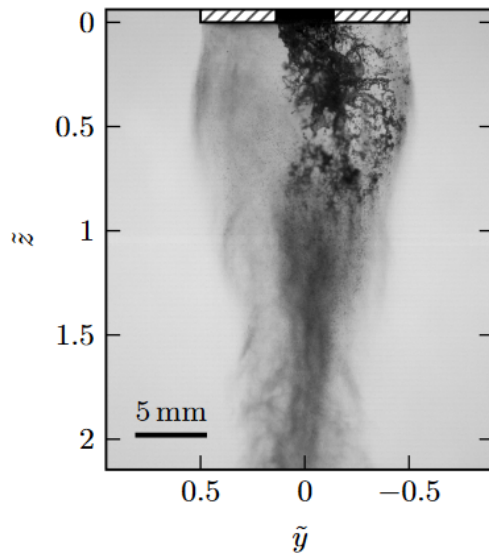
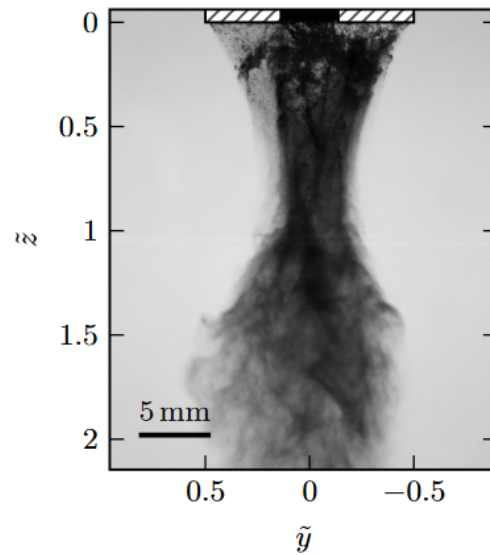


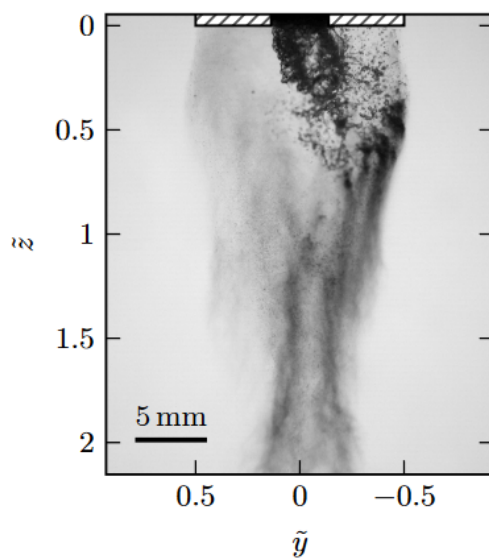
Abbildung 5: Zeitliche Entwicklung des Flüssigkeitsstrahls bei einem Gasstaudruck  $p_{t,g}$  von  $(1,00 \pm 0,06)$  MPa und einem Flüssigkeitsmassenstrom  $\dot{m}_l = 6.16 \pm 0.05 \text{ kg min}^{-1}$ .



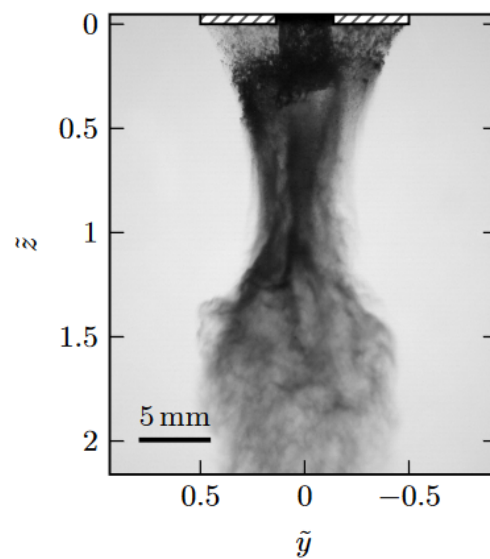
(a)  $p_{t,g} = (0.60 \pm 0.03) \text{ MPa}$ ,  
 $\dot{m}_l = (3.98 \pm 0.03) \text{ kg min}^{-1}$



(b)  $p_{t,g} = (1.41 \pm 0.10) \text{ MPa}$ ,  
 $\dot{m}_l = (3.96 \pm 0.02) \text{ kg min}^{-1}$



(c)  $p_{t,g} = (0.60 \pm 0.04) \text{ MPa}$ ,  
 $\dot{m}_l = (7.95 \pm 0.08) \text{ kg min}^{-1}$



(d)  $p_{t,g} = (1.40 \pm 0.10) \text{ MPa}$ ,  
 $\dot{m}_l = (7.84 \pm 0.04) \text{ kg min}^{-1}$

Abbildung 6: Zustand des Flüssigkeitsstrahls zu einem dimensionslosen Zeitpunkt  $\tilde{t}$  von 0,5 nach der Einführung der Flüssigkeit in den Nachlauf hinter der Flüssigkeitsdüse für vier verschiedene Betriebsollwerte.

Abnahme der Flüssigkeitsmassenstromrate  $\dot{m}_l$  zur Bildung einer Flüssigkeitsschicht an der Basis der Flüssigkeitsdüsen­spitze. Dies steht in guter Übereinstimmung mit dem Schicht­bildungsmodell für die primäre Zerstäubung von flüssigem Metall, das von Mates und Settles (2005a, 2005b) beschrieben wurde, und zeigt, was wichtig ist, dass Wasser als Arbeits­flüssigkeit verwendet werden kann, um diesen Mechanismus nachzubilden. Unter Berücksichtigung des niedrigeren Gasstagnations­drucks  $p_{t,g}$  von 0,6 MPa sind die Unterschiede zwischen den Flüssigkeits­strahlen für die beiden unterschiedlichen Flüssigkeits­massenströme  $\dot{m}_l$  in Abb. 6a und 6c aufgrund des schwächeren rezirkulierenden Gasstroms minimal (siehe Abb. 4.3). Zu späteren dimensions­losen Zeitpunkten  $\bar{t}$ , die hier nicht explizit gezeigt werden, führt der höhere Flüssigkeits­massenstrom  $\dot{m}_l$  von  $(7,95 \pm 0,08) \text{ kg min}^{-1}$  jedoch zu einer längeren Länge des intakten Flüssigkeits­strahls, ähnlich den Ergebnissen für den höheren Gasstagnations­druck  $p_{t,g}$  von 1,4 MPa in Abb. 6b und 6d.

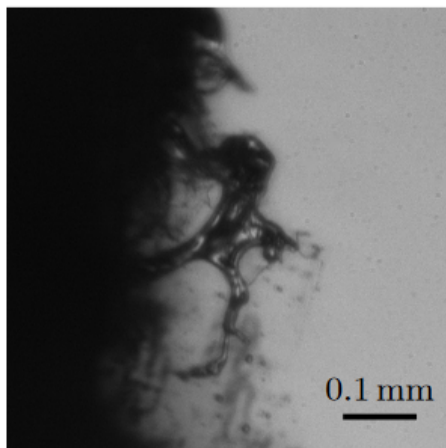
#### 4.4 Sekundärzerstäubung

Bei der Wechselwirkung zwischen der Flüssigkeit und dem umgebenden Hochgeschwindigkeitsgasstrahl können eine Reihe verschiedener Phänomene beobachtet werden. Diese sind unabhängig vom Betriebssollwert und daher charakteristisch für die untersuchte Sekundärzerstäubung. Eine Übersicht aus sechs einzelnen Standbildern ist in Abb. 7 dargestellt. Hier wurden die Bilder zugeschnitten, um eine vergrößerte Ansicht der interessierenden Phänomene zu ermöglichen. Darüber hinaus sind die Phänomene in keiner bestimmten Reihenfolge aufgeführt und die entsprechenden Betriebssollwerte sind hier weder konsistent noch explizit angegeben. Erstens führt die Primärzerstäubung zu Tropfen und Bändern, die einen weiten Größenbereich abdecken. Folglich gibt es auch besonders große Bänder, die einer Sekundärzerstäubung unterzogen werden, wie in Abb. 7a zu sehen ist. Zweitens führt das Eindringen von Flüssigkeit in den Überschallgasstrom zur Bildung dreidimensionaler Bugstoßwellen, die zusätzlich eine Sekundärzerstäubung verursachen. Dies ist in Abb. 7b deutlich zu erkennen. Drittens werden Tropfen und Bänder infolge des Hochgeschwindigkeitsgasstroms deformiert und in Strömungsrichtung verlängert, was in Abb. 7c zu sehen ist. Viertens führt die Wechselwirkung großer Tropfen und Bänder mit dem umgebenden Hochgeschwindigkeitsgasstrahl zur Entwicklung von Instabilitäten auf der Flüssigkeitsoberfläche. Ein Beispiel ist in Abb. 7d dargestellt. Fünftens führt die sekundäre Zerstäubung zu einer großen Anzahl besonders kleiner Tropfen, wie in Abb. 7e ersichtlich. Dies ist ein weiterer Hinweis auf die Bedeutung der sekundären Zerstäubung für die endgültige Partikelgrößenverteilung. Sechstens werden einzelne Tropfen im Hochgeschwindigkeitsgasstrom zerstäubt. Dies ist in Abb. 7f zu sehen. Zusammenfassend können aus den bisherigen Überlegungen drei Hauptschlussfolgerungen gezogen werden. Erstens findet die sekundäre Zerstäubung aufgrund der Wechselwirkung zwischen der Flüssigkeit und dem umgebenden Hochgeschwindigkeitsgasstrahl in der Scherschicht des Gasstrahls statt. Als Folge davon ist die Flüssigkeit einem starken radialen Gradienten der absoluten Gasgeschwindigkeit  $\partial u_g / \partial y$  ausgesetzt, was zu asymmetrischer Deformation und Zerfall führt. Zweitens wird die Flüssigkeit durch die hohen absoluten Gasgeschwindigkeiten  $u_g$  stromabwärts schnell beschleunigt, was zu einer Verringerung der absoluten Geschwindigkeitsdifferenz  $\Delta u$  zwischen der Flüssigkeit und dem Gas führt. Drittens treten während der sekundären Zerstäubung je nach den Flüssigkeitströpfchen und -bändern, die aus der primären Zerstäubung und dem lokalen Gasströmungsfeld resultieren, eine Vielzahl von Phänomenen auf. Dies erschwert die Entwicklung geeigneter Modellierungsansätze.

