

Jens Emmrich

Ein Beitrag zum technologischen Konzept,  
zur Funktion und Berechnung hybrider Filterzyklone  
für die Partikelabscheidung aus Gasen



Jens Emmrich

**Ein Beitrag zum technologischen Konzept,  
zur Funktion und Berechnung hybrider  
Filterzyklone für die Partikelabscheidung  
aus Gasen**



TECHNISCHE UNIVERSITÄT  
CHEMNITZ

**Universitätsverlag Chemnitz**

**2015**

## **Impressum**

### **Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Von der Fakultät für Maschinenbau der  
Technischen Universität Chemnitz genehmigte Dissertation.

Tag der Einreichung: 04.07.2014

Betreuer: Prof. Dr.-Ing. habil. Günter Wozniak

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Günter Wozniak
2. Gutachter Prof. Dr.-Ing. Klaus Nendel

Tag der Verteidigung: 12.12.2014

Technische Universität Chemnitz / Universitätsbibliothek

**Universitätsverlag Chemnitz**

09107 Chemnitz

<http://www.tu-chemnitz.de/ub/univerlag>

### **Herstellung und Auslieferung**

Verlagshaus Monsenstein und Vannerdat OHG

Am Hawerkamp 31

48155 Münster

<http://www.mv-verlag.de>

ISBN 978-3-944640-46-4

<http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa-160424>

## **Bibliografische Beschreibung**

- Verfasser: Jens Emmrich
- Thema: Ein Beitrag zum technologischen Konzept, zur Funktion und Berechnung hybrider Filterzyklone für die Partikelabscheidung aus Gasen
- Art der Arbeit: Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Chemnitz, Institut für Mechanik und Thermodynamik, Chemnitz 2014
- Umfang: 149 Seiten, 62 Abbildungen, 65 Literaturstellen, 3 Anlagen

## **Kurzreferat**

Die Partikelabscheidung aus Gasen findet bei einer Vielzahl industrieller Prozesse Anwendung. Die im Bereich der Emissionsminderung für die Abscheidung fester Partikel zumeist herkömmlich eingesetzten Anlagen gleichen einander stark und werden häufig auch als Entstaubungsanlagen oder -einrichtungen bezeichnet. Diese bestehen vorwiegend aus eckigen Gehäusen mit intern positionierten Filterelementen. Zum Schutz und zur Entlastung der Filterelemente finden häufig interne Prallbleche bzw. externe Fliehkraftabscheider Verwendung. Kaum bekannt und untersucht hingegen ist die Kombination von filternder Technologie mit Fliehkraftabscheidern innerhalb eines Gehäuses.

Die vorliegende Arbeit untersucht das technologische Konzept kombinierter Bauformen und entwickelt zwei weitere Varianten. Die wissenschaftliche Untersuchung von deren Funktion erfolgt am eigens entwickelten Versuchstand. Die zusätzliche experimentelle Analyse einer herkömmlichen Entstaubungseinrichtung ermöglicht die Gegenüberstellung der unterschiedlichen technologischen Konzepte. Überdies erfolgt die Entwicklung und Validierung eines numerischen Berechnungsmodells sowie der Vergleich mit verfügbaren Standard-Berechnungsmodellen. Ferner findet das validierte numerische Berechnungsmodell bei der strömungstechnischen Analyse der experimentell untersuchten kombinierten Bauformen Anwendung. Letztendlich erfolgt auf Grundlage der Untersuchungsergebnisse die Definition von

Vor- und Nachteilen sowie potentieller Anwendungsgebiete. Darüber hinaus werden für die zukünftige Dimensionierung allgemeingültige Regeln und eine Berechnungsvorschrift abgeleitet.

Schlagworte: Entstaubung, Filter, Fliehkraftabscheider, Zyklon, Filterzyklon, Rundfilter, Kombiniert, Hybrid, Computational Fluid Dynamics (CFD), Numerische Berechnung, Standzeitverlängerung, Energiereduzierung

## **Abstract**

Particle separation of gases has been applied to a variety of industrial processes. Conventional concepts for the separation of solid particles resemble each other and are often referred to as dust collectors. They mainly consist of square housings with internal filter elements. For the protection and relief of the filter elements one often uses internal baffles and external cyclones. However, very little is known and studied regarding the combination of filtering technology and centrifugal separators within the same housing.

This dissertation examines the state of the art of combined designs and presents the development of two further variants. Their scientific investigation took place on an especially designed test rig. An additional experimental analysis of a conventional dust collector allows the comparison of the developed different technological concepts. Moreover, experiments were carried out in order to develop and validate a numerical simulation model and to allow a comparison with available standard computational models. Furthermore, the validated numerical model has been applied to the aerodynamic analysis of the experimentally investigated combined designs. Moreover, based on the derived results, advantages and disadvantages as well as potential areas of application were identified. Eventually, some universal rules and a calculation rule have been derived for future designs and layouts.

## **Vorwort**

Diese Dissertation entstand während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am Steinbeis Transferzentrum für Antriebs- und Handhabungstechnik im Rahmen eines ZIM-Forschungs- und Entwicklungsprojektes. Dem BMWi danke ich für die Bereitstellung der erforderlichen Rahmenbedingungen. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Eberhard Köhler danke ich für die Ermutigung zur Promotion und seine Unterstützung zum Gelingen dieses Vorhabens.

Ebenso möchte ich mich besonders bei Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Günter Wozniak bedanken, der mich von der Idee bis zur Vollendung stets beratend und richtungsweisend unterstützte und mir zugleich Freiräume bei der Umsetzung gelassen hat.

Herrn Professor Dr.-Ing. Klaus Nendel danke ich für die bereitwillige Übernahme des Koreferates. Zudem bedanke ich mich besonders für die verschiedenen fachlichen Diskussionen und den sehr hilfreichen Anmerkungen.

Darüber hinaus möchte ich mich bei den Mitarbeitern beider Professoren bedanken. Hierbei danke ich insbesondere Herrn Dr.-Ing. Oliver Sommer, Herrn Dr.-Ing. Klaus-Peter Schade, Herrn Dipl.-Phys. Gernot Trommer, Dipl.-Ing. Hans-Georg Heiland und Herrn Dipl.-Ing. (FH) Carsten Heinich für die zahlreichen fachlichen Diskussionen und Herrn Dipl.-Ing. Roland Liebold für die Unterstützung am Lasermikroskop.

Meinen besonderen Dank möchte ich auch Herrn Frank Gebler für die Fachgespräche und seinen Mitarbeitern aussprechen, welche die Anlagentechnik nach meinen Vorgaben angefertigt haben.

Bedanken möchte ich mich auch bei Herrn Dipl.-Ing. Ralf Heidenreich für die Einblicke in seine wissenschaftlichen Untersuchungen, die unterstützenden Fachgespräche und die Bereitstellung von Messtechnik.

Meinen deutlichen Dank möchte ich auch der Fa. CD-adapco® für die Bereitstellung der Promotionslizenz für die Software STAR-CCM+® ausdrücken, ohne welcher die komplexe Berechnung der Strömungsprozesse nicht möglich gewesen wäre.

Schließlich möchte ich mich auch bei meinen Kollegen und meiner Familie für die Unterstützung und den Rückhalt herzlichst bedanken.

---

## Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzzeichenverzeichnis .....</b>	<b>XI</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Zielsetzung und Abgrenzung .....</b>	<b>3</b>
2.1 Problemstellung .....	3
2.2 Zielsetzung und Lösungsweg .....	4
2.3 Abgrenzung der Aufgabenstellung .....	5
<b>3 Grundlagen .....</b>	<b>7</b>
3.1 Überblick zum Stand der Technik .....	7
3.1.1 Abscheidetechnologien für Partikel und deren Klassifizierung .....	7
3.1.2 Herkömmliche Entstaubungsanlagen .....	11
3.1.3 Zyklone .....	15
3.1.4 Kombinationen aus Zyklonabscheidern und filternden Abscheidern .....	17
3.1.5 Verwandte wissenschaftliche Arbeiten und deren Abgrenzung .....	21
3.2 Berechnungsmodelle .....	25
3.2.1 Berechnungsmodelle für filternde Abscheider .....	25
3.2.2 Berechnungsmodelle für Zyklone .....	27
3.2.2.1 Empirische Berechnungsmodelle .....	27
3.2.2.2 Phänomenologische Modelle .....	27
3.2.2.3 Numerische Berechnungsmodelle .....	34
<b>4 Entwicklung des hybriden Filterzyklons .....</b>	<b>37</b>
4.1 Basis der Entwicklung .....	37
4.1.1 Auswahl des Aufgabegutes .....	37
4.1.2 Auswahl eines herkömmlichen Patronenfilters als Referenz .....	39
4.2 Entwicklung und Berechnung .....	40
<b>5 Experimentelle Untersuchungen .....</b>	<b>45</b>
5.1 Zielsetzung .....	45
5.2 Entwicklung des Versuchsstandes .....	45
5.3 Planung des experimentellen Vorgehens .....	48

5.4 Auswertung der Messdaten .....	50
5.4.1 Statischer Differenzdruck .....	50
5.4.2 Dynamischer Differenzdruck.....	52
5.4.3 Trennfunktion und Gesamtabscheidegrad der Zyklone .....	58
<b>6 Entwicklung und Anwendung des praxisnahen</b>	
<b>Berechnungsmodells .....</b>	<b>63</b>
6.1 Vergleich der Messergebnisse mit berechneten Werten	
ausgewählter Modelle .....	63
6.1.1 Vergleich zwischen gemessenem und berechnetem	
statischem Differenzdruck .....	63
6.1.2 Vergleich zwischen gemessenem und berechnetem .....	
Abscheideverhalten .....	68
6.2 Aufbau des CFD-Berechnungsmodells .....	73
6.2.1 ZOT und ZMT .....	73
6.2.2 HFZOT und HFZMT – einteiliges Modell .....	75
6.2.3 HFZOT und HFZMT – zweiteiliges Modell.....	80
6.2.4 Modellierung der Partikel im Strömungsfeld .....	82
6.3 Validierung der entwickelten CFD-Berechnungsmodelle.....	84
6.3.1 Validierung des Differenzdruckes .....	84
6.3.2 Validierung des Gesamtabscheidegrades und der	
Trennfunktion.....	88
6.4 Aufbau des hybriden Berechnungsmodells .....	91
6.5 Anwendung des validierten CFD-Berechnungsmodells.....	93
<b>7 Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen .....</b>	<b>103</b>
7.1 Vor- und Nachteile der hybriden Filterzyklone .....	103
7.2 Anwendungsgebiete und -grenzen .....	104
7.3 Ableitung der Berechnungsvorschrift und Regeln für die	
Dimensionierung.....	105
<b>8 Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>111</b>
8.1 Zusammenfassung .....	111
8.2 Ausblick .....	112
<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>113</b>
<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>121</b>
<b>Anlagenverzeichnis .....</b>	<b>125</b>

---

## Kurzzeichenverzeichnis

### Abkürzungen

---

Abkürzung	Erklärung
CFD	Computational Fluid Dynamics (Numerische Strömungssimulation)
CPU	Central Processing Unit
HFZMT	Hybrider Filterzyklon mit Tauchrohr
HFZOT	Hybrider Filterzyklon ohne Tauchrohr
HPF	Herkömmlicher Patronenfilter
HPF+ZMT	Herkömmlicher Patronenfilter mit vorgeschaltetem Zyklon mit Tauchrohr
HPF+ZOT	Herkömmlicher Patronenfilter mit vorgeschaltetem Zyklon ohne Tauchrohr
LDA	Laser-Doppler-Anemometrie
LES	Large Eddy Simulation
MS	Modellstufe
RNG	Renormalization Group
RSM	Reynolds-Spannungsmodell
SST	Shear Stress Transport
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WA	Wärmeatlas
ZMT	Zyklon mit Tauchrohr
ZOT	Zyklon ohne Tauchrohr

## Lateinische Symbole

Symbol	Einheit	Erklärung
$a$	$m \cdot s^{-2}$	Beschleunigung
$a$	$mm$	Länge
$a_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient
$A$	$m^2$	Fläche
$A_e$	$m^2$	Fläche des Zyklonlufteinlasses
$A_{e1}$	$m^2$	umströmte Fläche beim 1. Umlauf
$A_F$	$m^2$	Filterfläche
$A_t$	$m^2$	Querschnittsfläche des Tauchrohres
$A_{F\_erf}$	$m^2$	erforderliche Filterfläche
$A_{Mod}$	$m^2$	Filterfläche im Modell
$A_R$	$m^2$	Reibungsfläche im Zyklon
$A_W$	$m^2$	Sedimentationsfläche
$b$	$mm$	Breite
$b_e$	$mm$	Breite des Zyklonlufteinlasses
$b_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient
$c$	$m^{-3}$	Partikelkonzentration
$c_0$	$m^{-3}$	Rohgaspartikelkonzentration
$c_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient
$c_x$	$m^{-3}$	Partikelkonzentration im Abscheidebereich $x$
$d_{50,A}$	$\mu m$	mittlerer Partikeldurchmesser des Aufgabegutes

---

$d_{50,Ai}$	$\mu m$	mittlerer Partikeldurchmesser des Inneren Aufgabegutes
$d_a$	$mm$	Zyklonaußendurchmesser
$d_B$	$mm$	Bunkerdurchmesser
$d_F$	$mm$	Filterdurchmesser
$d_{F\_Aus}$	$mm$	Luftaustrittsöffnung am Filter
$d_i$	$mm$	Tauchrohrinnendurchmesser
$d_{i\_erf}$	$mm$	erforderlicher Tauchrohrinnendurchmesser
$d_{i\_gew}$	$mm$	gewählter Tauchrohrinnendurchmesser
$d_p$	$\mu m$	Partikeldurchmesser
$d_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient
$d^*$	$\mu m$	Grenzdurchmesser
$d_e^*$	$\mu m$	Grenzdurchmesser für die Wandabscheidung
$d_{CFD}^*$	$\mu m$	Grenzdurchmesser der CFD-Berechnung
$\bar{d}_j$	$\mu m$	mittlerer Partikeldurchmesser der $j$ -ten Kornklasse
$D$	-	Parameter zur Steuerung der $\eta_F$ -Kurve
$D_A$	%	Durchgang des Aufgabegutes
$D_F$	$\mu m$	Durchmesser der Filterfasern
$D_{turb}$	$m^2 \cdot s^{-1}$	turbulenter Austauschkoefizient
$e_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient
$E$	-	Staubabscheidungswirkungsgrad
$f_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient

---

$F_M$	$N$	Massekraft
$F_{ri}$	-	Froudezahl
$g_{Poly}$	-	Polynomkoeffizient
$h$	$mm$	Höhe
$h_e$	$mm$	Höhe des Zyklonlufteinlasses
$h_{ges}$	$mm$	Gesamthöhe des Zyklons
$h_i$	$mm$	Höhe des inneren Abscheideraums
$h_{Ko}$	$mm$	Höhe des konischen Zyklonanteils
$h_T$	$mm$	Länge des Tauchrohres
$h_{Tr}$	$mm$	Länge des Tauchrohres
$h_z$	$mm$	Höhe des zylindrischen Zyklonanteils
$h_{z\_rein}$	$mm$	Höhe des zylindrischen Zyklonanteils auf der Reingasseite
$j_x$	$kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$	Partikelstromdichte zur Wand Abscheidebereich $x$
$j_{x,y}$	$kg \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$	Partikelstromdichte zwischen den Abscheidebereichen $x$ und $y$
$k$	-	Exponent für die Grenzbeladung
$k_j$	-	Korrekturkoeffizient
$K_G$	-	Konstante für Grenzbeladung
$K_S$	$m \cdot g^{-1}$	Filterkuchenwiderstand
$l$	$mm$	Länge des Abscheidebereichs
$l_F$	$mm$	Länge der Filterpatrone
$m$	-	Anzahl der Kornklassen
$m_p$	$g$	Partikelmasse
$m_{p\_ges}$	$g$	Gesamtpartikelmasse

---

$\dot{m}_P$	$kg \cdot s^{-1}$	Partikelmassestrom
$\dot{m}_L$	$kg \cdot s^{-1}$	Luftmassestrom
$\dot{m}_{L\_max}$	$kg \cdot s^{-1}$	maximaler Luftmassestrom
$\dot{m}_w$	$g$	Massestrom wieder aufgewirbelter Partikel
$\dot{m}_{w,max}$	$g$	Maximal möglicher wieder aufwirbelbarer Massestrom
$n$	-	Exponent der Umfangsgeschwindigkeitsverteilung
$n_F$	-	Faltenanzahl des Filters
$p_B$	$mbar$	Barometrischer Druck
$r_2$	$mm$	mittlerer Radius
$r_a$	$mm$	Außenradius des Zyklon
$r_a^*$	$mm$	Ersatzaußenradius des Zyklon
$\bar{r}_e$	$mm$	mittlerer Radius der eingeschnürten Strömung
$r_i$	$mm$	Tauchrohrradius
$r_i^*$	$mm$	Radius der Tauchrohrgrenzschicht
$r_m$	$mm$	mittlerer Radius
$r_w$	$mm$	Radius bei $s_w$
$\bar{r}_z$	$mm$	gemittelter Bezugsradius
Re	-	Reynoldszahl
Re <sub>u</sub>	-	Reynoldszahl am Apex
$s_w$	$mm$	Seitenlänge bis zur Wirbelabstützung
$t$	$s$	Zeit
$t_{CPU}$	$h$	Berechnungszeit des CPU's

---

$T$	$K$	Temperatur
$T_B$	$^{\circ}C$	Betriebstemperatur
$u_2$	$m \cdot s^{-1}$	Umfangsgeschwindigkeit auf $r_2$
$u_a$	$m \cdot s^{-1}$	Umfangsgeschwindigkeit auf $r_a$
$u_i$	$m \cdot s^{-1}$	Umfangsgeschwindigkeit auf $r_i$
$u_{im}$	$m \cdot s^{-1}$	mittlere Umfangsgeschwindigkeit
$u_{r_e}$	$m \cdot s^{-1}$	Umfangsgeschwindigkeit auf $r_e$
$v$	$m \cdot s^{-1}$	Geschwindigkeit
$v_0$	$m \cdot s^{-1}$	Grundwert der Filtrationsgeschwindigkeit
$v_{ax}$	$m \cdot s^{-1}$	Axiale Geschwindigkeit
$v_e$	$m \cdot s^{-1}$	Eintrittsgeschwindigkeit
$v_F$	$m^3 \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$	Filtrationsgeschwindigkeit bzw. spezifische Filteranströmgeschwindigkeit
$v_{F\_erf}$	$m^3 \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$	erforderliche Filtrationsgeschwindigkeit
$v_{F\_komp}$	$m \cdot s^{-1}$	kompensierte Filtrationsgeschwindigkeit
$v_i$	$m \cdot s^{-1}$	mittlere Tauchrohrgeschwindigkeit
$v_n$	$m \cdot s^{-1}$	Geschwindigkeit normal zur Filteroberfläche
$v_r$	$m \cdot s^{-1}$	Radialgeschwindigkeit
$v_{rad}$	$m \cdot s^{-1}$	Radialgeschwindigkeit
$v_{tan}$	$m \cdot s^{-1}$	Tangentialgeschwindigkeit
$\dot{V}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Volumenstrom
$\dot{V}_0$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Gesamtvolumenstrom
$\dot{V}_B$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Betriebsvolumenstrom
$V_{komp}$	-	kompensierendes Flächenverhältnis

$\dot{V}_N$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Normvolumenstrom
$\dot{V}_{Prim}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Primärvolumenstrom
$\dot{V}_{Sek}$	$m^3 \cdot h^{-1}$	Sekundärvolumenstrom
$w_S$	$m \cdot s^{-1}$	Sinkgeschwindigkeit
$w_{S,50}$	$m \cdot s^{-1}$	mittlere Sinkgeschwindigkeit
$W$	$g \cdot m^{-2}$	Abgeschiedene Partikelmasse bezogen auf die Filterfläche
$x$	-	Variable
$x$	-	horizontale Koordinatenachse
$y$	-	horizontale Koordinatenachse
$y^+$	-	dimensionsloser Wandabstand
$y_{e1}$	$mm$	Abstand der uneingeschnürten Strömung
$y_{e2}$	$mm$	Abstand der eingeschnürten Strömung
$z$	$mm$	vertikale Koordinatenachse
$z_{F\_erf}$	-	erforderliche Filteranzahl
$z_{F\_gew}$	-	gewählte Filteranzahl
$\bar{z}_e$	$m \cdot s^{-2}$	mittlere Zentrifugalbeschleunigung auf $\bar{r}_e$

**Griechische Symbole**

Symbol	Einheit	Erklärung
$\alpha$	-	Poröser Trägheitswiderstandskoeffizient
$\alpha_e$	-	Einschnürungsbeiwert
$\alpha_{Komp}$	-	Kompensierter poröser Trägheitswiderstandskoeffizient
$\beta$	-	Geometrisches Verhältnis

---

$\beta$	$m \cdot s^{-1}$	Poröser Viskositätswiderstandskoeffizient
$\beta_{Komp}$	$m \cdot s^{-1}$	Kompensierter poröser Widerstandskoeffizient
$\Delta L$	$mm$	Dicke des Filtermediums
$\Delta R_{Ai}$	-	Massenfraktion des inneren Aufgabegutes
$\Delta p$	$Pa$	Differenzdruck
$\Delta p_e$	$Pa$	Differenzdruck im Abscheideraum
$\Delta p_{ek}$	$Pa$	Differenzdruck am Einlaufkanal
$\Delta p_F$	$Pa$	Differenzdruck des Filters
$\Delta p_i$	$Pa$	Differenzdruck im Tauchrohr
$\Delta p_{ges}$	$Pa$	Gesamtdifferenzdruck
$\Delta p_R$	$Pa$	Differenzdruck des Filtermediums
$\Delta p_S$	$Pa$	Differenzdruck des Filterkuchens
$\Delta p_{zul}$	$Pa$	zulässiger Differenzdruck
$\varepsilon$	-	Porenflächenanteil des Filtermediums
$\varphi_B$	-	Luftfeuchtigkeit im Betriebszustand
$\eta$	-	Trenngrad
$\eta_B$	-	Dynamische Viskosität im Betriebszustand
$\eta_e$	-	Abscheidegrad der Wandabscheidung
$\eta_F$	-	Fraktionsabscheidegrad
$\eta_{ges}$	-	Gesamtabscheidegrad
$\eta_i$	-	Abscheidegrad der inneren Abscheidung
$\eta_L$	$Pa \cdot s$	Dynamische Viskosität der Luft

---

$\eta_{TR}$	-	Abscheidegrad am Tauchrohr
$\lambda_0$	-	Wandreibungsbeiwert
$\lambda_s$	-	Reibungsbeiwert mit Staub
$\mu_D$	$kg \cdot kg^{-1}$	Grenzbeladung der Deckelgrenzschicht
$\mu_e$	$kg \cdot kg^{-1}$	Eintrittsbeladung
$\mu_G$	$kg \cdot kg^{-1}$	Grenzbeladung
$\nu_B$	$m^2 \cdot s^{-1}$	Kinematische Viskosität im Betriebszustand
$\nu_L$	$m^2 \cdot s^{-1}$	Kinematische Viskosität der Luft
$\pi$	-	Konstante
$\rho_B$	$kg \cdot m^{-3}$	Dichte im Betriebszustand
$\rho_L$	$kg \cdot m^{-3}$	Luftdichte
$\rho_P$	$kg \cdot m^{-3}$	Partikeldichte
$\omega$	-	Wiederaufwirbelungsfaktor

**Indizes**

---

Indizes	Erklärung
0	Ausgangsgröße (Rohgas-, Gesamt-)
50	Mittelwert bei 50 %
<i>a</i>	außen
<i>ax</i>	axial
<i>A</i>	Aufgabegut
<i>Ai</i>	inneres Aufgabegut
<i>Aus</i>	Austritt
<i>B</i>	Bunker

<i>B</i>	Betriebszustand
<i>D</i>	Deckelbereich
<i>e</i>	Eintrittsbereich des Rohgases
<i>ek</i>	Einlaufkanal
<i>erf</i>	erforderlich
<i>F</i>	Filter
<i>F</i>	Fraktion
<i>ges</i>	Gesamt
<i>gew</i>	gewählt
<i>G</i>	Grenzbeladung
<i>i</i>	innen im Bereich des Tauchrohres
$j=1,2,\dots,m$	Laufvariable
$j=1,2,\dots,n$	Laufvariable
<i>komp</i>	kompensiert
<i>L</i>	Luft
max	Maximal
<i>M</i>	Masse
<i>Mod</i>	Modell
<i>n</i>	Normal
<i>N</i>	Normzustand
<i>Poly</i>	Polynom
<i>P</i>	Partikel
<i>Prim</i>	Primär
<i>r</i>	Radial
<i>R</i>	Reibung

---

<i>R</i>	Filtermedium
<i>Sek</i>	sekundär
<i>S</i>	Sinken eines Partikel
<i>S</i>	Staub
<i>tr, T, Tr</i>	Tauchrohr
<i>turb</i>	turbulent
<i>u</i>	unten
<i>w</i>	wieder aufgewirbelt
<i>x = 1, 2, 3, 4, e, tr</i>	Abscheidebereiche
<i>z</i>	zylindrisch
<i>zul</i>	zulässig



---

## 1 Einleitung

Die Partikelabscheidung aus Gasen findet bei einer Vielzahl industrieller Prozesse Anwendung. Ziel ist die Wertstoffgewinnung, Prozessgasreinigung oder die Emissionsminderung [Sti94]. Zu diesem Zweck wird das mit dispersen Stoffen beladene Gas, auch Rohgas genannt, einer Abscheideeinrichtung zugeführt. Innerhalb dieser erfolgt, je nach angewandter Technologie, auf Grund verschiedener wirkender Kräfte die weitest gehende Trennung der dispersen Phase von der gasförmigen. Es erfolgt eine Phasentrennung [Sti94]. Ergebnis ist das gereinigte Gas, auch Reingas genannt, zum einen und der hochkonzentrierte disperse Stoff zum anderen. Disperse Stoffe sind Partikel, welche in Form von Staub oder Flüssigkeitstropfen auftreten können [VDI99]. Verwendung findende Technologien sind filternde Abscheider, Massekraftabscheider, elektrische Abscheider und nass arbeitende Abscheider [VDI10]. Charakteristische Kennwerte der genannten Technologien sind unter anderen der Gesamtabseidegrad, die Standzeit sowie der Energieverbrauch. Ständig steigender Kostendruck zwingt die Unternehmen zur stetigen Weiterentwicklung der Technologien, um Gesamtabseidegrad, Standzeit und Energiebedarf optimal in Einklang zu bringen. Während der erforderliche Gesamtabseidegrad insbesondere für das Ziel der Emissionsminderung im Bundes-Immissionsschutzgesetz geregelt ist, besteht hinsichtlich der Standzeit sowie des Energiebedarfs ein erhebliches Potential zur Optimierung. Eine bekannte Möglichkeit hierfür ist die Anwendung filternder Technologie in Verbindung mit Massekraftabscheidern in verschiedener Art und Weise. Verbreitet ist der Einsatz der Massekraftabscheider als Vorabscheider, indem diese extern vor herkömmlichen filternden Abscheideanlagen angeordnet und mit dem Rohgas zuerst beaufschlagt werden. Am effektivsten hierfür sind Fliehkraftabscheider. Weit weniger verbreitet und bekannt ist hingegen die Kombination von filternder Technologie mit Fliehkraftabscheidern innerhalb eines Gehäuses. Zielsetzung dieser Arbeit ist es, insbesondere für feste Partikel die bestehenden technologischen Konzepte methodisch zu analysieren und weiterzuentwickeln, die Funktionsweise wissenschaftlich zu untersuchen sowie fundierte Grundlagen für deren Anwendung und Berechnung zu schaffen.



