

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN
Lehrstuhl für Verfahrenstechnik disperser Systeme

**Empirische Ermittlung von Auslegungskriterien für
Gleichstromzyklone in Multizyklonblöcken**

Michael Kraxner

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr. U. M. Kulozik

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr. K. Sommer (i.R.)
2. Univ.-Prof. Dr. E. Schmidt
(Bergische Universität Wuppertal)
3. Univ.-Prof. Dr. H.-Chr. Langowski

Die Dissertation wurde am 03.12.2012 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät Wissenschaftszentrum Weihenstephan für Ernährung, Landnutzung und Umwelt am 13.03.2013 angenommen.

Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am MCI, Departement für Verfahrens-, Umwelt- und Energietechnik, in Zusammenarbeit mit einem weltmarktführenden Unternehmen der Automotive Filtration. Für das erfolgreiche Gelingen der vorliegenden Arbeit haben einige Personen beigetragen, welchen ich hier meinen Dank aussprechen möchte:

Herrn Prof. Dr. Ulrich Muschelknautz, der die Neugier für die wissenschaftliche Beleuchtung von Gleichstromzyklonen in mir weckte. Die zahlreichen fachlichen Diskussionen und gemeinsamen Konferenzteilnahmen, sowie seine ständige Gesprächsbereitschaft und sein entgegengebrachtes Vertrauen waren stets motivierend für mich,

Herrn Prof. Dr. Karl Sommer von der Technischen Universität München für die Möglichkeit der Promotion an seinem Lehrstuhl. Herr Prof. Sommer stand immer bereit für Diskussionen und wertvolle Anregungen, für welche ich mich auf diesem Weg bedanken möchte,

Herrn Prof. Dr. Eberhard Schmidt von der Bergischen Universität Wuppertal für die Übernahme der Zweit-Prüfung sowie Herrn Prof. Dr. Horst-Christian Langowski und Herrn Prof. Dr. Ulrich Kulozik von der Technischen Universität München für die Übernahme der Dritt-Prüfung und des Vorsitzes,

den Arbeitskollegen am MCI, im Besonderen Benjamin Hupfauf, Marc Koch, Tobias Kofler und Martin Pillei und den Projektkollegen Steffen Ackermann, Dr. Volker Greif, Jan Bolda und Dr. Bernhard Hurdeman vom kooperierenden Unternehmen,

den studentischen Mitarbeitern Thomas Brugger, Florian Lauterbach, Simon Wechner, Florian Fuchs, Johannes Kessler und Martin Thanner für die tatkräftige Unterstützung der vielen Versuchsreihen und Projekte,

den Mitarbeitern des Metallbearbeitungszentrums WIFI in Innsbruck,

und zu guter Letzt gilt der größte Dank meinen Eltern und Geschwistern für die vorbildlich umsichtige Unterstützung.

Herzlichen Dank!

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Zielsetzung.....	1
2	Grundlagen zur mechanischen Partikelabscheidung.....	5
2.1	Allgemeine Charakterisierung von Trennapparaten.....	5
2.2	Partikelabscheidung mittels Standard-Gegenstromzyklon.....	7
2.3	Partikelabscheidung mittels Gleichstromzyklon.....	10
2.4	Industrielle Anwendung von Gleichstromzyklonen.....	15
3	Methodik zur experimentellen Analyse von Gleichstromzyklonen.....	19
3.1	Hauptkomponenten des Gleichstromzyklons.....	20
3.2	Modellgestützte Versuchsplanung - Design of Experiments (DoE).....	22
3.3	Untersuchter Prototyp des Gleichstromzyklons im Multizyklonblock.....	27
3.4	Methodik und Analyse der Staubexperimente.....	29
3.5	Versuchsapparatur der Staubexperimente.....	32
3.6	Fluiddynamische Untersuchung der Zyklonzelle mittels stereoskopischer PIV.....	35
3.7	Methodik der Strömungsprofilmessung.....	37
3.8	Versuchsapparatur der Strömungsprofilmessung.....	41
4	Empirische Untersuchungen.....	43
4.1	Standard Operating Procedures (SOP).....	43
4.2	Standardkonfiguration und Referenzwerte.....	44
4.3	Tauchrohr.....	45
4.3.1	Tauchrohr-Form, -Durchmesser und -Länge.....	45
4.3.2	Sonderbauformen des Tauchrohres.....	47
4.3.3	Tauchrohr-Oberfläche.....	49
4.4	Staubaustrag.....	50

4.5	Abscheideraum.....	52
4.6	Eintrittsleitapparat.....	54
4.6.1	Standard-Geometrie der Leitschaufeln.....	54
4.6.2	Form der Leitschaufeln.....	57
4.6.3	Untersuchte Parameter am Leitapparat.....	58
4.7	Untersuchung des Betriebsparameters Volumenstrom.....	60
4.8	Kurzbezeichnung der Prototypen.....	61
5	Ergebnisse.....	63
5.1	Tauchrohr-Form, -Durchmesser, -Länge.....	63
5.2	PIV-Messung der Rückströmung am Tauchrohr.....	72
5.3	Sonderbauformen des Tauchrohres.....	74
5.4	Tauchrohr-Oberfläche.....	76
5.5	Staubaustrag.....	77
5.6	Ausrichtung der Staubaustragsfenster.....	81
5.7	Abscheideraum.....	84
5.8	PIV-Messung zum Abbau der Drallstärke im Abscheideraum.....	85
5.9	Beschreibung der Drallstärke im Abscheideraum mittels differentieller Drallzahl s	90
5.10	Form der Leitschaufeln.....	93
5.11	CFD-Untersuchung zur Form der Leitschaufeln.....	100
5.12	Leitapparat.....	103
5.13	Kombination der Optimierungspotentiale: Optimierte Zyklongeometrie.....	108
5.14	Optimaler Betriebsvolumenstrom.....	115
6	Zusammenfassung und Ausblick.....	127
7	Summary.....	133
	Literaturverzeichnis.....	III
	Abbildungsverzeichnis.....	VIII
	Tabellenverzeichnis.....	XIII
	Abkürzungsverzeichnis.....	XIV
	Verzeichnis verwendeter Formelzeichen.....	XV
	Lebenslauf / Curriculum Vitae.....	XIX

1 Einleitung und Zielsetzung

Die in jüngster Zeit legislativ verschärften Emissionsgrenzwerte zwingen Anlagenbetreiber zu stetigen Verbesserungen von Abgasreinigungsanlagen. Diese Optimierungen ziehen häufig erhebliche Investitionskosten nach sich, weswegen Bestrebungen zu effizienten und kostengünstigen Gasreinigungsaggregaten prioritäre Beachtung genießen. Gaszyklone finden schon seit über 100 Jahren Einsatz in der chemischen, petrochemischen, Holz-, Metall- oder auch in der Lebensmittelindustrie. Dieser Abscheidertyp wird zumeist für die Abscheidung von supramikronen Partikeln eingesetzt und besitzt aufgrund seiner robusten Bauform ein breites Anwendungsspektrum bei der Reinigung von Fluiden. Die am meisten eingesetzte Bauform von Zyklonen ist der Gegenstromzyklon, welcher anhand von bewährten Berechnungsmodellen ausgelegt werden kann. Der Standard-Gegenstromzyklon ist charakterisiert durch eine Strömungsumkehr im Inneren des Abscheiders, weswegen diese Bauform ein voluminöses Ausmaß einnimmt. Ein zweiter Zyklon-Typ ist der Gleichstromzyklon, welcher axial durchströmt wird. Diese gleichbleibend axiale Strömungsführung des zu reinigenden Gasstromes resultiert in einer kompakteren Bauform und in weiterer Folge in einem reduzierten Durchströmungswiderstand, respektive in einem geringen Energieverbrauch. Hochbelastete Gasströme können häufig in einer parallelen Anordnung von Zyklonen einer effizienten Partikelabscheidung unterzogen werden, wobei die platzsparende Anordnung der Zykclone unumgänglich ist. In paralleler Anordnung finden Gleichstromzyklone bereits breite Anwendung, wie es beispielsweise die Abreinigung von Partikeln aus der Umluft in urbanen Personentransportsystemen, die Vorreinigung der stark belasteten Verbrennungsluft von Land- und Baumaschinen oder die Katalysatorabscheidung in FCC-Anlagen zum katalytischen Cracken darstellen. All diesen Anwendungen sind jedoch bis heute die fehlenden Auslegungskriterien von Gleichstromzyklonen gemeinsam. Vielfach wird dieser Abscheider auf Basis von langjährigen Erfahrungswerten oder anwendungsspezifischen Berechnungsmodellen konstruiert.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, Auslegungskriterien des Gleichstromzyklons für eine breite Anwendbarkeit zu generieren. Hierfür wurden im Zuge dieser Arbeit mehrere Versuchsanlagen errichtet, um diesen Zyklon-Typ systematisch zu untersuchen. Der Aufbau dieser Zyklonbauform

kann in vier Hauptkomponenten unterteilt werden. Diese Komponenten werden unter Berücksichtigung der gegenseitigen Wechselwirkungen getrennt voneinander untersucht. Zur detaillierten Untersuchung des Gleichstromzyklons werden vier Methoden zur phänomenologischen Betrachtung herangezogen.

Analog zur Verwendung des Partikelabscheiders wird eine Versuchsanlage errichtet, um das Abscheideverhalten von dispers verteilten Partikeln aus einem Gasstrom zu beurteilen. Die vollautomatisierte Versuchsanlage realisiert eine genaue Dosierung der Gasmenge und der Partikelverunreinigung und zeichnet alle relevanten Messdaten während des Bestäubungsversuches auf. Zur Charakterisierung eines Partikelabscheiders werden häufig die Leistungsgrößen, Abscheidegrad und Druckverlust herangezogen. Diese Größen sind abhängig von den gegebenen Betriebsbedingungen wie beispielsweise der Gasvolumenstrom, die Gaseigenschaften, die Konzentration der Partikelverunreinigung und die Partikeleigenschaften. Folglich repräsentieren die Leistungsdaten nur in Verbindung mit den Betriebsbedingungen eine aussagekräftige Größe. Für eine vergleichende Darstellung der Ergebnisse, werden die Untersuchungen gemäß ISO 5011:2000(E) durchgeführt, welche Betriebsbedingungen für die Ansaugluftreinigung von Verbrennungsaggregaten und Kompressoren beschreibt. Die referenzierenden Leistungsgrößen werden an einem industriell eingesetzten Multizyklon in Gleichstromzyklon-Bauweise gewonnen. Eine reproduzierbare und systematische Untersuchung der einzelnen Hauptkomponenten im Bestäubungsversuch erfordert eine sehr präzise Zyklonmodellierung und Versuchsauswertung. Die untersuchten Zyklonmodelle werden im 3D-CAD modelliert und mittels Rapid-Prototyping-Verfahren hergestellt. Dieser hochpreisigen Fertigung der Versuchsmodelle steht als positiver Aspekt eine hochauflösende und reproduzierbare Herstellung gegenüber. Somit können marginale geometrische Veränderungen am Gleichstromzyklon in der resultierenden Partikelemission und dem Druckverlust aufgezeigt und interpretiert werden. Die Vielzahl der geometrischen Parameter des Gleichstromzyklons führen unter Berücksichtigung der Wechselwirkung aller Parameter untereinander, zu einer kaum überschaubaren Anzahl von Versuchsvariationen. Für eine gezielte Durchführung der Bestäubungsversuche wird eine statistische (modellgestützte) Versuchsplanung herangezogen mit den Zielgrößen geringster Partikelemission bei geringstem Druckverlust.

Eine weitere häufig angewendete Methode zur Beschreibung der Abscheideleistung von Trennapparaten ist die Bestimmung des Trenngradverlaufes. Anhand von Partikel-Probenahmen aus dem Rohgas, dem Reingas und den abgetrennten Partikeln werden mittels Laserbeugungsverfahren Korngrößenverteilungen ermittelt. Die hieraus gewonnenen Daten dienen zur Bestimmung der partikelgrößenabhängigen Abscheideleistung des Gleichstromzyklons. Die Einflüsse geometrischer Veränderungen an der Bauform werden somit neben der Partikelemission und dem Druckverlust auch über den Trenngradverlauf $T(d)$ analysiert.

Als dritte Methode der phänomenologischen Betrachtung des Gleichstromzyklons dient eine nicht-invasive Methode zur Messung der vorherrschenden Geschwindigkeitsverhältnisse. Hierbei wird die hochturbulente Gasströmung im Inneren des Gleichstromzyklons mit stereoskopischer Particle Image Velocimetry (PIV) charakterisiert. Eine zweite hierfür errichtete Versuchsanlage ermöglicht es, unter einmaliger Kalibrierung der Kamerapositionen und Laserschnittebene mehrere Messebenen im Inneren des Zyklons zu quantifizieren. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse sollen weitere Optimierungspotentiale hinsichtlich geringster Partikelemission aufzeigen. In weiterer Folge werden phänomenologische Beobachtungen der Bestäubungsversuche mithilfe der PIV nachgeprüft und interpretiert.

Die PIV-Messdaten stellen auch zugleich die Basis für die vierte Methode der empirischen Ermittlung von Auslegungskriterien für Gleichstromzyklone dar. Die mit PIV gemessenen Strömungsprofile dienen zur Validierung von CFD-Strömungssimulationen. Die computergestützte Simulation ermöglicht es, in optisch schwer zugänglichen Bereichen eine Vorhersage zu den vorherrschenden Strömungsverhältnissen zu liefern. Hierbei wird besonderes Augenmerk auf die Gasströmung im Leitapparat und am Partikelaustrag gelegt.

Auf Basis der hier erwähnten Methodik soll es möglich sein, Auslegungskriterien für Gleichstromzyklone im Multizyklonverband zu generieren. Die gewonnenen Erkenntnisse zur Erreichung geringster Partikelemissionen bei akzeptablem Druckverlust werden in dimensionsloser Darstellung der geometrischen Verhältnisse angegeben. Somit sollen die gewonnenen Erkenntnisse ein breites Anwendungsspektrum von Gleichstromzyklonen bedienen, wobei die Betriebsbedingungen in der vorliegenden Untersuchung unverändert bleiben.

2 Grundlagen zur mechanischen Partikelabscheidung

2.1 Allgemeine Charakterisierung von Trennapparaten

Zur allgemeinen Beschreibung von Trennapparaten werden in der Literatur und in der vorliegenden Arbeit die in Abbildung 1 dargestellten Bezeichnungen verwendet.

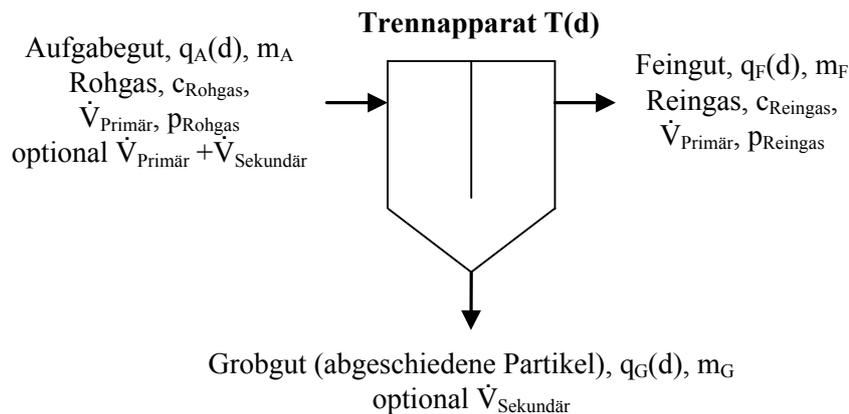


Abbildung 1: Prinzip eines Partikelabscheiders mit Stoffgrößen

Für die Auslegung von Partikelabscheidern werden die Betriebsparameter der fluiden Phase wie beispielsweise der Primärluftvolumenstrom $\dot{V}_{\text{Primär}}$ und der statische Druck p_{Rohgas} des beladenen Rohgases angegeben. Der im Allgemeinen dispers vorliegende Partikelstrom wird anhand der Verteilungsdichte $q_A(d)$ und des vorliegenden Massenanteils im Bezug zum Rohgasvolumenstrom anhand der Rohgaskonzentration c_{Rohgas} charakterisiert. Werden Trennapparate mit Unterstützung einer Absaugung (Sekundärvolumenstrom) – zur Steigerung der Abscheideeffizienz - betrieben, dann ist der Sekundärvolumenstrom $\dot{V}_{\text{Sekundär}}$ im Saugbetrieb des Abscheiders zum Primärvolumenstrom zu addieren. Analog zum zulaufenden Partikel-Fluid-Strom ist der abströmende Partikel-Fluid-Strom gekennzeichnet. In Abhängigkeit des verwendeten Abscheider-Typs kann im einfachsten Fall die

abgeschiedene Partikelmasse gravimetrisch ermittelt werden, woraus sich die Effizienz des Abscheidevorgangs in Form des Abscheidegrades η errechnen lässt. Hierfür wird bei den Probenahmen die abgeschiedene - und zumeist grobkörnige - Partikelfraktion m_G und die nicht abgeschiedene feinkörnige Partikelfraktion m_F gravimetrisch ermittelt.

$$\eta = \frac{m_G}{m_G + m_F} \quad (2.1.1)$$

Wird der Partikel-Gas-Strom unter Zuhilfenahme von zusätzlichen Reinigungsmedien gereinigt, wie es beispielsweise bei Wäschern der Fall ist, so liegen die Partikelfraktionen des Fein- und Grobgutes nicht in derselben Zusammensetzung vor. Die Effizienz des Abscheiders lässt sich somit auch über die zu- und abströmende Konzentration des Partikel-Gas-Stromes berechnen.

$$\eta = 1 - \frac{c_{\text{Reingas}}}{c_{\text{Rohgas}}} \quad (2.1.2)$$

Die abgeschiedenen Partikel, welche wie eingangs erwähnt optional mithilfe eines Sekundärluftvolumenstroms abgetrennt werden können, werden ebenfalls über die Verteilungsdichte definiert. Eine anteilige Summation der Verteilungsdichten des Fein- und Grobgutes lässt die aufgegebene Partikelverteilung errechnen.

$$q_A(d) = q_F(d) \cdot (1 - \eta) + q_G(d) \cdot \eta \quad (2.1.3)$$

Zur Ermittlung der partikelgrößenabhängigen Abscheideleistung werden neben dem Abscheidegrad und dem Druckverlust auch der Fraktionsabscheidegrad - auch als Trenngrad $T(d)$ bezeichnet - herangezogen, s. Gleichung (2.1.4). Zur möglichst genauen Bestimmung des Trenngradverlaufes werden Partikelproben vom Aufgabegut und Feingut entnommen. Die größere Abweichung des Differenzenquotienten der Feingutverteilung gegenüber dem der Aufgabegutverteilung führt zu einem gleichmäßigeren Verlauf des Trenngrades.

$$T(d) = 1 - (1 - \eta) \cdot \frac{q_F(d)}{q_A(d)} \quad (2.1.4)$$

Der Energieverbrauch eines Abscheiders, welcher im Wesentlichen durch dissipative Vorgänge bei der Durchströmung bestimmt ist, wird über die statischen Druckdifferenzen Δp zwischen Roh- und Reingas und dem Volumenstrom ermittelt.

$$P = \Delta p \cdot \dot{V} \quad (2.1.5)$$

2.2 Partikelabscheidung mittels Standard-Gegenstromzyklon

Das Reinigen von Prozessgasen ist ein klassisches Trennverfahren der Verfahrenstechnik. Liegen disperse Phasen wie beispielsweise ein Gas-Feststoffgemisch vor, so sind mechanische Verfahren wie Filtrieren, Waschen oder die Separierung der beiden Phasen mittels elektrostatischer oder mechanischer Krafteinwirkung die effizientesten Methoden. Die Reinigung von Gasen kann zwei grundsätzlich verschiedenen Zielen unterliegen, der Produktrückgewinnung (z.B. Zementproduktion) oder der Abgasreinigung (z.B. Rauchgasreinigung HKW). In beiden Fällen wird nach einer möglichst vollständigen und kostengünstigen Abscheidung getrachtet. Die immer strenger werdenden legislativen Bestimmungen schreiben Anlagenbetreibern geringste Emissionen vor, welche in vielen Fällen nur zu Lasten der Produktionskapazität erreicht werden können.

Der häufigste eingesetzte Abscheider zur Trennung von dispersen Partikel-Gas-Stoffgemischen ist der Zyklon. Die amerikanische *Knickerbocker Company* reichte Ende des 18. Jahrhunderts ein erstes Patent zur Trennung von Zweistoffgemischen mit dem Synonym „Staubsammler“ ein [1]. Zyklone trennen, aufgrund ihrer formgebenden Durchströmung, Stoffgemische unter Einwirkung von Beschleunigungskräften. Die geometrische Ausführung eines Zyklons beeinflusst die Leistungsdaten, wie Abscheidegrad und Druckverlust, nachhaltig. Bewährte Berechnungsmodelle wie beispielsweise von *Barth/Muschelknautz* ermöglichen eine Konstruktion von Gegenstromzyklonen, welche bis zu $1\mu\text{m}$ kleine Partikel aus dem dispersen Stoffgemisch abtrennen [2][3]. Kombinationen aus mechanisch arbeitenden Abscheidern und elektrostatischen oder filternden Abscheidern können die noch abzutrennende Partikelgröße bis in den submikronen Bereich realisieren. Zyklonabscheider können bei Drücken bis 100bar und Temperaturen über 1400°C eingesetzt werden. Der verschleißenden Beanspruchung durch chemisch aggressive Gase oder abrasive Partikel kann mittels geeigneter Materialauswahl entgegengewirkt werden.

In dem bewährt verwendeten Berechnungsmodell zu Gegenstromzyklonen aus dem VDI-Wärmeatlas werden lediglich geometrische und betriebsabhängige Parameter zur Berechnung der Leistungsdaten herangezogen [4]. Die Leistungsdaten wie der Druckverlust und der Abscheidegrad sind maßgeblich von den Umfangsgeschwindigkeiten im Inneren des Zyklons abhängig. Diese wiederum, sind neben dem Volumenstrom auch von geometrischen Größen wie dem Zyklon-Außendurchmesser ($2r_a$), dem Tauchrohrdurchmesser ($2r_i$) sowie durch die geometrischen Abmessungen des Einlassquerschnittes ($b_e \times h_e$) bestimmt, s. Abbildung 2.

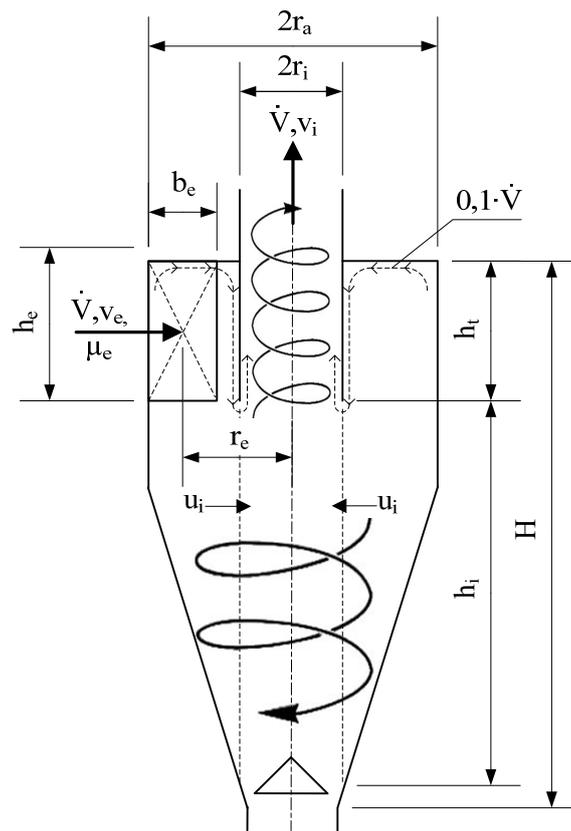


Abbildung 2: Geometrische Hauptabmessungen eines Standard-Gegenstromzyklons

In Abhängigkeit der Einlaufform kann für einen spiralförmigen Einlauf unter Berücksichtigung der Wandreibung (mit dem Wandreibungsbeiwert λ_s) für die äußere Umfangsgeschwindigkeit am zylindrischen Zyklonmantel (Spiralfläche $A_{R,Sp}$ bei $2r_a$) folgende Berechnung angestellt werden:

$$u_a = \frac{v_e \cdot r_e / r_a}{1 + \frac{\lambda_s}{2} \cdot \frac{A_{R,Sp}}{\dot{V}} \cdot v_e \cdot \sqrt{r_e / r_a}} \quad (2.2.1)$$

Für axiale und tangentiale Einlaufformen gelten ähnliche Beziehungen gemäß [4].

Analog hierzu kann für die Umfangsgeschwindigkeit am inneren Tauchrohrradius, ebenfalls unter Berücksichtigung der Reibungsverluste der von der Strömung erfassten Wandfläche (zylindrische und konische Fläche A_R), die Gleichung (2.2.2) angesetzt werden.

$$u_i = \frac{u_a \cdot r_a / r_i}{1 + \frac{\lambda_s}{2} \cdot \frac{A_R}{\dot{V}} \cdot u_a \cdot \sqrt{r_a / r_i}} \quad (2.2.2)$$

Der tangential einströmende disperse Gas-Partikel-Strom wird aufgrund der Formgebung des Einlaufs in eine Kreisbewegung übergeführt, was einen Drehimpuls zum Axialimpuls überlagert.

Aus der Gleichgewichtsbetrachtung von der auf das Partikel wirkenden Zentrifugalkraft zu der entgegenwirkenden Strömungswiderstandskraft kann ein Trennkorndurchmesser am Tauchrohrradius (r_i) berechnet werden:

$$d^* = \sqrt{\frac{18 \cdot \eta_G \cdot 0,9 \cdot \dot{V}}{\Delta \rho \cdot u_i^2 \cdot 2\pi \cdot h_i}} \quad (2.2.3)$$

In empirischen Untersuchungen von *Muschelknautz* und *Trefz* wird eine Kurzschlussströmung beobachtet, welche direkt am Einlauf entlang des Deckels und der Tauchrohräußenwand in den Reingasstrom gelangt [5]. Dieser Strömungsanteil kann 5 bis 15% des Gesamtvolumenstroms betragen und wird in der Berechnung berücksichtigt.

Die Berechnung des Abscheidegrades hängt außer von den geometrischen Parametern zu einem wesentlichen Teil von der Partikelkonzentration und der Korngrößenverteilung des abzutrennenden Partikelkollektives ab. Nach *Muschelknautz* sind drei Arten der Abscheidung in Abhängigkeit der Beladung zu unterscheiden [3]. Die Gasströmung kann beim Eintritt in den Zyklon nur eine bestimmte Masse an Staub tragen. Wird diese Grenzbeladung μ_G überschritten, so wird der überzählige Anteil nach dem Eintritt in den Zyklon sofort in einer zum Staubaustrag hin rotierenden Staubsträhne (Wandabscheidung) abgeschieden. Jene Partikel, die mit der Abscheidung durch Überschreitung der Grenzbeladung nicht abgeschieden werden können, werden in der Abscheidung im inneren Wirbel der zweiten Abscheidestufe mit Trennkorndurchmesser nach Gleichung (2.2.3) unterzogen. Dies stellt den meist verbreitetsten Anwendungsfall dar. Liegt die Partikelkonzentration im Rohgas unter der Grenzbeladung, so tritt nur die Abscheidung der Partikel im inneren Wirbel auf, s. Abbildung 3. Neben der Abscheidung durch Überschreitung der Grenzbeladung und der Partikelabscheidung im inneren Wirbel ist bei Gegenstromzyklonen noch die Tauchrohrabscheidung zu beachten. Die Abscheidung von Partikeln aus der Tauchrohrgrenzschicht ist stark abhängig von der Tauchrohrlänge und der wirkenden Umfangsgeschwindigkeit. Diese dritte Art der Abscheidung erfährt zumeist untergeordnete Beachtung, kann jedoch besonders bei hochbeladenen Zyklonen eine nicht unerhebliche Erhöhung des Gesamtabseidegrades erzielen.

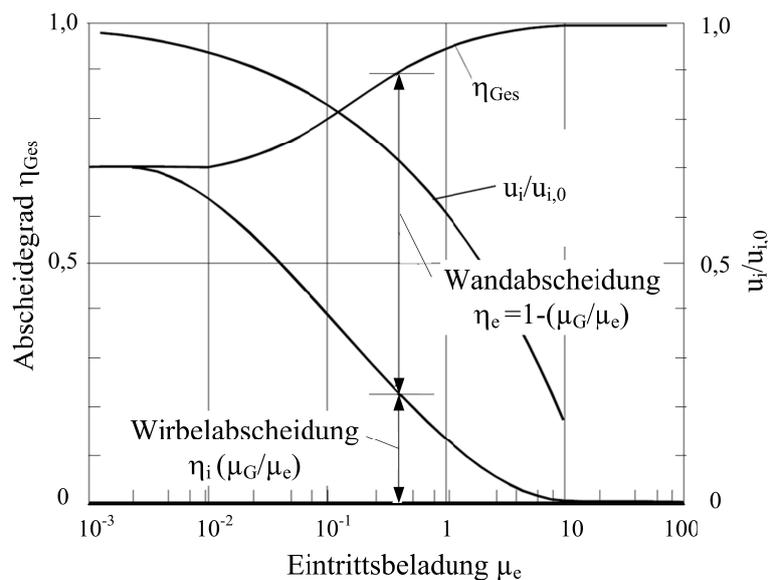


Abbildung 3: Gesamtabscheidegrad mit anteiliger Wand- und Wirbelabscheidung in Abhängigkeit der Eintrittsbeladung [4]

2.3 Partikelabscheidung mittels Gleichstromzyklon

Neben dem bewährten und vielfach eingesetzten Gegenstromzyklon existiert noch der Gleichstromzyklon, welcher sich durch die Bauweise und folglich durch die Durchströmung vom Standard-Gegenstromzyklon unterscheidet. Gleichstromzyklone zeichnen sich durch die geradlinige Durchströmung, die kompakte Bauweise und durch die einfache Integrierbarkeit in Rohrleitungen aus. Die Drallströmung im Gleichstromzyklon wird mittels eines Leitapparates, im folgenden Eintrittsleitapparat oder kurz als ELA bezeichnet, realisiert. Hierbei handelt es sich um feststehende Leitschaufeln, welche an einem Kern angebracht sind. In Strömungsrichtung folgend ist die Separationszone des dispersen Zwei-Stoff-Gemisches angeordnet. Dieser Teil wird in der Literatur auch als Abscheideraum (AR) bezeichnet. Der Austrag der abgeschiedenen Partikel kann über einen Austragsschlitz ($\beta_{AF}=360^\circ$) mit der Tiefe L_{AF} oder per Austragsfenster mit Öffnungswinkel $\beta_{AF}<360^\circ$ und der Tiefe L_{AF} erfolgen. Das Tauchrohr (TR) trennt den abgeschiedenen Partikelstrom vom Reingasstrom. Der Tauchrohrdurchmesser und die Tauchrohrlänge, welche zugleich die Eintauchtiefe in den Abscheideraum darstellt, beeinflussen die Leistungsdaten wie Abscheidegrad und Druckverlust nachhaltig, s. Abbildung 4.

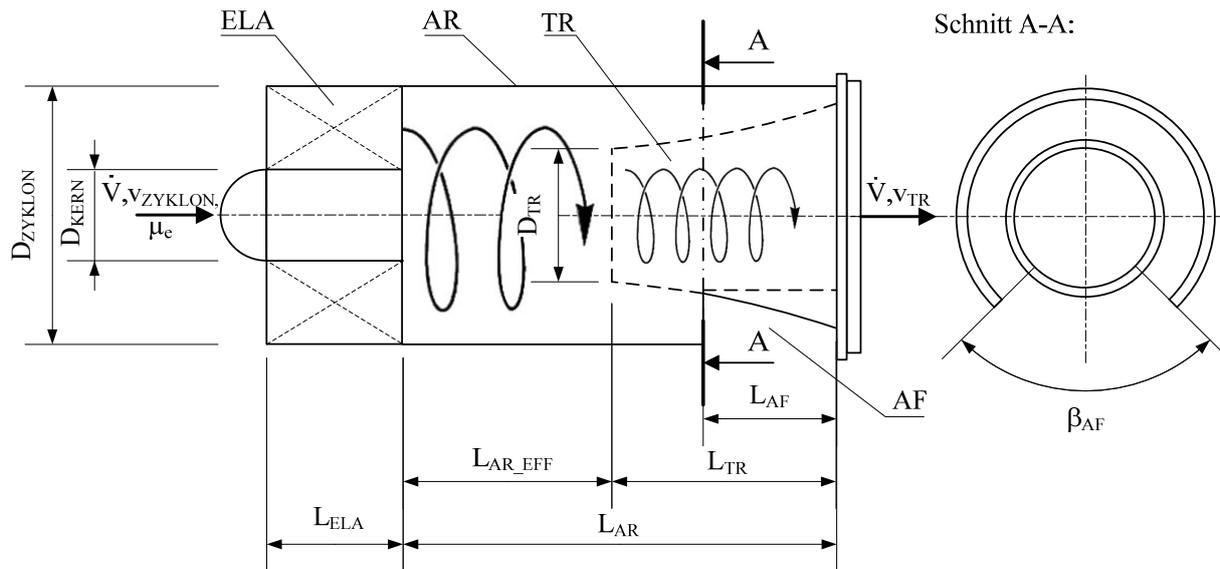


Abbildung 4: Geometrische Hauptabmessungen eines Gleichstromzyklons

Der Vorteil der geradlinigen Durchströmung und folglich der einfachen Nachrüstbarkeit in bereits bestehende Anlagen, macht den Gleichstromzyklon zu einer interessanten Alternative, um die verschärften Emissionsgrenzwerte zukünftig zu realisieren. Die bislang fehlenden allgemein gültigen Auslegungskriterien dieses Partikelabscheiders hemmen die Akzeptanz für einen breiten Einsatz dieser Bauart von Zyklonen.

Aufgrund des industriellen Interesses an der einfachen Bauform und Integrierbarkeit von Gleichstromzyklonen, wird diese Bauart von Zyklonen in einigen Spezialanwendungen eingesetzt. Die anwendungsorientierten Aufbauten und Einsatzbereiche dieses Abscheiders liefern zumeist keine allgemein gültigen Untersuchungsergebnisse für eine breite Anwendbarkeit, was eine selektive Untersuchung dieses Abscheiders erschwert. *Baluev* und *Troyankin* unternahmen intensive Untersuchungen an Brennkammern, welche als Gleichstromzyklon ausgeführt sind [6]. Die zahlreichen geometrischen Variationen führten sie zu einem an die Empirie angelehnten Berechnungsmodell für Gleichstromzyklone, das als Basis ein Modell zur vorherrschenden Tangentialgeschwindigkeit vorliegen hat. Das Axialgeschwindigkeitsprofil wird, aufgrund der Komplexität und der potentiell auftretenden Rezirkulationszone im Kern der Strömung, in deren Untersuchungen nicht berücksichtigt. Dieses in den 60'er Jahren entwickelte Modell hat jedoch nur in der sehr speziellen Anwendung von Brennkammern seine Gültigkeit und wird in den 80'er Jahren durch die Dissertation von *Lang* weiter entwickelt [7].

Bis dato existieren Konstruktionskriterien nur für einige Spezialanwendungen. Beispielsweise untersuchten *Gauthier et al.* die Abscheidung von Katalysator-Partikel beim Cracken von Kohlenwasserstoffen [8]. Er unternahm auch zahlreiche geometrische Variationen an der Formgebung

des Gleichstromzyklons, was empirisch erhobene Tendenzen bezüglich Abscheidegrad und Druckverlust lieferte. Die Untersuchungen wurden bei den für das Cracken üblichen hohen Rohgaskonzentrationen durchgeführt, welche verglichen mit den durch *Muschelknautz* vorgenommenen Untersuchungen zu hohen Beladungen von Gegenstromzyklonen ausschließlich über der Grenzbeladung stattfindet [3].

Die Untersuchungen von *Zhang et al.* behandelten die Reinigung der Abluft von Schweineställen mit dem Ziel, bei geringer Partikelkonzentration (wenige mg/m³) sehr kleine Partikel ($d_{50}=11\mu\text{m}$) mit geringstem Druckverlust abzuscheiden [9]. Aus diesen Untersuchungen leitete *Zhang* ein Berechnungsmodell mit modellspezifischen Parametern ab, was folglich eingeschränkte Anwendbarkeit aufweist. *Swambabu* und *Pitchumani* nehmen 2008 die Untersuchungen von *Zhang* auf und erweitern sein Modell, um aus der Verweilzeit von Partikeln im Abscheideraum und dessen geometrischen Abmessungen auf den Trennkordurchmesser zu schließen [10].

Die sehr komplexen Strömungsvorgänge und feststoffspezifischen Partikel-Partikel- bzw. Partikel-Wand-Wechselwirkungen in Zyklonabscheidern erschweren die Beschreibung der Abscheidecharakteristik mit Hilfe Ähnlichkeitstheoretischer Formalismen. Eine ausführliche Auseinandersetzung mit Ähnlichkeitstheoretischen Methoden und den daraus folgenden Kennzahlbeziehungen führte *Weng* in seiner Dissertation zur „Experimentellen und Numerischen Untersuchung von Gleichstromzyklonen“ durch [11]. Er zitierte in seiner Arbeit die Schlussfolgerungen von *Kassatkin* und *Kriegel*, welche in deren Untersuchungen zu Zyklonabscheidern in den 60’er Jahren vorgeschlagen haben, die Leistungsdaten wie Abscheidegrad und Druckverlust aufgrund der Komplexität direkt abhängig von experimentellen Versuchen zu beschreiben [12][13].

In ihren Beschreibungen des Gesamtabscheidegrades

$$\eta_{ges} = f(Fr, Stk, n) \quad (2.3.1)$$

finden lediglich das Verhältnis von Trägheits- zu Massenkraft in Darstellung der Froude-Zahl

$$Fr = \frac{v^2}{g \cdot d} \quad (2.3.2)$$

und das Verhältnis von Widerstands- zu Reibungskraft in Form der Stokes-Zahl

$$Stk = d \cdot \sqrt{\frac{\rho_P \cdot v}{v_G \cdot \rho_G \cdot D_{ZYKLON}}} \quad (2.3.3)$$

Anwendung. Als bedeutsamer Parameter wird in der Definition des Gesamtabscheidegrades der Parameter n als Anzahl geometrischer Relationen angegeben. Dies spiegelt den maßgeblichen Einfluss der geometrischen Ausführung des Gegen- oder Gleichstromzyklons bezüglich seiner Leistungsdaten wider, welche derselben Funktionsweise bzw. denselben Abscheidemechanismen unterliegen.

Weng untersuchte sowohl den klassischen Gleichstromzyklon mit Eintrittsleitapparat als auch einen sekundärstromgetriebenen Gleichstromzyklon, welcher den Drall mit Hilfe von tangential angeordneten Düsen erzeugt. Er unterstützte seine empirischen Untersuchungen durch die Messung der Geschwindigkeitsfelder mittels Laser-Doppler-Anemometrie. Zusätzlich verwendete er zur Validierung seiner Messungen numerische Strömungssimulationen, welche jedoch um die Jahrtausendwende ein relativ junges Werkzeug in der Verfahrenstechnik darstellten. Aus seinen Untersuchungen konnte *Weng* eine Kennzahlbeziehung für den Druckverlust in Abhängigkeit der wesentlichsten Geometrieparameter ableiten. Die Beschreibung der Abscheidecharakteristik ist gemäß *Weng's* Schlussfolgerungen aufgrund der komplexen und bauartspezifischen Strömungsphänomene nicht möglich. Er verweist auf die Art der Drallerzeugung und folglich auf lokale Rezirkulationszonen, die maßgeblich von der Geometrie und den Betriebsbedingungen des Gleichstromzyklons abhängen.

Die Untersuchung von *Wiedemann* beschreibt die Ausprägung der Geschwindigkeitsprofile in drallbehafteten Strömungen am Beispiel einer Brennkammerströmung [14]. Er verwendete zur Messung der Strömungsprofile eine Mehrkomponenten-Laser-Doppler-Anemometrie des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Göttingen. Seine Messungen konnten eine zentrale toroidale Rückströmzone im Kern der Strömung beobachten, welche sich durch theoretische Berechnungsmodelle der Geschwindigkeitskomponenten von drallbehafteten Strömungen in geraden Rohren nach *Busenthür* beschreiben lassen [15]. *Busenthür* wendete zur Berechnung der Drallstärke, welche ein Verhältnis von Umfangs- zu Axialgeschwindigkeit beschreibt, die Radius-normierte Beschreibung von *Teplitzky* an [16].

$$S = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{r_i \cdot u_i}{R \cdot v_0}}{n} \quad (2.3.4)$$

Diese Art der Beschreibung der Drallzahl ist jedoch nur eine örtliche Mittelung des Verhältnisses von Umfangs- und Axialgeschwindigkeit. Eine flächige Beschreibung der Drallzahl wird in der integralen Definition nach *Beer* und *Chigier* angegeben [17]:

$$S = \frac{\dot{D}}{R \cdot \dot{I}} \quad (2.3.5)$$

Wobei hier das Verhältnis von Drehimpulsstrom

$$\dot{D} = 2\pi \int_0^R \rho \cdot \bar{u} \cdot \bar{v} \cdot r^2 \cdot dr \quad (2.3.6)$$

zu Axialimpulsstrom

$$\dot{i} = 2\pi \int_0^R \rho \cdot \bar{v}^2 \cdot r \cdot dr \quad (2.3.7)$$

bezogen auf eine charakteristische Länge R angegeben wird. Die integrale Beschreibung ist aktuell die üblichste Beschreibung der Drallstärke, sofern das Strömungsprofil der untersuchten Messebene mit genügend großer Auflösung vorliegt. Die Erzeugung des Dralls in *Wiedemann's* Untersuchungen erfolgte mit tangential angeordneten Impulsdüsen, weswegen eine Anwendung der Berechnungsmodelle auf das Strömungsprofil eines Gleichstromzyklons mit Leitapparat nicht möglich ist.

Im Jahr 2007 beschäftigte sich *Tan* mit Gleichstromzyklonen mit tangentialem Einlauf. Er entwickelte ein analytisches Modell für die Vorhersage des Fraktionsabscheidegrades in Abhängigkeit der Stokes-Zahl [18]. Es zeigten sich sehr gute Übereinstimmungen vom Modell zu seinen experimentellen Untersuchungen, in welchen er den Gasvolumenstrom sowie die Staubart variierte. Jedoch blieben die geometrischen Abmessungen des Zyklons während den Versuchsreihen unverändert.

Muschelknautz et al. führen seit 2007 zahlreiche Untersuchungen zu den geometrischen Abmessungen des Gleichstromzyklons in vertikaler und horizontaler Einbaulage durch [19]. Ziel ihrer Untersuchungen ist es, Auslegungskriterien für Gleichstromzyklone im industriellen Maßstab ($D_{\text{ZYKLON}} \geq 200\text{mm}$) zu generieren. Ihre Forschungsaktivitäten zeigen neben optimierten geometrischen Abmessungen auch Ergebnisse zu unterschiedlichen Beladungen und Staubspezifikationen auf. Ebenso wird eine besondere Bauform des Drallerzeugers hinsichtlich der Abscheideeffizienz und des entstehenden Druckverlustes untersucht.

Im Auftrag der NASA entwickelten *Hsiao et al.* 2009 eine Serienschaltung von Gleichstromzyklonen zur Separierung von Mars- oder Mondstäuben für diverse F&E Arbeiten bei Raumfahrt Expeditionen [20]. Gemäß den Untersuchungen kann der 5-stufige Serienzyklon den Trennkorndurchmesser von der ersten Stufe mit $d_T=11,3\mu\text{m}$ bis zur letzte Stufe auf $d_T=40\text{nm}$ verringern. Sie entwickelten ein empirisches Modell zur Beschreibung der Korrelation von $\sqrt{Stk_{50}}$ und Re , welches auf der Zyklongeometrie basiert. Nachteil dieses Modells zur Vorhersage des Trennkorndurchmessers ist, dass nur Zyklone mit gleichen geometrischen Verhältnissen wie der untersuchte Zyklon, zur gültigen Berechnung herangezogen werden können.

Kwon et al. untersuchten 2011 Luftfiltrationssysteme in urbanen Personentransportsystemen wie in U-Bahnen [21]. Hierbei wurde dem Reinraumfilter eine parallele Anordnung von Gleichstromzyklonen vorgeschaltet, um die Standzeit des Gesamtsystems zu erhöhen. Ihre Erkenntnisse stützen sich auf empirische Versuche und computergestützte Strömungssimulationen sowie Berechnungen der Partikelbahnen. Die parallele Anordnung von Gleichstromzyklonzellen, wobei jeweils vier Zykclone denselben Staubaustrag bedienen, führt zu sehr starken Schwankungen im Abscheidegrad der einzelnen Zykclone. Dieses Phänomen wird zumeist bei sehr kleinen und engmaschig angeordneten Zykklonzellen beobachtet, da sich die ausgetragenen Partikelströme der einzelnen Zykklonzellen untereinander stören. *Kwon et al.* vergrößerten die einzelne Zykklonzelle und optimierten den Staubaustrag, sodass eine Abscheidung von PM10 Partikeln bei geringem Druckverlust möglich ist. ($T(d=5\mu\text{m})=0,5$; $\Delta p=327\text{Pa}$).

2.4 Industrielle Anwendung von Gleichstromzyklonen

Die kompakte Bauweise von Gleichstromzyklonen legt die Verwendung von vielen parallel angeordneten Zykklonen - so genannte Multizyklone – nahe. *Pfeffer* veröffentlichte 1929 eine der ersten Patentschriften über Staubabscheider, welche dem heute bekannten Gleichstromzyklon sehr ähneln [22]. Das Patent zielte auf die Verwendung des Abscheiders in Rohrleitungen ab, welche folglich als Staubsenke in dispersen Stoffströmen fungieren sollte. *Danz* patentierte bereits 1943 eine parallele Anordnung von Zykklonen, die zu dieser Zeit noch als „Tube Type Collector“ bezeichnet wurde [23]. In seiner Erfindung adaptierte er den tangentialen Einlauf eines Gegenstromzyklons durch einen axialen Einlauf mit Leitschaukeln zur Drallerzeugung. Als weiterführende Neuerung stellte er eine axial durchströmte Ausführung eines Zykklons dar, welche dem heutzutage bekannten Gleichstromzyklon sehr nahe kommt. Er beschrieb die Form und Betriebsweise seines Abscheiders sehr ausführlich, legte jedoch keinen genauen Verwendungszweck fest.

Die Reinigung der Ansaugluft von Verbrennungsaggregaten stellt besonders im Bereich von Baustellen- und Landwirtschaftsfahrzeugen eine besondere Herausforderung dar. Die hohen Staubkonzentrationen in der Umgebungsluft der oben genannten Kraftfahrzeuge würden zu sehr kurzen Standzeiten von konventionell genutzten Gewebefiltern im Ansaugtrakt führen. Die Kombination aus Gewebefilter und einem vorgeschalteten Zykklonabscheider stellt somit eine einfach zu realisierende Methode der Ansaugluftvorreinigung dar. Die beengten Platzverhältnisse in Motorräumen und die vorgegebene zu reinigende Luftmenge macht eine parallele Anordnung von Gleichstromzyklonen unabdingbar. Der große Absatzmarkt bringt zahlreiche Unternehmen auf die

Idee, solche zweistufigen Abscheider zu konzipieren und folglich zu patentieren. Eine im Jahr 2010 angestellte Patentrecherche ergab - ohne Anspruch auf Vollständigkeit – dass aktuell 50 Patente zum Thema Ansaugluftreinigung mittels Gleichstromzyklone angemeldet sind. Weltweit gehören aktuell vier Firmen zu den Topsellern von Luftfiltrationssystemen. *Hengst and Donaldson Company Inc.* meldete bereits im Jahre 1969 einen Multizyklonblock aus Gleichstromzyklonen als Patent an, welcher in der Folge durch *Pall Corporation* 1975 in leicht adaptierter Form in einem sehr engmaschigen Verband von Gleichstromzyklonen als Patent zur Ansaugluftvorreinigung eingereicht wurde [24][25]. Der Ausblick auf den potentiell großen Absatzmarkt bewegte folglich auch europäische Unternehmen ihre Luftfiltersysteme auf den aktuellen Stand der Technik zu bringen. Die folgend aufgezählten Patentschriften unterschieden sich zu den vorangegangenen in der Geometrie des Drallerzeugers, des Abscheideraumes, des Staubaustrages und der Betriebsweise. Kraftfahrzeuge mit genügend großen Leistungsreserven des Verbrennungsaggregates, wie beispielsweise hydraulisch betriebene Bagger, können durch eine zusätzliche Absaugung des abgeschiedenen Staubes ihre Emission markant verringern. Kleine Kraftfahrzeuge, wie beispielsweise landwirtschaftliche Fahrzeuge zur Bewirtschaftung von Ackerflächen, werden im Regelfall ohne sekundäre Absaugung ausgestattet. *Donaldson* reagierte 1988 in einer neuen Patentschrift auf die Erkenntnis, dass bei nicht abgesaugten Multizyklonblöcken eine Rückströmung von bereits abgeschiedenem Staub in das Reingas erfolgen kann. Ein am Tauchrohr montierter Ring sollte zur Reduktion des Wiedereintrags von Staubpartikel in das Reingas beitragen [26]. *Mann+Hummel* und *Mahle* folgten wenig später dem rasant wachsenden Absatzmarkt mit eigenwilligen Konstruktionen und patentierten nicht nur die Konstruktionen, sondern auch die Art und Weise der serientauglichen Herstellung von Gleichstromzyklonen in einem Multizyklonblock [27][28].

Der militärische Einsatz von Kraftfahrzeugen in Wüstenlandschaften steigerte den Anspruch an hocheffizienten und robusten Staubabscheidern. Solche Abscheidertypen werden im Fachjargon auch häufig als Hochleistungsabscheider bezeichnet, und fordern geringste Emissionen. Die Kolonnenfahrt von Panzern oder der kommerzielle Einsatz von Helikoptern, welche im Landeanflug starken Downwash erzeugen, verursachen hohe Partikelkonzentrationen in der Umgebungsluft weswegen Luftfilterkomponenten in diesem Anwendungsbereich vorzugsweise als zweistufige Hochleistungsabscheider ausgeführt werden. Hierbei werden Gleichstromzyklone in Serie geschaltet, wodurch sich die Gesamtabscheideeffizienz η_{ges} gemäß Gleichung (2.4.1) erhöht.

$$\eta_{ges} = \eta_1 + \eta_2 - \eta_1 \cdot \eta_2 \quad (2.4.1)$$

Pall patentierte 1997 unter dem Synonym „Separator Assemblies“ eine modulare Bauweise von Multizyklonblöcken, welche bei Bedarf an geringster Reingaskonzentration auch in Serie geschaltet werden können, und folglich als Hochleistungsabscheider fungieren [29].

Für die Abscheidung von Tropfen aus dispersen Flüssigkeits-Gas-Strömen werden neben Prallabscheidern, Zentrifugen etc. auch Zyklonabscheider in Gleichstrombauweise verwendet. Beispielsweise gibt es für die Abscheidung von Öltröpfchen aus dem Blow-by-Gas bei der Kurbelgehäuseentlüftung verschiedenste Bauformen von Fliehkraftabscheidern. Das Abscheidesystem mit dem Namen „Multi-Twister“ arbeitet auf der Basis eines Gleichstromzyklons und wurde von *Reinz-Dichtungs-GmbH* im Jahre 2004 patentiert [30]. Gemäß einer Presse Mitteilung von *DANA Holding Corporation* vom März 2010 wurden folglich die Volkswagen-Modelle Polo, Golf, Touran und Passat mit TSI Motoren mit dem „Multi-Twister“ Kurbelgehäusentlüftungssystem ausgestattet.

Aktuell werden in der Petrochemie beim katalytischen Cracken von Kohlenwasserstoffen (FCC-Process) Zyklonabscheider in allen drei Separationsstufen verwendet, um die hochbeladenen Gase vom Katalysator-Staub zu trennen. Die chemisch aggressiven Gaszusammensetzungen und Temperaturen bis zu 700°C fordern einen robusten und verlässlich arbeitenden Abscheidertyp. Üblicherweise werden in dieser Anwendung Standard-Gegenstromzyklone verwendet, wobei es hierzu von *Shell Global Solutions* zahlreiche Untersuchungen zu parallel und sehr kompakt aneinandergereihten Zyklonen gibt. *Peng* und *Hoffmann* optimierten im Jahre 2004 im Auftrag von *Shell* Gegenstromzyklone mit axialem Einlauf, welche in der Drallerzeugung dem Gleichstromzyklon sehr ähnlich sind [31][32]. Sie untersuchten die Abscheideraumlänge, welche einen markanten Einfluss für die Abscheideeffizienz darstellt. Auf Basis der von *Dirgo* und *Leith* entwickelten Darstellung der partikelgrößenabhängigen Abscheideeffizienz, erhob *Peng* in seinen Untersuchungen den modellspezifischen Parameter m , in Abhängigkeit des mittleren Partikeldurchmessers d_{50} um auf die Abscheidung zu schließen [33].

$$T(d) = \frac{1}{1 + \left(\frac{d_{50}}{d}\right)^m} \quad (2.4.2)$$

Zeitgleich zu den von *Shell* vorangetriebenen Untersuchungen, zur Optimierung der Katalysatorrückgewinnung bzw. Reinigung des Prozessgases zur Verstromung in nachgeschalteten Gasturbinen, meldet *Sechrist et al.* im Auftrag von *UOP LLC* ein Patent zur Trennung von Partikeln aus dem Gasstrom mittels Gleichstromzyklonen an [34]. In der Patentschrift wird neben der Grundform des Gleichstromzyklons auch auf die Parallelschaltung mehrerer Zyklone zu einem Multizyklonblock hingewiesen. Die Patentschrift zielt auf die Verwendung als Third-Stage-Separator im FCC-Prozess ab, welcher im Allgemeinen Aluminiumsilikat mit einem Mediandurchmesser von ca. $d_{50}=55\mu\text{m}$ und einer Dichte von ca. $\rho_p=950\text{ kg/m}^3$ abscheidet. Die Besonderheit an dieser Ausführung des Gleichstromzyklons liegt in der Form des Staubaustrages, in welchem tangential

angeordnete Staubaustragsschlitze den Wiedereintrag von bereits abgeschiedenem Staub in das Reingas reduzieren sollen.

Im Interesse der petrochemischen Industrie entwickeln *Kraxner et al.* 2010 ein Multizyklonmodell aus parallel geschalteten Gleichstromzyklonen zur Abscheidung von Katalysator-Partikel im FCC-Prozess [35]. Der große Feinanteil ($d_{20}=22\mu\text{m}$) und die geringe Dichte der Aluminiumsilikat-Partikel stellen die große Herausforderung bei der Abscheidung dar. Geometrische Optimierungen an dem Multizyklonmodell ermöglichen es, die Abscheidung des Katalysators bei 20%-iger Reduktion des Druckverlustes, verglichen mit der bisherigen Abscheidung durch Gegenstromzyklone, durchzuführen. Hintergrund für diese Untersuchung, sind die relativ geringen Standzeiten der Gegenstromzyklone, welche aufgrund der Formgebung starken Verschleiß erfahren. Die großen Ausfallszeiten der FCC-Anlagen resultieren gemäß *Chen Y.-M.* in jährlichen Re-Investitionen und Produktionsausfällen bei *Shell Global Solutions Inc.* von ca. € 80Mrd. [36].

Den vielzähligen Anwendungen von Gleichstromzyklonen liegen jedoch keine allgemein gültigen Auslegungskriterien zugrunde. Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt auf der quantitativen Verifizierung der geometrischen Hauptabmessungen von Gleichstromzyklonen in Multizyklonblöcken. Hierfür wird die Geometrie eines referenzierenden Gleichstromzyklons für bestmögliche Abscheideleistung bei gleichbleibendem Druckverlust optimiert. Die für die wissenschaftliche Ermittlung der Auslegungskriterien angewendeten Methoden, werden im folgenden Kapitel detailliert beschrieben.

3 Methodik zur experimentellen Analyse von Gleichstromzyklonen

Im folgenden Kapitel werden die für diese Arbeit verwendeten Methoden und Versuchsanlagen zur systematischen Untersuchung von Gleichstromzyklonen erläutert. Die Auswahl des untersuchten Prototyps wurde anhand von aktuell verwendeten Gleichstromzyklonen vorgenommen. Wie im vorigen Kapitel beschrieben, finden Gleichstromzyklone sehr breiten Einsatz in der Industrie, sind jedoch sehr selten als eigenständige Abscheider vorzufinden, weswegen die empirischen Versuche anhand eines derzeit häufig eingesetzten Multizyklonblocks vorgenommen wurden.

Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt auf der Optimierung der geometrischen Abmessungen und Formgebung eines Referenz-Gleichstromzyklons, um folglich bestmöglich Leistungsdaten und allgemein gültige Auslegungskriterien zu generieren. Hierfür wurden zwei Versuchsanlagen errichtet. Die Anlagen im Labor- und im Industriemaßstab ermöglichen es, Zyklone mit einem Durchmesser von 10 bis 150mm im Bestäubungsversuch zu testen. Die Vielzahl an geometrischen Parametern resultiert bei einer vollfaktoriellen Untersuchung jedes einzelnen geometrischen Merkmals in einer enormen Anzahl an durchzuführenden Versuchsreihen. Zur Reduktion der Versuchsanzahl wurde mithilfe einer modellgestützten Versuchsplanung, im Folgenden als Design of Experiments (DoE) bezeichnet, eine teilfaktorielle Empirie angestrebt. Neben den empirisch erhobenen Tendenzen bezüglich der Leistungsdaten wurden parallel dazu fluiddynamische Untersuchungen der vorherrschenden Strömung in der Zyklonzelle vorgenommen. Hierzu kam ein laseroptisches Messverfahren zum Einsatz. Zur vollflächigen Erfassung des Strömungsprofils wurde die Messung mittels stereoskopischer Particle Image Velocimetry vorgenommen. Die weitere eigens hierfür gebaute Versuchsanlage ermöglicht die Messung aller drei Geschwindigkeitskomponenten in multiplen Messebenen entlang des Abscheiders. Mithilfe der gemessenen Strömungsgeschwindigkeiten können CFD-Simulationen validiert werden, welche als Vorhersage der Strömungsvorgänge in optisch nicht zugänglichen Bereichen dienen.

3.1 Hauptkomponenten des Gleichstromzyklons

Die klassische Bauform des Gleichstromzyklons lässt sich in vier Hauptkomponenten gliedern. In Durchströmungsrichtung reiht sich der Eintrittsleitapparat I, an den anschließenden Abscheideraum II, die Staubaustragsöffnung III und das Tauchrohr IV an, s. Abbildung 5. Das Tauchrohr IV ist aus fertigungstechnischen Gründen von der Zyklonzelle (I, II und III) baulich getrennt. Die experimentellen Untersuchungen der Geometrie der Hauptbestandteile wurden in zwei Versuchspläne unterteilt. Im ersten Schritt wurden die Komponenten Tauchrohr und Staubaustrag untersucht und autonom interpretiert. Anschließend daran wurden die Komponenten Eintrittsleitapparat und Abscheideraum untersucht, welche unabhängig von den Ergebnissen der vorangegangenen Untersuchungen optimiert wurden.

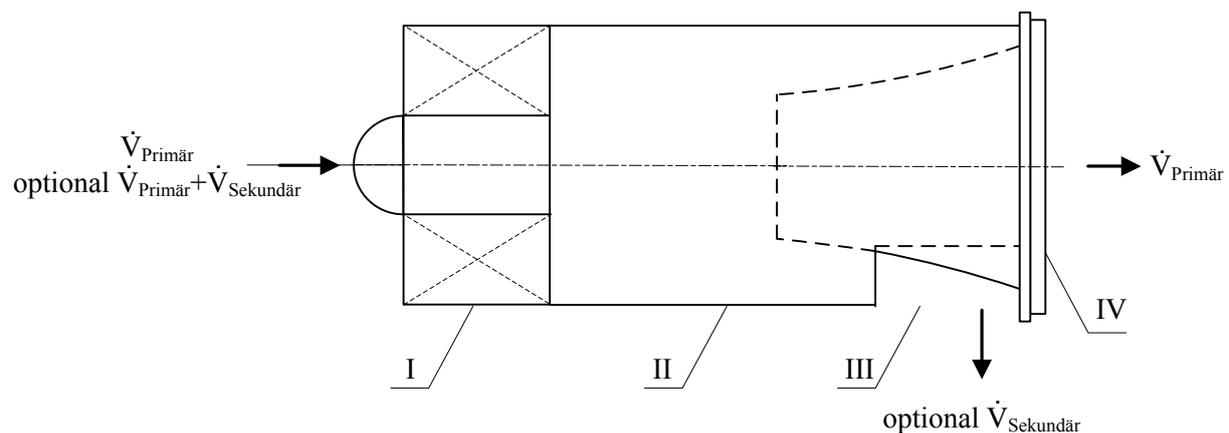


Abbildung 5: Getrennt voneinander untersuchte Hauptkomponenten (I-IV)

Die vorliegende Arbeit fußt auf einer breiten Anwendbarkeit der Untersuchungsergebnisse gepaart mit realisierbaren Fertigungstechnologien, weshalb sich fertigungstechnisch zu berücksichtigende Randbedingungen ergeben. Für die Produktion von serientauglichen Bauteilen wird der Kunststoff-Spritzguss als Art der Fertigung gewählt. Dies führt dazu, dass der Eintrittsleitapparat I, der Abscheideraum II und das Staubaustragsfenster III einteilig gefertigt werden können. Diese Bauteile sind somit über einen zweigeteilten Werkzeugstempel durch den negativ überdeckten Leitapparat I entformbar, s. Abbildung 6 und Abbildung 7. Das Tauchrohr stellt folglich eine eigenständige Komponente dar, welche ebenfalls im Spritzgussverfahren mit einem translatorisch bewegten Werkzeugstempel hergestellt werden kann.