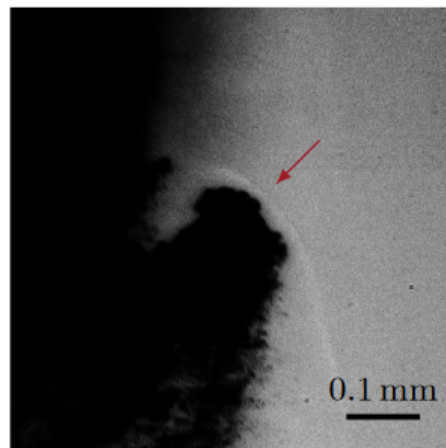
Als Beispiel für die Stoßbildung werden in Abb. 6.18 zwei Standbilder gezeigt, die den dreidimensionalen Bugstoß deutlich zeigen. Die entsprechenden Betriebssollwerte sind durch einen Gasstagnationsdruck  $p_{t,g}$  von  $(0,80 \pm 0,05) \text{ MPa}$  bzw.  $(1,40 \pm 0,10) \text{ MPa}$  und durch einen Flüssigkeitsmassenstrom  $\dot{m}_l$  von  $(6,02 \pm 0,04) \text{ kg min}^{-1}$  bzw.  $(6,02 \pm 0,05) \text{ kg min}^{-1}$  gekennzeichnet. Tatsächlich wurde die Bildung von Stößen für alle im Rahmen dieser experimentellen Untersuchung berücksichtigten Gasstagnationsdrücke  $p_{t,g}$  beobachtet. Dies ist sinnvoll, da die konvergent-divergente Gasdüse in unterexpandiertem Zustand betrieben wird und daher Strahlen erzeugt, die in unmittelbarer Nähe des Nachlaufs der Flüssigkeitsdüse Überschallgeschwindigkeit aufweisen. Wie man sehen kann, bilden sich die Stöße stromaufwärts von Flüssigkeit, die weiter in den umgebenden Hochgeschwindigkeitsgasstrahl eingedrungen ist, wo sie Überschallströmungsbedingungen ausgesetzt ist. Unter Berücksichtigung des Gasstaudrucks  $p_{t,g}$  von 1,4 MPa, der zur Aufnahme des in Abb. 6.18b gezeigten Standbilds verwendet wurde, kann die lokale absolute Gasgeschwindigkeit  $u_g$  am Ort der Stoßbildung tatsächlich auf etwa  $490 \text{ m s}^{-1}$  geschätzt werden. Diese Schätzung basiert auf numerischen Simulationsergebnissen für das reine Gasströmungsfeld, die vom Forschungspartner SMS im Rahmen des IGSTC-Projekts PPAM bereitgestellt wurden, und vernachlässigt daher die Auswirkungen der Flüssigkeitsmassenbelastung auf das Strömungsfeld. Aufgrund der kurzen Entfernung zur Gasdüse und der lokalen Überschallströmungsbedingungen, die eine Informationsübertragung stromaufwärts verhindern, ist jedoch nicht davon auszugehen, dass diese Effekte von Bedeutung sind. Darüber hinaus kann die in Richtung des Gasstroms projizierte Flüssigkeitgeschwindigkeit auf etwa  $54 \text{ m s}^{-1}$  geschätzt werden, was zu einer relativen Geschwindigkeit  $\Delta u$  von  $436 \text{ m s}^{-1}$  führt. Diese Schätzung basiert auf dem momentanen Feld des Flüssigkeitgeschwindigkeitsvektors  $u_l$ , der für das in Abb. 6.18b gezeigte Doppelbild mit Hilfe des Standard-Kreuzkorrelationsschemas erhalten wurde. Berücksichtigt man schließlich die lokale Schallgeschwindigkeit  $a$ , die ebenfalls aus den Ergebnissen der numerischen Simulation erhalten wurde, führt dies zu einer lokalen Machzahl  $Ma$  von etwa 1,8, was die Überschallbedingungen, die für die Bildung einer Stoßwelle erforderlich sind, eindeutig bestätigt.

#### 5 Phasen-Doppler-Messungen

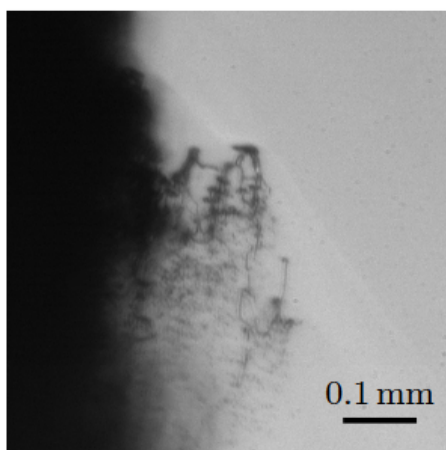
Für die experimentelle Untersuchung des Zerstäubers wurde ein kommerzielles Dual-Mode-Phase-Doppler-Messsystem (Dan tec Dynamics A/S) eingesetzt. Es besteht aus einem FlowExplorer DPSS-Lasersender, einem 112 mm HiDense PDA-Sondenempfänger, einer Dual-PDA-Detektoreinheit sowie einem BSA P60-Fluss- und Partikelprozessor, der mit der BSA Flow-Software v6.50 betrieben



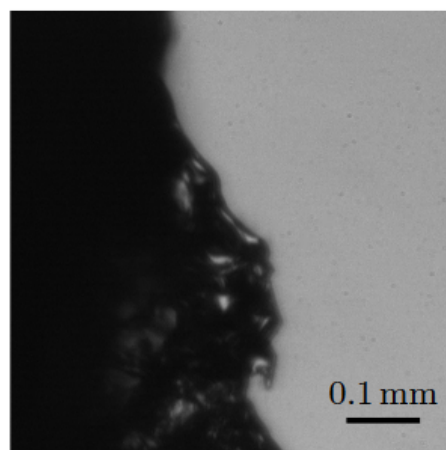
(a) Large ligaments



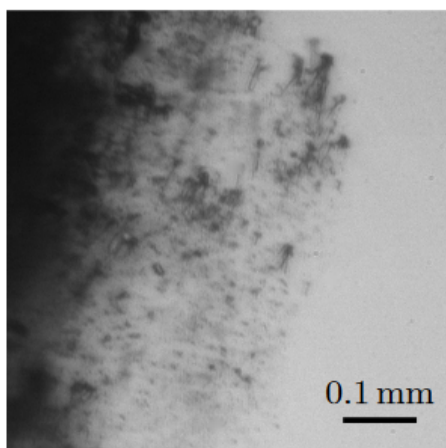
(b) Shock formation



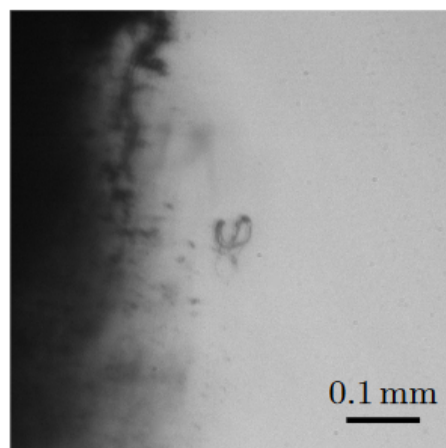
(c) Streamwise elongation



(d) Surface instability



(e) Small droplets



(f) Bag breakup

Abbildung 7: Übersicht über exemplarische Phänomene, die bei der Wechselwirkung zwischen der Flüssigkeit und dem sie umgebenden Hochgeschwindigkeitsgasstrom auftreten. Für die Stoßbildung (b) wurde der Kontrast des Bildes künstlich erhöht, um mehr Details zu zeigen. Der Stoß ist durch einen zusätzlichen Pfeil gekennzeichnet.

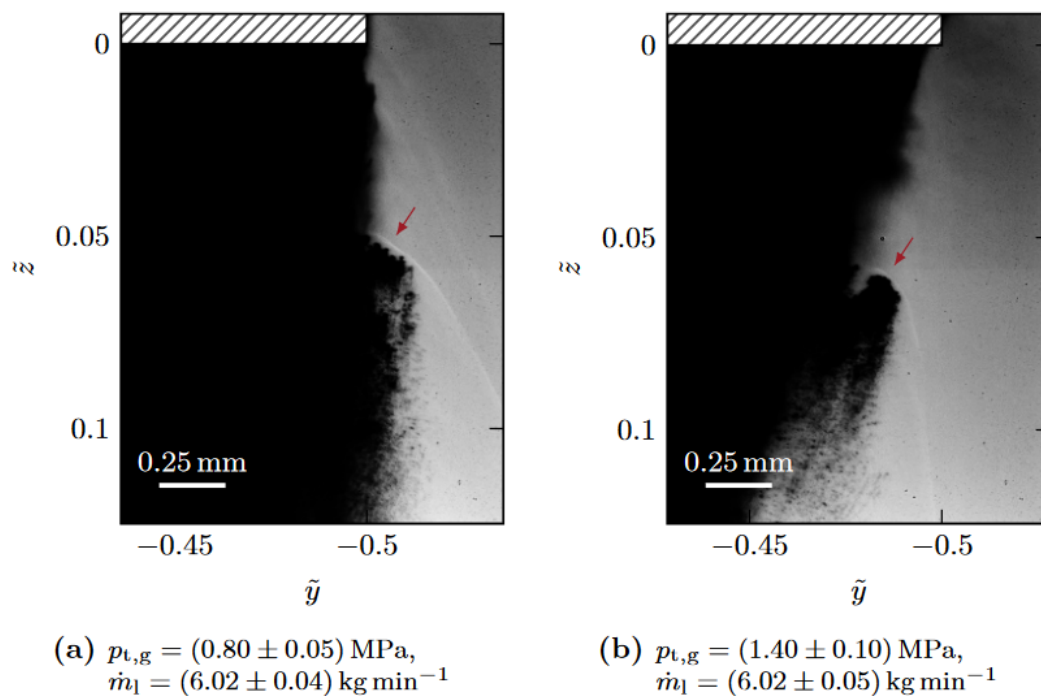


Abbildung 8: Exemplarische Standbilder des Flüssigkeitszerfalls aufgrund der Bildung eines Bugstoßes für zwei verschiedene Betriebspunkte. Der Kontrast der Bilder wurde künstlich erhöht, um mehr Details zu zeigen. Die Stöße sind durch zusätzliche Pfeile gekennzeichnet.

wird. Der Sender verfügt über Wellenlängen von 561 nm für das Standardsystem und 532 nm für das Planarsystem. Darüber hinaus sind sowohl der Sender als auch der Sondenempfänger auf einem 3D-Verfahrenssystem montiert. Dadurch kann das Messvolumen präzise im Spray positioniert werden. Eine schematische Darstellung des Aufbaus einschließlich der Definition eines kartesischen Koordinatensystems  $\{x, y, z\}$  ist in Abb. 9 dargestellt.

Eine Übersicht über die wichtigsten Parameter, die die optische Konfiguration des Messsystems charakterisieren, ist in Tabelle 1 gegeben. Hier wurden die einzelnen Entscheidungen unter Berücksichtigung der spezifischen Anforderungen des vom Überschall-Engerstäuber erzeugten Sprays getroffen. Beispielsweise ist aufgrund der hohen Dichte des Sprays ein kleines Messvolumen erforderlich, um zu vermeiden, dass mehrere Partikel das Messvolumen gleichzeitig durchqueren. Mit der verfügbaren Ausrüstung kann dies auf zwei Arten erreicht werden. Erstens führt eine Vergrößerung des Strahlhalbwinkels, d. h. eine Reduzierung der Senderbrennweite, zu einer kleineren Messvolumengröße. Zweitens wird das Messvolumen durch die Verwendung einer kleinen räumlichen Filterbreite für die Empfangsoptik weiter verkleinert. Es ist jedoch wichtig zu beachten, dass eine Vergrößerung des Halbwinkels des Strahls auch zu einem geringeren Interferenzstreifenabstand führt (Albrecht et al., 2003). Dies ist entscheidend, da dadurch die gemessenen Dopplerfrequenzen erhöht werden, die sich aus den das Messvolumen durchquerenden Partikeln ergeben. Da

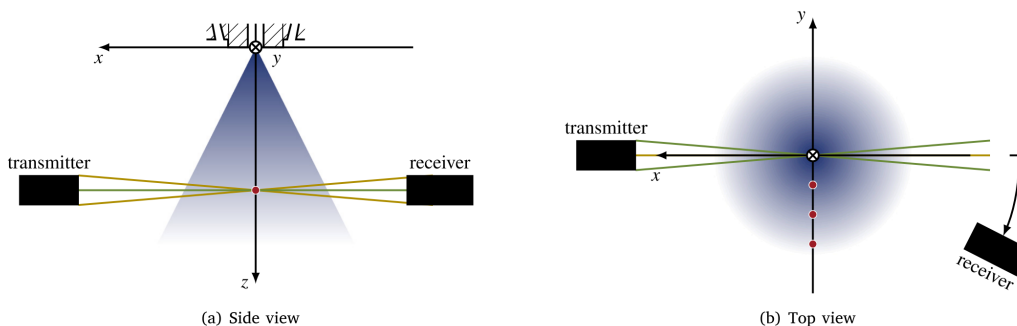


Abbildung 9: Schematische Darstellung des Dual-Mode-Phase-Doppler-Messaufbaus und Definition des kartesischen Koordinatensystems  $\{x, y, z\}$ , Apell et al. (2021).