---

## 2 Zielsetzung und Abgrenzung

### 2.1 Problemstellung

Die für die Abscheidung fester Partikel zumeist herkömmlich eingesetzten Anlagen gleichen einander stark und werden häufig auch als Entstaubungsanlagen oder Entstaubungseinrichtungen bezeichnet. Diese bestehen aus dem Abscheideapparat, bei der Abscheidung fester Partikel auch als Entstaubungsgerät bezeichnet, sowie dem notwendigen Zubehör, wie z.B. Erfassungseinrichtungen, Rohrleitungen, Lüfter und für den Betrieb notwendige Messstellen [VDI01]. Entstaubungsgeräte bestehen vorwiegend aus eckigen Gehäusen mit intern positionierten Filterelementen. Mittels der Erfassungseinrichtung und des Rohrsystems wird Rohgas von einer staubemittierenden Quelle in das Gehäuseinnere des Entstaubungsgerätes gefördert. Die im Rohgas enthaltenen festen Partikel können, im Gegensatz zu den wesentlich kleineren Gasmolekülen, die Filter nicht passieren, wodurch diese an der Filteroberfläche haften bleiben. Anschließend wird das gereinigte Gas wieder an die Umwelt abgegeben. Reingasseitig befindlich ist ein Lüfter, welcher auf Grund der systeminternen Unterdruckgenerierung den für den Partikeltransport notwendigen Luftstrom erzeugt. Zur Entlastung der Filterelemente werden, wie bereits erwähnt, häufig Fliehkraftabscheider, welche auch als Zyklonabscheider bekannt sind, eingesetzt. Angeordnet im Rohrsystem vor dem Entstaubungsgerät mit den integrierten Filtern scheiden sich insbesondere größere Partikel aus dem Rohgas ab. Die folglich reduzierte Rohgasbeladung hat eine höhere Standzeit der Filterelemente zur Folge. Die Dimensionierung derartig in Reihe geschalteter Entstaubungsanlagen kann sowohl für den Zyklonabscheider als auch den Filter getrennt voneinander erfolgen. Zu diesem Zweck sind in der Literatur vielfältigste wissenschaftliche Untersuchungen sowie weit entwickelte Berechnungstheorien verfügbar. Für die kombinierte Anwendung der filternden Technologie in Verbindung mit Fliehkraftabscheidern innerhalb eines Gehäuses ist das nicht der Fall. Bei diesen wird zunächst der Zyklon vom Rohgas durchströmt. Auf Grund wirkender Fliehkräfte werden Partikel größerer Masse vorabgeschieden. Anschließend durchströmt das vorgereinigte Gas die im Zyklon integrierten Filter, wodurch der Großteil der im Gas verbliebenen feineren

Partikel die Filter wiederum nicht passieren können und ebenso abgeschieden werden. Bei den am Markt verfügbaren kombinierten Varianten sind die Filterpatronen entweder direkt über dem Zyklon, zentrisch mit circa halber Länge in den Zyklon hineinreichend oder zentrisch komplett im Zyklon positioniert. Teilweise ist kein Tauchrohr vorgesehen. Die übrigen verwenden perforierte Tauchrohre. Die Dimensionierung des Zyklons und der integrierten Filter erfolgt, ebenso wie bei den in Reihe geschalteten Anlagen, getrennt voneinander. Eine wissenschaftliche Grundlage für diesen Ansatz gibt es nicht. Insbesondere bei der Dimensionierung des integrierten Zyklonabscheiders ist mit erheblichen Unterschieden zwischen der theoretischen Vorhersage und der Realität zu rechnen. Die funktionsbedingte zum Teil deutlich abweichende Geometrie vom ausgiebig erforschten Idealzyklon, auf dessen Grundlage die bekannten Berechnungsmodelle basieren, sowie zu erwartende abweichende Strömungsbedingungen auf Grund der zentrisch integrierten Filter bekräftigen diese Aussage.

## **2.2 Zielsetzung und Lösungsweg**

Zielsetzung der Dissertation ist die methodische Analyse und Weiterentwicklung der bestehenden technologischen Konzepte, die wissenschaftliche Untersuchung von deren Funktion und das Schaffen einer fundierten Grundlage für die Anwendung und Berechnung der kombinierten Technologie. Ferner ist als Ziel die Steigerung des Bekanntheitsgrads der kombinierten Technologie, im weiteren Verlauf dieser Arbeit als hybrider Filterzyklon bezeichnet, beim Anwender zu nennen.

Lösungsweg ist zunächst die Erarbeitung eines Überblicks zum Stand der Technik bekannter technologischer Konzepte unter theoretischen und praktischen Gesichtspunkten. Zudem sind die bekannten Berechnungsmethoden und -modelle näher zu analysieren. Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse sowie weiterer Überlegungen wird der hybride Filterzyklon ohne und mit Tauchrohr entwickelt, baulich umgesetzt und im eigens entwickelten Versuchsaufbau umfangreichen wissenschaftlichen Untersuchungen unterzogen. Zu untersuchende funktionelle Parameter sind der Gesamtdifferenzdruck der hybriden Filterzyklone im statischen Zustand und unter dynamischen Betriebsbedingungen sowie das Abscheideverhalten des jeweilig

Verwendung findenden Fliehkraftabscheiders. Darüber hinaus wird mit dem entwickelten Versuchsstand die Möglichkeit genutzt, ein herkömmliches Entstaubungsgerät experimentell zu analysieren. Die nachfolgende Gegenüberstellung und Diskussion der experimentell ermittelten Werte aus den wissenschaftlichen Untersuchungen führen zu Rückschlüssen auf die funktionale Charakteristik der hybriden Filterzyklone. Ferner werden ausgewählte, dem Stand der Technik entsprechende, Standard-Berechnungsmodelle angewandt und den Messergebnissen gegenübergestellt. Überdies erfolgt die Entwicklung und Validierung eines numerischen Berechnungsmodells sowie der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Ergebnissen der verfügbaren Standard-Berechnungsmodelle. Des Weiteren findet das validierte numerische Berechnungsmodell bei der strömungstechnischen Analyse der experimentell untersuchten hybriden Filterzyklone Anwendung. Auf Grundlage der experimentellen und numerischen Untersuchungsergebnisse erfolgt die Definition von Vor- und Nachteilen sowie potentieller Anwendungsgebiete und -szenarien. Ferner werden allgemeingültige Regeln für die konstruktive Auslegung hybrider Filter und eine Berechnungsvorschrift vorgeschlagen, um aussagekräftige praxisnahe Vorhersagen zum Differenzdruck- und Abscheideverhalten treffen zu können. Letztendlich erfolgt die Zusammenfassung der gewonnenen Ergebnisse und Erkenntnisse. Darüber hinaus erfolgt ein Ausblick auf die Notwendigkeiten zukünftiger Forschungsarbeiten zur weiteren Manifestierung der hybriden Filtertechnologie.

## **2.3 Abgrenzung der Aufgabenstellung**

Die Partikelabscheidung aus Gasen ist dem Fachgebiet der mechanischen Verfahrenstechnik zugehörig und ein Teilgebiet der Abgasreinigung. Das weitumfassende Gebiet der Abgasreinigung findet in allen Industriezweigen und auch im privaten Gebrauch Verwendung. Inhalt dieser Arbeit ist ausschließlich die Abscheidung fester Partikel für die industrielle Anwendung. Partikel im flüssigen Aggregatzustand finden keine Berücksichtigung. Für die experimentellen Untersuchungen wird ein laborfähiger Maßstab gewählt, welcher die untere Grenze der industriellen Einsatzmöglichkeit darstellt. Alle Entwicklungsarbeiten und experimentellen Untersuchungen beziehen sich nur auf die Anwendung von Fliehkraftabscheidern. Abweichende Wirkprinzi-

pien für die Vorabscheidung finden einzig bei der Erarbeitung des Überblicks zum Stand der Technik Beachtung. Für die Untersuchung der hybriden Filterzyklone werden handelsübliche Filterpatronen eingesetzt. Die Variation der Filterelemente bezugnehmend zu deren Bauart und Filterklasse wird nachfolgenden Forschungsarbeiten offen gehalten. Als Anwendungsgebiet sind die Emissionsminderung sowie die Wertstoffgewinnung definiert, wobei der Schwerpunkt auf Grund der gewählten vergleichsweise geringen Belastungen im Verlauf der experimentellen Untersuchungen im Bereich der Emissionsminderung zu sehen ist. Eine Klassierung wird mit der untersuchten und entwickelten Technologie nicht angestrebt.

## 3 Grundlagen

### 3.1 Überblick zum Stand der Technik

#### 3.1.1 Abscheidetechnologien für Partikel und deren Klassifizierung

Für die Abscheidung von Partikeln aus Gasen stehen die in Abbildung 1 zusammengefassten Technologien zur Verfügung. Zu nennen sind Massekraftabscheider, filternde Abscheider, elektrische Abscheider und Nassabscheider. Massekraftabscheider sind je nach wirkender Massekraft weiter in Schwerkraftabscheider, Trägheitskraftabscheider und Fliehkraftabscheider zu unterscheiden. Bei diesen können die Partikel auf Grund der wirkenden Massekräfte der Strömung nicht folgen und werden gezielt abgeschieden.

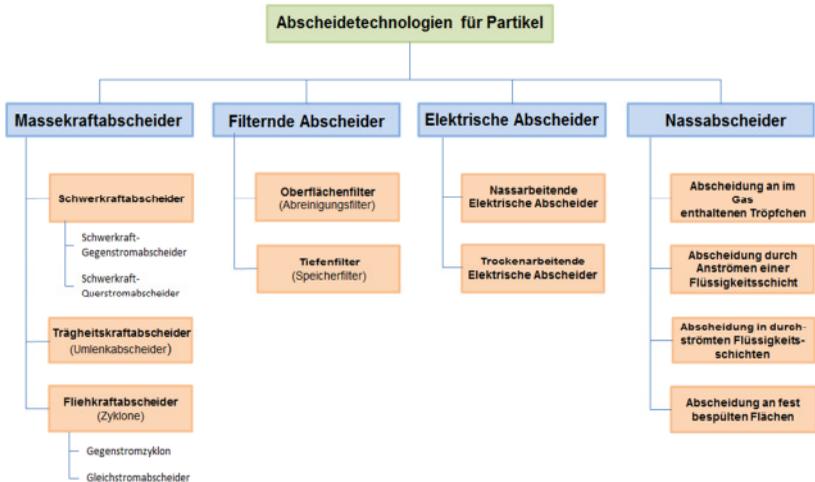


Abbildung 1: Klassifizierung der Entstaubungstechnologien

Entsprechend der Gleichung 3.1 haben die Partikelmasse sowie die wirkenden Beschleunigungen einen Einfluss auf die wirkende Massekraft und damit auf den Erfolg der Abscheidung. Da bei Fliehkraftabscheidern die auf die

Partikel wirkenden Beschleunigungen um ein vielfaches höher sind, als bei Schwerkraft- und Trägheitskraftabscheidern, sind diese besonders effektiv. Eingegrenzt wird die Effektivität durch den Partikeldurchmesser. Unter der Annahme, dass die Partikel der Form einer idealen Kugel entsprechen, ist der Partikeldurchmesser bei der Berechnung der Partikelmasse laut Gleichung 3.2 mit der 3. Potenz zu berücksichtigen.

$$F_M = m_p \cdot a \quad (3.1)$$

$$m_p = \rho_p \cdot \pi \cdot d_p^3 / 6 \quad (3.2)$$

Insbesondere kleinere Partikel ( $d_p < 5 \mu m$ ) werden aus diesem Grund wesentlich schlechter abgeschieden. Folglich finden Massekraftabscheider meistens nur noch als Vorabscheider Verwendung. Um dennoch die vom Gesetzgeber geforderten Emissionswerte erreichen zu können, sind sehr häufig im Nachgang weitere Abscheideprinzipien vorzufinden. Filternde Abscheider sind zu diesem Zweck vielfach genutzt. Bei diesen wird das Rohgas durch eine durchlässige poröse Schicht geleitet. Bei Oberflächenfiltern sind die Porendurchmesser meist kleiner als die Partikeldurchmesser, wodurch diese das Filtermaterial nicht passieren können. Dieser Sperreffekt führt zur Anlagerung an die Filteroberfläche, wodurch sich eine Partikelschicht, auch bekannt als Filterkuchen, ausbildet. Der Filterkuchen verstärkt im Fortlauf die Filtration und wirkt mitunter allein, bis dieser zyklisch beziehungsweise beim Erreichen eines definierten Differenzdruckes mittels verschiedener Reinigungsmechanismen abgereinigt wird. Oberflächenfilter werden vor allem bei großen Staubmengen (wenige  $mg \cdot m^{-3}$  bis mehrere hundert  $g \cdot m^{-3}$ ) angewendet [Schm07]. Tiefenfilter finden vorwiegend bei kleineren Staubmengen (wenige  $mg \cdot m^{-3}$  Anwendung [Schm07]). Bei Tiefenfiltern sind die Poren größer als die Partikeldurchmesser, wodurch diese in das Innere des Filtermaterials gelangen. Die filterinterne Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit und Änderung der Strömungsrichtung bewirkt wiederum Massekräfte, welche zum Abscheiden der Partikel führen. Elektrostatische Effekte, hervorgerufen durch die direkte oder indirekte Aufladung der Partikel, sowie Diffusionseffekte fördern bei kleineren Partikel mit  $d_p < 2 \mu m$  zusätzlich die Abscheidung. Während bei der direkten Aufladung eine Spannungsquelle vorhanden sein muss, geschieht die indirekte Aufladung durch Partikelstöße, Wandstöße und Ladungsaustausch mit Luftionen. Diffusionseffekte sind auf die brownsche Molekularbewegung zurückzuführen.

ren. Partikel mit  $d_p < 1\mu\text{m}$  führen zusätzlich zur Bahnkurve eine regellose Bewegung aus, wodurch eine erhöhte Wahrscheinlichkeit besteht, auf das Filtermaterial zu treffen. Haftkräfte unterbinden bei den beschriebenen Abscheideeffekten im Anschluss den Weitertransport der abgelagerten Teilchen. Eine geräteinterne Regenerierung der Filter, wie bei den Oberflächenfiltern, findet bei den Tiefenfiltern nicht statt. Meistens werden die Filter beim Erreichen eines definierten Differenzdrucks oder Intervalls durch neue Filter ersetzt. Eine weitere Differenzierung der filternden Abscheider erfolgt, wie aus Abbildung 2 hervorgeht, nach der Art des Filtermaterials sowie dessen Konfektionierung. Als Filtermaterialien sind Fasern in Form von Geweben, Vliesen oder Filzen und Körner in Form von Sinterwerkstoffen oder Schüttungen zu nennen.

	Filtermaterial	
	Fasern	Körner
Oberflächenfilter	Schlauchfilter Taschenfilter Patronenfilter Kerzenfilter	Kerzenfilter Festbettfilter Lamellenfilter
Tiefenfilter	Grobstaubfilter Feinstaubfilter Schwebstofffilter	Festbettfilter Wanderbettfilter Fließbettfilter

**Abbildung 2: Klassifizierung der filternden Abscheider nach dem Filtermaterial [VDI97]**

Fasern und Körner können sowohl in Oberflächenfiltern als auch in Tiefenfiltern angewendet werden. Die Konfektionierung der Fasern erfolgt in Form von Schläuchen, Taschen, Patronen und Kerzen. In Abhängigkeit der gegebenen Anlagenparameter, wie z.B. die Gastemperatur, Staubmenge und dessen Fraktion, sind die einzelnen Materialien sowie deren Konfektion auszuwählen. [Loe88; Sti94; VDI10; VDI97, VDI99]

Eine weitere Möglichkeit, erfolgreich kleinere Partikel ( $0,1 \leq d_p \leq 2 \mu\text{m}$ ) abzuscheiden, stellen die Nassabscheider dar. Bei diesen werden im ersten Schritt die Partikel an eine Waschflüssigkeit, welche meist Wasser ist, in Form von Tropfen gebunden. Der Tropfen ist ein Agglomerat und ist durch eine wesentlich größere Masse und größeren Durchmesser als der alleinige Partikel gekennzeichnet. Dies erleichtert die im zweiten Schritt zu erfolgende Abscheidung. Genutzt werden hierfür meistens massekraftabscheidende Prinzipien. Filternde und elektrische Abscheideprinzipien sind ebenso möglich. Die Differenzierung der Nassabscheider erfolgt nach der Art der Zusammenführung der Partikel mit der Waschflüssigkeit. Eine Möglichkeit besteht darin, die Waschflüssigkeit in Form von Tröpfchen mit dem Rohgas in Kontakt zu bringen. Die Tröpfchen werden z.B. mittels Düsen generiert. Trägheitskräfte und Diffusionseffekte führen zum Kontakt der Partikel mit den Tröpfchen. Eine weitere Möglichkeit besteht durch das Anströmen einer Flüssigkeitsschicht mit dem Rohgas. Bei diesem Wirkprinzip strömt das Rohgas durch bzw. entlang der Flüssigkeitsschicht. Dadurch werden Tröpfchen herausgerissen, an welchen sich die Partikel wiederum durch Trägheitskräfte und Diffusionseffekte binden können. Zudem besteht durch den direkten Kontakt der Partikel mit der Flüssigkeitsschicht die Möglichkeit zur Abscheidung. Die Durchströmung einer Flüssigkeitsschicht stellt ein weiteres Wirkprinzip dar. Das Rohgas gelangt durch perforierte Böden im Gegen- oder Querstrom auf die Waschflüssigkeit. Innerhalb der sich ausbildenden Blasen erfolgt die Abscheidung. Die vierte Möglichkeit, die Partikel an die Waschflüssigkeit zu binden, besteht durch die Benetzung der Abscheideflächen. Durch Trägheits- oder Zentrifugalkräfte gelangen die Partikel an die Abscheideflächen und werden dadurch an die Waschflüssigkeit gebunden. Anwendung finden Nassabscheider vorwiegend bei besonders klebrigen und leicht entzündlichen Partikeln. [Loe88; Sti94; VDI98]

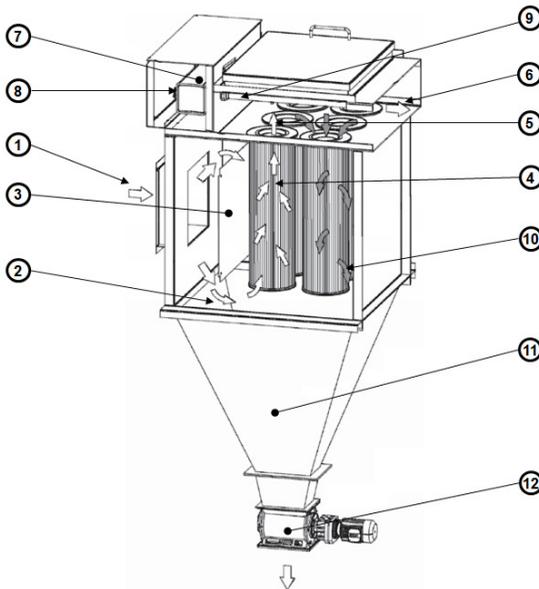
Elektrische Abscheider sind zu unterteilen in nassarbeitende und trockenarbeitende Geräte. Bei diesen ist die Abscheidung sehr kleiner Partikel ( $d_p < 1 \mu\text{m}$ ) möglich. Beiden Varianten ist gemeinsam, dass die Partikel zunächst elektrisch aufzuladen sind. Ein elektrisches Feld führt im Anschluss zur Ablenkung der elektrisch geladenen Partikel aus der Strömung und zum Anhaften an eine Niederschlagselektrode. Während die Niederschlagselektrode trockenarbeitender elektrischer Abscheider innerhalb eines definierten Intervalls abzureinigen ist, fließen die Partikel bei nassarbeitenden elektri-

schen Abscheidern entgegen bzw. quer zur Strömungsrichtung ab. Vorteil der elektrischen Abscheider ist der vergleichsweise geringe Energiebedarf gegenüber den übrigen Technologien. Diesem gegenüber stehen ein zum Teil deutlich größerer notwendiger Raumbedarf und Unsicherheiten beim Betriebsverhalten. Schwankungen bei der Rohgaskonzentration sowie der Gasparameter können die Reingaskonzentration erheblich beeinflussen. Auch mögliche Bypass-Strömungen sind nicht zu vernachlässigen. [Loe88; VDI11]

### **3.1.2 Herkömmliche Entstaubungsanlagen**

Wie bereits erwähnt, bestehen Entstaubungsanlagen im herkömmlichen Sinn aus dem Entstaubungsgerät sowie dem notwendigen Zubehör. Die Entstaubung erfolgt mittels filternder Abscheideprinzipien. Diese zeigen das sicherste Abscheideverhalten und erfüllen die stetig steigenden gesetzlichen Anforderungen an die Luftreinhaltung am besten. Im Bereich der industriellen Entstaubung haben sich aus diesem Grund die Oberflächenfilter im Verlauf der vergangenen 50 Jahre sowohl gegenüber den Massekraft- und Nassabscheidern als auch den elektrischen Abscheidern durchgesetzt. Laut [Eng70] hatten Oberflächenfilter zwischen 1964 und 1969 einen Marktanteil von 18% unter den Entstaubungsgeräten. Einen deutlichen Anstieg auf 40% mit weiter steigender Tendenz konnte laut [Die79] bis zum Jahr 1978 verzeichnet werden. 1982 liegt der Marktanteil entsprechend [Die82] bereits nahe 50% [Loe80, Loe88]. Im Zuge der enormen Entwicklungen insbesondere im Bereich der Filtermedien sowie der Etablierung und raschen Verbreitung der Filterpatronen seit 1980 beträgt der Marktanteil der Oberflächenfilter nach [Schm98] im Jahr 1998 über 60%. In [Die04] wird im Jahr 2004 einen Marktanteil von 65% genannt. Die weitere Zunahme an Marktanteilen bis zum heutigen Tag ist durch den Ersatz elektrischer Abscheider durch Schlauchfilter insbesondere im Kraftwerksbereich zu erwarten. Im Temperaturbereich bis 260°C finden innerhalb der herkömmlichen Entstaubungsgeräte vorzugsweise textile Filtermedien, konfektioniert in Form von Filterschläuchen, Filtertaschen und Filterpatronen, Anwendung [VDI10]. Je nach eingesetzter Konfektion des Filtermediums werden die Entstaubungsgeräte als Schlauchfilter, Taschenfilter und Patronenfilter bezeichnet.