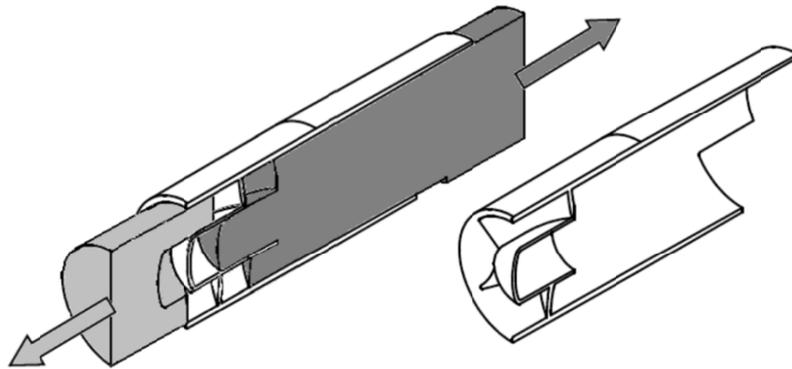


Abbildung 6: Schematische Darstellung des zweigeteilten Werkzeugstempels beim Spritzgussverfahren einer Gleichstromzyklonzelle

Bedingt durch die translatorische Entformung der Werkzeugstempel aus der Zyklonzelle ergibt sich ein leicht konisch geformter Abscheideraum mit bis zu max. $+0,25^\circ$ Abweichung gegenüber der Zyklonachse. Die negative Überdeckung der Leitschaufeln folgt aus der notwendigen Trennebene von oberem und unterem Werkzeugstempel. Die Überdeckung \ddot{u} wird wie im untersuchten Referenz-Prototyp auf 1,0mm konstant gehalten, s. Abbildung 7.

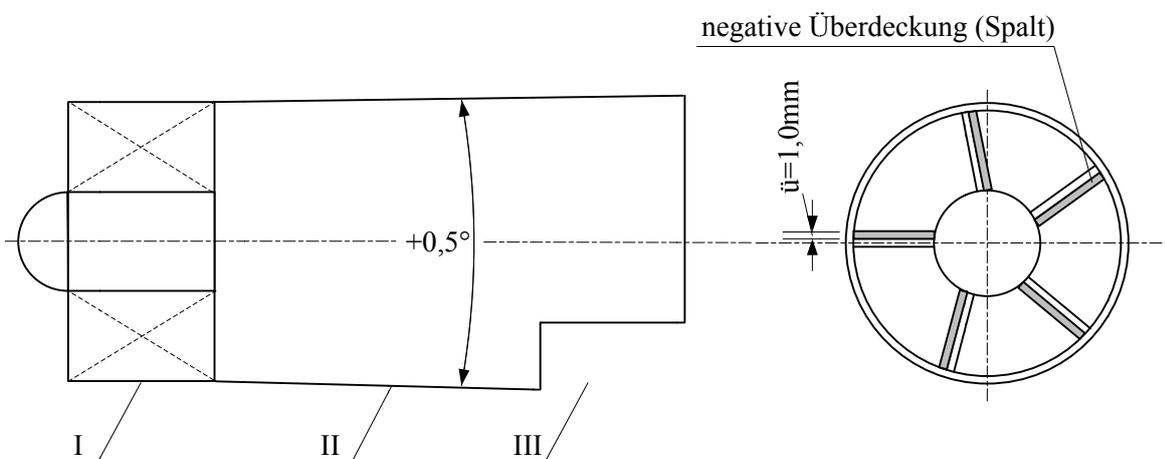


Abbildung 7: Schematische Darstellung der Entformungsschräge (links) und der negativen Überdeckung \ddot{u} (rechts).

3.2 Modellgestützte Versuchsplanung - Design of Experiments (DoE)

Für die Vielzahl der zu untersuchenden Geometrieparameter am Gleichstromzyklon ist eine thematisch spezifische Vorgangsweise der empirischen Untersuchungen unabdingbar. Die hierfür optimale Arbeitsweise ist maßgeblich für den Erfolg und die Dauer der Untersuchungen. Das Untersuchungsziel, die Anzahl der untersuchten Faktoren, die Unterteilung je Faktor, die gewünschte Ergebnisgenauigkeit sowie das Ausmaß der zufälligen Streuung entscheiden über die Wahl eines geeigneten Versuchsplanes [37]. Die Vorgangsweise von Untersuchungen können grundsätzlich, in Abhängigkeit der Vorkenntnisse von potentiellen Ergebnissen, in vier verschiedene Typen unterteilt werden, s. Abbildung 8.

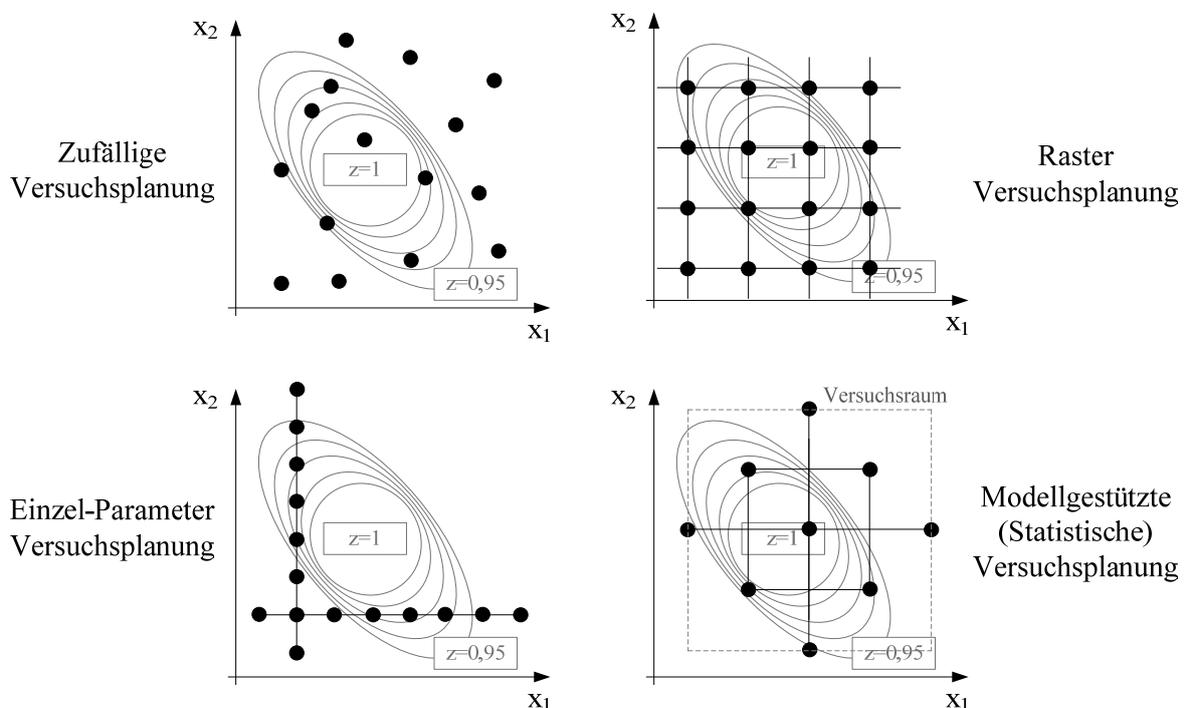


Abbildung 8: Konventionelle Methoden der Versuchsplanung [38]

Im Allgemeinen findet die statistische Versuchsplanung bei Effizienzsteigerungen von bereits bekannten Prozessen oder zur systematischen Erhebung von Haupteinflussfaktoren bei neuartigen Prozessabläufen Anwendung. Beiden Verwendungen sind die Generierung von viel Information durch wenige Experimente gemeinsam. Mithilfe einer statistischen Versuchsplanung werden Methoden zur Erstellung von Versuchsplänen aus Messdaten formuliert. Die hieraus gewonnenen Versuchspläne werden mittels linearer oder mehrfach-polynomer Funktionen in mathematische Modelle übergeführt. Der Begriff „statistische Versuchsplanung“ ist in der vorliegenden Untersuchung nicht vollends

zutreffend und wird durch den Begriff „modellgestützte Versuchsplanung und Optimierung“ ersetzt. Zur Auswertung der gewonnenen Modellstrukturen werden polynomiale Regressionsmodelle eingesetzt, welche es ermöglichen, in einem vorher festgelegten Versuchsraum die Messpunkte mit möglichst hohem Informationsgehalt zu positionieren. Im Allgemeinen werden klassische Versuchspläne von optimalen Versuchsplänen unterschieden. Die klassischen Versuchspläne, zu welchen die voll- und teilfaktoriellen Pläne zählen, setzen die Messpunkte gemäß einem strengen Schema an bestimmte Positionen. Optimale Versuchspläne hingegen unterliegen bestimmten Optimierungsalgorithmen, sodass die Messpunkte gemäß einer „optimalen“ polynomen Anordnung festgelegt werden [39]. Abbildung 9 zeigt ein Beispiel für eine modellgestützte lineare und quadratische Regression anhand eines zwei-faktoriellen Versuchsplanes. Vollständig faktoriell (=vollfaktoriell) resultiert in 2^n Messpunkten, wobei n die Anzahl der untersuchten Faktoren darstellt.

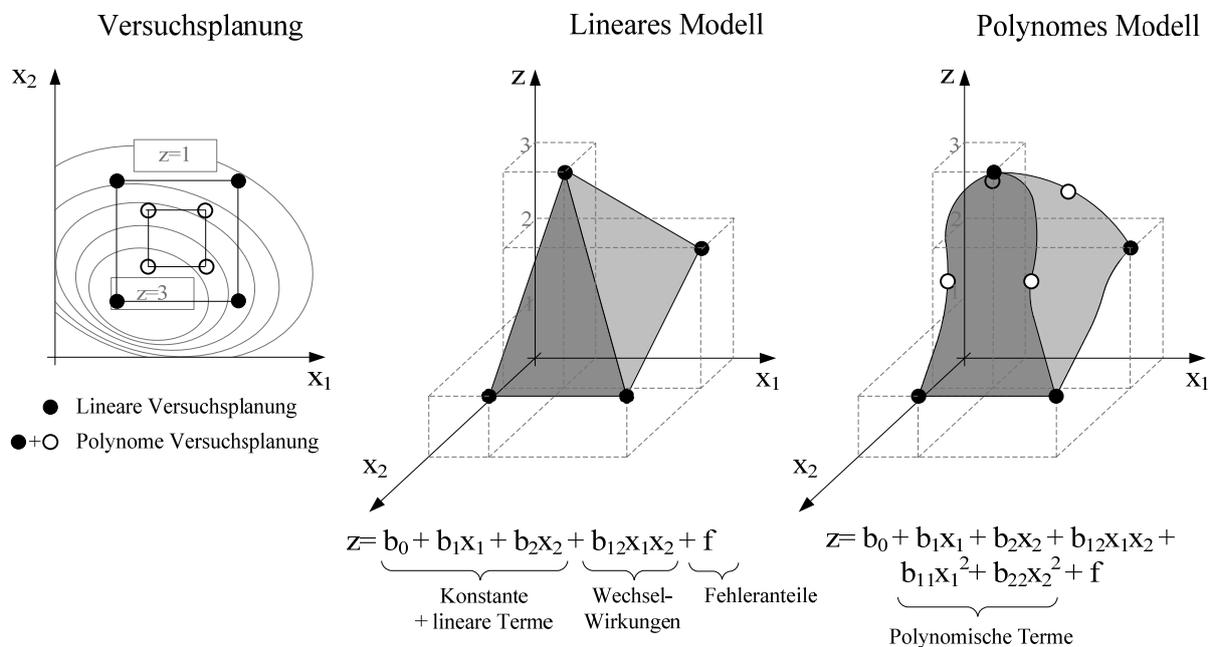


Abbildung 9: Versuchsplan mit 2^2 Messpunkten im linearen und polynomischen Versuchsmodell

Lineare Versuchspläne sind in der Versuchsanzahl kleiner gehalten als quadratische Pläne, weisen jedoch auch Mängel in der Modellvalidität auf. Ideale Versuchsmodelle legen sich ähnlich einem „Tischtuch“ über die Messpunkte und liefern folglich die besten Vorhersageergebnisse. Die Herausforderung in der optimalen Gestaltung von modellgestützten Versuchsplänen liegt bei der richtigen Abschätzung des Effektes verschiedener Modellfaktoren. So können bestimmte Faktoren das Modell unbemerkt tangieren, andere Faktoren jedoch einen quadratischen oder gar kubischen Einfluss auf das Ergebnis z nehmen. Neben dem Einzeleinfluss von Faktoren wird ebenso die Wechselwirkung einzelner Faktoren untereinander in der mathematischen Modellierung berücksichtigt. Eine vorherige objektive Abschätzung dieser Einflüsse dient einer optimalen

Gestaltung des Versuchsmodells. Der Fehleranteil f im Versuchsmodell begründet seinen Ursprung aus systematischen und zufälligen Fehlern bei der Versuchsauswertung, weswegen die Auswertegenauigkeit mit der erwarteten Modellvorhersagegenauigkeit abgestimmt werden muss.

Die vorliegende Untersuchung ist durch die beiden Zielgrößen Abscheidegrad bzw. Partikelemission und Druckverlust definiert (=Leistungsdaten). Die Einflussgrößen der Untersuchung sind in Tabelle 1 dargestellt. Aufgrund der Vielzahl an Parametern werden die Einflussgrößen für bestmögliche Leistungsdaten in die vier Hauptkomponenten (HK) unterteilt.

Tabelle 1: Einteilung der Hauptkomponenten und untersuchten Parameter

HK-Nr.	Bezeichnung		Untersuchte Parameter			
HK-IV	Tauchrohr	TR	Form	Oberfläche	D_{TR}	L_{TR}
HK-III	Staubaustrag	AF	L_{AF}	β_{AF}		
HK-II	Abscheideraum	AR	Form	γ_{AR}		
HK-I	Eintrittsleitapparat	ELA	Form	Spreizung $\Delta\alpha$	D_{KERN}	α_{ELA}
						$\eta_{SCHAUFEL}$

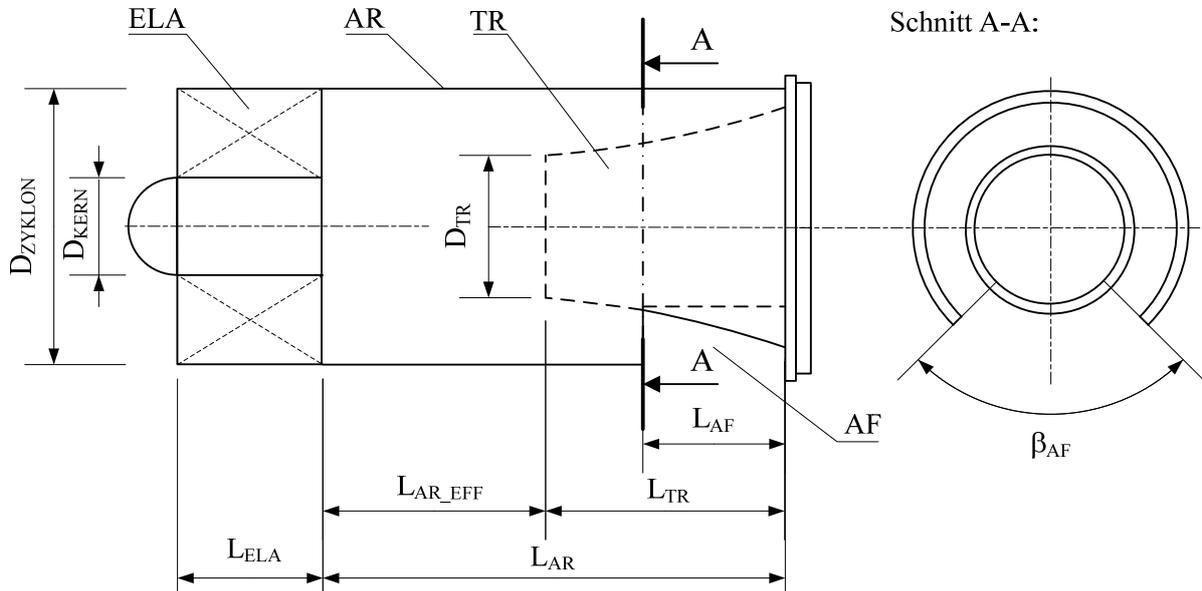


Abbildung 10: Geometrische Hauptabmessungen der untersuchten Gleichstromzyklonzelle

Die in Tabelle 1 dunkelgrau hinterlegten Parameter stellen jene Faktoren dar, welche mithilfe der modellgestützten Versuchsplanung untersucht wurden. Einflussparameter, welche einen grundlegenden Einfluss auf die weiterführende Versuchsdurchführung nehmen, werden getrennt von anderen Parametern untersucht.

Als Auswertesoftware wurde die industriell weit verbreitete Software „Modde 9.1“ verwendet. Abbildung 10 zeigt die Referenzgeometrie, in der Folge als Standard-Geometrie bzw. kurz als STD bezeichnet, mit deren Hauptabmessungen.

Die systematische Untersuchung der vier Hauptkomponenten erfolgt teilweise in einer überschneidenden Betrachtung. Aufgrund der Vorkennntnis, dass Tauchrohr und Staubaustrag bezüglich der Leistungsdaten miteinander wechselwirken, erfolgt eine gemeinsame Betrachtung der Komponenten Tauchrohr und Staubaustrag. Tabelle 2 zeigt die Einflussfaktoren des modellgestützten Versuchsplanes I.

Tabelle 2: Einflussfaktoren des modellgestützten Versuchsplans I

HK-Nr.	Bezeichnung		Untersuchte Parameter			
HK-IV	Tauchrohr	TR	Form	Oberfläche	D_{TR}	L_{TR}
HK-III	Staubaustrag	AF	L_{AF}	β_{AF}		

Abbildung 11 zeigt beispielhaft eine 3-dimensionale Auswertung der Wechselwirkungen der Tauchrohrlänge und des Tauchrohrdurchmessers bezüglich der Partikel-Abscheideeffizienz.

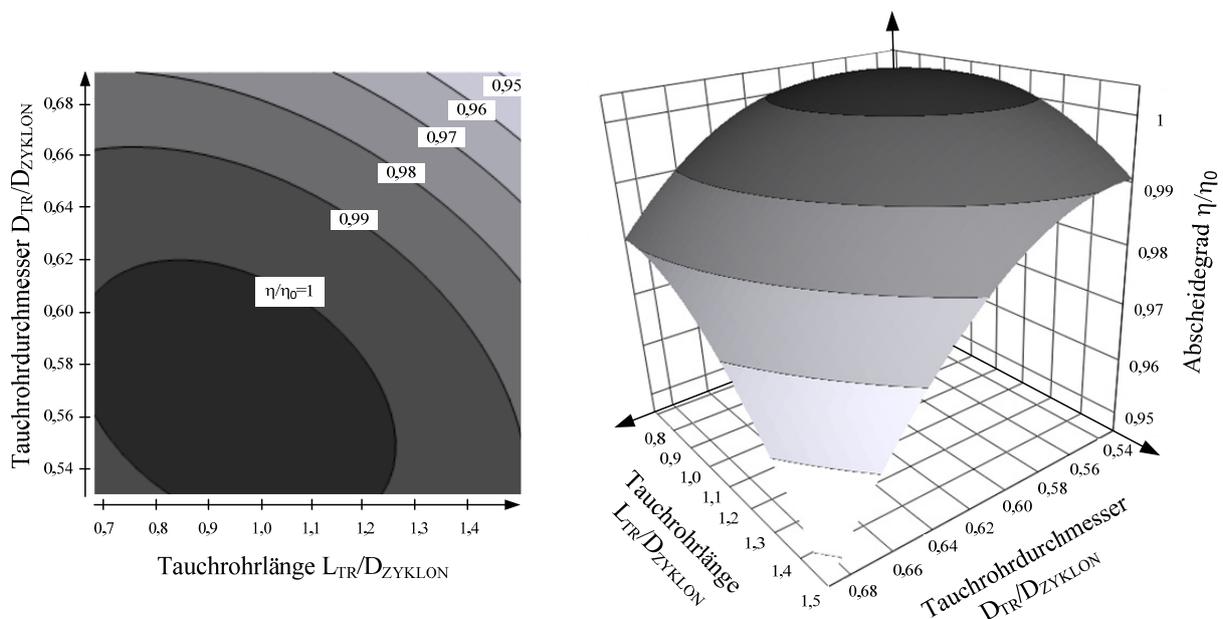


Abbildung 11: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers und der Tauchrohrlänge auf den Abscheidegrad

Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt mit der bereits erwähnten Software „Modde 9.1“. Die Darstellung des 5-faktoriellen Versuchsplanes I ist grafisch nur sehr schwer zu realisieren, weswegen in den folgenden Untersuchungsergebnissen nur eindimensionale Einflüsse dargestellt werden.

Die Hauptkomponente I, welche die Geometrie des Leitapparates behandelt, wird getrennt von der Geometrie des Tauchrohres und des Staubaustrages untersucht. Die Wechselwirkung dieser Parameter ist sehr marginal, führt jedoch bei gleichzeitiger Variation zu Veränderungen der Leistungsdaten, welche folglich selektiv nur sehr schwer zu interpretieren sind. Der 3-faktorielle Versuchsplan II ist in Tabelle 3 dargestellt.

Tabelle 3: Einflussfaktoren des modellgestützten Versuchsplans II

HK-Nr.	Bezeichnung		Untersuchte Parameter		
HK-I	Eintrittsleitapparat	ELA	Form	Spreizung $\Delta\alpha$	<div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: center;"> <div style="text-align: center;"> D_{KERN} ● ↓ </div> <div style="text-align: center;"> α_{ELA} ● ↓ </div> <div style="text-align: center;"> n_{SCHAUFEL} ● ↓ </div> </div>

Modellgestützter Versuchsplan II

Die Versuchspläne werden einer Randomisierung unterzogen, was einen Trend von Ergebnissen in eine bestimmte Richtung verhindern soll. Die Einzelversuche werden mit zufällig ausgewählten Versuchsnummern versehen, sodass systematische und zufällige Fehler bei der Versuchsauswertung die Aussagekraft der Ergebnisse nicht verfälschen [37].

3.3 Untersucher Prototyp des Gleichstromzyklons im Multizyklonblock

Zur empirischen Untersuchung von Gleichstromzyklonen in Multizyklonblöcken wurde ein aktuell vielfach eingesetzter Gleichstromzyklon-Verband aus der Automobilindustrie herangezogen. Dieser wird in der Ansaugluftvorreinigung im Verwendungsbereich von Bau- und Landmaschinen eingesetzt. Die bedeutendsten Anforderungsmerkmale an das zweistufige Filterelement, welches aus einem Multizyklonblock und einem Gewebefilter aufgebaut ist, stellen im Besonderen die Robustheit und eine große Standzeit dar.

Für eine isolierte Betrachtung einer einzelnen Gleichstromzyklonzelle, wird der industriell verwendete Multizyklonverband in der Anzahl der Zellen ca. halbiert, wobei die geometrischen Merkmale der einzelnen Gleichstromzyklonzelle des Serienprodukts unangetastet bleiben. Abbildung 12 zeigt den untersuchten 5-zelligen Prototypen. Die Reduktion der Zyklonanzahl bringt neben der isolierten Betrachtung auch den Vorteil mit sich, dass eine engmaschige Anordnung und folglich die Beeinflussung der einzelnen Zykclone untereinander minimiert werden kann. Der 5-zellige Prototyp wird gemäß ISO 5011:2000(E) untersucht, worin eine Rohgas-Staubkonzentration von $1,0\text{g}/\text{m}^3$ festgehalten wird, was eine typische Größe für den Baustellen- und landwirtschaftlichen Einsatz darstellt [40].

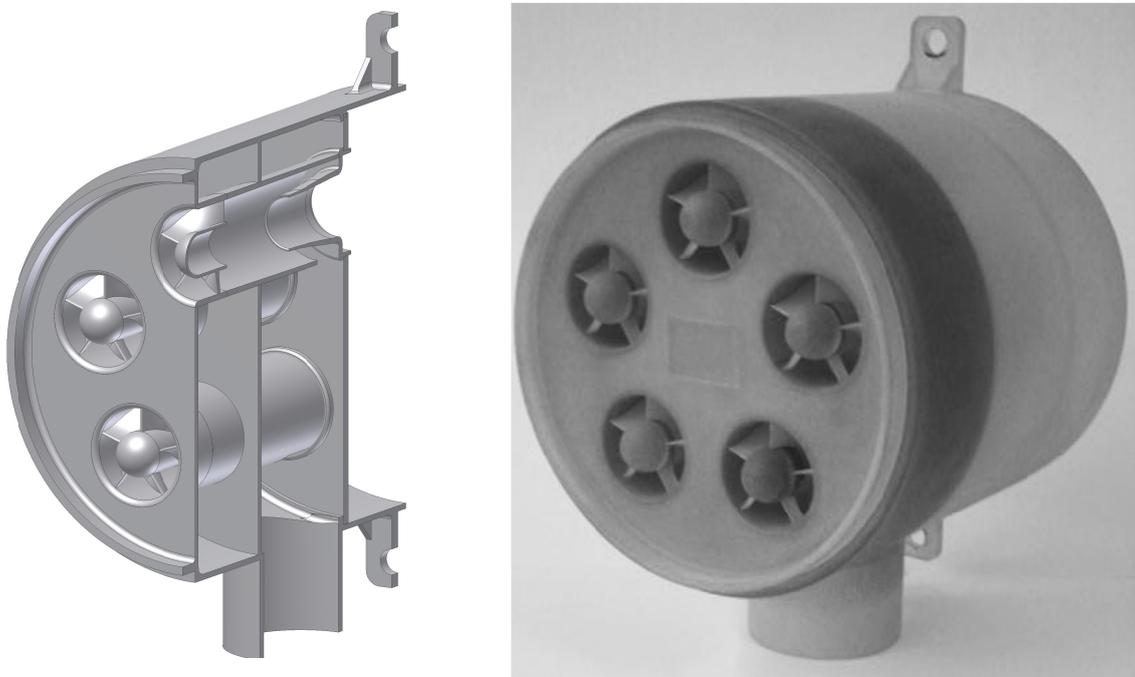


Abbildung 12: 5-zelliger CAD-Referenz-Prototyp im Schnitt (links) und STL-Referenz-Prototyp (rechts)

Die Durchströmung des Multizyklonblocks gibt im Wesentlichen das Verbrennungsaggregat vor. Typischerweise wird eine Zyklonzelle mit einer Leerrohrgeschwindigkeit von 8-15m/s durchströmt. Folglich gestaltet sich die Baugröße eines zweistufigen Filterelementes in Abhängigkeit von der Anzahl der Zyklonzellen bzw. des Hubraumes und der Nenndrehzahl der Verbrennungskraftmaschine. Eine einzelne Gleichstromzyklonzelle des untersuchten Modells wird bei Nenndrehzahl des Fahrzeuges mit einem Luftvolumenstrom von 32m³/h durchströmt, was folglich bei einem 5-zelligen Multizyklonblock einen Primärluftvolumenstrom von 160m³/h bedeutet.

Die untersuchten Prototypen sowie das Referenzmodell werden mittels Rapid-Prototyping im Stereolithografieverfahren (STL) hergestellt. Die konstante Qualität der Prototypen bezüglich Oberflächenbeschaffenheit und Maßhaltigkeit sind grundlegend für eine reproduzierbare modellgestützte Versuchsplanung. Die rotationssymmetrischen Tauchrohre wurden aufgrund der kostengünstigeren und rascheren Fertigung mittels spanender CNC-Bearbeitung hergestellt. Als Werkstoff für das Tauchrohr eignete sich ein Poly-Oxy-Methylen-Kunststoff (POM, Handelsbezeichnung: Delrin), welcher besonders bei der spanenden Formgebung von sehr dünnen Wandstärken Formstabilität aufweist.

Für die Bestäubungsversuche wurden die 5-zelligen STL-Multizyklonblock-Prototypen mittels Montageösen an einem Kompaktluftfiltergehäuse geschraubt. Durch die Verwendung eines Luftfiltersystems aus dem KFZ-Einsatzbereich gelingt es die Anströmung möglichst an die originalen saugseitigen Druckverhältnisse anzupassen, s. Abbildung 13.

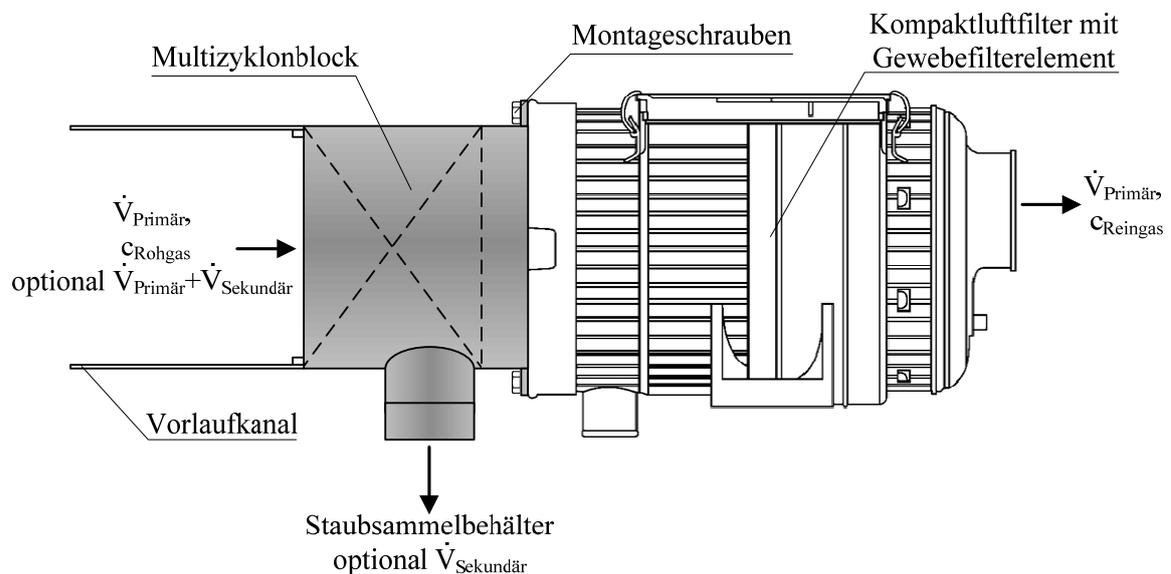


Abbildung 13: Anbau des Multizyklonblocks an das Kompaktluftfiltergehäuse

Das mit Versuchsstaub beladene Rohgas wird durch einen Vorlaufkanal in den 5-zelligen Multizyklonblock gesaugt. Die aufgrund der wirkenden Zentrifugalkraft abgeschiedenen Partikel

werden mit Hilfe der Gravitation in den Staubsammelbehälter befördert. Wie bereits im Kapitel 2.4 beschrieben, kann bei leistungsstarken Aggregaten optional ein Unterdruck am Staubaustrag durch eine zusätzliche Absaugung adaptiert werden, was auch im untersuchten Prototyp berücksichtigt wurde. Dies bringt den Vorteil, dass die abgeschiedenen Partikel im Staubsammelraum nicht wieder aufgewirbelt werden und somit ins Reingas gelangen können. Diese zusätzliche Maßnahme ermöglicht eine Zunahme des Abscheidegrades um einige wenige Prozentpunkte.

Die mit dem Reingas ausgetragenen Partikel werden in dem in Strömungsrichtung folgenden Gewebefilter abgeschieden. Hierbei handelt es sich um einen Gewebefilter, welcher durch wechselseitig verklebte Filterkanäle 50% mehr Filterfläche als ein herkömmliches Filtermedium aufweist. Der Filter erreicht gemäß dem Bestäubungsversuch nach ISO 5011, SAE-C einen Abscheidegrad von 99,98%, woraus bei dem verwendeten Teststaub zur Zyklonoptimierung von einer nahezu absoluten Abscheidung ausgegangen werden kann [41].

3.4 Methodik und Analyse der Staubexperimente

Die systematische und schrittweise Optimierung der Geometrie des Gleichstromzyklons, welche zumeist sehr geringe Änderungen der geometrischen Abmessungen im Millimeterbereich darstellt, kann demzufolge zu marginalen Änderungen der Leistungsdaten führen. Den potentiell kleinen Änderungen des Abscheidegrades wird eine sehr genaue Versuchsauswertung vorausgesetzt. Zur Gewährleistung reproduzierbarer Ergebnisse und folglich schlüssiger Interpretationen, wird die in der ISO 5011:2000(E) empfohlene Versuchsdauer von 15 Minuten auf 60 Minuten erhöht, um die gravimetrisch ermittelten Staubmengen zu vergrößern. Jeder Versuch wird mindestens einmal wiederholt, wobei eine Streuung von $\pm 0,15$ Prozentpunkten zwischen den Wiederholungsversuchen einzuhalten ist. Die Massenbilanz, welche sich als Quotient aus der Summe von abgeschiedener und nicht abgeschiedener Staubmenge zu Aufgabegutmenge darstellen lässt, muss mindestens 99,0 Prozent betragen, damit der Versuch als gültig gewertet werden kann (Norm ISO 5011: $MB_{\text{erf}} = 98\% - 102\%$ für gültige Versuchsdurchführung), s. Gleichung (3.4.1).

$$MB = \frac{m_G + m_F}{m_A} \geq 99\% \quad (3.4.1)$$

Die systematischen Variationen der geometrischen Merkmale werden anhand des Abscheidegrades sowie des Druckverlustes evaluiert, s. Gleichung (2.1.1) und (3.4.2).

$$\Delta p = p_{\text{Rohgas}} - p_{\text{Reingas}} \quad (3.4.2)$$

Für die Charakterisierung von Luftfilterelementen in der Anwendung von Bau- und Landmaschinen werden vorwiegend genormte Stäube wie beispielsweise „Arizona Coarse A4 Test Dust“ der Firma PTI Powder Technology verwendet, dessen Korngrößenverteilung in Abbildung 14 dargestellt ist.

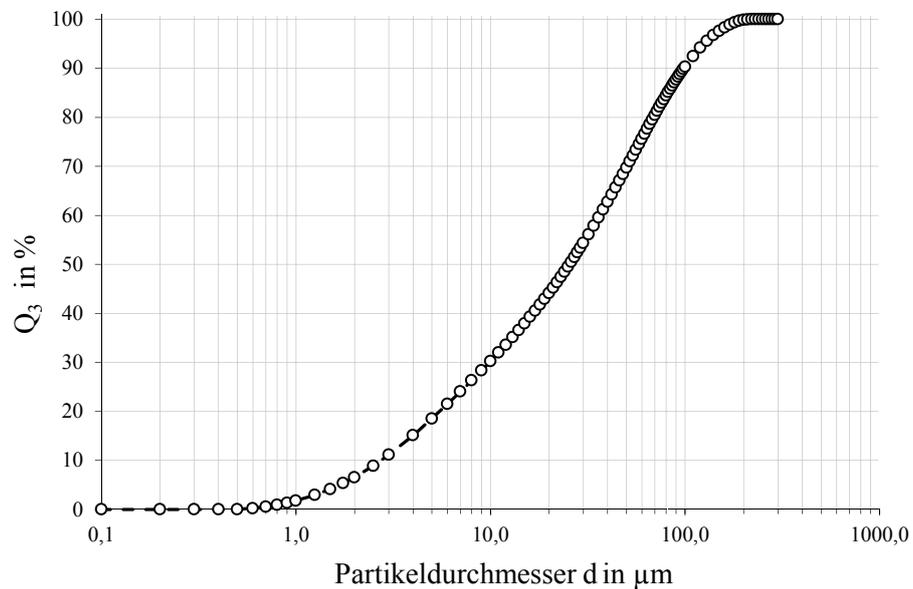


Abbildung 14: Korngrößenverteilung des verwendeten Aufgabegutes "Arizona Coarse A4 Test Dust"

Hierbei handelt es sich um einen mineralischen Staub, wobei sich die Gesamtheit maßgeblich aus Quarz zusammensetzt. Der Standard Teststaub weist einen mittleren Partikeldurchmesser von $d_{50}=25\mu\text{m}$ auf. Eine REM Aufnahme in Abbildung 15 stellt die scharfkantigen Partikel vergrößert dar.

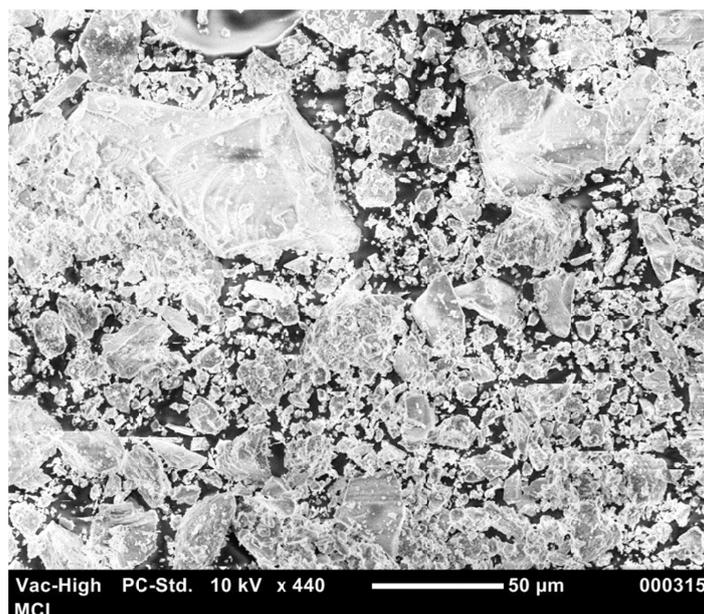


Abbildung 15: REM-Aufnahme des Aufgabegutes "Arizona Coarse A4 Test Dust"

Die Auswertung des Trenngradverlaufs $T(d)$ wurde ausschließlich anhand der Staubproben des Fein- und Grobgutes ermittelt, s. Gleichung (2.1.4). Zur Analyse der Korngrößenverteilung kam ein Laserbeugungsverfahren (Mastersizer 2000E, Malvern) zum Einsatz. Aufgrund der potentiellen elektrostatischen Aufladung der Partikel während des Abscheidevorganges, können in den Proben Agglomerate von verschiedenen Partikelkollektiven auftreten. Die Staubproben wurden nass-dispergiert analysiert und vorab fünf Minuten in einem Ultraschallbad vorbehandelt. Als Dispergens wird eine 5%-ige Natriumpyrophosphat-Lösung gewählt, da durch diese Maßnahme die Haftkräfte zwischen den Partikeln irreversibel reduziert werden und folglich reproduzierbare Analyseergebnisse geliefert werden können.

3.5 Versuchsanlage der Staubexperimente

Im unten dargestellten Fließbild ist der Aufbau der Versuchsanlage für die Staubversuche abgebildet, s. Abbildung 16. Der verwendete Teststaub wird über einen Schneckenförderer aus einem Aufgabegutbehälter zum Staubinjektor gefördert. Der Staubmassenstrom wird über einen Schrittmotor reguliert, welcher in Abhängigkeit der Differenzmassen einer Waage (Auflösung 0,01g, Fa. Kern) über eine Visualisierungssoftware mit einer Abfrage- und Regelfrequenz von 1Hz angesteuert wird. Ein Injektor gemäß DIN ISO 5011 (ISO Dust Injector) injiziert das Aufgabegut mit einem Überdruck von 1bar_{rel} in den Vorlaufkanal, sodass eine gleichmäßige Verteilung an der Anströmseite des Multizyklonblocks vorliegt.

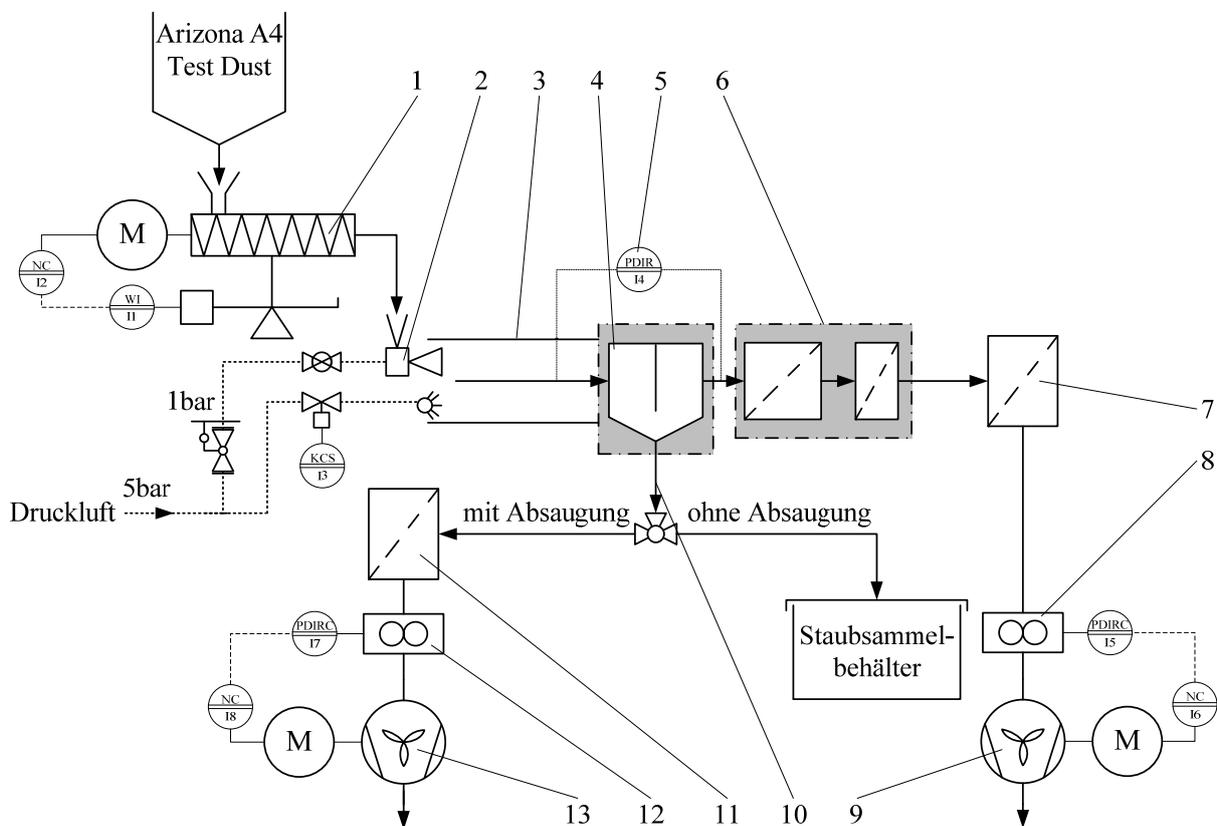


Abbildung 16: Fließbild der Versuchsanlage für die Staubexperimente

In dem ein Meter langen Vorlaufkanal können sehr kleine Partikel aussedimentieren, was mithilfe einer periodischen Abreinigung des Vorlaufkanals unterbunden wird. Eine Düse bläst periodisch wiederkehrend alle 5 Minuten einen Druckluftimpuls von 5bar_{rel} für eine Dauer von 5 Sekunden in den Vorlaufkanal. Der geringe Anteil an sedimentierten Partikeln wird somit aufgewirbelt und dem Multizyklonblock zugeführt. Anschließend an den Multizyklonblock ist ein zweistufiger Filter aus dem Ansaugtrakt einer Baumaschine angebracht. Zum weiteren Schutz des Primärgebläses ist ein

drittes Patronenfilterelement mit integriertem Feinstfilter dem Gebläse vorgeschaltet. Ein Seitenkanalverdichter sorgt für den Primärluftvolumenstrom, welcher über eine Visualisierungssoftware und den Messwerten von einer Differenzdruck-Normblende gemäß DIN EN ISO 5167 frequenzgesteuert wird. Die aus dem klimatisierten Labor angesaugte Luft wird gemäß ISO 5011 in einem Bereich von $23\pm 5^\circ\text{C}$ und einer relativen Luftfeuchtigkeit von $55\pm 15\%$ konstant gehalten. Werden die Versuche ohne Absaugung betrieben, fällt der abgeschiedene Staub aufgrund der Gravitation in den Staubsammelbehälter. Für die Versuchsreihen mit sekundärer Absaugung wird wiederum ein frequenzgesteuerter Seitenkanalverdichter verwendet, welcher mit den Messdaten einer Differenzdruck-Normblende geregelt wird. Der mithilfe des Unterdrucks abgesaugte Staub wird in einem Patronenfilter mit integriertem Feinstfilter aufgefangen und folglich für die Analyse ausgewertet. Zur Validierung des Druckverlustes des Multizyklonblocks nimmt ein Differenz-Druck-Sensor den statischen Druck im Vorlaufkanal und im Filtergehäuse mit einer Frequenz von 1 Hz auf.

Abbildung 17 zeigt die Vorderansicht der Versuchsanlage für die Staubexperimente mit den wichtigsten Bauteilen, s. Tabelle 4.

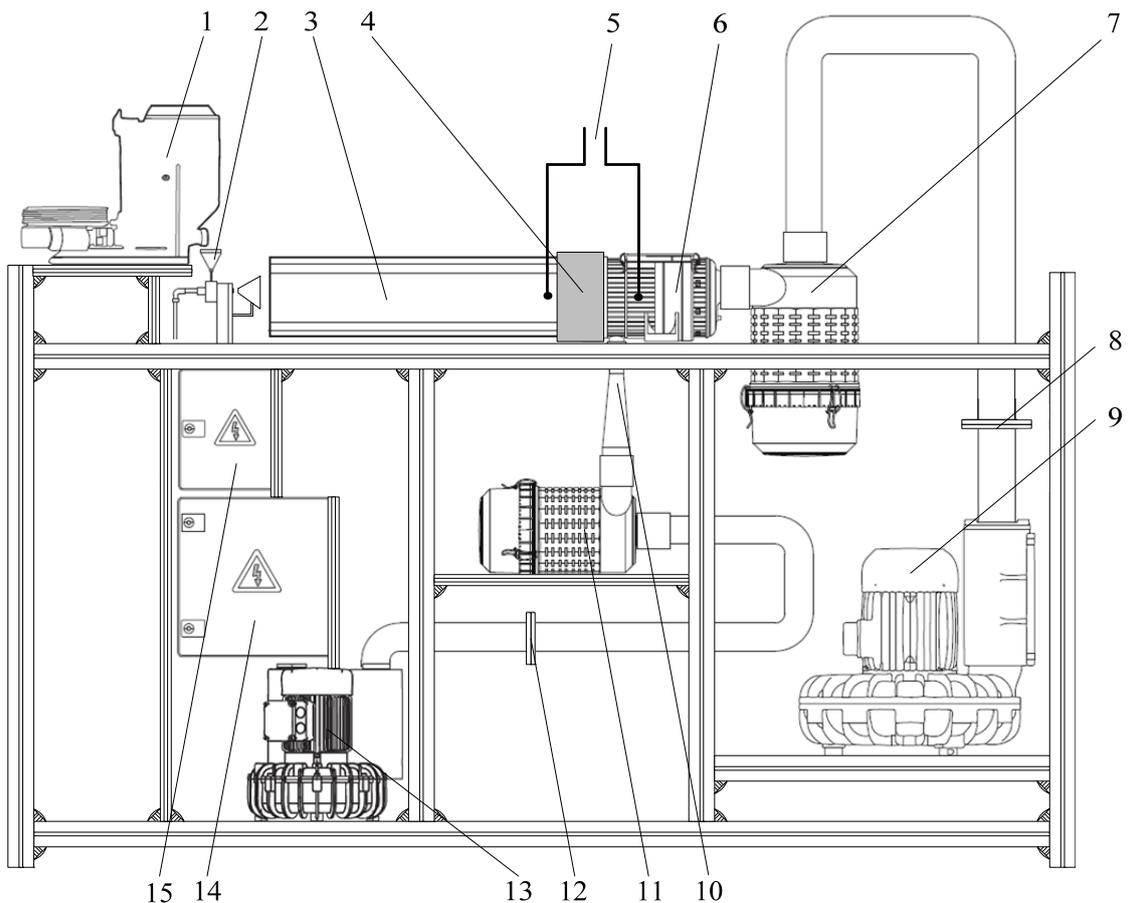


Abbildung 17: Versuchsanlage der Staubexperimente

Tabelle 4: Hauptbestandteile der Versuchsapparatur für die Staubexperimente

1	Förderschnecke mit Aufgabegutbehälter	9	Primärgebläse
2	Injektor	10	Staubsammelbehälter, optional: Absaugstutzen
3	Vorlaufkanal	11	Gewebefilter mit Feinstfilter
4	Multizyklonblock-Prototypen	12	Normblende Sekundärgebläse
5	Druckentnahmestellen	13	Sekundärgebläse
6	Filtergehäuse	14	Schaltschrank Frequenzumrichter
7	Gewebefilter mit Feinstfilter	15	Schaltschrank Drucksensoren, Signalaufbereitung
8	Normblende Primärgebläse		

3.6 Fluiddynamische Untersuchung der Zyklonzelle mittels stereoskopischer PIV

Für die fluiddynamische Betrachtung der vorherrschenden Strömungsverhältnisse wird ein optisches Geschwindigkeitsmessverfahren angewendet, welches sich durch eine berührungslose und somit störungsfreie Erfassung der fluiddynamischen Gegebenheiten auszeichnet. Nach *Nitsche, Brunn* werden aktuell vier laseroptische Messverfahren zur Strömungsprofilmessung unterschieden [42]:

- Laser-Doppler-Anemometrie (LDA),
- Laser-2-Fokus-Anemometrie (L2F),
- Particle Image Velocimetry (PIV),
- Laser-Speckle-Anemometrie (LSA).

Jedem dieser Messverfahren ist das Zugeben von Tracer-Partikeln gemeinsam, welche möglichst „schlupffrei“ der Strömung folgen. Die Auswertung der Strömungsgeschwindigkeit erfolgt indirekt über die Geschwindigkeit der in der Strömung fein dispergierten Tracer-Partikel. Die beiden erst genannten Messverfahren ermöglichen eine punktuelle Erfassung der Strömungsgeschwindigkeit, wohingegen die PIV und die LSA das Strömungsprofil flächig erfasst. Die Charakteristika der PIV-Messmethode ermöglichen es auch instationäre Strömungen quantitativ aufzulösen.

Die fortschreitende Entwicklung der Bilderfassungs- und Bildbearbeitungstechnologie ist maßgeblich verantwortlich für den weit verbreiteten Einsatz der PIV-Messtechnik in Bereichen der Fluidodynamik wie beispielsweise im Automobil-, Flugzeug-, Schiffs- und Turbinenbau.

Weiterentwicklungen von *Elsinga et al.* an den Auswertalgorithmen zur Berechnung der Strömungsgeschwindigkeiten führten zu speziellen Anwendungen der PIV-Messtechnik zur Visualisierung von 3-dimensionalen Messvolumen (Tomographic 3D-PIV) [43]. Die berührungslose Messung von Strömungsgeschwindigkeiten wuchs mit der fortschreitenden Technologie der Computer- und Kamerahardware. „Panta rhei“ – alles fließt, hat bereits der griechische Philosoph Heraklit von Ephesos ca. 500 v. Chr. festgehalten, und bezog sich vermutlich neben dem Fließen des Wassers wohl auch auf den Lauf des Lebens, welches mit dem Strömen des Blutes im Herzen erst beginnt. So eröffnete auch die berührungslose Strömungsmesstechnik ärztlicher Forschung neue Möglichkeiten. Die Verwendung spezieller Objektive gepaart mit adaptierten Auswertalgorithmen verhalf *Vennemann et al.* zur Geschwindigkeitsmessung von Blutplasma in embryonalen Vogelherzen [44].

In der vorliegenden Arbeit wird die klassische 2D/2C-PIV sowie die weiterentwickelte stereoskopische 2D/3C-PIV angewendet. Der klassische PIV Messaufbau ermöglicht es in einem zwei-dimensionalen Messbereich (2D) zwei Geschwindigkeitskomponenten (2C) aufzulösen, s. Abbildung 18.

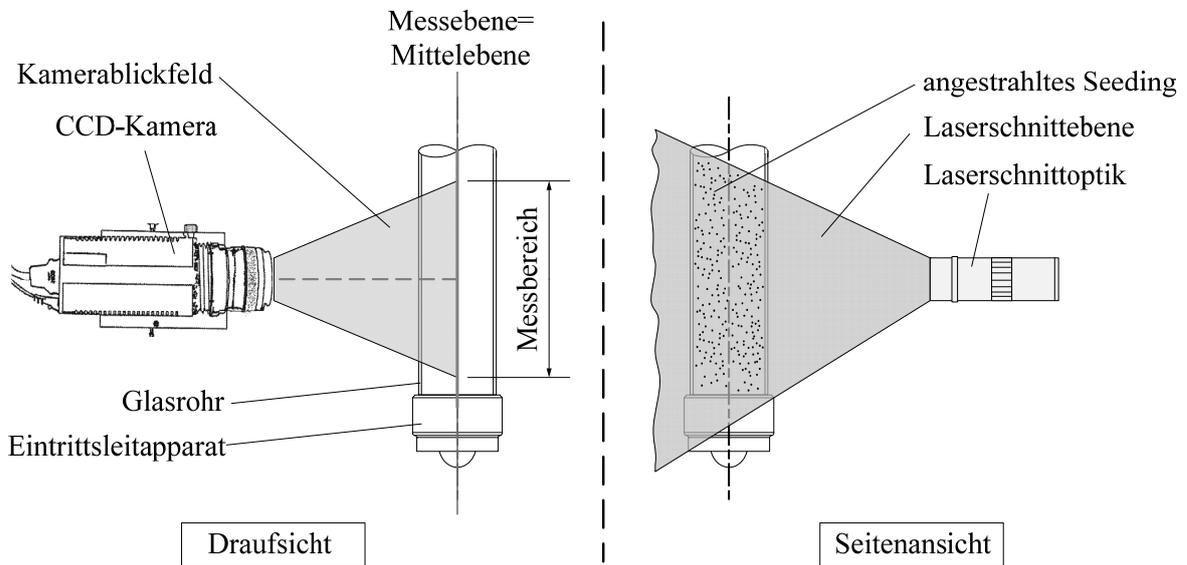


Abbildung 18: Klassischer 2D/2C-PIV-Messaufbau [45]

Wie in obiger Abbildung dargestellt, muss der Messbereich optische Zugänglichkeit aufweisen, was in vielen Anwendungen ein Kriterium für ein berührungsloses Messverfahren darstellt. Im vorliegenden Fall ist - zur Messung der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeiten - der Eintrittsleitapparat auf ein Quarzglasrohr aufgesetzt. Das verwendete Quarzglas weist im relevanten Bereich der Wellenlänge des Lasers eine Transmission von über 92% auf. Ein O-Ring mit ausreichender Quetschung für Luftdichtheit dient zur Montage auf das Glasrohr, s. Abbildung 19.

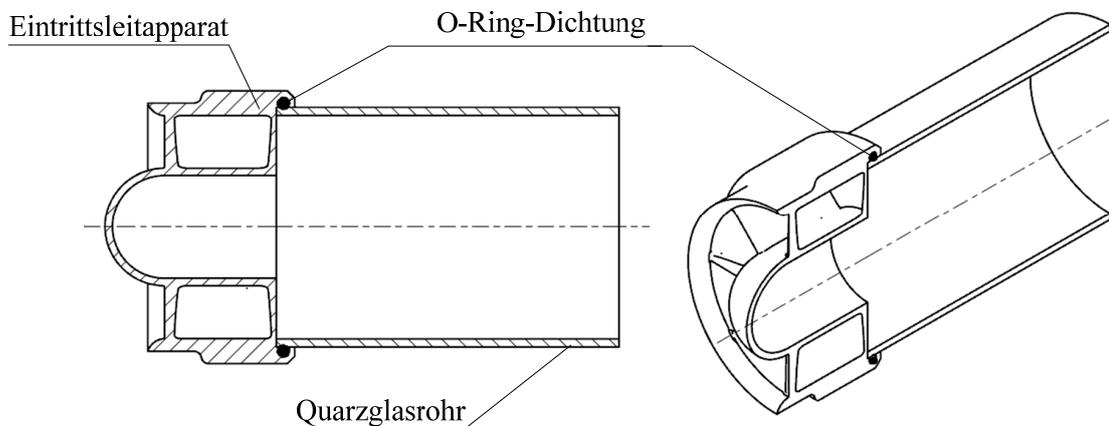


Abbildung 19: Eintrittsleitapparat mit Quarzglas-Messstrecke für die Strömungsprofilmessung

Die stereoskopische 2D/3C-PIV ermöglicht die Berechnung von allen drei Geschwindigkeitskomponenten (3C) in einem zweidimensionalen Messbereich (2D) unter Zuhilfenahme einer weiteren Kamera, s. Abbildung 20. Die winklige Anordnung der Kameras zueinander und die vorherige Kalibrierung des Messbereichs gestattet nun die Berechnung der in der Messebene liegenden Out-of-Plane Komponente. Die Laserschnittebene, welche ebenfalls eine geringe Ausdehnung aufweist, ermöglicht das Verfolgen der Seeding-Partikel in der Messebene, wodurch diese Komponente nun errechnet werden kann.

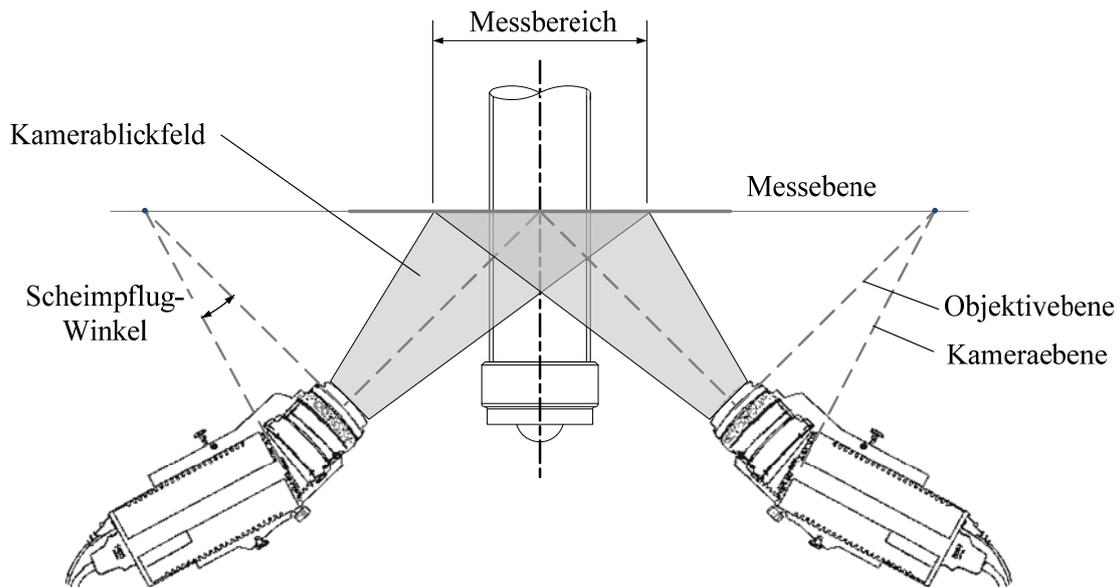


Abbildung 20: Stereoskopischer 2D/3C-PIV-Messaufbau [45]

3.7 Methodik der Strömungsprofilmessung

Die Messung des Strömungsprofils wurde aufgrund der optischen Zugänglichkeit nicht an einem Verband aus Zyklonen sondern an einem einzelnen Gleichstromzyklon durchgeführt. Der eigentlichen Grundaufgabe eines Zyklons liegt die Abscheidung von dispers verteilten Tröpfchen oder Partikel aus einem Trägermedium zugrunde, weswegen an das Seeding (Tracer-Partikel) bei der PIV-Messung bestimmte Anforderungen gestellt werden. Im vorliegenden Fall werden die Tracer-Partikel mittels Aerosolgenerator aus einem DEHS-Öl (Di-Ethyl-Hexyl-Sebacat) erzeugt. Die geringe Dichte des Öls, die kleinen Tropfendurchmesser, die lange Verweilzeit in der Luft und die nicht-toxischen Eigenschaften empfehlen dieses Seeding für die Anwendung in Gas-Drallströmungen. Die In-situ mittels Laserbeugung (Spraytec, Malvern) gemessene Tropfengrößenverteilung des Seedings weist einen nicht unerheblichen Anteil an koagulierten Partikeln im Bereich um 600µm auf. Die maximale

Häufigkeit der bimodalen Tropfengrößenverteilung repräsentiert zwar den maßgeblichen Teil im Bereich um $1\ \mu\text{m}$, jedoch können Partikel mit deutlich größerem Durchmesser und folglich deutlich größerer Masse in dem wirkenden Zentrifugalfeld die Messung nachhaltig verfälschen. Zur Sicherstellung eines möglichst schlupffreien Seedings in der Gasströmung wird ein Puffer zwischen dem Seedinggenerator und der Dosierung in den Gleichstromzyklon vorgeschaltet. Die koagulierten Tropfenagglomerate sedimentieren aufgrund ihrer Trägheit im Puffer, welcher als Absetzbecken fungiert. Die Messung der Tropfengröße des Seedings vor und nach dem Puffer zeigt eine deutliche Reduktion der Koagulationen, s. Abbildung 21.

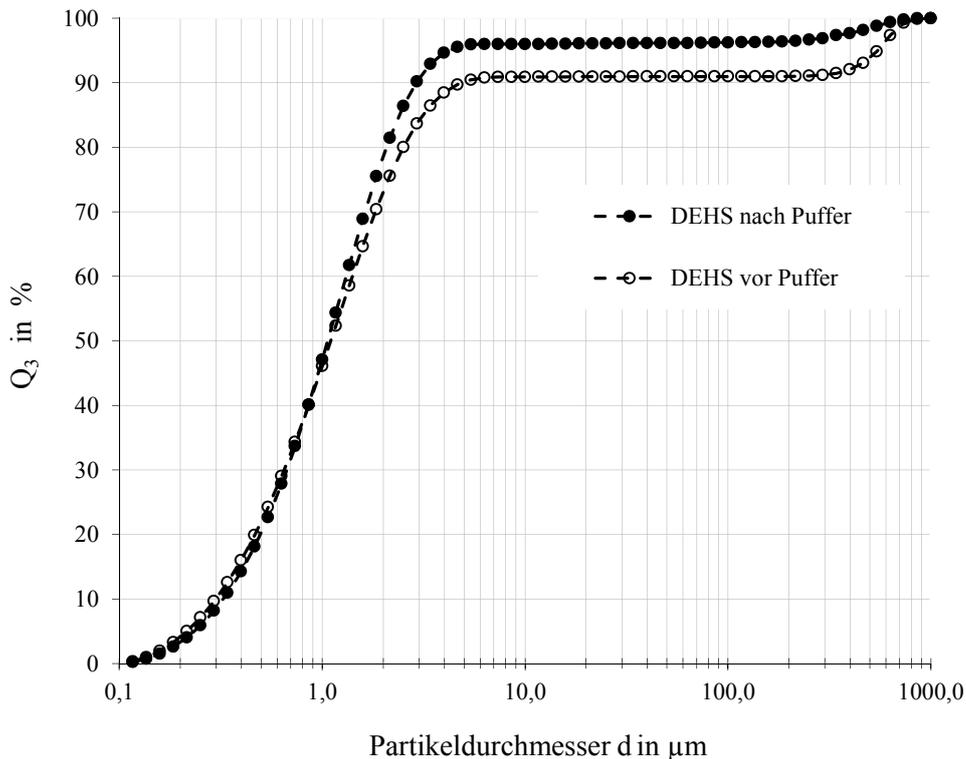


Abbildung 21: In-situ Messung der Tropfengröße der Tracer-Partikel

Die hochturbulenten und komplexen Strömungsvorgänge im Zyklon bedürfen einer schrittweisen Herangehensweise an die Messung des vorliegenden Strömungsprofils. Vorab werden die Strömungsgeschwindigkeiten im einfachen Glasrohr, anschließend in einem Drallrohr bestehend aus dem Eintrittsleitapparat und dem daran anschließendem Quarzglasrohr, gemessen. Aufbauend an die Messungen im Drallrohr wurden die Geschwindigkeitsprofile in dem komplexeren Aufbau einer Gleichstromzyklonzelle gemessen. Die Validierung der gemessenen Daten erfolgt über die Integration der durch PIV gemessenen Axialgeschwindigkeit im Vergleich zu dem über eine Norm-Differenzdruck-Messblende eingestellten Volumenstrom. Die Erfüllung der Kontinuitätsgleichung muss stets erfüllt sein, s. Gleichung (3.7.1).

$$\dot{V} = A \cdot v = konst. = 2\pi \int_0^R v(r) \cdot r \cdot dr \quad (3.7.1)$$

Vorab wird der zu messende Querschnitt einer Kalibrierung unterzogen, sodass die objektiv-unterstützten Aufnahmen der Partikelbewegungen maßstäblich verrechnet werden können. Die Kalibrierung erfolgt mithilfe einer Kalibrierplatte (Target) mit lasergravierten Markern mit genau definierten Abständen. Nach der Positionierung des Targets in der zu untersuchenden Messebene werden perspektivisch verzerrte Kalibrierbilder aufgenommen, welche anschließend entzerrt werden, s. Abbildung 22.