Tabelle 1: Parameter, die die optische Konfiguration des Phasendoppler-Aufbaus charakterisieren

Parameter	Wert
Brennweite des Senders	500 mm
Strahldurchmesser	1,75 mm
Strahlabstand	60 mm
Strahlhalbwinkel	3,434°
Brennweite des Empfängers	500 mm
Streuwinkel	27°
Räumliche Spaltfilterbreite	0,025 mm
Blendenmaske	A

Tabelle 2: Physikalische Eigenschaften der drei Arbeitsflüssigkeiten bei einer beispielhaften Flüssigkeitstemperatur von 20 °C.

Eigenschaft	Wasser	Wässriges Glycerinlösung 20 %	Wässriges Glycerinlösung 40 %
Dichte in $\text{kg m}^{-3}$	998	1051	1103
Dynamische Viskosität in $\text{mPa s}$	1,00	1,74	3,68
Oberflächenspannung in $\text{mN m}^{-1}$	72,7	71,0	69,3

sowohl die maximale Bandbreite als auch die maximale Frequenz des Prozessors begrenzt sind, setzt dies auch eine Untergrenze für die Größe des Messvolumens, wenn versucht wird, die höchsten Partikelgeschwindigkeiten aufzulösen. Eine weitere Folge der hohen optischen Dichte des Sprays ist das niedrige Signal-Rausch-Verhältnis für kleine Partikel aufgrund der Abschwächung des gestreuten Lichts auf seinem Weg durch das Spray. Dies wurde durch eine Erhöhung der Laserleistung auf bis zu 200 mW berücksichtigt. Darüber hinaus wurde der Streuwinkel mit 27° relativ klein gewählt, um die Streuintensität bei der Erkennung der Brechung erster Ordnung zu erhöhen, wobei auch die Wellenlängen des Laserstrahls sowie die Brechungsindizes ähnlich denen von Wasser berücksichtigt wurden.

Neben der hohen optischen Dichte zeichnet sich der Spray auch durch hohe Partikelgeschwindigkeiten von bis zu mehreren hundert Metern pro Sekunde aus, die zu kurzen Partikelaufzeiten und hohen Dopplerfrequenzen führen. Im Detail liegen erstere typischerweise in der Größenordnung von  $10^{-7}$  s. Um die Auflösung der einzelnen Burst-Signale dennoch zu ermöglichen, wurde die Hardware des Strömungs- und Partikelprozessors BSA P60 nachträglich aufgerüstet, wodurch sowohl die maximal messbare Frequenz als auch die maximale Bandbreite erhöht wurden. Dadurch ermöglicht das System die Messung von Partikelgeschwindigkeiten bis zu  $468 \text{ m s}^{-1}$ .

Der Dual-Mode-Aufbau ist ein wirksames Mittel zur Reduzierung des Gaußschen Strahleffekts sowie des Spalteffekts (Tropea et al., 1996). Wichtig ist, dass der tatsächliche Partikeldurchmesser ausschließlich aus der vom Standardsystem gemessenen Phasendifferenz berechnet wird. Dies liegt daran, dass das Standardsystem im Vergleich zum planaren System eine höhere Empfindlichkeit aufweist und weniger anfällig für Schwingungen in der Phasendurchmesserbeziehung ist, die bei besonders kleinen Partikeln auftreten (Albrecht et al., 2003). Ebenso werden vom planaren System gemessene Phasendifferenzen größer als 260° als ungültig abgelehnt, da sie von kleinen Partikeln herrühren können, die fälschlicherweise zu negativen Phasendifferenzen führen. Diese Einschränkung definiert effektiv ein zusätzliches Nichtakzeptanzband. Der resultierende maximal messbare Partikeldurchmesser beträgt  $107 \mu\text{m}$ . Laut der Diskussion des dynamischen Bereichs der Phasendoppler-Messtechnik von Widmann et al. (2002) führt dies zu einem minimal messbaren Partikeldurchmesser von etwa  $2 \mu\text{m}$ .

## 5.1 Versuchsplanung

Das Hauptziel dieser experimentellen Studie war es, den Einfluss des Betriebssollwerts des Überschall-Zerstäubers mit enger Verbindung auf das Zerstäubungsergebnis zu untersuchen. Dabei wird ein wohldefinierter Betriebssollwert durch den Gasstaudruck und den Flüssigkeitsmassenstrom charakterisiert. Im Einzelnen wurde ersterer systematisch zwischen 0,4 MPa und 1,6 MPa variiert, was Gasmassenströmen zwischen  $8 \text{ kg min}^{-1}$  und  $33 \text{ kg min}^{-1}$  entspricht. Darüber hinaus wurde der Flüssigkeitsmassenstrom im Bereich von  $3 \text{ kg min}^{-1}$  bis  $9 \text{ kg min}^{-1}$  variiert.

Darüber hinaus wurden drei verschiedene Arbeitsflüssigkeiten verwendet, um den Einfluss der dynamischen Viskosität der Flüssigkeit auf das Zerstäubungsergebnis zu untersuchen. Insbesondere wurden neben dem Referenzfall Wasser zwei wässrige Glycerinlösungen mit unterschiedlichen Massenanteilen (d. h. 20 % und 40 %) verwendet. Im Vergleich zu Wasser zeigen beide Lösungen hauptsächlich eine Erhöhung der dynamischen Viskosität. Für eine beispielhafte Flüssigkeitstemperatur von 20 °C sind die physikalischen Flüssigkeitseigenschaften in Tabelle 2 angegeben. Sie wurden gemäß den Empfehlungen der International Association for the Properties of Water and Steam (2007, 2008, 2014) und der VDI-Gesellschaft Chemieingenieurwesen und Verfahrenstechnik (2010) sowie Cheng (2008) berechnet. Zusätzlich wurden die berechneten Oberflächenspannungswerte erfolgreich mit einem DCAT25-Tensiometer (DataPhysics Instruments GmbH) validiert.

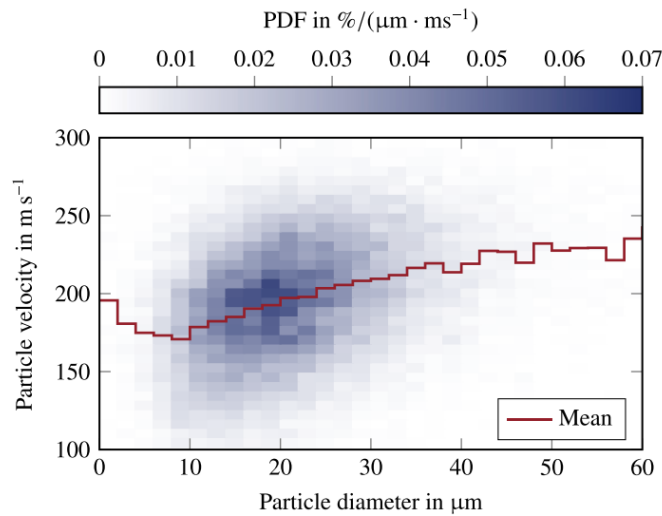


Abbildung 10: Korrelation zwischen dem Partikeldurchmesser und der Partikelgeschwindigkeit, gemessen in der Mitte des Sprühnebels für einen beispielhaften Betriebssollwert, gekennzeichnet durch einen Gasstaudruck von 1,6 MPa und einen Flüssigkeitsmassenstrom von  $7 \text{ kg min}^{-1}$ .

Phasendopplermessungen wurden in einem axialen Abstand von 500 mm hinter der Flüssigkeitsdüse durchgeführt, wo der Sprühnebel als vollständig entwickelt angesehen wird. Um den gesamten Sprühquerschnitt zu charakterisieren, wurde die radiale Messposition systematisch variiert. Das heißt, unter der Annahme einer radialen Symmetrie des Sprühnebels wurden die Messpositionen streng entlang der negativen  $y$ -Achse variiert, wie in Abb. 9(b) angegeben. Dies hat den Vorteil, dass die nachteiligen Auswirkungen der Verdunklung auf die Datenqualität reduziert werden. Darüber hinaus wird hier angenommen, dass der Einfluss der dritten Partikelgeschwindigkeitskomponente, die nicht gemessen wird, minimal ist und der Sprühnebel daher zweidimensional ist. Folglich wurde das planare System zur Messung der radialen Partikelgeschwindigkeitskomponente verwendet und die absolute Partikelgeschwindigkeit wurde aus der axialen und der radialen Partikelgeschwindigkeitskomponente berechnet.

Während die Datenverarbeitung in MATLAB (The Math Works, Inc.) durchgeführt wurde, wurden die Rohdaten mit der BSA Flow Software v6.50 erfasst. Im Einzelnen umfasst dies die Ankunfts- und Transitzeit der Partikel sowie Phasenunterschiede und Geschwindigkeitskomponenten, die vom Standard und dem planaren System gemessen werden. Darüber hinaus besteht jeder einzelne Datensatz aus mindestens 20.000 validierten Partikeln. Tatsächlich wurde festgestellt, dass die Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsstatistiken innerhalb von 15.000 validierten Partikeln ausreichend konvergieren.

## 5.2 Bias-Korrektur

In Bezug auf die Partikelanzahlkonzentration, d. h. die Anzahl der Partikel pro Volumeneinheit, müssen bei der Berechnung aussagekräftiger Statistiken aus den Rohdaten, die mit dem Phasendoppler-Messprinzip gewonnen wurden, zwei Quellen der Verzerrung berücksichtigt werden. Erstens wird die Anzahlkonzentration großer Partikel, die erkannt werden, statistisch überschätzt (Albrecht et al., 2003). Dies führt zu einer Verzerrung der Partikelgrößenstatistik. Zweitens wird in ähnlicher Weise die Anzahlkonzentration schneller Partikel statistisch überschätzt (McLaughlin und Tiederman, 1973). Dies führt zu einer Verzerrung der Partikelgeschwindigkeitsstatistik.

Tatsächlich besteht für den untersuchten Sprühnebel eine positive Korrelation zwischen dem Partikeldurchmesser und der Partikelgeschwindigkeit, wie in Abb. 10 für einen beispielhaften Betriebssollwert zu sehen ist, der durch einen Gasstaudruck von 1,6 MPa und einen Flüssigkeitsmassenstrom von  $7 \text{ kg min}^{-1}$  gekennzeichnet ist. Hier werden die Rohdaten als diskrete Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion (PDF) für den Partikeldurchmesser und die Partikelgeschwindigkeit in der Mitte des Sprühnebels dargestellt. Zusätzlich wird der Mittelwert angegeben. Folglich ist eine Korrektur der Geschwindigkeitsverzerrung erforderlich, um eine zusätzliche Verzerrung der Partikelgrößenstatistik zu vermeiden.

Als Mittel zur Korrektur beider Arten von Verzerrungen wurde der folgende Gewichtungsfaktor eingeführt und bei der Berechnung von Partikelverteilungen und -statistiken auf jedes einzelne Partikel  $i$  angewendet:

$$\omega = \frac{\tau_i}{V_i} \quad (1)$$

Hierbei ist  $\tau_i$  die Transitzeit des Partikels  $i$  und  $V_i$  die Größe des entsprechenden Detektionsvolumens. Erstere wird direkt vom BSA-Fluss- und Partikelprozessor gemessen und letztere ist eine Schätzung basierend auf dem von der Burstlänge abhängigen effektiven Durchmesser des Detektionsvolumens und unter Berücksichtigung der Verkürzung des Detektionsvolumens aufgrund des räumlichen Schlitzfilters vor der Empfangsoptik (Albrecht et al., 2003).