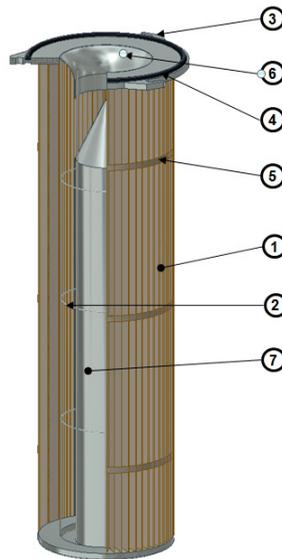
Abbildung 3 zeigt einen kompakten, dem Stand der Technik entsprechenden Patronenfilter mit Druckstoßabreinigung, wobei der dargestellte Aufbau mit dem Aufbau von Schlauch- und Taschenfiltern vergleichbar ist. Durch den Rohgaseintritt 1 gelangt das partikeltragende Gas in das Innere des Filtergehäuses 2 und trifft auf das Prallblech 3. Die Strömungsumlenkung führt zu einer zur Abscheidung großer schwerer Partikel durch wirkende Trägheitskräfte.



**Abbildung 3: Patronenfilter mit Druckluftreinigung [VDI10]**

Zum anderen wird das Rohgas im Gehäuseinneren gleichmäßig verteilt und trifft im Anschluss auf die sternförmig gefalteten Filterpatronen 4. Während die Partikel auf Grund der bereits erläuterten Prozesse zurückgehalten werden, passiert das Gas das Filtermedium, gelangt in den Reingasraum 5 und verlässt das Filtergehäuse über den Reingasaustritt 6. Innerhalb eines definierten Intervalls bzw. beim Erreichen eines definierten Differenzdrucks wird die Druckstoßabreinigung aktiviert. Zu diesem Zweck wird ein mit Luft gefüllter Druckbehälter 7 mittels Schnellentlüftungsventilen 8 entleert und über ein

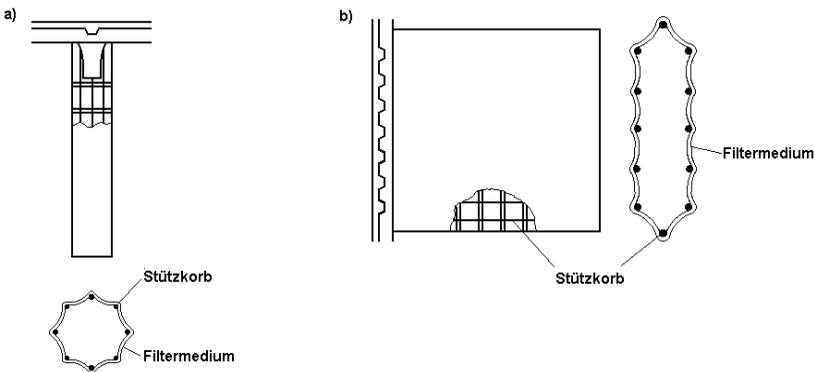
Rohrsystem 9 in das Innere der abzureinigenden Filterpatrone geleitet. Dies führt zu einem kurzzeitig wirkenden Überdruck in der Filterpatrone. Die folglich resultierende Verformung des Filtermediums sowie die der Rohgasströmung entgegen gerichtete Strömung führen zum Herunterfallen der am Filtermedium angelagerten Partikel 10. Über den konisch geformten Staubsammelraum 11 gelangen die Partikel zum Staubaustrag 12. Der Staubaustrag kann, wie in Abbildung 3 dargestellt, z.B. mittels einer Zellrad schleuse erfolgen. Verwendung finden Patronenfilter vorwiegend bei Volumenströmen zwischen  $2000 \dots 60000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ . Die Filtrationsgeschwindigkeit liegt zwischen  $40 \dots 150 \text{ m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$  [VDI10]. Gesamtabscheidegrade  $> 99,9\%$  sind bei intakten Filterpatronen erreichbar [Loe88]. Übliche Druckdifferenzen sind  $600 \dots 2300 \text{ Pa}$  [VDI10].



**Abbildung 4: Konstruktiver Aufbau einer Filterpatrone**

Filterpatronen sind, wie auch Abbildung 4 zeigt, zylindrische sternförmig gefaltete Filterelemente, bestehend aus einem Filtermedium 1, einem innenliegenden Stützkorb 2 und einer Befestigungseinrichtung 3. Die Montage

kann rohgas- und reingasseitig mittels eines Flansches, Stehbolzens oder Zugankers erfolgen. Eine Dichtung 4 unterbindet den Staubdurchtritt zum Reinraum. Als Filtermedium finden Nadelfilze und Filtervliesstoffe vorwiegend aus synthetischen Fasern Verwendung. Antistatische und mit PTFE-Membran ausgerüstete Filtermedien sind für spezielle Anwendungen ebenfalls verfügbar. Werden die Filterpatronen mittels Druckstoß, auch Puls-Jet genannt, gereinigt, stabilisieren außen positionierte Fixierbänder 5 den Körper. Im Falle der Niederdruckspülung kann auf die Fixierbänder verzichtet werden. Für eine verbesserte Abreinigung beim Druckstoßverfahren sind innerhalb der Filterpatrone häufig Druckstoßreflektoren 6 und Verdrängerkörper 7 integriert. Typische Längen der Filterpatronen reichen von 600...1500 mm bei Durchmessern von 115...327 mm [Fre07, Mah12, Rbf10]. Übliche Filterflächen betragen 5...20 m<sup>2</sup> [Loe88]. Neben der dargestellten zylindrischen Bauform gibt es außerdem konisch geformte Filterpatronen. Diese ermöglichen günstigere Anström- und Abreinigungsbedingungen bei gleichen oder sogar geringeren Abständen der Filterpatronen zueinander. Im Vergleich zu Filtertaschen und -schläuchen haben zylindrische und konische Filterpatronen auf gleichem Bauraum eine deutlich größere Filterfläche, was längere Standzeiten und sehr kompakte Filteranlagen ermöglicht. Aus diesem Grund werden im Fortlauf der Arbeit die Filterpatronen als favorisierte Filterkonfektion Anwendung finden.



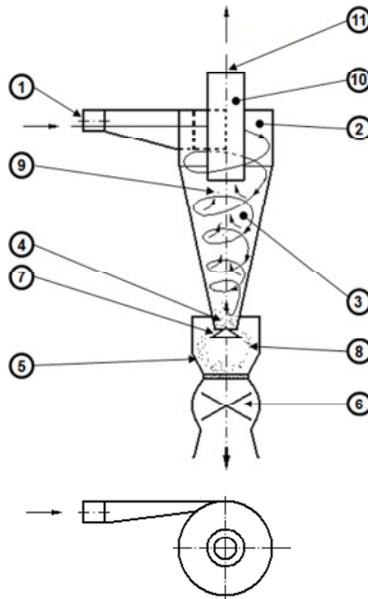
**Abbildung 5: Aufbau von Filterschläuchen (a) und Filtertaschen (b) [Loe88]**

Zur Vervollständigung der Erläuterungen sei auf Abbildung 5 hingewiesen. Diese zeigt den schematischen Aufbau von Filterschläuchen und -taschen in der Seitenansicht und im Schnitt. Beiden ist gemeinsam, dass das Filtermedium, wie auch bei den Patronenfiltern, flexibel ist und von einem Stützkorb getragen wird. Zudem sind beide Varianten ebenfalls einseitig offen. Während Filterschläuche zylindrisch geformt sind, entsprechen Filtertaschen einer rechteckigen Form. Filterschläuche gibt es im Durchmesserbereich von 100...200 mm, sind bis zu 8 m lang [VDI10, Loe88] und haben eine Filterfläche von 0,3...5 m<sup>2</sup>. Filtertaschen sind für die Entstaubung nicht vorkonfektioniert und werden den jeweiligen Anforderungen angepasst. Übliche Filterflächen sind 0,6...1,5 m<sup>2</sup> [Loe88]. Für die bessere Handhabung der Filtertaschen werden diese häufig in Zellen zusammengefasst. Die Positionierung im Entstaubungsgerät erfolgt bei Filtertaschen horizontal. Filterschläuche werden hingegen vertikal hängend angeordnet.

### 3.1.3 Zyklone

Zyklone sind als Fliehkraftabscheider, den Massekraftabscheidern zugehörig. Sie sind robust und einfach im Aufbau. Verwendung finden die Zyklone seit über 100 Jahren. Auf Grund des unbefriedigenden Abscheideverhaltens im Feinstaubbereich ist deren Einsatz als Endabscheider in den stark reglementierten Industrienationen kaum noch vorzufinden. Partikeldurchmesser zwischen 1...5 µm werden in verschiedenen Quellen [VDI99, Woz07] als unterer Grenzwert für die wirtschaftliche Abscheidung genannt. Folglich finden Zyklone vorzugsweise als Vorabscheider Verwendung, um nachgeschaltete Abscheider zu entlasten. Hierbei sind diese sowohl einzeln als auch gruppenförmig in Reihen- oder Parallelschaltungen angeordnet. Absolutdrücke von 0,01...100 bar und Temperaturen von bis zu 1200 °C stellen für die Anwendung von Zyklonen kein Problem dar [Loe88, Woz07]. Abbildung 6 zeigt den grundlegenden Aufbau der Zyklone. Das partikeltragende Gas gelangt durch den tangential angeordneten Rohgaseintritt 1 in den inneren zylindrischen Bereich 2 des Zyklons. In Form einer spiralförmigen Bewegung zirkuliert das Rohgas in den konischen Bereich 3. Fliehkräfte bewirken währenddessen die Trennung der Partikel vom Gas. Im Randbereich der Zyklonwand werden diese Partikel 4 zum Staubbunker 5 befördert. Aus dem Staubbunker können die Partikel, wie auch in Abbildung 6 dargestellt, z.B. mit Hilfe einer Zellradschleuse 6 ausgetragen werden. Der Apex

kegel 7 verhindert das Refluidisieren bereits abgeschiedener Partikel 8 im Staubbunker. Nicht abgeschiedene Partikel 9 gelangen mit dem Gas nach Änderung der Strömungsrichtung durch das Tauchrohr 10 zum Reingasaustritt 11. Neben den tangentialen Rohgaseintritt gibt es außerdem den spiralförmigen Rohgaseintritt. Dessen geringe Verbreitung ist vor allem im erhöhten Fertigungsaufwand begründet. Auch axiale Rohgaseintritte sind bekannt.



**Abbildung 6: Aufbau eines Zyklons [Loe88]**

Bei diesen wird die spiralförmige Bewegung mit Luftleitelementen am Eintritt herbeigeführt. Im Zuge der langen Entwicklungsgeschichte von Zyklonen sind weitere vielzählige Gestaltungsmöglichkeiten bekannt, auf dessen Erläuterung an dieser Stelle verzichtet wird. Unter anderen sei hierfür auf [VDI99], den VDI Wärmeatlas 10. Auflage [VDI06] sowie der Veröffentlichung [Schm90], welche sich mit ungewöhnlichen Zyklonabscheidern beschäftigt, hingewiesen.

### 3.1.4 Kombinationen aus Zyklonabscheidern und filternden Abscheidern

Zyklonabscheider finden häufig als externe Vorabscheider zur Entlastung nachgeschalteter Filteranlagen Verwendung. Kombinationen aus beiden Abscheideprinzipien innerhalb eines Gehäuses sind weit weniger bekannt und verbreitet. Bezeichnet werden derartige Kombinationen als Rundfilter, Zyklonfilter oder Filterzyklone. Erstmals erwähnt wird ein Zyklon mit integrierten Filter innerhalb der Offenlegungsschrift DT 24 39 716 A1 [Jae74]. Dieser besteht aus einer unteren zyklonartigen Baugruppe und einem darüber angeordneten Schlauchfilter. Getrennt werden beide Baugruppen durch die „Abweisschürze“. Die „Abweisschürze“ ähnelt dem Tauchrohr eines Zyklons herkömmlicher Bauweise und verhindert die direkte Kurzschlussströmung zum Filterteil. Die Strömung wird dadurch gezwungen, eine gewisse Wegstrecke im Zyklon zurückzulegen. Während größere Partikel auf Grund wirkender Fliehkräfte bereits in der zyklonartigen Baugruppe abscheiden, trennen die Filterschläuche die feinen Partikel vom Gas. Vom Gasstrom getrennte sowie von den Filtern abgereinigte Partikel fallen in den Staubunker. Vorteilhaft ist die große mögliche Filterfläche, da diese kaum abhängig von der Zyklongeometrie ist. Aus diesem Grund ist diese Art von kombinierter Bauweise insbesondere bei größeren Volumenströmen gebräuchlich. Nachteilig ist die große resultierende notwendige Bauhöhe. Vergleichbare Konstruktionen sind auch in den Quellen [CZB12], [Mik12], [Mio12], [Sche12] und [Ven12] dargestellt bzw. näher beschrieben. Allen ist gemeinsam, dass beide Abscheider innerhalb eines Gehäuses befindlich sind, wobei beide dennoch deutlich voneinander getrennt sind. Die Geometrie der zyklonartigen Baugruppe und deren konstruktiven Bestandteile sind weit entfernt von herkömmlichen Zyklonen. Konstruktive Elemente, wie z.B. ein Apex, für die Vermeidung der Refluidisierung bereits abgeschiedener Partikel im Staubunker sind nicht vorgesehen. Eine Abschätzung der Wirkungsgrade und Differenzdrücke mit den gegebenen Berechnungsmodellen ist dadurch nicht möglich. Angaben seitens der Hersteller, Messwerte oder konkrete Untersuchungen existieren nicht. Einzig die Aussage, dass die Anwendung bei besonders hohen Staubbeladungen besonders günstig ist, wird getroffen.

Eine ähnliche Kombination aus Zyklon und darüber angeordneten filternden Abscheidern ist in den Patentanmeldungen EP 0 371 531 A1 [Leu89] und

EP 0 564 992 A2 [Gor93] beschrieben. Hier ist die zyklonartige Baugruppe deutlich als Zyklon zu erkennen und besteht aus den typischen Bestandteilen. Anhand der dargestellten Geometrie ist die Dimensionierung anhand der bekannten Berechnungstheorie möglich. Mit einer gegenseitigen Beeinflussung der filternden Abscheider mit den Fliehkraftabscheidern ist nicht zu rechnen.

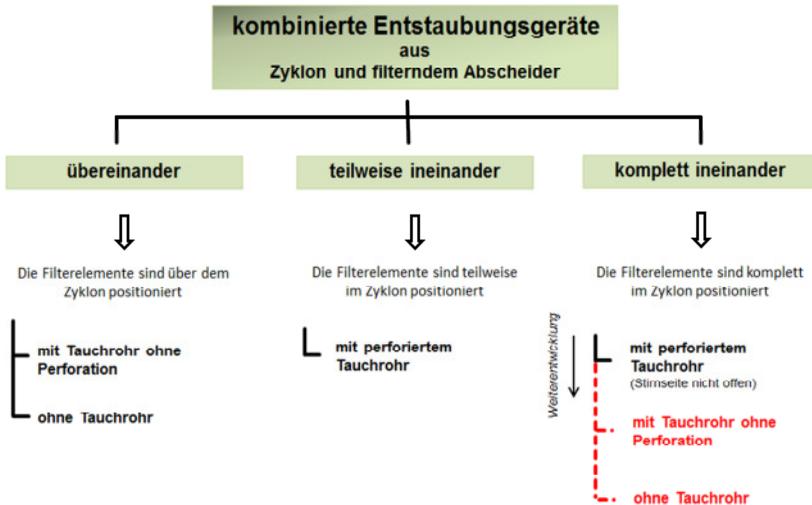
Eine weitere Kombination aus Zyklon und darüber angeordneten filternden Abscheidern ist in [Air12] dargestellt. Als Filtermedium finden Filterpatronen Verwendung. Eine konstruktive Trennung zwischen den beiden Abscheidern ist nicht vorgesehen. Ein Tauchrohr ist ebenso nicht Bestandteil der Konstruktionen. Der Rohgaseinlass ist tangential angeordnet und spiralförmig ausgebildet. Unmittelbar nach dem Einlass ist der konische Zyklonkörper angeordnet. Konstruktive Elemente, welche die Refluidisierung bereits abgeschiedener Partikel im Staubunker verhindern, sind nicht dargestellt. Begünstigend soll die interne rotierende Strömung auf das Abreinigungsverhalten der Filterpatronen wirken. Auf Grund dessen sowie der vorabscheidenden Wirkung des Zyklons soll die Lebensdauer der Filterpatronen maximiert sein. Aussagen zum Wirkungsgrad des integrierten Zyklons werden allerdings keine getroffen. Die Anwendung der bekannten Berechnungsmodelle für die Dimensionierung des Zyklons ist wegen der deutlichen Abweichungen vom Standardzyklon nicht möglich. Eine vergleichbare Kombination ist in [Est12] dargestellt. Auffallend ist die einfachere Gestaltung des tangentialen Rohgaseintritts, welcher hier nicht spiralförmig ausgebildet ist.

Eine abweichend ausgeführte Kombination aus Zyklon und filternden Abscheider ist in der Patentschrift EP 0 343 061 B1 dargestellt. Bei dieser Variante befinden sich die Filterelemente auf halber Höhe im Bauraum des Zyklons. Als Filterelemente finden Schlauchfilter Verwendung. Das Tauchrohr umhüllt die Schlauchfilter im Zyklonkörper vollständig auf ganzer Länge. Im Bereich des tangentialen Lufteintritts ist das Tauchrohr geschlossen ausgeführt. Das dadurch verhinderte direkte Anströmen der Filterschläuche mit dem partikeltragenden Gas soll den frühzeitigen Verschleiß ausschließen. Außerhalb des Lufteintrittsbereiches ist das Tauchrohr perforiert, um die gleichmäßige Anströmung der Filter zu fördern. Die teilweise Integration der Filterelemente in den Bauraum des Zyklons führen zu einer reduzierten notwendigen Bauhöhe. Dennoch können, unabhängig von der Zyklongeometrie, auch längere Filterschläuche zum Einsatz kommen. Durch das

Tauchrohr wird dem Rohgas im Zyklon eher eine fliehkraftverursachende Rotationsbewegung aufgezwungen. Nachteilig wirkt die Perforation, welche wahrscheinlich zu einer Minderung des Fliehkrafteffektes führt. Konstruktive Elemente zur Vermeidung der Refluidisierung bereits abgeschiedener Partikel im Staubbunker werden ebenso nicht erwähnt. Der bauartbedingte große Tauchrohrdurchmesser führt zudem zu einer deutlichen Abweichung der Geometrie vom Standardzyklon. Die Anwendung der bekannten Berechnungsmodelle für die Dimensionierung eines derartigen kombinierten Entstaubungsgerätes wird dadurch nicht zu praxisnahen Ergebnissen führen. Im Patent angegeben ist ein Wirkungsgrad des Zyklons von 80%, wobei keinerlei Hinweis zur Zusammensetzung des Staubes und damit eine Bewertungsmöglichkeit gegeben ist.

Im Gebrauchsmuster DE 297 09 879 U1 [ILK97] sowie [Spl99] sind sehr kompakte kombinierte Abscheider dargestellt, bestehend aus einem Zyklon mit einer im Tauchrohr mittig auf voller Länge integrierten Filterpatrone. Das Tauchrohr des kombinierten Abscheiders in [ILK97] ist unterhalb des Rohgaseintritts perforiert, umhüllt die Filterpatrone komplett und führt zu einem seitlich positionierten Staubaustrag. Der Kontakt der Filterpatrone mit dem Rohgas erfolgt ausschließlich durch Strömungen durch die Perforation. Eine Öffnung an der unteren Stirnseite, wie bei herkömmlichen Tauchrohren, ist nicht vorgesehen. Ein weiterer Staubaustrag ist, wie bei den übrigen bereits beschriebenen kombinierten Abscheidern, mittig positioniert. Über diese Öffnung erfolgt der Austrag der größeren Partikel, welche mittels des Zyklons aus dem Rohgas getrennt werden. Über die seitliche Öffnung erfolgt der Austrag der feineren Partikel, welche vom Filter aus dem Rohgas getrennt und im Anschluss von der Filteroberfläche mit Hilfe eines Druckstoßes abgereinigt werden. Die spezielle Gestaltung des Austrages ermöglicht die Trennung von Grob- und Feinstaub. Das Tauchrohr des kombinierten Abscheiders in [Spl99] ist ebenso perforiert und auf der Höhe des Rohgaseintritts geschlossen. Die Stirnseite ist hingegen geöffnet. Ein getrennter Staubaustrag ist nicht vorgesehen. Oberhalb des Zyklons ist eine katalytische Schadgasreinigung integriert. Durch die Perforation ist die Anströmung der Filterpatronen beider Varianten über die komplette Länge gleichmäßig. Der resultierende Differenzdruck ist dadurch geringer als bei einem geschlossenen Tauchrohr. Nachteilig ist der negative Einfluss der Perforation auf die fliehkraftverursachende rotierende Strömung, welche maßgebend für die

Abscheidung der größeren Partikel ist. Zudem ist nur eine Filterpatrone vorgesehen und die mögliche Filterfläche dadurch erheblich reduziert. Die Zyklongeometrie kann durch die Integration nur einer Filterpatrone an die Geometrie des Idealzyklons angenähert werden. Die Anwendung der existierenden Berechnungsmodelle ist dadurch möglich. Unklar hingegen ist der Einfluss der Perforation auf die Strömung und auf den Differenzdruck.



**Abbildung 7: Bekannte kombinierte Entstaubungsgeräte und technologisches Konzept der angestrebten Weiterentwicklung**

Zusammenfassend ist festzustellen, dass, wie auch Abbildung 7 zeigt, verschiedene technologische Konzepte für kombinierte Entstaubungsgeräte aus Zyklon und filternde Abscheider bekannt sind. Anwendung finden diese insbesondere bei hohen Staubbelastungen. Grundlegend sind die drei folgenden Varianten zu unterscheiden:

- Die Filterelemente sind über dem Zyklon
- Die Filterelemente sind teilweise im Zyklon
- Die Filterelemente sind komplett im Zyklon

positioniert. Ferner ist das Tauchrohr bei diesen drei grundlegend verschiedenen kombinierten Entstaubungsgeräten variiert. Während einerseits zum

Teil herkömmliche Tauchrohre Anwendung finden, wird andererseits das Tauchrohr größtenteils perforiert. In einigen kombinierten Entstaubungsgeräten wird auf das Tauchrohr verzichtet. Zum Teil entspricht die Geometrie der integrierten Zyclone der Geometrie herkömmlicher Zyclone, wodurch die Dimensionierung mit Hilfe der bekannten Berechnungsmodelle möglich ist. Andere Ausführungen weichen deutlich von der Geometrie herkömmlicher Zyclone ab, wodurch eine Dimensionierungsmöglichkeit mit den bekannten Berechnungsmodellen nicht möglich ist. Besonders kompakte Ausführungen, bei welchem die Filterelemente komplett im Zyklon mittig in einem geschlossenen Tauchrohr ohne Perforation positioniert sind, sind im Stand der Technik nicht bekannt. Auch derartige Ausführungen ohne Tauchrohr konnten nicht ermittelt werden. Aus diesem Grund wird die Weiterentwicklung der bestehenden technologischen Konzepte, entsprechend der Abbildung 7, auf die besonders kompakte Bauweise forciert, bei der die Filterelemente zentrisch innerhalb des Zyklons komplett mit voller Länge integriert sind. Das Tauchrohr, welches die Filterelemente nahezu auf voller Länge umhüllen muss, ist ohne Perforation anzuwenden. Ebenso ist die Funktionsweise des zu entwickelnden hybriden Filterzyklons ohne Tauchrohr zu untersuchen.

### **3.1.5 Verwandte wissenschaftliche Arbeiten und deren Abgrenzung**

Die Anzahl an Veröffentlichungen, welche sich mit der Kombination von Zyklonen mit filternden Abscheidern auseinandersetzen, ist sehr begrenzt.

[Dav79] beschäftigt sich mit dem Einsatz von extern positionierten Zyklonen als Vorabscheider für filternde Abscheider, um den Zusammenhang zwischen der Partikelfraktion, Staubbelastung im Filterbereich und dem Differenzdruck zu ergründen. Zu diesem Zweck wurden in einem Versuchsaufbau, welcher wahlweise mit bzw. ohne Zyklon sowie mit unterschiedlichen Volumenströmen betrieben werden konnte, Stäube unterschiedlicher Fraktion über einen Zeitraum von 45 Minuten aufgegeben. Anschließend wurde der Differenzdruck des Filters bzw. des Zyklons und des Filters gemessen. Trotz der zusätzlichen Anordnung des Zyklons vor dem Abreinigungsfilter konnte unter bestimmten Voraussetzungen für jeden untersuchten Staub eine Senkung des Differenzdruckes im Vergleich zum alleinigen Betrieb des Filters um bis zu 51% nachgewiesen werden. Zwar bewirkte der Zyklon in

allen Versuchen eine Reduzierung der Staubbelastung im Filter, was allerdings nicht zwangsläufig zu einem ebenso reduzierten Differenzdruck führte. Insbesondere bei Wirkungsgraden des Zyklons  $>85\%$  wurden höhere Differenzdrücke gemessen. Die besten Ergebnisse konnten bei Wirkungsgraden zwischen  $50\ldots75\%$  des Zyklons nachgewiesen werden. Gründe für diesen Effekt werden keine genannt. Nach heutigem Erkenntnisstand ist der Einfluss des Filterkuchens hierfür maßgebend. Mit steigendem Wirkungsgrad des Zyklons sinkt der Mengenanteil der größeren Partikel im Filter signifikant. Die verbleibenden feinen Partikel bilden einen dichteren Filterkuchen, welcher wiederum zu dem höheren Differenzdruck führt. Darüber hinaus steigt die Wahrscheinlichkeit, dass feinere Partikel in das Filtermedium eindringen und dieses irreversibel verstopfen.