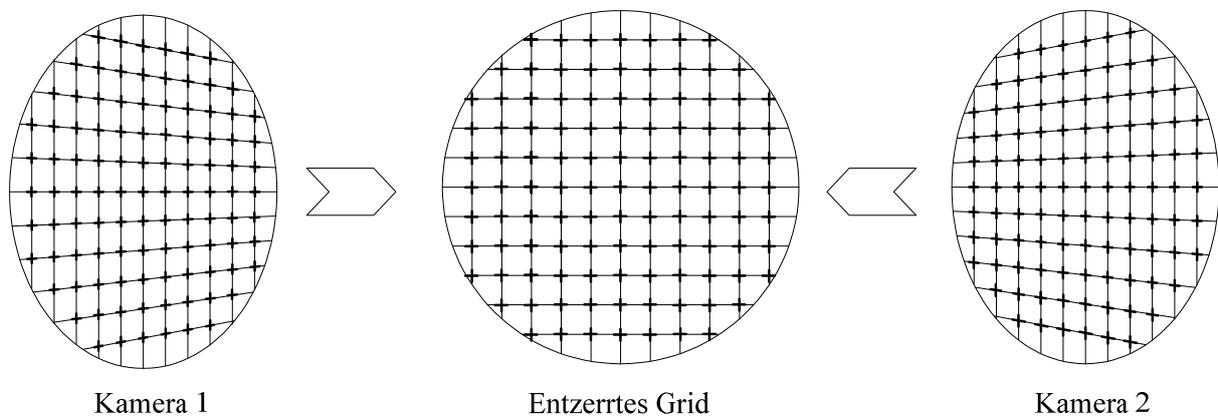


Abbildung 22: Schematische Darstellung der Kalibrierbilder (perspektivisch verzerrt und entzerrt)

Die Auswertung der Geschwindigkeiten über den Messquerschnitt kann nicht bis in die äußersten Randbereiche erfolgen, weil aufgrund des Krümmungsradius des Glasrohres eine starke optische Brechung auftritt. Die Rückrechnung des optisch verzeichneten Bildes aus der PIV-Messung erfolgt über Polynome höherer Ordnung. Mithilfe der polynomen Entzerrung und Bildbearbeitungstechniken im Post-Processing (z.B. Background-Subtraction, Window Shifting, Disparity Map, etc.) konnten valide Vektoren innerhalb 95% des Rohrquerschnittes gemessen werden. Den Tracer-Partikeln innerhalb der nicht validen 5% der Messebene kann aufgrund der starken Verzeichnung, eine kaum ersichtliche Bewegung nachgewiesen werden, weswegen diese in der Berechnung nicht berücksichtigt wurden. Die Erfassung von Vektoren im Randbereich fällt besonders bei der Kontinuitätsüberprüfung durch Integration der Axialgeschwindigkeit ins Gewicht, wenn außenliegende Vektoren auf großem Radius nicht erfasst werden können (vgl. Gleichung (3.7.1)), s. Abbildung 23.

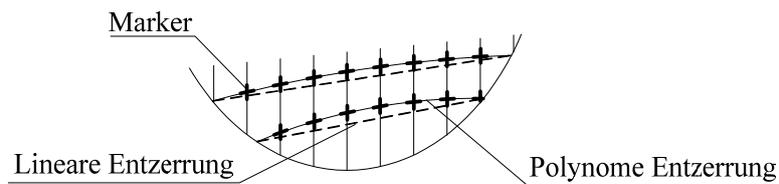


Abbildung 23: Optische Verzeichnung in den Randbereichen des Glasrohres

Es zeigten sich Abweichungen vom eingestellten Volumenstrom zum gemessenen aufintegrierten Volumenstrom bei der 2D/2C-Messung von maximal 2,1% und bei der 2D/3C-Messung von maximal 3,3% [45]. Diese geringen Abweichungen repräsentieren eine sehr hohe Genauigkeit für die Abmessungen des untersuchten Messquerschnittes. *Kallweit et al.* kamen bei Messungen einer vergleichbaren Größenordnung an der PTB Berlin auf eine Abweichung vom eingestellten Volumenstrom von 1,6% bei der 2D/3C-Messung [46]. Hierbei verwendeten sie jedoch eine optische Einkopplung mithilfe von wassergefüllten Prismen, welche Brechungseffekte fast gänzlich ausschlossen und somit valide Vektoren bis in die Randbereiche erfasst werden konnten. Diese Möglichkeit der Anpassung des Brechungsindex ist jedoch am untersuchten Kreisquerschnitt des Gleichstromzyklons nicht möglich, weil mehrere Geschwindigkeitsprofile entlang der Rohrachse aufgenommen werden.

Pro Messebene wurden ca. 50 bis 80 Doppelbilder aufgenommen, damit ein homogenes Geschwindigkeitsbild aus der hochturbulenten Drallströmung abgeleitet werden kann. Im Anschluss an die Kreuzkorrelation der Tracer-Bewegungen der aufgenommenen Bildpaare werden 6 Schnitte durch die Rohrachse zur Auswertung herangezogen, s. Abbildung 24.

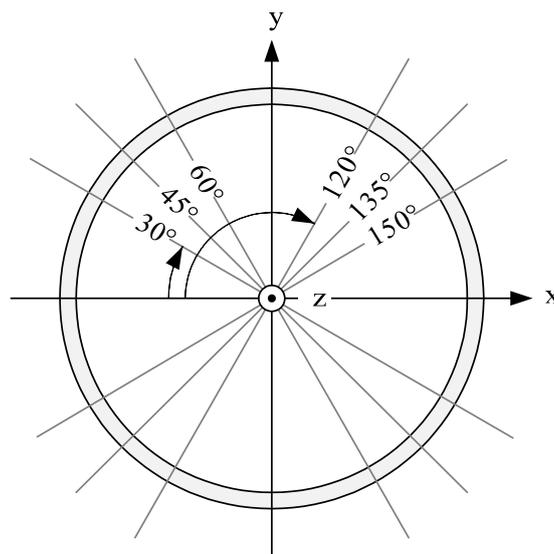


Abbildung 24: Schnitte um die Rohrachse zur Auswertung der Geschwindigkeiten [45]

3.8 Versuchsanlage der Strömungsprofilmessung

Für die Betrachtung der Strömungsverhältnisse in der einzelnen Zyklonzelle wurde eine weitere Versuchsanlage konzipiert und aufgebaut, welche es erlaubt mittels stereoskopischer Particle Image Velocimetry eine „scheibchenweise“ Auflösung des Strömungsprofils entlang der Rohrachse abzubilden, s. Abbildung 25 und Tabelle 5.

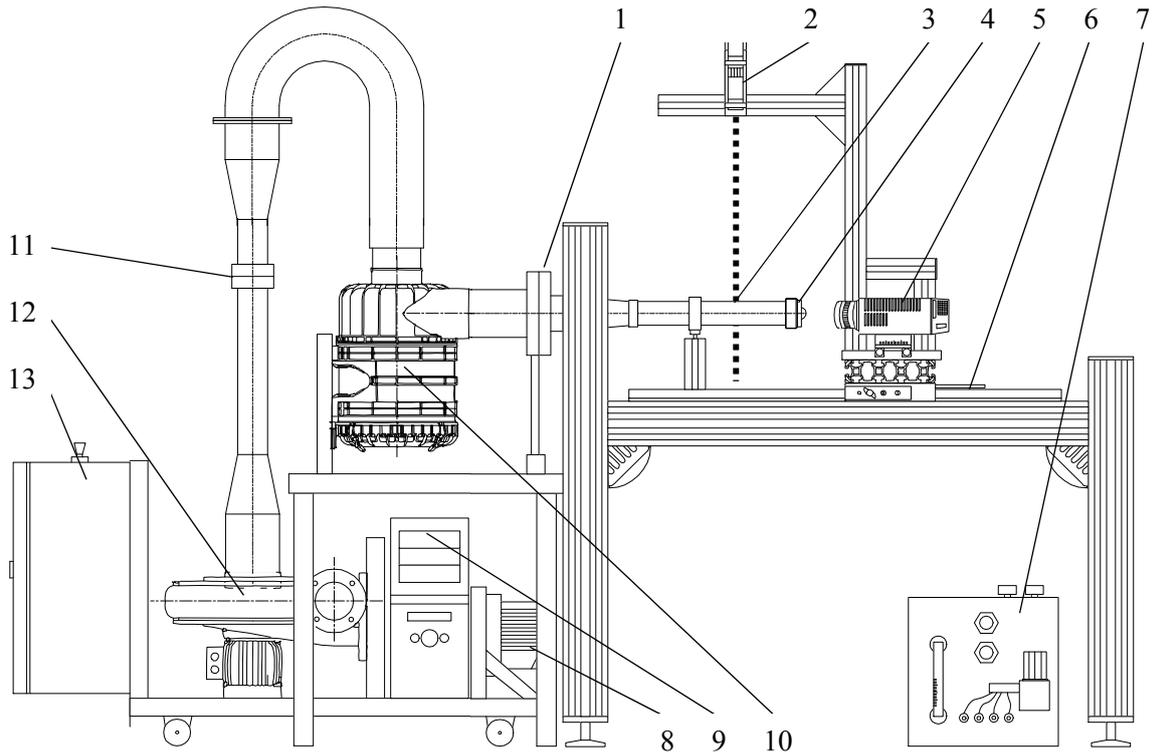


Abbildung 25: Schematischer Aufbau der PIV-Versuchsanlage [45]

Tabelle 5: Hauptbestandteile der PIV-Versuchsapparatur

1	Laminator	8	Frequenzumrichter
2	Laser-Lichtschnittoptik	9	MSR-PC
3	Messbereich	10	Patronenfilter mit Feinstfilter
4	Eintrittsleitapparat	11	Differenzdruck-Normblende Primärgebläse
5	CCD-Kameras	12	Radialventilator
6	Messtisch mit Lineareinheit	13	Schaltschrank MSR
7	Seeding-Generator		

Der Primärvolumenstrom wird über einen frequenzgesteuerten Radialventilator realisiert, welcher die Tracer-Partikel vom Seeding-Generator in den zu untersuchenden Messbereich saugt. Die Messung des Volumenstroms erfolgt über eine Differenzdruck-Normblende gemäß DIN EN ISO 5167, welche mittels Drucksensor und folgender Visualisierungssoftware die Frequenz des Gebläses regelt. Für eine reproduzierbare Versuchsdurchführung ist eine Volumenstromkompensation in Abhängigkeit von der Umgebungstemperatur, der relativen Luftfeuchte und des Umgebungsdruckes eingebaut. Anschließend an die Messstrecke sorgt ein Laminator für konstante saugseitige Druckverhältnisse. Zur integralen Messung der Geschwindigkeitskomponenten entlang der Rohrachse ist eine Lineareinheit montiert, welche es durch einmalige Kalibrierung ermöglicht, den gesamten Abscheideraum des Gleichstromzyklons schrittweise fluiddynamisch zu betrachten. Der Aufbau der Versuchsanlage ist modular gestaltet weswegen auch größere Lauflängen untersucht werden können. Dieser Vorteil kommt bei der Betrachtung des Abbaus der Drallstärke in Abhängigkeit der Lauflänge zugute, vgl. Kapitel 5.8. Das Fließbild der PIV-Versuchsanlage ist in Abbildung 26 dargestellt.

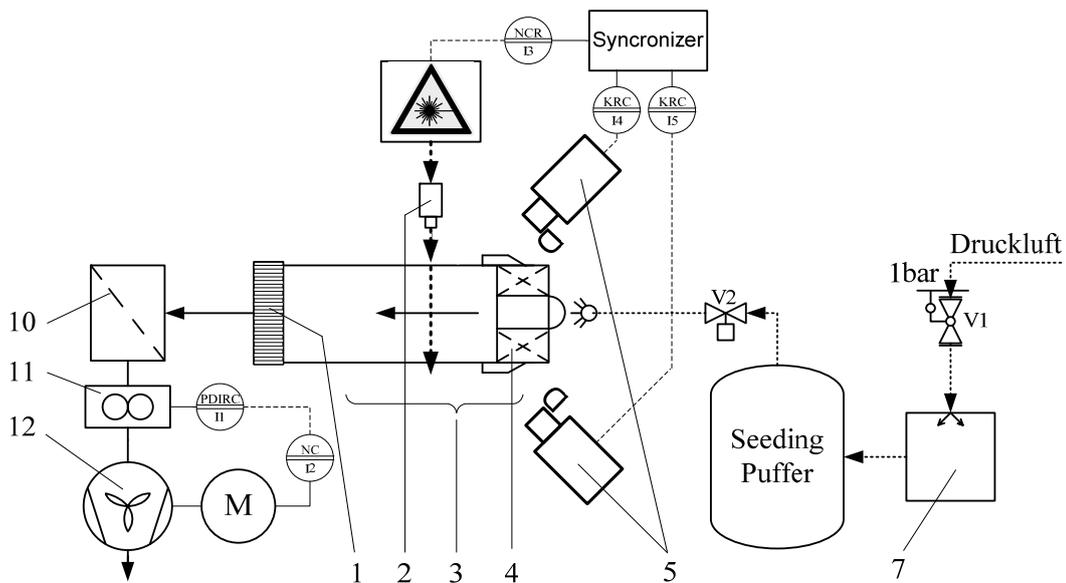


Abbildung 26: Fließbild der Versuchsanlage für die Strömungsprofilmessung

4 Empirische Untersuchungen

4.1 Standard Operating Procedures (SOP)

Für die Reproduzierbarkeit der geometrischen Parametervariationen an dem untersuchten 5-zelligen Verband aus Gleichstromzyklonen wurden Standardbetriebsbedingungen (SOP) festgelegt. So sind der Primärvolumenstrom, und im abgesaugten Anwendungsfall der Sekundärvolumenstrom, über die gesamte Versuchsreihe konstant gehalten. Die Absaugmenge an Sekundärluft aus dem Staubaustrag beträgt im Bereich der Automobilindustrie im Allgemeinen ca. 10% des Primärvolumenstroms. Sonderaggregate, wie es beispielweise leistungsstarke Kettenfahrzeuge oder Helikopter in staubiger Umgebung darstellen, werden laut Herstellerangaben auch mit bis zu 20%-iger Absaugung betrieben. Im großindustriellen Einsatz, wie beispielweise bei der Anwendung von Zyklonen in der Raffination als Third-Stage-Separator im FCC-Prozess, sind Absaugmengen von ca. 3% üblich [31][35][47]. Die Rohgaskonzentration des verwendeten Arizona A4 Test-Staub bleibt gemäß ISO 5011:2000(E) mit $1,0\text{g/m}^3$ über die gesamte Untersuchung konstant. Visuelle Beobachtungen einer Partikel-Strähnenbildung und Grenzbeladungsberechnungen zu Gegenstromzyklonen mit axialem Einlauf nach [3] zeigen, dass die Versuche vermutlich über der Grenzbeladung stattfinden. Dies lässt darauf schließen, dass eine weitere Zunahme der Konzentration im Bereich geringer Beladungen keinen abweichenden Einfluss auf die erhobenen Tendenzen der geometrischen Optimierung haben soll. Vereinfacht ausgedrückt soll dies bedeuten, dass sich die Optimierungspotentiale auch bei größeren Staubfrachten abbilden werden. Die Staubexperimente wurden an der in Kapitel 3.5 beschriebenen Versuchsanlage durchgeführt, welche in einem klimatisierten Labor aufgestellt ist und somit auch konstante Temperatur und Luftfeuchtigkeit gewährleistet, s. Tabelle 6.

Tabelle 6: SOP der empirischen Untersuchungen

$\dot{V}_{\text{Primär}}$	$\dot{V}_{\text{Sekundär}}$	ϕ_{rel}	t_{abs}
[m ³ /h]	[m ³ /h]	[%]	[°C]
160	16	55 ± 15	22 ± 3

4.2 Standardkonfiguration und Referenzwerte

Als Basis zur Optimierung der Leistungsdaten wurde die Partikelemission und der Druckverlust des Referenz-Prototyps gemessen, s. Tabelle 7. Die geometrischen Änderungen werden als dimensionsloses Verhältnis zum Referenz-Zyklon angegeben, woraus eine breite Anwendbarkeit der empirisch erhobenen Tendenzen resultiert. Die auf den ersten Eindruck marginal erscheinenden Änderungen des Abscheidegrades wirken sich jedoch stark auf die Emission des Multizyklons und die daran nachgeschalteten Aggregate aus. Der Leistungsparameter des Abscheidegrades ist fortlaufend als relative Veränderung der Partikelemission des Gleichstromzyklons dargestellt:

$$\Delta\varepsilon = \frac{c_{\text{Reingas}}}{c_{\text{Reingas Referenz}}} - 1 \quad (4.2.1)$$

Analog zur Partikelemission wird der Druckverlust der Versuchsergebnisse als relative Veränderung zum Referenzwert angegeben:

$$\Delta\psi = \frac{\Delta p_{\text{Multizyklon}}}{\Delta p_{\text{Multizyklon Referenz}}} - 1 \quad (4.2.2)$$

Tabelle 7: Partikelemission und Druckverlust des Referenz-Gleichstromzyklons im 5'er Multizyklonblock

$\dot{V}_{\text{Primär}} = 160 \text{ m}^3/\text{min}$	Emission	Druckverlust
	$c_{\text{Reingas Referenz}}$ in mg/m^3	$\Delta p_{\text{Multizyklon Referenz}}$ in mbar
Ohne Absaugung	98,3	9,84
Mit 10%-iger Absaugung	49,5	10,45

Der Trenngradverlauf des Referenzzyklons wurde anhand von Staubproben aus dem Aufgabe- und Feingut entnommen und mittels Laserbeugung nassdispergiert gemessen. Der Trenngradverlauf lässt auf eine gute Abscheidung von Partikeln im Submikron-Bereich schließen, s. Abbildung 27. Dieses Phänomen ist bei Gleichstromzyklonen bereits bekannt und ist möglicherweise auf eine Strahlenbildung und Agglomeration zurückzuführen, was jedoch wissenschaftlich noch nicht bewiesen ist [19]. Die Annahme der Strahlenbildung ist aus Untersuchungen zum Gegenstromzyklon bekannt, worin bei Konzentrationen jenseits der Grenzbeladung kleine Partikel im Abscheideprozess unter einer Staubsträhne begraben und somit abgeschiedenen werden.

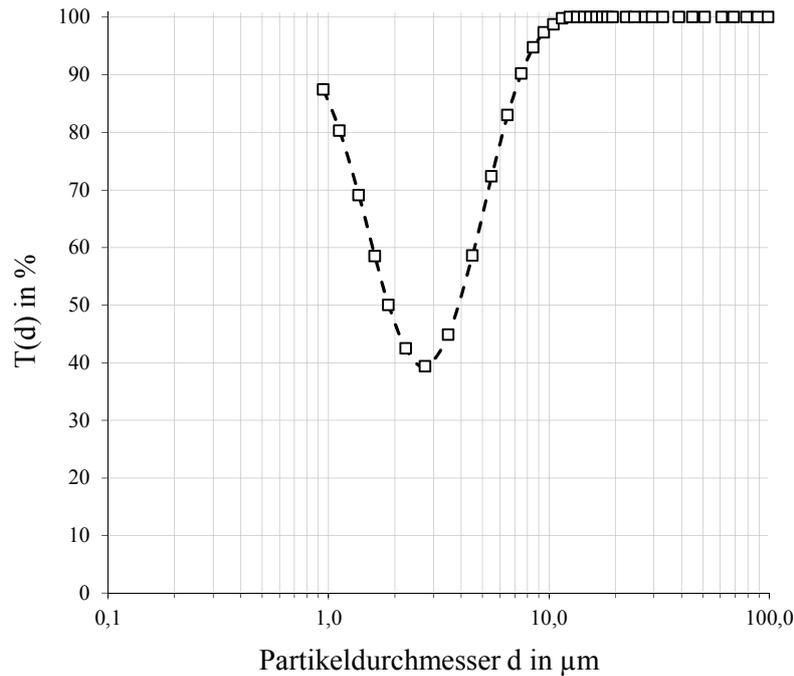


Abbildung 27: Trenngradverlauf $T(d)$ des Referenzzyklons im 5er Verband ohne Absaugung

4.3 Tauchrohr

4.3.1 Tauchrohr-Form, -Durchmesser und -Länge

Die untersuchten Formen des Tauchrohres wurden unter Berücksichtigung der Fertigungsmöglichkeiten mittels Kunststoff-Spritzgussverfahren an einfache geometrische Formen angelehnt, s. Abbildung 28.

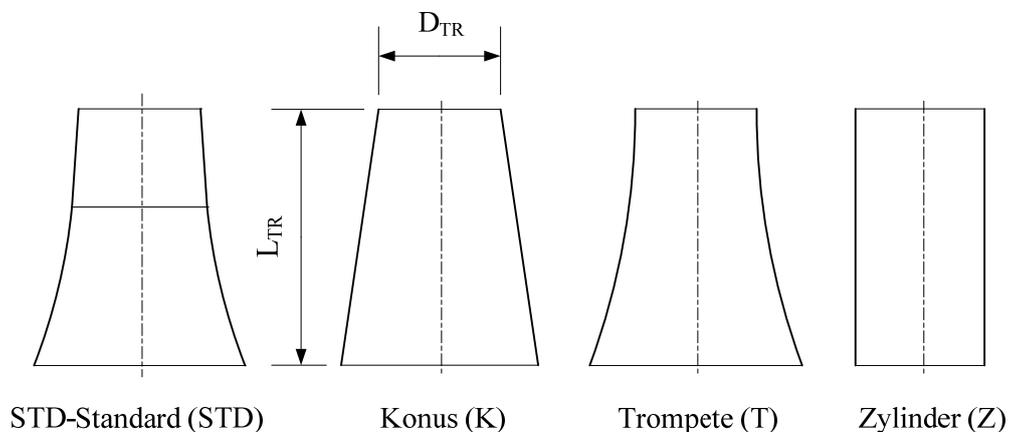


Abbildung 28: Untersuchte Formen des Tauchrohres

Das Standard Tauchrohr, welches eine hybride Form zwischen Trompete und Konus ist, stellt die Referenz der folgenden Untersuchungen dar. Der Eintrittsleitapparat und der Abscheideraum bleiben bei diesen Untersuchungen gemäß der Standardkonfiguration unverändert.

Die Untersuchungen der Parameter Form, Durchmesser und Länge des Tauchrohres wurden entsprechend dem modellgestützten Versuchsplan I durchgeführt. Dieser Versuchsplan wurde auf Basis der in Tabelle 8 dargestellten Geometrieparameter erstellt und empirisch untersucht. Die Kombination dieser Parameter führt zu einer vollfaktoriellen Versuchszahl von 196 Versuchen jeweils ohne und mit Absaugung.

Tabelle 8: Untersuchte Tauchrohr-Geometrieparameter

Tauchrohr, TR, HK-IV							
TR Form	STD	Konus (K)	Trompete (T)	Zylinder (Z)			
$\frac{D_{TR}}{D_{ZYKLON}}$	0,53	0,56	0,59	0,61	0,63	0,68	0,69
$\frac{L_{TR}}{D_{ZYKLON}}$	0,68	0,75	1,00	1,13	1,25	1,38	1,50

Bezeichnung des Tauchrohres eines Prototypen z.B.: K 0,63/1,38, s. Tabelle 9.

Tabelle 9: Bezeichnung des Tauchrohres eines Prototypen

TR		
Form	$\frac{D_{TR}}{D_{ZYKLON}}$	$\frac{L_{TR}}{D_{ZYKLON}}$
K	0,63	1,38

4.3.2 Sonderbauformen des Tauchrohres

Aus den Erkenntnissen oben angeführter Untersuchungen wurden zwei weitere Bauformen des Tauchrohres untersucht. Diese Konstruktionen sind an zwei Patente angelehnt. Die Bauform I fußt auf einem Patent von *Mann+Hummel GmbH*, welche das Ziel verfolgt, die visuell wahrnehmbare Staubsträhne einzufangen und in einer geführten Kreisbahn in den Staubaustrag zu lenken [48], s. Abbildung 29.

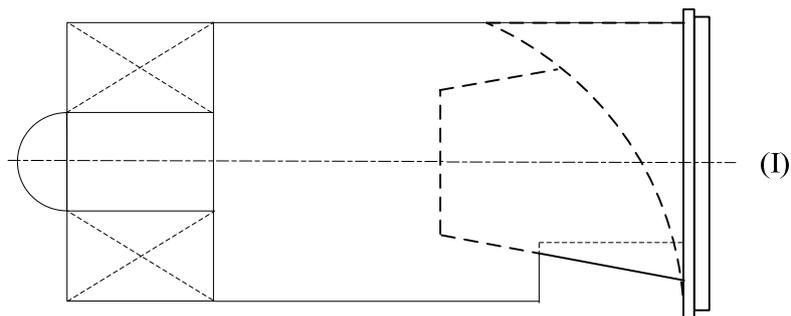


Abbildung 29: Untersuchte Sonderbauform (I) am Tauchrohr K 0,63/1,25

Mithilfe der Bauform II, welche an ein Patent der *Donaldson Company* angelehnt ist, soll der Rückströmungsanteil von bereits abgedehntem Staub aus dem Staubsammelbehälter reduziert werden [49]. Der entstehende Kreisring am Tauchrohr $(D_{\text{ZYKLON}} - D_{\text{RING}})/2$ führt zu einem sehr engen Spalt für den Austrag von Staubpartikeln, wodurch sich der örtliche Strömungswiderstand stark erhöht. Diese Barriere soll den Rückströmungsanteil minimieren und lediglich eine Passage für die abgetrennten Partikel darstellen, s. Abbildung 30.

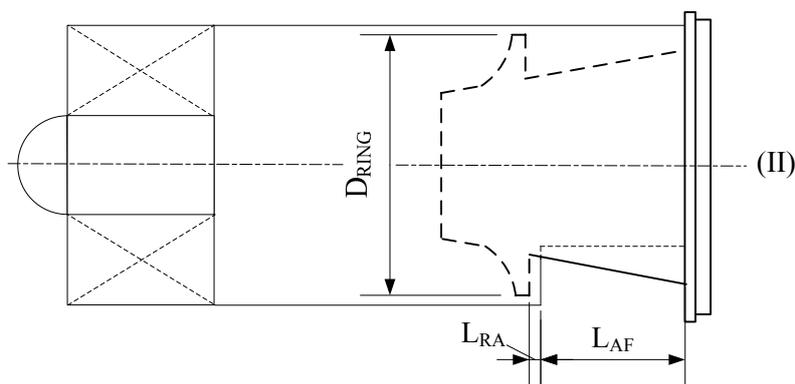


Abbildung 30: Untersuchte Sonderbauform (II) am Tauchrohr K 0,63/1,25

Die Rückströmung ist ein Teil der Primärluftströmung, welche mit dem abzuschneidenden Staub bis in den Staubsammelraum gelangen kann. Dieser Strömungsanteil kann im Staubsammelraum bereits abgeschiedene – vorwiegend sehr leichte - Partikel aufwirbeln und bei Strömungsumkehr mit in das Reingas transportieren, s. Abbildung 31.

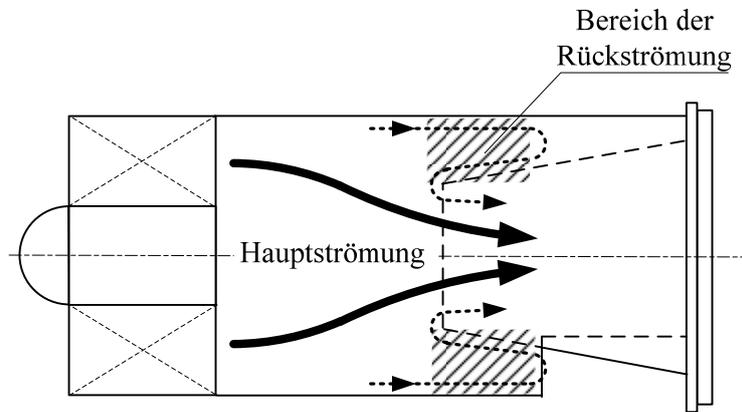


Abbildung 31: Hauptströmung mit den Bereichen der Rückströmung

Im Kapitel 5.2 wird die Rückströmung mit und ohne Sekundärluftvolumenstrom an einem Gleichstromzyklon gemessen. Hierzu wird das vorliegende Strömungsprofil mithilfe einer stereoskopischen PIV-Messung untersucht. Die Absaugung eines prozentual geringen Anteils der Primärströmung hat im Allgemeinen einen positiven Einfluss auf die Abscheideeffizienz. Wird der Zyklon ohne Absaugung betrieben und darf von einem absolut dichten System ausgegangen werden, so kann der Anteil der Rückströmung, wie in Abbildung 32, schematisch dargestellt werden.

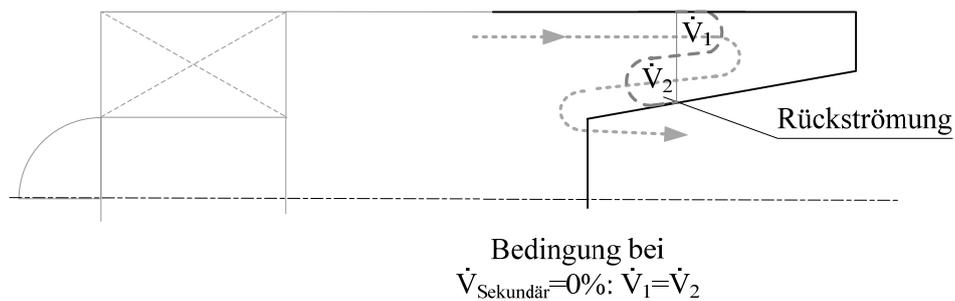


Abbildung 32: Schematische Darstellung der Rückströmung am Tauchrohr

An der Sonderbauform (II) wurde der Abstand des Kreisringes vom Staubaustragsfenster variiert, um auf Rückschlüsse bezüglich der optimalen Position des Ringes am Tauchrohr zu schließen, s. Tabelle 10.

Tabelle 10: Untersuchte Parameter der Sonderbauform (II) am Tauchrohr K 0,63/1,25

Sonderbauformen Tauchrohr			
$\frac{D_{RING}}{D_{ZYKLON}}$	0,88		
$\frac{L_{RA}}{L_{AF}}$	-0,11	0,11	0,33

4.3.3 Tauchrohr-Oberfläche

Der Untersuchung der Qualität der Oberfläche liegt der Gedanke der Druckverlustreduktion durch „Turbulenzhöhung bei Umströmung“ zugrunde. Bereits 1976 untersuchten *Bearman* und *Harvey* die Aerodynamik von Golfbällen und hielten fest, dass die Oberflächenrauigkeit einen maßgeblichen Einfluss auf die Flugweite eines sich drehenden Golfballes hat [50]. Die interzellulären Turbulenzen in den Unebenheiten der Oberfläche erhöhen die Auftriebskraft auf den Golfball, was auf einen leichten Unterdruck auf der abströmenden Seite zurückzuführen ist. Die reduzierten Verwirbelungen senken den Bereich des Strömungsabrisses und resultieren somit in einem kleineren Strömungswiderstandsbeiwert und folglich in einer größeren Flugdistanz. Eine größere absolute Rauigkeit der Oberfläche des Tauchrohres, verursacht durch einen größeren Vorschub bei der spanenden Fertigung, kann ebenso zu größeren Turbulenzen am Tauchrohr führen. Sind diese interzellulären Turbulenzen in den mikroskopisch betrachteten Unebenheiten der Oberfläche so groß, dass dadurch die Ablösung der Strömung von der Grenzschicht reduziert werden kann (vgl. Dimples beim Golfball), so können sich ein reduzierter Druckverlust und eventuelle Veränderungen des Abscheidegrades einstellen.

Die Oberflächenqualität wurde mit dem Werkzeugvorschub bei der spanenden Formgebung dreifach variiert, in 0,2 (Standard-Vorschub), 0,3 und 0,4m/min, s. Abbildung 33.

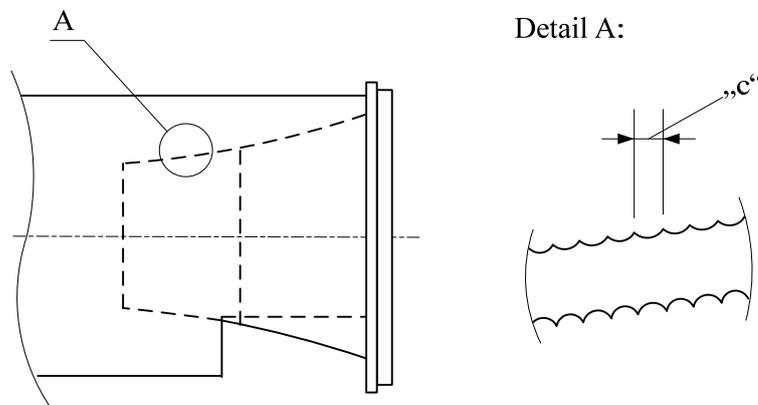


Abbildung 33: Schematische Darstellung der Oberflächenrauigkeit am Tauchrohr

4.4 Staubaustrag

Die Form des Staubaustrags kann entweder als Kreissegment, auch als Staubaustragsfenster (AF) bezeichnet, oder alternativ als ein Kreisring ausgeführt sein, welcher häufig auch als Staubaustragsschlitz benannt wird. Einzelne Gleichstromzyklone, welche in vertikaler Ausrichtung montiert sind, werden häufig mit einem Staubaustragsschlitz ausgeführt. In der parallelen Anordnung eines Multizyklonblocks kann ein Staubaustragsschlitz beim nicht-abgesaugten Betrieb zur Beeinflussung des Abscheidegrades führen. Die Begründung hierfür ist in dem nicht-gerichteten Staubaustrag zu finden, wodurch abgeschiedene Partikel auf den Staubaustrag von benachbarten Zyklonzellen fallen. Im ungünstigsten Fall können Partikel des bereits abgeschiedenen Staubes mit der Rückströmung des benachbarten Zyklons in dessen Reingas transportiert werden und somit in einem Anstieg der Staubemission resultieren, s. Abbildung 34.

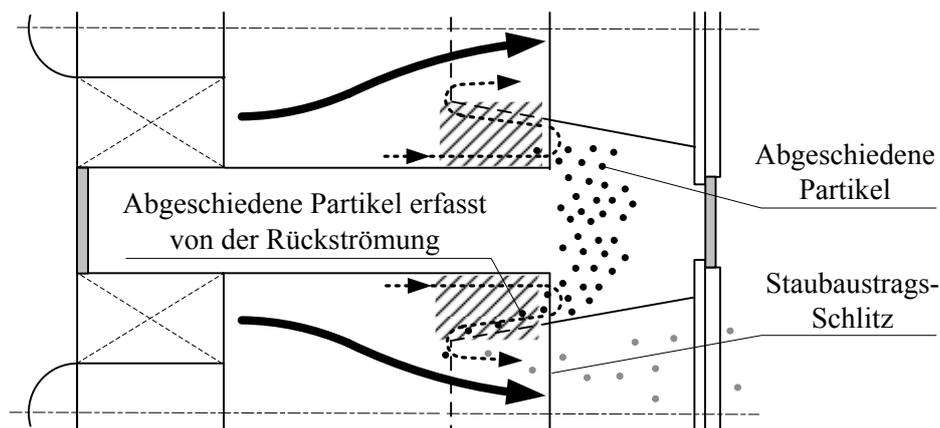


Abbildung 34: Parallele Anordnung von Gleichstromzyklonen mit Staubaustragsschlitz

Das Staubaustragsfenster wurde anhand der Geometrieparameter Öffnungswinkel β_{AF} und der Fenstertiefe L_{AF} mannigfaltig variiert, s. Abbildung 35 und Tabelle 11.

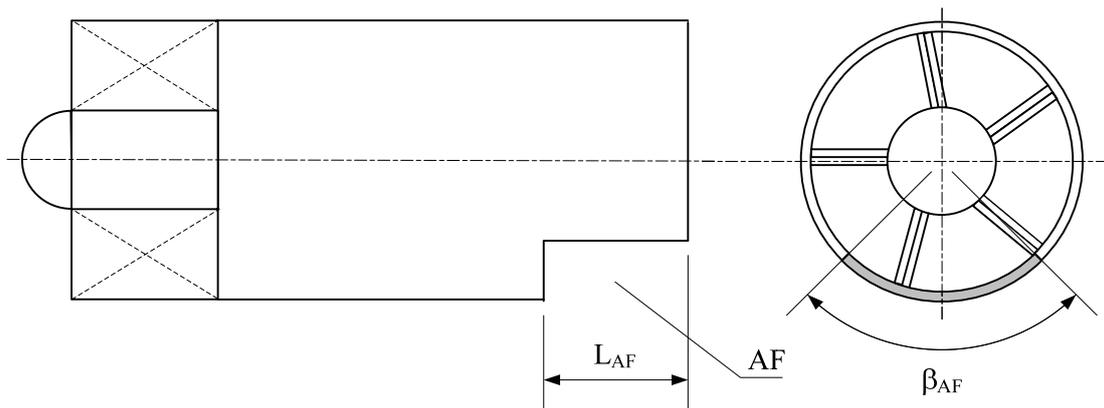


Abbildung 35: Schematische Darstellung der Geometrieparameter am Staubaustragsfenster

Tabelle 11: Untersuchte Geometrieparameter am Austragsfenster

Staubaustragsfenster, AF, HK-II						
β_{AF}	65°	80°	92°	110°	120°	160°
$\frac{L_{AF}}{D_{ZYKLON}}$	0,31	0,39	0,44	0,52	0,56	0,69

Das Staubaustragsfenster ist ebenfalls unter Verwendung einer modellgestützten Versuchsplanung untersucht worden. Hieraus ergibt sich eine überschaubare Anzahl von 36 Versuchen. Um die gegenseitige Beeinflussung des Staubaustragsfensters mit dem Tauchrohr zu eruieren, wurden die Untersuchungen in einem gemeinsamen statistischen Versuchsplan evaluiert. Somit ergibt sich eine vollfaktorielle Versuchsanzahl von 14.112 Versuchsserien für den Betrieb ohne und mit Absaugung exkl. der Wiederholungsversuche. Für diese Untersuchung wurde ein teilfaktorieller Versuchsplan I mit 84 Geometrikombinationen erstellt und durchgeführt.

Bezeichnung des Staubaustrags eines Prototypen z.B.: AF 0,44/80°, s. Tabelle 12.

Tabelle 12: Bezeichnung des Staubaustrags eines Prototypen

AF	
β_{AF}	$\frac{L_{AF}}{D_{ZYKLON}}$
80°	0,44

4.5 Abscheideraum

Die Produktionsart eines industriell anwendbaren Gleichstromzyklons beeinflusst wesentlich die Möglichkeiten der Gestaltung des Abscheideraumes. Der untersuchte Gleichstromzyklon wurde so konstruiert, dass er in der Serienfertigung im Kunststoff-Spritzguss-Verfahren hergestellt werden kann, weswegen nur begrenzte Formveränderungen des Abscheideraumes möglich sind. Im Allgemeinen muss für die Entformung von translatorisch bewegten Werkzeugstempeln eine Mindestentformungsschräge von ca. $0,5^\circ$ berücksichtigt werden. Der Abscheideraum wurde mit unterschiedlichen Öffnungswinkeln γ_{AR} jeweils positiv und negativ konisch ausgeführt, s. Abbildung 36.

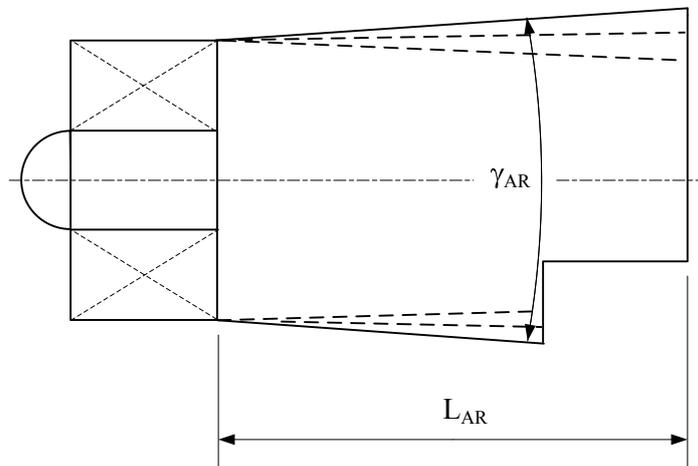


Abbildung 36: Konische Öffnung/Verjüngung des Abscheideraumes

Ziel dieser Formgebung soll eine veränderte Umfangsgeschwindigkeit im Bereich des Staubaustrags sein, welche sich in einer reduzierten Radialgeschwindigkeitskomponente bzw. in einem reduzierten Wiedereintrag von bereits abgeschiedenem Staub im Bereich des Tauchrohres niederschlagen soll. Um diesen zu erwartenden Effekt zu evaluieren wird der Abscheideraum konisch gestaltet und in drei verschiedenen Winkeln ausgeführt, s. Tabelle 13.

Tabelle 13: Untersuchte Geometrieparameter am Abscheideraum

Abscheideraum, AR, HK-II			
γ_{AR}	$-5,6^\circ$	$+6,0^\circ$	$+10,0^\circ$

Die Abscheideraumlänge L_{AR} wird bei den Untersuchungen konstant gehalten. Würde auch dieser Parameter variiert werden, so kann bei gleichzeitiger Veränderung der Tauchrohlänge keine

schlüssige Interpretation über die schlussendliche effektive Abscheideraumlänge L_{AR_EFF} gefunden werden. Ein negativ konisch geformter Abscheideraum ($\gamma_{AR} = -5,6^\circ$) hätte zur Folge, dass der Eintrittsleitapparat, der Abscheideraum und das Staubaustragsfenster nicht mehr einteilig auszuführen sind. Damit eine Entformung des Spritzgussteils aus den Werkzeugstempeln möglich ist, müsste der Zyklonblock samt Tauchrohr nicht mehr zwei- sondern dreiteilig ausgeführt werden, s. Abbildung 37.

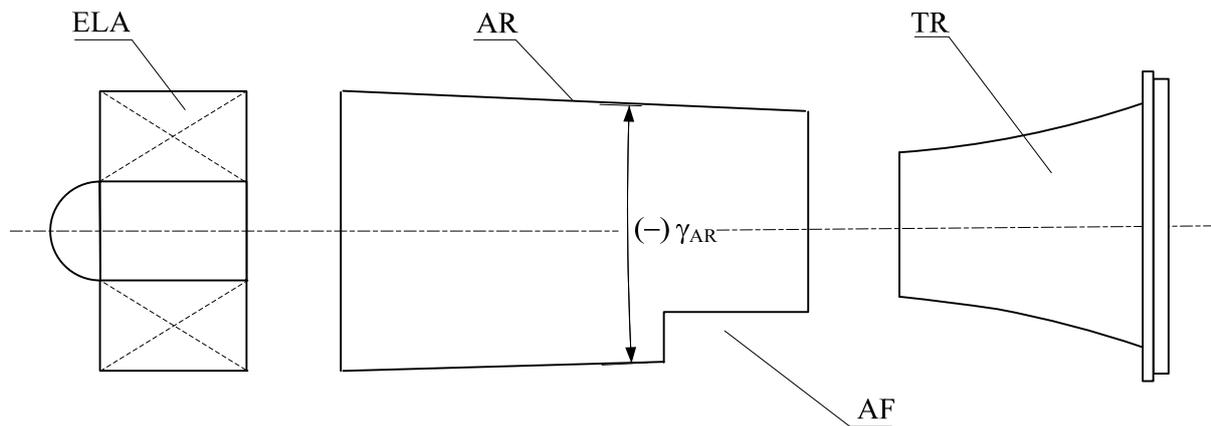


Abbildung 37: Dreiteilige Ausführung des Gleichstromzyklons bedingt durch verjüngenden AR

Bezeichnung des Abscheideraumes eines Prototypen z.B.: K +6,0°, s. Tabelle 14.

Tabelle 14: Bezeichnung des Abscheideraumes eines Prototypen

AR	
Form	γ_{AR}
K	+6,0°

4.6 Eintrittsleitapparat

4.6.1 Standard-Geometrie der Leitschaufeln

Die Standardform der Leitschaufeln, wie sie üblicherweise und ebenso im untersuchten Gleichstromzyklon serienmäßig verwendet wird, ist in Abbildung 38 dargestellt. Die Leitschaufeln sind anströmseitig mit einem kreisbogenförmigen Einlauf ausgeführt. Anschließend an den Einlauf führt ein tangential angeordneter Schaufelkanal das Gas in eine Drallströmung über. Die Schaufeln sind in Wendeltreppenform konstruiert, was zu einem unterschiedlichen Anstellwinkel der Schaufel am Kern (α_I) und am Mantel (α_A) führt.

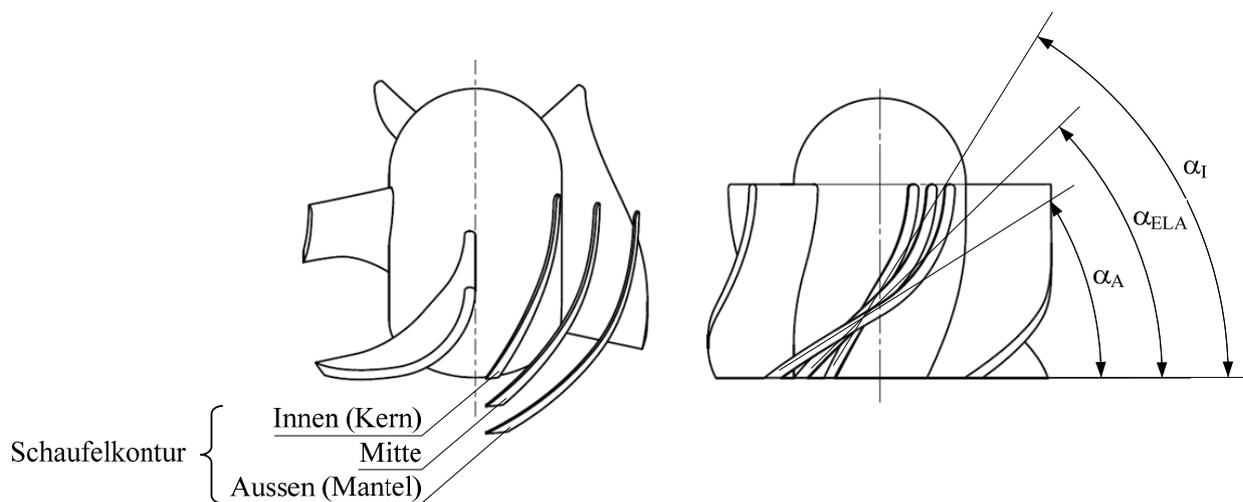


Abbildung 38: Standardform der Leitschaufeln des untersuchten Gleichstromzyklons

Zur Charakterisierung der Geometrie von Leitapparaten wird im Allgemeinen der mittlere Schaufelwinkel angegeben, welcher gegen die Achsennormale gemessen wird. Er errechnet sich aus dem Mittelwert des Anstellwinkels am Kern ($=D_{KERN}$) und am Mantel ($=D_{ZYKLON}$), s. Gleichung (4.6.1.1).

$$\alpha_{ELA} = \frac{\alpha_I + \alpha_A}{2} \quad (4.6.1.1)$$

Im Regelfall wird die Konstruktion von Leitschaufeln an die Form einer Wendel angelehnt, welche am Kern eine größere Anstellung als am Mantel aufweist. Konstruktiv ergibt sich die Wendelform aus der stets rechtwinkligen Anordnung der schaufel erzeugenden Linie am Kernmantel, welche ihren Ursprung im Kernmittelpunkt hat. Bei der Konstruktion einer Schaufelgeometrie wird vorab die für die Abscheidung der Partikel erforderliche Umfangsgeschwindigkeit festgelegt, welche sich aus der

Absolutgeschwindigkeit im verbleibenden Kreisring zwischen Zyklon- und Kerndurchmesser abzüglich der Schaufelblattstärken einstellt, s. Abbildung 39.

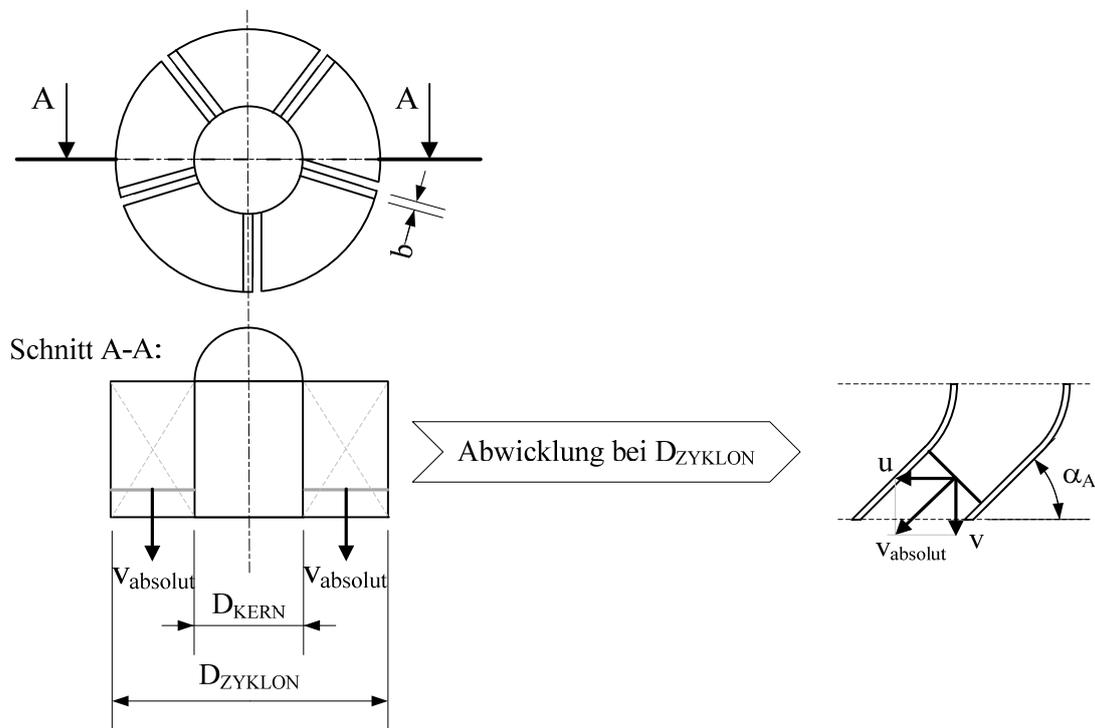


Abbildung 39: Schematische Darstellung der Absolut-, Umfangs- und Axialgeschwindigkeit

Der Außendurchmesser des Zyklons ergibt sich meist aus den zur Verfügung stehenden Platzverhältnissen bzw. aus den bereits bestehenden Rohrleitungsdimensionen. Der Kerndurchmesser ist häufig halb so groß wie der Zyklondurchmesser. Das ideale Verhältnis von Kern- zu Zyklondurchmesser wird jedoch in den folgenden Ausführungen empirisch erhoben. Mit der erforderlichen Umfangsgeschwindigkeit und der Absolutgeschwindigkeit im Schaufelkanal lässt sich ein Anstellwinkel der Schaufel am Mantel (α_A) abschätzen, s. Gleichung (4.6.1.2).

$$\alpha_A = \arccos\left(\frac{u}{v_{\text{absolut}}}\right) \quad (4.6.1.2)$$

Diese idealisierte Berechnung stellt nur eine Näherung dar, weil sich die Geschwindigkeiten im Schaufelkanal nicht exakt gleichmäßig verteilen. Die Berechnung der Schaufelanstellung am Kern (α_I) lässt sich bei Konstruktion einer Wendelgeometrie gemäß Gleichung (4.6.1.3) darstellen.

$$\alpha_I = \arctan\left[\tan(\alpha_A) \cdot \frac{D_{\text{ZYKLON}}}{D_{\text{KERN}}}\right] \quad (4.6.1.3)$$

Die Verschränkung der Schaufel, welche auch als Spreizung zwischen dem Schaufelanstellwinkel am Kern und am Mantel bezeichnet wird, lässt sich durch Gleichung (4.6.1.4) errechnen.

$$\Delta\alpha = \alpha_I - \alpha_A \quad (4.6.1.4)$$

Der Einlaufradius R_{EINLAUF} mündet tangential in ein gerades Schaufelsegment, welches sich aus der Schaufelanzahl n_{SCHAUFEL} , dem Kerndurchmesser D_{KERN} und dem Außendurchmesser D_{ZYKLON} , der Leitapparatlänge L_{ELA} , der Schaufelanstellung α_A und α_I und der festgelegten negativen Überdeckung \ddot{u} konstruieren lässt, s. Abbildung 40. Der Einlaufradius am Kern und am Mantel ist konstruktiv bedingt unterschiedlich groß und soll einen sanften Übergang von der axial gerichteten Strömung in die Drallströmung sicherstellen.

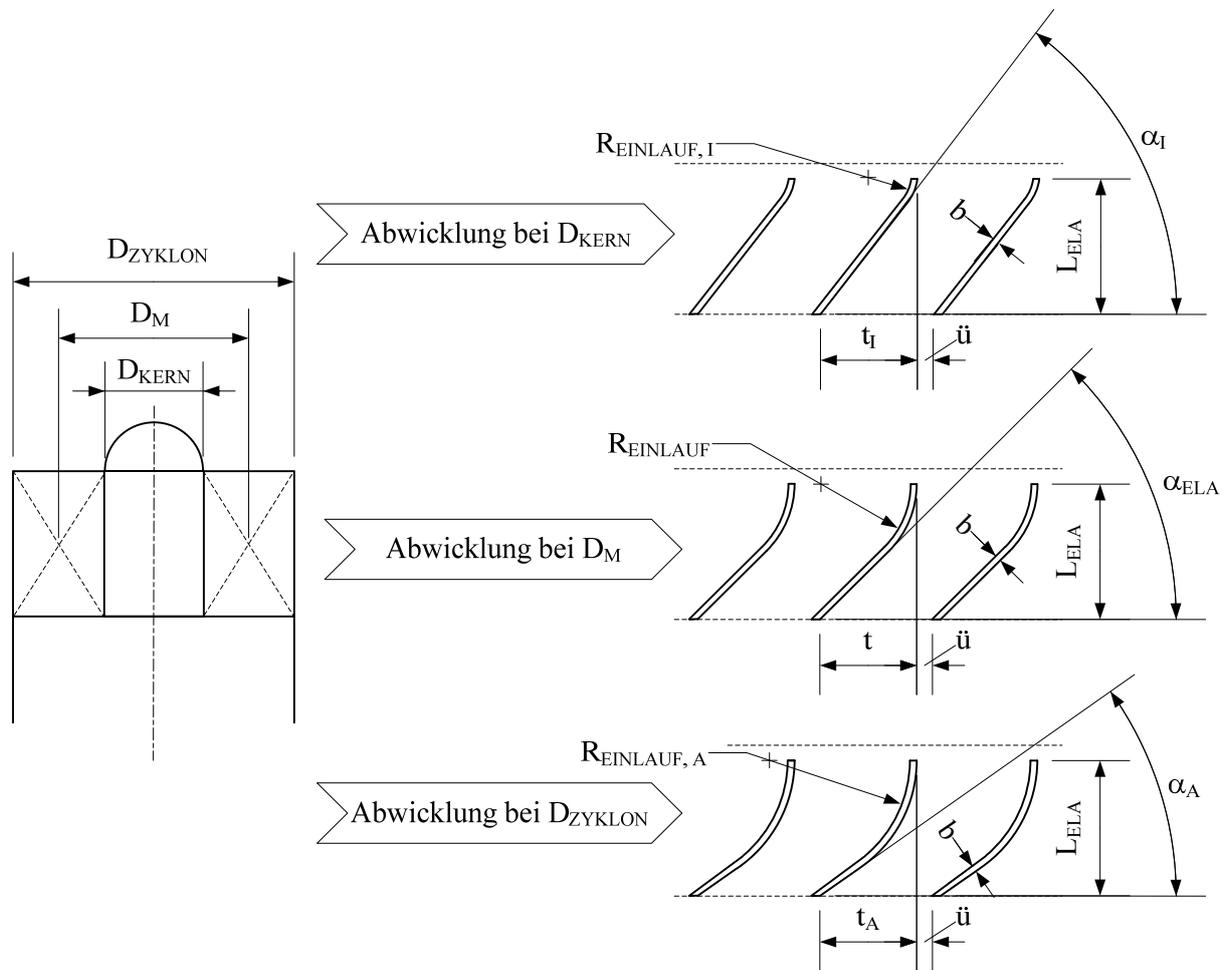


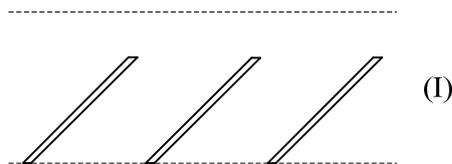
Abbildung 40: Abwicklung der Schaufelkontur des Eintrittsleitapparates

Die Teilung t lässt sich aus den oben genannten Parametern und Gleichung (4.6.1.5) berechnen.

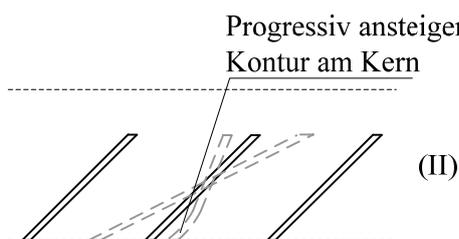
$$t = \frac{(D_{\text{ZYKLON}} + D_{\text{KERN}}) \cdot \pi}{2 \cdot n_{\text{SCHAUFEL}}} - \frac{b}{\sin(\alpha_{\text{ELA}})} - \ddot{u} \quad (4.6.1.5)$$

4.6.2 Form der Leitschaufeln

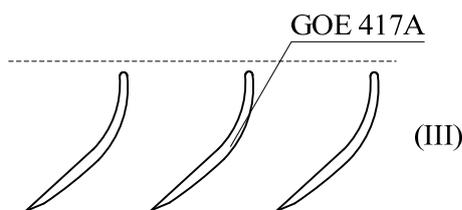
Neben der Standardform der Leitschaufeln sind in Vorversuchen drei frei gewählte Schaufelformen untersucht worden. Es wurden Leitapparate ohne Einlauf (I), mit progressiv ansteigender Schaufelkontur am Kern (II) und mit verändertem Profilquerschnitt bzw. Schaufelblattstärke (III) experimentell getestet. Aus den Erkenntnissen dieser Untersuchungen folgte eine optimale Schaufelform, an welcher wiederum die Schaufelspreizung zwischen Kern- und Außenkontur (IV) sowie die wechselseitige Kürzung des Einlaufes (V) variiert wurden. Diese Untersuchungen wurden außerhalb des auf statistischer Versuchsplanung basierenden Messprogramms durchgeführt. Die Ergebnisse hieraus sollen eine Grundlage für die weiteren modellgestützten Untersuchungen liefern.



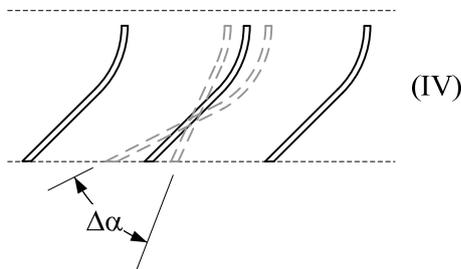
Das Schaufelprofil ohne Einlaufstrecke (I) soll Aufschluss über das Abscheideverhalten und den entstehenden Druckverlust des plötzlich umgelenkten Axialstroms liefern. Die großtechnische Fertigung dieses Schaufelprofils ist meist mit einem geringen Aufwand verbunden, weswegen diese Form häufig eingesetzt wird. Die Konstruktion der Schaufel ist weiterhin als Wendel ausgeführt, wobei die Überdeckung \bar{u} bei allen folgenden Variationen konstant 1mm beträgt.



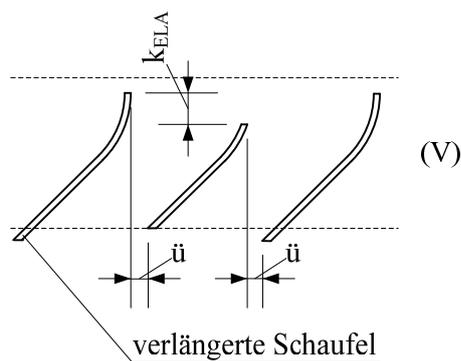
Die progressiv verlaufende Schaufelkontur am Kern (II) fußt auf der Idee, dass eine zusätzliche radiale Impulsänderung die im Kernbereich befindlichen Partikel in die Randzonen des Abscheideraumes beschleunigt. Ein zusätzlicher Druckverlust ist aufgrund dieser konstruktiven Veränderung zu erwarten.



Das an das Tragflächenprofil GOE 417A (vgl. Tragflächenprofil der DLR) angelehnte Querschnittsprofil einer Leitschaufel sollte aufgrund des erhöhten Auftriebsbeiwertes bei Umströmung zu einer geringeren Strömungsablösung führen und folglich im Druckverlust einen positiven Effekt erwirken.