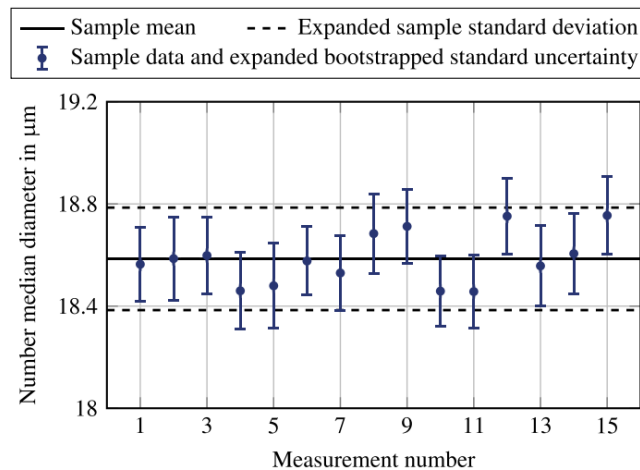


Abbildung 11: Vergleich der gemessenen zufälligen Schwankungen des Zahlenmitteldurchmessers in der Mitte des Sprühstrahls mit Schätzungen der Unsicherheitskomponente, die aus Zufallseffekten resultiert, die mit der Bootstrap-Methode berechnet wurden. Der verwendete Abdeckungsfaktor beträgt 1,96. Der entsprechende Betriebssollwert ist durch einen Gasstaudruck von 0,8 MPa und einen Flüssigkeitsmassenstrom von  $5 \text{ kg min}^{-1}$  gekennzeichnet.

### 5.3 Abschätzung der Messunsicherheit

Um signifikante Einflüsse auf das Zerstäubungsergebnis zu identifizieren und einen quantitativen Vergleich der Messdaten durchzuführen, ist es entscheidend, die mit den Phasendopplermessungen verbundene Unsicherheit zu bestimmen. Eine strenge Typ-A-Bewertung der Unsicherheit, wie sie vom Internationalen Büro für Maß und Gewicht (2008) definiert wurde, erfordert jedoch eine ausreichend große Anzahl von Beobachtungen, d. h. Wiederholungen aller Experimente. Dies ist im vorliegenden Fall nicht möglich, da Experimente mit Überschall-Gaszerstäubung teuer sind. Andererseits ist eine umfassende analytische Behandlung der Messunsicherheit, d. h. eine Typ-B-Bewertung der Unsicherheit, aufgrund der hohen Komplexität des Phasendoppler-Messsystems schwierig. Tatsächlich müsste eine solche Analyse, wie Blagojević und Bajsić (1996) festgestellt haben, beispielsweise die optische Konfiguration, die Signalverarbeitung sowie das Spray selbst umfassen.

Um diese Schwierigkeit zu überwinden, wurde die Unsicherheitskomponente, die aus Zufallseffekten resultiert, numerisch geschätzt, wobei die von Efron und Tibshirani (1994) beschriebene Bootstrap-Resampling-Methode verwendet wurde. Im Einzelnen wurden für jede einzelne gemessene Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsverteilung insgesamt 10.000 Bootstrap-Verteilungen generiert und zur Berechnung der Unsicherheit für jede interessierende Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsstatistik verwendet.

In Abb. 11 werden Ergebnisse für den mittleren Durchmesser gezeigt, die aus 15 Einzelmessungen im Zentrum des Sprays über einen kurzen Zeitraum gewonnen wurden. Dabei ist der entsprechende Betriebssollwert durch einen Gasstaudruck von 0,8 MPa und einen Flüssigkeitsmassenstrom von  $5 \text{ kg min}^{-1}$  gekennzeichnet und war innerhalb von 0,5 % um den Mittelwert herum konstant. Als Referenz werden zusätzlich der Stichprobenmittelwert sowie die erweiterte Stichprobenstandardabweichung, berechnet mit einem Abdeckungsfaktor von 1,96, angegeben. Darüber hinaus wird für jede der Einzelmessungen die erweiterte Bootstrap-Standardunsicherheit als Fehlerbalken angezeigt, ebenfalls mit einem Abdeckungsfaktor von 1,96. Wie man sieht, stimmen die gemessenen und die numerisch geschätzten Schwankungen gut überein. Daher wurde der Schluss gezogen, dass die Bootstrap-Methode ein nützliches Mittel zur Schätzung der Unsicherheitskomponente bietet, die aus Zufallseffekten resultiert.

Darüber hinaus wurde die Unsicherheitskomponente berücksichtigt, die sich aus systematischen Effekten ergibt, die viele Ursachen haben und zufälliger Natur sein können. Beispielsweise ist der Zerstäubungsprozess aufgrund des offenen Designs der Zerstäuberforschungsanlage, das die Zugänglichkeit für eine Vielzahl von Messtechniken verbessert, Änderungen der Umgebungsbedingungen ausgesetzt. Ähnliche Schwierigkeiten wurden von Wolf und Bergmann (2002) berichtet, die eine Abhängigkeit des Gasflusses vom Umgebungsdruck feststellten. Da die Berechnung eines geeigneten Korrekturfaktors für diese Effekte nicht möglich ist, wurde ihre Quantifizierung durch Durchführung einer Typ-A-Bewertung der Unsicherheit behandelt. Im Einzelnen wurden im Verlauf der Messkampagne insgesamt 15 Messungen bei demselben beispielhaften Betriebssollwert durchgeführt, der für die Bewertung der Bootstrap-Methode in Abb. 11 berücksichtigt wurde. Dabei war der Betriebssollwert innerhalb von 0,5 % um den Mittelwert konstant. Unter der Annahme, dass diese Unsicherheitskomponente unabhängig vom Betriebssollwert und damit repräsentativ für die gesamte Messkampagne ist, wurden die erhaltenen Daten verwendet, um Standardunsicherheiten für alle relevanten Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsstatistiken zu berechnen.

Abschließend wurde für jede Partikelstatistik eine kombinierte Standardunsicherheit berechnet, die beide beschriebenen Beiträge berücksichtigt und ihre Unabhängigkeit annimmt. Darüber hinaus werden im Folgenden erweiterte kombinierte Standardunsicherheiten unter Verwendung eines Abdeckungsfaktors von 1,96 angegeben.

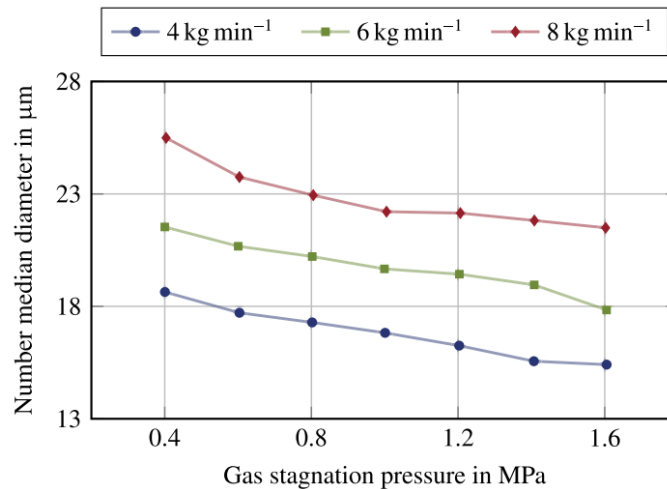


Abbildung 12: Zahlenmäßiger mittlerer Durchmesser in der Mitte des Sprühnebels als Funktion des Gasstaudrucks für drei verschiedene konstante Flüssigkeitsmassenströme.

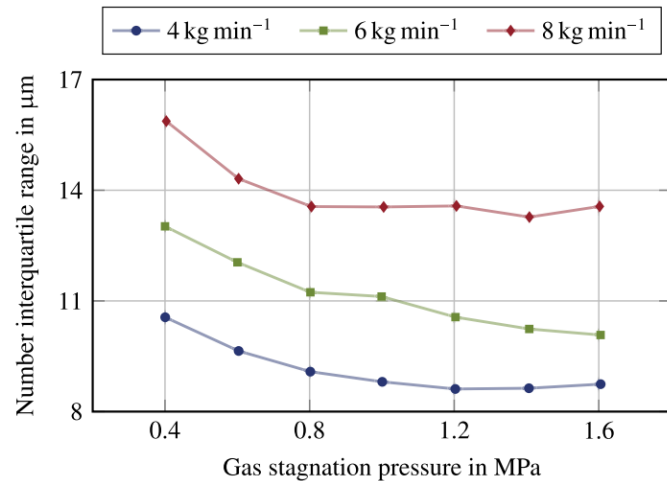


Abbildung 13: Zahlen-Interquartilsabstand im Zentrum des Sprühnebels als Funktion des Gasstaudrucks für drei verschiedene konstante Flüssigkeitsmassenströme.

## 6 Ergebnisse der Phasen-Doppler-Messungen

### 6.1 Einfluss betriebstechnischer Parameter auf die Sprayeigenschaften

Die beiden hier betrachteten Betriebsparameter sind der Gasstagnationsdruck und der Flüssigkeitsmassenstrom. Insbesondere ersterer wurde in der Literatur bereits ausführlich untersucht, beispielsweise von Ak Soy und Ünal (2006) und Urionabarretxea et al. (2013, 2014). Dies liegt daran, dass der Gasstagnationsdruck bei häufig verwendeten industriellen Zerstäubern nicht nur leicht einstellbar ist, sondern auch über einen weiten Bereich flexibel variiert werden kann. Daher bietet er eine Möglichkeit zu beurteilen, ob bei der Verwendung von Wasser als Ersatzflüssigkeit Trends beobachtet werden können, die qualitativ denen bei flüssigem Metall ähneln. Es muss jedoch beachtet werden, dass eine Änderung des Gasstagnationsdrucks aufgrund der starken Kopplung zwischen den beiden Flüssigkeitsströmen auch eine Änderung des Flüssigkeitsmassenstroms bewirkt. Infolgedessen ist es in Studien oft schwierig, die Auswirkungen der beiden separaten Betriebsparameter zu isolieren, im Gegensatz zu der vorliegenden Studie.

Der zahlenmittlere Durchmesser wird als Funktion des Gasstagnationsdrucks für drei verschiedene konstante Flüssigkeitsmassenströme (d. h.  $4 \text{ kg min}^{-1}$ ,  $6 \text{ kg min}^{-1}$  und  $8 \text{ kg min}^{-1}$ ) in Abb. 12 dargestellt. In Übereinstimmung mit den Ergebnissen für Metallsprays (Mates und Settles, 2005; Urionabarretxea et al., 2021) ist zu erkennen, dass der zahlenmittlere Durchmesser mit zunehmendem Gasstagnationsdruck abnimmt.

Darüber hinaus nimmt die Streuung der Partikelgröße mit zunehmendem Gasstaudruck ab, wie aus den in Abb. 13 für dieselben

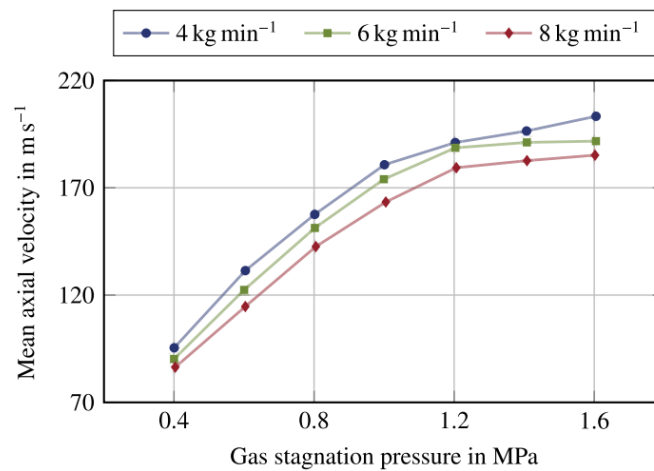


Abbildung 14: Mittlere Axialgeschwindigkeit im Zentrum des Sprühstrahls als Funktion des Gasstaudrucks für drei verschiedene konstante Flüssigkeitsmassenströme.