[Hei97] beschäftigt sich mit der Entwicklung und Untersuchung des kombinierten Staubabscheiders, welcher im bereits erwähnten Gebrauchsmuster DE 297 09 879 U1 [ILK97] unter Schutz gestellt ist. Die Untersuchung erfolgte mit sowie ohne den sekundären Staubaustrag. Variiert wurden der Volumenstrom im Bereich zwischen  $500\ldots700\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ , die Breite des Rohgaseintrittes von  $40\ldots75\text{mm}$ , die Höhe des zylindrischen Bereiches von  $940\ldots1290\text{mm}$  sowie der Aufbau des Tauchrohres. Nach Bedarf konnte bei diesem ein perforiertes Rohr angesetzt werden, um die im Tauchrohr positionierte Filterpatrone mit der Filterfläche von  $9\text{m}^2$  auf der vollen Länge von  $1300\text{mm}$  zu schützen. Bei dem Volumenstrom von  $600\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  ergibt sich eine Filtrationsgeschwindigkeit von  $66,7\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$ . Für die Untersuchung der Eigenschaften des Zyklons konnte auf die Integration der Filterpatrone verzichtet werden. Hierbei wurde festgestellt, dass die Perforation des Tauchrohres zu einer Reduzierung des Differenzdruckes, auch als Druckrückgewinn bezeichnet, um  $25\%$  führt und mit einem Gesamtabscheidegrad von  $94\%$  ( $\dot{V} = 600\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ ) im Vergleich zum herkömmlichen Tauchrohr mit circa  $87\%$  um  $7\%$  besser ist. Gründe sind nicht genannt. Eine Vermutung für die bessere Abscheidecharakteristik des perforierten sowie längeren Tauchrohres könnte eine reduzierte Sekundärströmung sein. Die Druckrückgewinnung ist auf eine durch die Perforation hervorgerufenen Linearisierung der Strömung und damit verbundene Reduzierung der Drallenergie zurückzuführen. Bei einem Vergleich der gemessenen Daten mit theoretisch ermittelten Werten nach dem Gleichgewichtsmodell ohne und mit Sekundärströmung sowie nach dem Kennzahlenmodell nach Bürkholz konnte in

[Hei97] gezeigt werden, dass sowohl hinsichtlich der Trenncharakteristik des Zyklons als auch hinsichtlich des Differenzdruckes keine Übereinstimmungen bestehen. Hierbei ist zu bemerken, dass die gemessenen Daten besser waren als die theoretisch vorhergesagten. Eine Berechnung des kompletten kombinierten Staubabscheiders erfolgt in [Hei97] nicht. Die Vermessung des Zyklons mit integrierter Filterpatrone und sekundären Staubaustrag zeigte einen Gesamtabsciedeград des Zyklons von 65% und der Filterpatrone von 35%. Der offensichtlich nachgewiesene abweichende Gesamtabsciedeград des Zyklons mit integrierter Filterpatrone im Vergleich zum Zyklon ohne integrierte Filterpatrone fand keine weitere Berücksichtigung. Zusammenfassend ist zu den Ausführungen in [Hei97] festzustellen, dass die integrierte Kombination als Wirkprinzip als funktionstüchtig nachgewiesen werden konnte und die Kombination als eigenständiges Entstaubungsgerät geeignet ist.

Weiterführende Entwicklungen der Arbeiten in [Hei97] wurden in [Spl98], [Spl99], und [Schu12] durchgeführt. Hauptaugenmerk dieser Entwicklungsarbeiten war auf den nachgeschalteten katalytischen Schadgasreiniger gerichtet. Grundvoraussetzung für die einwandfreie Funktion der hinter dem Tauchrohr mit integriertem Patronenfilter positionierten Katalysatorschüttung ist eine möglichst geringe Staubbelastung, welche mittels des kombinierten Staubabscheiders mit Werten zwischen  $1...3\text{mg}\cdot\text{m}^{-3}$  gegeben war. Ferner erfolgte ein Test des nun dreistufigen Abscheiders an einer Biomasse-Verbrennungsanlage. Hierbei konnten die Ergebnisse von [Hei97] bestätigt werden, wobei sich aufgrund einer abweichenden Zusammensetzung des Staubes im Vergleich zu den Labormessungen andere Trenngrade einstellen.

Anhand der verwandten wissenschaftlichen Arbeiten wird sowohl das enorme Potential der Kombination von Zyklon und filternder Abscheider als auch der erhebliche notwendige Entwicklungsbedarf deutlich, da kaum Veröffentlichungen bezüglich der Thematik existieren. Während [Dav79] zeigte, dass Zyklone mit Gesamtabsciedegraden zwischen 50...75% besonders als Vorabscheider geeignet sind, konnte in [Hei97] die einwandfreie Funktionsweise des Wirkprinzips der Kombination eines Zyklons mit einer im Tauchrohr integrierten Filterpatrone nachgewiesen werden. Eine Gegenüberstellung mit einem herkömmlichen Entstaubungsgerät mit vergleichbarer Filtrationsgeschwindigkeit führen die Autoren nicht durch. Die Schaffung von

Grundlagen zur Anwendung der kombinierten Technologie erfolgt ebenfalls nicht. Auch werden keine Vor- und Nachteile sowie Anwendungsgebiete und -grenzen genannt. Die Dimensionierung und Berechnung der kombinierten Filterzyklone erfolgt ausschließlich mit Hilfe der bekannten Berechnungsmodelle und der damit verbundenen nachgewiesenen starken Abweichungen von realen Messdaten. Berechnungsmodelle für eine verlässliche Vorhersage zum Differenzdruck- und Abscheideverhalten kombinierter Filterzyklone gibt es nicht. Eine Berechnungsvorschrift gibt es ebenso wenig. Weiterhin ist zu bemerken, dass die mögliche integrierbare Filterfläche des in [Hei97] untersuchten Filterzyklons aus geometrischen Gründen äußerst begrenzt ist. Dadurch ist die Anwendung der Ergebnisse aus [Hei97] aus energetischen Gründen nur geringeren Volumenströmen  $< 1000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  vorbehalten.

Abgrenzend zu den Untersuchungen und Ergebnissen der verwandten wissenschaftlichen Arbeiten ist die Zielsetzung dieser Arbeit die Entwicklung und wissenschaftliche Untersuchung eines hybriden Filterzyklons, welcher für Volumenströme  $\geq 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  geeignet ist. Zu diesem Zweck ist die innerhalb des Tauchrohrs zu integrierende Filterfläche größer als in [Hei97] vorzusehen. Abweichend zum Stand der Technik ist das Tauchrohr nicht zu perforieren. Zudem muss das Tauchrohr die Filterelemente nahezu auf voller Länge umhüllen. Für das Erzielen einer kompakten Bauweise müssen die Filterelemente darüber hinaus komplett im Zyklon platziert sein. Ferner ist die Funktion des entwickelten hybriden Filterzyklons ohne Tauchrohr wissenschaftlich zu untersuchen. Zu untersuchende funktionelle Parameter sind der Gesamtdifferenzdruck der hybriden Filterzyklone im statischen Zustand und unter dynamischen Betriebsbedingungen sowie das Abscheideverhalten des jeweilig Verwendung findenden Zyklons. Zusätzlich wird ein herkömmliches Entstaubungsgerät mit einer vergleichbaren Filtrationsgeschwindigkeit experimentell analysiert. Die nachfolgende Gegenüberstellung und Diskussion der experimentell ermittelten Werte aus den wissenschaftlichen Untersuchungen führen zu Rückschlüssen auf die funktionale Charakteristik der hybriden Filterzyklone. Ferner werden ausgewählte, dem Stand der Technik entsprechende, Standard-Berechnungsmodelle angewandt und den Messergebnissen gegenübergestellt. Überdies erfolgt die Entwicklung und Validierung eines numerischen Berechnungsmodells sowie der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Ergebnissen der verfügbaren Standard-Berechnungsmodelle. Des Weiteren findet das validierte numerische Be-

rechnungsmodell bei der strömungstechnischen Analyse der experimentell untersuchten hybriden Filterzyklone Anwendung. Auf Grundlage der experimentellen und numerischen Untersuchungsergebnisse erfolgt darüber hinaus die Definition von Vor- und Nachteilen sowie potentieller Anwendungsgebiete und -szenarien. Ferner werden allgemeingültige Regeln für die konstruktive Auslegung hybrider Filter und eine Berechnungsvorschrift vorgeschlagen, um aussagekräftige praxisnahe Vorhersagen zum Differenzdruck- und Abscheideverhalten treffen zu können.

## 3.2 Berechnungsmodelle

### 3.2.1 Berechnungsmodelle für filternde Abscheider

Die Berechnung filternder Abscheider ist kaum möglich und basiert vorwiegend auf empirisch ermittelten Werten. Numerische Modelle sind weit weniger verbreitet. Da diese die Komplexität der Thematik zurzeit noch nicht vollständig beschreiben können, werden numerische Berechnungsmodelle vorwiegend bei der Untersuchung einzelner Phänomene eingesetzt. Hierzu sei z.B. auf [Bac08] verwiesen. Die Autoren berechnen mit Hilfe einer CFD-Simulation die Entstehung des Filterkuchens für unterschiedliche Filtrationsgeschwindigkeiten und untersuchen dessen resultierende Eigenschaften.

Die wichtigsten Kennwerte filternder Abscheider sind der Differenzdruck, der Filtrationscharakter und der Staubabscheidungswirkungsgrad. Wesentliche Einflussgrößen sind der Aufbau und Komponenten der Filteranlage sowie deren Betriebsweise und die Eigenschaften des Trägergases, des Filtermediums und der Partikel. Eine detailliertere Zusammenstellung ist in der Anlage 1 / Abbildung A1.1 dargestellt. Für die Berechnung des Differenzdruckes findet häufig der aus zahlreichen experimentellen Untersuchungen abgeleiteter Berechnungsvorschlag aus [Dav73] und aus VDI 3677-Blatt 1 [VDI10] Anwendung. Entsprechend den Ausführungen in [VDI10] setzt sich der Gesamtdifferenzdruck des Filters  $\Delta p_F$  anhand der Gleichung 3.3 aus dem Differenzdruck des Filtermediums  $\Delta p_R$  sowie des Filterkuchens  $\Delta p_S$  zusammen. Der Differenzdruck eines sauberen, nicht mit Partikeln beaufschlagten Filtermediums ist aus Gleichung 3.4 und der Differenzdruck des sich ausbildenden Filterkuchens ist aus Gleichung 3.5 errechenbar.

$$\Delta p_F = \Delta p_R + \Delta p_S \quad (3.3)$$

$$\Delta p_R = \Delta L \cdot \left\{ 64 \cdot (1 - \varepsilon)^{1.5} \cdot [1 + 56 \cdot (1 - \varepsilon)^3] \cdot \frac{\eta_L \cdot v_F}{D_F^2} \right\} \quad (3.4)$$

$$\Delta p_S = K_S \cdot \eta_L \cdot W(t) \cdot v_F \quad (3.5)$$

$$W(t) = E \cdot c \cdot v \cdot t \quad (3.6)$$

$$v_F = \dot{V} / A_F \quad (3.7)$$

$$v_F = v_0 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \dots \cdot k_8 \quad (3.8)$$

Die abgeschiedene Partikelmasse je Filterfläche errechnet sich aus Gleichung 3.6, wobei meistens der Staubabscheidungswirkungsgrad  $E \approx 1$  angenommen wird. Der Filterkuchenwiderstand  $K_S$  ist eine experimentell zu ermittelnde Größe und ist stark von der Partikelgrößenverteilung und von der Kuchenstruktur abhängig. Die Filtrationsgeschwindigkeit  $v_F$ , auch als spezifische Filterflächenbelastung bezeichnet, ist eine für die Dimensionierung maßgebende Größe und kann bei bekanntem Volumenstrom des Rohgases und der Filterfläche aus Gleichung 3.7 errechnet werden. Anderenfalls ist die Filtrationsgeschwindigkeit nach dem von Löffler [Loe88] vorgestellten Koeffizientensystem bestimmbar. Bei diesem wird ausgehend von einem Grundwert  $v_0$  mit verschiedenen Koeffizienten der spezifische Wert  $v_F$  berechnet. Die Koeffizienten stellen Korrekturfaktoren für verschiedene Anwendungsfälle dar und sind, wie auch aus Gleichung 3.8 hervorgeht, mit dem Grundwert zu multiplizieren. Anwendungsfähige Werte für die Korrekturfaktoren und Grundwerte für die Filtrationsgeschwindigkeit sind für Taschen- und Schlauchfilter in [Loe88] zusammengefasst. Allgemein können die für verschiedene Anwendungsfälle genannten Richtwerte aus [VDI10], tabellarisch dargestellt in Anlage 1 / Abbildung A1.2, genutzt werden. Typische spezifische Filteranströmgeschwindigkeiten für Oberflächenfilter betragen  $40 \dots 150 \text{ m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$  [VDI10]. Der übliche Differenzdruck beträgt  $600 \dots 2500 \text{ Pa}$  [Loe88]. Die Berechnung des Filtrationscharakters sowie des Staubabscheidungswirkungsgrades ist nach heutigem Stand nicht möglich. Die Bestimmung dieser Eigenschaften erfolgt experimentell nach den Ausführungen in [DIN12]. Die genannten Gleichungen 3.3 bis einschließlich Gleichung 3.8 sind [VDI10] entnommen.

## 3.2.2 Berechnungsmodelle für Zyklone

### 3.2.2.1 Empirische Berechnungsmodelle

Die wichtigsten Kennwerte der Zyklone sind der Differenzdruck, die Trennfunktion und der Gesamtabscheidegrad. Einflussgrößen sind der Aufbau und die Betriebsweise des Zyklons sowie die Eigenschaften der Partikel und des Trärgases. Für die rechnerische Bestimmung der genannten Kennwerte stehen empirische, phänomenologische und numerische Berechnungsmodelle zur Verfügung.

Empirische Modelle beruhen ausschließlich auf experimentell ermittelte Daten. Deren Anwendung ist ausschließlich für einander stark ähnelnde Zyklone sowie Parameter empfehlenswert. Die Dimensionierung wird mit Hilfe dimensionsloser Kennzahlen und verschiedener Diagramme durchgeführt. Diesen zugehörig sind die Modelle von [Rum68] und [Büt91].

#### 3.2.2.2 Phänomenologische Modelle

Phänomenologische Modelle sind eine Mischung aus physikalischen Ansätzen sowie experimentellen Daten und Beobachtungen. Zu den phänomenologisch zählenden Modellen ist unter anderen das in [Fei38] angeregte Trennflächenmodell zu nennen. Aufgegriffen, weiterentwickelt und mit zahlreichen Versuchen untermauert wurde dieser Ansatz in [Bar56] und [Mus72]. Während in [Bar56] in dem aus [Fei38] gegebenen Ansatz der Impulserhaltungssatz implementiert wurde, erfolgte in [Mus72] die Definition der Grenzbelastungshypothese und der von der Reynoldszahl abhängigen Wandreibungsbeiwerte. Heute ist dieser Berechnungsansatz der bekannteste und am weitesten verbreitete. Innerhalb des VDI Wärmeatlas [VDI06] bildete dieses Modell mit weiteren Einflüssen auch anderer Autoren die Grundlage für die Dimensionierungsrichtlinie von Zyklonen zum Abscheiden fester Partikel aus Gasen. Die nachfolgend genannten Gleichungen 3.9 bis einschließlich Gleichung 3.24 zur Erläuterung des Trennflächenmodells sind [VDI06] entnommen.

Vereinfacht wird bei dem Trennflächenmodell angenommen, dass die innere Umfangsgeschwindigkeit  $u_i$ , welche sich aus Gleichung 3.9 errechnet, maximal auf der Höhe des Tauchrohrradius  $r_i$  ist. Die wirkenden Fliehkräfte auf einem Partikel, mit dem Durchmesser  $d_p$  und der Dichte  $\rho_p$ , sind dort folglich ebenso maximal. Entgegen dieser radial nach außen wirkenden

Fliehkraft wirken die aerodynamische Widerstandskraft und eine mit dem archimedischen Auftrieb vergleichbare Verdrängungskraft. Befinden sich diese drei Kräfte im Gleichgewicht, kreisen in der Modellvorstellung alle Partikel mit dem Grenzdurchmesser  $d^*$ , zu errechnen aus Gleichung 3.10 auf der zylindrischen Trennfläche. Im Modell erfolgt die Annahme, dass 50% aller Partikel mit dem Grenzdurchmesser  $d^*$  abgeschieden werden und die verbleibenden 50% den Zyklon passieren. Diesem im inneren Wirbel statt findenden Abscheidemechanismus vorgelagert ist die in [Mus72] entwickelte Grenzbeladungsabscheidung. Ausgehend von der Annahme, dass die Strömung im Zyklon, wie auch in Rohren, nur eine begrenzte Menge an Staub tragen kann, wird das Grenzkorn für die Wandabscheidung  $d_e^*$  entsprechend der Gleichung 3.11 und damit die Grenzbeladung  $\mu_G$  entsprechend Gleichung 3.12 berechnet. Anhand der Gleichung 3.13 kann der Abscheidegrad für die Wandabscheidung  $\eta_e$  durch Überschreiten der Grenzbeladung berechnet werden. Die verbliebenen Partikel werden als inneres Aufgabegut bezeichnet und gelangen in den inneren Wirbel. Für den Fall, dass die Grenzbeladung  $\mu_G$  größer als die Eingangsbeladung  $\mu_e$  ist, sind die Partikel des inneren Aufgabegutes über die gesamte Fraktion kleiner als die Partikel des Aufgabegutes. Charakterisiert wird das innere Aufgabegut mittels des Mediandurchmessers  $d_{50,Ai}$  und experimentell für verschiedene Zyklone ermittelter  $\eta_F$ -Verteilungskurven. Ist der Wandabscheidegrad  $\eta_e > 50\%$ , wird der Mediandurchmesser des inneren Aufgabegutes  $d_{50,Ai}$  vereinfacht gleich dem Grenzkorn für die Wandabscheidung  $d_e^*$  gesetzt.

$$u_i = \frac{u_a \cdot r_a / r_i}{1 + \frac{\lambda_s}{2} \cdot \frac{A_R}{\dot{V}} \cdot u_a \cdot \sqrt{r_a / r_i}} \quad (3.9)$$

$$d^* = \sqrt{\frac{18 \cdot \eta_L \cdot 0,9 \cdot \dot{V}}{(\rho_p - \rho_L) \cdot u_i^2 \cdot 2 \cdot \pi \cdot h_i}} \quad (3.10)$$

$$d_e^* = \sqrt{w_{s,50} \cdot \frac{18 \cdot \eta_L}{(\rho_p - \rho_L) \cdot \bar{z}_e}} \quad (3.11)$$

$$\mu_G = K_G \cdot \left( \frac{d_e^*}{d_{50,A}} \right) \cdot (10 \cdot \mu_e)^k \quad (3.12)$$

$$\eta_e = 1 - \mu_G / \mu_e \quad (3.13)$$

Anderenfalls wird der Mediandurchmesser anhand Gleichung 3.14 errechnet. Die Berechnung der  $\eta_F$ -Verteilungskurve erfolgt mittels Gleichung 3.15. Auf Basis experimentell für verschiedene Zyklone ermittelte Fraktionsabscheidegradkurven ist der Abscheidegrad für die innere Abscheidung  $\eta_i$  laut Gleichung 3.16 berechenbar. Hierfür wird das innere Aufgabegut in  $m$  Kornklassen unterteilt. Ohne die Berücksichtigung der Abscheidevorgänge in der Sekundärströmung errechnet sich der Gesamtabseidegrad aus Gleichung 3.17.

$$d_{50,Ai} = d_{50,A} - (d_{50,A} - d_e^*) \cdot (1 - \mu_G / \mu_e) / 0,5 \quad (3.14)$$

$$\eta_F = 0,5 \left\{ 1 + \cos \left[ \pi \left( 1 - \frac{\log(d_F / d^*) + \log D}{2 \cdot \log D} \right) \right] \right\} \quad (3.15)$$

$$\eta_i = \sum_{j=1}^m \eta_F(\bar{d}_j) \cdot \Delta R_{Ai}(\bar{d}_j) \quad (3.16)$$

$$\eta_{ges} = 1 - \frac{\mu_G}{\mu_e} + \frac{\mu_G}{\mu_e} \cdot \eta_i \quad (3.17)$$

Als Sekundärströmung wird die Strömung bezeichnet, welche sich unmittelbar nach dem Eintritt in den Zyklon mit einem Mengenanteil von durchschnittlich 10 % des Rohgases von der Primärströmung abspaltet. Über den Deckel und der Außenfläche des Tauchrohres gelangt die Sekundärströmung in das Tauchrohrinnere, um zusammen mit der Primärströmung den Zyklon durch den Reingasaustritt zu verlassen. Innerhalb der Gleichung 3.10 wird die Teilung des Volumenstroms mit dem Faktor 0,9 berücksichtigt. Um die Abscheidevorgänge der Sekundärströmung im Bereich des Tauchrohres zu berücksichtigen, wird für die Berechnung des Tauchrohrabscheidegrades  $\eta_{TR}$  im VDI-Wärmeatlas [VDI06] die vereinfachte Gleichung 3.18 genannt.

$$\eta_{TR} = 0,0105 \cdot \arctan(35 \cdot h_T / h_{ges}) \quad (3.18)$$

$$\dot{V}_{Sek} = \dot{V}(0,0497 + 0,0684 \cdot n + 0,0949 \cdot n^2) \quad (3.19)$$

$$n = \frac{\ln(u_i / u_a)}{\ln(r_a / r_i)} \quad (3.20)$$

Ferner ist die höhere Tragfähigkeit der Deckelgrenzschicht einzubeziehen, da deren geringere Umgangsgeschwindigkeit eine reduzierte Turbulenzdämpfung zur Folge hat. Die Grenzbelastung für die Deckelgrenzschicht  $\mu_D$  ist sechsfach größer anzusetzen als die Grenzbelastung  $\mu_G$  für den Fall, dass die Eintrittsbelastung  $\mu_e \geq 6 \cdot \mu_G$  ist. Anderenfalls gilt  $\mu_D = \mu_e$ . Eine genauere Möglichkeit zur Berechnung des Sekundärstromanteils  $\dot{V}_{Sek}$  wird mit den Gleichungen 3.19 und 3.20 gegeben. Mittels der Gleichung 3.2 wird abschließend der Gesamtabscheidegrad berechnet.

$$\eta_{ges} = \left( 1 - \frac{\dot{V}_{Sek}}{\dot{V}} \right) \cdot \left( 1 - \frac{\mu_G}{\mu_e} + \frac{\mu_G}{\mu_e} \cdot \eta_i \right) + \frac{\dot{V}_{Sek}}{\dot{V}} \cdot \left( 1 - \frac{\mu_D}{\mu_e} + \frac{\mu_D}{\mu_e} \cdot \eta_{TR} \right) \quad (3.21)$$

Die Berechnung des Gesamtdifferenzdruckes  $\Delta p_{ges}$  erfolgt mittels Gleichung 3.22 und setzt sich aus drei Anteilen zusammen. Bei dem aus Fertigungsgründen häufig genutzten Schlitzeinlauf ist der Differenzdruck für den Einlaufkanal  $\Delta p_{ek}$  gleich Null. Der Differenzdruck im Abscheideraum  $\Delta p_e$  ist berechenbar mit der Gleichung 3.23. Die umströmte Fläche, die Wandreibung sowie die Umfangsgeschwindigkeiten sind hierbei die beeinflussenden Größen. Mit Gleichung 3.24 erfolgt die Berechnung des Differenzdruckes im Tauchrohr. Auf Grund der deutlich höheren Geschwindigkeiten im Tauchrohr ist dieser der maßgebende Anteil.

$$\Delta p_{ges} = \Delta p_{ek} + \Delta p_e + \Delta p_i \quad (3.22)$$

$$\Delta p_e = -\lambda_s \frac{A_R}{0,9\dot{V}} \cdot \frac{\rho_L}{2} (u_a \cdot u_i)^{3/2} \quad (3.23)$$

$$\Delta p_i = - \left[ 2 + 3 \left( \frac{u_i}{v_i} \right)^{4/3} + \left( \frac{u_i}{v_i} \right)^2 \right] \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v_i^2 \quad (3.24)$$