Die Untersuchung der Schaufelspreizung (IV) lässt sich bei einer Wendelgeometrie gemäß Gleichung (4.6.1.4) errechnen und beträgt im untersuchten Prototyp konstruktiv bedingt 20° . Vorversuche sollen aufzeigen, ob eine Veränderung der Spreizung zwischen Schaufelkontur am Kern und am Außenmantel einen positiven Einfluss auf die Leistungsdaten liefert. Hierbei wird jedoch von der Wendelgeometrie abgewichen, weil die Anstellungen der Schaufel am Kern und am Mantel erzwungen werden.



Die Schaufelkontur (V) stellt eine Kombination der Standard-Geometrie mit der Variante (I) dar. Die wechselseitige Kürzung jeder zweiten Schaufel um einen Wert k_{ELA} hat zur Folge, dass die Strömung an der Unterdruckseite der ungekürzten Schaufel verstärkt ablöst und implizit den Schaufelkanal verengt. Diese Verengung resultiert folglich in einer höheren Absolutgeschwindigkeit im Schaufelkanal. Als positive Folge ist ein höherer Abscheidegrad zu erwarten. Zur schlüssigen Interpretation der Versuchsergebnisse wurden parallel zu den Staubexperimenten CFD-Simulationen in einem ebenen Schaufelgitter unternommen. Für eine vergleichbare Interpretation der Ergebnisse wird die ungekürzte Schaufel so weit verlängert, dass die Überdeckung \ddot{u} wiederum konstant bei 1mm liegt.

4.6.3 Untersuchte Parameter am Leitapparat

Der Leitapparat wurde mittels DoE in einem teilfaktoriellen Versuchsplan untersucht. Hierzu sind die geometrischen Haupteinflusskomponenten auf den entstehenden Drall bzw. den Abscheidegrad variiert worden. Haupteinflusskomponenten sind: der Kerndurchmesser D_{KERN} , welcher maßgeblich die durchströmte Querschnittsfläche widerspiegelt, der Schaufelstellwinkel α_{ELA} , welcher die Drallstärke bzw. die für die Abscheidung relevante Umfangsgeschwindigkeit bestimmt, sowie die Schaufelanzahl $n_{SCHAUFEL}$, welche sowohl die durchströmte Querschnittsfläche als auch die Länge des Leitapparates beeinflusst. In Abbildung 41 sind mögliche Kombinationen aus dem Kerndurchmesser

und der Schaufelanzahl dargestellt, welche wiederum mit der Schaufelanstellung α_{ELA} kombiniert untersucht wurden.

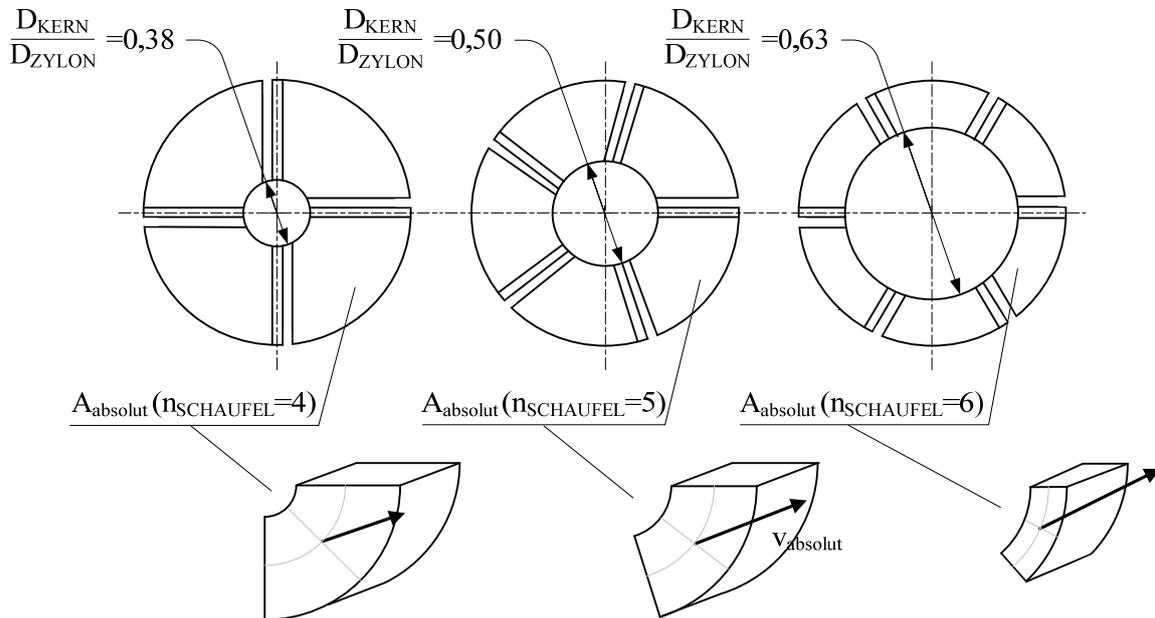


Abbildung 41: Versuchskombinationen am Eintrittsleitapparat aus D_{KERN} und n_{SCHAUFEL}

Die Kombination der Geometrieparameter des Eintrittsleitapparates ergibt eine überschaubare vollfaktorielle Anzahl von 27 Versuchsreihen, s. Tabelle 15.

Tabelle 15: Untersuchte Geometrieparameter am Eintrittsleitapparat

Eintrittsleitapparat, ELA, HK-I			
$\frac{D_{\text{KERN}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$	0,38	0,50	0,63
α_{ELA}	40°	45°	50°
n_{SCHAUFEL}	4	5	6

Die Schaufelblattstärke b nimmt ebenso einen geringfügigen Einfluss auf die durchströmte Querschnittsfläche, diese wird jedoch mit 1mm festgelegt und bleibt während den Untersuchungen unverändert. Bezeichnung für ein ELA-Prototyp z.B.: ELA 0,50-40°-6/1,0, s. Tabelle 16.

Tabelle 16: Bezeichnung eines ELA-Prototypen

ELA			
$\frac{D_{\text{KERN}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$	α_{ELA}	n_{SCHAUFEL}	$\frac{\Delta\alpha}{\Delta\alpha_{\text{WENDEL}}}$
0,50	40°	6	1,0

4.7 Untersuchung des Betriebsparameters Volumenstrom

Für die Auslegung von Partikelabscheidern - wie es beispielsweise ein filternder Abscheider darstellt - sind Randbedingungen durch das Filtermedium gesetzt. Hierbei ist abhängig von den Eigenschaften des Fluides und den abzuscheidenden Partikeln eine maximale Filterflächenbelastung durch das Filtermedium vorgegeben. Diese Eingangsdaten basieren auf hinreichend erhobenen empirischen Daten und sind durch zahlreiche Erfahrungswerte bestätigt. Mithilfe dieser Größen können die meisten Abscheideverfahren verlässlich dimensioniert werden. Dem Standard-Gegenstromzyklon liegt ein sehr breites Anwendungsspektrum bezüglich Partikeleigenschaften und Betriebsbedingungen zugrunde. Jedoch sind auch der Standard-Bauform des Zyklons Grenzen bezüglich der Durchströmungsgeschwindigkeit gesetzt. In Abhängigkeit von der abzuscheidenden Partikelgröße kann es bei sehr großen Volumenströmen zu einer Zunahme der Staubemission kommen. Der große Unterdruck im Tauchrohr kann dazu führen, dass Partikel welche sich bereits im Staubsammelbehälter befinden, in das Tauchrohr gesaugt werden. Aufgrund der sehr ähnlichen Betriebsweise von Gleichstromzyklonen kann ein ähnliches Phänomen auch bei dem gegenständlich untersuchten Modell auftreten. Beobachtungen bei Bestäubungsversuchen von Gleichstromzyklonen zeigen eine Zunahme der Partikelemission bei großen Primärvolumenströmen, s. Abbildung 42.

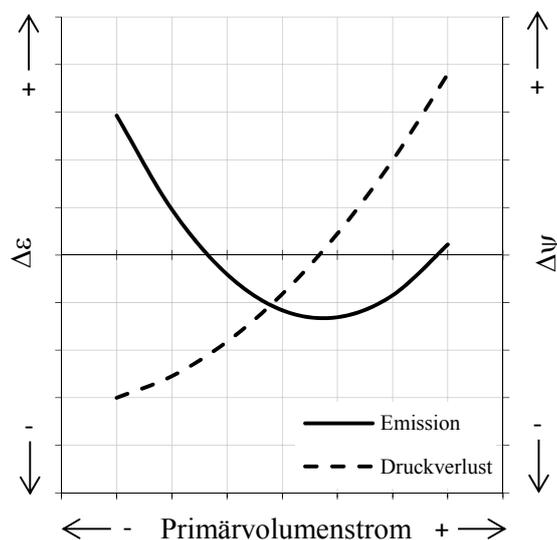


Abbildung 42: Beobachtete Leistungscharakteristik von Gleichstromzyklonen

Die geradlinige Durchströmung des Gleichstromzyklons kann zu einem Absaugen von bereits abgeschiedenen Partikeln bei hohen Tauchrohrgeschwindigkeiten führen, weil das Tauchrohr sehr eng neben dem Abscheideraum platziert ist. Kann diese Tendenz durch empirisch durchgeführte

Versuchsreihen bestätigt werden, so sollte sich ein optimaler Betriebsvolumenstrom ableiten lassen. Typischerweise werden Gleichstromzyklone derart dimensioniert, dass die Leerrohrgeschwindigkeit des Zyklons im Bereich zwischen 8 bis 15m/s liegt. Bei schwankenden Betriebsbedingungen kann es jedoch zu veränderten Volumenströmen kommen und folglich auch zu Veränderungen der Abscheideeffizienz. Eine systematische Variation des Primärluftvolumenstroms soll Aufschluss über den Abscheidegrad und den entstehenden Druckverlust liefern. Hierbei bleibt die Konzentration der Partikel im Rohgas unverändert, um folglich eine schlüssige Interpretation zu nehmen. Zur Sicherstellung einer größenunabhängigen Leistungscharakteristik, wurde diese Untersuchung bei drei unterschiedlichen Größenordnungen und Betriebsarten von Gleichstromzyklonen vorgenommen. Die hierdurch erhobene Leistungscharakteristik soll eine Basis für die Dimensionierung von Gleichstromzyklonen darstellen.

4.8 Kurzbezeichnung der Prototypen

Als Basis der systematischen Untersuchung der Geometrieparameter wurde ein Bezeichnungssystem eingeführt, welches den gesamten Zyklon in Durchströmungsrichtung beschreibt. Beginnend mit dem Leitapparat (ELA) und dessen charakterisierenden geometrischen Parametern, folgt der Abscheideraum (AR). Daran anschließend werden das Austragsfenster (AF) sowie das Tauchrohr (TR) in allen geometrischen Größen beschrieben. Nicht-skalierbare Größen wie die Form und der Winkel von Bauteilen werden in den folgenden Ausführungen als absolute Zahlenwerte angegeben. Geometrieparameter, welche einer Größenabhängigkeit unterliegen, werden als Verhältnis zum Zyklondurchmesser dargestellt.

Bezeichnung für einen Versuchsprototyp z.B.: ELA 0,50-45°-5/1,0_AR K+6°_AF 0,56/120°_K 0,63/1,25, s. Tabelle 17.

Tabelle 17: Bezeichnungsschema eines Versuchsprototyps

ELA		AR		AF		TR		
$\frac{D_{\text{KERN}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$	$\alpha_{\text{ELA}} - n_{\text{SCHAUFEL}}$	Form	γ_{AR}	$\frac{L_{\text{AF}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$	β_{AF}	Form	$\frac{D_{\text{TR}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$	$\frac{L_{\text{TR}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$
0,50	45°-5	K	+6°	0,56	120°	K	0,63	1,25

5 Ergebnisse

Die dargestellten Ergebnisse beziehen sich auf die in der ISO 5011:2000(E) festgelegten Betriebsbedingungen. Die empirischen Ergebnisse wurden an Gleichstromzyklonen im Bereich zwischen $10\text{mm} < D_{\text{ZYKLON}} < 150\text{mm}$ erhoben. Die in den einführenden Kapiteln beschriebenen Parameter des Gleichstromzyklons wurden mannigfaltig variiert. Eine vollständige Kombination aller geometrisch möglichen Variationen würde eine vollfaktorielle Versuchszahl von ca. 500.000 Versuchen abbilden, von welchen auf Basis einer modellgestützten Versuchsplanung tatsächlich ca. 500 durchgeführt und ausgewertet wurden. Die im folgenden Kapitel dargestellten Abbildungen zeigen nur einen Bruchteil der vorliegenden Ergebnisse, spiegeln jedoch die erhobenen Tendenzen vollständig wider.

5.1 Tauchrohr-Form, -Durchmesser, -Länge

Die Form, der Durchmesser und die Eintauchtiefe des Tauchrohres in den Abscheideraum (=Tauchrohrlänge) bilden ein komplexes interagierendes Bündel an Variationsparametern, welches die Staubemission und den Druckverlust beeinflussen. Die Untersuchung dieser Parameter wurde in einem teilfaktoriellen Versuchsplan unternommen, weswegen eine Auswertung der Abhängigkeit jedes einzelnen Variationsparameters nur teilweise darstellbar ist.

Die Form des Tauchrohres wurde vorab nur unter Betrachtung des entstehenden Druckverlustes untersucht. Hierbei wurde der Druckverlust in Abhängigkeit der Formgebung des Tauchrohres ohne Partikelbeladung aufgezeichnet. Aufgrund der Kenntnis, dass die Tauchrohrlänge und noch wesentlicher der Tauchrohrdurchmesser den Druckverlust beeinflussen, wurden diese Größenordnungen für alle untersuchten Tauchrohr-Formen konstant gehalten. Der durch dissipative Effekte hervorgerufene Druckverlust bei der Durchströmung des Tauchrohres ist wesentlich auf die Strömungsführung und eine potentielle Strömungsablösung zurückzuführen. Eine geschickt gewählte

Form des Tauchrohres resultiert in deutlich weniger Turbulenzen und ferner in geringeren Druckverlusten, s. Abbildung 43.

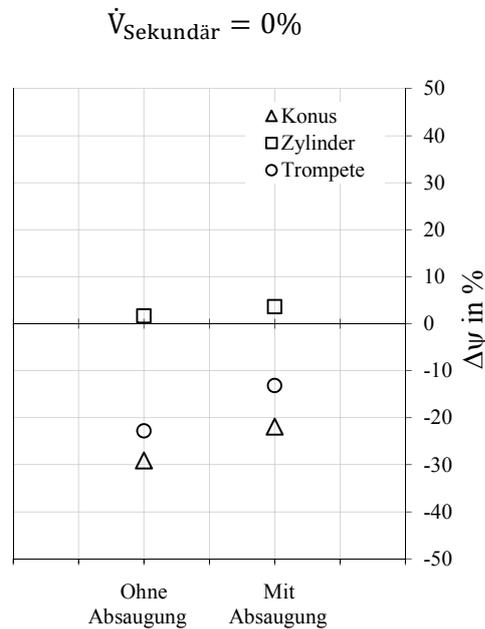


Abbildung 43: Einfluss der Tauchrohrform auf den Druckverlust verglichen mit der STD-Form

Die untersuchten Tauchrohrformen, welche als Diffusoren ausgeführt sind, wie z.B. die Formen Konus und Trompete weisen deutlich weniger Strömungsablösung auf und resultieren folglich in einem bis zu 30% geringeren Druckverlust verglichen mit der STD-Tauchrohrform. Der erzielte Effekt einer Diffusor-ähnlichen Formgebung, kann anhand der in Abbildung 44 schematisch dargestellten Strömungsablösung vom Ein- und Ausströmbereich erklärt werden.

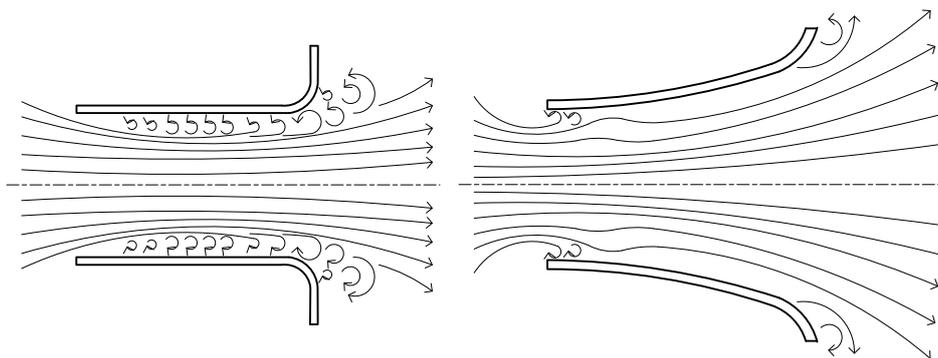


Abbildung 44: Schematische Darstellung der Strömungsablösung an den TR-Formen Zylinder (links) und Trompete (rechts)

Die Konstruktion des Tauchrohres kann in Abhängigkeit des Anwendungsfalles nur bedingt beliebig gestaltet werden. Größenordnungen, welche im Stahlbau mittels Schweißen hergestellt werden, sind in ihrer Formgebung deutlich weniger flexibel als gegossene oder gespritzte Tauchrohrformen. Als Größenordnung für Strömungen ohne Dichteänderung soll der Diffusorwinkel gemäß *Sigloch* zwischen 8° - 12° , jedoch keinesfalls größer als 15° gewählt werden, sodass die Strömung an der Wandung anhaftet [51].

Diese Untersuchung wurde außerhalb der modellgestützten Versuchsplanung an der Geometrie des Referenzzyklons vorgenommen. Die Ergebnisse mit Absaugung zeigen eine ähnliche Tendenz wie die Ergebnisse der nicht-abgesaugten Betriebsweise, lediglich die absolute Ausprägung ist geringer. Die Tauchrohrformen Konus und Trompete unterscheiden sich hinsichtlich der Abscheideleistung kaum, weswegen die konische Form des Tauchrohres aus konstruktionstechnischen Gründen als vorteilhafteste Variante aus den Untersuchungen ausgewählt wird.

Im Folgenden wird die Geometrie des Tauchrohres näher beleuchtet, welches die unmittelbare Trennebene zur Separierung der beiden Stoffströme darstellt. Für eine reproduzierbare und schlüssige Interpretation der erhobenen Ergebnisse bleibt die Geometrie des Leitapparates und des Abscheideraumes unangetastet. Die Tauchrohrlänge hat neben der Trennung der zwei Stoffströme auch die Aufgabe, für eine ausreichende Überdeckung des Staubaustragsfensters vom Reingasstrom zu sorgen. Ist die Tauchrohrlänge kürzer als das Staubaustragsfenster, so können durch den Unterdruck des abströmenden Reingases Partikel aus dem Staubaustrag in das Tauchrohr gesaugt werden. Im Allgemeinen soll die Tauchrohrlänge (L_{TR}) jedenfalls größer als die Länge des Staubaustrages (L_{AF}) gewählt werden, s. Abbildung 45.

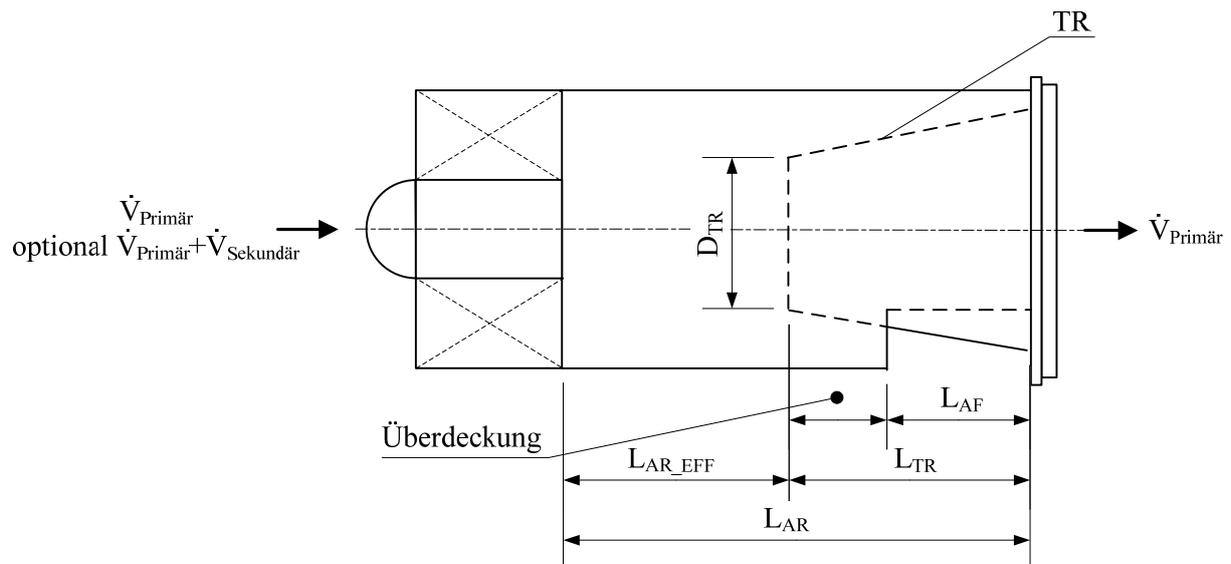


Abbildung 45: Untersuchte Parameter an der Tauchrohrgeometrie

Einen wesentlichen Einfluss auf die effektive Länge des Abscheideraumes (L_{AR_EFF}) hat die Länge des Tauchrohres (L_{TR}). Der Abscheideraum stellt jene Zone dar, in welcher die Partikel unter Einwirkung von Fliehkräften in Wandungsnähe befördert werden sollen. Der effektive Abscheideraum errechnet sich aus der Differenz von Gesamtabseideraumlänge (L_{AR}) und Tauchrohrlänge, und repräsentiert die für die Abscheidung von Partikeln tatsächlich zur Verfügung stehende Separationszone. Die effektive Länge des Abscheideraumes (=Separationszone) ist für eine ausreichende Sedimentation der abzutrennenden Partikel verantwortlich. Die Sedimentation der Partikel erfolgt im Zentrifugalfeld, welches durch das vom Leitapparat aufgeprägte Strömungsprofil verursacht wird. Die wirkende Axial- und Radialgeschwindigkeit innerhalb der Zyklonzelle erzeugen eine partikelgrößenabhängige Sedimentationslinie. Die radiale Bewegung der Partikel resultiert aus der Bilanzierung der lokal wirkenden Zentrifugal-, Widerstands- und Auftriebskraft und wird im Kapitel 5.14 detailliert betrachtet. Durch die idealisierte Annahme, dass die Axial- und Radialgeschwindigkeiten konstant bleiben, kann beginnend beim Kerndurchmesser eine Sedimentationslinie für feine und grobe Partikel, wie in Abbildung 46 schematisch dargestellt werden.

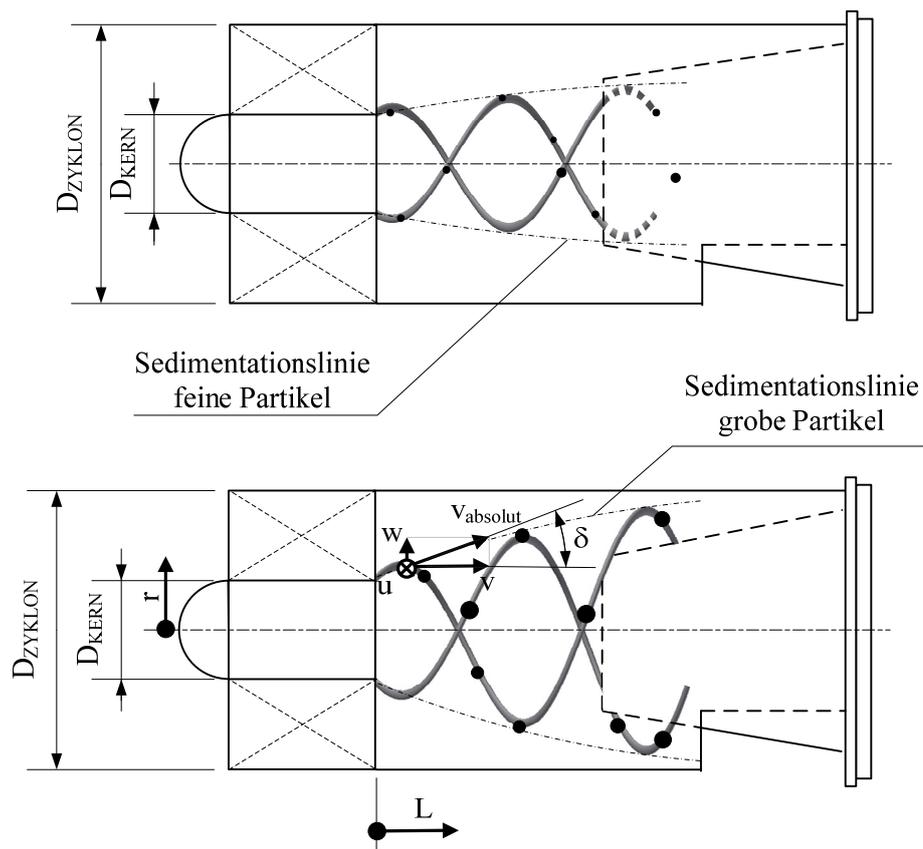


Abbildung 46: Schematische Darstellung partikelgrößenabhängiger Sedimentationslinien

Die Sedimentationslinie ist, bedingt durch die reibungsbehaftete Reduktion der Umfangsgeschwindigkeit und den folgenden Veränderungen der Axial- und Radialgeschwindigkeit, gekrümmt und verringert den Steigungswinkel $\delta(d, r, L)$ im Strömungsverlauf gemäß:

$$\delta(d, r, L) = \arctan \frac{w(d, r, L)}{v(d, r, L)} \quad (5.1.1)$$

Wie bereits einführend erwähnt, ist ein störungsfreier Verlauf der Sedimentationslinie von Partikeln für eine effiziente Abscheidung verantwortlich. Die Geometrie des Tauchrohres kann jedoch zu einer wesentlichen Beeinträchtigung der Sedimentationslinie führen, weswegen die Länge und der Durchmesser des Tauchrohres in dieser Untersuchung besondere Beachtung genießen.

Abbildung 47 zeigt schematisch den Einfluss der Tauchrohlänge auf den Verlauf der Sedimentationslinie. Ein kritischer Verlauf der partikelgrößenabhängigen Sedimentationslinie startet am Kerndurchmesser des Leitapparates und mündet am Tauchrohrdurchmesser. Große Tauchrohlängen beeinflussen somit die kritische Sedimentationslinie und können zu einer Zunahme der Partikelemission führen. Wird das Tauchrohr zu kurz gewählt, so kann eine unzureichend große Überdeckung des Austragsfensters in einem Absaugen von bereits abgeschiedenen Partikeln aus dem Staubsammelbehälter resultieren. Die Beeinflussung der Sedimentationslinie bzw. der notwendigen Sedimentationslänge durch die Länge des Tauchrohres, ist im Folgenden durch den geometrischen Parameter der effektiven Abscheideraumlänge (L_{AR_EFF}) charakterisiert.

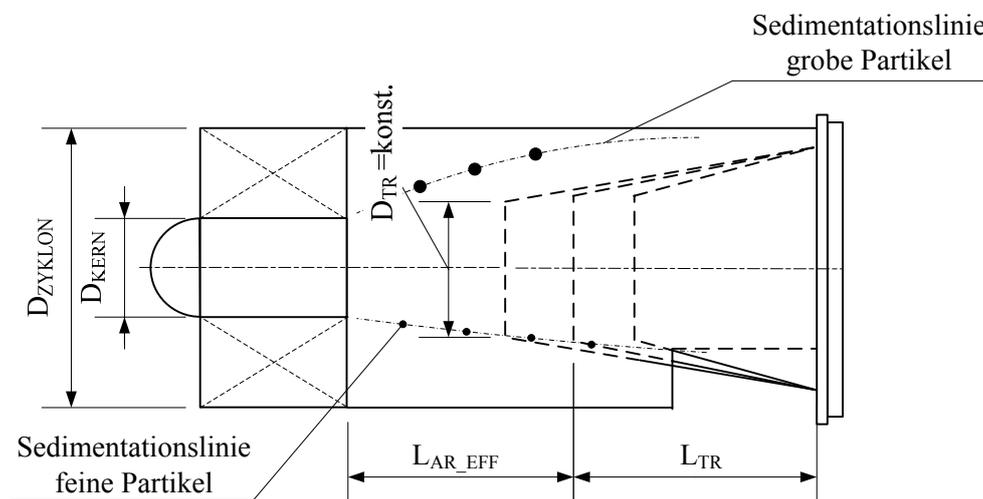


Abbildung 47: Einfluss der Tauchrohlänge auf die Sedimentationslinie von Partikeln

Anhand der Ergebnisse aus Abbildung 48 und Abbildung 49 lässt sich eine optimale Tauchrohrlänge sowohl für den nicht-abgesaugten als auch für den abgesaugten Betrieb ableiten.

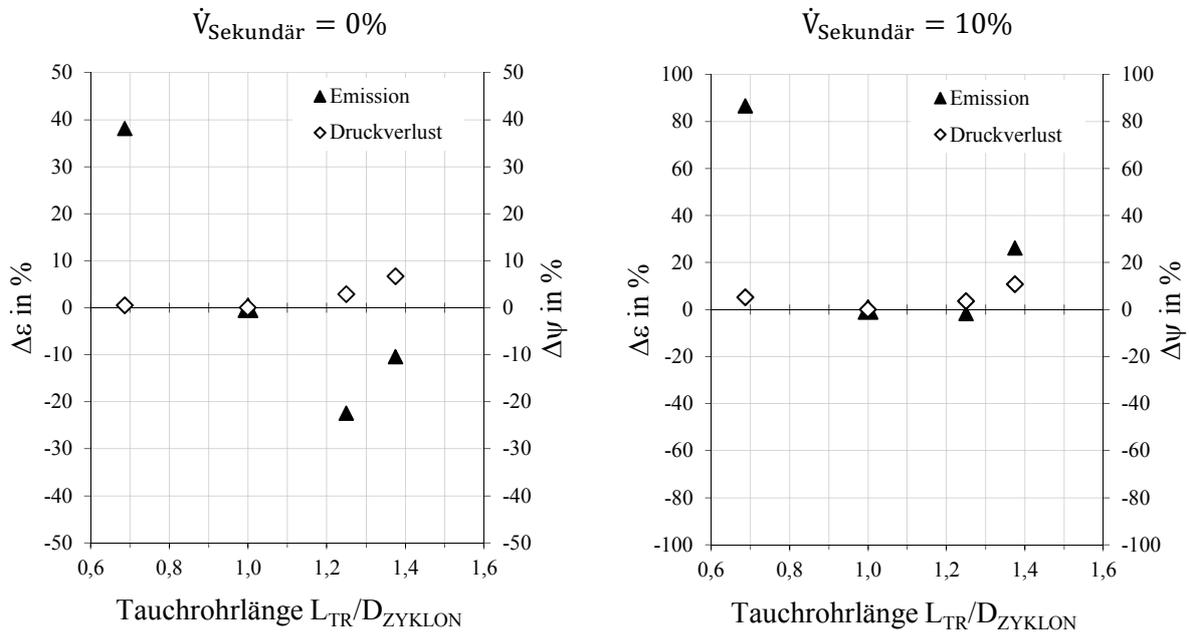


Abbildung 48 : Einfluss der Tauchrohrlänge auf Emission und Druckverlust

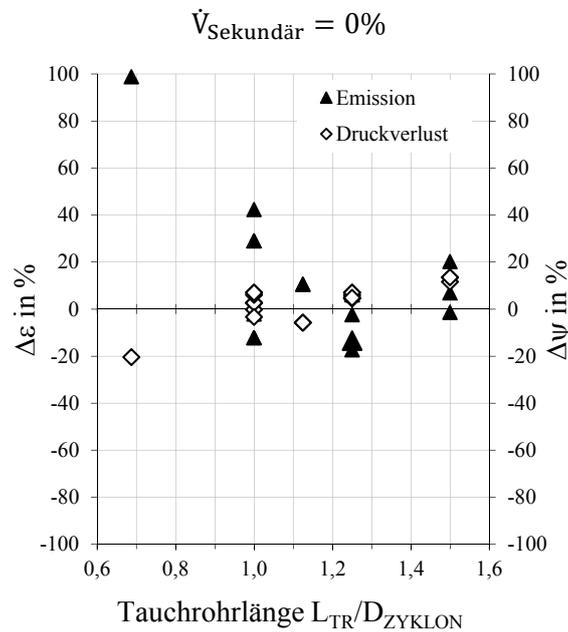


Abbildung 49: Einfluss der Tauchrohrlänge auf Emission und Druckverlust bei gleichzeitiger Variation der Größe des Staubaustragsfensters

Tauchrohrängen kleiner als der Zyklondurchmesser führen zu einer deutlichen Emissionszunahme, was auf die im obigen Abschnitt beschriebene Überdeckung des Staubaustragsfensters zurückzuführen ist. Der Druckverlust bleibt von diesen geometrischen Veränderungen weitestgehend unbeeinflusst.

Dieser ändert sich nur marginal durch die veränderte Reibungsfläche und den geringfügig veränderten Winkel des Diffusors. Abbildung 49 zeigt die Veränderung von Emission und Druckverlust unter gleichzeitiger Variation der Tauchrohr- und Staubaustragsgeometrie. Die Tendenzen der Leistungsdaten in Abhängigkeit des Tauchrohrdurchmessers sind auch unter Berücksichtigung der Wechselwirkungen zwischen Tauchrohr und Austragsfenster sehr deutlich zu erkennen, weswegen der Rückschluss auf eine optimale Tauchrohlänge folgerichtig erscheint.

Die zweite Größe zur Dimensionierung des Tauchrohres ist dessen Durchmesser. Dieser beeinflusst ebenso wie die Tauchrohlänge die partikelgrößenabhängige Sedimentationslinie von Partikeln, s. Abbildung 50.

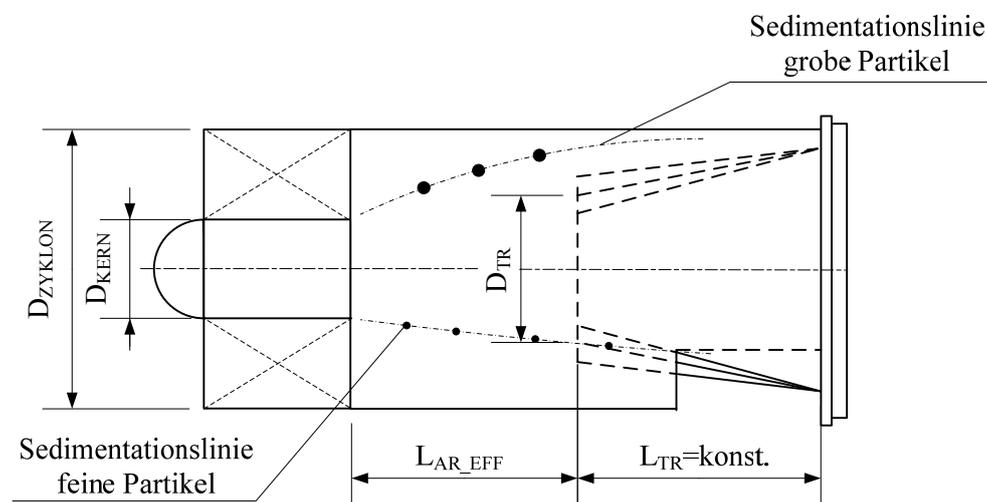


Abbildung 50: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers auf die Sedimentationslinie von Partikeln

Die Veränderung des Tauchrohrdurchmessers nimmt keinen Einfluss auf die effektive Abscheideraumlänge, was die umlaufende und vermeintlich abgeschiedene Partikelsträhne unberührt lässt. Die Variation des Tauchrohrdurchmessers führt jedoch, aufgrund der Kontinuität des Volumenstromes, zu erhöhten Geschwindigkeiten im Bereich der Tauchrohrmündung. Die lokal erhöhten Druckgradienten können bei zu klein gewähltem Verhältnis von D_{TR}/D_{ZYKLON} zu einer Zunahme der Partikelemission führen, was vermutlich auf ein Absaugen von Partikeln zurückzuführen ist. Diese Vermutung wird im Kapitel 5.14 genauer beleuchtet.

Der Druckverlust steigt, wie erwartet, bei kleinen Tauchrohrdurchmessern an und kann durch einen polynomischen Anstieg beschrieben werden, s. Abbildung 51.

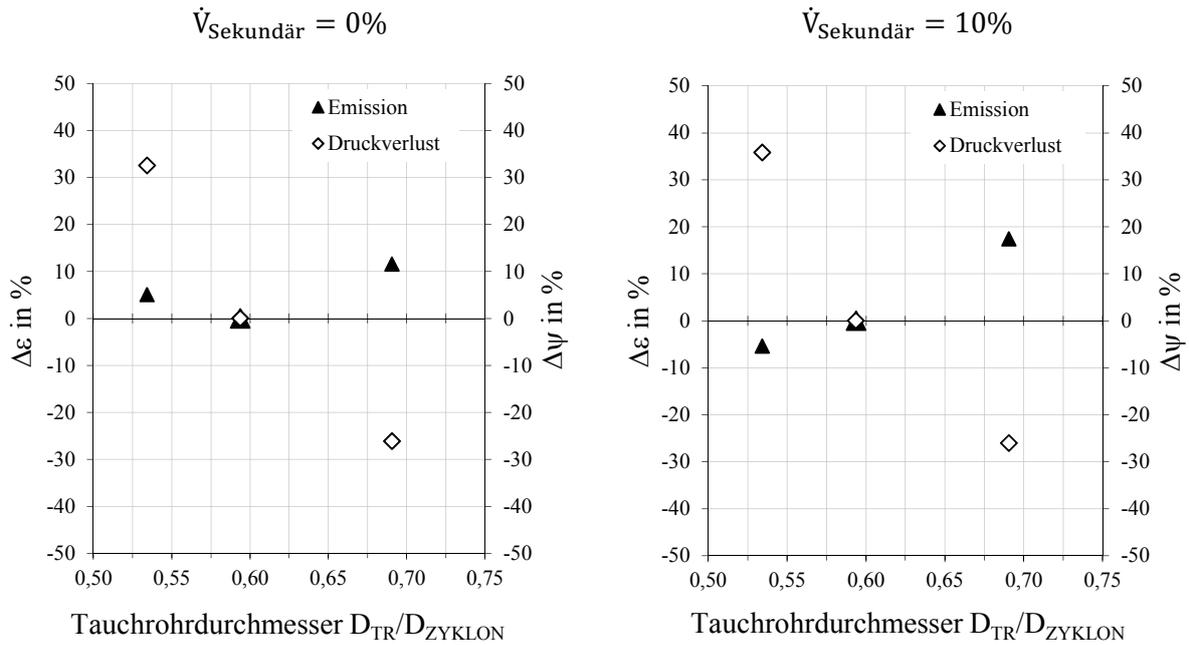


Abbildung 51: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers auf Druckverlust und Emission

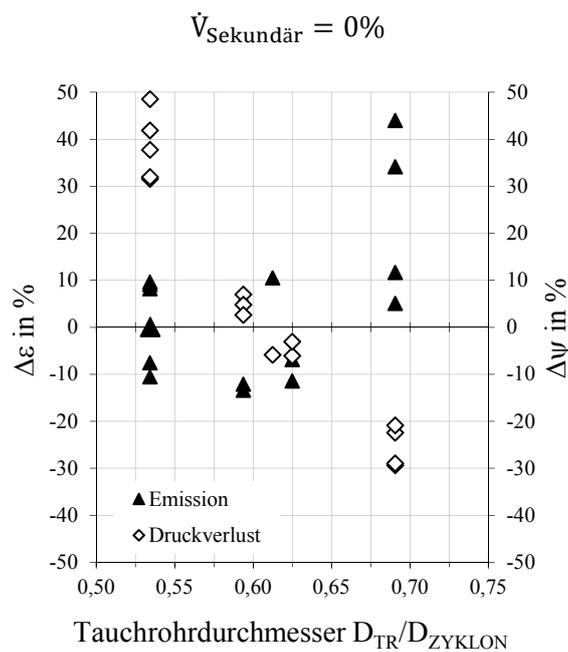


Abbildung 52: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers auf Emission und Druckverlust bei gleichzeitiger Variation der Größe des Staubaustragsfensters

Die in Abbildung 51 und Abbildung 52 dargestellten Tendenzen sind bei allen durchgeführten Versuchen sowohl im abgesaugten als auch im nicht-abgesaugten Betrieb zu erkennen. Analog zu den Versuchen zur Tauchrohrlänge, zeigen die Ergebnisse in Abbildung 52, dass sich die Tendenzen ebenso unter Berücksichtigung der Wechselwirkungen der Staubaustragsgeometrie deutlich abbilden.

Die in der Zielsetzung festgelegten Bedingungen - von optimalen Emissionswerten bei unverändertem Druckverlust - lassen auf einen am besten geeigneten Tauchrohrdurchmesser im Verhältnis um 0,60 schließen:

$$0,55 \leq \frac{D_{TR}}{D_{ZYKLON}} \leq 0,65 \quad (5.1.2)$$

Als optimale Tauchrohrlänge kann aus obigen Erkenntnissen ebenso ein ideales Verhältnis abgeleitet werden, ohne dass der Druckverlust des Gleichstromzyklons merklich ansteigt:

$$1,0 \leq \frac{L_{TR}}{D_{ZYKLON}} \leq 1,4 \quad (5.1.3)$$

Im abgesaugten Betrieb kann das Tauchrohr etwas kürzer ausgeführt werden. Diese Feststellung ist vermutlich auf die reduzierte Rückströmung an der Tauchrohräußenseite zurückzuführen, welche bereits abgeschiedene Partikel zurück in das Reingas transportiert, vgl. Abbildung 32. Dieser Effekt konnte bereits 1990 von *Gauthier et al.* beobachtet werden, jedoch sind in der Literatur bislang keine alleinigen Betrachtungen zu den vorherrschenden Strömungsvorgängen an der Außenseite des Tauchrohres vorgenommen worden [8]. Diese Lücke soll im folgenden Kapitel 5.2 geschlossen werden, worin mittels stereoskopischer PIV die Strömung am Tauchrohrmantel ohne und mit Absaugung vermessen wird.

Aus den hier ermittelten Verhältnissen lässt sich folglich auch für die verbleibende effektive Abscheideraumlänge $L_{AR_EFF}=L_{AR}-L_{TR}$ (vgl. Abbildung 10) eine Bedingung darstellen, welche für das Erreichen von maximalen Leistungsdaten eingehalten werden soll:

$$0,9 \leq \frac{L_{AR_EFF}}{D_{ZYKLON}} \leq 1,3 \quad (5.1.4)$$

Dieser Größenbereich ist anhand der hier untersuchten Zyklongeometrien abgeleitet, wobei die Abscheideraumlänge des Zyklons mit $L_{AR}/D_{ZYKLON}=2,25$ während den Untersuchungen konstant gehalten wurde.

Die Ergebnisse und deren Schlussfolgerungen dieser Untersuchungen basieren auf 14.112 Geometrievariationen wovon ca. 100 Versuche tatsächlich durchgeführt und mittels modellgestützter Versuchsplanung ausgewertet wurden.

Zur Überprüfung der empirisch ermittelten effektiven Abscheideraumlänge für optimale Leistungsdaten werden im Kapitel 5.8 Untersuchungen zum Abbau der Drallintensität entlang des Abscheideraumes angestellt. Die Ergebnisse aus diesen Untersuchungen bestätigen die Erkenntnis, dass der Abscheideraum möglichst kurz gebaut werden soll.

5.2 PIV-Messung der Rückströmung am Tauchrohr

Der im vorhergehenden Kapitel beschriebene Effekt der Rückströmung im Bereich des Tauchrohres wurde zur genaueren Betrachtung mittels stereoskopischer Particle Image Velocimetry untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sollen aufzeigen, inwiefern die abgesaugte Betriebsweise einen Einfluss auf die Rückströmung hat. Die PIV erlaubt es, den durchleuchteten Bereich in allen drei Strömungskomponenten aufzulösen. Die fluiddynamische Betrachtung dieses Bereiches wurde an einer einzelnen Gleichstromzyklonzelle durchgeführt. Die im Maßstab 1,89:1 vergrößerte Zyclonzelle ermöglicht eine sehr gut reproduzierbare Strömungsprofilmessung im Bereich der Tauchrohrmündung. Der Abscheideraum dieser Zyclonzelle ist als Duran[®]-Glasrohr ausgeführt, was die optische Zugänglichkeit in den zu untersuchenden Messquerschnitt ermöglicht, s. Abbildung 53.

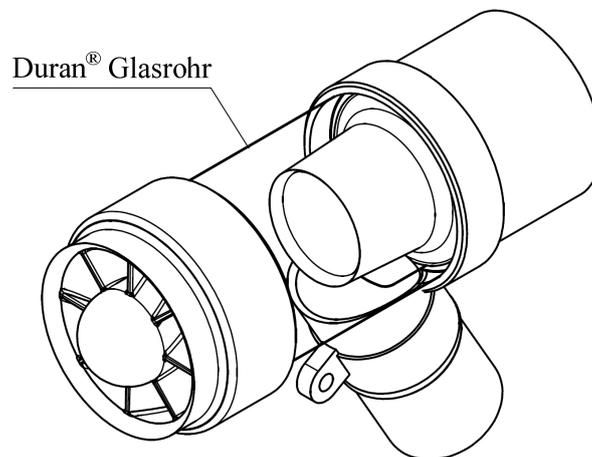


Abbildung 53: Skalierter Prototyp der Zyclonzelle für die stereoskopischen PIV-Untersuchungen

Die Messebene zur Validierung der Rückströmung wurde im ersten Drittel des Tauchrohres mithilfe eines Laserlicht-Schnittes aufgespannt, s. Abbildung 54.

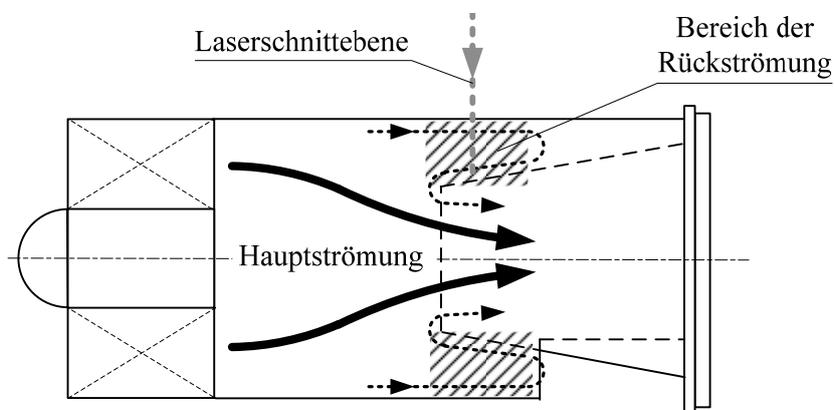


Abbildung 54: Untersucher Bereich der Rückströmung am Tauchrohr

Die PIV-Messung der vorherrschenden Strömung wurde bei zwei Volumenströmen durchgeführt, wobei beide Messungen ein qualitativ sehr ähnliches Ergebnis lieferten, jedoch auf unterschiedlichem Geschwindigkeitsniveau gemäß der Volumenstromveränderung. In Abbildung 55 links sind alle drei Geschwindigkeitskomponenten zwischen dem Abscheideraum und der Tauchrohräußenseite dargestellt. Die rechte Darstellung in Abbildung 55 ist eine vergrößerte Darstellung der Axialgeschwindigkeiten mit und ohne Absaugung im untersuchten Messquerschnitt. Anhand dieser Darstellung ist die vorherrschende Rückströmung sehr deutlich zu erkennen. Der Rückströmungsanteil ist mit Absaugung deutlich geringer ausgeprägt als ohne Absaugung, wodurch die etwas geringere Reingasemission durch Verwendung eines Sekundärluftvolumenstroms erklärt werden kann.

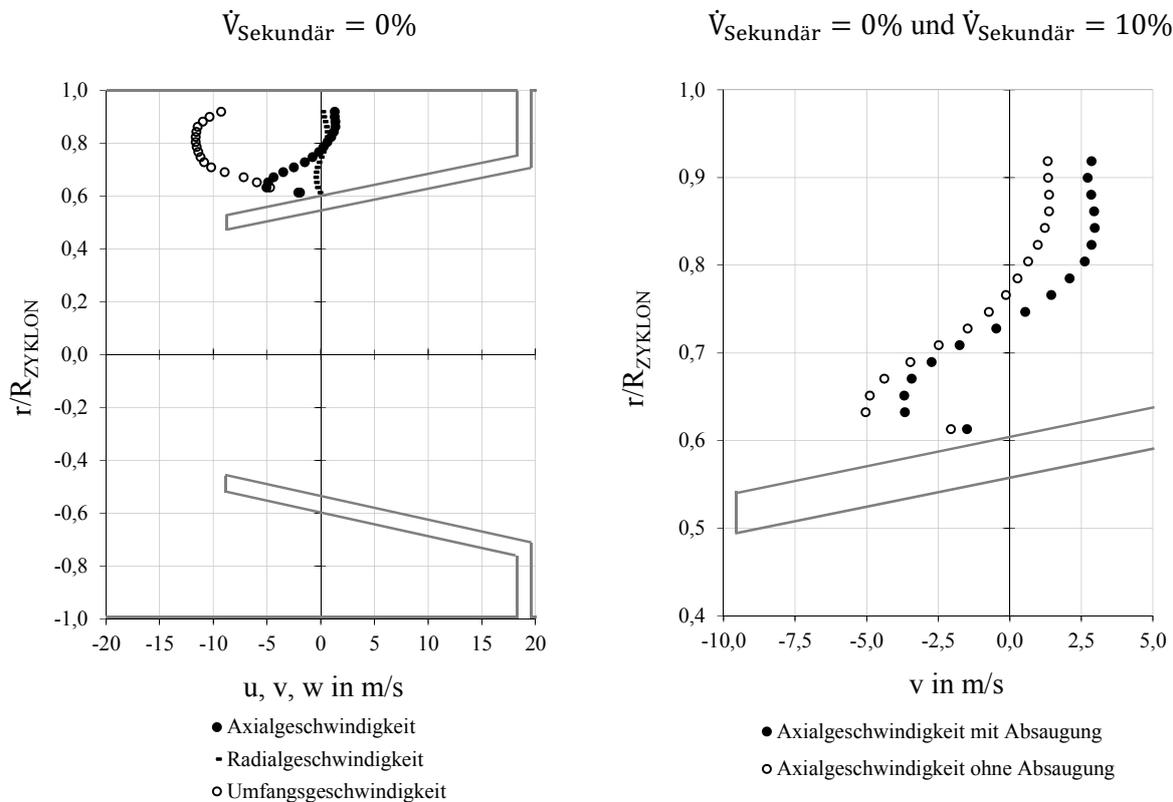


Abbildung 55: Mit PIV gemessene Strömungsgeschwindigkeiten am Tauchrohr (links) und vergrößerte Darstellung der Rückströmung am Tauchrohr mit und ohne Absaugung (rechts) [45]

In Abbildung 55 rechts ist der Einfluss der 10%-igen Absaugung auf die Rückströmung am Tauchrohr sehr deutlich zu erkennen. Die erhöhte Abscheideleistung im abgesaugten Betrieb geht folglich mit einer reduzierten axialen Rückströmung einher. Die Kontinuität des aus- und rückströmenden Volumenstromes ist lokal nicht gegeben, was die Aufintegration der Volumenströme zeigt. Dies ist auf die unsymmetrische Strömung im Abscheideraum zurückzuführen, welche durch das asymmetrische Staubaustragsfenster erklärt werden kann. Diese Feststellung tritt jedoch nur lokal auf, was durch eine Summation der gemittelten Volumenströme rund um das Tauchrohr egalisiert wird.

5.3 Sonderbauformen des Tauchrohres

Als Reaktion auf die gemessene und folglich tatsächlich vorherrschende Rückströmung am Tauchrohr wurden zwei häufig verwendete Sonderbauformen des Tauchrohres hinsichtlich ihrer Wirkungsweise untersucht. Die besondere Formgebung des Tauchrohres verfolgt das Ziel, die Rückströmung, welche zumeist sehr leichte Partikel mit sich führt, zu beeinflussen und in Folge die Emission zu reduzieren. Die zwei patentierten Bauformen in Abbildung 56 finden Anwendung in der Ansaugluftvorreinigung von Hochleistungsaggregaten, wie beispielsweise in Helikoptern oder Kettenfahrzeugen. Diese speziellen Bauformen werden häufig in derartigen Spezialanwendungen verwendet, in welchen der Energieverbrauch und folglich der Druckverlust nicht die limitierende Größe darstellt. Ebenso trägt die geringe Stückzahl von derart verwendeten Bauteilen die Rechnung für den zumeist erhöhten Fertigungsaufwand der Sonderbauformen. Zur schlüssigen Interpretation der Ergebnisse wurde eine konische Grundform des Tauchrohres gefertigt und als referenzierendes Modell gemessen. Aufbauend auf diese Grundform des Tauchrohres wurden die Sonderbauformen I und II gefertigt und analysiert.

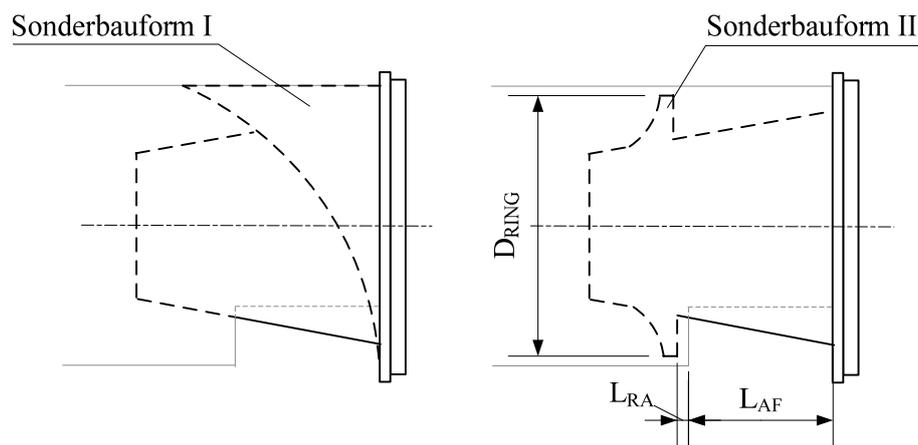


Abbildung 56: Untersuchte Tauchrohr Sonderbauformen I und II nach [48] und [49] an TR-Form K 0,59/1,00

Die Bauform I, welche an das Patent von *Mann+Hummel* angelehnt ist, verfolgt das Ziel, den Staub im Abscheideraum entlang einer Spirale in den Staubaustrag zu führen [48]. Erste Versuche lieferten die Erkenntnis, dass die Spirale nicht richtig positioniert war und somit nicht in den vorherrschenden Strömungswinkel eingegriffen wurde. Eine Drehung der Spirale um $+72^\circ$ führte zu einem deutlich besseren Austrag der Staubpartikel, wobei sich die relative Emission gegenüber dem Referenz-Tauchrohr um ca. 12% verringerte, s. Abbildung 57. Diese Reduktion der Emission kann als Optimierungspotential angesehen werden, jedoch mit dem Nachsatz, dass diese Sonderbauform einer betriebsspezifischen Positionierung bedarf. Anhand der großen Emissionszunahme von 45% der nicht optimal ausgerichteten Spirale lässt sich erklären, dass diese Bauform zwar ihren Zweck erfüllt,

jedoch für variierende Betriebsbedingungen kaum zielführende Abscheideergebnisse liefert. Diese Schlussfolgerung kann anhand der abgesaugten Betriebsweise bestätigt werden. Der Sekundärluftvolumenstrom nimmt einen Einfluss auf das Strömungsverhalten im Abscheideraum und egalisiert die deutliche Emissionsreduktion der Sonderbauform I.

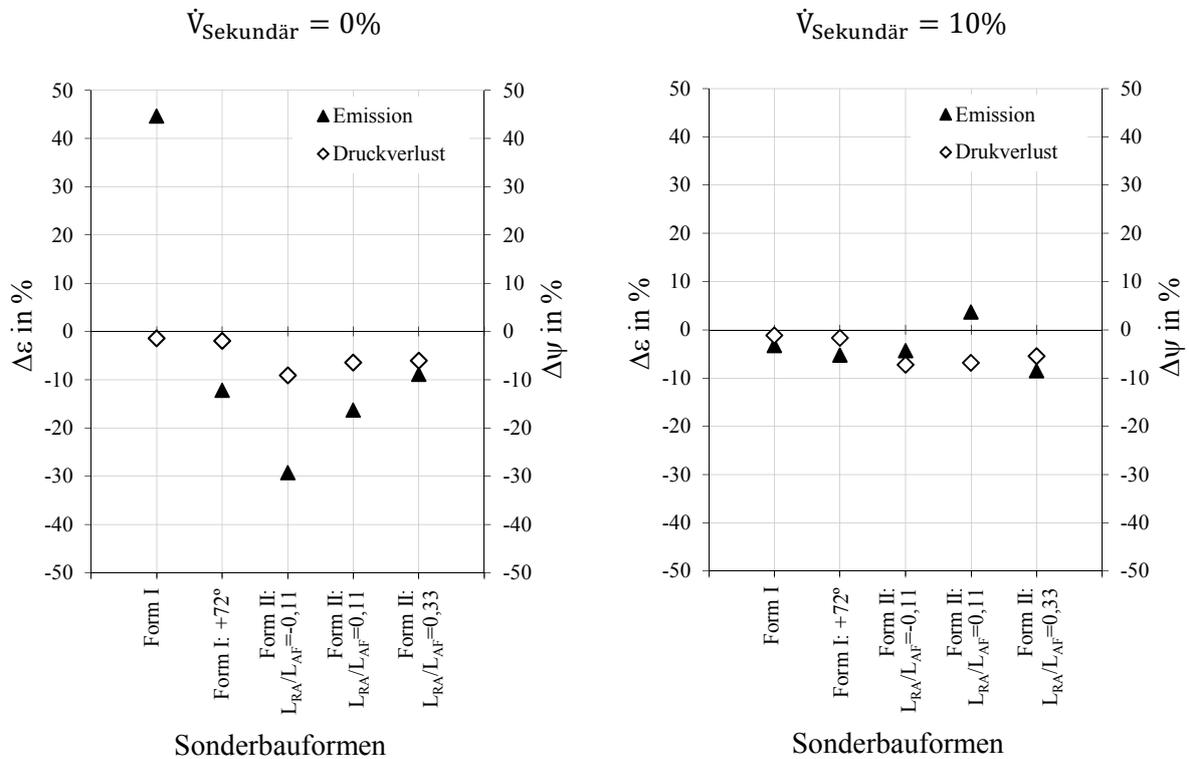


Abbildung 57: Einfluss der Sonderbauformen I und II auf Emission und Druckverlust

Die Bauform II wurde ähnlich dem Patent der *Donaldson Company* gestaltet [49]. Der angenehme Effekt einer reduzierten Rückströmung im Bereich des Tauchrohres erfüllt teilweise die Erwartungen, wobei die Positionierung des Ringes am Tauchrohr den maßgeblichen Einfluss auf die Leistungsdaten darstellt. Wird der Abstand L_{RA} zum Staubaustragsfenster richtig gewählt, so kann die relative Emission im Vergleich zum Tauchrohr ohne Ring um über 30% reduziert werden. Diese deutliche Emissionsreduktion ist vermutlich auf die reduzierte Rückströmung zurückzuführen. Im abgesaugten Betrieb nimmt der Ring am Tauchrohr kaum Einfluss auf die Abscheideergebnisse. In dieser Betriebsweise ist ohnehin eine reduzierte Rückströmung zu erwarten und folglich mit marginaler Änderung der Leistungsdaten zu rechnen. Die Druckverluste von Bauform I als auch von Bauform II unterscheiden sich kaum vom Referenzwert, s. Abbildung 57.

5.4 Tauchrohr-Oberfläche

Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit wurde an der STD-Tauchrohrform untersucht. Für diese phänomenologische Betrachtung blieben alle anderen geometrischen Relationen unangetastet. Die Ergebnisse in Abbildung 58 zeigen, dass die Staubemission und der Druckverlust deutlich auf die Veränderung der Oberflächenqualität reagieren. Eine Vergrößerung der absoluten Rauigkeit, wie es bei dem Werkzeugvorschub von 0,4m/min zu erreichen ist, hat eine nicht unerhebliche Zunahme der Reingasemission zur Folge. Der in Kapitel 4.3.3 beschriebene Effekt der Turbulenzminimierung ist gemäß den Abscheideergebnissen nicht eingetroffen. Diese Annahme wurde für eine reine Gasströmung getroffen und kann bei beladenen Gas-Partikelströmen einen gegenteiligen Effekt bewirken. Die Zunahme der Emission lässt auf eine Zunahme der Turbulenz schließen. Das beladene Gas-Partikel-Gemisch erfährt an der Grenzschicht der rauen Oberfläche des Tauchrohres erhöhte dissipative Effekte. Dies bremst folglich die Drallströmung im Tauchrohrbereich ein, was die Umfangsgeschwindigkeit und ferner die Fliehkräfte auf die Partikel reduziert. Als weitere Folge auf die ungenügend großen Fliehkräfte kann eine Zunahme der Partikelemission beobachtet werden. Eine Reduktion der Oberflächenrauigkeit könnte tendenziell zu geringeren Druckverlusten führen. Die hierfür notwendige Oberflächenbehandlung verursacht in der Herstellung zusätzliche Kosten und steht in keinem Verhältnis zu den erreichbaren Energieeinsparungen. Die abrasive Eigenschaft des abzuscheidenden Partikelkollektives führt ohnehin zur Materialabnahme und folglich zu glatten Oberflächen. Für die weiteren Untersuchungen wurde die Oberflächenqualität unverändert bei einer fertigungstechnischen Vorschubgeschwindigkeit von 0,2m/min festgesetzt.

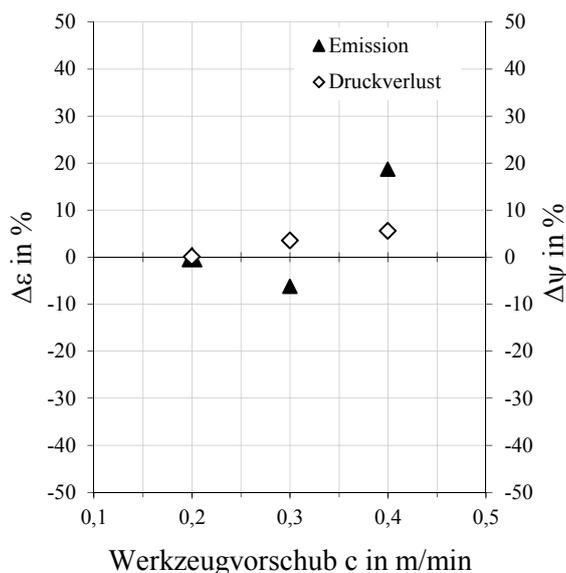


Abbildung 58: Einfluss der Oberflächenqualität auf Emission und Druckverlust für die Tauchrohrform STD

5.5 Staubaustrag

Die Staubaustragsöffnung ist im untersuchten Prototyp als Kreissegment ausgeführt und wird im Folgenden als Staubaustragsfenster bezeichnet. Das Fenster ist durch den Öffnungswinkel β_{AF} und die Fenstertiefe L_{AF} definiert, s. Abbildung 59.