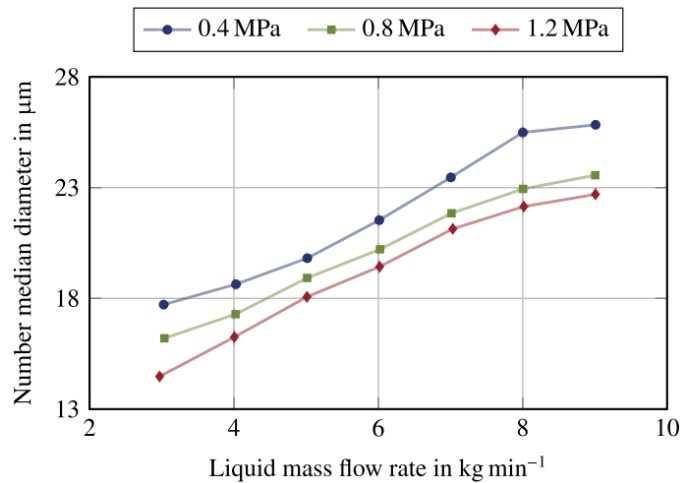


Abbildung 15: Mittlere Axialgeschwindigkeit im Zentrum des Sprühstrahls als Funktion des Gasstaudrucks für drei verschiedene konstante Flüssigkeitsmassenströme.

Betriebsollwerte dargestellten Anzahl Interquartilsabständen geschlossen werden kann. Diese Ergebnisse ähneln denen von Mates und Settles (2005). Bei besonders hohen Gasstaudrücken scheint es eine Untergrenze für die Streuung der Partikelgröße zu geben, die von der spezifischen Flüssigkeitsmassenstromrate abhängt. Mit anderen Worten: Während der Gasstaudruck tatsächlich Mittel zur Reduzierung der Gesamtpartikelgröße und zum Erreichen einer engeren Partikelgrößenverteilung bietet, wird er mit zunehmendem Gasstaudruck weniger wirksam.

Weniger gut abgedeckt in der vorhandenen Literatur ist der Einfluss des Betriebsollwerts auf die Partikelgeschwindigkeit. In Abb. 14 ist die mittlere Axialgeschwindigkeit als Funktion des Gasstaudrucks dargestellt, wiederum für dieselben drei konstanten Flüssigkeitsmassenströme wie in Abb. 12 und 13. Es ist offensichtlich, dass die Partikelgeschwindigkeit stark vom Gasstaudruck beeinflusst wird, auch wenn die Empfindlichkeit bei besonders hohen Gasstaudrücken abnimmt. Eine Erhöhung des Gasstaudrucks führt zu einer Erhöhung der mittleren Axialgeschwindigkeit. Andererseits hat eine Erhöhung des Flüssigkeitsmassenstroms den gegenteiligen Effekt, d. h. sie führt zu einer allmählichen Abnahme der mittleren Axialgeschwindigkeit.

Der Flüssigkeitsmassenstrom ist ein wichtiger Parameter bei der industriellen Anwendung der Überschall-Gaszerstäubung, da er direkt proportional zur Produktionsrate von Pulvern ist. Folglich ist eine Erhöhung des Flüssigkeitsmassenstroms von wirtschaftlichem Interesse, vorausgesetzt, dass weder die Partikelqualität noch die Prozessstabilität abnehmen. Die entsprechende Auswirkung auf die Partikelgrößenverteilung wurde im Rahmen dieser experimentellen Arbeit systematisch untersucht.

Zunächst wird in Abb. 15 der Zahlenmediandurchmesser als Funktion des Flüssigkeitsmassenstroms für drei verschiedene konstante Gasstagnationsdrücke (d. h. 0,4 MPa, 0,8 MPa und 1,2 MPa) dargestellt. Hier ist eine nahezu lineare Korrelation offensichtlich. Eine Erhöhung des Flüssigkeitsmassenstroms führt zu einem erhöhten Zahlenmediandurchmesser. Eine ähnliche Tendenz wurde von

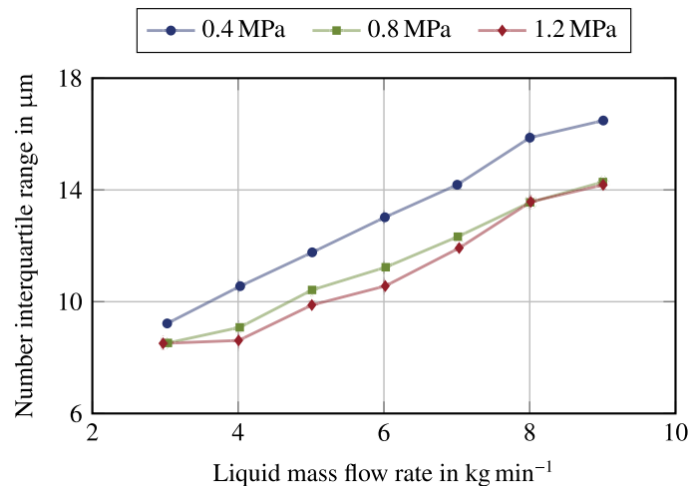


Abbildung 16: Zahlen-Interquartilsabstand in der Mitte des Sprühnebels als Funktion des Flüssigkeitsmassenstroms für drei verschiedene konstante Gasstagnationsdrücke.

Urionabarrenetxea et al. (2013, 2014, 2021) bei Metallsprays beobachtet, bei denen unterschiedliche zeitlich gemittelte Flüssigkeitsmassenströme verwendet wurden, die durch eine unter Druck stehende Flüssigkeitsversorgung erzeugt wurden. Insbesondere scheint der Zahlenmediandurchmesser bei den betrachteten Betriebsollwerten empfindlicher auf Änderungen des Flüssigkeitsmassenstroms als auf Änderungen des Gasstagnationsdrucks zu reagieren.

Nicht nur der zahlenmäßige mittlere Durchmesser, sondern auch die Streuung der Partikelgröße nimmt mit zunehmendem Flüssigkeitsmassenstrom signifikant zu, wie in Abb. 16 zu sehen ist, wo der zahlenmäßige Interquartilabstand für dieselben Betriebsollwerte dargestellt ist. Tatsächlich scheint die Korrelation auch nahezu linear zu sein. Dies ist daher ein erster Hinweis darauf, dass der Flüssigkeitsmassenstrom ein ziemlich empfindlicher Parameter bei der Bestimmung der Gesamtpartikelgrößenverteilung ist.

Es muss jedoch beachtet werden, dass für die bisher präsentierten Daten der Flüssigkeitsmassenstrom ausschließlich durch Anpassen der absoluten Geschwindigkeit des zugeführten Flüssigkeitsstroms variiert wurde. Das heißt, der Flüssigkeitsdüsendurchmesser wurde konstant bei 4 mm gehalten, was zu einer konstanten Flüssigkeitsdüsenfläche führte. Um zu untersuchen, ob die gemeldeten Änderungen der Partikelgrößenverteilung tatsächlich auf den Einfluss des tatsächlichen Flüssigkeitsmassenstroms und nicht der absoluten Flüssigkeitsgeschwindigkeit zurückzuführen sind, wurden zusätzliche Messungen an ausgewählten Betriebsollwerten durchgeführt, wobei zwei zusätzliche Flüssigkeitsdüsen mit einem Durchmesser von 3 mm bzw. 5 mm verwendet wurden.

Bei einer verstopften Gasdüse ist der Gasmassenstrom direkt proportional zum Gasstagnationsdruck (Anderson, 1990). Der Betriebsollwert wird häufig als eine einzige dimensionslose Größe definiert, nämlich das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis:

$$GLR = \frac{\dot{m}_g}{\dot{m}_l} \quad (2)$$

Dabei sind  $\dot{m}_g$  und  $\dot{m}_l$  jeweils der Gasmassenstrom und der Flüssigkeitsmassenstrom. Nach Miller et al. (1996) kann das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis als Maß erster Ordnung für die Zerstäubungseffizienz verstanden werden. Das heißt, bei konstanter Partikelqualität entspricht ein verringertes Gas-Flüssigkeits-Verhältnis einem verringerten Gasverbrauch pro Masseneinheit des erhaltenen Produkts.

Für die gleichen Betriebsollwerte wie in Abb. 15 wird der Zahlenmediandurchmesser als Funktion des Gas-Flüssigkeits-Verhältnisses für drei verschiedene konstante Gasstagnationsdrücke (d. h. 0,4 MPa, 0,8 MPa und 1,2 MPa) in Abb. 17 gezeigt. Daraus können direkt eine Reihe von Schlussfolgerungen gezogen werden, die sich auch für den Zahlen-Interquartilabstand als zutreffend erwiesen haben. Zunächst einmal führt eine Erhöhung des Gas-Flüssigkeits-Verhältnisses zwar zunächst zu einem geringeren Zahlenmediandurchmesser, es scheint jedoch eine deutliche Untergrenze zu geben. Mit anderen Worten, der Betrieb des Zerstäubers unter weniger effizienten Betriebsbedingungen reduziert die Partikelgröße nicht unbedingt weiter, wie auch Ünal (2007a,b) festgestellt hat. Darüber hinaus ergibt die Korrelation des Zahlenmediandurchmessers und des Gas-Flüssigkeits-Verhältnisses keine eindeutige Beziehung. Tatsächlich kann, wie in Abb. 18 deutlich zu sehen ist, ein einzelnes Gas-Flüssigkeits-Verhältnis vielen verschiedenen mittleren Durchmessern entsprechen, je nach dem jeweiligen Gasstaudruck und dem Flüssigkeitsmassenstrom, was gut mit den von Park et al. (1996) für einen Metallspray erhaltenen Daten übereinstimmt. Folglich ist es tatsächlich möglich, die Zerstäubungseffizienz zu erhöhen, d. h. das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis zu verringern und die Partikelgröße konstant zu halten, indem sowohl der Gasstaudruck als auch der Flüssigkeitsmassenstrom entsprechend angepasst werden. Es muss jedoch beachtet werden, dass diese Überlegung die wirtschaftlichen Aspekte des Zerstäubungsprozesses, wie beispielsweise die Produktausbeute und den Gasverbrauch, nicht berücksichtigt, die natürlich den Bereich der Zerstäubereffizienz einschränken und folglich zu einem Kompromiss führen.

Das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis wird häufig zur Modellierung der charakteristischen Partikelgröße verwendet, die sich aus der eng gekoppelten Überschallzerstäubung ergibt, beispielsweise unter Verwendung empirischer Korrelationen wie der bekannten

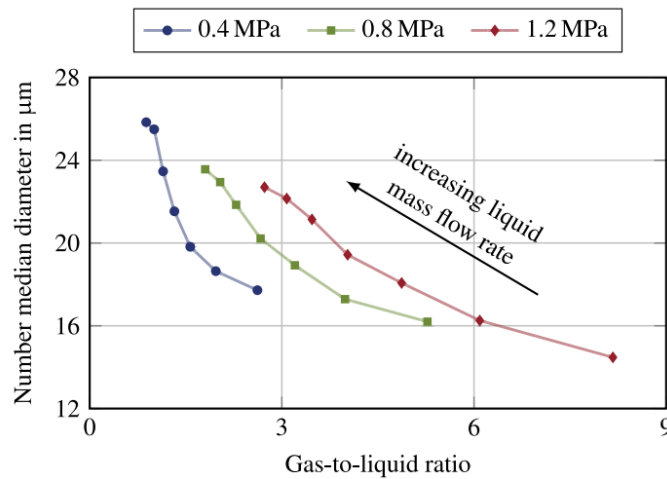


Abbildung 17: Mittlerer Durchmesser in der Mitte des Sprühnebels als Funktion des Gas-Flüssigkeits-Verhältnisses für drei verschiedene konstante Gasstagnationsdrücke.

von Lubanska (1970) vorgeschlagenen. Das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis allein umfasst jedoch kein physikalisches Verständnis des Zerstäubungsprozesses, da es keine Informationen über die lokalen Flüssigkeitsströmungsfelder und ihre Wechselwirkung enthält, die für die Zerstäubung entscheidend sind. Dementsprechend haben Urionabarretxea et al. (2021) angenommen, dass das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis allein nicht als Parameter zur Beschreibung des Zerstäubungsergebnisses geeignet ist. Diese Hypothese wird durch die in Abb. 17 dargestellten Daten und die oben diskutierten Ergebnisse eindeutig bestätigt. Folglich muss bei der Modellierung des Zerstäubungsprozesses darauf geachtet werden, den Betriebsollwert nicht auf das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis als einzigen Parameter zu reduzieren.