Ein weiteres erwähnenswertes phänomenologisches Berechnungsmodell ist die in [Die81] entwickelte und in [Mot82] sowie [Lor94] weiterentwickelte Kombination aus Trennflächenmodell und Verweilzeitmodell. Aufbauend auf

dem Verweilzeitmodell aus [Lei72], wird in [Die81] der als Zylinder vereinfacht modellierte Zyklon in drei charakteristische Zonen unterteilt. Eine weitere Zone wird in [Mot82] definiert, um die Wiederaufwirbelung bereits abgechiedener Partikel modellieren zu können. Zudem wird in [Mot82] ein differentieller Drehimpulsansatz zur Berechnung der Umfangsgeschwindigkeiten implementiert. Die Verfeinerung des Modells aus [Mot82] mit drei zusätzlichen Abscheidezonen, um die Sekundärströmung und den Abscheidevorgang im äußeren Tauchrohrbereich erfassen zu können, erfolgt in [Lor94]. Zudem geschieht in [Lor94] die Modellierung der Wandreibung und des turbulenten Austauschkoefizienten, anders als in [Mot82], durch von der Reynoldszahl abhängige Ansätze. Für die Berechnung der Strömungsgeschwindigkeiten wird in [Lor94] der in [Mot82] implementierte differentielle Drehimpulsansatz beibehalten. Die Berechnung des Gesamtdifferenzdruckes erfolgt auf Basis der damit berechneten Geschwindigkeiten. Der Gesamtdifferenzdruck setzt sich aus den gleichen drei Anteilen zusammen wie bei dem zuvor erläuterten Trennflächenmodell. Der Verlust am Einlaufkanal wird allerdings nicht gleich Null definiert, sondern aus der Differenz der dynamischen Drücke mit und ohne Berücksichtigung der Reibung berechnet. Der Differenzdruck im Abscheidebereich wird aus einem statischen und einem dynamischen Anteil errechnet. Abweichend zum Trennflächenmodell findet hierbei die umströmte Fläche keine Berücksichtigung. Die Berechnung des Differenzdruckanteils des Tauchrohres erfolgt nahezu analog zum Trennflächenmodell. Die Berechnung des Trenngrades erfolgt bei dem kombinierten Trennflächen- und Verweilzeitmodell anhand der Mengenbilanzierung für einzelne die Fraktionsverteilung beschreibende Partikeldurchmesser innerhalb der verschiedenen definierten, in Anlage 1 / Abbildung A1.3 dargestellten, Abscheidebereiche. Innerhalb dieser Bereiche wird von einer vollständigen radialen Rückvermischung ausgegangen. Die Partikelkonzentration ist dadurch über den Querschnitt senkrecht zur vertikalen Zyklonachse ( $z$ -Achse) konstant. Über die Höhe  $dz$  wird durch wirkende Zentrifugalkräfte die Partikelkonzentration reduziert. Als Abscheidekriterium ist der Kontakt mit der Zyklonaußenwand definiert. Anders als beim Trennflächenmodell, nach [Fei38], [Bar56] und [Mus72] finden empirisch ermittelte Werte für das Trennverhalten charakteristischer Zyklone keine Anwendung. Ausgehend von der Rohgaskonzentration  $c_0$  und dem Gesamtvolumenstrom  $\dot{V}_0$  wird unmittelbar nach dem Eintritt in den Zyklon der Gesamtvolumenstrom in die Primärströmung  $\dot{V}_{Pr\text{-}im}$  und die Sekundärströmung  $\dot{V}_{Sek}$  unterteilt. Die

Partikel, welche entlang der vertikalen  $z$ -Koordinate bis zur halben Höhe des Einlaufs  $h_e$  das Abscheidekriterium erfüllen, gelangen vollständig in die Sekundärströmung. Die für die Berechnung erforderliche äußere Sinkgeschwindigkeit  $w_s(r_a^*)$  ist aus dem Kräftegleichgewicht der Zentrifugalkraft, der Widerstandskraft sowie der Verdrängungskraft mit der Gleichung 3.25 zu ermitteln.

$$w_s(r_a^*) = \frac{(\rho_p - \rho_s) \cdot d_p^2 \cdot u_a^2}{18 \cdot \eta_L \cdot r_a^*} \quad (3.25)$$

Mit der Partikelmengenbilanz in 3.26 und der Gleichung 3.27 für die Berechnung der Partikelstromdichte zur Zyklonaußenwand  $j_e(r_a^*)$  kann durch das Lösen der resultierenden homogenen Differentialgleichung die Partikelkonzentration  $c_e(z)$  entsprechend der Gleichung 3.28 berechnet werden.

$$\frac{d}{dz} [\dot{V}_{\text{Prim}} \cdot c_e(z)] = -2\pi r_a^* j_e(r_a^*) \quad (3.26)$$

$$j_e(r_a^*) = w_s(r_a^*) \cdot c_e(z) \quad (3.27)$$

$$c_e(z) = c_0 \cdot e^{-\frac{2\pi r_a^* w_s(r_a^*)}{\dot{V}_{\text{Prim}}}} \cdot z \quad (3.28)$$

Die im Abscheidereich  $e$  abgeschiedenen Partikel gelangen mit der Sekundärströmung über den Deckelbereich  $d$  in den Tauchrohrbereich  $tr$ . Innerhalb des Tauchrohrbereichs findet entsprechend der Partikelmengenbilanz in 3.29 ein erneuter Abscheidvorgang statt. Für die Berechnung der Partikelstromdichte  $j_{tr}(r_i^*)$  an der Tauchrohrgrenzschicht (Gleichung 3.30) findet die höhere Sinkgeschwindigkeit  $w_s(r_i^*)$  Anwendung. Dadurch gelangen von der Sekundärströmung getrennte Partikel in die Abscheidezzone 1. Nicht abgeschiedene Partikel gelangen in das Tauchrohrinnere und werden keinen weiteren Abscheidereichen zugeführt.

$$\frac{d}{dz} [\dot{V}_{\text{Sek}} \cdot c_{tr}(z)] = -2\pi r_i^* j_{tr}(r_i^*) \quad (3.29)$$

$$j_{tr}(r_i^*) = w_s(r_i^*) \cdot c_{tr}(z) \quad (3.30)$$

Der Abscheidevorgang im Abscheidebereich 1 wird mittels der Partikelmengenbilanz in 3.31 mit Gleichung 3.32 für die Partikelstromdichte zur Zyklonaußenwand  $j_1(r_a^*)$  modelliert.

$$\frac{d}{dz} [\dot{V}_{\text{Prim}} \cdot c_1(z)] = -2\pi r_a^* j_1(r_a^*) + 2\pi r_i^* j_{1r}(r_i^*) \quad (3.31)$$

$$j_1(r_a^*) = w_s(r_a^*) \cdot c_1(z) \quad (3.32)$$

Nicht abgeschiedene Partikel gelangen in den Abscheidebereich 2. Innerhalb dieses Bereiches ist die Partikelmengenbilanz entsprechend 3.33 zu formulieren. Die Partikelstromdichte  $j_{2,4}(r_i)$  kennzeichnet den Partikel austausch zwischen den Bereichen 2 und 4. Sie setzt sich aus einem konvektiven und einem diffusen Anteil zusammen und ist entsprechend der Gleichung 3.34 für  $w_s(r_i) \geq v_r(r_i)$  bzw. entsprechend der Gleichung 3.35 für  $w_s(r_i) \leq v_r(r_i)$  berechenbar. Die Transportrichtung des konvektiven Anteils ist abhängig vom relativen Geschwindigkeitsunterschied zwischen der Sinkgeschwindigkeit und der radialen Strömungsgeschwindigkeit. Der diffuse Anteil ist abhängig vom Konzentrationsunterschied der Bereiche 2 und 4.

$$\frac{d}{dz} [\dot{V}_{\text{Prim}} \cdot c_2(z)] = -2\pi r_a^* j_2(r_a^*) + 2\pi r_i j_{2,4}(r_i) \quad (3.33)$$

$$j_{2,4}(r_i) = -D_{\text{urb}} \frac{c_2(z) - c_4(z)}{r_a^* - r_i} + [w_s(r_i) - v_r(r_i)] \cdot c_4(z) \quad (3.34)$$

$$j_{2,4}(r_i) = -D_{\text{urb}} \frac{c_2(z) - c_4(z)}{r_a^* - r_i} + [w_s(r_i) - v_r(r_i)] \cdot c_2(z) \quad (3.35)$$

Die Gesamtmengenbilanz der Abscheidezzone 3 ist entsprechend der Gleichung 3.36 definiert und setzt sich aus der verbleibenden Partikelstromdichte  $j_2(l)$  des Abscheidebereich 2, der abgehenden Partikelstromdichte  $j_4(l)$  in den Bereich 4 sowie der abscheidenden Partikelstromdichte  $j_3(r_a^*)$  des dritten Bereiches zusammen. Die Partikelstromdichte  $j_3(r_a^*)$  errechnet sich aus der Differenz der abgeschiedenen, mit den wieder aufgewirbelten Partikeln (Gleichung 3.37). Maximal aufgewirbelt werden können die Partikel  $\dot{m}_{w,\text{max}}$ , welche bis zum Bereich 3 das Abscheidekriterium erfüllen (Gleichung 3.38). Die tatsächlich aufgewirbelte Menge ist anhand des Wieder-

aufwirbelungsfaktors  $\omega$  mit der empirisch begründeten Gleichung 3.39 zu berechnen.

$$j_2(l) \cdot \pi \cdot (r_a^{*2} - r_i^2) - j_4(l) \cdot \pi \cdot r_i^2 - j_3(r_a^*) \cdot 2\pi \cdot r_a^* (h-l) = 0 \quad (3.36)$$

$$j_3(r_a^*) = w_s(r_a^*) \cdot c_3 - \frac{\dot{m}_w}{2\pi \cdot r_a^* (h-l)} \quad (3.37)$$

$$\dot{m}_{w,\max} = \dot{V}_0 \cdot c_0 - \dot{V}_{\text{Prim}} \cdot c_4(h_{tr}) - \dot{V}_{\text{Sek}} \cdot c_{tr}(h_{tr}) \quad (3.38)$$

$$\omega = 0,375 + 0,238 \cdot \arctan\left(\frac{\text{Re}_u - 35776}{10548}\right) \quad (3.39)$$

Die Partikelmengenbilanz des Abscheidebereichs 4 ist in der Differentialgleichung 3.40 genannt. Der für die Auslegung interessierende resultierende Trenngrad des Zyklons ist anhand der Gleichung 3.41 zu berechnen.

$$-\frac{d}{dz} [\dot{V}_{\text{Prim}}(z) \cdot c_4(z)] = -2\pi \cdot r_i \cdot j_{2,4}(r_i) \quad (3.40)$$

$$\eta(d_p) = 1 - \frac{c_4(h_{tr})}{c_0} \quad (3.41)$$

Die Gleichungen 3.25 bis einschließlich Gleichung 3.41 sind [Lor94] entnommen.

### 3.2.2.3 Numerische Berechnungsmodelle

Im Zuge der stetig steigenden Rechenleistung heutiger Computer sowie dem Qualitätszuwachs hinsichtlich der Handhabung am Markt verfügbarer CFD-Programme erfreuen sich numerische Berechnungsmodelle zunehmender Beliebtheit. Zwar ist die Entwicklung eines anwendungsfähigen Berechnungsmodells für einen Zyklon nach wie vor mit einem hohen Aufwand verbunden, allerdings besteht theoretisch die Möglichkeit, anders als bei den zuvor erläuterten Berechnungsmodellen, für vom Idealzyklon abweichende Geometrien zuverlässige Aussagen gewinnen zu können.

Für die Anwendung der Numerik für Zyklone sind verschiedenste Veröffentlichungen bekannt. Während anfangs die Autoren zweidimensionale numerische Modelle nutzen um die berechneten Ergebnisse mit Messdaten zu

vergleichen, finden heute vorzugsweise dreidimensionale Modelle Anwendung. Die Autoren konnten zeigen, dass die Annahme einer rotationssymmetrischen Strömung im Zykloninneren eine unzulässige Vereinfachung darstellt. Ferner wird deutlich, dass auch bei den dreidimensionalen Modellen für qualitativ hochwertige Ergebnisse eine ausreichende Netzqualität im Zykloninneren sowie an den Grenzschichten und ein geeignetes Turbulenzmodell unabdingbar sind. In [Gor99] konnte gezeigt werden, dass ein „O-Grid“ günstiger als ein „H-Grid“ ist (Anlage 1 / Abbildung A1.4). Da die Form der Volumenelemente mit der Strömungsrichtung besser übereinstimmt, ist die Konvergenz schneller erreicht und mögliche numerische Fehler sind kleiner. Zudem findet in [Gor99] für die Modellierung der Turbulenz ein Reynolds-Spannungsmodell (RSM) Anwendung. Ein Vergleich verschiedener Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb der Arbeit verdeutlicht die wesentlich bessere Übereinstimmung des RSM gegenüber den Berechnungsergebnissen mit dem Standard- $k\varepsilon$ -Modell sowie dem Renormalization Group- $k\varepsilon$ -Modell (RNG) mittels ebenfalls durchgeführten Laser-Doppler-Anemometrie-Messungen (LDA). Angaben zum Differenzdruck gibt es nicht. Für die Grenzschicht ist in [Gor99] eine Stärke von  $3\text{ mm}$  gewählt, ohne genauere Spezifizierung über die Anzahl der Randschichten und einzelnen Elementstärken zu nennen. Die Zellenanzahl beträgt insgesamt 320000. Die Berechnung des Gesamtabscheidegrades ist in [Gor99] in einem zweidimensionalen Modell mittels eines Euler-Lagrange-Ansatzes gelöst. Die resultierenden Ergebnisse sind in deren Genauigkeit vergleichbar mit den berechneten Vorhersagen entsprechend des phänomenologischen Berechnungsmodells des VDI-Wärmeatlas Auflage 8. In [Aza10] erfolgt die numerische Berechnung mit den gleichen Turbulenzmodellen, wobei die Diskretisierung ausschließlich im dreidimensionalen Raum erfolgt. Die Zellenanzahl ist mit 180000 angegeben. Die beste Übereinstimmung mit Messwerten wird ebenfalls mit dem RSM erzielt. Für das Grenzkorn ist eine minimale Abweichung von 2,3% angegeben. Bei dem RNG- $k\varepsilon$ -Modell ist die Abweichung bei den gleichen Parametern mit 4,7% doppelt so groß. Trenngradkurven werden nicht gezeigt. Ein Vergleich der berechneten Differenzdrücke für verschiedene Geometrien offenbart insbesondere bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten deutliche Abweichungen gegenüber den Messwerten. In [Sha07] findet für die Untersuchungen ein Modell mit 1500000 Zellen Anwendung. Neben numerischen Berechnungen mit dem  $k\varepsilon$ -Modell sowie einem RSM für die Modellierung der Turbulenz wird außerdem die Grobstruktursimulati-

on genutzt, welche auch als Large Eddy Simulation (LES) bekannt ist. Durch die direkte Berechnung der energiereichen großen Wirbel und Modellierung der kleineren Wirbel mit dem Smagorinsky-Modell konnten noch bessere Übereinstimmungen mit den zum Vergleich herangezogenen Messwerten erzielt werden. Der berechnete Differenzdruck weicht auch bei größeren Strömungsgeschwindigkeiten nur 2% von den Messwerten ab. Auch bei dem Gesamtabseidegrad wird in [Sha07] eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messwerten erzielt, ohne jedoch Angaben zur prozentualen Abweichung zu nennen.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass für die Auslegung von Zyklonen verschiedenste Ansätze existieren. Während für die Dimensionierung insbesondere der Standard-Zyklone die existierenden phänomenologischen Modelle als ausreichend zu bezeichnen sind, ermöglichen numerische Berechnungsmodelle Abweichungen vom Standard. Die Qualität der numerischen Berechnungsergebnisse kann bei Wahl der richtigen Turbulenzmodelle sehr gut mit der Realität übereinstimmen. Trotz heutiger Rechentechnik ist der Aufwand jedoch enorm. Aus diesem Grund sind für die ingenieurtechnische Dimensionierung von Zyklonen die phänomenologischen Modelle gegenwärtig noch die bessere Wahl. Für die Erforschung und Entwicklung neuartiger Geometrien und Ansätze kann CFD allerdings ein sehr wichtiges Werkzeug darstellen.

## 4 Entwicklung des hybriden Filterzyklons

### 4.1 Basis der Entwicklung

#### 4.1.1 Auswahl des Aufgabegutes

Für die Entwicklung des hybriden Filterzyklons ist die Charakterisierung des abzuscheidenden dispersen Stoffes notwendig. Dieser wird zur Durchführung der wissenschaftlichen experimentellen Untersuchungen dosiert zugeführt und dadurch hier als Aufgabegut bezeichnet. Als Aufgabegut wird ein typischer Staub einer Gießerei gewählt. Dieser wird einer herkömmlichen Entstaubungseinrichtung entnommen, welche aufgewirbelten Staub in der Entformung erfasst. Die Beladung des Rohgases vor Ort beträgt  $\mu_e = 0,001 \text{ kg} \cdot \text{kg}^{-1}$ . Der Staub setzt sich größtenteils aus Eisenoxiden und Quarz zusammen, hat den mittleren Partikeldurchmesser  $d_{50,A} = 168 \mu\text{m}$ , die mittlere Dichte  $\rho_s = 5430 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ , gemessen mit einem Helium-Pyknometer, und wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit als „Aufgabegut 1“ bezeichnet.

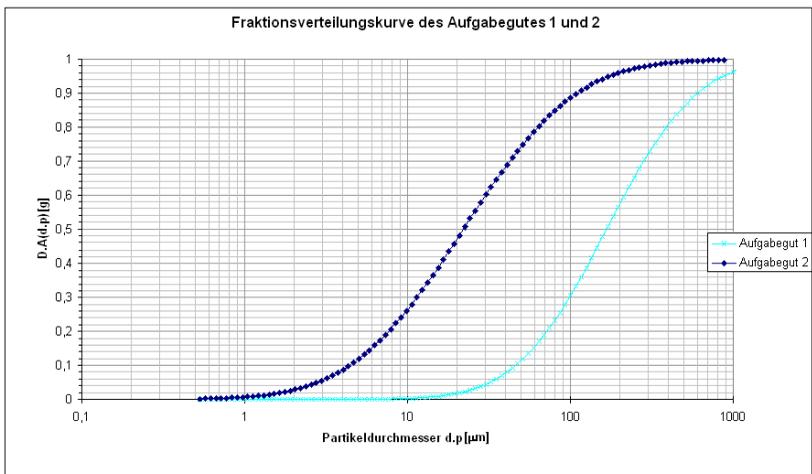
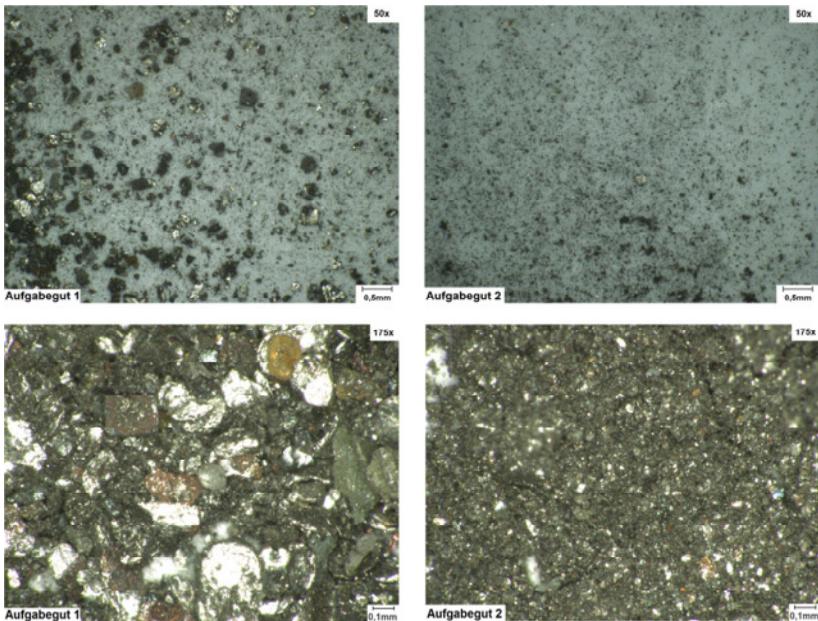


Abbildung 8: Fraktionsverteilungskurven des Aufgabegutes 1 und 2

Da dieser der Praxis entnommene Staub verhältnismäßig grob ist, wird ein weiteres Aufgabegut durch das Sieben dieses Staubes generiert. Der künstlich erzeugte Staub hat den mittleren Partikeldurchmesser  $d_{50,A} = 22 \mu\text{m}$ , die mittlere Dichte  $\rho_s = 4850 \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$  und wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit als „Aufgabegut 2“ bezeichnet. Die Fraktionsverteilungskurven des Aufgabegutes 1 und 2 werden mit Hilfe eines Beugungsspektrometers der Firma Malvern [TUC11] gemessen und sind in Abbildung 8 dargestellt. Der Partikeldurchmesser  $d_p$  entspricht hierbei dem idealisierten Kugeldurchmesser der Partikelfraktionen. Die exakte Zusammensetzung der chemischen Bestandteile, ermittelt mit Hilfe eines Röntgendiffraktometers, ist in Anlage 2 / Abbildung A2.4 zusammengefasst.



**Abbildung 9: Lichtmikroskopische Aufnahmen des Aufgabegutes 1 und 2**

Abbildung 9 zeigt lichtmikroskopische Aufnahmen im dispergierten Zustand mit 50facher und im Gemenge mit 175facher Vergrößerung des Aufgabegutes 1 und 2. Deutlich zu erkennen sind anhand der Abbildungen die Grö-

Benunterschiede der beiden Aufgabegüter. Die zweidimensionale Analyse der Partikelform ist mit Hilfe des Lasermikroskops VK9719 [TUC14] möglich. Wie auch in Abbildung 10 zu erkennen, weicht die Form der Partikel zum Teil deutlich von der Kugelform ab. Auch sind Oberflächenstrukturen erkennbar, deren Einfluss nicht bekannt ist. Auf einer weiteren Analyse der Partikelform wird verzichtet und im Fortlauf der Arbeit die Partikelform als idealisierte Kugel angenommen.

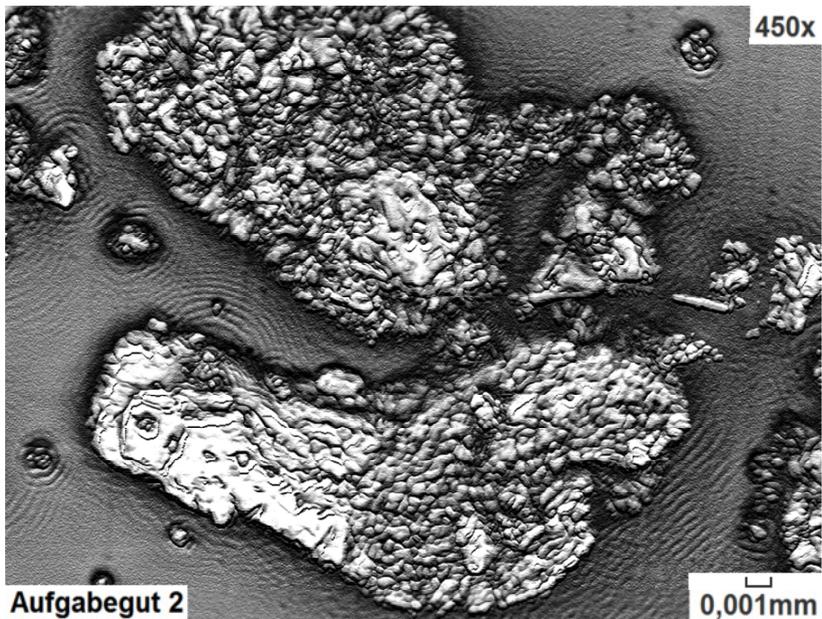


Abbildung 10: Mikroskopische Aufnahme einer Partikel des Aufgabegutes 2

#### 4.1.2 Auswahl eines herkömmlichen Patronenfilters als Referenz

Wie bereits unter 3.1.5 erwähnt, ist eine der Zielsetzungen dieser Arbeit, die Entwicklung und wissenschaftliche Untersuchung eines hybriden Filterzyklons, welcher für Volumenströme  $\geq 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  geeignet ist. Darüber hinaus ist es eine weitere Zielsetzung dieser Arbeit, die funktionale Charakteristik

des entwickelten hybriden Filterzyklons den Parametern und Betriebsverhalten eines herkömmlichen Entstaubungsgerätes gegenüberzustellen. Zu diesem Zweck wird ein herkömmlicher Patronenfilter (HPF) als Referenz gewählt, welcher für einen Normvolumenstrom von  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  ausgelegt ist. Das Gehäuse des gewählten HPF hat die Abmessungen mit  $a \times b \times h = 1200 \times 1200 \times 2300 \text{ mm}$ . Vergleichbar ist dieser Aufbau mit dem des in Abbildung 3 des in Abschnitts 3.1.2 dargestellten Patronenfilter. In dessen Abscheidebereich ist für den Schutz der Filterpatronen und für die Vorabscheidung größerer Partikel ebenfalls ein Prallblech angeordnet. Der HPF verfügt über eine Filterfläche von  $48 \text{ m}^2$ , wodurch sich aus Gleichung (3.7) eine Filtrationsgeschwindigkeit von  $83,3 \text{ m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$  ergibt. Die Anzahl der vertikal angeordneten  $1200 \text{ mm}$  langen Filterpatronen mit sternförmig gefalteter  $16 \text{ m}^2$  großer Filterfläche und einem Durchmesser von  $327 \text{ mm}$  beträgt drei Stück. Die Filterpatronen bestehen aus dem Polyestervliesstoff L2270NP (Teilenummer: 973010, R+B Filter GmbH) mit dem Flächengewicht von  $270 \text{ g} \cdot \text{m}^{-2}$ , sind der Staubklasse „M“ zugehörig und werden rohgasseitig montiert. Eine makroskopische Aufnahme sowie eine mikroskopische Aufnahme mittels dem Lasermikroskop VK9710 (Anlage 2 / Abbildung A2.1, [TUC14]) ist in Anlage 2 / Abbildung A2.2 und Anlage 2 / Abbildung A2.3 dargestellt. Der Differenzdruck im Neuzustand wird mit  $70 \text{ Pa}$  bei einer Filtrationsgeschwindigkeit von  $200 \text{ m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$  angegeben [IFA12]. Die Abreinigung der Filterpatronen erfolgt mittels des Puls-Jet-Verfahrens. Die dazugehörige Peripherie ist im Reingasbereich positioniert.