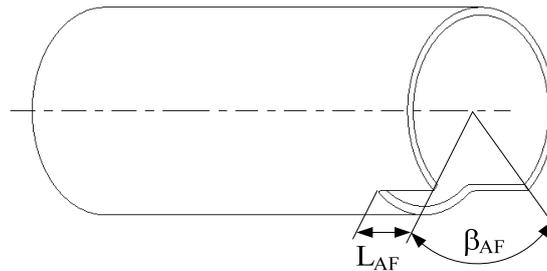


Abbildung 59: Schematische Darstellung der Geometrieparameter am Staubaustragsfenster

Die beiden Geometrieparameter β_{AF} und L_{AF} wurden zusammen mit der teilfaktoriellen Untersuchung des Tauchrohres vorgenommen. In Abbildung 60 ist die relative Veränderung der Emission und des Druckverlustes bezüglich der Geometrie des Staubaustragsfensters dargestellt.

$\dot{V}_{\text{Sekundär}} = 0\%$ mit Tauchrohr K 0,69/1,25

$\dot{V}_{\text{Sekundär}} = 10\%$ mit Tauchrohr K 0,53/1,00

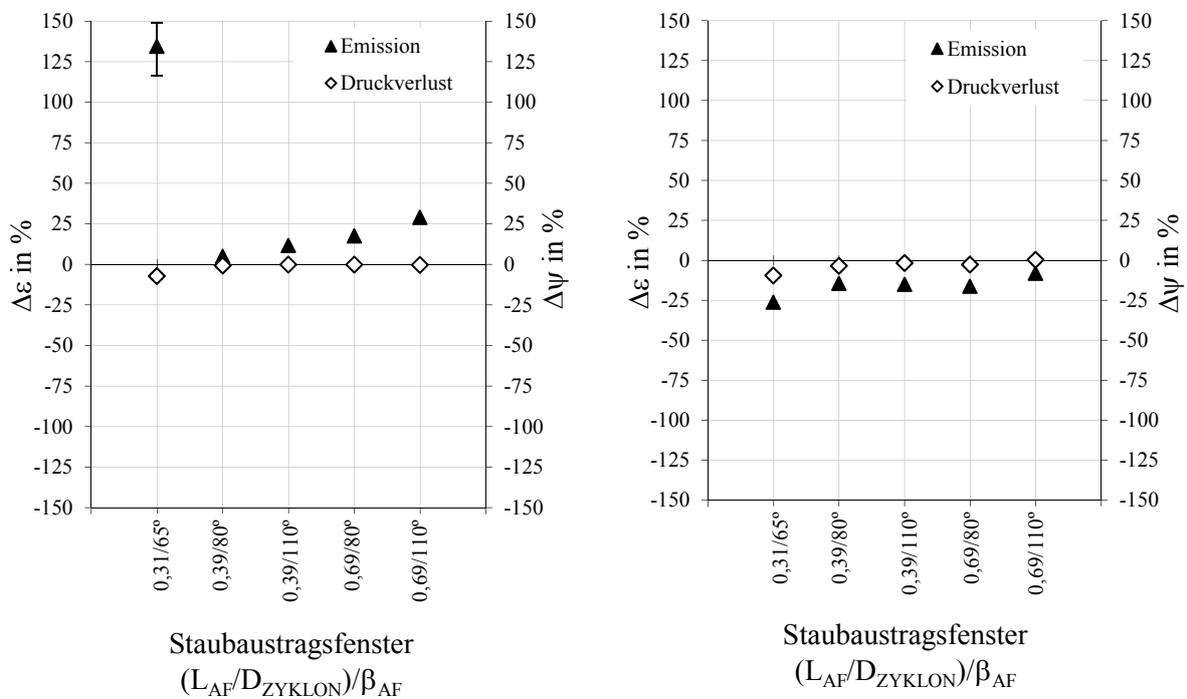


Abbildung 60: Einfluss der Größe des Staubaustragsfensters auf Emission und Druckverlust bei Verwendung unterschiedlicher Tauchrohrgeometrien

Das Staubaustragsfenster nimmt sehr stark Einfluss auf die Emission des Gleichstromzyklons. Im nicht abgesaugten Betrieb nimmt die Emission durch Verkleinerung der Fenstergröße kontinuierlich ab, wobei der Druckverlust unverändert bleibt. Unterschreitet das Staubaustragsfenster eine kritische Größe der Öffnungsfläche, so tritt ein Verstopfen des Fensters (=Partikelaustrag) auf. Abgeschiedene - und davon vorwiegend submikrone - Partikel laden sich auf ihrem Weg in Richtung Staubaustrag elektrostatisch auf und können am Staubaustrag anhaften. Bei genügend großer Versuchszeit bilden die anhaftenden Partikel Brücken und verschließen einen Großteil des Staubaustragsfensters mit Staubanhäufungen. Während des Staubversuches sind diese Effekte nur sehr schwer visuell zu verfolgen, jedoch zeigen Langzeitversuche eine deutliche Verstopfung des Staubaustrages, was sich folglich in einer sehr großen Streuung der Wiederholungsversuche widerspiegelt. Für den nicht-abgesaugten Betrieb lässt sich diese „Verstopfungsgrenze“ hinsichtlich der Geometrie des Staubaustragsfensters sehr deutlich feststellen. Diese Größenordnung hat ihre Gültigkeit jedoch nur für die in dieser Untersuchung verwendeten Betriebsbedingungen. Eine Veränderung des Teststaubes bzw. der Materialien des untersuchten Prototypen sowie Veränderungen der Betriebs- und Laborbedingungen würden wahrscheinlich zu anderen Verstopfungsgrenzen führen. Es darf somit festgehalten werden, dass das Phänomen der Verstopfung bei Gleichstromzyklonen in nicht-abgesaugter Betriebsweise auftreten kann, und bei der Konstruktion zu berücksichtigen ist. Eine allgemein gültige Definition der kritischen Fenstergröße ist von sehr vielen Einflussfaktoren abhängig und kann aus diesen Untersuchungen nicht abgeleitet werden.

Beim Betrieb mit Absaugung kann postuliert werden, dass die Austrittsfläche ($\beta_{AF} \times L_{AF}$) sehr klein gewählt werden kann, s. Abbildung 60. Anhand der Ergebnisse ist ersichtlich, dass die Verkleinerung der Staubaustragsöffnung das Minimum bezüglich der Partikelemission noch nicht überschritten hat. Eine Verkleinerung der Austrittsfläche führt implizit zu einer größeren Absauggeschwindigkeit am Staubaustrag, was sich in einer Emissionsreduktion abbilden lässt.

Im Gegensatz dazu sind in der nicht-abgesaugten Betriebsweise die Emission und ferner die Erkenntnis der Verstopfung nicht alleine von der Fenstergröße abhängig. Die Staubaustragszone wird auch von den Tauchrohrdimensionen beeinflusst. Der Wandbereich des Abscheideraumes und das Diffusor-ähnliche Tauchrohr führen zu einer konvergierenden Strömung in Richtung Staubaustrag, s. Abbildung 61. Die Verjüngung dieser Querschnittsfläche kann durch unterschiedliche Tauchrohrdimensionen verändert werden. Somit beeinflusst diesen Bereich neben den Betriebsbedingungen und der Fenstergeometrie auch die Tauchrohrgeometrie. Versuche mit unterschiedlichsten Kombinationen von Tauchrohr- und Staubaustragsdimensionen führen zu der Erkenntnis, dass bei den gewählten Betriebsbedingungen eine kritische Spalthöhe H_{SPALT} zwischen Tauchrohr und Abscheideraum abzuleiten ist.

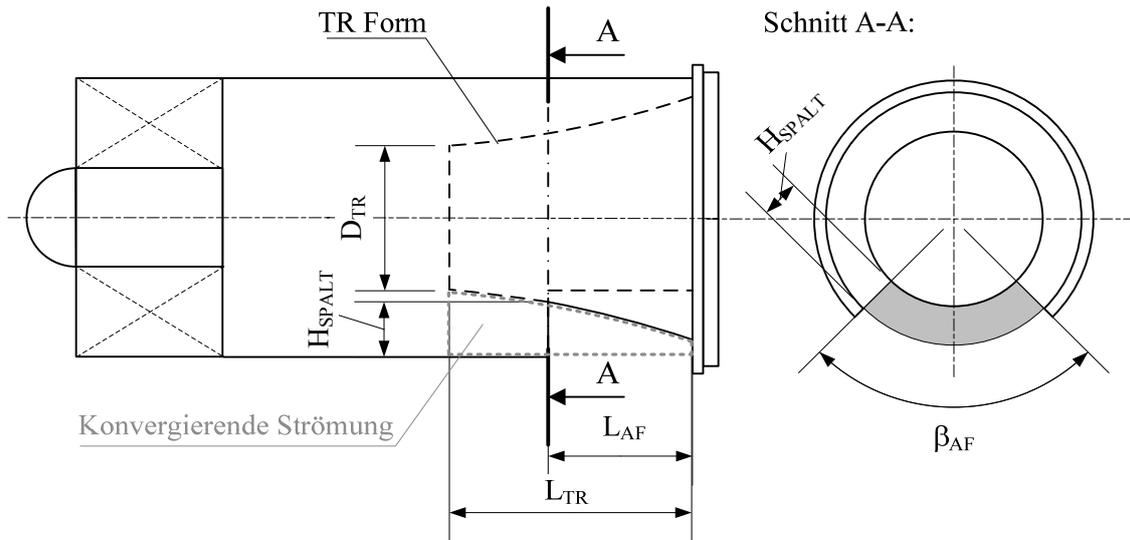


Abbildung 61: Darstellung der kritischen Spalthöhe H_{SPALT} über dem Staubaustragsfenster

In Abbildung 62 sind einige Versuchsergebnisse mit unterschiedlichsten Tauchrohr- und Fensterkombinationen dargestellt. Bei der Größenordnung des untersuchten Gleichstromzyklons und den normierten Betriebsbedingungen lässt sich eine kritische Spalthöhe zwischen Tauchrohr und Abscheideraum im Bereich um 3,0mm feststellen. Mittels Wiederholungsversuchen kann die tolerierbare Standardabweichung gemäß ISO 5011 bei einer kleineren Spalthöhe nicht erfüllt werden.

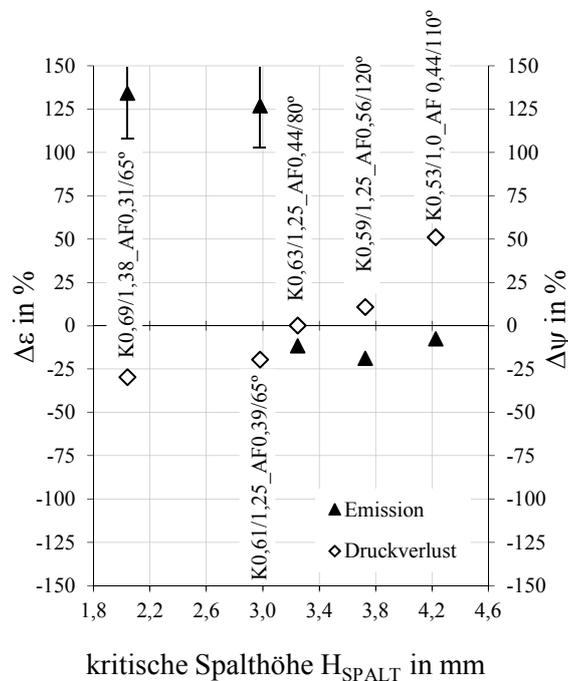


Abbildung 62: Einfluss der Spalthöhe auf Emission und Druckverlust bei unterschiedlichen Kombinationen von Tauchrohr und Austragsfenster

Die Kernaussage der Ergebnisse aus Abbildung 62 stellt die große Partikelemission und die große Streuung bei einer kleinen Spalthöhe dar. Die dargestellte deutliche Änderung des Druckverlustes resultiert aus den unterschiedlichsten Kombinationen der Tauchrohr- und Staubaustragsgeometrie und steht in dieser Darstellung in keinem Zusammenhang mit der entstehenden Spalthöhe.

Die Verstopfung bildet sich folglich neben den gewählten Betriebsbedingungen und Größenordnungen der untersuchten Zyklone, aus einer kritischen Fenstergröße und der kritischen Spalthöhe. Für das Staubaustragsfenster kann ein kritisches Verhältnis zur durchströmten Zyklonfläche postuliert werden, sodass eine sichere Betriebsweise gewährleistet werden kann:

$$\frac{A_{FENSTER}}{A_{ZYKLON}} \geq \frac{L_{AF} \cdot \beta_{AF} \cdot \frac{D_{ZYKLON} \cdot \pi}{180^\circ}}{\frac{D_{ZYKLON}^2 \cdot \pi}{4}} \geq \frac{L_{AF}}{D_{ZYKLON}} \cdot \frac{\beta_{AF}}{90^\circ} \geq 0,25 \quad (5.5.1)$$

Dieses hier angestellte Verhältnis gilt für Zyklone bis zu einem Durchmesser von 50mm. Bei größeren Zyklondurchmessern kann die Fläche des Staubaustragsfensters auch kleiner ausgeführt werden, da das Verstopfen des Staubaustragsfensters keine skalierbare Größe repräsentiert.

Im gegenständlich untersuchten Betriebsfall ohne Absaugung lässt sich ab einer kritische Spalthöhe kleiner gleich 3mm ebenso das Verstopfen des Staubaustrages feststellen, s. Abbildung 62. Diese Verstopfung ist nach der Versuchsdurchführung beim Öffnen der Zyklonzelle deutlich erkennbar. Neben der visuellen Wahrnehmung kann aufgrund der großen Standardabweichung zwischen den Wiederholungsversuchen, auf das unkontrollierte Austragen von Partikeln zurückgeschlossen werden:

$$H_{SPALT} \geq 3,0mm \quad \text{für} \quad \sigma_\eta = \sqrt{\text{Var}(\eta)} \leq \pm 0,15\% \quad (5.5.2)$$

5.6 Ausrichtung der Staubaustragsfenster

Der Staubaustrag der untersuchten Multizyklonblöcke soll sowohl für die abgesaugte als auch für die nicht abgesaugte Betriebsweise uneingeschränkt funktionieren. Aus diesem Grund wird die Position des Staubaustragsfensters für den erschwerten nicht-abgesaugten Anwendungsfall konzipiert, welcher einem selbsttätigen gravimetrischen Austrag der Partikel unterliegt. Die Fenster sind entsprechend der Schwerkraft nach unten hin ausgerichtet, s. Abbildung 63. In der sekundärluftbetriebenen Betriebsweise mit Absaugung erfolgt ohnehin eine zwangsweise Absaugung der Staubpartikel, weswegen diese Austragsform hier nicht untersucht wurde. Der Auswurf von abgeschiedenen Partikeln soll uneingeschränkt störungsfrei ablaufen, sodass keine Beeinträchtigung von benachbarten Zyklonzellen auftritt. Die Kunden von Luftfilterkomponenten sind jedoch an einer sehr kompakten Bauweise interessiert, weswegen die engmaschige Anordnung von Zyklonen in einem Block unabdingbar ist.

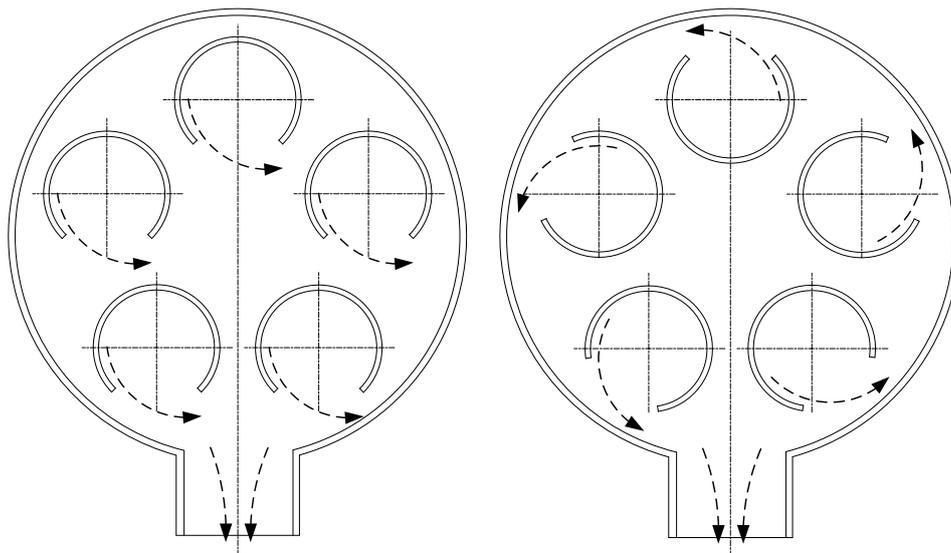


Abbildung 63: Ausrichtung der Staubaustragsfenster an den untersuchten Prototypen (links) und gerichtete Variante der Austragsfenster (rechts)

Mithilfe von CFD-Simulationen wurden die Strömungsgeschwindigkeiten am Staubaustrag und im Staubsammelraum errechnet und folglich ein „Particle Tracking“ in diesem sensiblen Bereich abgeleitet. Die Simulation wurde mit Ansys Fluent (13.0.0) im Modus Steady State 3D-CFD vorgenommen [52]. Der untersuchte Bereich ist mit $2,5 \cdot 10^6$ Zellen vernetzt und bei Umgebungsbedingungen inkompressibel gerechnet. Für das „Tracken“ von Partikeln wurde der d_{50} des Aufgabegutes mit ca. $30 \mu\text{m}$ herangezogen. Aus den Simulationsergebnissen sind insbesondere bei den Zyklonzellen 3, 4 und 5 lange Verweilzeiten bzw. große zurückgelegte Partikelbahnen zu

erkennen. Die gegenseitige Beeinträchtigung und die Wand-nah Ausrichtung des Staubaustrages können zu erhöhtem Wiedereintrag von bereits abgeschiedenen Partikeln in das Reingas führen, s. Abbildung 64.

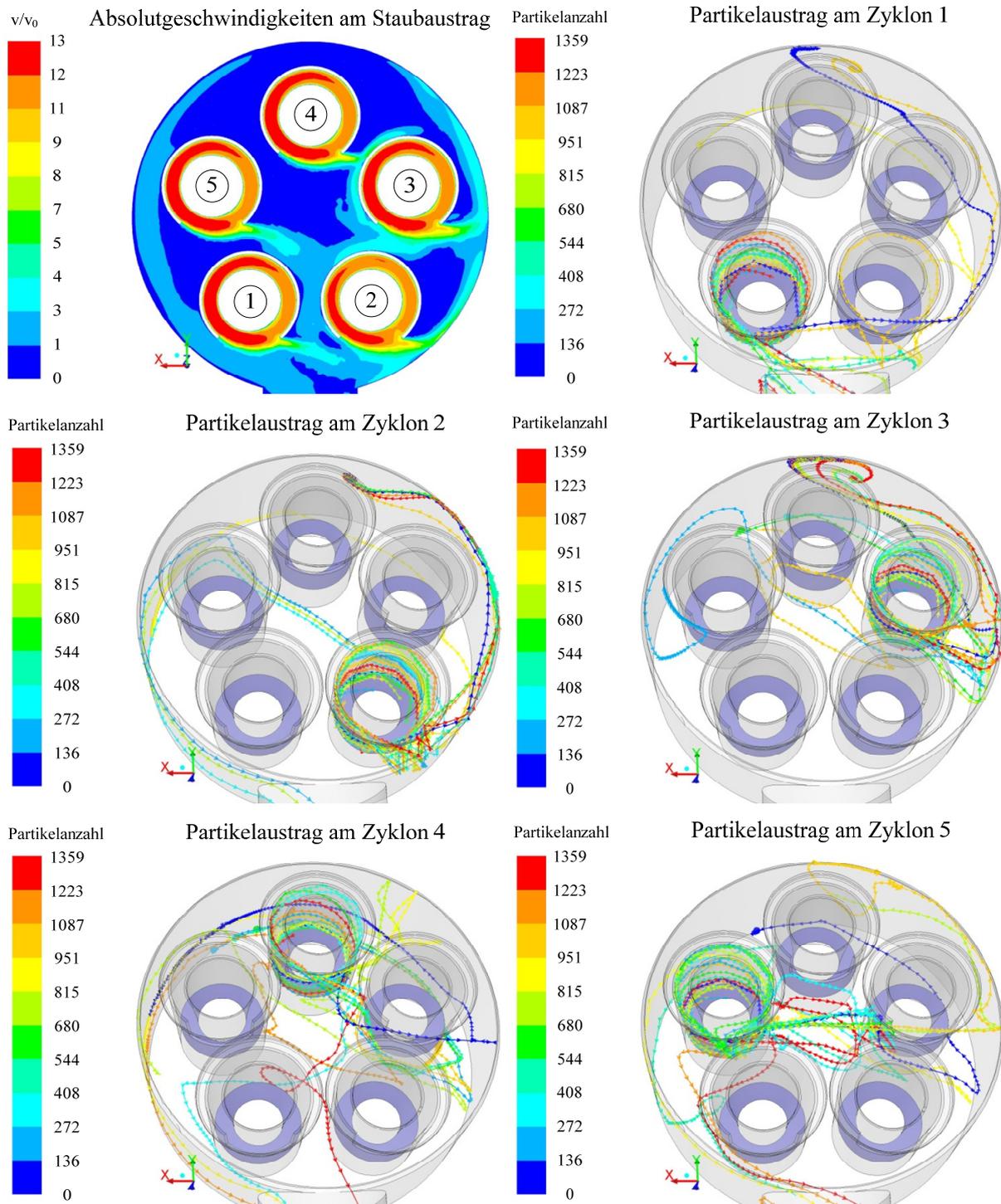


Abbildung 64: CFD-Simulation der Absolutgeschwindigkeit am Staubaustrag und im Staubsammelraum (oben links) und simuliertes Particle Tracking von 30 μ m Partikel [52]

Als auffallende Erkenntnis ist der Austrag von Zyklon 3 zu nennen. Die Simulation zeigt keine Partikelbahn des 30µm Partikelkollektives, welches den Staubsammelraum durch den Stutzen verlässt. Dies lässt die Vermutung zu, dass die Partikel durch den frontalen Austrag hin zur Gehäusewand sich teilweise an der Wand festsetzen bzw. mit der Rückströmung von benachbarten Zyklonzellen in das Reingas mitgerissen werden.

Eine optimierte Ausrichtung der Staubaustragsfenster auf Basis der Simulationsergebnisse lieferte nicht den gewünschten Erfolg, s. Abbildung 65.

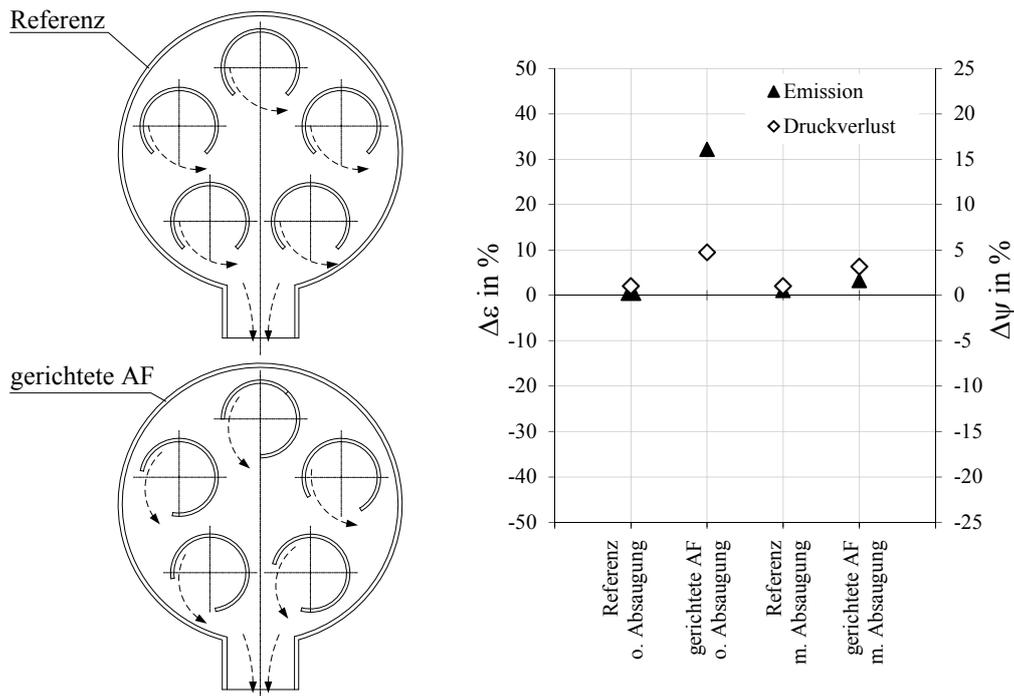


Abbildung 65: Einfluss der Ausrichtung der Staubaustragsfenster (AF) auf Emission und Druckverlust

Der Einfluss des vermeintlich optimal gerichteten Staubaustrages ist in Realität wahrscheinlich deutlich geringer als der Einfluss der Schwerkraft. Die gemäß der Gravitationskraft nach unten gerichteten Staubaustragsfenster resultieren in einer deutlich geringeren Partikelemission.

Eine vertikale Einbaulage des Multizyklonblocks, welche den Partikelaustrag unabhängig von der Schwerkraft realisiert, könnte jedoch den durch die Simulation erwarteten positiven Effekt bestätigen. Die vertikale Einbaulage, welche in Realität an Multizyklonblöcken bei der Vorreinigung der Verbrennungsluft kaum angewendet wird, stellt einen sehr seltenen Anwendungsfall dar und wird in der vorliegenden Untersuchung nicht näher beleuchtet.

5.7 Abscheideraum

In Abhängigkeit des Einsatzbereiches und der Größenordnung von Gleichstromzyklonen sind bedingte geometrische Variationen am Abscheideraum möglich. In der großindustriellen Anwendung werden zylindrische Ausführungen des Abscheideraumes bevorzugt eingesetzt, jedoch ermöglicht die miniaturisierte Bauweise von Zyklonen, welche zumeist im Spritzguss hergestellt werden, vielfältigste Formgebung. In der Serienfertigung erfordert die Entformung des Zyklons aus der Spritzgussmatrize eine minimale Entformungsschräge. Im Allgemeinen wird beim Kunststoffspritzguss eine Entformungsschräge mit einem Öffnungswinkel von $\alpha_{AR} = +0,5^\circ$ angestrebt. Die Untersuchung dieses Bauteils des Gleichstromzyklons basiert auf der Variation des Öffnungswinkels des Abscheideraumes. Abbildung 66 zeigt den Einfluss des konisch geformten Abscheideraumes in Abhängigkeit des Öffnungswinkels im Betrieb ohne und mit Absaugung.

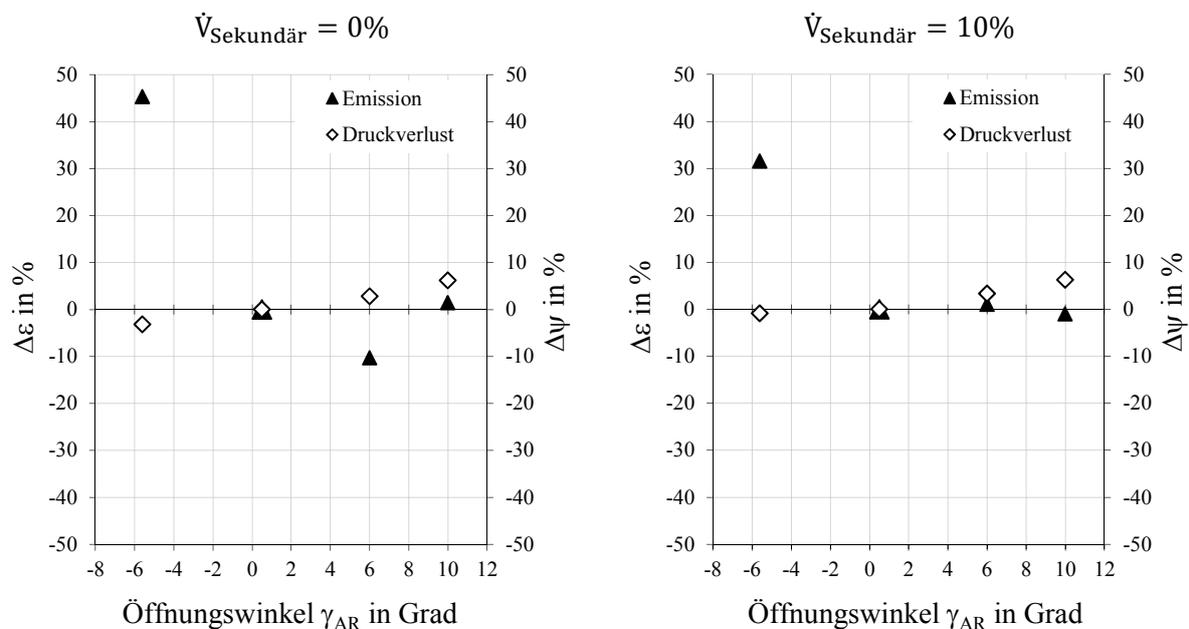


Abbildung 66: Einfluss von des Abscheideraumöffnungswinkels γ_{AR} auf Emission und Druckverlust

Ein konvergierender Abscheideraum ($\gamma_{AR} < 0^\circ$) führt neben einem kleineren kritischen Spaltmaß H_{SPALT} auch zu erhöhter Umfangsgeschwindigkeit. Ebenso erhöhen sich in Richtung Tauchrohrmündung die Axial- und Radialgeschwindigkeit. Die Zunahme der Radialgeschwindigkeit im Bereich des Tauchrohres mit gleichzeitiger Reduktion von H_{SPALT} führt zu einer deutlichen Zunahme der Emission. Die Vergrößerung des Öffnungswinkels $\gamma_{AR} > 0^\circ$ führte im Bereich um $+6^\circ$ zur geringsten Emission von Partikeln. Eine weitere Zunahme von γ_{AR} lässt den Abscheidegrad wiederum einbrechen, was darauf zurückgeführt werden kann, dass das Verhältnis von Radial- zu Umfangsgeschwindigkeit eine

kritische Grenze überschreitet. Dieser kritische Öffnungswinkel kann einerseits auf das Ablösen der Strömung von der Rohrwand aber auch auf einem ausgeprägten Druckgradienten in Richtung Reingas zurückgeführt werden. Erstere Vermutung würde gemäß der Berechnung nach *Sigloch* erst ab einem Öffnungswinkel des Diffusor-ähnlichen Abscheideraumes von ca. 8° eintreten [51]. Zudem drängt die drall-behaftete Strömung die Luftschichten ohnehin gegen die Rohrwand, was ein Ablösen der Strömung vermutlich ausschließt. Durch das Aufweiten des Abscheideraumes kommt es gemäß der Kontinuität zu Veränderungen der Strömungsgeschwindigkeiten. Der öffnende Abscheideraum führt zu einer kontinuierlichen Reduktion der Umfangsgeschwindigkeit, deren äußersten Strömungsschichten die vermeintlich abgetrennten Partikel tragen. Die Abnahme der Umfangsgeschwindigkeit, überlagert mit der erhöhten zu durchlaufenden Reibungsfläche, reduzieren die Fliehkräfte dermaßen, dass die nach innen gerichtete Radialkomponente die noch abzuschneidende Grenzpartikelgröße erhöht. Dieser Effekt resultiert folglich in einer erhöhten Emission von Partikeln im Reingas. Im Betrieb mit 10%-iger Absaugung ist beim konvergierenden Abscheideraum ebenfalls ein Einbruch der Leistungsdaten zu erkennen. Der Einfluss des Öffnungswinkels ist hier - wie auch bei sämtlichen anderen Geometrievariationen im Betrieb mit Absaugung - deutlich weniger stark ausgeprägt. Der Druckverlust bleibt von der Variation des Öffnungswinkels α_{AR} weitestgehend unbeeinflusst.

5.8 PIV-Messung zum Abbau der Drallstärke im Abscheideraum

Teile der hier dargestellten Ergebnisse wurden in begutachteter Form bereits auf der Fachtagung für Laseranemometrie in Ilmenau 2011, in Rostock 2012 und beim Annual Meeting der CFB10 in Sunriver/USA 2011 vorgestellt [53][54][55].

Für die nähere Betrachtung der effektivsten Abscheideraumlänge werden Strömungsprofiluntersuchungen zum Verlauf der kreisenden Strömung in einem Drallrohr unternommen. Rotierende Gasströme werden sehr häufig über die von *Beer* und *Chigier* definierte Drallzahl S charakterisiert, welche eine dimensionslose Größe darstellt [17]. In allgemeiner Betrachtung können verschiedenste Ansätze zur Beschreibung von drallbehafteten Strömungen herangezogen werden. Gemäß *Schlichting* und *Gersten* stellt ein Potentialwirbel die exakte Lösung der Navier-Stokes-Gleichungen für die Strömung um einen rotierenden Kreiszyylinder in ruhender Umgebung dar [56]. Dieses auf Basis der Reibung bedingte Zerfalls-Modell wurde von *Oseen* und *Hamel* bereits im Jahre 1911 beschrieben, und um die Jahrtausendwende von *Wiedemann* bei der Vermessung einer drallbehafteten Brennkammerströmung mittels LDA validiert [14]. Die meisten vorliegenden Literaturquellen zur Beschreibung des Abbaus des Dralls stützen sich auf Simulations- und Messdaten

Der örtliche Zerfall der Drallströmung bedient sich einer Vielzahl an Literatur, wird jedoch ausschließlich für große Lauflängen beschrieben um die Modelle mit ausreichender Sicherheit zu bestätigen. So zeigen *Muramaki et al.* bereits 1976, dass der Verlauf der Drallstärke direkt von der Rohrreibungsbeschaffenheit abhängt [57]. *Kitoh* stellt fest, dass die Abbaurrate des Dralls von der Ausgangsintensität abhängt und sich über die Lauflänge leicht verändert [58]. So leitet er Modelle für verschiedene Drallzahlen her, welche durch *Najafi et al.* numerisch bestätigt werden [59]. *Steenbergen* und *Voskamp* führen intensive Untersuchungen zum Abbau der Drallstärke durch, und listen unter anderem eine Vielzahl an Literatur zu ähnlichen Untersuchungen auf [60]. Auffallend ist, dass sowohl konservative als auch modernste Messverfahren verwendet werden, jedoch kaum Untersuchungen mit PIV vorgenommen wurden. Ihre Untersuchungen bestätigen die Erkenntnis eines exponentiellen Abbaus der Drallstärke S , und adaptieren die Abbaurrate β für hochturbulente Strömungen im Bereich von $Re=50.000$ bis 300.000 , s. Gleichung (5.8.1). Ebenso leiten sie einen Zusammenhang der Abbaurrate β mit dem Wandreibungsbeiwert λ her.

$$S \approx e^{-\beta \cdot \frac{L}{D_{\text{Rohr}}}} \quad (5.8.1)$$

Aufgrund der empirischen Erkenntnis, dass die geringsten Partikelemissionen bei sehr kurzen Abscheideraumlängen erreichbar sind, wird ein Modell zur Vorhersage des Drallabbaus bei sehr kurzen Lauflängen angestrebt. Der Abbau der integralen Drallzahl S nach *Beer* und *Chigier* liefert nach dem Modell von *Steenbergen* und *Voskamp* einen Abbau der Drallzahl zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L \leq 2D_{\text{Rohr}}$ von weniger als 3%, was einen kaum aussagekräftigen Abbau darstellt. Die integrale Drallzahl S wird über den gesamten Rohrquerschnitt errechnet und verändert sich nur gering bei Fluktuationen in den einzelnen Strömungsschichten. Der Einfluss der Wandreibung in den äußersten Strömungsschichten bremst die umlaufende Drallströmung jedoch bereits nach kurzen Lauflängen sehr stark ein, was beim Abscheideprozess mittels Zyklonen die im Randbereich befindliche hochkonzentrierte disperse Gas-Partikelmischung darstellt. Erfährt diese Randzone in Richtung Staubaustrag einen deutlichen Verlust der Umfangsgeschwindigkeit bzw. Drallstärke, so können besonders leichte Partikel in Tauchrohrnähe mit der Radialgeschwindigkeit ins Reingas befördert werden. Für eine selektive Evaluierung der Drallstärke vom Strömungskern bis hin zum Randbereich wird die differentielle Drallzahl s eingeführt. Diese berücksichtigt den Abbau der Drallintensität in differentiell kleinen konzentrischen Strömungsschichten. Das Modell basiert auf Messungen in sehr kurzen Abständen von der Drallerzeugung bis hin zu $L=40D_{\text{Rohr}}$. Der gemessene Zerfall der integralen Drallzahl deckt sich sehr gut mit den Ergebnissen aus der Literatur, weswegen die abgeleitete Gültigkeit der differentiellen Drallzahl s bis hin zu sehr kurzen Lauflängen seine Anwendbarkeit behält. Eine detaillierte Beschreibung der differentiellen Drallzahl s folgt im anschließenden

Kapitel 5.9. Der reibungsbedingte Abbau der Umfangsgeschwindigkeit in den Randbereichen ist bereits nach kurzen Lauflängen sehr deutlich in Abbildung 68 zu erkennen.

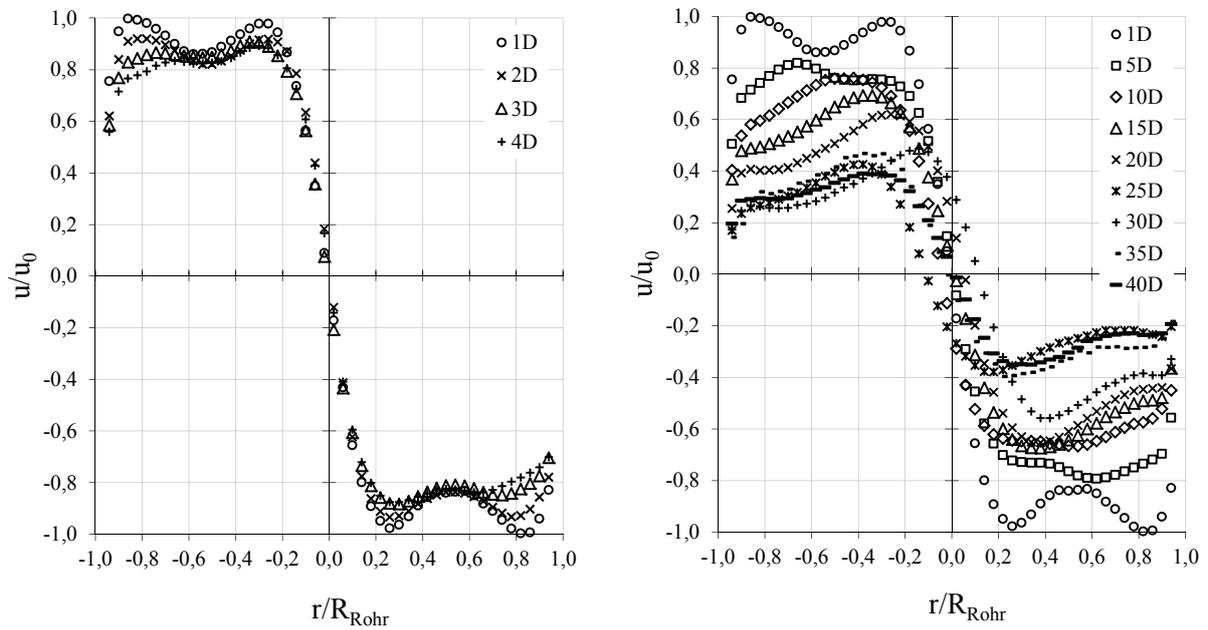


Abbildung 68: Verlauf der Umfangsgeschwindigkeit zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L \leq 40D_{\text{Rohr}}$ [61]

Als besonderes Merkmal ist eine Exzentrizität der Strömung ab $L \geq 20D_{\text{Rohr}}$ zu nennen, welche auch von *Chang et al.* mittels Hitzdrahtanemometrie und durch *Jawareh et al.* mittels numerischer Simulation bestätigt werden konnte [62][63]. Abbildung 69 zeigt die Axialgeschwindigkeiten bei verschiedenen Lauflängen, wobei auch hier die Exzentrizität zu erkennen ist.

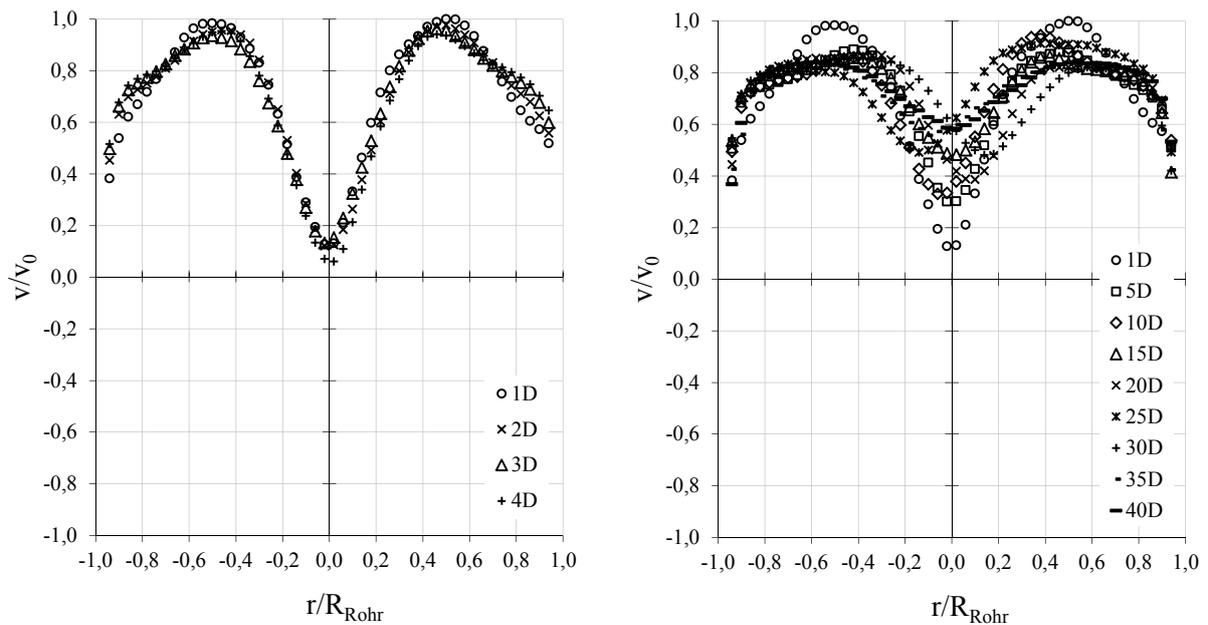


Abbildung 69: Verlauf der Axialgeschwindigkeit zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L \leq 40D_{\text{Rohr}}$ [61]

Die Messungen wurden bei einer Frequenz von 4Hz durchgeführt, wobei 100 Aufnahmen pro Messebene ausgewertet wurden. Dieses Prozedere wurde pro Messebene zweimal wiederholt, woraus folglich der Mittelwert der Vektoren errechnet wurde. Somit kann eine zeitliche Exzentrizität der Strömung ausgeschlossen und als Schlussfolgerung festgehalten werden, dass sich die Exzentrizität als eine stehende Welle im Rohr ausbildet. Die Axialgeschwindigkeitsprofile glätten den toroidalen Verlauf entlang des Rohres, zeigen jedoch auch die Exzentrizität der Strömung ab $L \geq 20D_{\text{Rohr}}$, s. Abbildung 69.

Parallel zu den hier durchgeführten PIV-Messungen wurden von *Bolda* und *Huurdean* CFD-Simulationen zu dem untersuchten Modell vorgenommen [64]. In der Simulation wurde ähnlich dem verwendeten Duran-Glaszylinder, welcher eine maximale Rauigkeit von $k_{\text{max}}=1,5\mu\text{m}$ (=äquivalente Sandrauigkeit) aufweist und folglich als technisch glatt eingereiht werden kann, eine hydraulische glatte Wandbedingung angesetzt. Mit der vorherrschenden Reynoldszahl von $Re=40.000$ und den festgelegten Wandrauigkeiten ergibt sich für die Simulation ein Wandrauigkeitsbeiwert gemäß Nikuradse-Diagramm von $\lambda_{\text{CFD}}=0,023$ [65]. Die Simulationsergebnisse zeigen eine große Übereinstimmung mit den PIV-Messdaten was sich im Verlauf der Drallzahl S über die Lauflänge in Abbildung 70 zeigt.

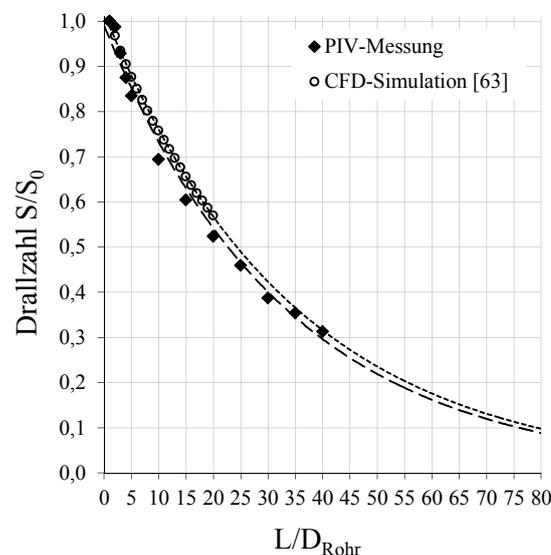


Abbildung 70: Abbau der integralen Drallzahl S über die Lauflänge

Abbildung 70 zeigt den integralen und somit flächigen Abbau der Drallstärke S . Es ist zu erkennen, dass diese Darstellung für sehr kurze Lauflängen ($L/D_{\text{Rohr}} \leq 5$), wie es beispielsweise die Länge des Abscheideraumes in Gleichstromzyklonen darstellt, unzureichend aussagekräftige Ergebnisse liefert. Aufgrund dieser Gegebenheit wird eine inhaltsreiche Beschreibung der Drallstärke nach kurzen Lauflängen angestrebt, welche im anschließenden Kapitel vorgestellt wird.

5.9 Beschreibung der Drallstärke im Abscheideraum mittels differentieller Drallzahl s

Für eine deutlichere Aussagekraft des Verlaufs der Drallintensität im Abscheideraum von Gleichstromzyklonen wird die differentielle Drallzahl s eingeführt. Diese Art zur Beschreibung des Dralls zielt auf eine detaillierte Auswertung der Drallstärke bei sehr kurzen Lauflängen und auf die Quantifizierung der Drallstärke in einzelnen konzentrischen Strömungsschichten ab. Hierzu wird in differentieller Betrachtung der Drehimpuls durch den Axialimpuls dividiert. Analog zur integralen Drallzahl nach *Beer* und *Chigier* wird die differentielle Drallzahl s auf eine charakteristische Länge r_0 bezogen, welche im Abscheideraum von Gleichstromzyklonen $D_{\text{ZYKLON}}/2$ darstellt, s. Gleichung (5.9.1).

$$s = \frac{d\dot{D}}{r_0 \cdot d\dot{I}} \quad (5.9.1)$$

In dieser Form kann der reibungsbedingte Zerfall der Umfangsgeschwindigkeit bereits nach wenigen Lauflängen sehr deutlich gezeigt werden. Die Messungen bilden aufgrund der starken Verzeichnung, bedingt durch den kleinen Krümmungsradius des Glasrohres, nur 95% des Rohrquerschnittes ab, s. Abbildung 71.

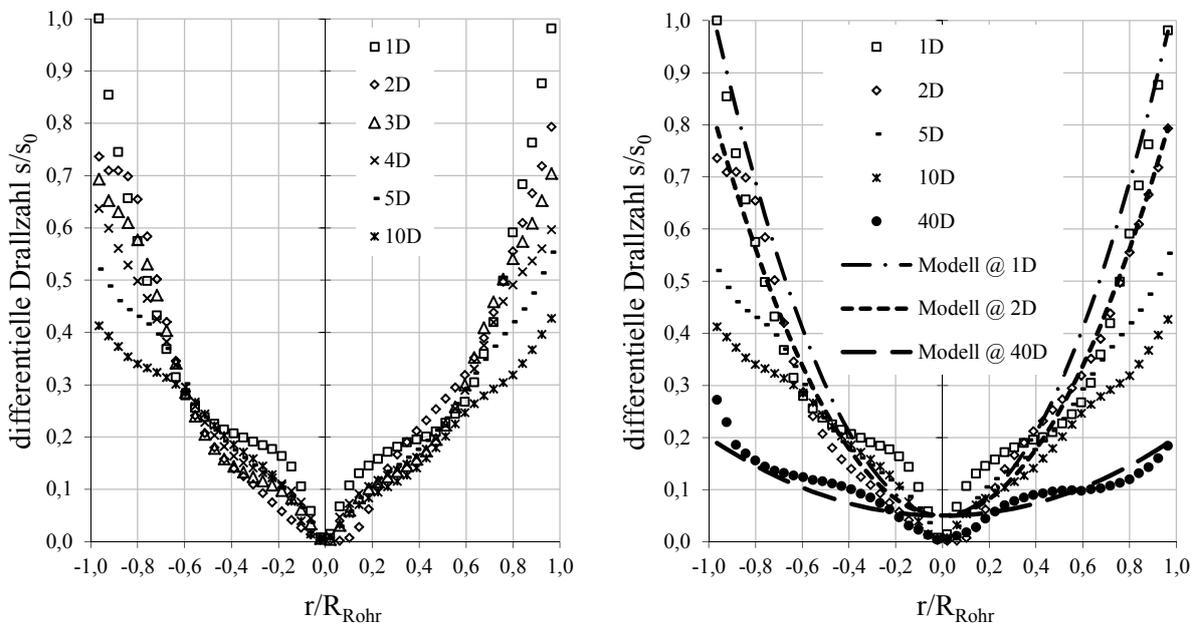


Abbildung 71: Differentieller Abbau der Drallzahl entlang des Rohres mit modelliertem Abbau bei $L=1, 2$ und $40D_{\text{Rohr}}$ (rechts)

In Abbildung 71 kann ein deutlicher Zerfall in den Randzonen innerhalb $0,9 \leq r/R_{\text{Rohr}} \leq 1$ festgestellt werden. In den äußersten Strömungsschichten nimmt die differentielle Drallzahl s zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L \leq 2D_{\text{Rohr}}$ um ca. 20% von ihrer Intensität ab, im Gegensatz dazu verringert sich die integrale Drallzahl in diesem Bereich jedoch nur um ca. 3%, vgl. Abbildung 70 und Abbildung 71. Dies bestätigt die empirische Feststellung, dass der Abscheideraum so kurz wie möglich gestaltet werden soll. Die Darstellung der differentiellen Drallzahl s bis $L=40D_{\text{Rohr}}$ zeigt einen parabelförmigen Abbau, auf Basis dessen ein differentielles Zerfallsmodell angepasst wird, s. Abbildung 71 rechts. Der parabelförmige Abbau der differentiellen Drallstärke kann durch ein Polynom 2. Ordnung angenähert werden, wobei der Ordinatenabstand mit 0,05 festgesetzt wird, s. Gleichung (5.9.2).

$$s(R_{\text{Rohr}}, L) = \alpha(L) \cdot \left(\frac{r}{R_{\text{Rohr}}} \right)^2 + 0,05 \quad (5.9.2)$$

Zur Bestimmung des quadratischen Koeffizienten $\alpha(L)$ wurden die Messungen bei zwei weiteren Volumenströmen durchgeführt. Der qualitative Verlauf der Geschwindigkeiten ist bei \dot{V} , $1,5\dot{V}$ und bei $2\dot{V}$ ident, lediglich auf entsprechend höherem Geschwindigkeitsniveau, wobei bei allen Messebenen nur marginale Veränderungen des Koeffizienten festgestellt wurden. Dies erlaubt die arithmetische Mittelung des Koeffizienten $\alpha(L)$ für die jeweilige Lauflänge und führt zu dem Modell gemäß Gleichung (5.9.3) und Abbildung 72.

$$\alpha(L) = \alpha(D_{\text{Rohr}}) \cdot \left(\frac{L}{D_{\text{Rohr}}} \right)^{-0,5} \quad (5.9.3)$$

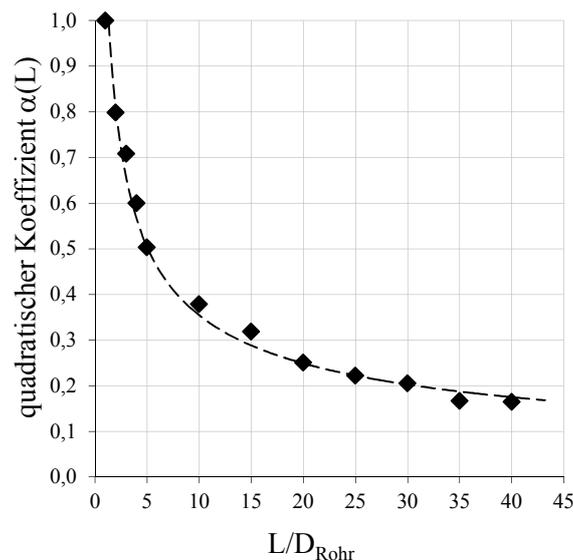


Abbildung 72: Verlauf des quadratischen Koeffizienten $\alpha(L)$ in Abhängigkeit der Lauflänge

Mit diesem Modell zur Bestimmung der differentiellen Drallzahl s kann somit die Annahme bekräftigt werden, dass bei Gleichstromzyklonen die effektivste Partikel Abscheidung mit sehr kurzen Abscheideraumlängen im Bereich zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L_{\text{AR}} \leq 1,5D_{\text{Rohr}}$ erreicht werden kann. Die äußersten Randschichten, in welchen die abzuscheidenden Partikel geführt werden, erleiden nach Lauflängen von $L=5D_{\text{Rohr}}$ bereits eine reibungsbedingte Reduktion der Drallintensität um 50%, vgl. Abbildung 71.

Die Beschreibung der integralen Drallzahl S nach *Beer* und *Chigier* basiert auf einer flächigen Berechnung, was einen merklichen Zerfall der Drallstärke erst bei großen Lauflängen widerspiegelt. Der Verlauf der differentiellen Drallzahl s zeigt jedoch schon nach $L=1D_{\text{Rohr}}$ eine signifikante Veränderung und wird bei großen Lauflängen weniger bedeutend. Gemäß den dissipativen Termen nach Navier-Stokes kann schlussgefolgert werden, dass die integrale Drallzahl S nach *Beer* und *Chigier* den viskosen inneren Reibungseinfluss des Mediums abbildet. Analog hierzu kann postuliert werden, dass die Beschreibung der in dieser Arbeit entwickelten differentiellen Drallzahl s , dem kontinuierlichen Reibungseinfluss der Rohrwandung auf das Medium Rechnung trägt.

5.10 Form der Leitschaufeln

Teile der hier gezeigten Ergebnisse wurden bereits bei der AIChE 2012 in Pittsburgh/USA vorgestellt [66].

Die Leitschaufeln zur Erzeugung der Drallströmung werden in der allgemeinsten Ausführung aus einem kreisbogenförmigen Einlaufsegment und einem tangential angeordneten Schaufelkanal konstruiert. Der kreisbogenförmige Einlauf sorgt für einen sanften Übergang der axial gerichteten Rohrströmung in eine drehende Strömung. Ein großer Radius des Einlaufsegmentes ist zwar fertigungstechnisch schwer zu realisieren, führt jedoch zu einer Überlagerung der axialen und tangentialen Strömungsgeschwindigkeiten mit dem geringsten Strömungsabriss im Kanal. Diese Ausführung, im Folgenden als „Standard“ bezeichnet, führt zu sehr geringen örtlichen Druckverlusten. Ein großer Radius des Einlaufsegmentes weist jedoch einen erheblichen kontinuierlichen Druckverlust auf, welcher aus der großen Lauflänge resultiert. Ein optimaler Kompromiss aus der Länge der Leitschaufeln und der Strömungsumlenkung liefert somit die effizienteste Erzeugung einer Drallströmung, wobei diese nicht zwangsweise die beste Partikelbeschleunigung und ferner Partikelabscheidung beschreibt. Die Schaufelform „Standard gekürzter Einlauf“ soll Aufschluss über die optimale Gestaltung des Einlaufsegmentes liefern. Sehr häufig werden, aufgrund der einfachen Konstruktion und Fertigungsmöglichkeit, auch Schaufelsegmente ohne Einlauf entworfen. Diese sind in der Herstellung zumeist mit sehr geringen Kosten verbunden, erzeugen jedoch bei Durchströmung große Turbulenzen beim Einlauf, welche sich in hohen Druckverlusten widerspiegeln. Eine Anlehnung an diese Schaufelgeometrie stellt die Form I dar, worin der kreisbogenförmige Einlauf fehlt. Die großen Turbulenzen am scharfkantigen Einlauf resultieren aus der Einzwängung der Rohrströmung in den Schaufelkanal, wie es bei der Standard Schaufelform vermieden werden soll, s. Abbildung 73.

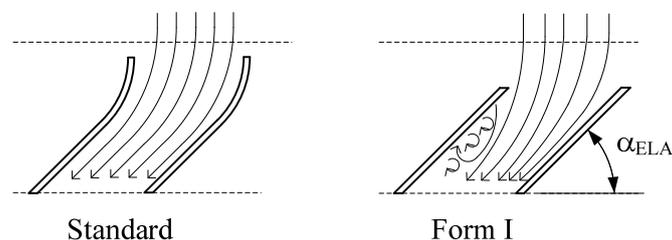


Abbildung 73: Schematische Darstellung der Strömungsvorgänge im Schaufelkanal

Die Form I zwingt die Strömung abrupt in den im Winkel α_{ELA} zur Achse geneigten Schaufelkanal. Die Stromlinien können dieser scharfen Umlenkung nicht folgen und lösen an der Unterdruckseite ab.

Die direkt angeströmte Druckseite des Schaufelkanals führt den Fluidstrom in die vorgegebene Strömungsrichtung über. Die an der Unterdruckseite auftretenden Turbulenzen verkleinern implizit den durchströmten Querschnitt des Schaufelkanals, was zwangsweise zu einem Anstieg der Absolutgeschwindigkeit führt. Dieser Effekt ist maßgeblich für den erhöhten Druckverlust verantwortlich, und führt aufgrund der erhöhten Geschwindigkeit zu höheren Zentrifugalbeschleunigungen und ferner zu besserer Partikelabscheidung, s. Abbildung 74.

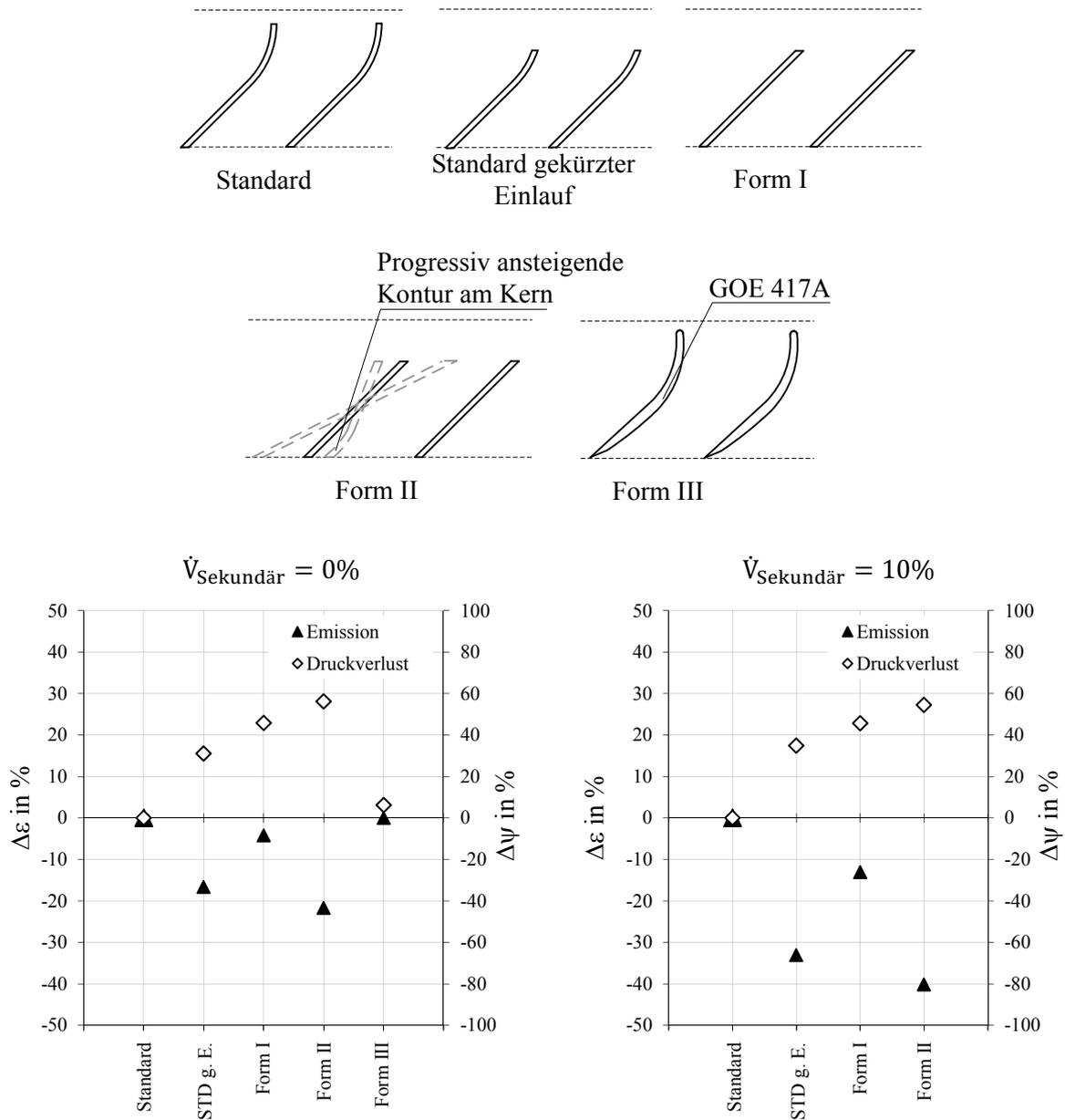


Abbildung 74: Einfluss der Schaufelform auf Emission und Druckverlust

Für jene – insbesondere feine Partikel – welche im Leitapparat ungenügend große Beschleunigungen zur Abscheidung erfahren, wird die Form II entwickelt. Diese Form verfolgt das Ziel, die im Kern befindlichen Partikel mit einem zusätzlichen Impuls in Wandungsnähe zu bringen. Dieser Impuls wird durch die progressive Anstellung der Schaufel an der Kernkontur verursacht. Der positive Effekt stellt sich erwartungsgemäß ein, wird aber von einem zusätzlichen Druckverlust begleitet. Als maßgeblichen Nachteil ist bei der Form II der erhebliche Mehraufwand in der Konstruktion und in der Fertigung zu nennen. Die für die Serienproduktion gewünschte Hinterschnitt-freie Spritzgussform kann in dieser Bauweise nicht gewährleistet werden. Der progressive Anstieg der inneren Schaufelkontur führt zwangsweise zu einer Überdeckung der Schaufeln, was im Spritzgussverfahren nur sehr aufwändig mit sich drehenden Kernen hergestellt werden kann. In einer Einzelanfertigung bietet die Form II großes Potential hinsichtlich der effizienten Abscheidung von Partikeln aus Gasströmen.