## 6.2 Einfluss der dynamischen Viskosität von Flüssigkeiten

In den Experimenten wurden Flüssigkeiten mit unterschiedlicher Viskosität zur Zerstäubung verwendet. Es zeigte sich, dass unter den vorliegenden Versuchsbedingungen der Einfluss der Viskosität gering ist.

Die kleinste Flüssigkeits-Reynoldszahl, die als Teil der Variation der dynamischen Viskosität der Flüssigkeit berücksichtigt wurde, lag bei etwa 3700. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass bei Flüssigkeits-Reynoldszahlen, die größer als dieser Wert sind, der Effekt der viskosen Kräfte auf die Partikelgröße im Vergleich zum Einfluss der anderen Kräfte, die bei der Überschall-nahgekoppelten Zerstäubung beteiligt sind, vernachlässigbar ist. Dies ist vernünftig, da Ohnesorge-Zahlen, die auf dem Flüssigkeitsdüsendurchmesser als charakteristischer Längenskala basieren, typischerweise kleiner als 0,1 sind (Hsiang und Faeth, 1992). Daher ist dies ein erster Hinweis darauf, dass bei der Überschall-nahgekoppelten Zerstäubung die Flüssigkeits-Reynoldszahl groß genug ist, um keine wichtige Größe für die Beschreibung und Modellierung des Zerstäubungsprozesses zu sein.

Daher bestimmen die Trägheitseffekte des Sprühnebels und des Gases sowie die Oberflächenspannung den Zerstäubungsvorgang.

## 7 Modelentwicklung

Um zu verstehen, wie die Bildung eines Stoßes zur sekundären Zerstäubung beiträgt, wird der Mechanismus analytisch behandelt. Zu diesem Zweck wird der in Abb. 18 gezeigte zweidimensionale Strömungsaufbau betrachtet, der eine Vereinfachung der in Abb. 8 beobachteten komplexen dreidimensionalen Stoßbildung darstellt. Hier wird ein ruhendes Flüssigkeitsvolumen der anfänglichen charakteristischen Länge  $d_0$  plötzlich einem gleichmäßigen Überschallgasstrom ausgesetzt, der durch die absolute Gasgeschwindigkeit  $u_g$ , den Gasdruck  $p_g$  und die Gasdichte  $\rho_g$  charakterisiert ist. Das Gas wird als kalorisch perfekt mit dem Wärmekapazitätsverhältnis  $\kappa$  und als reibungsfreier Strom angenommen. Darüber hinaus wird angenommen, dass die Flüssigkeit inkompressibel ist und durch die Flüssigkeitsdichte  $\rho_l$ , die dynamische Viskosität der Flüssigkeit  $\mu_l$  und die Oberflächenspannung  $\sigma$  charakterisiert ist. Aufgrund der kompressiblen Natur des Überschallgasstroms bildet sich während der anfänglichen Wechselwirkung eine Stoßwelle an der Oberfläche des Flüssigkeitsvolumens und bewegt sich stromaufwärts mit der absoluten Stoßgeschwindigkeit  $u_{\text{shock}}$ . Zur Vereinfachung wird angenommen, dass der Fluss entlang der Stoßwelle eindimensional ist. Folglich wird eine normale Stoßwelle betrachtet. Dies ermöglicht die Formulierung der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie entlang der Stoßwelle (Anderson et al., 1991).

$$\rho_{g,c} u_{\text{shock}} = \rho_g (u_g + u_{\text{shock}}) \quad (3)$$

$$\rho_{g,c} + \rho_{g,c} u_{\text{shock}}^2 = p_g + (u_g + u_{\text{shock}})^2 \quad (4)$$

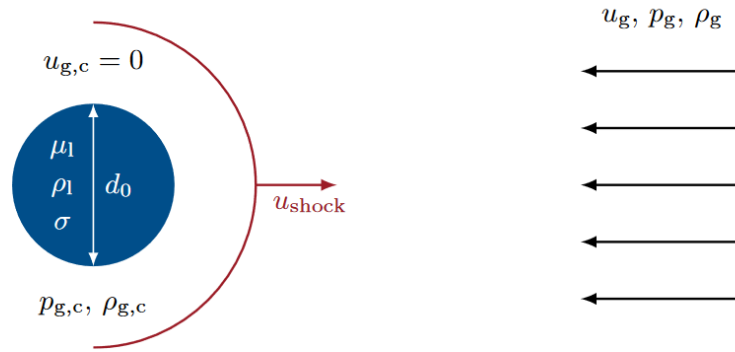


Abbildung 18: Schematische Darstellung der Stoßbildung durch die Wechselwirkung zwischen einem Flüssigkeitsvolumen und einem Überschall-Gasstrom.

$$\frac{\kappa}{\kappa - 1} \frac{p_{g,c}}{\rho_{g,c}} = \frac{\kappa}{\kappa - 1} \frac{p_g}{\rho_g} + \frac{(u_g + u_{shock})^2}{2} \quad (5)$$

Dabei sind  $p_{g,c}$  und  $\rho_{g,c}$  der Druck bzw. die Dichte des komprimierten Gases hinter der Stoßwelle. Außerdem wurde die Geschwindigkeit des komprimierten Gases  $u_{g,c}$  als Null angenommen, eine Bedingung, die an der Oberfläche des Flüssigkeitsvolumens während der anfänglichen Bildung der hier betrachteten Stoßwelle erfüllt sein muss. Interessanterweise kann der Satz der Gleichungen (3) - (5) algebraisch für die Druckdifferenz über der Stoßwelle  $\Delta p_{shock} \equiv p_{g,c} - p_g$  gelöst werden:

$$\Delta p_{shock} = \frac{1}{4} \left\{ \rho_g (\kappa + 1) u_g^2 + \rho_g^{1/2} u_g [16\kappa p_g + (1 + \kappa)^2 \rho_g u_g^2]^{1/2} \right\}. \quad (6)$$

Tatsächlich ist Gl. (6) ein bemerkenswertes Ergebnis, da es die Schätzung der Druckdifferenz über der Stoßwelle  $\Delta p_{shock}$  ausschließlich aus für den Überschallgasstrom charakteristischen Größen ermöglicht, ohne dass die absolute Geschwindigkeit der Stoßwelle  $u_{shock}$  und der Zustand des komprimierten Gases bekannt sein müssen. An dieser Stelle ist es wichtig zu beachten, dass es einen deutlichen Unterschied zwischen der in Abb. 18 gezeigten Strömungsanordnung und einem Flüssigkeitsvolumen gibt, das einem Unterschallstrom ausgesetzt ist. Das heißt, während für den Unterschallstrom der dynamische Druck  $\rho_g u_g^2 / 2$  des Gasstroms die Verformung des Flüssigkeitsvolumens bestimmt, ist für den Überschallstrom die Druckdifferenz über der sich bildenden Stoßwelle  $\Delta p_{shock}$  wichtig.

Tatsächlich kann unter Verwendung der Bernoulli-Gleichung und Vernachlässigung des Laplace-Drucks aufgrund der Krümmung der Oberfläche des Flüssigkeitsvolumens eine Schätzung der charakteristischen Geschwindigkeit der Verformung des Flüssigkeitsvolumens  $u_{def}$  erhalten werden

$$u_{def} \approx \left[ \frac{2\Delta p_{shock}}{\rho_l} \right]^{1/2}. \quad (7)$$

Darüber hinaus ermöglicht die Definition der Deformationsgeschwindigkeit  $u_{def}$  die Definition der entsprechenden lokalen dimensionslosen Zahlen, die die Deformation und den Zerfall des Flüssigkeitsvolumens aufgrund der Wechselwirkung mit einem Überschallgasstrom bestimmen. Diese sind neben der Mach-Zahl  $Ma$  und der Ohnesorge-Zahl  $Oh$  die Deformations-Weber-Zahl

$$We_{def} = \frac{\rho_l u_{def}^2 d_0}{\sigma} = \frac{2\Delta p_{shock} d_0}{\sigma}. \quad (8)$$

Natürlich kann die Deformations-Reynoldszahl analog definiert werden. Diese Zahl ist für den Zerstäubungsprozess nicht relevant, da wir experimentell gezeigt haben, dass der Einfluss der Viskosität vernachlässigbar klein ist.

Es ist offensichtlich, dass die „konvektionale“ Weber-Zahl, die auf der Berücksichtigung der Trägheitsterme durch eine stationäre Bernoulli-Gleichung basiert, für die Beschreibung der Überschallströmungen nicht geeignet ist. Die in diesem Abschnitt ermittelte Deformations-Weber-Zahl ist ein relevanter Maßstab für den Zerstäubungsprozess durch Überschallströmung.

## 8 Ergebnisvergleich: Forschungseinrichtung und Pilotanlage

Nach der Analyse der Datensätze aus den Zerstäubungsläufen in der Pulverproduktionsanlage des Partners SMS in Mönchengladbach, die im Jahresfortschrittsbericht des Jahres 2022 beschrieben wurde, hat die TUDa dem Partner SMS einen umfangreichen Datensatz mit Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsdaten zur Verfügung gestellt, die in der Forschungseinrichtung für einen Wasserspray mittels der Phasendoppler-Messtechnik gewonnen wurden. Diese Daten decken einen weiten Bereich von Betriebsollwerten ab, d. h. Gastagnationsdrücke  $p_{t,g}$  und Flüssigkeitsmassenströme  $\dot{m}_l$ . Darüber hinaus enthalten die Daten globale Partikelgrößenverteilungen, die aus lokalen Partikelgrößenverteilungen berechnet wurden, die an verschiedenen räumlichen Positionen im Spray gewonnen

---

wurden. Der Datensatz fasst die Empfindlichkeiten des Zerstäubungsergebnisses gegenüber Änderungen des Betriebssollwerts, der physikalischen Eigenschaften der Arbeitsflüssigkeit und der geometrischen Gestaltung der Zerstäubereinheit zusammen, die bei der Zerstäubung von Wasser beobachtet und in den jährlichen Fortschrittsberichten der Jahre 2021 und 2022 beschrieben wurden. Folglich ermöglicht dieser Datensatz nicht nur die Validierung der mittels numerischer Simulationen erzielten Ergebnisse, sondern dient auch als Grundlage für den Vergleich der Trends der Zerstäubungsergebnisse zwischen der Forschungseinrichtung und der Pulverproduktionsanlage. Dies ist eine wichtige Überlegung, da sie die Verwendung von Wasser als Ersatz für flüssiges Metall bei der Untersuchung der Überschall-nahgekoppelten Zerstäubung im Rahmen der Metallpulverproduktion rechtfertigt. Grundlage für diesen Ersatz war die Dimensionsanalyse, die im Rahmen von WP1 im jährlichen Fortschrittsbericht des Jahres 2020 erörtert wurde.