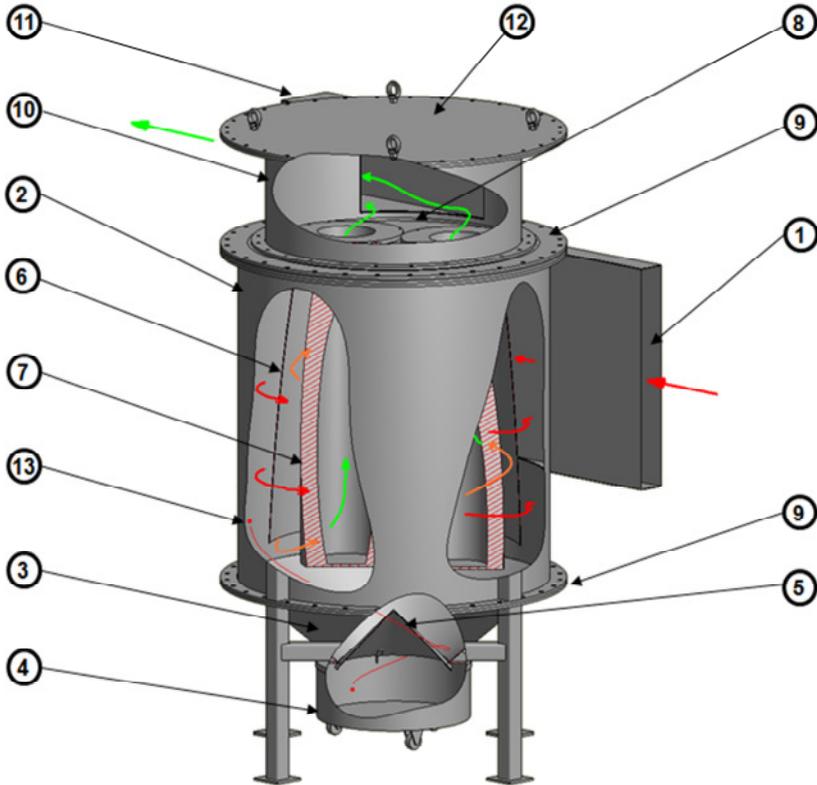
## 4.2 Entwicklung und Berechnung

Die Entwicklung des hybriden Filterzyklons ist zu orientieren an den Parametern des gewählten HPF für die Gegenüberstellung, an dem technologischen Konzept aus 3.1.4, an den Berechnungsergebnissen des gängigsten dem Stand der Technik entsprechenden Standard-Berechnungsmodells für Zyk-lone, dem VDI-Wärmeatlas [VDI06], und an konstruktive Details, welche einer zweckmäßigen Versuchsdurchführung dienlich sind. Ausgehend davon sind für die Entwicklung des hybriden Filterzyklons folgende Parameter und konstruktive Details bereits definiert:

- Normvolumenstrom  $4000\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$
- Grundfläche  $1200 \times 1200\text{mm}$
- Höhe  $2300\text{mm}$
- Filtrationsgeschwindigkeit  $83,3\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$
- Filterlänge  $1200\text{mm}$
- Filterdurchmesser  $327\text{mm}$
- Filtermaterial Polyestervliesstoff L2270NP  
(Teilenummer: 973010) zugelassen für die Staubklasse „M“  
(R+B Filter GmbH) [IFA12]
- Filterelemente sind komplett integriert und vom Tauchrohr, sofern vorhanden, nahezu komplett zu umhüllen
- Bauweise 1: geschlossenes Tauchrohr (Verzicht auf Perforation)
- Bauweise 2: Verzicht auf das Tauchrohr

Anhand dessen sind drei Filterpatronen gleichen Fabrikats in dem hybriden Filterzyklon zu integrieren. Die Filtrationsgeschwindigkeit ist in Verbindung mit dem gewählten Normvolumenstrom  $\dot{V}_N = 4000\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  mit  $83,3\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$  in dem zu entwickelnden hybriden Filterzyklon die gleiche wie im HPF. Ferner stimmt der genannte Wert sehr gut mit dem in Anlage 1 / Abbildung 1.2 genannten Richtwert für die zu wählende Filtrationsgeschwindigkeit im Bereich der „Sandaufbereitung von Gießereiformsand“ mit  $60 \leq v_f \leq 120\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$  überein. Abzureinigen sind die Filterpatronen mit einer baugleichen Puls-Jet-Abreinigung, deren Peripherie im Reingasraum anzuordnen ist. Die Positionierung der Filterpatronen erfolgt bei Bauweise 1 innerhalb des Tauchrohrs. Das Tauchrohr der Bauweise 1 ist geschlossen ohne Perforation auszuführen. Für gute Anströmbedingungen der Filteroberfläche sind die Abstände zur Tauchrohrwand und zu den Filtern selbst möglichst groß zu wählen. Die exakte Positionierung muss aus diesem Grund parallel mit der Dimensionierung des Zyklons erfolgen. Diese wird mittels des in 3.2.2.2 bereits erläuterten phänomenologischen Berechnungsmodells des VDI-Wärmeatlas [VDI06] durchgeführt. Die Variation der geometrischen Parameter erfolgt im Rahmen der definierten Parameter und der Festlegung, einen möglichst geringen Differenzdruck sowie einen Gesamtabscheidegrad  $> 95\%$  des Zyklons für das in der Praxis relevante Aufgabegut 1 anzustreben. Ausgehend von dem maximal zulässigen Außendurchmesser von  $1200\text{mm}$  abzüglich der Flanschbreite von  $40\text{mm}$  wird der Außendurchmes-

ser des Zyklons mit  $1120\text{mm}$  definiert. Bei einer Blechstärke von  $2\text{mm}$  ergibt sich ein für die Dimensionierung zu berücksichtigender Zyklonaußendurchmesser von  $d_a = 1116\text{mm}$ . Der Tauchrohdurchmesser muss für die Integration der Filterpatronen ausreichend groß gewählt werden.



- |                                  |                   |                    |
|----------------------------------|-------------------|--------------------|
| 1 Rohgaseinlass                  | 6 Tauchrohr       | 11 Reingasaustritt |
| 2 Zylindrischer Abscheidebereich | 7 Filterpatrone   | 12 Deckel          |
| 3 Konischer Abscheidebereich     | 8 Filterplatte    | 13 Partikel        |
| 4 Staubbehälter                  | 9 Flansch         |                    |
| 5 Apexkegel                      | 10 Reingasbereich |                    |

Abbildung 11: Entwickelter hybrider Filterzyklon

Allerdings zeigt sich, dass bei dem genutzten Berechnungsmodell der verbleibende Spalt zwischen Tauchrohr und Zyklonaußenwand nicht berücksichtigt wird. Aus diesem Grund wird festgelegt, dass die resultierende Spaltbreite entsprechend der festgelegten Breite  $b_e = 100\text{ mm}$  des Rohgaseintritts zu wählen ist. Anzuordnen ist der Rohgaseintritt zyklontypisch tangential. Die Höhe des Rohgaseintritts wird mit  $h_e = 800\text{ mm}$  festgelegt. Der dadurch verhältnismäßig große Rohgaseintritt hat eine geringe Strömungsgeschwindigkeit im Zyklon zur Folge. Im Modell wirkt diese positiv auf den theoretischen Differenzdruck und negativ auf den Gesamtabscheidegrad. Die Höhe des zylindrischen Zyklonanteils wird mit  $h_z = 1200\text{ mm}$  entsprechend der Länge  $l_F = 1200\text{ mm}$  der Filterpatronen angepasst. Die Länge des Tauchrohres wird mit  $h_T = 1100\text{ mm}$  geringfügig kürzer gewählt. Die Höhe des konischen Zyklonanteils wird mit  $h_{ko} = 300\text{ mm}$  festgelegt, um darunter den Staubbunker mit dem Durchmesser  $d_b = 400\text{ mm}$  platzieren zu können. Der Staubbehälter ist mittels Apexkegel vom Abscheideraum zu trennen. Des Weiteren muss der Spalt veränderlich sein. Der Reingasaustritt ist spiralförmig auszuführen und wird mit einem Druckrückgewinn von 15% im Berechnungsmodell berücksichtigt. Entsprechend der genannten, unter Anlage 2 / Abbildung A2.6a und b nochmals zusammengefassten Parameter errechnet sich, wie auch in Anlage 2 / Abbildung A2.7 dargelegt, für den Zyklon mit Tauchrohr und Beladung mit dem Aufgabegut 1, ohne die Berücksichtigung der Filter, ein Gesamtabscheidegrad von 98,2% bei einem Differenzdruck von 287 Pa. Beim Aufgabegut 2 errechnet sich ein Gesamtabscheidegrad von 85,7%. Der Differenzdruck bleibt unverändert. Wird die gleiche Berechnung ohne Beladung ( $\mu_e = 0\text{ kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ ) durchgeführt, ist der errechnete Differenzdruck 1 Pa größer und beträgt 288 Pa.

Für die wissenschaftliche Untersuchung der Bauweise 2 des hybriden Filterzyklons ist das Tauchrohr demontierbar. Ferner ist es für die Versuchsdurchführung zweckdienlich, auch die integrierten Filterpatronen und die Puls-Jet-Abreinigung zuzüglich dessen Peripherie demontieren zu können. Dadurch ergeben sich die Möglichkeiten, das entwickelte Gerät als

- Zyklon ohne Tauchrohr (ZOT)
- Zyklon mit Tauchrohr (ZMT)
- Hybrider Filterzyklon ohne Tauchrohr (HFZOT) → Bauweise 2
- Hybrider Filterzyklon mit Tauchrohr (HFZMT) → Bauweise 1

für die Untersuchungen zu verwenden.

Ergebnis ist der in Abbildung 11 dargestellte, alle Bauformen in sich vereinigende, hybride Filterzyklon mit Tauchrohr. Die Montage und Demontage der Filterpatronen erfolgt reingasseitig. Die Filterplatte, an welcher die Patronen befestigt sind, ist ebenfalls demontierbar. Die Peripherie für die Puls-Jet-Abreinigung ist am Deckel positioniert. Auch deren Demontage ist, wie gefordert, möglich.

---

## 5 Experimentelle Untersuchungen

### 5.1 Zielsetzung

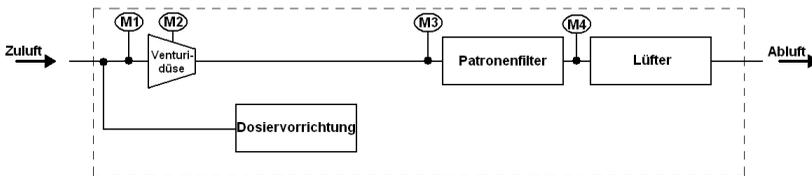
Zielsetzung der experimentellen Untersuchungen ist die umfangreiche wissenschaftliche Analyse des entwickelten hybriden Filterzyklons. Zu untersuchende funktionelle Parameter sind der Gesamtdifferenzdruck der hybriden Filterzyklone im statischen Zustand und unter dynamischen Betriebsbedingungen sowie das Abscheideverhalten des jeweilig Verwendung findenden Fliehkraftabscheiders. Darüber hinaus ist mit dem entwickelten Versuchsstand die Möglichkeit zu nutzen, den HPF für die Gegenüberstellung der Daten und deren Diskussion, experimentell zu analysieren. Ferner sind die experimentell gewonnenen Daten ausgewählten, dem Stand der Technik entsprechenden, Standard-Berechnungsmodellen gegenüberzustellen. Überdies sollen die Daten der experimentellen Untersuchungen die Grundlage für die Entwicklung und Validierung des numerischen Berechnungsmodells bilden. Ebenso sind anhand der Untersuchungsergebnisse Vor- und Nachteile sowie potentielle Anwendungsgebiete und -szenarien zu definieren.

### 5.2 Entwicklung des Versuchsstandes

Die Entwicklung des Versuchsstandes ist eng mit der Zielsetzung verknüpft, den hybriden Filterzyklon ohne und mit Tauchrohr sowie mit dem herkömmlichen Patronenfilter vergleichen zu können. Auch die detaillierte Untersuchung des Zyklons ohne und mit Tauchrohr sowie dessen Auswirkung auf den herkömmlichen Patronenfilter müssen mittels des Versuchstandes möglich sein.

Anhand der verschiedenen genannten Untersuchungsgegenstände sind insgesamt drei unterschiedliche Varianten für den Versuchsstand notwendig. Variante 1, notwendig für die Untersuchung des HPF zu der Gewinnung von Referenzwerten, ist in Abbildung 12 schematisch dargestellt. Über ein Luftleitungssystem wird Luft aus der Umgebung angesaugt und durch die Ven-

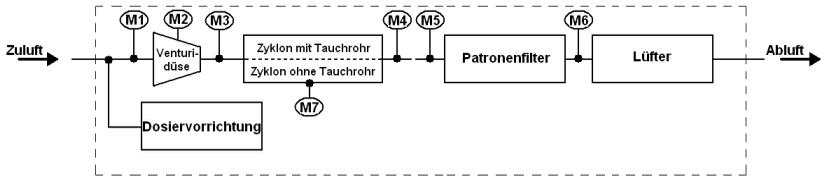
turidüse mit den Druckmessstellen  $M1$  und  $M2$  geleitet. Die Venturidüse ist bei der Versuchsdurchführung notwendig, um am Lüfter mittels eines Frequenzumrichters einen definierten Normvolumenstrom einstellen zu können. Das Kalibrieren der Venturidüse wird nach [VDI93] durchgeführt. Berechnet wird der Normvolumenstrom anhand der gewonnenen Daten des Kalibrierens sowie der Messwerte der Messstellen  $M1$  und  $M2$  entsprechend [DIN04b]. Für die Untersuchung des Abscheideverhaltens besteht die Möglichkeit, mittels der Dosiervorrichtung Partikel mit einem definierten Massestrom dem angesaugten Luftstrom zuzugeben. Die Zugabe der Partikel erfolgt vor der Venturidüse. Dadurch ist eine gleichmäßige Verteilung der Partikel über den Rohrquerschnitt gegeben. Zudem sind die Partikel dadurch gut dispergiert. Nachfolgend durchströmt die mit Partikel beladene Luft den zu untersuchenden HPF, welcher die zugegebenen Partikel wieder vom Luftstrom trennt. Die zwei entsprechend positionierten Druckmessstellen  $M3$  und  $M4$  erfassen den Differenzdruck des Patronenfilters. Abschließend wird die gereinigte Luft durch den Lüfter aus dem Luftleitungssystem an die Umgebung abgeleitet. Der Gesamtdifferenzdruck der Unterdruckseite wird anhand der Messwerte der Messstellen  $M1$  und  $M4$  ermittelt.



**Abbildung 12: Variante 1 des Versuchsstandes**

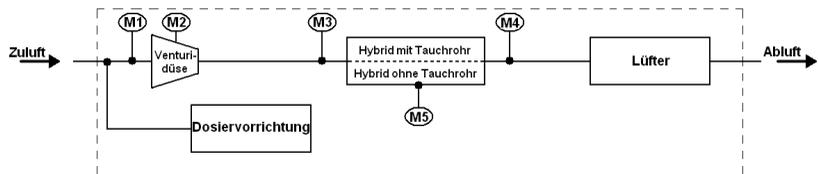
Abbildung 13 zeigt den schematischen Aufbau der zweiten Variante des Versuchsstandes. Mit diesem kann sowohl der Zyklon ohne und mit Tauchrohr als auch dessen Einfluss auf den HPF untersucht werden. Der prinzipielle Aufbau ist vergleichbar mit Variante 1. Abweichend ist die Positionierung des Zyklons im Luftleitungssystem zwischen der Venturidüse und dem Patronenfilter. Das mit Partikeln beladene Gas durchströmt den Zyklon dadurch vor dem Erreichen des Patronenfilters. Während die groben Partikel im Zyklon abgeschieden werden, gelangen die feineren Partikel in den Patronenfilter und werden in diesem vom Luftstrom getrennt. Mit den Messstellen  $M3$  und  $M4$  wird der Differenzdruck der Zyklons und mit den Messstellen  $M5$  und

*M6* wird der Differenzdruck des Patronenfilters erfasst. Messstelle *M7* erfasst die im Zyklon abgeschiedene Partikelmasse. Der unterdruckseitige Gesamtdifferenzdruck wird mittels der Messstellen *M1* und *M6* ermittelt.



**Abbildung 13: Variante 2 des Versuchszustandes**

Für die Untersuchung des hybriden Filterzyklons ohne und mit Tauchrohr ist der Versuchszustand Variante 3 in Abbildung 14 schematisch dargestellt. Der Zyklon wird für diese Untersuchungen mit den Filterpatronen sowie der Puls-Jet-Abreinigung ausgestattet. Die Integration des herkömmlichen Patronenfilters ist innerhalb des Luftleitungssystems hier nicht notwendig, da die Partikel im hybriden Filterzyklon mit einem ausreichenden Gesamtabseidegrad aus dem Luftstrom getrennt werden. Den Differenzdruck erfassen die Messstellen *M3* und *M4*. Der unterdruckseitige Gesamtdifferenzdruck wird aus den Messstellen *M1* und *M4* ermittelt. Messstelle *M5* erfasst die vom Zyklon getrennte Partikelmasse aus dem Luftstrom.



**Abbildung 14: Variante 3 des Versuchszustandes**

Der baulich umgesetzte einsatzbereite Versuchszustand für die Untersuchung der Zykloeneigenschaften ohne und mit Tauchrohr (Versuchszustand Variante 2) ist in Abbildung 15 dargestellt. Die bauliche Umsetzung der Schemas für Variante 1 und Variante 2 erfolgt durch die Änderung der Luftleitungsführung. Die Benennung der dargestellten Komponenten erfolgt im Anhang unter Anlage 2 / Abbildung A2.5. Aus räumlichen Gründen ist die Einhaltung erforderlicher Rohrlängen für die Druckmessung nach [DIN04a] nicht mög-

lich. Aus diesem Grund wurden innerhalb des Luftleitungssystems vor den Messstellen Strömungsgleichrichter platziert. Die Aufgabe der Partikel erfolgt mittels eines regelbaren Schwingfördersystems und einer in einem zweiten Luftleitungskanal druckseitig platzierten Ejektordüse.



**Abbildung 15: Variante 2 des Versuchsstandes im Labor**

### 5.3 Planung des experimentellen Vorgehens

Das experimentelle Vorgehen ist einzuteilen in die Ermittlung der statischen und dynamischen Differenzdrücke sowie in die Untersuchung des Abscheideverhaltens. Zu untersuchen sind der HPF, der ZOT, der ZMT, der HFZOT und der HFZMT. Für die Ermittlung des statischen Differenzdruckes müssen die Filterpatronen im fabrikneuen unbelasteten Zustand sein. Um den Einfluss dieser Filter innerhalb der jeweiligen Bauform beurteilen zu können, sind die Gehäuse des HPF, des HFZOT und des HFZMT auch ohne montierte Filter zu vermessen. Die Filterplatte und die Puls-Jet-Abreinigung bleiben hierbei montiert. Der zu erfassende Normvolumenstrom wird von  $\dot{V}_N = 2400 \dots 4400 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  festgelegt. Abbildung 16 fasst die Bauformen, deren statischer Differenzdruck zu ermitteln ist, und die dazugehörige Versuchstandsvariante in einer Versuchsmatrix zusammen.

Versuchsstand	zu untersuchende Bauform (Abkürzung im Text)	ohne Filter	mit Filter
Variante 1	herkömmlicher Patronenfilter (HPF)	✓	✓
Variante 2	Zyklon ohne Tauchrohr (ZOT)	✓	<del>✓</del>
Variante 2	Zyklon mit Tauchrohr (ZMT)	✓	<del>✓</del>
Variante 3	hybrider Filterzyklon ohne Tauchrohr (HFZOT)	✓	✓
Variante 3	hybrider Filterzyklon mit Tauchrohr (HFZMT)	✓	✓

**Abbildung 16: Versuchsmatrix für die Ermittlung des statischen Differenzdruckes**

Während bei der Ermittlung der statischen Differenzdrücke keine Partikel aufgegeben werden, ist dies bei der Ermittlung der dynamischen Differenzdrücke und der Untersuchung des Abscheideverhaltens zwingend notwendig. Verwendung hierfür finden das Aufgabegut 1 und das Aufgabegut 2 mit der praxisrelevanten Beladung  $\mu_e = 0,001 \text{ kg} \cdot \text{kg}^{-1}$  bei dem konstanten Volumenstrom  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ .

Versuchsstand	zu untersuchende Bauform (Abkürzung im Text)	Aufgabegut 1	Aufgabegut 2
Variante 1	herkömmlicher Patronenfilter (HPF)	✓	✓
Variante 2	herkömmlicher Patronenfilter + Zyklon ohne Tauchrohr (HPF+ZOT)	✓	✓
Variante 2	herkömmlicher Patronenfilter + Zyklon mit Tauchrohr (HPF+ZMT)	✓	✓
Variante 3	hybrider Filterzyklon ohne Tauchrohr (HFZOT)	✓	✓
Variante 3	hybrider Filterzyklon mit Tauchrohr (HFZMT)	✓	✓

**Abbildung 17: Versuchsmatrix für die Bestimmung des Abscheideverhaltens und Untersuchung des dynamischen Differenzdruckes**

Die Erfassung des dynamischen Differenzdruckes erfolgt in Verbindung mit der Untersuchung des Abscheideverhaltens der jeweiligen Bauform. Die Filterpatronen befinden sich im belasteten „eingefahrenen“ Zustand. Als Versuchsdauer wird ein Zeitraum von 60 Minuten definiert. Um den Einfluss der Puls-Jet-Abreinigung auszuschließen, wird diese während der Versuchsdurchführung deaktiviert. Im Bunker befindlicher Staub ist dadurch im Anschluss jedes Versuches ausschließlich auf die Vorabscheidung im Zyklon zurückzuführen. Nach Wägung dieses Staubes an der Messstelle M5 bzw. M7 erfolgt, für die Gewährleistung eines konstanten Filterzustandes,

die Abreinigung der Filterpatronen mittels des Puls-Jet-Systems. Zur Bestimmung des Abscheideverhaltens werden die Fraktionsverteilungskurven der abgeschiedenen Stäube mittels des Beugungsspektrometers gemessen. Die in Abbildung 17 dargestellte Versuchsmatrix fasst die verschiedenen durchzuführenden Versuche zusammen.

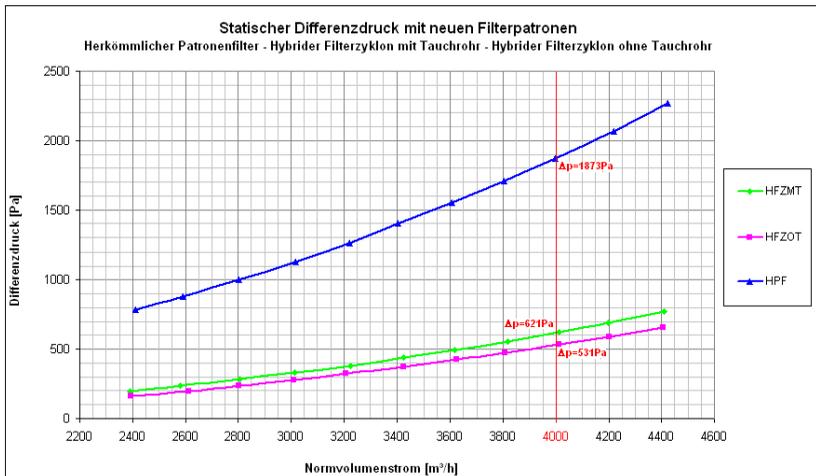
## 5.4 Auswertung der Messdaten

### 5.4.1 Statischer Differenzdruck

Der gemessene statische Differenzdruck mit fabrikneuen unbelasteten Filterpatronen für  $\dot{V}_N = 2400 \dots 4400 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  des HFZOT und des HFZMT sind dem Differenzdruck des HPF in Abbildung 18 gegenübergestellt. Alle drei Kurven zeigen ein progressives Anstiegsverhalten. Die Differenzdrücke der hybriden Filterzyklone liegen nah beieinander und weichen bei  $\dot{V}_N = 4400 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  um  $110 \text{ Pa}$  voneinander ab. Der Verlauf des Anstieges ist annähernd gleich, wobei der Anstieg des HFZMT geringfügig steiler ist. Der Differenzdruck des HPF ist über dem gesamten untersuchten Volumestrombereich wesentlich höher. Der Anstieg ist deutlich steiler. Zur Verdeutlichung der Unterschiede sind am Referenzpunkt bei  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  die gemessenen Differenzdrücke hervorgehoben sowie in Abbildung 19 zusammengefasst. Den geringsten Differenzdruck mit  $\Delta p = 531 \text{ Pa}$  hat der HFZOT, gefolgt vom HFZMT mit  $\Delta p = 621 \text{ Pa}$ . Mit  $\Delta p = 1873 \text{ Pa}$  hat der HPF einen um bis zu 3,5fach bzw.  $1342 \text{ Pa}$  höheren Differenzdruck. Die Vermessung der jeweiligen Gehäuse ohne Filterpatronen zeigt, dass die Differenzdrücke bei allen Bauformen ohne Filterpatronen größer sind als mit Filterpatronen, obwohl die drei Luftdurchlassöffnungen der Filterplatte mit dem Durchmesser  $327 \text{ mm}$  deutlich größer sind als die reingasseitigen Öffnungen der Filterpatronen mit dem Durchmesser  $210 \text{ mm}$ . Folglich bewirken die Filterpatronen einen Druckrückgewinn. Während beim HPF der Rückgewinn mit  $15 \text{ Pa}$  und beim HFZMT mit  $9 \text{ Pa}$  verhältnismäßig gering ist, beträgt der Rückgewinn beim HFZOT  $76 \text{ Pa}$ .