Die Schaufelform „Standard gekürzter Einlauf“, die „Form I“ und die „Form II“ führen zu einer deutlichen Reduktion der Partikelemission gepaart mit erhöhtem Druckverlust. Die Strömungsmechanik erfuhr insbesondere durch die Luftfahrttechnik fortlaufende Adaptionen und Berechnungsmodelle zu Optimierungsvorgängen. Die Umströmung von Tragflächenprofilen bietet ein sehr breites Spektrum von Einsatzmöglichkeiten, in denen höchste Auftriebszahlen gepaart mit geringsten Widerstandsbeiwerten Anwendung finden. Vor diesem Hintergrund wurde eine Recherche nach optimalen Flügelprofilen angestellt, welche bei möglichst großer Anstellung geringste Strömungsablösung aufweisen. Das Göttingen-Profil GOE 417A ähnelt einer gewölbten Platte mit annähernd konstantem Profilquerschnitt, was in einer potentiellen Schaufelform eingebracht werden kann.

Wie anhand der Ergebnisse aus Abbildung 74 deutlich hervorgeht, zeigt sich, dass die Schaufeln ohne bzw. mit gekürztem Einlauf die geringste Partikelemission ermöglichen. Diese Feststellung ist vermutlich auf die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit zurückzuführen, was auch den erhöhten Druckverlust verursacht. Im folgenden Kapitel werden die Strömungsvorgänge im Schaufelkanal anhand von CFD-Simulationen näher betrachtet, was die hier getätigte Annahme festigen soll. Der erhöhte Druckverlust konnte durch die Form III (GOE 417A) reduziert werden, jedoch blieb die Partikelemission unverändert. Die Tendenzen der einzelnen Schaufelformen lassen sich sowohl im nicht- als auch im abgesaugten Betrieb eindeutig feststellen. Die Form III wurde aufgrund der mangelnden Emissionsreduktion nur im Betrieb ohne Absaugung untersucht.

Aufgrund der Tatsache, dass die Schaufeln ohne bzw. mit gekürztem Einlauf die beste Abscheideeffizienz erreichen, wird eine weitere Form untersucht, welche diesen Vorteil mit einem geringen Druckverlust vereint. Zu Beginn dieses Kapitels wurde bereits die Sinnhaftigkeit eines

kreisbogenförmigen Einlaufs erläutert, sodass eine hybride Schaufelform bestehend aus der Form „Standard“ und „Standard gekürzter Einlauf“ konstruiert und untersucht wurde. Erklärtes Ziel dieser Form ist eine unterdruckseitige Ablösung der Strömung gepaart mit einer führenden Funktion der druckseitigen Schaufel, s. Abbildung 75.

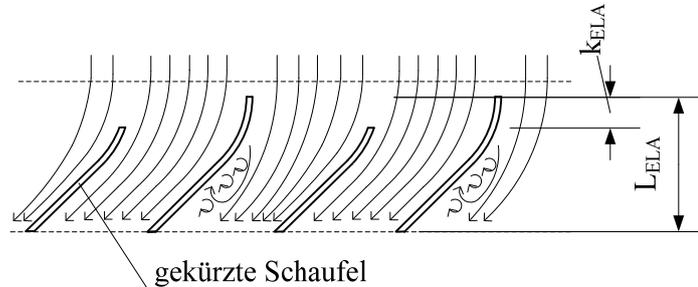


Abbildung 75: Hybride Schaufelform aus Standard und Standard mit gekürztem Einlauf

Durch diese geometrische Maßnahme soll erreicht werden, dass die Durchströmungsgeschwindigkeit in jedem zweiten Kanal erhöht auftritt und folglich eine höhere Abscheideleistung erzielt wird. Die ungekürzte Schaufel sorgt für einen geführten homogenen Übergang des Gases in den Schaufelkanal, was den Druckverlust auf akzeptablem Niveau halten soll.

$$\dot{V}_{\text{Sekundär}} = 0\%$$

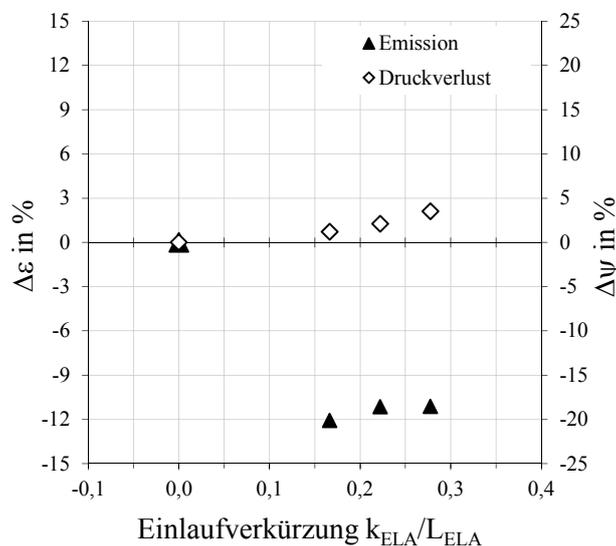


Abbildung 76: Einfluss der Verkürzung des Einlaufs ($\dot{u} \neq \text{konst.}$) auf Emission und Druckverlust

Abbildung 76 zeigt den erwarteten Einfluss des wechselseitigen Kürzens des Einlaufs auf die relative Veränderung der Emission und des Druckverlustes. Der durch das Kürzen implizit verengte Schaufelkanal lässt die Abscheidung der Partikel signifikant ansteigen. Eine weitere Zunahme von

k_{ELA}/L_{ELA} kann dazu führen, dass die Überdeckung eine kritische Grenze erreicht. Als Folge können Partikel den Leitapparat ohne eine wesentliche Änderung ihrer Flugbahn passieren. Dies führt dazu, dass besonders schwere Partikel, welche hauptsächlich durch ihre Trägheit beeinflusst sind, direkt ins Reingas gelangen und so die Partikelemission erhöhen. Die hybride Schaufelform erfüllt die erwartete Tendenz auch hinsichtlich des Druckverlustes. Die relative Veränderung von $\Delta\psi$ - verglichen mit der Standardform der Leitschaufeln - ist marginal und bewegt sich zwischen 2-4%.

Die in obiger Abbildung dargestellten Ergebnisse wurden durch sukzessives Kürzen des Einlaufs an den untersuchten Prototypen empirisch erhoben. Durch dieses schrittweise Kürzen wurde die Überdeckung \ddot{u} zwangsläufig größer. Um dem beschriebenen Effekt, der geradlinigen Durchströmung von schweren Partikeln, entgegenwirken zu können, muss die aufgrund der Verkürzung des Einlaufs entstehende größere Überdeckung ausgeglichen werden. Hierfür kann jede zweite - respektive die ungekürzte - Schaufel verlängert werden, sodass die konstante Überdeckung \ddot{u} wieder hergestellt wird, s. Abbildung 77.

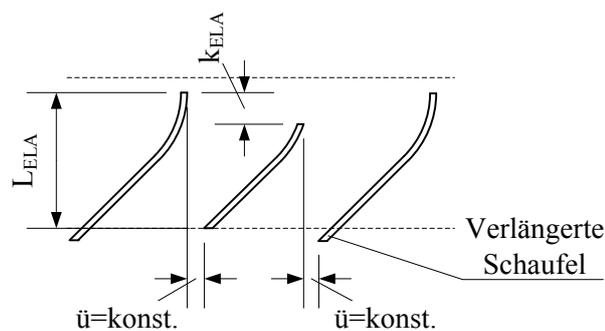


Abbildung 77: Verlängerung der ungekürzten Schaufel für konstante Überdeckung \ddot{u}

Als Reaktion auf die wesentliche Verbesserung der Abscheideleistung durch die progressive Schaufelkontur der Form II (vgl. Abbildung 74) wurde ein weiterer Geometrieparameter an der Schaufel untersucht. Die Schaufel-Spreizung, welche die Verschränkung der Schaufelblätter zwischen Kern- und Mantelkontur darstellt, kommt der geometrischen Eigenheit von Form II sehr nahe. Die Spreizung ist grundsätzlich durch die geometrische Bedingung - der rechtwinkligen Anordnung der schaufelerzeugenden Linie am Kernmantel - bestimmt. Wird eine größere Spreizung als die sich geometrisch ergebende erzwungen, so weicht man von vorhin genannter Bedingung ab. Dies resultiert in einem etwas größeren konstruktiven Aufwand, kann jedoch in der Fertigung sehr einfach realisiert werden. Der durch die Form II verursachte zusätzliche Impuls soll durch eine Veränderung der Spreizung erreicht werden. Die durch die Geometriedefinition einer Wendel eindeutig bestimmbare Spreizung der Schaufeln, wird im Folgenden als $\Delta\alpha_{Wendel}$ bezeichnet. Die untersuchten, von der Wendelform abweichenden Spreizungen, werden als $\Delta\alpha$ bezeichnet, wie in Abbildung 78 dargestellt.

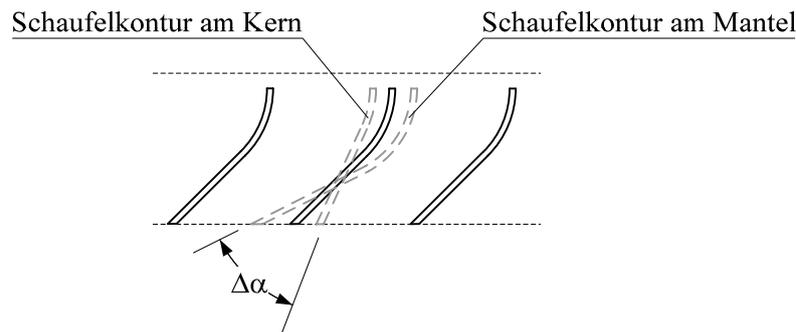


Abbildung 78: Erzwungene Schaufelspreizung $\Delta\alpha$ am Schaufelkanal

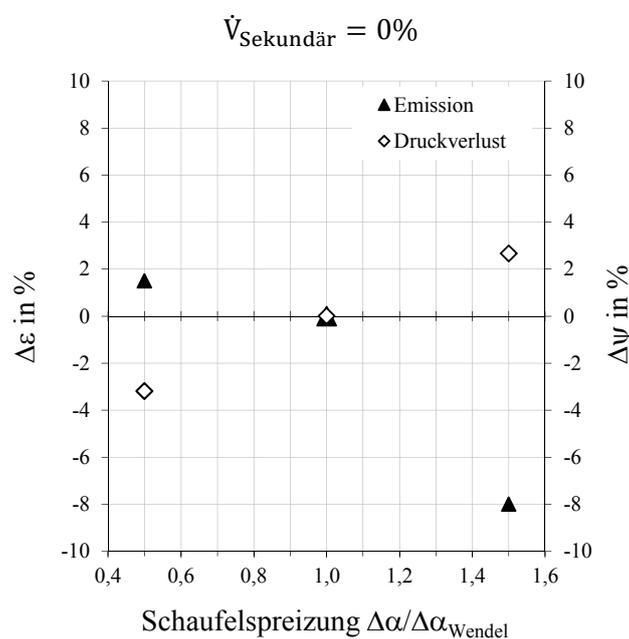


Abbildung 79: Einfluss der Spreizung auf Emission und Druckverlust

Abbildung 79 zeigt, dass die Schaufelspreizung die Abscheidung von Partikeln positiv beeinflusst. Eine deutlich vergrößerte Spreizung als die sich natürlich ergebende senkt die Partikelemission bei marginaler Zunahme des Druckverlustes. Der Trend der Ergebnisse könnte erwartungsgemäß auf eine weitere Abnahme der Partikelemission durch eine weitere Zunahme der Spreizung schließen. Konstruktiv ergeben sich durch eine noch stärkere Spreizung sehr eigenartig erzwungene Schaufelformen, welche in weiterer Folge nicht negativ überdeckt sind. Dies führt zu Schaufelformen, welche nicht mehr Hinterschnitt-freie Konstruktionen ergeben.

Der durch die vergrößerte Spreizung verursachte zusätzliche Impuls im Schaufelkanal führt zu additiven Beschleunigungen auf das Partikelkollektiv. Diese erhöhte Beschleunigung und ferner die relative Abnahme der Partikelemission, verändert sich in ca. 3-fachem Ausmaß zur relativen

Veränderung des Druckverlustes. Eine Verkleinerung der Spreizung $\Delta\alpha_{ELA}/\Delta\alpha_{Wendel}<1$, als die sich natürlich ergebende, verringert den Druckverlust bei gleichzeitiger Zunahme der Partikelemission. Bei dieser Form der Schaufelgestaltung wird der Anstellwinkel am Mantel steiler und am Kern flacher. Die flachere Schaufelanstellung am Kern (α_1) erzeugt eine vergrößerte Umfangsgeschwindigkeit und resultiert in einem Druckgradienten in Richtung Zyklonmantel, an welchem aufgrund der steileren Schaufelanstellung eine geringere Umfangsgeschwindigkeit vorliegt. Der entstehende Impuls in Richtung Zyklonaußenwand wird durch die lokal niedrigere Umfangsgeschwindigkeit am Umfang nicht positiv überlagert. Daraus lässt sich schließen, dass Partikel in der Nähe des Kerns eine radiale Beschleunigung aus dem Zentrum erfahren, jedoch durch die niedrigere Umfangsgeschwindigkeit im Wandbereich des Abscheideraumes nicht gänzlich abgeschieden werden können. Für eine Steigerung der Partikel-Abscheide-Effizienz bei geringster Erhöhung des Druckverlustes kann somit folgende erzwungene Spreizung der Schaufeln vorgeschlagen werden:

$$1,0 \leq \frac{\Delta\alpha}{\Delta\alpha_{Wendel}} \leq 1,5 \quad (5.10.1)$$

5.11 CFD-Untersuchung zur Form der Leitschaufeln

Die empirisch erhobenen Erkenntnisse führen zu einer Kombination aus der Form „Standard“ und der Form „Standard gekürzter Einlauf“. Die Annahme, dass an einem Leitapparat ohne Einlauf die starke Strömungsablösung zu einer Abnahme der reell durchströmten Querschnittsfläche und somit zu einer höheren Absolutgeschwindigkeit in der Zelle führt, konnte mit einer CFD-Simulation bestätigt werden [67]. Abbildung 80 und Abbildung 81 zeigen die Absolutgeschwindigkeit und die statische Druckverteilung in einem ebenen Schaufelgitter des untersuchten Leitapparates (ELA).

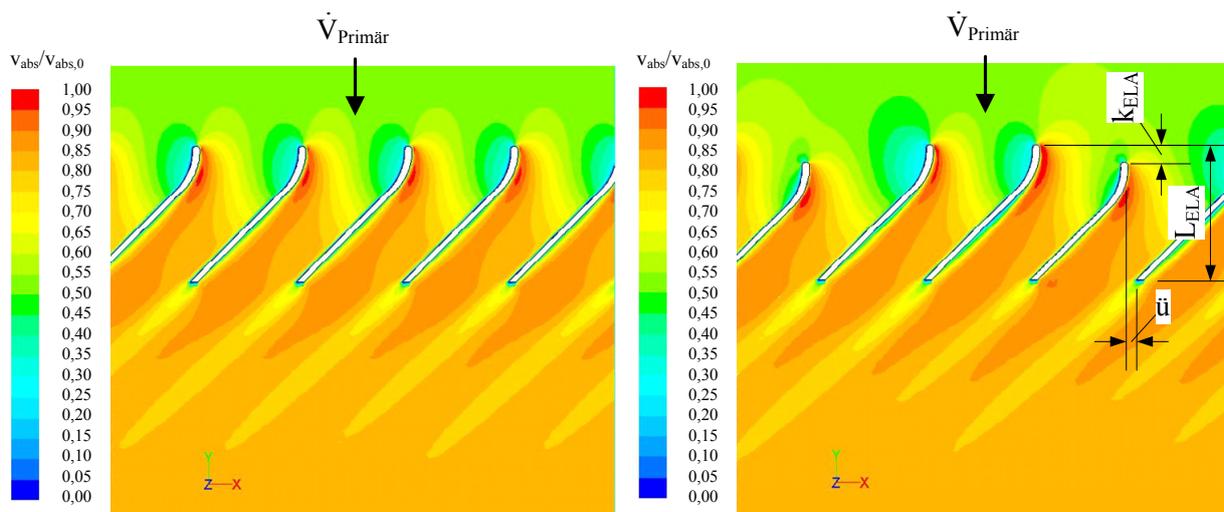


Abbildung 80: Absolutgeschwindigkeit im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,13$) ebenen Schaufelgitter [67]

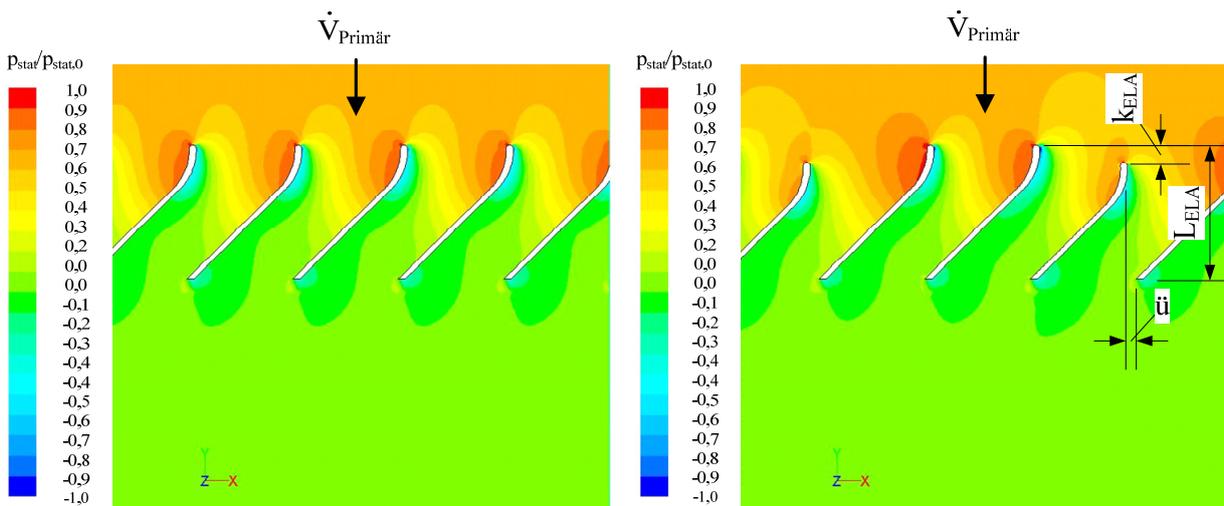


Abbildung 81: Statische Druckverteilung im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,13$) ebenen Schaufelgitter [67]

Die obigen linken Abbildungen veranschaulichen die Strömungsgeschwindigkeit und die statische Druckverteilung in der Schaufelform Standard. Anhand der Simulationsergebnisse aus Abbildung 80 rechts, lässt sich der Einfluss des wechselseitigen Kürzens auf die Absolutgeschwindigkeit am Austritt des Leitapparates erkennen. Diese Ergebnisse basieren auf einer Kürzung jeder zweiten Schaufel um 13%. Die Austrittsgeschwindigkeit ist im Vergleich zur ungekürzten Standard-Schaufelform leicht erhöht, was die erhöht gemessene Abscheideleistung von vorigem Kapitel bestätigt, vgl. Abbildung 76. Der statische Druck im und am Austritt des Schaufelkanals verändert sich nur marginal durch die Kürzung jeder zweiten Schaufel, was auch empirisch nachgewiesen werden konnte.

Eine weitere Kürzung des Einlaufs bzw. eine Zunahme von k_{ELA}/L_{ELA} , führt zu deutlich höheren Strömungsgeschwindigkeiten im Schaufelkanal, s. Abbildung 82.

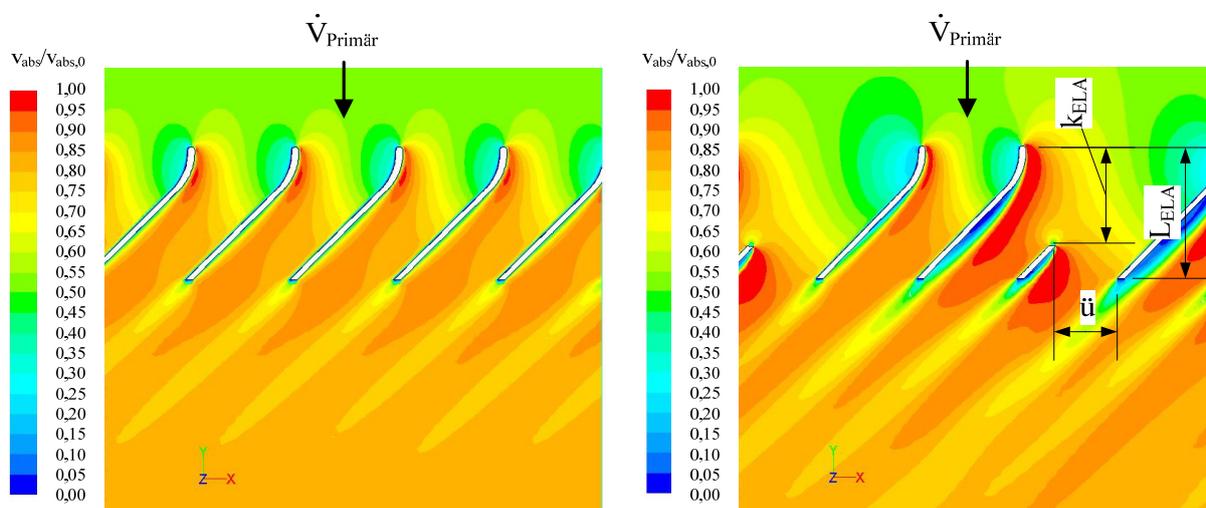


Abbildung 82: Absolutgeschwindigkeit im ungekürzten und im gekürzten ($k_{ELA}/L_{ELA}=0,75$) ebenen Schaufelgitter [67]

Eine weitere Kürzung des Einlaufs resultiert auch in einer Zunahme der negativen Überdeckung \bar{u} . Die entstehende große Überdeckung kann, wie in vorigem Abschnitt erläutert, den Abscheidegrad wiederum einbrechen lassen. Davon sind insbesondere schwere Partikel betroffen, welche aufgrund ihrer Trägheit kaum eine Änderung der Flugbahn erfahren und somit direkt in den Reingasstrom gelangen können. Neben der höheren Absolutgeschwindigkeit zeigt sich auch ein weitaus deutlicher ausgeprägter lokaler Unterdruck an der Schaufelrückseite. Dieser erhöhte Unterdruck ist ein Indiz für die deutliche Strömungsablösung vom Profilquerschnitt, was folglich die Ursache für den verengten Schaufelkanal darstellt, s. Abbildung 83.

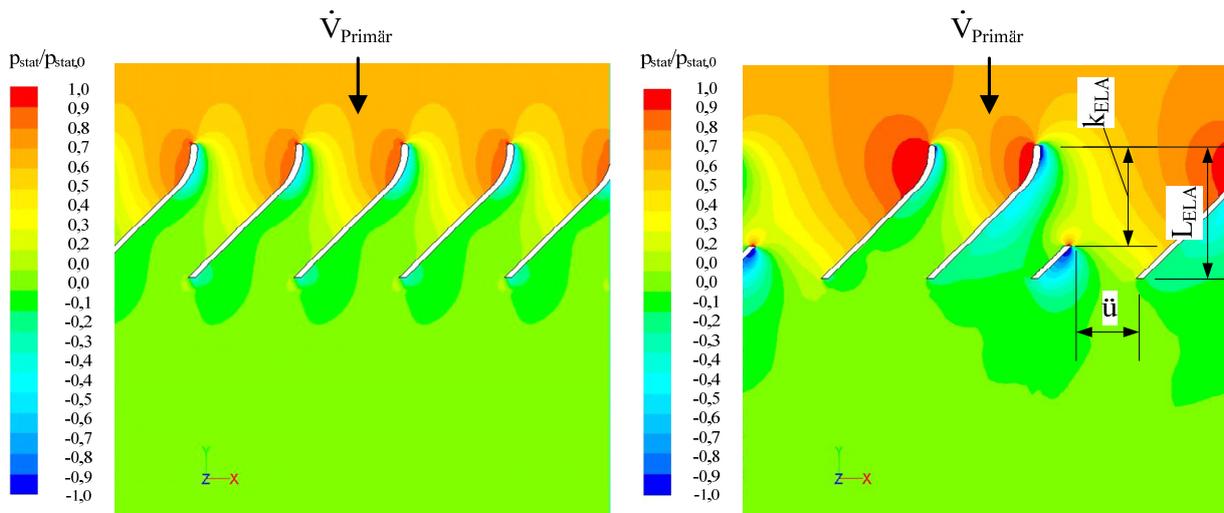


Abbildung 83: Statische Druckverteilung im ungekürzten und im gekürzten ($k_{ELA}/L_{ELA}=0,75$) ebenen Schaufelgitter [67]

Neben der Darstellung des Unterdruckes am Schaufelrücken kann die Strömungsablösung ebenfalls mit der turbulenten kinetischen Energie aus der CFD-Simulation sichtbar gemacht werden, s. Abbildung 84 und Abbildung 85. Die kinetische Energie einer turbulenten Rohrströmung (TKE) setzt sich aus den Schwankungsenergien im Raum zusammen. Hierfür werden die Schwankungen der Strömungsgeschwindigkeiten in den drei Raumebenen zur Berechnung herangezogen, s. Gleichung (5.11.1).

$$\frac{TKE}{m} = e_{kin,t} = \frac{1}{2} \cdot (\overline{u^2} + \overline{v^2} + \overline{w^2}) \quad (5.11.1)$$

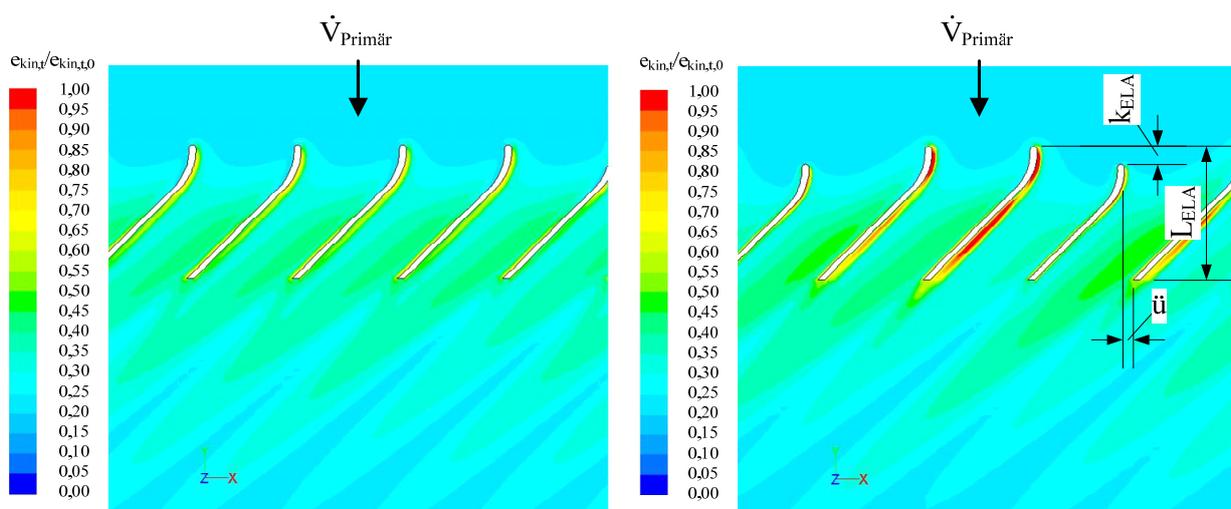


Abbildung 84: Turbulente kinetische Energie im ungekürzten und im gekürzten ($k_{ELA}/L_{ELA}=0,13$) ebenen Schaufelgitter [67]

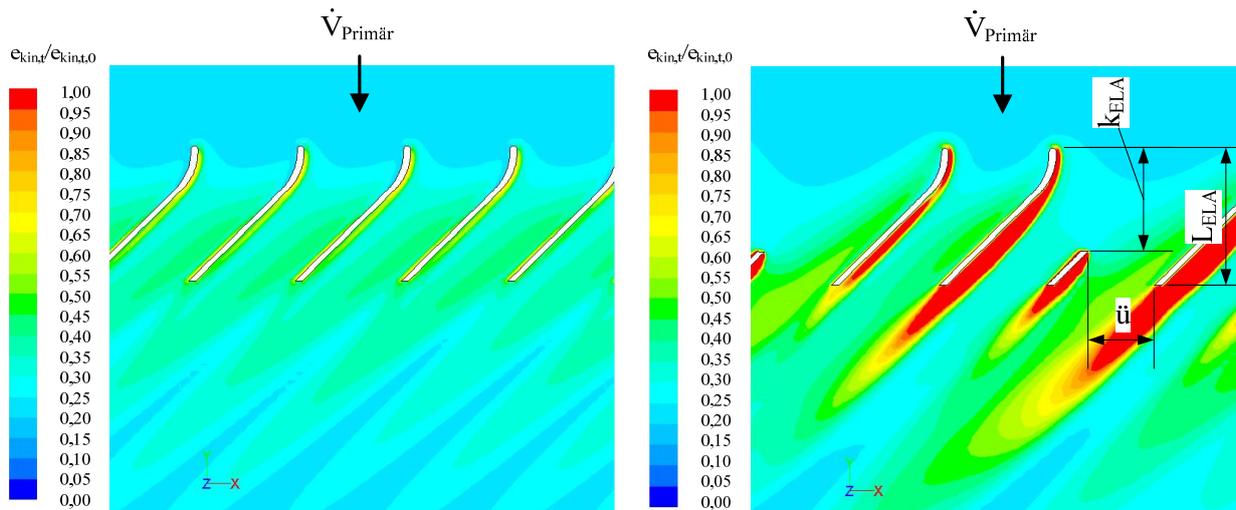


Abbildung 85: Turbulente kinetische Energie im ungekürzten und im gekürzten ($k_{ELA}/L_{ELA}=0,75$) ebenen Schaufelgitter [67]

5.12 Leitapparat

Der Leitapparat erzeugt die drallbehaftete Strömung auf Basis derer Beschleunigungskräfte auf die abzuscheidenden Partikel einwirken. Die ideale Form der Schaufelblätter wurde bereits in vorigem Kapitel erhoben, jedoch ist eine effiziente Partikelbeschleunigung und folglich die Partikelabscheidung von mehreren geometrischen Parametern abhängig. Die Überlagerung der axial gerichteten Strömung mit einer Umfangskomponente wird im Wesentlichen vom Anstellwinkel der Schaufeln beeinflusst, s. Abbildung 86.

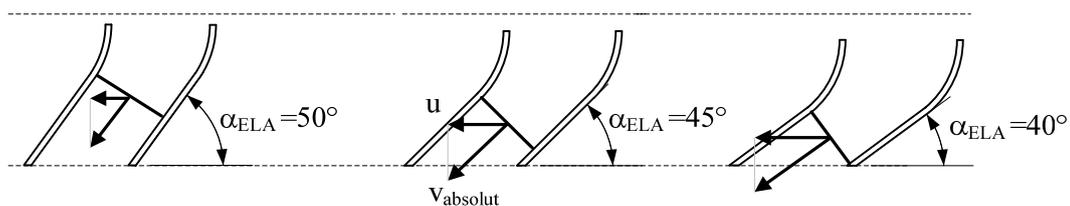


Abbildung 86: Einfluss der Schaufelanstellung auf die Absolut- und Umfangsgeschwindigkeit

Die Leitschaufeln sind konstruktiv bedingt an einem konzentrischen Kern befestigt. Der in der Strömung stehende Kern stellt somit einen Strömungswiderstand für die Gasströmung dar, was in einem verkleinerten absoluten Durchströmungsquerschnitt resultiert, s. Abbildung 87. Die aufgrund der Kontinuität bedingte Zunahme der Strömungsgeschwindigkeit führt folglich zu höheren Umfangsgeschwindigkeiten und ferner zu höheren Beschleunigungskräften respektive zu besserer Partikelabscheidung.

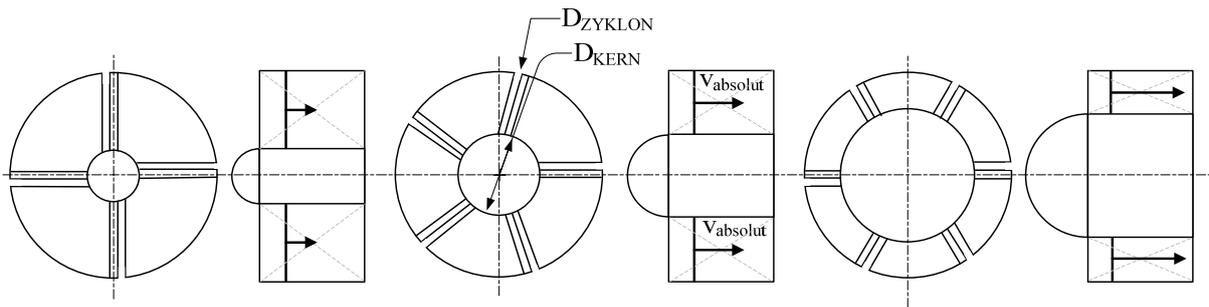


Abbildung 87: Einfluss des Verhältnisses D_{ZYKLON}/D_{KERN} auf die Absolutgeschwindigkeit

Die Anzahl der Schaufeln, sowie die Schaufelblattstärke nehmen ebenso Einfluss auf die durchströmte Querschnittsfläche und ferner auf die Geschwindigkeiten im Leitapparat. Dieser Parameter nimmt verglichen mit den Parametern α_{ELA} und D_{KERN} lediglich einen marginalen Einfluss auf den Druckverlust und den Abscheidegrad respektive auf die Partikelemission. Der Leitapparat wurde gemäß der in Tabelle 15 aufgelisteten Geometrieparameter im teilfaktoriellen Versuchsplan II untersucht. Der Einfluss des Kerndurchmessers und des Schaufelanstellwinkels auf die Leistungsdaten ist in Abbildung 88 dargestellt.

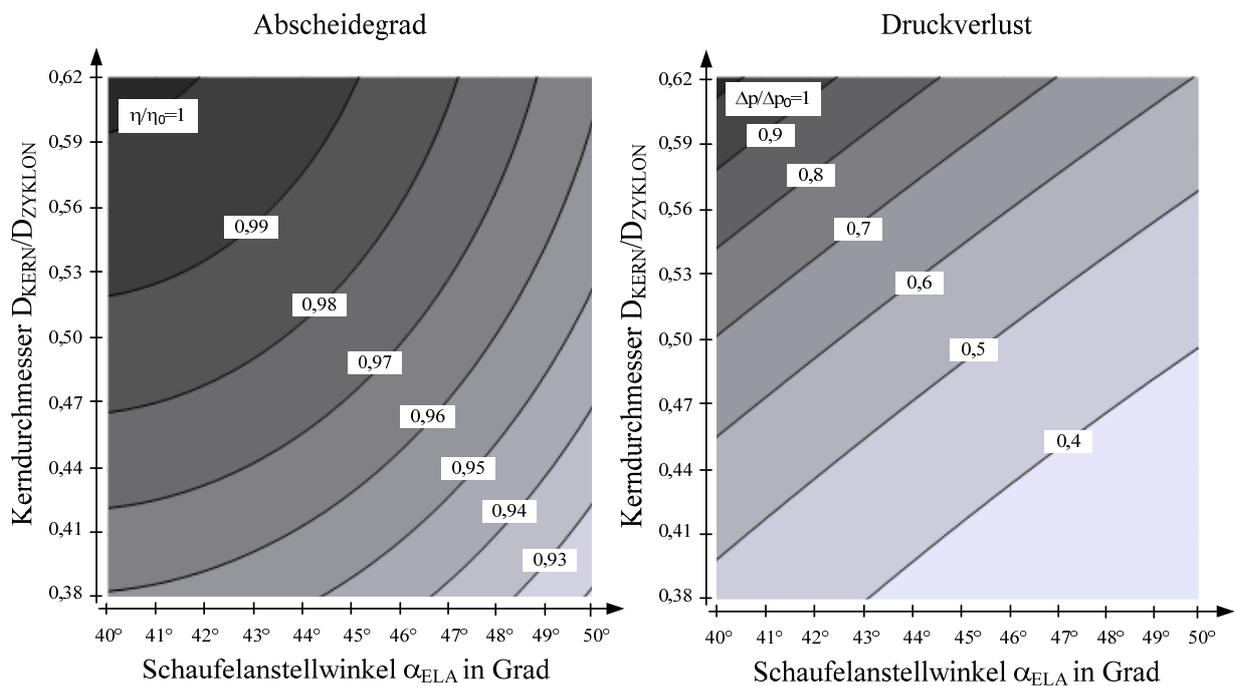


Abbildung 88: Einfluss von α_{ELA} und D_{KERN} auf den Abscheidegrad und Druckverlust

Die Ergebnisse zeigen einen auffällig polynomischen Einfluss auf den Abscheidegrad, wohingegen der Druckverlust lediglich lineare Veränderungen aufweist. Hervorzuheben ist auch, dass besonders „langsame“ Leitapparate d.h. Leitapparate mit einer kleinen absoluten Leitapparat-Austrittsgeschwindigkeit bzw. Umfangsgeschwindigkeit in der Zelle, zu niedrigen Abscheidegraden

führen. Diese Beobachtung stellt keinen neuen Erkenntnisgewinn dar, jedoch tritt bei besonders „langsamen“ Leitapparaten eine Verstopfung auf. Diese phänomenologische Beobachtung kann bei der Versuchsauswertung festgestellt werden, indem deutliche Anhäufungen von Partikeln im Bereich des Staubaustrages zu erkennen sind. Bei Wiederholungsversuchen kann bei besonders „langsamen“ Leitapparaten die geforderte Streuung zwischen den Versuchen nicht eingehalten werden, weshalb eine instabile Betriebsweise schlussgefolgert werden kann. Die geringe Umfangsgeschwindigkeit führt dazu, dass das Staubaustragsfenster von der rotierenden Staubsträhne mit ungenügend großer Geschwindigkeit umströmt wird, wodurch das Staubaustragsfenster schneller zuwächst und demzufolge verstopft. Der Zyklon läuft somit nicht stabil. Dies kann bei drei verschiedenen geometrischen Kombinationen im Betrieb ohne Absaugung auftreten:

- ein kleines Verhältnis von Kern- zu Zyklondurchmesser,
- eine steile Schaufelanstellung α_{ELA} ,
- oder eine geringe Schaufelanzahl.

Eine Betrachtung der absoluten Leitapparat-Austrittsgeschwindigkeit im Schaufelkanal bei verschiedensten Kombinationen von α_{ELA} , D_{KERN} und $n_{SCHAUFEL}$ zeigt, dass die Partikelemission und die Streuung der Versuchsauswertung bei sehr geringen Absolutgeschwindigkeiten stark ansteigen. Als kritische Absolutgeschwindigkeit am Austritt des Schaufelkanals kann ein Wert von $v_{absolut,krit} < 22\text{m/s}$ festgestellt werden. Bei kleineren Geschwindigkeiten nimmt die Streuung des Abscheidegrades zwischen den Wiederholungsversuchen Werte von bis zu $> \pm 3\%$ an, s. Abbildung 89.

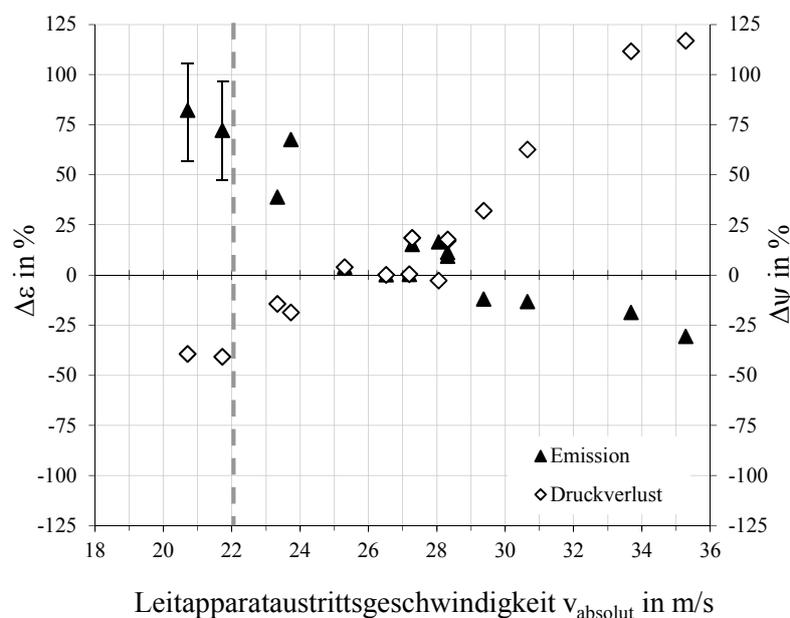


Abbildung 89: Einfluss der Absolutgeschwindigkeit im Schaufelkanal auf Emission und Druckverlust bei verschiedensten Leitapparatgeometrien (α_{ELA} , D_{KERN} , $n_{SCHAUFEL}$)

Abbildung 90 zeigt die modellgestützte Auswertung des Abscheidegrades in Form einer dreidimensionalen Ebene in der Kombination diverser Schaufelanstellwinkel mit unterschiedlichen Kerndurchmessern. Die gekrümmte Schnittebene im vorderen Bereich des Diagramms stellt Kombinationen von α_{ELA} und D_{KERN} dar, bei welchen die kritische Absolutgeschwindigkeit unterschritten wird. Die Beobachtung dieser Instabilität ist physikalisch analog zu der Verstopfung des Staubaustrages durch Unterschreitung der kritischen Spalthöhe h_{SPALT} zu sehen (vgl. Kapitel 5.5). Dieses Phänomen wurde gemäß der in der Norm ISO 5011 verwendeten Betriebsmittel und Laborbedingungen festgestellt, und kann bei anderen Einsatzbereichen durchaus andere kritische Grenzwerte liefern.

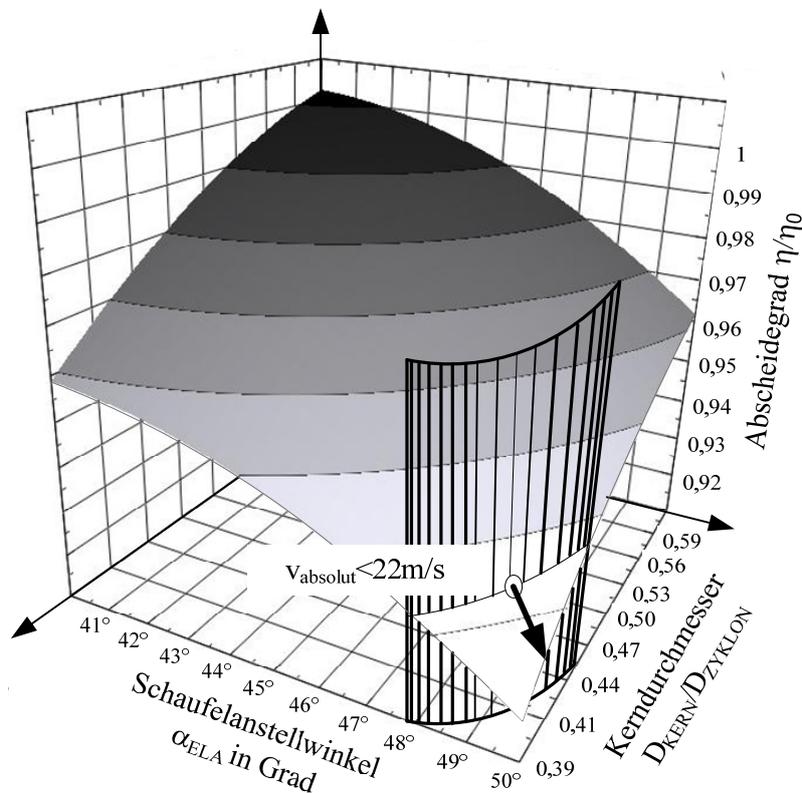


Abbildung 90: Bereich von $v_{absolut,krit}$ in Abhängigkeit von α_{ELA} und D_{KERN}

Der Einfluss der absoluten Austrittsgeschwindigkeit am Leitapparat ist neben dem Abscheidegrad bzw. der Partikelemission auch im Trenngradverlauf sehr deutlich zu erkennen. Abbildung 91 zeigt den Trenngradverlauf für die Referenzgeometrie und zwei weitere Leitapparate. Die geometrischen Abmessungen des Abscheideraumes, des Staubaustragsfensters und des Tauchrohres blieben bei diesen Untersuchungen unverändert. Der Leitapparat mit dem kleinen Kerndurchmesser und der flachen Schaufelanstellung (ELA 0,38-50°-5/1,5) hat im Vergleich zu den beiden anderen Leitapparatgeometrien die geringste Austrittsgeschwindigkeit von 21,7m/s, was lediglich zu einer absoluten Abscheidung von Partikeln $>30\mu\text{m}$ führt ($T(30\mu\text{m})=100\%$). Eine Zunahme der

Austrittsgeschwindigkeit durch Veränderung des Kerndurchmessers, der Schaufelanstellung und der Schaufelanzahl auf 33,7m/s generiert eine absolute Abscheidung von Partikeln $>9\mu\text{m}$ ($T(9\mu\text{m})=100\%$).

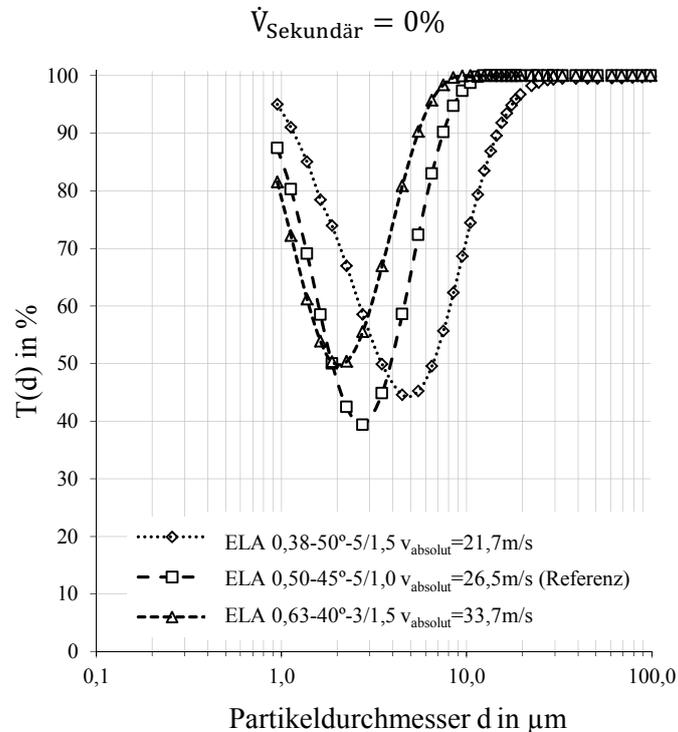


Abbildung 91: Trenngradverlauf von 3 unterschiedlichen Leitapparatgeometrien

Die optimale Leitapparatgeometrie ist folglich aus der idealen Kombination von Schaufelanstellung, Kerndurchmesser und Schaufelanzahl zu wählen. Hierbei ist als vordergründiges Ziel die geforderte Abscheideeffizienz des Gas-Partikel-Gemisches festzulegen. Der Kompromiss aus akzeptablem Druckverlust mit höchstmöglichem Abscheidegrad liefert die geometrischen Verhältnisse gemäß den in Abbildung 88 empirisch erhobenen Tendenzen. Die beobachtete Verstopfung ist bei der Auslegung in Abhängigkeit der spezifischen Betriebsmittel, der Größenordnung und den Betriebsbedingungen zu berücksichtigen.

5.13 Kombination der Optimierungspotentiale: Optimierte Zyklongeometrie

Die in dieser Arbeit selektiv durchgeführten Untersuchungen der einzelnen geometrischen Merkmale des Gleichstromzyklons führen zu einer Kombination dieser Potentiale in einer optimierten Zyklongeometrie (OZG). Hierzu werden die optimalen Verhältnisse der Hauptkomponenten I bis IV miteinander verknüpft, welche im Detail folgende Parameter beinhalten, s. Tabelle 18.

Tabelle 18: Hauptkomponenten mit den untersuchten Parametern

HK-Nr.	Bezeichnung		Untersuchte Parameter				
HK-IV	Tauchrohr	TR	Form	Oberfläche	D_{TR}	L_{TR}	
HK-III	Staubaustrag	AF	L_{AF}	β_{AF}			
HK-II	Abscheideraum	AR	Form	γ_{AR}			
HK-I	Eintrittsleitapparat	ELA	Form	Spreizung $\Delta\alpha$	D_{KERN}	α_{ELA}	$n_{SCHAUFEL}$

Bei der Vielzahl der untersuchten geometrischen Details ist die Wahl der richtigen Vorgangsweise maßgeblich für den erzielten Erfolg der Untersuchungen. Die Reduzierung der vollfaktoriellen Versuchsreihen durch eine modellgestützte teilfaktorielle Versuchsplanung kann jedoch auch negativ beeinflussende Wechselwirkungen hervorrufen. So können bei Unkenntnis der interagierenden Effekte zwischen den untersuchten Parametern nicht schlüssige geometrische Kombinationen schlussgefolgert werden. Aus diesem Grund wurden die vier Hauptkomponenten nicht rein singular betrachtet, sondern in Abstimmung mit deren Wechselwirkungen in zwei interagierende Versuchspläne I und II aufgenommen, vgl. Tabelle 2 und Tabelle 3. Die Kombination der Optimierungspotentiale aus Versuchsplan I mit den Ergebnissen aus Versuchsplan II sollen, aufgrund der Vorkenntnisse zur Wirkungsweise von Gleichstromzyklonen, positive Überlagerungen verursachen. So sollen Optimierungs-Tendenzen an der Tauchrohr- und Staubaustragsgeometrie unabhängig von der Geometrie des Drallerzeugers wiederkehrend zu erkennen sein. Ebenso sind in umgekehrter Reihenfolge tendenzielle Verbesserungen zu beobachten und schlüssig zu interpretieren. Dies führt dazu, dass die in Kapitel 5 dargestellten Ergebnisse die Grundlage für die Konstruktion der optimierten Zyklongeometrie darstellen. Die Hauptkomponenten I, II und III liefern sehr eindeutige Ausprägungen bezüglich der Optimierungspotentiale, wohingegen die Hauptkomponente IV mehr Spielraum zur Kombination offen lässt. Bei der Hauptkomponente IV bildet im Speziellen die Tauchrohrgeometrie mit der Länge und dem Durchmesser ein sehr breites und flaches Optimum. So

sind mehrere Tauchrohrgeometrien mit sehr ähnlichen Partikelemissionen und Druckverlusten abzuleiten. An der optimierten Zyklongeometrie werden vier Tauchrohrgeometrien miteinander verglichen. Die Tauchrohrformen Konus (K), Trompete (T) und Standard (STD) erzielen in Kombination mit unterschiedlichen Tauchrohrängen und Durchmessern gemäß Tabelle 19 annähernd idente Leistungsdaten. Hierbei ist insbesondere die Fertigungsmöglichkeit der entscheidende Faktor für die Wahl der Tauchrohrgeometrie. So sind die Formen STD und T im Spritzgussverfahren einfach zu realisieren, wohingegen eine großindustrielle Anwendung dimensionsbedingt die konische Form (K) in Betracht ziehen wird. Die trompetenförmige Ausführung des Tauchrohres bringt leichte Vorteile in der Durchströmung mit sich, was in kleineren Druckverlusten resultiert.

Aufgrund der allgemeineren Gültigkeit der in dieser Arbeit abgeleiteten Auslegungskriterien für Gleichstromzyklone, werden die geometrischen Maße des Optimalzyklons nicht in absoluter Größe angegeben. Tabelle 19 zeigt die optimalen Geometrieverhältnisse des Tauchrohres, Staubaustragsfensters und des Abscheideraumes für geringste Partikelemissionen.

Tabelle 19: Optimale geometrische Verhältnisse des Tauchrohres (TR), Staubaustragsfensters (AF) und des Abscheideraumes (AR)

TR			AF		AR		
Form	$\frac{D_{TR}}{D_{ZYKLON}}$	$\frac{L_{TR}}{D_{ZYKLON}}$	$\frac{L_{AF}}{D_{ZYKLON}}$	β_{AF}	Form	γ_{AR}	$\frac{L_{AR_EFF}}{D_{ZYKLON}}$
K, T, STD	0,55 – 0,65	1,0 – 1,4	$\frac{L_{AF}}{D_{ZYKLON}} \cdot \frac{\beta_{AF}}{90^\circ} \geq 0,25$		K	+6°	0,9 – 1,3

Für die Geometrie des Leitapparates kommen im Speziellen bei der Wahl des Kerndurchmessers und des Schaufelanstellwinkels mehrere Kombinationen in Frage. Hierbei müssen die geforderte Partikelemission und der zur Verfügung stehende Druckverlust vorab bekannt sein, um folglich geeignete Kombinationen hieraus zu wählen. Die in Kapitel 5.12 gezeigten Ergebnisse liefern die optimalen Verhältnisse von Kerndurchmesser zu Zyklondurchmesser und den dazu passenden Schaufelanstellwinkel bei vorgegebenem Druckverlust oder zu erzielenden Abscheidegrad, vgl. Abbildung 88.

Die Schaufelanzahl nimmt kaum Einfluss auf die Partikelemission, sondern beeinflusst im Wesentlichen nur die Baulänge des Leitapparates. Eine geeignete Schaufelanzahl liegt zwischen 4 und 6 Schaufeln. Eine größere Anzahl von Schaufeln verkürzt zwar den Leitapparat und ferner die Reibungsfläche, jedoch nimmt der konstruktive Aufwand zu. Als weiterer Nachteil einer höheren Schaufelanzahl ist der kleinere Einlaufradius zu nennen, welcher eine abruptere Überführung in die

Drallströmung fordert und in einem erhöhten Druckverlust resultiert. Die Anzahl der Schaufeln ist stark abhängig vom Einsatzbereich des Gleichstromzyklons. So erfährt eine geringe Anzahl von Schaufelblättern einen höheren Anströmdruck und spezifischen Verschleiß durch das Partikelkollektiv, als Leitapparate mit vielen Schaufelblättern. In sehr verschleißenden Anwendungsfällen, wie es beispielsweise die Katalysatorabscheidung beim thermochemischen Cracken darstellt, ist eine Schaufelanzahl bis $n_{\text{SCHAUFEL}}=8$ üblich. In dieser Anwendung werden höchste Ansprüche an das Material der Schaufelblätter gestellt, um bei hohen Temperaturen ($>700^{\circ}\text{C}$) große Standzeiten zu erzielen.

Die Spreizung der Schaufelanstellung zwischen Kern- und Mantelkontur beeinflusst die Partikelemission positiv. Die erzwungene Spreizung der Leitschaufeln kann, in Abweichung zu der sich natürlich ergebenden Spreizung, bis zu eineinhalb-facher Vergrößerung ausgeführt sein ohne eine merkliche Zunahme des Druckverlustes zu verursachen.

Tabelle 20: Optimale geometrische Verhältnisse des Leitapparates (ELA)

ELA			
$\frac{D_{\text{KERN}}}{D_{\text{ZYKLON}}}$	α_{ELA}	n_{SCHAUFEL}	$\frac{\Delta\alpha}{\Delta\alpha_{\text{WENDEL}}}$
0,5 – 0,6	Abhängig von geforderter Partikelemission und zulässigem Druckverlust	4 – 6	1,0 – 1,5

Die Kombination der in Tabelle 19 und Tabelle 20 angegebenen optimalen Geometrieverhältnisse werden in einer optimierten-Zyklongeometrie (OZG) zusammengefasst konstruiert. Zur vergleichenden Darstellung der erzielten Leistungsoptimierung ist der Leitapparat gemäß der in Abbildung 88 dargestellten Leistungscharakteristik ausgelegt, sodass der entstehende Druckverlust in etwa das gleiche Niveau wie der Referenzzyklon erreicht. Die Kombinationen der OZG mit vier unterschiedlichen Tauchrohrformen zeigen eine Reduktion der Partikelemission zwischen 22 und 30%. Die relative Veränderung des Druckverlustes bewegt sich in Abhängigkeit des Tauchrohres zwischen einer Reduktion um 3% und einer Zunahme des Druckverlustes um 11%. Aus Abbildung 92 lässt sich eine optimierte Zyklongeometrie mit geringster Partikelemission in Kombination mit dem Tauchrohr STD 0,60/1,00 schlussfolgern. Die OZG in Kombination mit dem Tauchrohr T 0,63/1,25 zeigt eine etwas höhere Partikelemission bei jedoch geringstem Druckverlust.

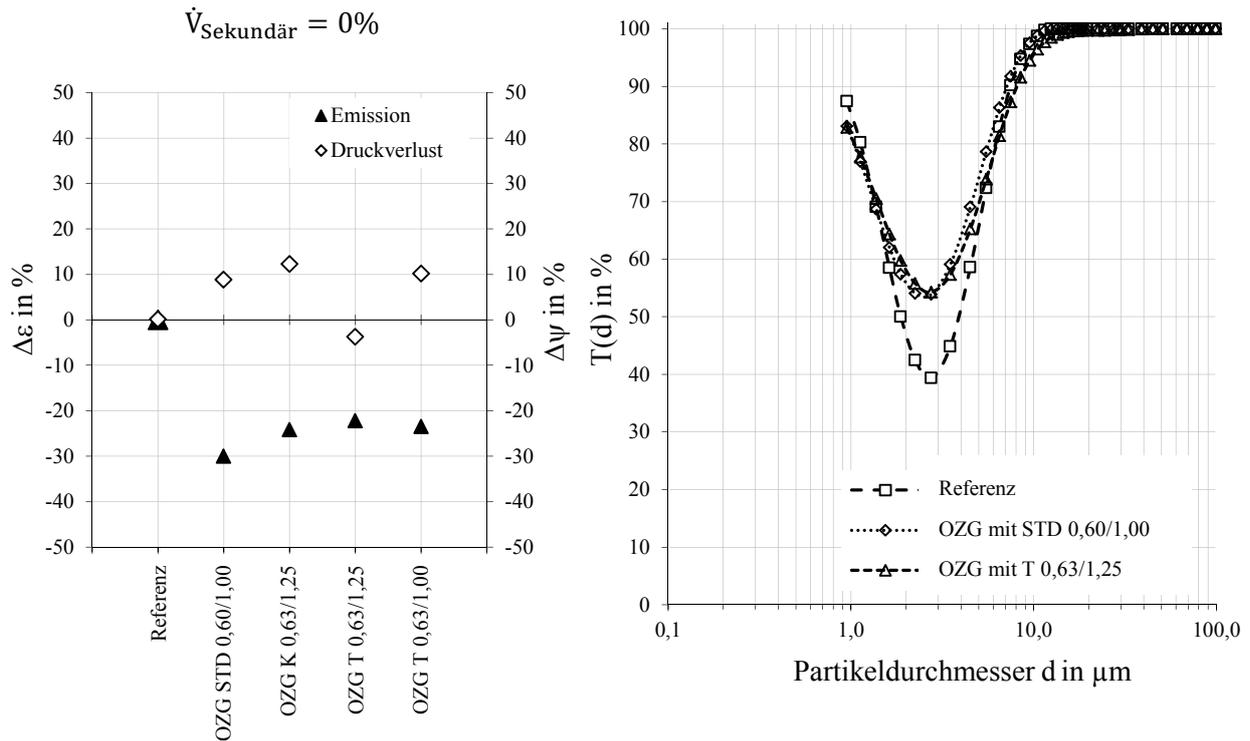


Abbildung 92: Leistungsvergleich der optimierten Zyklongeometrie (OZG) in Kombination mit 4 Tauchrohrgeometrien bezüglich des Referenz-Zyklons (links) und $T(d)$ der OZG mit den Tauchrohren für geringste Emission (STD 0,60/1,00) und geringstem Druckverlust (T 0,63/1,25) (rechts)

Der Trenngradverlauf $T(d)$ in Abbildung 92 rechts zeigt nur marginale Abweichungen zwischen den zwei Tauchrohrvarianten. Im Vergleich zum Referenz-Zyklon sind deutlich höhere Fraktionsabscheidegrade im Bereich zwischen 1 und $6\mu\text{m}$ erkennbar. Die Partikelgröße für eine absolute Abscheidung ($T(d)=100\%$) konnte auch deutlich verringert werden, was im folgenden Abschnitt genauer beleuchtet wird.

Anhand der Erkenntnisse aus Kapitel 5.8, in welchem ein periodisches Schwingen der Kernströmung festgestellt werden konnte, wurden PIV-Messungen zur genaueren Analyse dieser Beobachtung im Kern der Zyklonzelle vorgenommen. Eine Auswertung der PIV-Aufnahmen hinsichtlich der Schwingungsperiode im Kern der Strömung ist aufgrund des kurzen Abscheideraumes ($0,9 < L_{\text{AR_EFF}}/D_{\text{ZYKLON}} < 1,3$) kaum zu realisieren, weswegen nur die Bild-Rohdaten der PIV-Aufnahmen zur optischen Begutachtung angewendet werden. Bei genügend großem $\dot{V}_{\text{Primär}}$ erfahren die Seeding-Partikel im Kern der Strömung eine nicht mehr vernachlässigbare Beschleunigung, weswegen das Seeding der Strömung nicht mehr verzögerungsfrei folgt und schließlich den Kern der Strömung verlässt. Dies führt dazu, dass die Bild-Rohdaten einen Seeding-freien Teil in der Strömung aufzeigen und ferner eine optische Beurteilung des Verlaufes der Kernströmung ermöglicht, s. Abbildung 93.