---

## 9 Validierung von numerischen Simulationen und Zerstäubungsmodell

---

TUDa hat zwei Berichte zusammengestellt, die den aktuellen Stand des Zerstäubungsmodells zusammenfassen, um dem Partner SMS bei der Implementierung des Modells in Code zu helfen. Der erste dieser Berichte behandelt das im jährlichen Fortschrittsbericht des Jahres 2022 beschriebene Stoßbildungsmodell, das den Zerfall eines Flüssigkeitsvolumens modelliert, das einem Überschallgasstrom ausgesetzt ist, aufgrund des Druckanstiegs, der durch die Bildung einer Stoßwelle verursacht wird. Experimentelle Beweise für das Auftreten dieser Zerfallsmechanismen wurden im Rahmen der Ergebnisse der Sprühvisualisierungsstudien erbracht. Der zweite Bericht fasst Ansätze für ein räumlich und zeitlich aufgelöstes sekundäres Zerfallsmodell zusammen, das auf der Wechselwirkung zwischen einem Flüssigkeitsvolumen und der Scherschicht eines Hochgeschwindigkeitsgasstroms basiert. Dies wurde durch die Ergebnisse der experimentellen Studien motiviert, die an der Forschungseinrichtung mit bildgebenden Verfahren durchgeführt wurden, wie in WP2 beschrieben. Die Grundidee für das Sekundärzerfallsmodell basiert auf den umfangreichen Arbeiten von Pilch und Erdman (1987) zum Thema Einzeltropfenzerfall und berücksichtigt die Verformung des Flüssigkeitsvolumens aufgrund der Gasströmung. Es wurde eine Erweiterung vorgeschlagen, die lokal variierende Gasströmungsfelder berücksichtigt. Darüber hinaus hat TUDa dem Partner SMS umfangreiche Messdaten aus der Visualisierung der Primärzerstäubung und der Sekundärzerstäubung an der Forschungsanlage (siehe WP2) zur Verfügung gestellt, die eine weitere Validierung der Mehrphasensimulationsergebnisse ermöglichen. Dazu gehören zeitgemittelte Sprühkonturen, die sowohl für das Fernfeld als auch für das Mittelfeld erhalten wurden (siehe Abbildung 3.4.1) und zeitaufgelöste Visualisierungen des Zerfalls des Flüssigkeitsstrahls im Nachlauf hinter der Flüssigkeitsdüse, d. h. der Primärzerstäubung. Dies ermöglicht einen Vergleich der Sprühbildung und der Flüssigkeitsmassenverteilung in der Mehrphasenströmung zwischen den experimentellen und den numerischen Ergebnissen, was Mittel zur Feinabstimmung der Parameter der numerischen Simulationen bietet. Weitere Informationen zu diesem Thema werden vom Partner SMS bereitgestellt.

---

## 10 Hauptschlussfolgerungen

---

Die Anwendung der Überschall-nahgekoppelten Zerstäubung von geschmolzenem Metall zur Herstellung hochwertiger Metallpulver ist ein komplexer Prozess, der wirtschaftlich immer wichtiger wird. Dies hat zu einer starken Nachfrage nach verbesserter Prozesskontrolle und -effizienz geführt und folglich Bemühungen motiviert, zuverlässige prädiktive Modellierungsfähigkeiten zu entwickeln. In dieser Arbeit wurde die Überschall-nahgekoppelte Zerstäubung experimentell in einer Laborumgebung untersucht. Zu diesem Zweck wurde eine Forschungsanlage als Eins-zu-eins-Nachbildung einer bestehenden Pulverproduktionsanlage aufgebaut. Basierend auf einer Dimensionsanalyse verwendet die Forschungsanlage jedoch Luft und verschiedene Ersatzflüssigkeiten anstelle von Inertgas und geschmolzenem Metall. Dies ermöglicht nicht nur umfangreiche und systematische experimentelle Untersuchungen, sondern verbessert auch die Zugänglichkeit für eine Reihe von Messtechniken. Im Einzelnen wurde die Phasendoppler-Messtechnik eingesetzt, um lokale Partikelgrößen- und Geschwindigkeitsverteilungen zu erhalten, die für das Zerstäubungsergebnis charakteristisch sind. Darüber hinaus wurde Hochgeschwindigkeitsbildgebung verwendet, um Einblicke in die primäre Zerstäubung zu erhalten. Darüber hinaus ermöglichte die Doppelbildaufnahme mit ultrakurzer Beleuchtung, den Sprühnebel rechtzeitig einzufrieren und die Mechanismen zu untersuchen, die für die sekundäre Zerstäubung verantwortlich sind, einschließlich der Beschleunigung der Flüssigkeit. Für diese experimentellen Untersuchungen wurde der durch den Gasstagnationsdruck  $p_{t,g}$  und den Flüssigkeitsmassenstrom definierte Betriebssollwert systematisch in einem weiten Bereich variiert. Unter Berücksichtigung der physikalischen Eigenschaften der Flüssigkeit wurde die dynamische Viskosität der Flüssigkeit durch Verwendung von Wasser und zwei wässrigen Glycerinlösungen mit unterschiedlichen Glycerinmassenanteilen variiert.

Die Ähnlichkeiten zwischen der Zerstäubung von geschmolzenem Metall und den Ersatzflüssigkeiten lassen darauf schließen, dass letztere tatsächlich zur Untersuchung der Überschall-nahgekoppelten Zerstäubung von geschmolzenem Metall eingesetzt werden können und die Beobachtung derselben qualitativen Trends ermöglichen. Dies ist ein wichtiges Ergebnis, da es darauf hindeutet, dass Zerstäubungsmodelle, die unter Verwendung von Ersatzflüssigkeiten entwickelt und validiert wurden, als nützlicher Ausgangspunkt für die Modellierung der Zerstäubung von geschmolzenem Metall dienen können.

Sowohl der Gasstaudruck als auch der Flüssigkeitsmassenstrom sind jeweils wichtige Parameter bei der Bestimmung der resultierenden Partikelgröße und müssen daher in Modelle einbezogen werden, die den Zerstäubungsprozess beschreiben. Dies ist insbesondere angesichts der Tatsache wichtig, dass das Gas-Flüssigkeits-Verhältnis GLR, das häufig zur Modellierung des Zerstäubungsprozesses verwendet wurde, nicht als einzelner Parameter zur Beschreibung des Betriebssollwerts geeignet ist. Ebenso stellen die erhaltenen Ergebnisse die Verwendung des Flüssigkeitsdüsendurchmessers  $d_l$  als Längenskalencharakteristik des eng gekoppelten Überschall-

---

Zerstäubungsprozesses in Frage. Darüber hinaus legen diese Ergebnisse nahe, dass die dynamische Viskosität der Flüssigkeit oder, in dimensionslosen Zahlen ausgedrückt, die Flüssigkeits-Reynolds-Zahl  $Re_l$  bei der Modellierung des Zerstäubungsprozesses vernachlässigt werden kann. Dies führt zu der Annahme, dass die Oberflächenspannung oder, in dimensionslosen Zahlen ausgedrückt, die Gas-Weber-Zahl ein wichtigerer Parameter bei der Bestimmung der Partikelgröße ist. Abschließend weisen diese Ergebnisse bei der industriellen Anwendung der Überschall-Zerstäubung von geschmolzenem Metall zur Herstellung von Metallpulvern darauf hin, dass eine Anlagengestaltung, die eine aktive Anpassung des Flüssigkeitsmassenstroms ermöglicht, eine Verbesserung der Prozesskontrolle ermöglicht.

Auch wenn die primäre Zerstäubung durch Anpassen des Betriebssollwerts aktiv beeinflusst werden kann, findet dennoch eine anschließende Wechselwirkung zwischen den entstehenden Tropfen und Bändern und dem umgebenden Hochgeschwindigkeitstrahl statt. Dies ist besonders wichtig, wenn man bedenkt, dass der Flüssigkeitsimpulsfluss am Flüssigkeitsdüsenaustritt zwar den Mechanismus beeinflusst, der für die primäre Zerstäubung verantwortlich ist, aber keinen Einfluss auf die resultierende Partikelgröße hat. Dies ist ein möglicher Hinweis auf die Bedeutung der sekundären Zerstäubung für das Zerstäubungsergebnis und folglich auch für die Entwicklung prädiktiver Modellierungsfähigkeiten.

Einer der Hauptmechanismen, die für die sekundäre Zerstäubung verantwortlich sind, ist die asymmetrische Wechselwirkung zwischen der Flüssigkeit und der Scherschicht des umgebenden Hochgeschwindigkeitstrahls. Dieser Mechanismus wurde in der vorhandenen Literatur nicht detailliert untersucht, insbesondere angesichts der besonders hohen absoluten Gasgeschwindigkeiten  $u_g$ , die bei eng gekoppelter Überschallzerstäubung auftreten. Daher sind grundlegende Untersuchungen dieses Mechanismus für die Entwicklung von Zerstäubungsmodellen erforderlich. Dasselbe scheint für den Flüssigkeitszerfall aufgrund der Bildung eines Bugstoßes zu gelten, der ein Merkmal des eng gekoppelten Überschallzerstäubungsprozesses ist.

---

## 11 Zielerreichung

---

### 11.1 Erreichte Ziele

---

Die in einer Verwaltungsvereinbarung festgelegten Ziele des Projekts konnten erreicht werden. Alle geplanten Arbeitspakete, aufgelistet in §2, wurden abgeschlossen. Alle geplante Unterlagen wurden zugestellt:

- Bericht zur Dimensionsanalyse verschiedener Metalle mit Vorschlägen für Ersatzmaterialien und Betriebsparameter in der Forschungsanlage
- Bericht, der das Atomisierungsmodell zusammenfasst
- Bericht zur Validierung des Zerstäubungsmodells (Vergleich Experiment und Simulation)

---

### 11.2 Eigene Publikationen über die Projektergebnisse

---

- Apell, N. (2023). Supersonic Close-coupled Atomization: Experimental Insights. PhD Thesis, Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, Germany.
- Apell, N., Tropea, C., Roisman, I. V., Hussong, J. (2023). Experimental investigation of a supersonic close-coupled atomizer employing the phase Doppler measurement technique. *International Journal of Multiphase Flow*, 167, 104544.
- Apell, N., Tropea, C., Roisman, I. V., Hussong, J. (2022). Application of the Phase Doppler Measurement Technique for the Characterization of Supersonic Gas Atomization. 20th International Symposium on Application of Laser and Imaging Techniques to Fluid Mechanics, Lisbon, Portugal.
- Apell, N., Tropea, C., Roisman, I. V., Hussong, J. (2022). Modeling of the Characteristic Size of Drops in a Spray Produced by the Supersonic Gas Atomization Process. In *ILASS-Europe 2022, 31th Conference on Liquid Atomization and Spray Systems*, 6-8 September 2022, virtual
- Odenthal, H. J., Vogl, N., Brune, T., Apell, N., Roisman, I., Tropea, C. (2021). Recent modeling approaches to close-coupled atomization for powder production. In *9th International Conference on Modeling and Simulation of Metallurgical Processes in Steelmaking: STEELSIM2021*, Vienna, Austria.
- Apell, N., Tropea, C., Roisman, I. V., Hussong, J. (2021). Experimental Investigation of a Close-coupled Atomizer Using the Phase Doppler Measurement Technique. In *ICLASS2021, 15th Triennial International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems*, Edinburgh, UK.

---

## 12 Ausblick und Transfer

---

Die Untersuchung der Beobachtung und Charakterisierung der Zerstäubung sowie die Modellierung dieses Prozesses wurden in enger Zusammenarbeit mit den Industriepartnern, hauptsächlich der SMS Group, durchgeführt. Diese Zusammenarbeit ermöglichte es uns, einen Rechencode für die Vorhersage der Zerstäubung von Metall in industriellen Anwendungen zu entwickeln und zu verfeinern. Daher wurde diese Untersuchung bereits von der tatsächlichen Übertragung begleitet.