Der direkte Vergleich des HFZOT und HFZMT jeweils ohne integrierte Filterpatronen zeigt einen annähernd gleichen Differenzdruck von  $630 \text{ Pa}$  bzw.  $607 \text{ Pa}$ . Die Messwerte des ZOT und ZMT verdeutlichen gegenüber den

Messwerten des HFZOT und HFZMT ohne Filter den erheblichen Einfluss des Filterhaltebleches und der Puls-Jet-Abreinigung. Bei dem HFZOT verursachen diese einen zusätzlichen Differenzdruck von  $352 Pa$ . Bei dem HFZMT verursachen das Filterhalteblech sowie die Puls-Jet-Abreinigung einen zusätzlichen Differenzdruck von  $243 Pa$ . Das Tauchrohr selbst verursacht einen zusätzlichen Differenzdruck von  $132 Pa$ .



**Abbildung 18: Statischer Differenzdruck mit neuen Filterpatronen der hybriden Filterzyklone und des herkömmlichen Patronenfilters**

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die hybriden Filterzyklone deutlich geringere Differenzdrücke verursachen als der herkömmliche Patronenfilter. Der Grund dafür ist die voneinander abweichende Bauart. Während der herkömmliche Patronenfilter als Quader ausgeführt ist und dieser intern zu verlustreichen Verwirbelungen führt, ist die zylindrische Bauform in Kombination mit dem tangential positionierten Rohgaseintritt der hybriden Filterzyklone mit wesentlich geringeren Verlusten verbunden. Ferner bewirkt das Tauchrohr einen zusätzlichen Druckverlust. Die Differenz von  $90 Pa$  zwischen den hybriden Filterzyklonen mit und ohne Tauchrohr mit integrierten Filterpatronen ist allerdings verhältnismäßig gering.

Versuchsstand	zu untersuchende Bauform (Abkürzung im Text)	statischer Differenzdruck bei $\dot{V}_H=4000\text{m}^3/\text{h}$ [Pa]	
		ohne Filter	mit Filter
Variante 1	herkömmlicher Patronenfilter (HPF)	1889	1873
Variante 2	Zyklon ohne Tauchrohr (ZOT)	255	
Variante 2	Zyklon mit Tauchrohr (ZMT)	387	
Variante 3	hybrider Filterzyklon ohne Tauchrohr (HFZOT)	607	531
Variante 3	hybrider Filterzyklon mit Tauchrohr (HFZMT)	630	621

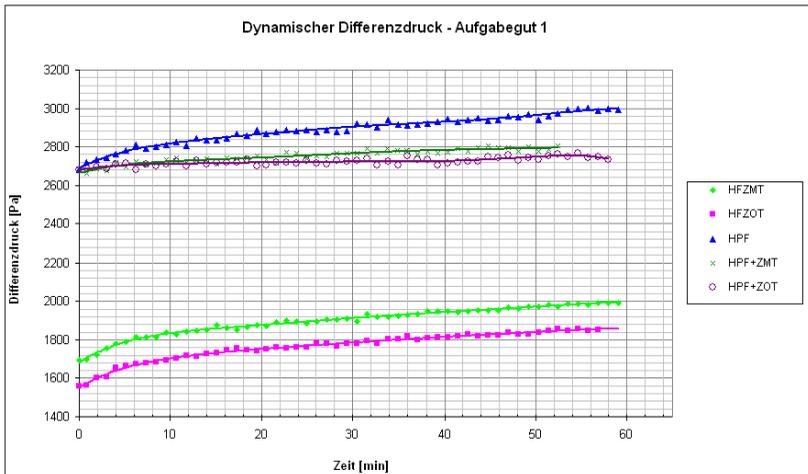
**Abbildung 19: Statische Differenzdruckwerte beim Referenzvolumenstrom**

### 5.4.2 Dynamischer Differenzdruck

Erwartungsgemäß ist der dynamische Differenzdruck für die hybriden Filterzyklone ohne die Einbauten konstant. Dessen Betrag ist mit den ermittelten Werten der statischen Differenzdruckmessung gleich. Die geringe Beladung von  $\mu_c = 0,001\text{kg} \cdot \text{kg}^{-1}$  hat keinen Einfluss auf das Differenzdruckverhalten der Zyklone.

Der dynamische Differenzdruck für den HPF, des HFZOT und des HFZMT infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1 ist in Abbildung 20 dargestellt. Des Weiteren ist in der Abbildung der dynamische Differenzdruck des HPF in Verbindung mit dem ZOT und dem ZMT enthalten. Abbildung 21 zeigt hingegen den dynamischen Differenzdruck für die genannten Bauformen infolge der Beladung mit Aufgabegut 2. Beim Vergleich des dynamischen Differenzdruckverlaufs des HPF gegenüber dem des HPF+ZOT sowie HPF+ZMT infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1 wird deutlich, dass die Verläufe sichtbar voneinander abweichen. Allen gemeinsam ist das anfänglich degressive Verhalten, welches nach der Versuchsdauer von 10 Minuten in ein lineares Anstiegsverhalten übergeht. Das degressive Verhalten ist beim HPF deutlich ausgeprägter als bei den beiden anderen Bauformen. Beim HPF beträgt die Änderung des Differenzdrucks innerhalb der ersten 10 Minuten  $140\text{Pa}$ . Beim HPF+ZOT ist die Änderung des Differenzdruckes mit  $29\text{Pa}$  beziehungsweise beim HPF+ZMT mit  $44\text{Pa}$  wesentlich geringer. Bei allen drei Bauformen entspricht diese Änderung circa 40% der Gesamtdruckänderung, welche beim HPF  $320\text{Pa}$ , beim HPF+ZOT  $70\text{Pa}$  und beim HPF+ZMT  $120\text{Pa}$  beträgt. Die unterschiedlichen Gesamtänderungen des Differenzdrucks werden zuzüglich zu dem bereits erwähnten unter-

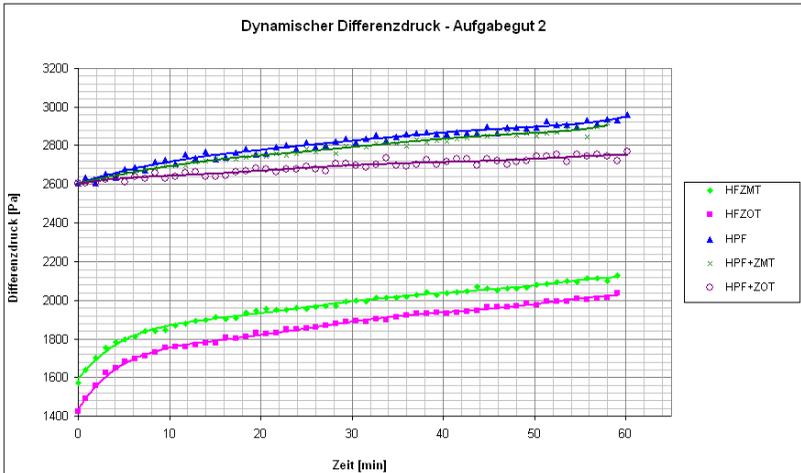
schiedlich ausgeprägten degressiven Anstiegsverhalten durch den Anstieg während der verbleibenden 50 Versuchsminuten hervorgerufen. Der Anstieg des dynamischen Differenzdrucks des HPF beträgt  $3,6 Pa \cdot min^{-1}$  und ist deutlich steiler als der Anstieg des HPF+ZOT mit  $0,8 Pa \cdot min^{-1}$  sowie des HPF+ZMT mit  $1,5 Pa \cdot min^{-1}$ .



**Abbildung 20: Dynamischer Differenzdruck - Beladung mit dem Aufgabegut 1**

Beim Vergleich des dynamischen Differenzdruckverlaufs der drei Bauformen infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2 ist wiederum das anfängliche degressive Anstiegsverhalten, welches nach einem Zeitraum von circa 10 Minuten in ein lineares Verhalten übergeht, festzustellen. Beim HPF+ZOT ist das degressive Verhalten deutlich schwächer ausgeprägt. Die Differenzdruckänderung innerhalb der ersten 10 Minuten beträgt  $38 Pa$ . Die Verläufe des HPF sowie des HPF+ZMT ähneln einander sehr. Die Differenzdruckänderung innerhalb der ersten 10 Minuten beträgt beim HPF  $112 Pa$  und beim HPF+ZMT  $90 Pa$ . Bei allen drei Bauformen entspricht dies durchschnittlich 30% der Gesamtdifferenzdruckänderung. Beim HPF beträgt diese  $346 Pa$  und beim HPF+ZMT  $306 Pa$ . Mit  $144 Pa$  ist die Gesamtdifferenzdruckänderung des HPF+ZOT über die Hälfte geringer. Ebenso ist der Anstieg des

HPF sowie des HPF+ZMT mit  $5 \text{ Pa} \cdot \text{min}^{-1}$  gegenüber des Anstiegs des HPF+ZOT mit  $2 \text{ Pa} \cdot \text{min}^{-1}$  mehr als doppelt so groß.



**Abbildung 21: Dynamischer Differenzdruck - Beladung mit dem Aufgabegut 2**

Schlussfolgernd ist anhand des durchgeführten Vergleiches ein positiver Effekt auf das Differenzdruckverhalten der Filterpatronen auf Grund der durch die Zyklone erzielten Vorabscheidung nachweisbar. Während bei der Beladung mit dem Aufgabegut 1 der ZOT und auch der ZMT das Differenzdruckverhalten der Filterpatronen positiv beeinflussen, kann dieser Effekt bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 nur für den ZOT nachgewiesen werden. Folglich scheint der Gesamtabscheidegrad des ZOT gegenüber des ZMT insbesondere bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 besser zu sein. Ferner ist festzustellen, dass insbesondere beim HPF+ZOT und dem HPF+ZMT der Anstieg und die Gesamtdifferenzdruckänderung infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2 größer sind. Während beim HPF die Änderung des Gesamtdifferenzdrucks sowie der Anstieg bei der Beladung mit dem Aufgabegut 1 und Aufgabegut 2 ungefähr die gleiche Werte haben, weichen die Messwerte beim HPF+ZMT und HPF+ZOT deutlich voneinander ab. Grund kann ein schlechterer Gesamtabscheidegrad der Zyklone für das Aufgabegut 2 sein, wodurch der Mengenanteil der im vorgereinigten Gas verbliebe-

nen Partikel einen dichteren und auch stärkeren Filterkuchen auf den Filterpatronen bildet. Dieser dichtere und stärkere Filterkuchen verursacht wiederum einen größeren Differenzdruck. Das bei allen Versuchen erkennbare anfängliche degressive Anstiegsverhalten, dessen prozentualer Anteil mit Blick auf die Gesamtänderung des Differenzdrucks tendenziell der gleiche ist, ist durch den anfänglich wirkenden Sperreffekt bei der Filtrierung und der Bildung eines Filterkuchens begründet. Das nachfolgende stetige lineare Steigen des Differenzdrucks wird durch den kontinuierlich zunehmenden Filterkuchen verursacht.

Beim Vergleich des dynamischen Differenzdruckverlaufs des HPF gegenüber des HFZOT sowie HFZMT infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1 wird deutlich, dass die Verläufe annähernd synchron zueinander sind. Bei allen drei Bauformen beträgt die durch das degressive geprägte Anstiegsverhalten bedingte Differenzdruckänderung innerhalb der ersten 10 Minuten ungefähr  $140 Pa$ . Dieser Wert entspricht für alle drei Bauformen ungefähr 45% der Gesamtdifferenzdruckänderung. Der nachfolgende lineare Anstieg ist beim HPF mit  $3,6 Pa \cdot \text{min}^{-1}$  geringfügig steiler als bei dem HFZOT und HFZMT mit  $3,2 Pa \cdot \text{min}^{-1}$ . Die Gesamtdruckänderung ist dadurch bei dem HFZOT und HFZMT mit  $305 Pa$  ebenfalls geringfügig kleiner, und ist allerdings kaum erwähnenswert. Beim Vergleich des dynamischen Differenzdruckverlaufs der drei Bauformen infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2 ist insbesondere der synchrone Verlauf des HFZOT und HFZMT mit einer nahezu konstanten Druckdifferenz von  $132 Pa$  auffallend. Zudem zeigen beide Bauformen ein ausgeprägteres degressives Anstiegsverhalten als der HPF. Die Änderung des Differenzdrucks im Verlauf der ersten 10 Minuten beträgt, wie bereits erwähnt,  $112 Pa$ . Die Änderung des Differenzdrucks des HFZOT sowie des HFZMT ist mit  $322 Pa$  beziehungsweise  $294 Pa$  fast dreifach so groß. Dies entspricht bei beiden 54% der Gesamtdruckänderung, welche beim HFZOT  $611 Pa$  und beim HFZMT  $547 Pa$  beträgt. Beim HPF steigt der Differenzdruck im gleichen Zeitraum um nur 30% von dessen Gesamtdifferenzdruckänderung. Diese beträgt beim HPF  $346 Pa$  und ist fast um den halben Betrag geringer als die gemessenen Änderungen bei den hybriden Filterzyklonen. Der nachfolgende lineare Anstieg ist mit ungefähr  $5 Pa \cdot \text{min}^{-1}$  bei allen drei Bauformen wiederum annähernd gleich. Schlussfolgernd ist anhand des durchgeführten Vergleiches kein positiver Effekt auf das Differenzdruckverhalten der Filterpatronen auf Grund der

Vorabscheidung des integrierten Zyklons nachweisbar. Bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 zeigt sich sogar ein negativer Effekt. Die Verdoppelung der Gesamtdifferenzdruckänderung ist mit einer Halbierung der Filterstandzeit gleichzusetzen. Ferner ist beim HFZOT und beim HFZMT ein steilerer Anstieg infolge der Beladung mit Aufgabegut 2 festzustellen. Zu erklären ist dieser Effekt wiederum mit dem schlechteren Gesamtabsciedeград der integrierten Zyklo-nen für das Aufgabegut 2.

Beim Vergleich des dynamischen Differenzdruckverlaufs des HPF+ZOT und HPF+ZMT gegenüber dem HFZOT sowie HFZMT infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1 ist ein deutlich voneinander abweichendes Verhalten erkennbar. Das degressive Verhalten bei den Hybriden ist gegenüber dem HPF+ZOT und dem HPF+ZMT wesentlich ausgeprägter. Die Differenzdruckänderung innerhalb der ersten 10 Minuten ist bei den Hybriden ungefähr  $100 Pa$  größer, was dem dreifachen Wert entspricht, als bei den anderen beiden Bauformen. Der anschließende lineare Anstieg ist bei den Hybriden mit circa  $2 Pa \cdot \text{min}^{-1}$  doppelt so groß und dadurch sichtbar steiler. Hinsichtlich der Gesamtdifferenzdruckänderung erreichen die Werte des HFZOT und HFZMT ebenso nahezu den dreifachen Wert. Auch beim Vergleich des dynamischen Differenzdruckverlaufs infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2 sind tendenziell ähnliche Aussagen möglich. Hinsichtlich des anfänglichen degressiven Anstiegsverhaltens ist der Unterschied noch signifikanter. Beim HPF+ZOT ist der Unterschied des Differenzdrucks im Verlauf der ersten 10 Minuten um Faktor 9 geringer als beim HFZOT. Beim HPF+ZMT ist der Unterschied des Differenzdrucks im Verlauf der ersten 10 Minuten um Faktor 3 geringer als beim HFZMT. Der Anstieg des anschließenden linearen Verlaufs ist beim HFZOT um  $3 Pa \cdot \text{min}^{-1}$  mehr als doppelt so groß wie beim HPF+ZOT. Beim HFZMT ist dieser Unterschied zum HPF+ZMT mit  $0,5 Pa \cdot \text{min}^{-1}$  wesentlich geringer. Die Gesamtdifferenzdruckänderung beim HFZOT ist vierfach größer als beim HPF+ZOT. Die Gesamtdifferenzdruckänderung beim HFZMT ist näherungsweise doppelt so groß wie beim HPF+ZMT. Damit ist festzustellen, dass die Eigenschaften der Hybriden im Vergleich zu den Eigenschaften der getrennten Bauformen HPF+ZOT sowie HPF+ZMT erheblich voneinander abweichen. Der einzige konstruktive Unterschied, die Integration der Filterpatronen im Zykloninneren, hat demzufolge einen drastischen Einfluss auf das Verhalten sowohl des Zyklons als auch der Filterpatronen. Während die Messwerte infolge der

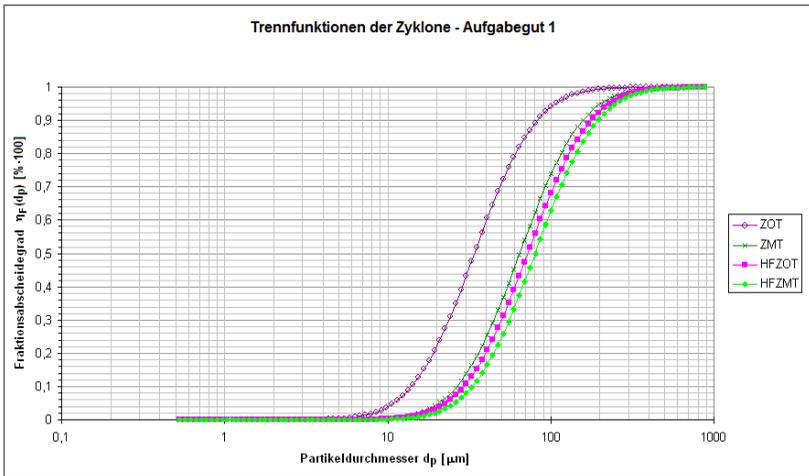
Beladung mit dem Aufgabegut 1 bereits deutlich voneinander abweichen, ist insbesondere infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2 zwischen den HFZOT und HPF+ZOT der Unterschied erheblich. Auch bei diesem Vergleich ist zu erkennen, dass das Tauchrohr vor allem bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 keine positiven Effekte bewirkt. Ferner ist festzustellen, dass für das anfängliche degressive Anstiegsverhalten ein weiterer Effekt, zusätzlich zu dem Sperreffekt und anfänglich sich ausbildenden Filterkuchen, einen Einfluss haben muss. Deutlich wird dies beim Blick auf das degressive Verhalten der verschiedenen Bauformen. Während das anfängliche Anstiegsverhalten infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1 bei den hybriden Filterzyklonen und dem HPF miteinander vergleichbar ist, ist das degressive Verhalten infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2 bei den hybriden Filterzyklonen trotz Vorabscheidung gegenüber dem HPF deutlich ausgeprägter. Das Verhalten des HPF ändert sich allerdings kaum. Zudem ist offensichtlich, dass laut den Messungen beim HPF+ZOT sowie HPF+ZMT die Vorabscheidung keinen negativen Effekt auf das Differenzdruckverhalten der Filterpatronen hat. Das Gegenteil ist der Fall. Die Reduzierung der Beladung durch die Vorabscheidung der Zykclone, überwiegt den zu erwartenden intensiveren Sperreffekt und dichteren Filterkuchen auf Grund der verbliebenen feineren Staubanteile deutlich. Zu erklären ist dieses Verhalten nur mit einer anfänglich ungleichmäßigen Durchströmung der Filterfläche. Im Verlauf der ersten 10 Minuten wird die Filterfläche örtlich mit verschiedenen Geschwindigkeiten durchströmt. Dies hat wiederum eine örtlich unterschiedliche Anlagerung der Partikel an die Filteroberfläche zur Folge. Resultierende lokal voneinander abweichende Filterwiderstände führen im Verlauf der ersten 10 Minuten wiederum zu einem Ausgleich der Durchströmungsgeschwindigkeiten, wodurch die Filteroberfläche letztendlich gleichmäßig durchströmt wird. Die anfänglich örtlich hohen Durchströmungsgeschwindigkeiten haben einen höheren Differenzdruck zur Folge, welcher sich zu dem vorhandenen Sperreffekt und Aufbau des Filterkuchens addiert. Resultat ist das ausgeprägte degressive Verhalten insbesondere bei den hybriden Filterzyklonen. Bei der Beladung mit dem Aufgabegut 1 gleichen sich die positiven Effekte der Vorabscheidung mit denen der ungleichmäßigen Durchströmung einander aus, wodurch bei den hybriden Filterzyklonen das resultierende dynamische Differenzdruckverhalten synchron zum HPF ist. Bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 ist der Wirkungsgrad der in

den Hybriden integrierten Zyklone geringer. Dadurch ist der ausgleichende Effekt geringer und das degressive Verhalten ausgeprägter.

Anhand des durchgeführten Vergleichs der Messdaten für den dynamischen Differenzdruck kann festgestellt werden, dass die Anströmung der Filter innerhalb der hybriden Filterzyklone nicht optimal ist. Doch auch innerhalb des HPF kann die ungleichmäßige Durchströmung anteilig für das degressive Verhalten Ursache sein. Ferner scheinen die Bauformen ohne Tauchrohr günstigere Eigenschaften als die Bauformen mit Tauchrohr zu haben. Insbesondere bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 sind die Bauformen ohne Tauchrohr hinsichtlich des resultierenden Differenzdruckverhaltens besser. Darüber hinaus ist festzustellen, dass die Integration der Filterpatronen im Inneren der Zyklone Auswirkungen auf die Strömungen stromaufwärts haben muss und die Abscheideeigenschaften der Zyklone negativ beeinflusst. In welcher Art und Weise der Einfluss erfolgt, wird die nachfolgende Untersuchung zur Trennfunktion, auch Trennkurve bzw. Fraktionsabscheidegradkurve genannt, und zum Gesamtabscheidegrad der Zyklone klären.

### 5.4.3 Trennfunktion und Gesamtabscheidegrad der Zyklone

Die ermittelten Trennfunktionen der Zyklone im HFZOT und HFZMT infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1 sind in Abbildung 22 dargestellt. Des Weiteren sind in der Abbildung die Trennfunktionen des ZOT und des ZMT enthalten. Die dazugehörigen gemessenen Gesamtabscheidegrade zuzüglich des Gesamtabscheidegrades des Prallbleches im HPF sind in Abbildung 23 zusammengefasst. Abbildung 24 und Abbildung 25 zeigen hingegen die ermittelten Trennfunktionen und Gesamtabscheidegrade für die genannten Bauformen durch die Beladung mit dem Aufgabegut 2. Die ermittelten Trennfunktionen der Zyklone in Abbildung 22 verlaufen parallel zueinander. Die Anstiege im linearen Bereich sind dadurch gleich. Verschieden sind deren Positionen beziehungsweise zur  $x$ -Achse und deren Grenzkörner  $d^*$ . Das mit deutlichem Abstand kleinste Grenzkorn kann beim ZOT mit  $d^* = 34 \mu\text{m}$  nachgewiesen werden. Die Grenzkörner des ZMT mit  $d^* = 64,4 \mu\text{m}$ , des Zyklons im HFZOT mit  $d^* = 72 \mu\text{m}$  und des Zyklons im HFZMT mit  $d^* = 80 \mu\text{m}$  liegen dichter beieinander.