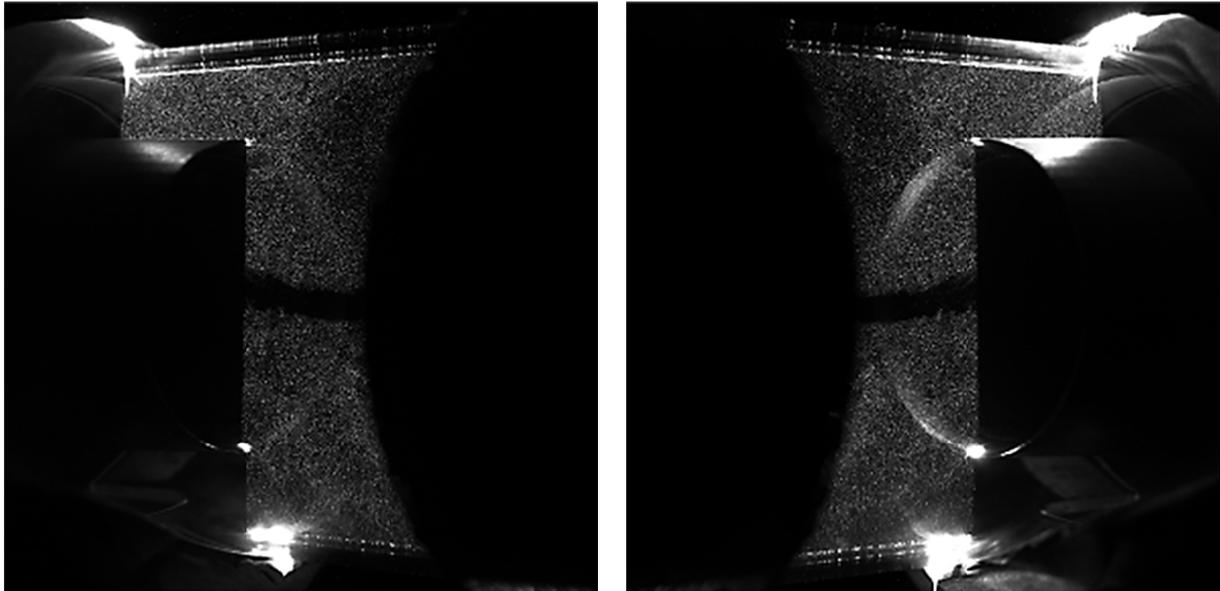


Abbildung 93: PIV-Aufnahmen der oszillierenden Seeding-freien Kernströmung

Das asymmetrische Schwingungsverhalten um die Rohrachse führt zu instationären Strömungsvorgängen in der Zyklonzelle und kann ein stabiles Abscheiden von Partikeln und ferner den Druckverlust negativ beeinflussen. Als pragmatischen Lösungsansatz hierfür, kann eine Nachlaufnabe im Kern des Leitapparates angebracht werden, um die Kernströmung zu stabilisieren.

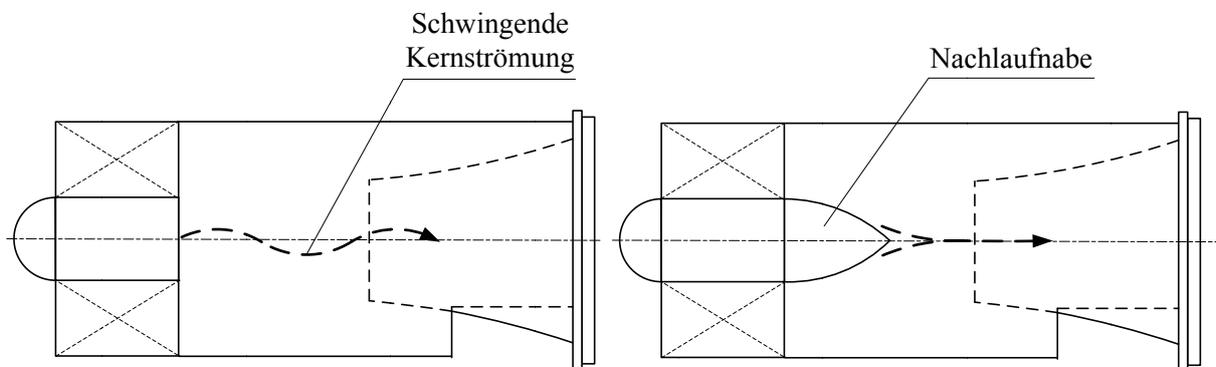


Abbildung 94: Schwingende Kernströmung (links) und Stabilisierung mit einer Nachlaufnabe (rechts)

Die Nachlaufnabe hat zum Ziel ein homogenes Abströmen aus dem Leitapparat sicherzustellen. Dabei soll die Nachlaufnabe einen Radius bzw. Länge haben, welche geringste Strömungsablösung mit einem störungsfreien Einströmen in das Tauchrohr verbindet. Ein zu langer Kern stabilisiert die Strömung nachhaltig, führt jedoch im Bereich der Tauchrohrmündung zu lokalen Geschwindigkeitsspitzen, was sich folglich in einem erhöhten Druckverlust niederschlägt.

Die Versuche an der OZG mit Nachlaufnabe erzielen neben einem reduzierten Druckverlust eine geringere Streuung zwischen den Wiederholungsversuchen. Dies stellt ein Indiz für eine ruhigere

Strömung dar, was einer stationären Betriebsweise ähnelt. Die erzielbare Streuung des Abscheidegrades zwischen den Wiederholungsversuchen liegt bei den untersuchten Prototypen bei $\pm 0,15\%$ -Punkten in einstündigen Versuchen. Die Montage einer Nachlaufnabe führt bei einstündiger Versuchsdauer zu einer Streuung von $\pm 0,05\%$ -Punkte zwischen mehreren Wiederholungsversuchen. Neben der optisch stabileren Kernströmung und dem reduzierten Druckverlust, übt die Nachlaufnabe ebenso positive Effekte auf die Versuchsauswertung und die Leistungsdaten aus, s. Abbildung 95 links.

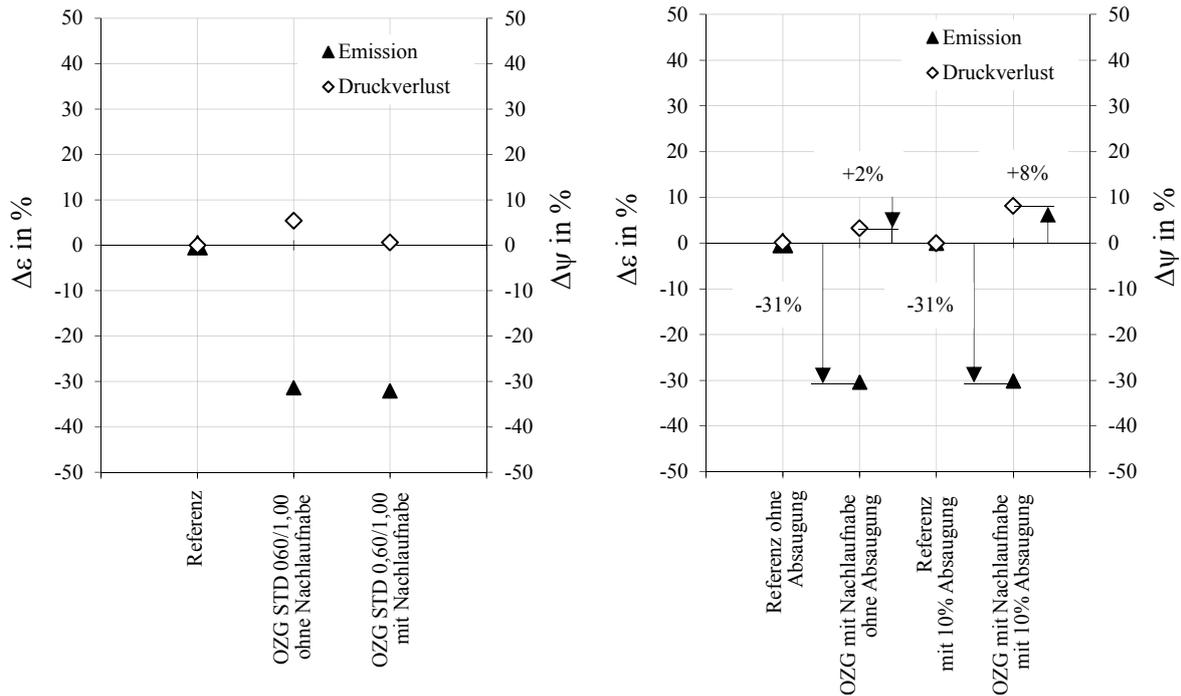


Abbildung 95: Einfluss der Nachlaufnabe auf Emission und Druckverlust an der OZG (links) und Vergleich der Leistungsdaten der OZG mit dem Referenz-Zyklon im Betrieb ohne und mit Absaugung (rechts)

Für die optimierte Zyklongeometrie kommen alle bisherigen Optimierungspotentiale in einem Prototyp zum Einsatz. Der Abscheideraum und die Staubaustragsgeometrie lassen sich aus den Verhältnissen aus Tabelle 19 ableiten. Die Geometrie des Leitapparates und jene des Tauchrohres wurden auf höchstmöglichen Abscheidegrad bzw. geringste Partikelemission bei möglichst unverändertem Druckverlust ausgelegt. Unter Verwendung einer Nachlaufnabe und den bereits bekannten optimalen geometrischen Verhältnissen lässt sich die OZG für die normierten Betriebsbedingungen konstruieren. Im Vergleich zum industriellen Referenz-Gleichstromzyklon im Multizyklonverband konnte mit den optimierten geometrischen Parametern eine relative Reduktion der Partikelemission von 31% erreicht werden, s. Abbildung 95 rechts. Diese Reduktion kann bei einer marginalen Zunahme von $\Delta\psi=2\%$ erzielt werden. Im abgesaugten Betrieb, welcher in allen

Untersuchungen qualitativ ähnliche Ergebnisse wie die nicht-abgesaugte Betriebsweise zeigte, konnte die Partikelemission ebenso um 31% reduziert werden. Der etwas größere relative Druckverlust von 8% ist dem kleineren Staubaustragsfenster zuzurechnen. Der konstante Sekundärvolumenstrom am verkleinerten Staubaustragsfenster führt lokal zu einer höheren Absauggeschwindigkeit, was folglich in einem leicht erhöhten Druckverlust resultiert.

Eine detaillierte Betrachtung des Trenngradverlaufes $T(d)$ des Referenz-Zyklons und der optimierten Zyklongeometrie zeigt eine deutlich höhere Trenneffizienz für Partikel im PM10 Bereich. Das lokale Minimum des Trenngradverlaufes konnte von $T(2,7\mu\text{m})=40\%$ auf $T(2,7)=54\%$ im nicht-abgesaugten Betrieb erhöht werden, s. Abbildung 96 links. Die Zunahme der Trenneffizienz bei submikronen-Partikeln kann zum jetzigen Zeitpunkt der Forschung nicht eindeutig erklärt werden. Hierzu sind vorrangig Untersuchungen zu unterschiedlichsten Partikel-Beladungen nötig, um den vermuteten Effekt der Strahlenbildung schlüssig zu beurteilen.

Abbildung 96 rechts zeigt einen vergrößerten Ausschnitt des Trenngradverlaufes der OZG. Der Referenz-Gleichstromzyklon erreicht eine absolute Abscheidung von Partikeln größer $13\mu\text{m}$. Mithilfe der geometrischen Optimierungen können im abgesaugten und im nicht-abgesaugten Betrieb Partikel bereits $\geq 8,5\mu\text{m}$ einer absoluten Abscheidung unterzogen werden. Eine rein konstruktive Anpassung der geometrischen Parameter erlaubt folglich eine absolute Abscheidung von Partikeln im PM10-Bereich bei nahezu gleichem Energiebedarf bzw. Druckverlust.

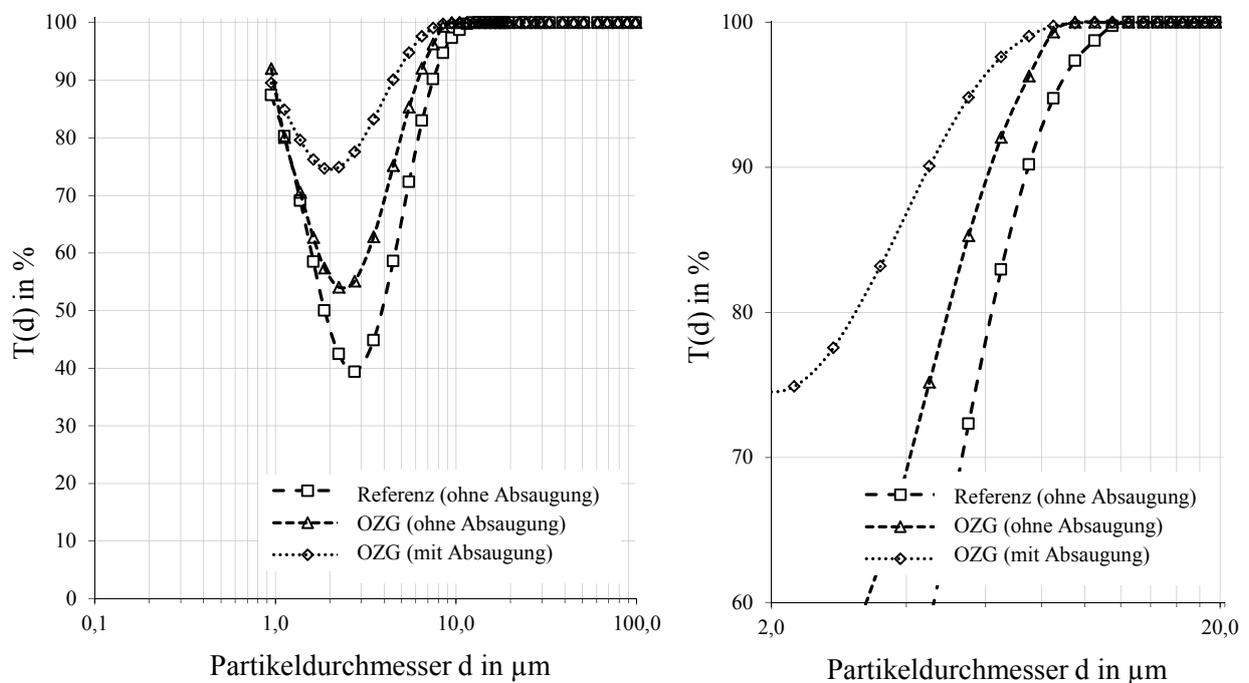


Abbildung 96: Trenngradverlauf der OZG ohne und mit Absaugung im Vergleich zur Referenz (links) und vergrößerter Ausschnitt (rechts)

5.14 Optimaler Betriebsvolumenstrom

Teile der hier gezeigten Ergebnisse wurden bereits bei der CScE 2012 in Vancouver/CAN vorgestellt [68].

Der Einsatzbereich von Gleichstromzyklonen ist im Wesentlichen durch die verwendeten Materialien begrenzt. Temperaturen bis 1400°C und Drücke bis 100bar sind aktuell übliche Betriebsbedingungen für diesen robusten Abscheidertyp. Ebenso können chemisch aggressive Gase in Abstimmung mit den verwendeten Werkstoffen von partikulären Verunreinigungen getrennt werden. Die Untersuchungsergebnisse zum Tauchrohrdurchmesser zeigen jedoch ein bislang unbekanntes Abscheideverhalten auf. Bei sehr kleinen Tauchrohrdurchmessern kommt es zu einer unerwarteten Zunahme der Partikelemission. Dieses Phänomen kann ebenso beim Standard-Gegenstromzyklon beobachtet werden, jedoch ist die Ursache bei diesem Zyklontyp eine grundlegend andere. Kleine Tauchrohrdurchmesser verursachen eine große absolute Geschwindigkeit v_{TR} im Tauchrohr. Bei Gegenstromzyklonen im industriellen Anwendungsbereich kann ein Absaugen von bereits abgeschiedenen Partikeln aus dem Austragsbehälter beobachtet werden. Die kritische Tauchrohrgeschwindigkeit bei größeren industriell betriebenen Gegenstromzyklonen, bei welchen dieses Phänomen beobachtet wird, bewegt sich in Abhängigkeit der abzutrennenden Partikeleigenschaften im Bereich $v_{TR,krit} \geq 80 \text{ m/s}$. Bei den untersuchten Gleichstromzyklonen ist eine Zunahme der Partikelemission bereits bei $v_{TR,krit} \geq 30 \text{ m/s}$ zu erkennen. Aufgrund der Tatsache, dass diese kritischen Geschwindigkeitsbereiche bei der Verwendung desselben Partikelkollektivs auftreten, ist diese Beobachtung beim Gleichstromzyklon einer anderen Ursache geschuldet. Der Abstand des Austragsbehälters vom Tauchrohr ist beim Gleichstromzyklon deutlich geringer als beim Gegenstromzyklon. Diese kurze Distanz könnte eine mögliche Ursache für die geringe kritische Tauchrohrgeschwindigkeit darstellen. Eine weitere mögliche Ursache kann auch der geringe Abstand der Tauchrohrwand von der Zyklonwand darstellen. Die empirischen Erhebungen dieser Untersuchungen zeigen geringste Partikelemissionen bei einem Verhältnis von $0,55 \leq D_{TR}/D_{ZYKLON} \leq 0,65$ (vgl. Gleichung (5.1.2)), wohingegen der Gegenstromzyklon ein optimales Verhältnis von $0,30 \leq D_{TR}/D_{ZYKLON} \leq 0,40$ anstrebt. Dieser geringe Abstand der abzutrennenden staubführenden Partikelsträhne vom Tauchrohr respektive vom Reingasstrom kann bereits bei kleinen Tauchrohrgeschwindigkeiten zu einem Absaugen von Partikeln führen. Diese beiden Vermutungen werden in folgender Untersuchung genauer beleuchtet, welche folglich Aufschluss über optimale Einsatzbereiche des Betriebsvolumenstromes geben sollen.

Für die Sicherstellung einer breiten Anwendbarkeit der hier erhobenen Erkenntnisse werden diese Untersuchungen an drei verschiedenen Größenordnungen von Gleichstromzyklonen gewonnen. Es

werden drei weitere Gleichstromzyklone, verglichen zu dem vorrangig in dieser Arbeit untersuchten Gleichstromzyklon, im Maßstab 1:2 und 3,5:1 gebaut. Zur Sicherstellung der Unabhängigkeit des abzutrennenden Partikelkollektives wird ein weiterer Teststaub verwendet. Hierzu kommt ein FCC-Pulver zum Einsatz, welches aus Aluminium-Silikat besteht und zumeist als Katalysator beim thermischen Cracken von Kohlenwasserstoffen verwendet wird. Dieser weitere Teststaub weist einen mittleren Partikeldurchmesser von $d_{50} \approx 55 \mu\text{m}$ auf, welcher verglichen mit dem Standard Teststaub ($d_{50} = 25 \mu\text{m}$, vgl. Abbildung 14) grob erscheint. Dieser Staub weist jedoch einen deutlichen Feinanteil mit $d_{20} \approx 22 \mu\text{m}$ auf und hat eine sehr geringe Partikeldichte von $\rho_p \approx 950 \text{kg/m}^3$.

Aufgrund des Kenntnisstandes, dass bei kleinen Tauchrohrdurchmessern die Partikelemission steigt, kann als Rückschluss angenommen werden, dass die Tauchrohrgeschwindigkeit den Einbruch des Abscheidegrades verursacht. Zur Bestätigung dieser Annahme muss folglich bei optimalem Verhältnis von $D_{\text{TR}}/D_{\text{ZYKLON}}$ durch eine Zunahme des Volumenstromes, was schlussendlich unisono eine Zunahme der Tauchrohrgeschwindigkeit nach sich zieht, ebenso eine Zunahme der Partikelemission beobachtet werden können. Eine Leistungscharakterisierung soll Aufschluss über diese Vermutung geben, wobei der Primärvolumenstrom schrittweise erhöht und folglich die Partikelemission aufgezeichnet wird. Hierzu werden, wie eingangs beschrieben, verschiedene Größenordnungen und geometrische Eigenschaften von Zyklonen zur Charakterisierung herangezogen. Das Tauchrohr wird entgegen der optimierten konischen Form als rein zylindrisches Tauchrohr ausgeführt. Hintergrund für diese Formgebung ist die einfacher zu vergleichende Tauchrohrgeschwindigkeit bei variierenden Größenordnungen, s. Abbildung 97. Aufgrund der weitaus häufigeren Anwendung der Gleichstromzyklone mit selbsttätigem Partikelaustrag, wird der Fokus dieser Untersuchung auf den Betrieb ohne Absaugung eines Sekundärvolumenstroms gelegt.

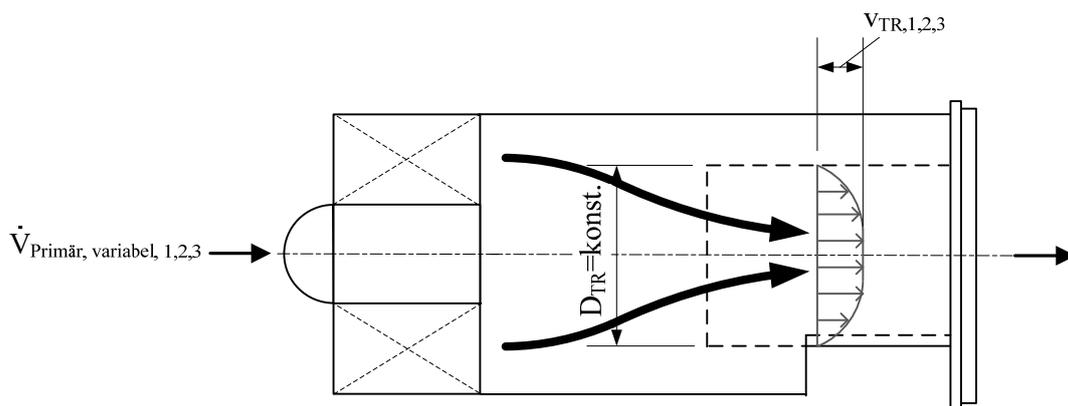


Abbildung 97: Veränderte v_{TR} aufgrund variablem $\dot{V}_{\text{Primär}}$ ($D_{\text{TR}} = \text{konst.}$)

Abbildung 98 veranschaulicht die Leistungscharakteristik anhand der relativen Veränderung von Partikelemission und Druckverlust an zwei unterschiedlichen Zyklonmodellen im Betrieb ohne

Absaugung. Die alleinige Veränderung des Primärluftvolumenstroms zeigt, dass die Emission ab einer kritischen Tauchrohrgeschwindigkeit verflacht und stagniert bzw. starke Fluktuationen in der Emission aufzeigt. Der Druckverlust hingegen steigt polynomisch zur Durchströmungsgeschwindigkeit an.

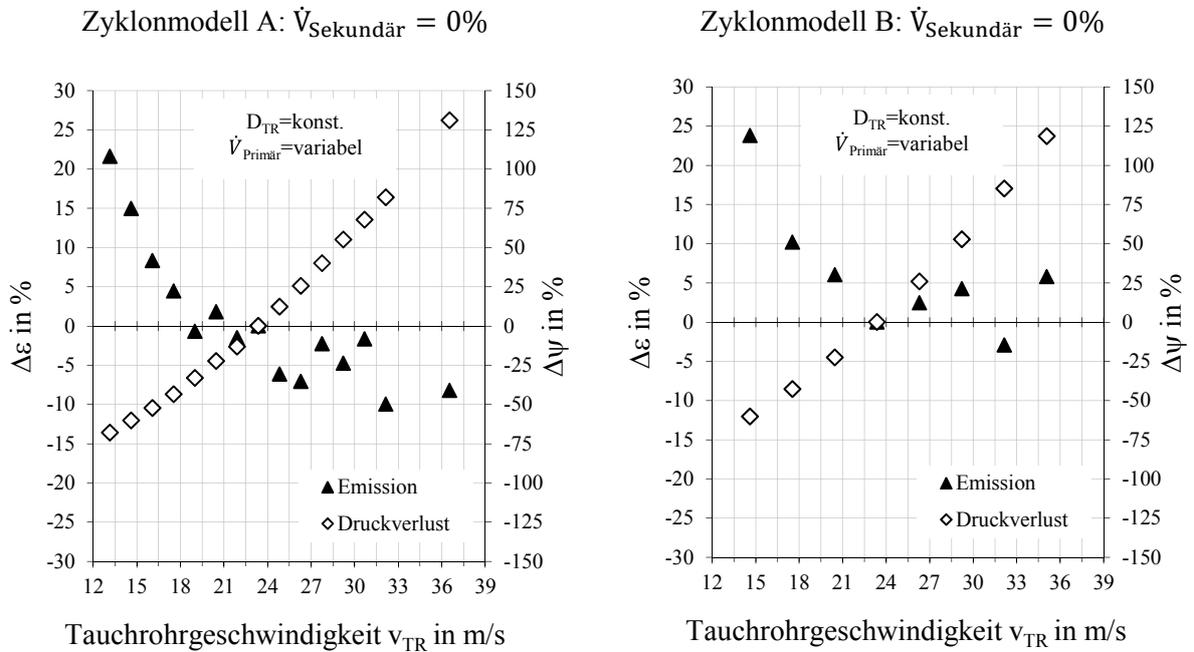


Abbildung 98: Leistungscharakteristik an unterschiedlichen Zyklonen durch Variation von $\dot{V}_{\text{Primär}}$

Als konsekutive Betrachtung dieses Phänomens werden Tauchrohre mit jenen Durchmessern gefertigt, die bei einem konstanten Primärluftvolumenstrom die exakt gleiche Tauchrohrgeschwindigkeit generieren wie die Variation von $\dot{V}_{\text{Primär}}$ verursacht, s. Abbildung 99. Diese Untersuchungen sollen aufzeigen, ob der Tauchrohrdurchmesser und ferner die Tauchrohrgeschwindigkeit alleinige Verursacher für den Einbruch der Emission sind.

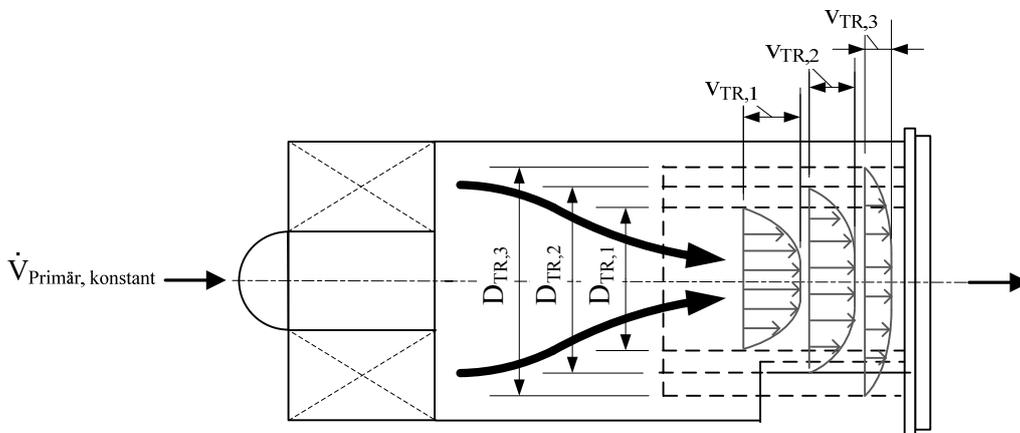


Abbildung 99: Veränderte v_{TR} aufgrund variablem D_{TR} ($\dot{V}_{\text{Primär}} = \text{konst.}$)

Unter Berücksichtigung des Phänomens der Verstopfung, welche sich bei einer kritischen Spalthöhe bzw. einem zu kleinen Abstand des Tauchrohres von der Zyklonaußenwand einstellen kann, wurden verschiedene Tauchrohrdurchmesser gefertigt. Die Variation von D_{TR} führt zu einem ähnlichen Verlauf der Partikelemission wie die Variation des Primärluftvolumenstroms, s. Abbildung 100 links. Die Emission verflacht eindeutig ab einer bestimmten Tauchrohrgeschwindigkeit v_{TR} , was auf das Erreichen einer kritischen Tauchrohrgeschwindigkeit v_{TR} schließen lässt.

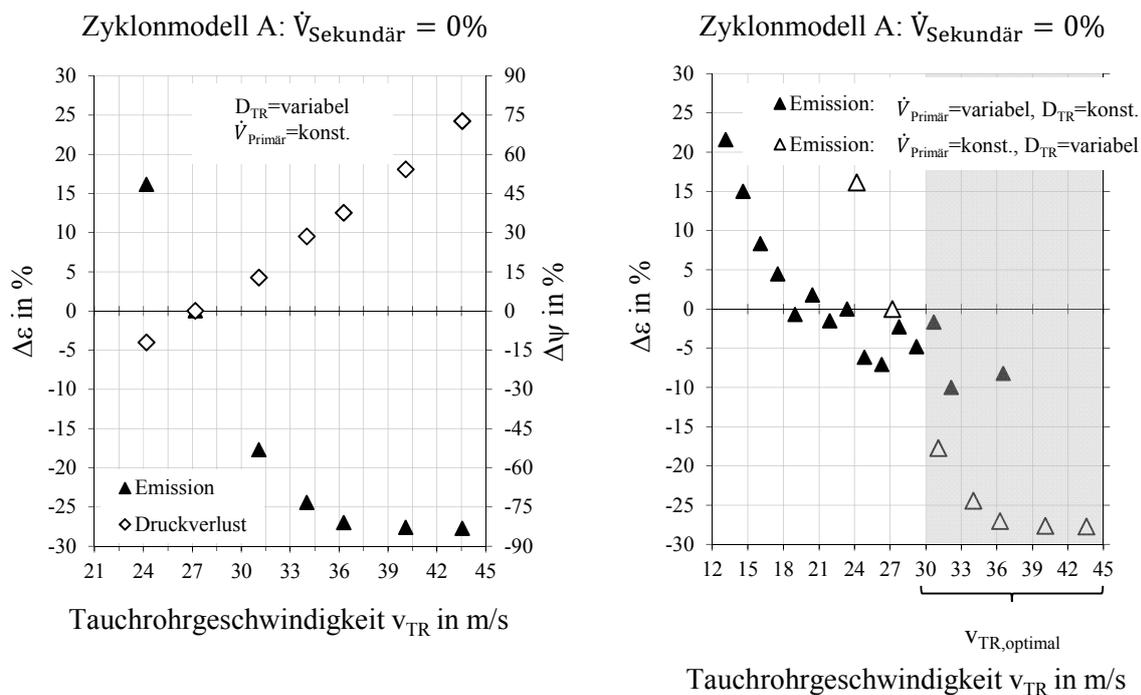


Abbildung 100: Leistungscharakteristik an Zyklonmodell A durch Variation von D_{TR} (links) und gemeinsame Auftragung der Variation von D_{TR} und $\dot{V}_{\text{Primär}}$ (rechts)

Die Ergebnisse aus der Variation von D_{TR} in Abbildung 100 links, zeigen ebenso ein Verflachen der Partikelemission ab einer Geschwindigkeit von ca. $v_{TR} > 30$ m/s. Die gemeinsame Auftragung der Variation von D_{TR} und $\dot{V}_{\text{Primär}}$ veranschaulichen einen gemeinsamen Bereich für geringste Partikelemissionen bei einer Tauchrohrgeschwindigkeit von ca. $30 \text{ m/s} < v_{TR, \text{optimal}} < 45 \text{ m/s}$, s. Abbildung 100 rechts. Die Ergebnisse der Zyklonmodelle A und B basieren auf Gleichstromzyklonen mit gleichem D_{ZYKLON} , jedoch mit unterschiedlichen geometrischen Relationen. Für eine zusätzliche Validierung der hier erhobenen Geschwindigkeitsverhältnisse wurde die Leistungscharakteristik an drei weiteren Gleichstromzyklonmodellen C, D und E vorgenommen. Die Modelle C und D sind im Maßstab 1:2 verkleinert und werden mit denselben Betriebsbedingungen wie das gegenständlich vorliegende Modell untersucht und unterscheiden sich in ihren absoluten Partikelemissionen und in der geometrischen Bauform. Für die Überprüfung einer allgemeineren Anwendbarkeit der hier erhobenen Erkenntnisse, werden die Modelle C und D im Betrieb mit Absaugung eingesetzt. Die

Absaugung beeinflusst das Strömungsverhalten in der Zyklonzelle beträchtlich, was einen wesentlichen Einfluss auf die Leistungscharakteristik nehmen kann. Ein weiteres Modell E besitzt einen im Maßstab 3,5:1 vergrößerten Zyklondurchmesser und wird im großindustriellen Einsatzbereich getestet. Die Untersuchungen des Modells E wurden am Particulate Solid Research, Inc. (PSRI) in Chicago durchgeführt, welches in der Katalysatorabscheidung im Third-Stage-Separator eines FCC-Prozesses eingesetzt wurde. Abbildung 101 zeigt die Leistungscharakteristik der Modelle C, D und E.

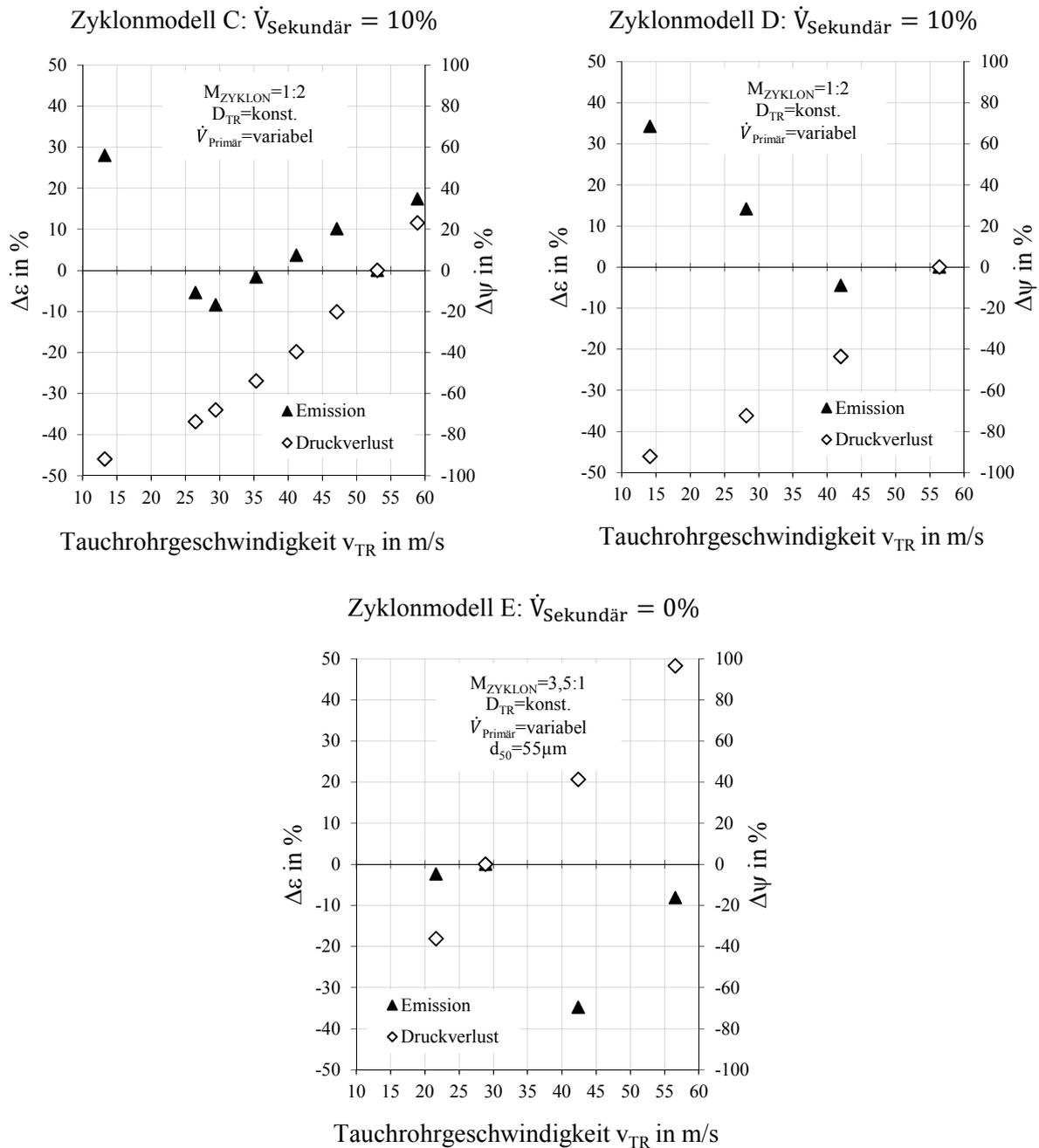


Abbildung 101: Leistungscharakteristik der Gleichstromzyklonmodelle C, D und E

Aus den Ergebnissen von Abbildung 98 und Abbildung 101 ist ein deutlicher Trend für höchstmögliche Abscheideeffizienz abzuleiten. Die Gleichstromzyklonmodelle A, B, C, D und E unterscheiden sich neben der Größenordnung und der geometrischen Details auch in ihrer Betriebsweise (ohne bzw. mit Absaugung) und in den eingesetzten Betriebsmitteln (d_{50} , ρ_p , c_0). Trotz dieser vielfältigsten Variation des Einsatzbereiches kann anhand Abbildung 102 eine optimale Tauchrohrgeschwindigkeit postuliert werden.

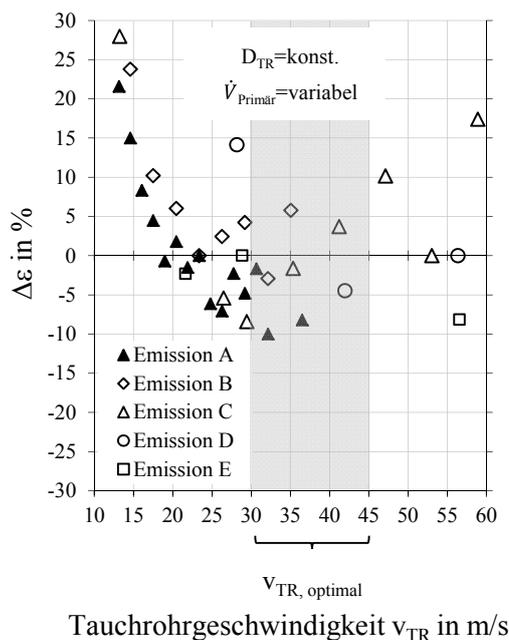


Abbildung 102: Relative Veränderung der Emission bei den Modellen A, B, C, D, und E unter Variation von $\dot{V}_{Primär}$

Die Partikelemission verflacht ab einer Tauchrohrgeschwindigkeit von ca. 30m/s und nimmt bei Geschwindigkeiten jenseits 45m/s wiederum teilweise zu. Dieses Phänomen tritt in ähnlicher Auswirkung beim Standard-Gegenstromzyklon auf, jedoch ist die Ursache nicht analog zu der des Gleichstromzyklons. Das Absaugen von Partikeln aus dem Staubsammelbehälter ist beim Gleichstromzyklon aufgrund der geometrischen Formgebung eher unwahrscheinlich. Die abgesaugte Betriebsweise, was einen zwangsweisen Abtransport der abgeschiedenen Partikel darstellt, zeigt eine ähnliche Partikelemission in Abhängigkeit der Tauchrohrgeschwindigkeiten wie der nicht abgesaugte Betrieb. Dies lässt die Vermutung zu, dass bei großen Tauchrohrgeschwindigkeiten keine Absaugung der Partikel aus dem Staubsammelraum stattfindet, sondern vielmehr die erhöhten lokalen Druckgradienten an der Tauchrohrmündung hierfür verantwortlich sind. Die große absolute Axialgeschwindigkeit an der Tauchrohrmündung resultiert in einer starken abrupten Einschnürung der Strömung, s. Abbildung 103.

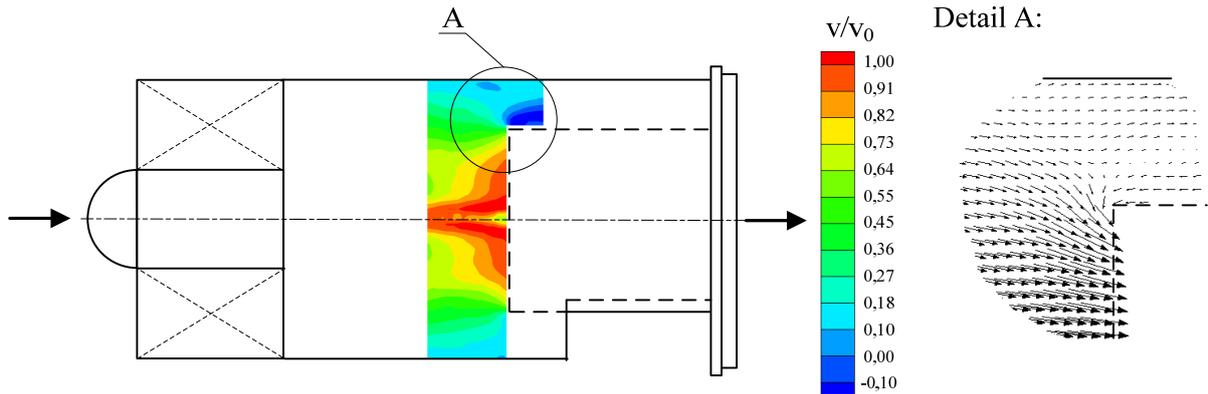


Abbildung 103: Mit PIV gemessene Axialgeschwindigkeit (links) und vektorielle Darstellung der Einschnürung an der Tauchrohrmündung anhand der Axial- und Radialgeschwindigkeit (rechts)

Abbildung 104 zeigt die radiale Geschwindigkeitskomponente in farbcodierter Darstellung. Anschließend an den Eintrittsleitapparat ist aufgrund der Drall-Aufprägung eine erhöhte radiale Geschwindigkeitskomponente zu erwarten. An der Tauchrohrmündung treten jedoch die höchsten radialen Geschwindigkeiten auf, welche durch die Einschnürung der Hauptströmung verursacht werden. Eine Verkleinerung des Tauchrohres impliziert größere lokale radiale Geschwindigkeiten, was dazu führen kann, dass Partikel in diesen Zonen mit in den Reingasstrom gezogen werden. Für eine genauere Betrachtung dieses potentiell abgesaugten Partikelkollektives sind die Strömungsgeschwindigkeiten in den Ebenen I und II in Abbildung 106 dargestellt.

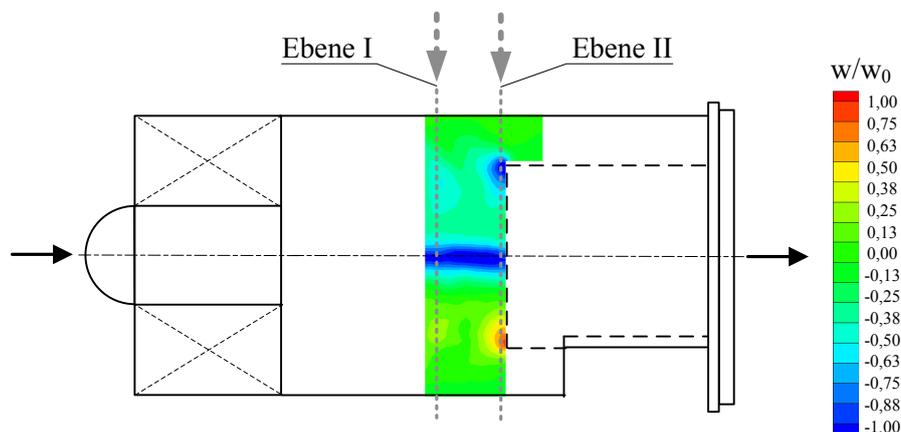


Abbildung 104: Mit PIV gemessene Radialgeschwindigkeit und Ebene I und II

Im Kern der Strömung treten in Abhängigkeit der Drallstärke lokale Unterdruckzonen auf, welche sich insbesondere in Tauchrohrnähe aufgrund der großen Umfangsgeschwindigkeit bemerkbar machen. Die Tracer-Partikel für die PIV-Messung können folglich nicht den gesamten Querschnitt homogen belegen, was dazu führt, dass die Strömung im Kern nicht valide ausgewertet werden kann, s. Abbildung 105.

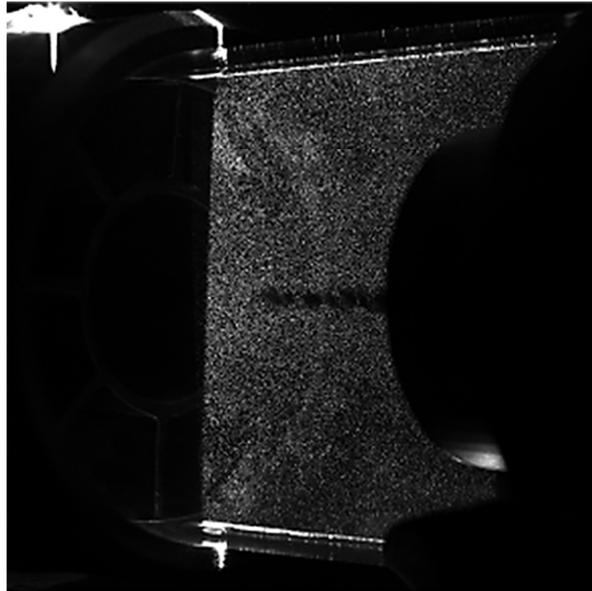


Abbildung 105: PIV-Aufnahme mit Seeding-freier Zone im Kern [45]

Die nicht homogen mit Seeding belegte Zone im Kern hat eine Ausdehnung von $-0,05 < r/R_{\text{ZYKLON}} < 0,05$ und ist in Abbildung 106 rechts grau hinterlegt.

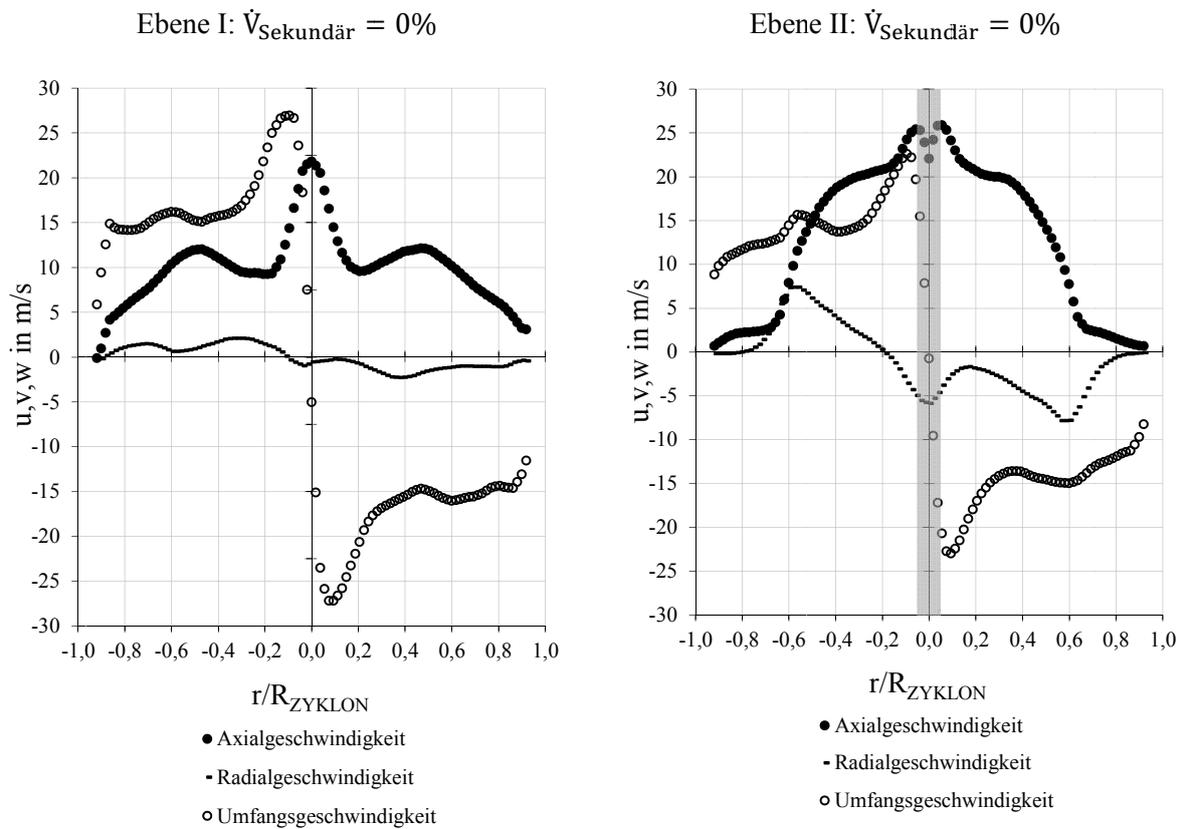


Abbildung 106: Mit PIV gemessene Geschwindigkeitsprofile in Ebene I und II [45]

Anhand der Geschwindigkeiten aus Abbildung 106, kann beispielhaft für ein Partikel in Tauchrohrnähe eine Grenzflächenbetrachtung angesetzt werden. An dieser Stelle wirft sich die Frage auf, welche Partikelgröße von der lokal erhöhten radialen Geschwindigkeitskomponente an der Tauchrohrmündung mit in das Reingas transportiert werden kann. Hierfür kann als Bewegungsgleichung für die in einem Zentrifugalfeld wirkenden Kräfte auf ein Partikel, unter Vernachlässigung der Gravitation, folgende Bedingung angesetzt werden, s. Abbildung 107.

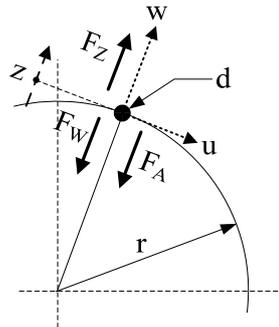


Abbildung 107: Auf das Partikel wirkende Kräfte im Zentrifugalfeld

Die aufgrund der Umfangsgeschwindigkeit verursachte Zentrifugalbeschleunigung F_Z , wirkt entgegen der auf das Partikel wirkenden Strömungswiderstandskraft F_W . Unter der Berücksichtigung eines stationären Bewegungsablaufes kann die Trägheitskraft in dieser Betrachtung vernachlässigt werden:

$$\frac{dw}{dt} = 0 \quad (5.14.1)$$

Anhand der in Abbildung 107 dargestellten Kräfte auf das Partikel, kann unter Berücksichtigung der wirkenden Auftriebskraft F_A folgende Gleichgewichtsbedingung angesetzt werden:

$$\left| \vec{F}_Z \right| - \left| \vec{F}_W \right| - \left| \vec{F}_A \right| = 0 \quad (5.14.2)$$

Die Zentrifugal-, Widerstands- und Auftriebskraft im Zentrifugalfeld lassen sich gemäß den Gleichungen (5.14.3) bis (5.14.5) beschreiben.

$$\vec{F}_Z = \rho_P \cdot V_P \cdot \vec{z} = \rho_P \cdot V_P \cdot \frac{\vec{u}^2}{r} \quad (5.14.3)$$

$$\vec{F}_W = \frac{\rho_G}{2} \cdot |\vec{w}| \cdot \vec{w} \cdot A_{P,proj} \cdot c_w(\text{Re}_P) \quad (5.14.4)$$

$$\vec{F}_A = -V_P \cdot \text{grad}(p) = -V_P \cdot \rho_G \cdot \frac{\vec{u}^2}{r} \quad (5.14.5)$$

Das Einsetzen der obigen Terme in die Gleichgewichtsbetrachtung (Gleichung (5.14.2)) liefert für die Annahme eines kugelförmigen Partikels eine Grenzpartikelgröße d_G von:

$$d_G = \frac{\rho_G}{\Delta\rho} \cdot |\vec{w}| \cdot \vec{w} \cdot \frac{3}{4} \cdot c_w(\text{Re}_P) \cdot \frac{r}{\vec{u}^2} \quad (5.14.6)$$

Die Betrachtung jener Partikelgröße, welche im Bereich der hohen Radialgeschwindigkeit in Tauchrohrnähe gerade noch nicht in das Tauchrohr gelangt, kann aus den Geschwindigkeiten aus Abbildung 106 bei Ebene II kurz vor dem Tauchrohr berechnet werden. Hierbei werden das Maximum der Radialgeschwindigkeit und die dazugehörige Umfangsgeschwindigkeit zur Berechnung herangezogen. Für die Bestimmung der Reynoldszahl Re , welche die Partikelumströmung berücksichtigt, muss iterativ vorgegangen werden, da die Grenzpartikelgröße in die Berechnung der Reynoldszahl und ferner in den Widerstandsbeiwert c_w eingeht.

Die Berechnung der Grenzpartikelgröße gemäß Gleichung (5.14.6) an der Stelle $r/R_{\text{ZYKLON}}=0,6$ ergibt einen Partikeldurchmesser von $d_G \approx 12 \mu\text{m}$. Partikel größer d_G , welche sich nach Durchlaufen des Abscheideraumes noch im Bereich der Tauchrohrmündung befinden, können somit von der großen lokal wirkenden Radialgeschwindigkeit mit in das Reingas gesaugt werden.

Die Verkleinerung des Tauchrohres führt zu ansteigenden lokalen radialen Geschwindigkeitskomponenten bei annähernd gleichen Umfangsgeschwindigkeiten in den Randzonen des Abscheideraumes. Dies kann dazu führen, dass die gerade noch abzuschneidende Grenzpartikelgröße zunimmt und ferner, wie anhand der Empirie belegt, größere Partikelemissionen resultieren. Neben einer potentiell größeren Partikelemission ist ein polynomisch ansteigender Druckverlust zu beobachten.

Für die untersuchten Modelle von Gleichstromzyklonen kann aus den Ergebnissen von Abbildung 100 bis Abbildung 102 zusammenfassend ein Bereich für die Tauchrohrgeschwindigkeit angesetzt werden, bei welchem geringste Partikelemissionen bei effizienten Druckverlusten erreichbar sind:

$$30 \text{ m/s} \leq v_{TR} \leq 45 \text{ m/s} \quad (5.14.7)$$

Die in Kapitel 5.1 empirisch erhobene Größenordnung für den Tauchrohrdurchmesser, welcher geringste Partikelemissionen bei akzeptablem Druckverlust generiert, liegt bei $0,55 \leq D_{TR}/D_{\text{ZYKLON}} \leq 0,65$ (vgl. Gleichung (5.1.2)). Auf Basis der Kontinuitätsgleichung kann folglich, unter Berücksichtigung des quadratischen Einflusses des Durchmessers, eine ideale axiale Durchströmungsgeschwindigkeit für den Gleichstromzyklon abgeleitet werden:

$$9 \text{ m/s} \leq v_{\text{ZYKLON}} \leq 19 \text{ m/s} \quad (5.14.8)$$

Diese idealisierte Leerrohrgeschwindigkeit (v_{ZYKLON}) ist auf den Durchmesser des Zyklons (D_{ZYKLON}) bezogen. Eine weiterführende Betrachtung der optimierten Leerrohrgeschwindigkeit im Zyklon führt zu Abbildung 108, welche in doppelt-logarithmischer Auftragung den idealen Einsatzbereich für Gleichstromzyklone hinsichtlich des Betriebsvolumenstromes darstellt. Die dunkelgrau hinterlegte Fläche stellt jenen Betriebsbereich dar, welcher unter Einhaltung der in dieser Arbeit erhobenen geometrischen Relationen, in geringsten Partikelemissionen bei effizientem Energiebedarf für Gasströmungen gemäß der ISO 5011:2000(E) resultiert. Die in dieser Arbeit erhobenen Ergebnisse wurden an Gleichstromzyklonen im Bereich von $10\text{mm} \leq D_{\text{ZYKLON}} \leq 150\text{mm}$ durchgeführt. Jedoch erlauben die Ergebnisse von parallel durchgeführten Versuchen an Zyklonen im großindustriellen Maßstab eine Extrapolation des optimalen Betriebsbereiches in Abbildung 108. Die perforierte Linie des unteren Bereiches für optimale Leistungsdaten repräsentiert einen ausgedehnten Einsatzbereich, welcher aufgrund der flachen Leistungskurve von Gleichstromzyklonen zu akzeptablen Abscheideergebnissen bei quadratisch reduzierten Druckverlusten führt.

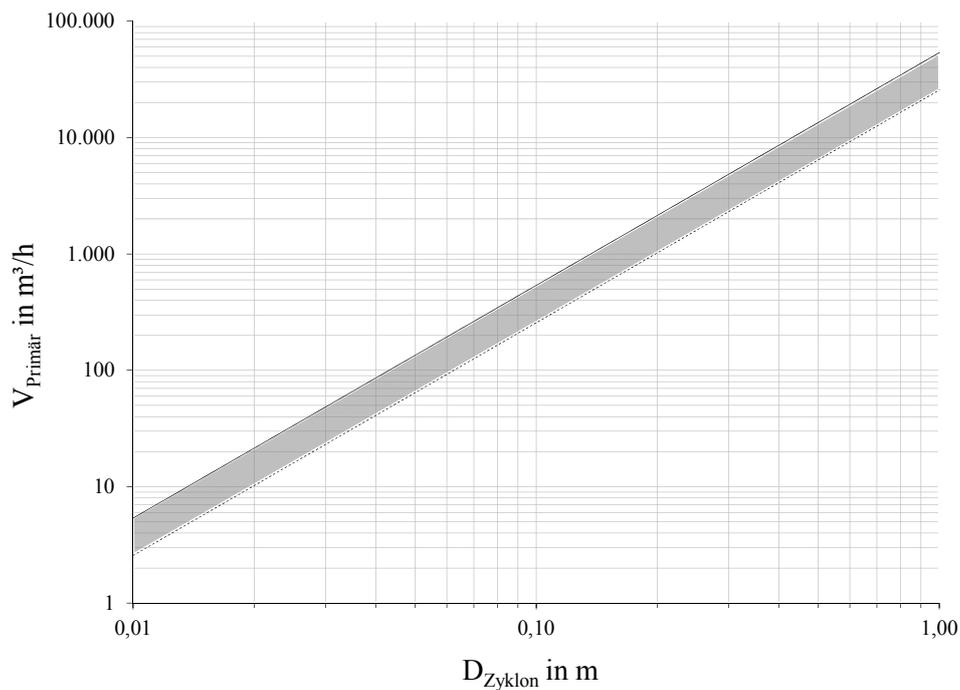


Abbildung 108: Optimaler Betriebsvolumenstrom in Abhängigkeit der Größe des Gleichstromzyklons

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Separation von Mehrphasenströmungen stellt eine grundlegende Aufgabenstellung in der mechanischen Verfahrenstechnik dar. Die Abscheidung von partikulären Verunreinigungen kann im Allgemeinen zwei verschiedene Zielsetzungen haben. Hierbei werden die Partikelrückgewinnung (z.B. Lebensmittelproduktion) und die Abgasreinigung (z.B. HKW) grundlegend unterschieden. Beiden Anwendungsfällen ist jedoch das Ziel einer möglichst vollständigen Partikelabscheidung gemeinsam. Hierfür kommen in der Verfahrenstechnik mehrere Typen von Partikelabscheidern zum Einsatz. Der Gleichstromzyklon ist ein Abscheidertyp, welcher mehrere Vorteile kombiniert. Die kompakte Bauform, die einfache Integrierbarkeit in Rohrleitungen und der geringe Energieverbrauch charakterisieren diesen Partikelabscheider. Bislang finden Gleichstromzyklone nur in einigen Spezialanwendungen Einsatz, weil keine allgemein gültigen Auslegungskriterien für diesen Abscheidertyp vorliegen.

Ziel dieser Arbeit war es, Auslegungskriterien für Gleichstromzyklone in Multizyklonblöcken zu generieren. Multizyklonblöcke vereinen den Vorteil der kompakten Bauform und des geringen Druckverlustes in einer Parallelschaltung vieler Gleichstromzyklone zu einem hocheffizienten Partikelabscheider. Für die empirische Ermittlung der Auslegungskriterien wurde ein industriell eingesetzter Multizyklonblock als referenzierende Größe herangezogen und hinsichtlich der geometrischen Bauform optimiert. Hierfür wurde die einzelne Gleichstromzyklonzelle in vier Hauptkomponenten unterteilt und systematisch untersucht. Die Vielzahl der zu variierenden Parameter jeder Hauptkomponente wurde auf Basis einer modellgestützten (statistischen) Versuchsplanung (DoE) beleuchtet. Mithilfe der DoE war es möglich, die vollfaktorielle Versuchsanzahl ohne Verlust der Aussagekraft der Ergebnisse auf einen Bruchteil zu reduzieren. Die Zielgrößen Partikelemission und Druckverlust wurden bei Bestäubungsversuchen gemäß ISO 5011:2000(E) ermittelt und als relative Veränderung zum Referenzzyklon aufgezeichnet. Für eine breite Anwendbarkeit der empirisch erhobenen Tendenzen bezüglich optimaler Leistungsdaten werden die geometrischen Parameter als Verhältnisse zum Zyklondurchmesser angegeben. Die teilweise marginalen Veränderungen von Emission und Druckverlust setzten eine sehr genaue Fertigung der Prototypen und Versuchsauswertung voraus. Das angewandte Stereolithografie-Verfahren zur Herstellung der

Prototypen repräsentiert eine hochpreisige, jedoch sehr präzise Fertigungsmöglichkeit für die Multizyklonmodelle. Die in der ISO 5011 vorgeschlagene Mindestversuchszeit wurde 4-fach verlängert, sodass eine Streuung des Abscheidegrades zwischen den Wiederholungsversuchen von $\pm 0,15\%$ erreicht werden konnte. Neben der Evaluierung etwaiger geometrischer Optimierungspotentiale durch die Partikelemission und den entstehenden Druckverlust wurde ebenso der Trenngrad $T(d)$ mittels Laserbeugung ermittelt und interpretiert.

Als weitere Methode zur Evaluierung der Strömungsvorgänge im Inneren des Gleichstromzyklons wurden nicht-invasive Strömungsprofilmessungen mittels Particle Image Velocimetry (PIV) vorgenommen. Die hierdurch gewonnenen Erkenntnisse wurden auch zur Evaluierung von CFD-Daten herangezogen. Die computergestützten CFD-Simulationen dienten zur Visualisierung der Strömungsvorgänge in optisch nicht zugänglichen Bereichen.

Die zusammengefassten Ergebnisse beziehen sich auf die untersuchten Gleichstromzyklone in einem Multizyklonverband im Größenbereich zwischen $10\text{mm} \leq D_{\text{ZYKLON}} \leq 150\text{mm}$, welche gemäß dem normierten Versuchsstandard der Ansaugluftvorreinigung von Verbrennungskraftmaschinen und Kompressoren durchgeführt wurden (ISO 5011:2000(E)).