Die im Rahmen dieser Studie erzielten Ergebnisse werden voraussichtlich in führenden physikalischen und technologischen Fachzeitschriften veröffentlicht. Ein kürzlich eingereichter Artikel lautet:

Apell, N., Tropea, C., Roisman, I. V., Hussong, J. (2024). Experimental insights into the supersonic close-coupled atomization process employed for metal powder production. *Powder Technology*, submitted

Ein Thema, das in diesem Projekt nicht berücksichtigt wurde, aber nachweislich das Ergebnis des Tropfenzerfalls erheblich beeinflusst, ist der Prozess der Tropfeninteraktion mit der dünnen Scherschicht in der Nähe der Trennung der Umgebungsluft vom Hochgeschwindigkeitsluftstrahl. Die Mechanismen des Tropfen-, Sprüh- oder Strahlerfalls sind noch nicht vollständig verstanden. Weitere am Institut geplante Studien zu diesem Thema werden dazu beitragen, die Modellierung weiter zu verbessern und zu verallgemeinern.

---

## 13 Literaturverzeichnis

---

Aksoy, A., Ünal, R., 2006. Effects of gas pressure and protrusion length of melt delivery tube on powder size and powder morphology of nitrogen gas atomised tin powders. *Powder Metall.* 49 (4), 349–354. <http://dx.doi.org/10.1179/174329006X89425>.

Albrecht, H.-E., Borys, M., Tropea, C., Damaschke, N., 2003. Laser Doppler and Phase Doppler Measurement Techniques. In: *Experimental Fluid Mechanics*, Springer, Berlin (Germany) and Heidelberg (Germany), <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-05165-8>.

Allimant, A., Planche, M.P., Bailly, Y., Dembinski, L., Coddet, C., 2009. Progress in gas atomization of liquid metals by means of a de Laval nozzle. *Powder Technol.* 190 (1–2), 79–83. <http://dx.doi.org/10.1016/j.powtec.2008.04.071>

Amatriain, A., Urionabarrenetxea, E., Avello, A., Martín, J.M., 2022. Multiphase model to predict particle size distributions in close-coupled gas atomization. *Int. J. Multiph. Flow.* 154, 104138. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2022.104138>.

Anderson, I.E., Achelis, L., 2017. Two fluid atomization fundamentals. In: Henein, H., Uhlenwinkel, V., Fritsching, U. (Eds.), *Metal Sprays and Spray Deposition*. Springer International Publishing, Cham (Switzerland), pp. 49–88.

Anderson, I.E., Terpstra, R.L., 2002. Progress toward gas atomization processing with increased uniformity and control. *Mater. Sci. Eng. A* 326 (1), 101–109. [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(01\)01427-7](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(01)01427-7).

Antipas, G.S.E., 2011. Liquid column deformation and particle size distribution in gas atomization. *Int. J. Comput. Mater. Sci. Surf. Eng.* 4, 247–264. <http://dx.doi.org/10.1504/IJCMSSE.2011.042822>.

Apell, N., Tropea, C., Roisman, I.V., Hussong, J., 2021. Experimental investigation of a close-coupled atomizer using the phase Doppler measurement technique. In: *Institute for Liquid Atomization, Spray Systems* (Eds.), *Proceedings of the 15th International Conference on Liquid Atomization & Spray Systems*, Vol. 1. p. 96. <http://dx.doi.org/10.2218/iclass.2021.5856>.

Blagojević, B., Bajsić, I., 1996. A simplified analysis of measurement uncertainty of spherical particle diameters using a standard phase-Doppler anemometer. *Stroj. Vestn. - J. Mech. Eng.* 42 (5–6), 173–186.

Cheng, N.-S., 2008. Formula for the viscosity of a glycerol-water mixture. *Ind. Eng. Chem. Res.* 47, 3285–3288. <http://dx.doi.org/10.1021/ie071349z>.

Costa da Silva, F., Leite de Lima, M., Fiocco Colombo, G., 2022. Evaluation of a mathematical model based on Lubanska equation to predict particle size for close-coupled gas atomization of 316L stainless steel. *Mater. Res.* 25, <http://dx.doi.org/10.1590/1980-5373-mr-2021-0364>.

Domnick, J., Raimann, J., Schutte, K., Wolf, G., 1998. Phase Doppler anemometry in inert and liquid gas atomization. *Atom. Sprays* 8 (5), 521–546. <http://dx.doi.org/10.1615/AtomizSpr.v8.i5.30>.

Domnick, J., Raimann, J., Wolf, G., Berlemont, A., Cabot, M.-S., 1997. On-line process control in melt spraying using phase-Doppler anemometry. *Int. J. Fluid Mech. Res.* 24 (4–6), 694–706. <http://dx.doi.org/10.1615/InterJFluidMechRes.v24.i4-6.250>.

Efron, B., Tibshirani, R., 1994. An Introduction to the Bootstrap. In: *Monographs on statistics and applied probability*, vol. 57, Chapman & Hall, New York City (NY, USA), <http://dx.doi.org/10.1201/9780429246593>.

Henein, H., Uhlenwinkel, V., Fritsching, U. (Eds.), 2017. *Metal Sprays and Spray Deposition*. Springer International Publishing, Cham (Switzerland), <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-319-52689-8>.

Hoesel, W., Rodi, W., 1977. New biasing elimination method for laser-Doppler velocimeter counter processing. *Rev. Sci. Instrum.* 48 (7), 910–919. <http://dx.doi.org/10.1063/1.1135131>.

Hsiang, L.-P., Faeth, G.M., 1992. Near-limit drop deformation and secondary breakup. *Int. J. Multiph. Flow.* 18 (5), 635–652. [http://dx.doi.org/10.1016/0301-9322\(92\)90036-G](http://dx.doi.org/10.1016/0301-9322(92)90036-G). International Bureau of Weights and Measures, 2008. Evaluation of measurement data: Guide to the expression of uncertainty in measurement.

Kirmse, C., Chaves, H., 2016. Measurements of the velocity of drops in a melt atomization process using particle image velocimetry. *Steel Res. Int.* 87 (10), 1295–1301. <http://dx.doi.org/10.1002/srin.201500360>.

- Lubanska, H., 1970. Correlation of spray ring data for gas atomization of liquid metals. *JOM* 22 (2), 45–49. <http://dx.doi.org/10.1007/BF03355938>.
- Luh, M.F., Vogl, N., Odenthal, H.-J., Roisman, I.V., Tropea, C., 2018. Focusing schlieren imaging in close-coupled atomization: Comparison of experimental results with numerical simulations. In: Institute for Liquid Atomization, Spray Systems (Eds.), *Proceedings of the 14th International Conference on Liquid Atomization & Spray Systems*. p. 390.
- Mandal, S., Sadeghianjahromi, A., Wang, C.-C., 2022. Experimental and numerical investigations on molten metal atomization techniques - a critical review. *Adv. Powder Technol.* 33 (11), 103809. <http://dx.doi.org/10.1016/j.appt.2022.103809>.
- Mates, S. P. and Settles, G. S. (2005): *A Study of Liquid Metal Atomization Using CloseCoupled Nozzles. Gas Dynamic Behavior. Part I. Atomization & Sprays*, 15(1), 19–40.
- Mates, S.P., Settles, G.S., 2005. A study of liquid metal atomization using close-coupled nozzles, Part 2: Atomization behavior. *Atom. Sprays* 15 (1), 41–59. <http://dx.doi.org/10.1615/AtomizSpr.v15.i1.30>.
- McLaughlin, D.K., Tiederman, W.G., 1973. Biasing correction for individual realization of laser anemometer measurements in turbulent flows. *Phys. Fluids* 16 (12), 2082–2088. <http://dx.doi.org/10.1063/1.1694269>.
- Miller, R.S., Miller, S.A., Savkar, S.D., Mourer, D.P., 1996. Two phase flow model for the close-coupled atomization of metals. *Int. J. Powder Metall.* 32 (4), 341–352.
- Odenthal, H.-J., Vogl, N., Brune, T., Apell, N., Roisman, I.V., Tropea, C., 2021. Recent modeling approaches to close-coupled atomization for powder production. In: The Austrian Society for Metallurgy and Materials (Ed.), *Proceedings of the 9th International Conference on Modeling and Simulation of Metallurgical Processes in Steelmaking*. pp. 654–665.
- Park, B.K., Lee, J.S., d. Kihm, K., 1996. Comparative study of twin-fluid atomization using sonic or supersonic gas jets. *Atom. Sprays* 6 (3), 285–304. <http://dx.doi.org/10.1615/AtomizSpr.v6.i3.30>.
- Pilch, M. and Erdman, C. A. (1987). Use of breakup time data and velocity history data to predict the maximum size of stable fragments for acceleration induced breakup of a liquid drop. *International Journal of Multiphase Flow*, 13(6), 741–757
- Schwenck, D., Ellendt, N., Fischer-Bühner, J., Hofmann, P., Uhlenwinkel, V., 2017. A novel convergent–divergent annular nozzle design for close-coupled atomisation. *Powder Metall.* 60 (3), 198–207. <http://dx.doi.org/10.1080/00325899.2017.1291098>.
- Tropea, C., Xu, T.-H., Onofri, F., Géhan, G., Haugen, P., Stieglmeier, M., 1996. Dual-mode phase-Doppler anemometer. Part. Part. Syst. Charact. 13 (2), 165–170. <http://dx.doi.org/10.1002/ppsc.19960130216>.
- Ünal, R., 2007a. Improvements to close coupled gas atomisation nozzle for fine powder production. *Powder Metall.* 50 (1), 66–71. <http://dx.doi.org/10.1179/174329007X164899>.
- Ünal, R., 2007b. Investigation on metal powder production efficiency of new convergent divergent nozzle in close coupled gas atomisation. *Powder Metall.* 50 (4), 302–306. <http://dx.doi.org/10.1179/174329007X189595>.
- Urionabarrenetxea, E., Avello, A., Rivas, A., Martín, J.M., 2021. Experimental study of the influence of operational and geometric variables on the powders produced by close-coupled gas atomisation. *Mater. Des.* 199, 109441. <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2020.109441>.
- Urionabarrenetxea, E., Martín, J.M., Rivas, A., Iturriza, I., Castro, F., 2013. Experimental study and simulation of the gas flow in the atomisation chamber during close-coupled gas atomisation. In: European Powder Metallurgy Association (Ed.), *Proceedings of the 2013 European Powder Metallurgy Congress and Exhibition*. pp. 257–262.
- Urionabarrenetxea, E., Martín, J.M., Rivas, A., Iturriza, I., Castro, F., 2014. Influence of key operational and geometrical variables on the particle size during close-coupled gas atomisation. In: European Powder Metallurgy Association (Ed.), *Proceedings of the 2014 European Powder Metallurgy Congress and Exhibition*.
- VDI Society Chemical and Process Engineering (Ed.), 2010. *VDI Heat Atlas*, second ed. In: Springer reference, Springer, Berlin (Germany) and Heidelberg (Germany), <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-540-77877-6>.
- Vogl, N., Odenthal, H.-J., Hüllen, M., Luh, M., Roisman, I.V., Tropea, C., 2019. Physical and numerical modeling of close-coupled atomization processes for metal powder production. In: Steel Institute VDEh (Ed.), *Proceedings of the 4th European Steel Technology and Application Days*.
- Widmann, J.F., Presser, C., Leigh, S., 2002. Extending the dynamic range of phase Doppler interferometry measurements. *Atom. Sprays* 12, 513–537. <http://dx.doi.org/10.1615/AtomizSpr.v12.i4.90>.
- Wohlers, T., Campbell, R.I., Diegel, O., Kowen, J., Mostow, N., Fidan, I., 2022. *Wohlers Report 2022: 3D Printing and Additive Manufacturing: Global State of the Industry*. Wohlers Associates and ASTM International, Fort Collins (CO, USA) and Washington, D.C. (USA).
- Wolf, G., Bergmann, H.W., 2002. Investigations on melt atomization with gas and liquefied cryogenic gas. *Mater. Sci. Eng. A* 326 (1), 134–143. [http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093\(01\)01433-2](http://dx.doi.org/10.1016/S0921-5093(01)01433-2)