Das Tauchrohr, welches die unmittelbare Trennebene von Partikel- und Gasstrom repräsentiert, nimmt einen wesentlichen Einfluss auf die Partikelemission und den Druckverlust des Gleichstromzyklons. Die Form und die Oberfläche des Tauchrohres beeinflussen maßgeblich den entstehenden Druckverlust. Eine Diffusor-ähnliche Gestaltung des Tauchrohrquerschnittes kann den Druckverlust im Vergleich zu zylindrischen Formen um bis zu 30% reduzieren. Die Oberfläche des Tauchrohres nimmt nur marginalen Einfluss, führt jedoch bei glatten Oberflächen ebenso zu einer leichten Druckverlustreduktion. Den bedeutsamsten Einfluss auf die Leistungsdaten verursachen der Durchmesser und die Länge des Tauchrohres. Zahlreiche geometrische Variationen dieser Parameter konnten aufzeigen, dass ein optimaler Bereich des Tauchrohrdurchmessers sehr deutlich festzustellen ist. Ein zu großer Tauchrohrdurchmesser führt ebenso wie ein zu kleiner Durchmesser zu einer markanten Zunahme der Partikelemission. PIV-Messungen im Bereich der Tauchrohrmündung zeigen eine rapide Zunahme der Axial- und Radialgeschwindigkeit unmittelbar vor dem Tauchrohr. Dies hat zur Folge, dass bei großen Tauchrohrgeschwindigkeiten bereits abgeschiedene in Wandungsnähe befindliche Partikel mit in das Reingas gesaugt werden. Die Tauchrohlänge beeinflusst die Leistungsdaten maßgeblich, wenn die notwendige Überdeckung von Tauchrohr und Staubaustragsfenster ungenügend groß ist. Dies kann dazu führen, dass Partikel aus dem Staubsammelbehälter zurück in den Reingasstrom gesaugt werden und in einer Zunahme der Partikelemission resultieren. Sonderbauformen des Tauchrohres die eine Führung der Partikel-Strähne verfolgen, oder am Tauchrohr montierte Ringscheiben zur Reduktion der Partikelrückströmung

zeigen, dass dadurch bestimmte Emissionsreduktionen erzielt werden können. Diese Reduktionen sind jedoch nur in Verbindung mit nicht-variierten Betriebsvolumenströmen erreichbar. Die Verwendung der untersuchten Sonderbauformen des Tauchrohres können in bestimmten Anwendungsfällen eine Reduktion der Partikelemission von bis zu 30% erzielen. Eine ungenaue Positionierung bzw. eine geringe Veränderung der Volumenströme kann jedoch eine Zunahme der Partikelemission von über 40% bewirken.

Der Staubaustrag ist im untersuchten Gleichstromzyklon als Staubaustragsfenster konstruiert. Die mannigfaltigen Variationen der Geometrie des Staubaustragsfensters unter Berücksichtigung der Wechselwirkungen mit dem Tauchrohr zeigen, dass zu kleine Öffnungen der Staubaustragsgeometrie eine störungsfreie Partikel-Abscheidung beeinflussen. Anhand von visuellen Beobachtungen des Staubaustrages konnte eine Verstopfung des Fensters durch Partikelanhäufungen festgestellt werden. Die Verstopfung ist neben der visuellen Wahrnehmung auch in einer markanten Zunahme der Streuung zwischen den Wiederholungsversuchen ersichtlich. Im nicht-abgesaugten Betrieb konnte eine kritische Fenstergröße abgeleitet werden, welche in einem kritischen Größenverhältnis von Fensterfläche zu Zyklonfläche festgehalten wird. Neben der Größe des Staubaustragsfensters beeinflusst ebenso der konvergierende Partikelstrom zwischen konischem Tauchrohr und Zyklonwand die störungsfreie Betriebsweise. So konnte bei den verwendeten Betriebsmitteln ebenso eine kritische Spalthöhe festgestellt werden, bei welcher der Staubaustrag mit Partikeln wächst. Die abgesaugte Betriebsweise erlaubt im Gegensatz dazu ein sehr kleines Staubaustragsfenster für optimale Leistungsdaten. Es kann behauptet werden, dass die Verwendung von Zyklonen mit $D_{\text{ZYKLON}} \leq 30\text{mm}$ nur mit einer Absaugung eines Sekundärluftvolumenstromes im Bereich um 10% des Primärluftvolumenstromes eine störungsfreie Partikelabscheidung garantiert. Im Allgemeinen zeigt der Betrieb mit Absaugung ähnliche Veränderungen der Leistungsdaten wie die nicht-abgesaugte Betriebsweise, jedoch sind die erhobenen Tendenzen etwas weniger stark ausgeprägt. Die Ausrichtung der Fenster wurde auf Basis eines computergestützten Particle-Tracking des Mediantdurchmessers beleuchtet. Die CFD-Simulationen zeigen, dass eine ungünstige Ausrichtung der Staubaustragsfenster im Multizyklonblock eine gegenseitige Beeinflussung verursacht. Im Bestäubungsversuch erbrachte die mittels CFD-Berechnung optimierte Ausrichtung der Austragsfenster jedoch nicht die erwartete Partikelabscheideleistung.

Eine weitere Hauptkomponente stellt der Abscheideraum dar, welcher in seiner Formgebung nur bedingt variiert werden kann. Im Allgemeinen ist der Abscheideraum rotations-symmetrisch ausgeführt und kann in Strömungsrichtung eine konische Aufweitung oder Verjüngung aufweisen. Die Untersuchungen zeigen, dass eine Aufweitung des Abscheideraumes bis zu 6° in einer Reduktion der Partikelemission von 10% resultiert. Die Verjüngung hingegen verursacht eine Zunahme der Emission, was auf den reduzierten Abstand der kreisenden Staubsträhne vom reingeführenden

Tauchrohr zurückzuführen ist. Die effektive Länge des Abscheideraumes konnte anhand der Bestäubungsversuche und den berücksichtigten Wechselwirkungen der Tauchrohlänge und der Länge des Austragsfensters empirisch bestimmt werden. Zur genaueren Beleuchtung der empirischen Erkenntnis, dass der Abscheideraum möglichst kurz gebaut werden soll, wurden weitere PIV-Messungen im Abscheideraum vorgenommen. Der reibungsbedingte Zerfall einer Drallströmung wurde in einem Drallrohr bis zu einer Lauflänge von $L=40D_{\text{Rohr}}$ untersucht. Hierbei konnte festgestellt werden, dass eine differentielle Betrachtung der Strömungsschichten insbesondere nach sehr kurzen Lauflängen eine sehr markante Reduktion beschreibt. Zur Darstellung dieses reibungsbedingten Zerfalls wurde die differentielle Drallzahl s eingeführt. Die äußersten Strömungsschichten erfahren bedingt durch die Wandrauigkeit bereits nach $L=1D_{\text{Rohr}}$ eine Reduktion der differentiellen Drallzahl um ca. 20%. Diese markante Reduktion in den Randzonen, nimmt einen Einfluss auf die Partikelemission des Gleichstromzyklons. Die Umfangsgeschwindigkeit in den Randzonen, in welchen der abzuscheidende Partikelstrom kreist, muss für eine effiziente Abscheidung der Partikel hoch gehalten werden. Diese Erkenntnis untermauert die empirisch erhobene Tatsache, dass der Abscheideraum sehr kurz gebaut werden kann.

Die vierte und letzte Hauptkomponente ist der Eintrittsleitapparat, welcher hinsichtlich der Form und der Anzahl der Leitschaufeln, der Schaufelanstellung und des Kerndurchmessers untersucht wurde. Hierbei konnte eine hybride Schaufelform entwickelt werden, welche niedrigsten Druckverlust mit höchstmöglicher Abscheideeffizienz vereint. Diese Schaufelform ist mit alternierend gekürzten Einlaufsegmenten ausgeführt und erzeugt gemäß Ergebnissen aus CFD-Simulationen einen implizit verengten Schaufelkanal, welcher folglich die Absolutgeschwindigkeit erhöht. Im Bestäubungsversuch kann mit der hybriden Schaufelform eine Reduktion der Partikelemission von 12% erreicht werden. Die Spreizung der Schaufelanstellung am Kern und an der Mantelkontur hat bei einer erzwungenen Vergrößerung einen positiven Einfluss auf die Leistungsdaten und resultiert in einer Emissionsreduktion von bis zu 8%. Anhand der modellgestützten Versuchsplanung konnten optimale Verhältnisse des Kerndurchmessers zu Zyklondurchmesser bei einer definierten Schaufelanstellung erhoben werden. Die Schaufelanzahl nimmt nur marginalen Einfluss auf die Leistungsdaten, beeinflusst jedoch die Länge des Leitapparates und folglich die Gesamtlänge des Gleichstromzyklons.

Die Kombination der Optimierungspotentiale aller vier Hauptkomponenten in einer optimierten Zyklongeometrie resultiert in einer Reduktion der Partikelemission von 31%, bei einer marginalen Zunahme des Druckverlustes von 2% bzw. mit Absaugung 8%.

Die Erkenntnis, dass kleine Tauchrohrdurchmesser eine Zunahme der Partikelemission verursachen, führt zu weiteren phänomenologischen Untersuchungen. Anhand der Variation des Primärvolumenstroms bzw. des Tauchrohrdurchmessers konnte eine kritische Tauchrohr-

geschwindigkeit im Bereich zw. $30\text{m/s} \leq v_{\text{TR,optimal}} \leq 45\text{m/s}$ festgestellt werden. Die Emissionszunahme bei zu kleinem Tauchrohrdurchmesser kann auf die erhöhte Radialgeschwindigkeit an der Tauchrohrmündung zurückgeführt werden, welche ein Absaugen von Partikeln verursachen kann. Das Zusammenführen der optimalen Tauchrohrverhältnisse mit den kritischen Tauchrohrgeschwindigkeiten führt zu einem optimalen Einsatzbereich von Gleichstromzyklonen hinsichtlich des Betriebsvolumenstroms.

Als Ausblick für zukünftige Untersuchungen ist eine Besonderheit bei sehr kleinen Zyklondurchmessern ($D_{\text{ZYKLON}} \leq 25\text{mm}$) festzuhalten. Reingasanalysen dieser miniaturisierten Zyklone zeigen, dass Partikel weit über dem erwarteten Trennkorndurchmesser den Zyklon passieren. Die Größenordnung dieses so genannten Spritzkorns liegt im Bereich $>150\mu\text{m}$. Es wird die Vermutung angestellt, dass bei kleinen Zyklonen mit Zentrifugalbeschleunigungen im Bereich um 40.000m/s^2 ein Abprallen bzw. Abspritzen grober Partikel von der Zyklonwand erfolgt. Eine weiterführende Untersuchung zu dieser Baugröße von Zyklonen führt zu einem zweistufigen Zyklon. Die zweite seriell angereihte Zyklonzelle wird ohne Leitapparat ausgeführt und hat zum Ziel, die groben Partikel mit dem reduzierten verbleibenden Drall abzuscheiden. Versuche mit zweistufigen Prototypen zeigen, dass die Partikelemission um ein Vielfaches verringert werden konnte und das Spritzkorn in der zweiten Zyklonstufe abgetrennt wird.

Die stetige Weiterentwicklung der berührungslosen Strömungsmesstechnik (z.B. PIV) erlaubt eine sehr präzise Evaluierung der Strömungsvorgänge im Inneren des Gleichstromzyklons. Anhand der in dieser Arbeit gemessenen Strömungsprofile kann zukünftig ein Modell für Partikel-Trajektorien aufgestellt werden. Dies könnte eine mögliche Basis für die Entwicklung eines ersten Abscheidegrad-Berechnungsmodells von Gleichstromzyklonen darstellen.

Als markante Eigenschaft von Gleichstromzyklonen konnte in diesen Untersuchungen die sehr flache Abscheidecharakteristik festgestellt werden. Diese Besonderheit repräsentiert einen weiteren bedeutenden Vorteil dieses Abscheiders, zum Erreichen akzeptabler Partikelemissionen bei geringsten Druckverlusten (Bsp.: Staubfeinheit $d_{50}=25\mu\text{m}$, $\eta=94,1\%$ bei $\Delta p=144\text{Pa}$). Diese vorteilhafte Eigenschaft sollte in weiterführenden Untersuchungen beleuchtet werden, sodass der Gleichstromzyklon zukünftig ein breiteres Anwendungsspektrum bedienen kann.

7 Summary

The separation of multiphase flows represents a major task in mechanical engineering. The separation of particulate pollutants in gas-flows could have two main objectives. Therefore the particle-recollection (e.g. food-powder-production) and the exhaust-gas-cleaning (e.g. heating-power-plant) are distinguished in principle. Both applications follow the same target of highest particle separation efficiency. There are consequently several types of dedusting facilities available in the field of process engineering. The uniflow cyclone (also known as a straight-through-cyclone) is a dedusting-device which combines many advantages in one. The compact construction, low energy consumption and easy integration within existing piping systems characterize this particle-separator. Until now uniflow cyclones have only been used in a few special applications, conferring to missing design criteria.

The main objective of this work was to generate design criteria for uniflow cyclones in a parallel assembly, a so called multicycloneblock. Multicycloneblocks combine the advantages of their compact construction together with their low energy consumption in an assembly of many parallel cyclone cells, thus creating a highly efficient particle-separator. For the empirical evaluation of design criteria, an industrially used multicycloneblock was taken as reference and was optimized according to its geometric design. A single cyclone cell was therefore divided in four major components and observed systematically. The numerous varied parameters of each major component have been observed on the basis of a model-aided (statistical) design of experiments (DoE). The DoE allows a reduction of the full-factorial number of tests to a fraction, without a loss in the validity of the results. The command variables, particle-emission and pressure drop have been gained from dedusting-tests according to the ISO 5011:2000(E) and are represented as relative change regarding to the reference-cyclone. To guarantee widespread usage of the empirically evaluated data to achieve high efficiencies, the geometric design parameters are shown as a ratio conferring to the cyclone diameter. The partially marginal changes of the emission and the pressure drop require a highly precise manufacturing of the cyclone prototypes and a high repetitious accuracy of the test evaluation. The Stereolithographic-Process used to manufacture the prototypes represents an expensive but very precise possibility of producing the multicyclone-models. The suggested test duration according to the ISO 5011 has been expanded by four times. This made it possible to reach a repetitious accuracy for the separation

efficiency between the tests of $\pm 0.15\%$. Beside the evaluation of the particle-emission and the pressure drop, the fractional efficiency $T(d)$ has also been calculated through the results of laser diffraction measurements.

As a further method to evaluate the behavior of gas-flow within the uniflow cyclone, non-invasive measurements of the gas-flow have been executed by using stereoscopic Particle Image Velocimetry (2D/3C PIV). This data has been used to evaluate the results of computer-aided CFD-simulations, which have been carried out to evaluate the flow behavior in optically non-visible areas.

The results of this work represent the investigated uniflow cyclones in a multicycloneblock in-between a size range of $10\text{mm} \leq D_{\text{CYCLONE}} \leq 150\text{mm}$ according to the standardized testing conditions of the “inlet air cleaning equipment for internal combustion engines and compressors” (ISO 5011:2000(E)).

The gas-outlet pipe (vortex finder) which represents the direct separation layer of the particle-flow and the gas-flow, bears a big influence on the particle-emission and the pressure drop of the uniflow cyclone. The shape and the behavior of the surface of the gas-outlet pipe have a large impact on the emerging pressure drop. A diffusor-like shape of the gas-outlet pipe could lead to a pressure drop 30% lower than that with a cylindrical shape. The surface of the gas-outlet pipe influences the pressure drop marginally, whereby a smooth surface slightly decreases the pressure drop. The most significant change of the command variables is observed by the diameter and the length of the gas-outlet pipe. Numerous geometric variations of these parameters indicated an optimal size range for a gas-outlet pipe diameter. It was noted, that very big as well as very small gas-outlet pipe diameters lead to an increase in particle-emission. PIV-measurements at the mouth of the gas-outlet pipe show a rapid increase of the axial and radial velocities directly at the port of the gas-outlet pipe. This consequently leads to the phenomenon that the high gas-outlet pipe velocities suck the separated particles near the cyclone-wall back into the pure gas-flow. The length of the gas-outlet pipe influences the command variables significantly if the necessary coverage of the gas-outlet pipe and the particle-outlet gap is undersized. This lead to the phenomenon that separated particles were sucked out of the particle-collection chamber and returned into the pure gas which consequently resulted in an increase in particle-emission. A special structural shape of the gas-outlet pipe, aimed to guide the particle-flow towards the outlet-gap and a guide rod mounted on the gas-outlet pipe, showed that some special installations could reduce the particle-emission. These reductions in the particle-emission due to the special structural shapes of the gas-outlet pipe are linked to constant gas-flows. The observed shapes allow a reduction of the particle-emission up to 30%, whereby an inexact positioning or a variation of the gas-flow could raise the particle-emission higher than 40%.

The particle-outlet gap in the observed uniflow cyclone was used as a particle-outlet-window. The large variation of its geometry in consideration with the interaction of the gas-outlet pipe, show that

size significantly influences the undisturbed particle separation. By means of visual observations, a blocking of the particle-outlet gap was detected. The blocking was also recognized by a significant drop in the repetitious accuracy. The test without underflow showed the importance of the size of the particle-outlet gap, recorded as a critical ratio between window-size and the cyclone-size. Beside the size of the particle-outlet gap, the converging particle-flow between gas-outlet pipe and cyclone-wall also influences a secure operation. In terms of the boundary conditions used, a further critical distance of the gas-outlet pipe and the cyclone-wall was observed, where a blocking of the particle-outlet was seen. Contrary to this operating method, the use of a 10% underflow allows even the smallest sizes of particle-outlet gaps to give the highest separation efficiencies. It was observed that an application of cyclones with $D_{\text{CYCLONE}} \leq 30\text{mm}$, requires an underflow within the range of 10% of the primary flow for secure operation. In general, the operation with or without underflow showed similar changes of the command variables, however the elevated tendencies with underflow were less distinctive. The alignment of the particle-outlet gaps was optimized using computer-added particle-tracking of the median particle-diameter. The simulations showed that an inappropriate alignment of the particle-outlet gaps lead to mutual interferences. The optimal alignment of the gaps from the CFD investigations did not however show the lowest particle-emissions during the empirical tests.

Another major component represents the particle-separation chamber, which is limited in its geometric variation. The separation-chamber is rotationally symmetrical and may have a widened or a diminished flow direction. The investigations show, that a 6° widening of the separation-chamber leads to a reduction in particle-emission of up to 10%. Conversely, a diminution leads to an increase in particle-emission, which could be traced back to the reduced distance of the rotating dust-strand from the pure gas-flow. The effective length of the separation-chamber could be calculated in empirical dedusting tests comparing the interaction of the length of the gas-outlet pipe and the particle-outlet gap. To shed more light onto the empirical findings regarding the most effective separation length, further PIV-measurements were carried out. The friction-based decay of the swirl was observed in a swirl-pipe with a run length of $L=40D_{\text{Pipe}}$. At this juncture it was determined that a differential consideration of the flow-layers showed a significant reduction after short run lengths. For the representation of this friction-based swirl-decay, the differential swirl-number 's' was established. The outer flow-layers suffered a loss in differential swirl-number of 20% within the run length of $L=1D_{\text{Pipe}}$, caused by the surface quality of the cyclone. This marked reduction in the outer flow-layers strongly influences the particle-emission of the uniflow cyclone. The magnitude of the circumferential velocity at the outer wall has to be kept high in order to secure an efficient separation of the rotating particle-flow. These conclusions enforce the empirically collected tendencies that the particle-collection-chamber should be built to a very short length.

The fourth and final major component is the inlet-vane pack, in which the shape and the number of vanes, the vane-angle, and the diameter of the core were all observed. The main output of these investigations was a hybrid shape of the vanes, which combined the lowest pressure drop with the highest separation efficiency. This vane-shape was constructed by alternating shortened inlet-segments and lead to an implicit narrowed vane-channel, thereby raising the absolute outlet-velocity regarding the CFD-simulation results. The dedusting-tests showed a reduction in particle-emission of up to 12% with the use of the hybrid vane-shape. The extension of the spreading between the vane-angle at the core and casing contours had a positive impact on the particle-emission and reduced the pressure drop by 8%. With the help of the DoE it was possible to develop optimal ratios for the core-diameter to the cyclone-diameter at given vane-angles. The number of vanes marginally affects the command variables, although they have a significant influence on the length of the inlet-vane-pack.

The combination of the optimization-potentials from all major components in one final cyclone-geometry resulted in a 31% reduction in particle-emission with a slight increase in the pressure drop of 2% without the use of an underflow and 8% with an underflow.

The knowledge, that a small gas-outlet pipe diameter results in an increase in the particle-emission, brought about some more phenomenological investigations. The variation of the primary gas-flow as well as the variation of the gas-outlet pipe diameter indicated a critical gas-outlet-velocity in the range of $30\text{m/s} \leq v_{\text{TR,optimal}} \leq 45\text{m/s}$ where highest efficiencies occur. The increasing particle-emission with small gas-outlet pipe diameters could be ascribed by the raised radial-velocity at the port of the gas-outlet pipe, responsible for the re-entrainment of particles. The consolidation of the optimal gas-outlet pipe design-size with the critical range of the gas-outlet velocity leads to optimal operating conditions for uniflow cyclones regarding the main gas-flow.

For future investigations the distinctiveness of very small uniflow cyclones ($D_{\text{CYCLONE}} \leq 25\text{mm}$) should be turned under attention. Analysis of the pure gas-flow of these miniaturized cyclones showed that particles far in excess of the cut-size diameter by pass the cyclone. The size range of this so called bounce-particle is $>150\mu\text{m}$. Consequently, we can predict that very small cyclones with centrifugal accelerations above the range of 40.000m/s^2 will induce a bouncing of coarse particles from the cyclone-wall. Investigations to the above mentioned sizes of cyclones lead to the construction of two-stage-cyclones, whereby the secondary cyclone without inlet-vane pack is arranged in a series and has the objective to separate the coarse particles with the residual swirl. Tests with two-stage-cyclones showed a significant reduction in particle-emission and the separation of the bounce-particles in the second stage.

The continuous development of non-invasive flow-measurements (e.g. PIV) allows for further precise evaluations of the flow-behavior inside the uniflow cyclone. With the help of the present flow-

measurement results from inside the cyclone, a particle-trajectory-model could be derived. This could be the basis for the development of a first calculation-model for the separation efficiency of uniflow cyclones.

A further feature of uniflow cyclones which could be investigated is the very flat separation-characteristic. This represents a major benefit to this precipitator as it can achieve acceptable particle emissions even at the lowest pressure drops (e.g. Dust $d_{50}=25\mu\text{m}$, $\eta=94,1\%$ at $\Delta p=144\text{Pa}$). Future investigations should shed more light onto this advantageous characteristic so that the uniflow cyclone could operate in a wider range of applications.

Literaturverzeichnis

- [1] Knickerbocker Company, "Staubsammler", USA, Patent Nr. CH504A, 1889.
- [2] Barth, W., Berechnung und Auslegung von Zyklonabscheidern aufgrund neuer Untersuchungen, Brennstoff-Wärme-Kraft, Band 8, VDI-Verlag, 1956.
- [3] Muschelknautz, E., Die Berechnung von Zyklonabscheidern für Gase, Chem.-Ing.- Techn., Nr.44: 63–71, 1972.
- [4] Muschelknautz, U., Zykclone zum Abscheiden fester Partikel aus Gasen, VDI-Wärmeatlas Abschnitt Lcd, Springer-Verlag, 10. Auflage, 2006.
- [5] Muschelknautz, E., Trefz, M., Secondary flow and short circuit flow at the dust discharge end of cyclone separators. Calculation and design of multicyclones, 1.European Symposium: Separation of Particles from Gases, Nürnberg, 1989.
- [6] Baluev, E. D., Troyankin, Y. V., The effect of design parameters on the aerodynamics of cyclone chambers, Teploenergetika Nr.14: 67-71, 1967.
- [7] Lang, P., Modelluntersuchungen an feststoffbeladenen Drehströmungen und deren Übertragbarkeit auf Hochtemperaturreaktoren, Dissertation Universität Fridericana (TH), Karlsruhe, 1984.
- [8] Gauthier, T.A., Briens, C.I., Bergougnou, M.A., Galtier, P., Uniflow cyclone efficiency study, Powder Technology, Nr.62: 217-225, 1990.
- [9] Zhang, Y., Wang, X., Riskowski, G.L., Christianson, L.L., Ford, S.E. Particle separation efficiency of a uniflow deduster with different types of dust, Transactions of ASHRAE, 1999.
- [10] Swambabu, V., Pitchumani, B., A Simple Model for finding efficiency of uniflow cyclone, AFS-Society, Annual Conference, Valley Forge/PA, 2008.
- [11] Weng, M., Experimentelle und Numerische Untersuchung von Gleichstromzyklonen, Dissertation, RWTH Aachen, 2002.

- [12] Kassatkin, A.F., Chemische Verfahrenstechnik, VEB-Verlag, Berlin, 1958.
- [13] Kriegel, E., Modelluntersuchungen an Zyklonabscheidern, Technische Mitteilung Krupp: Forschungsbericht, Nr.25: 21–36, 1967.
- [14] Wiedemann, A., Mehrkomponenten-Laser-Doppler-Anemometer-Messungen in einer drallbehafteten Rohr- und Brennkammerströmung, Dissertation, Universität Göttingen, 2001.
- [15] Büsenthür, B., Gleichgewichtszustand drallbehafteter Strömungen in zylindrischen, geraden Rohren, Fortschritt-Berichte VDI: Strömungstechnik, Reihe 07, VDI-Verlag, Nr. 37, 1988.
- [16] Teplitzky, L., Zur Berechnung von Wirbelhalbmessern in rotationssymmetrischen Drallströmungen, Forschung im Ingenieurwesen, Band 36, Nr.3: 74-78, 1970.
- [17] Beer, J.M., Chigier, N.H., Combustion Aerodynamics, Applied Science Publishers, London, 1972.
- [18] Tan, Z., An analytical model for the fractional efficiency of a uniflow cyclone with a tangential inlet, Powder Technology, Nr.183: 147-151, 2008.
- [19] Muschelknautz, U., Pattis, P., Reinalter, M., Kraxner, M., Design Criteria of Uniflow Cyclones for the Separation of Solid Particles from Gases, CFB10 – 10th International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidized Bed Technology, Sunriver/OR, 2011.
- [20] Hsiao, T.C., Chen, D.R., Li, L., Greenberg, P., Street, K.W., Development of a Multi-Stage Axial Flow Cyclone, Aerosol Science and Technology, Nr.44: 253-261, 2010.
- [21] Kwon, S.B., Kim, S., Park, D.S., Cho, Y., Kim, J., Kim, M., Kim, T., Novel Air Filtration Device for Building Air Handling Unit, Aerosol and Air Quality Research, Nr.11: 570-577, 2011.
- [22] Pfeffer, H.W., Apparatus for Collecting Dust Particles, Patent Nr. US1735298, 1929.
- [23] Danz, H.O., Tube Type Collector, Patent Nr. US2323707, 1943.
- [24] Hengst and Donaldson Company Inc., Zyklonabscheider zum Reinigen von Gasen, Patent Nr. DE1546663A, 1969.
- [25] Pall Corporation, Vortex Air Cleaner Array, Patent Nr. US3915679A, 1975.
- [26] Donaldson Company Inc., Air Cleaner Apparatus, Patent Nr. US4746340A, 1988.
- [27] Mann+Hummel GmbH, Multicell Cyclone and Method for Producing it, Patent Nr. US2003057151A, 2003.

- [28] Mahle International GmbH, Gas Intake Zone of gas Filter Housing, used as a Prefilter, Patent Nr. US2008209869A, 2008.
- [29] Pall Corporation, Separator Assemblies, Patent Nr. GB2324484A, 1997.
- [30] Reinz-Dichtungs GmbH, Zylinderkopfhaube mit Ölabscheider, Patent Nr. 102004011177A1, 2004.
- [31] Peng, W., Hoffmann, A. C., Separation Characteristics of Swirl-Tube Dust Separators, AIChE Journal, Nr.50: 87-96, 2004
- [32] Hoffmann, A.C., Stein, L.E., Gas Cyclones and Swirl Tubes, Springer Verlag, 2. Auflage, 2008.
- [33] Dirgo, J., Leith, D., Performance of Theoretically Optimized Cyclones, Filtration Sep., Nr.22: 119-125, 1985.
- [34] Sechrist, P.A., Hedrick, B. W., Cyclone for separating fine solid particle from a gas stream, Patent No. US6.673.133B2, 2004.
- [35] Kraxner, M., Muschelknautz, U., Karri, S.B.R., Cocco, R., Knowlton, T.M., Applicability of a Uniflow Cyclone as a Third Stage Separator in the FCC-Process, AIChE-American Institute of Chemical Engineers, Annual Meeting, Minneapolis/MN, 2011.
- [36] Chen, Y.-M., Evolution of FCC – Past Present and Future – and the Challenges of Operating a High-Temperature CFB-System, CFB10 – 10th International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidized Bed Technology, Sunriver/OR, 2011.
- [37] Kleppmann, W., Taschenbuch Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren, Hanser Verlag, 5. Auflage, 2008.
- [38] Adam, M., Statistische Versuchsplanung und Auswertung, Hochschule Düsseldorf, Fachbereich Maschinenbau, 2004.
- [39] Isermann, R., Töpfer, S., Modellgestützte Steuerung, Regelung und Diagnose von Verbrennungsmotoren, Kapitel 8: Statistische Versuchsplanung, Springer Verlag, 2003.
- [40] ISO- International Standard: Inlet air cleaning equipment for internal combustion engines and compressors - Performance testing, ISO 5011:2000(E), 2001.
- [41] Mann+Hummel - Compac Plus, Der neue Kompaktluftfilter für höchste Anforderungen, Produktdatenblatt, Ludwigsburg, abgerufen 10/2010.
- [42] Nitsche, W., Brunn, A., Strömungsmesstechnik, Springer-Verlag, 2. Auflage, 2006.

- [43] Elsinga, G.E., Wieneke, B., Scarano, F., Schröder, A., Tomographic 3D-PIV and Applications, Particle Image Velocimetry, Topics Appl. Physics, Springer-Verlag, Nr.112: 103-126. 2007.
- [44] Vennemann, P., Kiger, K.T., Lindken, R., Groenendijk, B.C.W., Stekelenburg-de Vos, S. ten Hagen, T.L.M., Ursem, N.T.C., Poelmann, R.E., Westerweel, J., Hierck, B.P., In vivo micro particle image velocimetry measurements of blood-plasma in the embryonic avian heart, Journal of Biomechanics, Nr.39: 1191-1200, 2006.
- [45] Lauterbach, F., Strömungsprofiluntersuchung von Gleichstromzyklonen mittels stereoskopischer Particle Image Velocimetry, Masterarbeit, MCI Innsbruck, 2011.
- [46] Kallweit, S., Willert, C., Dues, M., Müller, U., Lederer, T., PIV for Volume Flow Metering, 14th Int. Symp. Of Laser Techniques to Fluid Mechanics, Lissabon, 2008.
- [47] Dries, H.W., Geiger, F.J., Bekink, S.J., Postma, R.S., Hoffmann, A.C., Hot flue gas clean up with the upgraded shell third stage separator, CFB6, 6th International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidized Bed Technology, Würzburg, 1999.
- [48] Mann+Hummel GmbH, Device for Separating Particles from a Gas Flow, Patent Nr. WO08040639A, 2008.
- [49] Donaldson Company Inc., Centrifugal Air Cleaner with Static Charge Dissipating Structure, Patent Nr. US3713280A, 1973.
- [50] Bearman, P.W., Harvey, J.K., Golf Ball Aerodynamics, Aeronautical Quarterly, Nr.27: 112-122. 1976.
- [51] Sigloch, H., Technische Fluidmechanik, Springer Verlag, 6. Auflage, 2008.
- [52] Bolda, J., Huurdeman, B., CFD-Untersuchung zum Staubaustrag von Gleichstromzyklonen in Multizyklonblöcken, Präsentation am MCI 14.10.2011, Mann+Hummel GmbH, 2011.
- [53] Kraxner, M., Lauterbach, F., Muschelknautz, U., Stereoskopische PIV-Messung eines Wirbelzerfalls, GALA-German Association of Laser Anemometry, Ilmenau, 2011.
- [54] Kraxner, M., Pillei, M., Muschelknautz, U., Stereoskopische PIV-Messung eines Wirbelzerfalls bis $40 \times D_{\text{Rohr}}$ – Mathematische Modellierung, GALA-German Association of Laser Anemometry, Rostock, 2012.
- [55] Kraxner, M., Lauterbach, F., Muschelknautz, U., PIV-measurements of a vortex breakdown, CFB10 – International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidized Bed Technology, Sunriver/OR, 2011.

- [56] Schlichting, H., Gersten, K., Grenzschicht-Theorie, Springer Verlag, 10. Auflage, 2006.
- [57] Muramaki, M., Kitoh, O., Katayama, Y., Iida, Y., An Experimental Study of Swirling Flow in Pipes, JSME International Journal Series B, Nr.128: 118-126, 1976.
- [58] Kitoh, O., Experimental study of turbulent swirling flow in a straight pipe, Journal of Fluid Mechanics, Nr.225: 445-479, 1991.
- [59] Najafi, A.F., Mousavian, S.M., Amini, K., Numerical investigation on swirl intensity decay rate for turbulent swirling flow in a fixed pipe, International Journal of Mechanical Sciences, Nr.10: 801-811, 2011.
- [60] Steenbergen, W., Voskamp, J., The rate of decay of swirl in turbulent pipe flow, Flow Measurement and Instrumentation, Nr.9: 67-78, 1998.
- [61] Pillei, M., Strömungsprofiluntersuchungen hinsichtlich der Entstehung und Ausbreitung von Wirbel-Strömungen im Rohr mittels stereoskopischer Particle Image Velocimetry, Masterarbeit, MCI Innsbruck, 2012.
- [62] Chang, F., Dhir, V.K., Turbulent flow field in tangentially injected swirl flow in tubes, School of Engineering and Applied Science, Dep. Aerospace and Nuclear Engineering, University California, Los Angeles/CA, 1994.
- [63] Jawareh, A. M., Vatistas, G. H., Reynolds Stress Model in the Prediction of Confined Turbulent Swirling Flows, Journal of Fluids Engineering, Nr.128: 1377-1382, 2006.
- [64] Bolda, J., Huurdeman, B., Comparison of measured velocity profiles (PIV) with CFD-Simulations, Präsentation am MCI 29.11.2011, Mann+Hummel GmbH, 2011.
- [65] Oertel, H., Reviol, T., Übungsbuch Strömungsmechanik, Springer Vieweg Verlag, 8. Auflage, 2012.
- [66] Kraxner, M., Muschelknautz, U., Wechner, S., Ackermann, S., Greif, V., Bolda, J., Sommer, K., Influence of the Inlet Vane Geometry on the Uniflow Cyclones Performance, AIChE – American Institute for Chemical Engineers, Annual Meeting, Pittsburgh/PA, 2012.
- [67] Bolda, J., Huurdeman, B., 2D-Strömungssimulation für ein ebenes Schaufelgitter, Präsentation am MCI 13.08.2010, Mann+Hummel GmbH, 2010.
- [68] Kraxner, M., Portenkirchner, M., Brugger, T., Muschelknautz, U., Effective Flow Rates for Uniflow Cyclones Performance, CSChE – 62nd Canadian Chemical Engineering Conference, Vancouver/BC, 2012.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Prinzip eines Partikelabscheiders mit Stoffgrößen.....	5
Abbildung 2: Geometrische Hauptabmessungen eines Standard-Gegenstromzyklons.....	8
Abbildung 3: Gesamtabscheidegrad mit anteiliger Wand- und Wirbelabscheidung in Abhängigkeit der Eintrittsbeladung [4].....	10
Abbildung 4: Geometrische Hauptabmessungen eines Gleichstromzyklons.....	11
Abbildung 5: Getrennt voneinander untersuchte Hauptkomponenten (I-IV).....	20
Abbildung 6: Schematische Darstellung des zweigeteilten Werkzeugstempels beim Spritzgussverfahren einer Gleichstromzyklonzelle.....	21
Abbildung 7: Schematische Darstellung der Entformungsschräge (links) und der negativen Überdeckung ü (rechts).....	21
Abbildung 8: Konventionelle Methoden der Versuchsplanung [38].....	22
Abbildung 9: Versuchsplan mit 2 ² Messpunkten im linearen und polynomischen Versuchsmodell....	23
Abbildung 10: Geometrische Hauptabmessungen der untersuchten Gleichstromzyklonzelle.....	24
Abbildung 11: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers und der Tauchrohrlänge auf den Abscheidegrad.....	25
Abbildung 12: 5-zelliger CAD-Referenz-Prototyp im Schnitt (links) und STL-Referenz-Prototyp (rechts).....	27
Abbildung 13: Anbau des Multizyklonblocks an das Kompaktluftfiltergehäuse.....	28
Abbildung 14: Korngrößenverteilung des verwendeten Aufgabegutes "Arizona Coarse A4 Test Dust".....	30
Abbildung 15: REM-Aufnahme des Aufgabegutes "Arizona Coarse A4 Test Dust".....	30
Abbildung 16: Fließbild der Versuchsapparatur für die Staubexperimente.....	32
Abbildung 17: Versuchsapparatur der Staubexperimente.....	33
Abbildung 18: Klassischer 2D/2C-PIV-Messaufbau [45].....	36

Abbildung 19: Eintrittsleitapparat mit Quarzglas-Messstrecke für die Strömungsprofilmessung	36
Abbildung 20: Stereoskopischer 2D/3C-PIV-Messaufbau [45].....	37
Abbildung 21: In-situ Messung der Tropfengröße der Tracer-Partikel.....	38
Abbildung 22: Schematische Darstellung der Kalibrierbilder (perspektivisch verzerrt und entzerrt) ..	39
Abbildung 23: Optische Verzeichnung in den Randbereichen des Glasrohres.....	40
Abbildung 24: Schnitte um die Rohrachse zur Auswertung der Geschwindigkeiten [45].....	40
Abbildung 25: Schematischer Aufbau der PIV-Versuchsanlage [45].....	41
Abbildung 26: Fließbild der Versuchsapparatur für die Strömungsprofilmessung.....	42
Abbildung 27: Trenngradverlauf $T(d)$ des Referenzzyklons im 5er Verband ohne Absaugung.....	45
Abbildung 28: Untersuchte Formen des Tauchrohres.....	45
Abbildung 29: Untersuchte Sonderbauform (I) am Tauchrohr K 0,63/1,25	47
Abbildung 30: Untersuchte Sonderbauform (II) am Tauchrohr K 0,63/1,25	47
Abbildung 31: Hauptströmung mit den Bereichen der Rückströmung	48
Abbildung 32: Schematische Darstellung der Rückströmung am Tauchrohr	48
Abbildung 33: Schematische Darstellung der Oberflächenrauigkeit am Tauchrohr	49
Abbildung 34: Parallele Anordnung von Gleichstromzyklonen mit Staubaustragsschlitz	50
Abbildung 35: Schematische Darstellung der Geometrieparameter am Staubaustragsfenster.....	51
Abbildung 36: Konische Öffnung/Verjüngung des Abscheideraumes	52
Abbildung 37: Dreiteilige Ausführung des Gleichstromzyklons bedingt durch verjüngenden AR.....	53
Abbildung 38: Standardform der Leitschaufeln des untersuchten Gleichstromzyklons	54
Abbildung 39: Schematische Darstellung der Absolut-, Umfangs- und Axialgeschwindigkeit	55
Abbildung 40: Abwicklung der Schaufelkontur des Eintrittsleitapparates	56
Abbildung 41: Versuchskombinationen am Eintrittsleitapparat aus D_{KERN} und n_{SCHAUFEL}	59
Abbildung 42: Beobachtete Leistungscharakteristik von Gleichstromzyklonen.....	60
Abbildung 43: Einfluss der Tauchrohrform auf den Druckverlust verglichen mit der STD-Form.....	64
Abbildung 44: Schematische Darstellung der Strömungsablösung an den TR-Formen Zylinder (links) und Trompete (rechts)	64
Abbildung 45: Untersuchte Parameter an der Tauchrohrgeometrie	65
Abbildung 46: Schematische Darstellung partikelgrößenabhängiger Sedimentationslinien.....	66

Abbildung 47: Einfluss der Tauchrohrlänge auf die Sedimentationslinie von Partikeln	67
Abbildung 48 : Einfluss der Tauchrohrlänge auf Emission und Druckverlust.....	68
Abbildung 49: Einfluss der Tauchrohrlänge auf Emission und Druckverlust bei gleichzeitiger Variation der Größe des Staubaustragsfensters.....	68
Abbildung 50: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers auf die Sedimentationslinie von Partikeln	69
Abbildung 51: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers auf Druckverlust und Emission	70
Abbildung 52: Einfluss des Tauchrohrdurchmessers auf Emission und Druckverlust bei gleichzeitiger Variation der Größe des Staubaustragsfensters.....	70
Abbildung 53: Skalierter Prototyp der Zyklonzelle für die stereoskopischen PIV-Untersuchungen....	72
Abbildung 54: Untersuchter Bereich der Rückströmung am Tauchrohr.....	72
Abbildung 55: Mit PIV gemessene Strömungsgeschwindigkeiten am Tauchrohr (links) und vergrößerte Darstellung der Rückströmung am Tauchrohr mit und ohne Absaugung (rechts) [45].....	73
Abbildung 56: Untersuchte Tauchrohr Sonderbauformen I und II nach [48] und [49]an TR-Form K 0,59/1,00	74
Abbildung 57: Einfluss der Sonderbauformen I und II auf Emission und Druckverlust	75
Abbildung 58: Einfluss der Oberflächenqualität auf Emission und Druckverlust für die Tauchrohrform STD	76
Abbildung 59: Schematische Darstellung der Geometrieparameter am Staubaustragsfenster.....	77
Abbildung 60: Einfluss der Größe des Staubaustragsfensters auf Emission und Druckverlust bei Verwendung unterschiedlicher Tauchrohrgeometrien	77
Abbildung 61: Darstellung der kritischen Spalthöhe H_{SPALT} über dem Staubaustragsfenster	79
Abbildung 62: Einfluss der Spalthöhe auf Emission und Druckverlust bei unterschiedlichen Kombinationen von Tauchrohr und Austragsfenster	79
Abbildung 63: Ausrichtung der Staubaustragsfenster an den untersuchten Prototypen (links) und gerichtete Variante der Austragsfenster (rechts)	81
Abbildung 64: CFD-Simulation der Absolutgeschwindigkeit am Staubaustrag und im Staubsammelraum (oben links) und simuliertes Particle Tracking von $30\mu\text{m}$ Partikel [52].....	82
Abbildung 65: Einfluss der Ausrichtung der Staubaustragsfenster (AF) auf Emission und Druckverlust	83
Abbildung 66: Einfluss von des Abscheideraumöffnungswinkels γ_{AR} auf Emission und Druckverlust	84

Abbildung 67: Schematische Darstellung des PIV-Versuchaufbaus	86
Abbildung 68: Verlauf der Umfangsgeschwindigkeit zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L \leq 40D_{\text{Rohr}}$ [61].....	88
Abbildung 69: Verlauf der Axialgeschwindigkeit zwischen $1D_{\text{Rohr}} \leq L \leq 40D_{\text{Rohr}}$ [61]	88
Abbildung 70: Abbau der integralen Drallzahl S über die Lauflänge.....	89
Abbildung 71: Differentieller Abbau der Drallzahl entlang des Rohres mit modelliertem Abbau bei $L=1, 2$ und $40D_{\text{Rohr}}$ (rechts)	90
Abbildung 72: Verlauf des quadratischen Koeffizienten $\alpha(L)$ in Abhängigkeit der Lauflänge.....	91
Abbildung 73: Schematische Darstellung der Strömungsvorgänge im Schaufelkanal	93
Abbildung 74: Einfluss der Schaufelform auf Emission und Druckverlust	94
Abbildung 75: Hybride Schaufelform aus Standard und Standard mit gekürztem Einlauf	96
Abbildung 76: Einfluss der Verkürzung des Einlaufs ($\bar{u} \neq \text{konst.}$) auf Emission und Druckverlust.....	96
Abbildung 77: Verlängerung der ungekürzten Schaufel für konstante Überdeckung \bar{u}	97
Abbildung 78: Erzwungene Schaufelspreizung $\Delta\alpha$ am Schaufelkanal.....	98
Abbildung 79: Einfluss der Spreizung auf Emission und Druckverlust.....	98
Abbildung 80: Absolutgeschwindigkeit im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,13$) ebenen Schaufelgitter [67].....	100
Abbildung 81: Statische Druckverteilung im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,13$) ebenen Schaufelgitter [67].....	100
Abbildung 82: Absolutgeschwindigkeit im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,75$) ebenen Schaufelgitter [67].....	101
Abbildung 83: Statische Druckverteilung im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,75$) ebenen Schaufelgitter [67].....	102
Abbildung 84: Turbulente kinetische Energie im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,13$) ebenen Schaufelgitter [67].....	102
Abbildung 85: Turbulente kinetische Energie im ungekürzten und im gekürzten ($k_{\text{ELA}}/L_{\text{ELA}}=0,75$) ebenen Schaufelgitter [67].....	103
Abbildung 86: Einfluss der Schaufelanstellung auf die Absolut- und Umfangsgeschwindigkeit.....	103
Abbildung 87: Einfluss des Verhältnisses $D_{\text{ZYKLON}}/D_{\text{KERN}}$ auf die Absolutgeschwindigkeit.....	104
Abbildung 88: Einfluss von α_{ELA} und D_{KERN} auf den Abscheidegrad und Druckverlust.....	104

Abbildung 89: Einfluss der Absolutgeschwindigkeit im Schaufelkanal auf Emission und Druckverlust bei verschiedensten Leitapparatgeometrien (α_{ELA} , D_{KERN} , $n_{SCHAUFEL}$)	105
Abbildung 90: Bereich von $v_{absolut,krit}$ in Abhängigkeit von α_{ELA} und D_{KERN}	106
Abbildung 91: Trenngradverlauf von 3 unterschiedlichen Leitapparatgeometrien.....	107
Abbildung 92: Leistungsvergleich der optimierten Zyklongeometrie (OZG) in Kombination mit 4 Tauchrohrgeometrien bezüglich des Referenz-Zyklons (links) und T(d) der OZG mit den Tauchrohren für geringste Emission (STD 0,60/1,00) und geringstem Druckverlust (T 0,63/1,25) (rechts).....	111
Abbildung 93: PIV-Aufnahmen der oszillierenden Seeding-freien Kernströmung	112
Abbildung 94: Schwingende Kernströmung (links) und Stabilisierung mit einer Nachlaufnabe (rechts)	112
Abbildung 95: Einfluss der Nachlaufnabe auf Emission und Druckverlust an der OZG (links) und Vergleich der Leistungsdaten der OZG mit dem Referenz-Zyklon im Betrieb ohne und mit Absaugung (rechts).....	113
Abbildung 96: Trenngradverlauf der OZG ohne und mit Absaugung im Vergleich zur Referenz (links) und vergrößerter Ausschnitt (rechts).....	114
Abbildung 97: Veränderte v_{TR} aufgrund variablem $V_{Primär}$ ($D_{TR}=\text{konst.}$)	116
Abbildung 98: Leistungscharakteristik an unterschiedlichen Zyklonen durch Variation von $V_{Primär}$..	117
Abbildung 99: Veränderte v_{TR} aufgrund variablem D_{TR} ($V_{Primär}=\text{konst.}$)	117
Abbildung 100: Leistungscharakteristik an Zyklonmodell A durch Variation von D_{TR} (links) und gemeinsame Auftragung der Variation von D_{TR} und $V_{Primär}$ (rechts).....	118
Abbildung 101: Leistungscharakteristik der Gleichstromzyklonmodelle C, D und E	119
Abbildung 102: Relative Veränderung der Emission bei den Modellen A, B, C, D, und E unter Variation von $V_{Primär}$	120
Abbildung 103: Mit PIV gemessene Axialgeschwindigkeit (links) und vektorielle Darstellung der Einschnürung an der Tauchrohrmündung anhand der Axial- und Radialgeschwindigkeit (rechts)....	121
Abbildung 104: Mit PIV gemessene Radialgeschwindigkeit und Ebene I und II.....	121
Abbildung 105: PIV-Aufnahme mit Seeding-freier Zone im Kern [45]	122
Abbildung 106: Mit PIV gemessene Geschwindigkeitsprofile in Ebene I und II [45]	122
Abbildung 107: Auf das Partikel wirkende Kräfte im Zentrifugalfeld	123
Abbildung 108: Optimaler Betriebsvolumenstrom in Abhängigkeit der Größe des Gleichstromzyklons.....	125

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Einteilung der Hauptkomponenten und untersuchten Parameter	24
Tabelle 2: Einflussfaktoren des modellgestützten Versuchsplans I	25
Tabelle 3: Einflussfaktoren des modellgestützten Versuchsplans II	26
Tabelle 4: Hauptbestandteile der Versuchsapparatur für die Staubexperimente.....	34
Tabelle 5: Hauptbestandteile der PIV-Versuchsapparatur	41
Tabelle 6: SOP der empirischen Untersuchungen.....	43
Tabelle 7: Partikelemission und Druckverlust des Referenz-Gleichstromzyklons im 5'er Multizyklonblock	44
Tabelle 8: Untersuchte Tauchrohr-Geometrieparameter	46
Tabelle 9: Bezeichnung des Tauchrohres eines Prototypen	46
Tabelle 10: Untersuchte Parameter der Sonderbauform (II) am Tauchrohr K 0,63/1,25.....	49
Tabelle 11: Untersuchte Geometrieparameter am Austragsfenster	51
Tabelle 12: Bezeichnung des Staubaustrags eines Prototypen.....	51
Tabelle 13: Untersuchte Geometrieparameter am Abscheideraum.....	52
Tabelle 14: Bezeichnung des Abscheideraumes eines Prototypen.....	53
Tabelle 15: Untersuchte Geometrieparameter am Eintrittsleitapparat	59
Tabelle 16: Bezeichnung eines ELA-Prototypen	59
Tabelle 17: Bezeichnungsschema eines Versuchsprototyps	61
Tabelle 18: Hauptkomponenten mit den untersuchten Parametern.....	108
Tabelle 19: Optimale geometrische Verhältnisse des Tauchrohres (TR), Staubaustragsfensters (AF) und des Abscheideraumes (AR).....	109
Tabelle 20: Optimale geometrische Verhältnisse des Leitapparates (ELA).....	110

Abkürzungsverzeichnis

AF	Austragsfenster
AR	Abscheideraum
CFD	Computational Fluid Dynamics
DoE	Design of Experiments
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
ELA	Eintrittsleitapparat
F	Feingutanteil
FV	Finale Version
G	Grobgutanteil
HK	Hauptkomponente
HKW	Heizkraftwerk
K	Konische Form
MB	Massenbilanz
PIV	Particle Image Velocimetry
SOP	Standard Operating Procedures
STD	Standard
STD o. E.	Standard ohne Einlauf
T	Trompetenform
TR	Tauchrohr
ZG	Zyklongehäuse
Z	Zylindrische Form

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Konventionelle Symbole

A_{absolut}	m^2	Absolute projizierte Schaufelkanalfläche
b	mm	Schaufelblattstärke
c	m min^{-1}	Werkzeugvorschubgeschwindigkeit bei spanender Formgebung
c_{Reingas}	g m^{-3}	Reingaskonzentration
c_{Rohgas}	g m^{-3}	Rohgaskonzentration
d	μm	Partikeldurchmesser
d_G	μm	Grenzpartikeldurchmesser
d_T	μm	Trennkorndurchmesser
d_{50}	μm	Medianwert der Partikelgrößenverteilung
D_{KERN}	mm	Kerndurchmesser
D_M	mm	Mittlerer Durchmesser im Schaufelkanal
D_{ROHR}	mm	Rohrdurchmesser
D_{RING}	mm	Durchmesser Kreisring
D_{TR}	mm	Tauchrohrdurchmesser
D_{ZYLON}	mm	Zyklondurchmesser
$e_{\text{kin,t}}$	m^2s^{-2}	Spezifische turbulente kinetische Energie pro Masseneinheit
F_A	kg m s^{-2}	Auftriebskraft
F_W	kg m s^{-2}	Strömungswiderstandskraft
F_Z	kg m s^{-2}	Zentrifugalkraft
Fr	-	Froude-Zahl
H_{SPALT}	mm	Spalthöhe
k_{ELA}	mm	Kürzung des Einlaufs
k_{max}	μm	Äquivalente Sandraugigkeit

L_{AF}	mm	Länge Austragsfenster
L_{AR}	mm	Abscheideraumlänge
L_{AR_EFF}	mm	Effektive Abscheideraumlänge
L_{ELA}	mm	Länge Eintrittsleitapparat
L_{K_AR}	mm	Abstand Trennplatte zur Zyklonstabilisierung im Abscheideraum
L_{RA}	mm	Abstand des Kreisringes vom Staubaustragsfenster
L_{TR}	mm	Tauchrohrlänge
m_A	kg	Masse Aufgabegut
m_F	kg	Masse Feingut
m_G	kg	Masse Grobgut
M	-	Maßstab zum Referenzzyklon
$n_{SCHAUFEL}$	-	Schaufelanzahl
$p_{Reingas}$	mbar	Statischer Druck im Reingas
p_{Rohgas}	mbar	Statischer Druck im Rohgas
P	$kg\ m^2\ s^{-3}$	Leistung
$q_A(d)$	μm^{-1}	Verteilungsdichte des Aufgabegutes
$q_F(d)$	μm^{-1}	Verteilungsdichte des Feingutes
Q_A	%	Verteilungssumme Aufgabegut
Q_F	%	Verteilungssumme Feingut
Q_G	%	Verteilungssumme Grobgut
r	mm	Variabler Rohrradius
r_0	mm	Charakteristischer Rohrradius
R_{ROHR}	mm	Größter Rohrradius
$R_{EINLAUF}$	mm	Einlaufradius
R_{ZYKLON}	mm	Zyklonradius
Re	-	Reynolds-Zahl
Re_p	-	Reynolds-Zahl für Partikelumströmung
s	-	Differentielle Drallzahl
S	-	Integrale Drallzahl
Stk	-	Stokes-Zahl
t	mm	Teilung
t_{abs}	$^{\circ}C$	Absolute Raumtemperatur

T(d)	%	Trenngradverlauf über den Partikeldurchmesser
TKE	$\text{kg m}^2 \text{s}^{-2}$	Turbulente kinetische Energie
u	m s^{-1}	Umfangsgeschwindigkeit
u_0	m s^{-1}	Maximale Umfangsgeschwindigkeit
\ddot{u}	mm	Überdeckung
v	m s^{-1}	Axialgeschwindigkeit
v_{absolut}	m s^{-1}	Absolutgeschwindigkeit im Schaufelkanal
v_i	m s^{-1}	Axialgeschwindigkeit Tauchrohr (Gegenstromzyklon)
v_{TR}	m s^{-1}	Axialgeschwindigkeit Tauchrohr (Gleichstromzyklon)
v_0	m s^{-1}	Maximale Axialgeschwindigkeit
v_{ZYKLON}	m s^{-1}	Zyklon-Leerrohrgeschwindigkeit
$\dot{V}_{\text{Primär}}$	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$	Primär Volumenstrom (Hauptvolumenstrom)
$\dot{V}_{\text{Sekundär}}$	$\text{m}^3 \text{s}^{-1}$	Sekundär Volumenstrom (Absaugvolumenstrom)
w	m s^{-1}	Radialgeschwindigkeit
w_0	m s^{-1}	maximale Radialgeschwindigkeit
z	m s^{-2}	Zentrifugalbeschleunigung

Griechische Symbole

α_{ELA}	$^{\circ}\text{grd}$	Mittlerer Schaufelanstellwinkel gegen die Achsennormale
α_{I}	$^{\circ}\text{grd}$	Schaufelanstellwinkel am Kern
α_{A}	$^{\circ}\text{grd}$	Schaufelanstellwinkel am Mantel
$\alpha(\text{L})$	-	Quadratischer Koeffizient zur Berechnung der diff. Drallzahl s
β	-	Drall-Abbaurate
β_{AF}	$^{\circ}\text{grd}$	Öffnungswinkel Staubaustragsfenster
δ	$^{\circ}\text{grd}$	Steigungswinkel Sedimentationslinie
$\Delta\alpha$	$^{\circ}\text{grd}$	Spreizung der Schaufelanstellung zw. Mantel- und Kern
$\Delta\alpha_{\text{Wendel}}$	$^{\circ}\text{grd}$	Spreizung der Schaufelanstellung bei Standard-Wendelgeometrie
$\Delta\varepsilon$	%	Relative Veränderung der Partikelemission
$\Delta\psi$	%	Relative Veränderung des Druckverlustes
Δp	mbar	Differenzdruck (Druckverlust)

$\Delta\rho$	kg m^{-3}	Dichtedifferenz zw. Partikel- und Fluidichte
γ_{AR}	$^{\circ}\text{grad}$	Öffnungswinkel Abscheideraum
ϕ_{rel}	%	Relative Luftfeuchte
η	%	Abscheidegrad
λ	-	Wandrauhigkeitsbeiwert
ν_{Gas}	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Kinematische Gasviskosität
ρ_G	kg m^{-3}	Gasdichte
ρ_P	kg m^{-3}	Partikeldichte
σ	%	Standardabweichung

Lebenslauf / Curriculum Vitae

Name Michael
Surname Kraxner
Date of Birth 08.05.1983
Citizenship Österreich
Address Kirchenstraße 2, A-6500 Landeck
Contact michaelkraxner@gmx.at



Education

2009 – present Doctoral Studies in Process Engineering
TUM-Technical University Munich – Germany
Focus: Mechanical and Disperse Process Engineering

2004 – 2008 Diploma Study in Process and Environmental Engineering
MCI-Management Center Innsbruck – Austria
Focus: Mechanical, Process and Plant Engineering
Passed with honors

1998 – 2003 Higher Technical Education Institute
HTL-Anichstraße, Innsbruck - Austria
Passed with honors

1993 – 1998 Grammar School, Landeck – Austria

1989 – 1993 Elementary School, Perjen – Austria

Employment History

2009 – present MCI-Management Center Innsbruck - Austria, Teaching & Research Assistant

2011 Wirtschaftskammer Österreich, WIFI Tirol - Austria, Part-time Lecturer

2010 PSRI-Chicago - USA, FCC-Process Engineering, Project Manager

2008 – 2009 MCI-Management Center Innsbruck - Austria, Project Assistant

2003 – 2007 DVIT, Innsbruck - Austria, Project Management

2005 Ingenieurbüro Köll, Seefeld – Austria, Internship

2002 Bergbahnen Fiss – Austria, Internship

1999 – 2001 KTZ-Maschinenbau, Zams - Austria, Trainee

Professional Qualifications

Computing	MS Office, AutoCAD, Inventor, Mechanical Desktop, ProEngineer, ChemCAD, MathCAD, Polymath, LabView, Design of Experiments (DoE) - Modde
Measurement Techniques	Stereoscopic PIV (3C/2D), Laser Diffraction Techniques

Selected Projects

- Multi-stage Particle Separation from the Combustion Air of high Performance Engines (Project Manager, MANN+HUMMEL)
- Feasibility Study for the Particle Separation in a Calcination Plant (Project Assistant, AIXPROCESS)
- Stereoscopic PIV-Measurements at a MAF-Sensor for Automobile Industry (Project Manager, MANN+HUMMEL)
- Laser-induced Fluorescence Measurements of Impeller Type Mixer (Project Assistant, TWF)
- Online Particle Analysis in the Coffee-Production (Project Assistant, NESTLÉ)
- PSD-Analysis of mineral Impurities in the Inlet Zone for Combustion Engines (Project Manager, MANN+HUMMEL)
- Conception of Dedusting Procedures in the FCC-Process (Project Manager, PSRI-Chicago)

Selected Publications

- Kraxner, M., Portenkirchner, M., Brugger, T., Muschelknautz, U., Effective Flow Rates for Uniflow Cyclones Performance, CSChE – 62nd Canadian Chemical Engineering Conference, Vancouver / BC CAN, 2012.
- Kraxner, M., Muschelknautz, U., Wechner, S., Ackermann, S., Greif, V., Bolda, J., Sommer, K., Influence of the Inlet Vane Geometry on the Uniflow Cyclone Performance, AIChE - American Institute of Chemical Engineers - Annual Meeting, Pittsburgh / Pennsylvania USA, 2012.
- Kraxner, M., Pillei, M., Muschelknautz, U., Stereoskopische PIV Messung eines Wirbelzerfalls bis $40 \times D_{\text{Rohr}}$ – Mathematische Modellierung, GALA-German Association of Laser Anemometry, Fachtagung: Lasermethoden in der Strömungsmesstechnik, Rostock GER, 2012.
- Kraxner, M., Muschelknautz, U., Karri, S.B.R., Cocco, R., Knowlton, T.M., Applicability of a Uniflow Cyclone as a Third Stage Separator in the FCC-Process, AIChE - American Institute of Chemical Engineers - Annual Meeting, Minneapolis / Minnesota USA, 2011.
- Kraxner, M., Lauterbach, F., Muschelknautz, U., Stereoskopische PIV Messung eines Wirbelzerfalls, GALA-German Association of Laser Anemometry, Fachtagung: Lasermethoden in der Strömungsmesstechnik, Ilmenau GER, 2011.
- Kraxner, M., Lauterbach, F., Muschelknautz, U., PIV-Measurements of a Vortex Breakdown, CFB10 - International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidized Bed Technology, Sunriver / Oregon USA, 2011.
- Muschelknautz, U., Pattis, P., Reinalter, M., Kraxner, M., Design Criteria of Uniflow Cyclones for the Separation of solid Particles from Gases, CFB10 - International Conference on Circulating Fluidized Beds and Fluidized Bed Technology, Sunriver / Oregon USA, 2011.
- Muschelknautz, U., Kraxner, M., Pattis, P., Reinalter, M., Gleichstromzyklone zur Abscheidung feiner Stäube aus Gasen, ProcessNet - Jahrestreffen der Fachausschüsse Extraktion, Fluidverfahrenstechnik und Mehrphasenströmungen, Fulda GER, 2011.
- Muschelknautz, U., Kraxner, M., Würtl, R., Auslegungskriterien für Gleichstromzyklone, FFH-Tagung Pinkafeld AUT, 2010.
- Kraxner, M., Muschelknautz, U., Prozeduren mit Folgen, Fachbeitrag zur F&E Bereich Partikelabscheidung am MCI, ECHO Science, ECHO Verlag, Ausgabe 12/2010.