**Abbildung 22: Trennfunktionen der Zyclone - Beladung mit dem Aufgabegut 1**

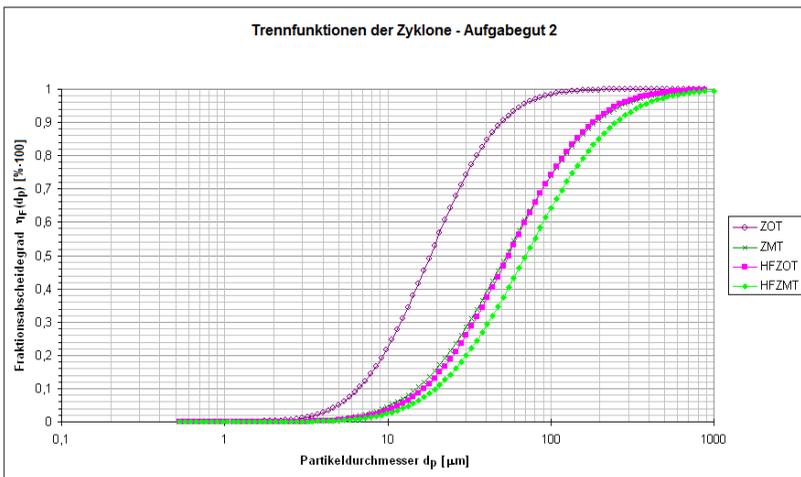
Anhand der Trennfunktionen und Grenzkörner kann bereits die Effektivität den verschiedenen Bauformen zugeordnet werden. In Verbindung mit den zusammengefassten Werten zur abgeschiedenen Masse und zum resultierenden Gesamtabscheidegrad in Abbildung 23 ist nachweisbar, dass der ZOT mit 86 % den größten Gesamtabscheidegrad hat.

	Einheit	HPF	ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
$d_{50,A}$ (Aufgabegut 1)	[ $\mu\text{m}$ ]		168,0			
abgeschiedene Masse	[g]	449	4298	3709	3670	3438
Gesamtabscheidegrad	[%]	9,0	86,0	74,2	71,4	68,8

**Abbildung 23: Gesamtabscheidegrad - Beladung mit dem Aufgabegut 1**

Der ZMT hat mit 74 % den zweitgrößten Gesamtabscheidegrad, gefolgt vom Zyklon des HFZOT mit 71 % und vom Zyklon des HFZMT mit 69 % . Den schlechtesten Gesamtabscheidegrad hat das Prallblech des HPF mit 9 % . Gegenüber dem Prallblech im HPF sind alle Zyclone deutlich überlegen. Der Gesamtabscheidegrad des Zyklon im HFZOT ist im Vergleich zu dem Gesamtabscheidegrad des ZOT um 15 % kleiner. Im Gegensatz dazu ist der

Unterschied zwischen dem Gesamtabseidegrad des Zyklons im HZFMT und dem Gesamtabseidegrad des ZMT mit einer Differenz von 5% wesentlich geringer. Die ermittelten Trennfunktionen der Zyklone in Abbildung 24, infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 2, verlaufen nicht parallel zueinander. Während der Anstieg der Trennfunktion des ZMT und des Zyklons des HFZOT annähernd gleich ist, ist der Anstieg des Zyklons im HFZMT geringfügig flacher und der Anstieg des ZOT steiler. Die Positionen der Trennfunktionen bezugnehmend zur  $x$ -Achse sowie die Grenzkörner  $d^*$  weichen insbesondere beim ZOT und HFZMT deutlich voneinander ab. Die Grenzkörner des ZMT mit  $d^* = 53,2 \mu\text{m}$  und des Zyklons im HFZOT mit  $d^* = 54,8 \mu\text{m}$  sind annähernd gleich.



**Abbildung 24: Trennfunktionen der Zyklone - Beladung mit dem Aufgabegut 2**

Diesem gegenüber ist das Grenzkorn des ZOT mit  $d^* = 18,3 \mu\text{m}$  deutlich kleiner und das Grenzkorn des Zyklons des HFZMT mit  $d^* = 70 \mu\text{m}$  wesentlich größer. Insgesamt ist der Anstieg der Trennfunktionen bei den Messungen mit dem Aufgabegut 2 im linearen Bereich flacher als der Anstieg der Trennfunktionen bei den Messungen mit dem Aufgabegut 1. Die Grenzkörner der Messungen mit dem Aufgabegut 1 sind bei allen Bauformen größer. Insbesondere auf Grund der deutlich größeren Staubzusammensetzung

beim Aufgabegut 1 sind die Gesamtabscheidegrade der Messungen mit dem Aufgabegut 1, wie auch den Werten der Abbildung 25 im Vergleich zu den Werten der Abbildung 23 zu entnehmen ist, dennoch die besseren. Bei den Messungen mit dem Aufgabegut 2 hat der ZOT mit 56% den besten Gesamtabscheidegrad und ist 30% geringer als der Gesamtabscheidegrad infolge der Beladung mit dem Aufgabegut 1. Der Gesamtabscheidegrad des ZMT und des Zyklons im HFZOT sind mit 30% beziehungsweise 29% analog zum Gesamtabscheidegrad der Messungen mit dem Aufgabegut 1 wiederum annähernd gleich, wobei die Werte über 40% geringer sind. Den geringsten Gesamtabscheidegrad erreicht der HFZMT mit 24%. Dieser Wert ist 45% geringer als der gemessene Gesamtabscheidegrad mit dem Aufgabegut 1. Das Prallblech im HPF ist mit einem Gesamtabscheidegrad von 4% den Zyklonen wiederum weit unterlegen. Beim Vergleich des Zyklon im HFZOT gegenüber dem ZOT zeigt sich, dass der Gesamtabscheidegrad bei den Messungen mit dem Aufgabegut 2 um 27% kleiner ist. Die Differenz des Gesamtabscheidegrades beim HFZMT gegenüber dem ZMT beträgt dagegen nur 6%.

	Einheit	HPF	ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
$d_{50,A}$ (Aufgabegut 2)	[ $\mu\text{m}$ ]			22,0		
abgeschiedene Masse	[g]	195	2794	1483	1424	1201
Gesamtabscheidegrad	[%]	3,9	55,9	29,7	28,5	24,0

**Abbildung 25: Gesamtabscheidegrad - Beladung mit dem Aufgabegut 2**

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Bauformen ohne Tauchrohr bei der Beladung mit dem Aufgabegut 1 und 2 die besten Ergebnisse nicht nur hinsichtlich des Gesamtdifferenzdrucks, sondern auch hinsichtlich des Abscheideverhaltens zeigen. Ferner kann der vermutete negative Einfluss der integrierten Filterpatronen innerhalb der hybriden Filterzyklone stromaufwärts bestätigt werden. Bei den Bauformen ohne Tauchrohr ist der Einfluss stärker als bei den Bauformen mit Tauchrohr. Die Änderung des internen Strömungsfeldes muss bei den Bauformen ohne Tauchrohr deutlich ausgeprägter sein. Wahrscheinlich führen die integrierten Filter zu einer diffusen Anströmung ihrer eigenen Oberfläche, wodurch die interne rotierende Strömung eine deutlich geringere Umfangsgeschwindigkeit aufweist. Dadurch sind die wirkenden Zentrifugalkräfte reduziert. Bei den Bauformen mit Tauchrohr ist die Anströmung der Filteroberfläche zwar ebenso diffus zu

erwarten, allerdings wird das Rohgas gezwungen, um das Tauchrohr durch dessen untere Öffnung zu den Filtern zu strömen. Die Reduzierung der Umfangsgeschwindigkeit der intern rotierenden Strömung und dadurch auch der wirkenden Zentrifugalkräfte ist weit weniger stark ausgeprägt. Neben diesem Einfluss der integrierten Filter auf das Strömungsfeld und auf den Gesamtabscheidegrad, konnte bereits unter 5.4.2 ein erheblicher Einfluss der ungleichmäßigen Filteranströmung auf die Gesamtdifferenzdruckänderung nachgewiesen werden. Beim Blick auf die ermittelten Gesamtabscheidegrade der Zyklone im HFZOT und HFZMT wird die enorme Ausprägung der ungleichmäßigen Filteranströmung deutlich. Trotz eines jeweiligen Gesamtabscheidegrades bei der Beladung mit dem Aufgabegut 1 von ungefähr 70% wird keine Reduzierung der Gesamtdruckänderung gegenüber dem HPF bewirkt. Im Vergleich dazu haben die Gesamtabscheidegrade des ZOT mit 85% sowie des ZMT mit 74% eine Reduzierung der Gesamtdifferenzdruckänderung von 250 Pa und 200 Pa zur Folge. Bei den experimentellen Untersuchungen mit dem Aufgabegut 2 konnte sogar, trotz eines Gesamtabscheidegrades des Zyklons im HFZOT von 24% und des Zyklons im HFZMT von 29%, ein jeweils über 200 Pa höherer Gesamtdifferenzdruck gegenüber dem HPF gemessen werden. Im Gegensatz dazu hat der ZOT mit einem Gesamtabscheidegrad von 56% eine Reduzierung der Gesamtdifferenzdruckänderung von 200 Pa gegenüber dem HPF bewirkt. Beim ZMT konnte bei einem Gesamtabscheidegrad von 30% nur ein geringfügig reduzierter Gesamtdifferenzdruck ermittelt werden. Anhand dieser Erkenntnisse ist festzuhalten, dass die Bauformen HFZOT und HFZMT bei der Beladung mit dem Aufgabegut 1 für die Praxis anwendungsfähig sind. Zwar kann mit den erreichten Gesamtabscheidegraden die Filterstandzeit nicht ohne weiteres erhöht werden, doch der Gesamtdifferenzdruck ist bei beiden deutlich reduziert. Da mittels der durchgeführten Untersuchungen keine Aussagen zur möglichen Beschädigung der Filteroberfläche durch Partikeleinschüsse möglich sind, ist der HFZMT gegenüber dem HFZOT für den praktischen Einsatz vorzuziehen. Grund ist das Tauchrohr, welches die Filter umhüllt, und dadurch beim HFZMT den direkten Partikeleinschuss verhindert. Die Anwendung des HFZOT und HFZMT bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 ist hingegen anhand der Messergebnisse nicht empfehlenswert, da die Filterstandzeit merklich reduziert wird. Verbesserungen können voraussichtlich mit größeren Gesamtabscheidegraden des integrierten Zyklons und einer günstigeren Anströmung der Filteroberfläche erzielt werden.

## 6 Entwicklung und Anwendung des praxisnahen Berechnungsmodells

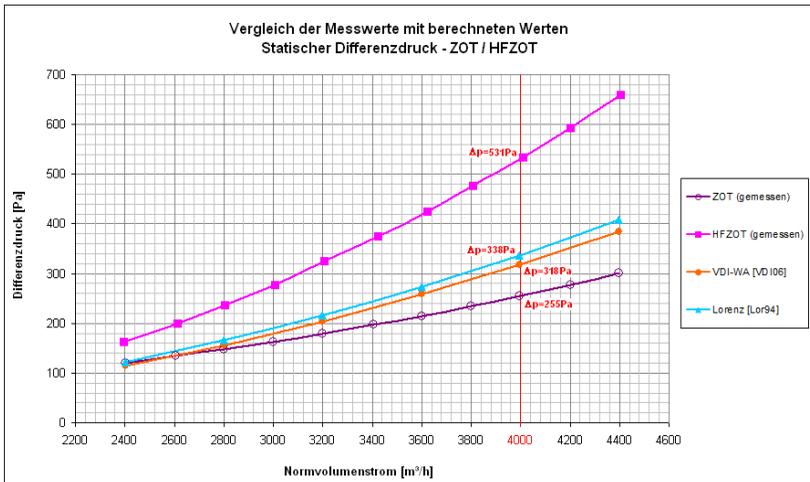
### 6.1 Vergleich der Messergebnisse mit berechneten Werten ausgewählter Modelle

#### 6.1.1 Vergleich zwischen gemessenem und berechnetem statischem Differenzdruck

Für die Entwicklung und Anwendung des praxisnahen Berechnungsmodells für hybride Filterzyklone wird zunächst die Leistungsfähigkeit ausgewählter bekannter Berechnungsmodelle analysiert. Hierbei wird bereits beim Vergleich des gemessenen statischen Differenzdruckes mit dem während der Entwicklung errechneten Differenzdruck des ZMT / HFZMT in Abschnitt 4.2 deutlich, dass der berechnete Wert  $\Delta p = 288 Pa$  gegenüber dem gemessenen Wert  $100 Pa$  kleiner ist und um 26% abweicht. Beim HFZMT ist der gemessenen Wert über  $300 Pa$  größer und weicht über 50% vom Messwert ab. Bereits anhand dessen ist festzustellen, dass das Berechnungsmodell in [VDI06] für die Entwicklung des ZMT / HFZMT zur Berechnung des statischen Differenzdruckes des ZMT am Referenzpunkt  $\dot{V}_N = 4000 m^3 \cdot h^{-1}$  nur begrenzt anwendungsfähig ist. Die Anwendung des Modells für den HFZMT ist auf Grund der deutlichen Abweichung nicht zu empfehlen.

Für die detailliertere Bewertung der Leistungsfähigkeit des genutzten Berechnungsmodells wird bei dessen Anwendung für die hybride Filtertechnologie über den Vergleich mit den vorhergesagten Werten aus Abschnitt 4.2 hinaus zusätzlich der statische Differenzdruck für den Bereich  $2400 \leq \dot{V}_N \leq 4400 m^3 \cdot h^{-1}$  berechnet. Zudem findet außerdem das bereits in Abschnitt 3.2.2.2 erläuterte Berechnungsmodell nach Lorenz [Lor94] Anwendung. Durchzuführen ist der Vergleich für die Bauformen ZOT, ZMT, HFZOT und HFZMT. Eine Berücksichtigung der Filterpatronen im HFZOT und im HFZMT erfolgt mit den bekannten Berechnungsmodellen nicht. Aus diesem Grund wird deren Berechnung analog zu den Berechnungen für den ZOT und den ZMT durchgeführt. Die Berechnung des statischen Differenzdruckes erfolgt ohne Beladung ( $\mu_e = 0 kg \cdot kg^{-1}$ ). Zudem wird für die Berech-

nungen ohne Tauchrohr der Tauchrohrdurchmesser innerhalb der Modelle  $d_i = 916 \text{ mm}$  gesetzt. Dieser Wert entspricht dem Öffnungsdurchmesser, welcher den zylindrischen Abscheidebereich vom Reingasbereich trennt (auf die Anwendung eines Äquivalentdurchmessers mit Bezug zum eigentlichen Durchmesser der Luftaustrittsöffnungen der drei Filter wird verzichtet, da dies zu abwegig hohen Differenzdruckwerten führt). Die Tauchrohlänge wird mit  $h_i = 0 \text{ mm}$  festgelegt. Der Druckrückgewinn folglich des spiralförmigen Rohgasaustritts wird für beide Modelle mit 15 % definiert. Die übrigen geometrischen Werte sind die gleichen Werte, welche auch bei der Entwicklung des hybriden Filterzyklons in 4.2 Verwendung gefunden haben und in Anlage 2 / Abbildung A2.6a zusammengefasst sind. Die für den Vergleich anzuwendenden Betriebsparameter sind in Anlage 2 / Abbildung A2.6c zusammengefasst. Die Berechnungsschritte für das Modell nach [VDI06] sind simultan zu den Berechnungen in Anlage 2 / Abbildung A2.7.



**Abbildung 26: Experimentell ermittelter und berechneter statischer Differenzdruck des ZOT und HFZOT**

Abbildung 26 zeigt den gemessenen statischen Differenzdruck des ZOT sowie des HFZOT gegenüber den berechneten Werten anhand der zwei genannten Berechnungsmodelle für den Bereich  $2400 \leq \dot{V}_N \leq 4400 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ .

Zur Verdeutlichung der Unterschiede sind am Referenzpunkt bei  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  die gemessenen Differenzdrücke hervorgehoben sowie in Abbildung 27 zusammengefasst. Durch die gleichen geometrischen Parameter für den ZOT und HFZOT sowie den nur geringen Abweichungen der Betriebsparameter sind die errechneten Werte für den ZOT und HFZOT in einem Graphen je Berechnungsmodell erfasst. Erwartungsgemäß stimmen die berechneten Werte besser mit den Messwerten des ZOT als mit den gemessenen Werten des HFZOT überein. Beginnend mit dem nahezu gleichen Differenzdruck  $\Delta p = 110 \text{ Pa}$  bei  $\dot{V}_N = 2400 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  ist der Anstieg der berechneten Werte nach Lorenz [Lor94] geringfügig steiler gegenüber den berechneten Werten nach dem VDI-WA [VDI06]. Insgesamt zeigen die Graphen beider Berechnungsmodelle einen steileren Anstieg als die gemessenen Werte und entfernen sich mit der Erhöhung des Normvolumenstroms zunehmend.

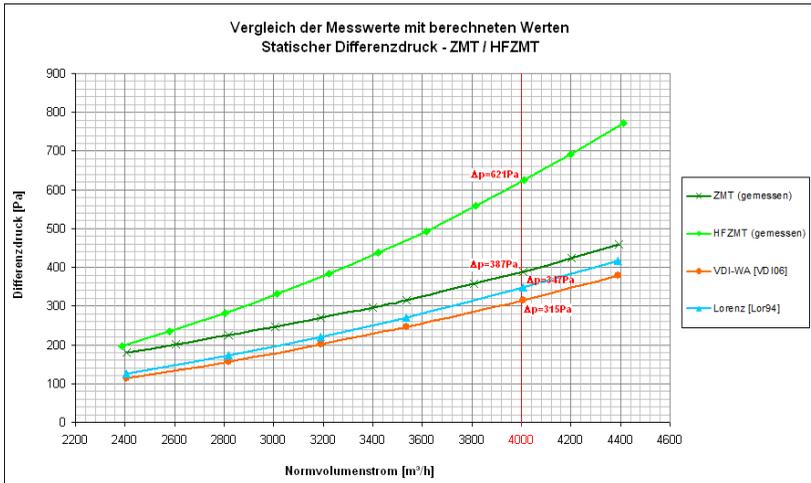
Bauform / Berechnungsmodell	statischer Differenzdruck bei $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3/\text{h}$ [Pa]	Abweichung vom Messwert des ZOT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZOT [%]
ZOT	255		
HFZOT	531		
VDI-WA [VDI06]	318	24,7	-40,1
Lorenz [Lor94]	338	32,5	-36,3

**Abbildung 27: Statischer Differenzdruck des ZOT und HFZOT bei  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$**

Folglich weicht der mittels des Modells nach dem VDI-WA [VDI06] errechnete Wert  $\Delta p = 318 \text{ Pa}$  bei dem Referenzvolumenstrom  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  um 25% von dem gemessenen Wert  $\Delta p = 255 \text{ Pa}$  ab. Der nach Lorenz [Lor94] errechnete Wert  $\Delta p = 338 \text{ Pa}$  weicht 33% vom Messwert ab. Mit bis zu 40% weichen die berechneten Werte von den gemessenen Werten des HFZOT noch deutlicher ab. Ferner ist zu bemerken, dass der Anstieg der Messwerte des HFZOT deutlich steiler gegenüber den berechneten Werten ist.

Abbildung 28 zeigt den gemessenen statischen Differenzdruck des ZMT sowie des HFZMT wiederum gegenüber den berechneten Werten anhand

der zwei genannten Berechnungsmodelle für den gleichen Bereich des Normvolumenstroms. Die Unterschiede am Referenzpunkt bei  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  sind ebenfalls hervorgehoben und in Abbildung 29 nochmals zusammengefasst. Die errechneten Werte für den ZMT und HFZMT sind wiederum in einem Graphen je Berechnungsmodell erfasst. Tendenziell zeigt sich ein ähnliches Verhalten wie bereits bei dem Vergleich der Mess- und Berechnungswerte des ZOT und HFZOT.



**Abbildung 28: Experimentell ermittelter und berechneter statischer Differenzdruck des ZMT und HFZMT**

Die berechneten Werte stimmen besser mit den gemessenen Werten des ZMT als mit denen des HFZMT überein. Zudem ist, ausgehend von einem anfangs annähernd gleichen errechneten Differenzdruck beider Berechnungsmodelle, der Anstieg des Modells nach Lorenz [Lor94] wiederum geringfügig steiler. Ferner ist festzustellen, dass der Anstieg der berechneten Werte nach VDI-WA [VDI06] gegenüber dem Messwerten mit einer Differenz von durchschnittlich  $70 \text{ Pa}$  konstant geringer ist. Am Referenzpunkt  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  entspricht dies bei dem Messwert  $\Delta p = 387 \text{ Pa}$  und dem berechneten Wert  $\Delta p = 315 \text{ Pa}$  der Abweichung von  $19\%$ . Diesem gegenüber weicht der berechnete Wert  $\Delta p = 347 \text{ Pa}$  nach Lorenz [Lor94] mit  $10\%$  deutlich weniger vom Messwert ab. Der Anstieg der Messwerte des HFZMT

ist wiederum deutlich steiler als der Anstieg der berechneten Werte. Am Referenzpunkt  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  sind dadurch die berechneten Werte um bis zu 49% geringer als die gemessenen Werte.

Bauform / Berechnungsmodell	statischer Differenzdruck bei $\dot{V}_N=4000\text{m}^3/\text{h}$ [Pa]	Abweichung vom Messwert des ZMT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZMT [%]
ZMT	387		
HFZMT	621		
VDI-WA [VDI06]	315	- 18,6	- 49,3
Lorenz [Lor94]	347	- 10,3	- 44,1

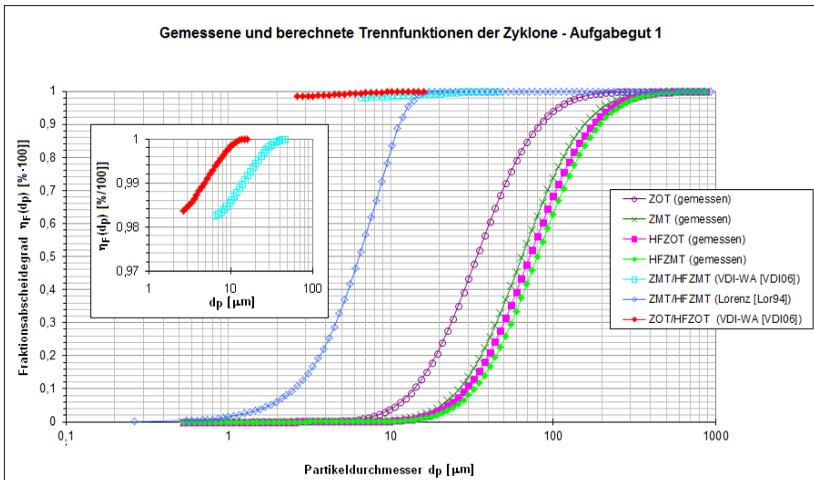
**Abbildung 29: Statischer Differenzdruck des ZMT und HFZMT bei  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$**

Anhand der durchgeführten Gegenüberstellung ist festzustellen, dass die Berechnung des statischen Differenzdrucks mittels der beiden Berechnungsmodelle für den ZMT mit einer Genauigkeit von 19% (VDI-WA) bzw. 10% (Lorenz) am Referenzpunkt möglich ist. Bei beiden Modellen sind die berechneten Werte kleiner als die gemessenen Werte. Darüber hinaus ist deren Abstand zum jeweiligen Messwert über den gesamten untersuchten Bereich annähernd der gleiche. Anhand dessen ist schlussfolgernd, trotz der enormen Abweichung der gewählten Geometrie des ZMT von der Standardzyklongeometrie, die Anwendung beider Berechnungsmodelle für die Vorhersage des statischen Differenzdruckes mit begrenzter Aussagekraft möglich. Ferner besteht die Möglichkeit, den Druckrückgewinn des spiralförmigen Reingasaustrittes im Modell zu reduzieren. Zu begründen ist diese Maßnahme mit den verhältnismäßig geringen Geschwindigkeiten im Tauchrohr, wodurch auch mit einem geringeren Druckrückgewinn zu rechnen ist. Die Anwendung beider Berechnungsmodelle für den ZOT ist ebenso mit begrenzter Aussagekraft möglich. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die berechneten Werte größer als die gemessenen sind. Ferner ist der Abstand zwischen den errechneten und gemessenen Werten nicht konstant. Die Reduzierung des Druckrückgewinns wird kein qualitativ höherwertiges Ergebnis bewirken. Verbleibende Ursache können mögliche Kurzschlussströmungen sein, welche in den Berechnungsmodellen unberücksichtigt vom

Rohgaseintritt direkt zum Reingasbereich strömen und dadurch zu geringeren Geschwindigkeiten im unteren Teil des Zyklons und folglich auch zu geringeren Verlusten führen. Für den HFZOT und HFZMT sind derartige Aussagen nicht möglich. Grund sind mit großer Wahrscheinlichkeit die notwendigen Luftdurchlassöffnungen für die Filter in der Filterplatte bzw. die reingasseitigen Öffnungen der Filter, welche in den bekannten Berechnungsmodellen nicht berücksichtigt werden können. Diese reduzieren den Strömungsquerschnitt erheblich und ohne Übergangsbereich. Turbulenzen und ein dadurch hoher Differenzdruck sind die Folge. Während der Messungen konnte nachgewiesen werden, dass die Filterpatronen einen Druckrückgewinn bewirken und dadurch die Verluste der reingasseitigen Öffnungen reduzieren. Allerdings genügt dieser Effekt nicht, um die erheblichen Verluste vollständig auszugleichen. Als ein weiterer Grund für die Abweichungen der Messwerte von den berechneten ist die reingasseitige Puls-Jet-Abreinigung zu nennen, welche ebenso Turbulenzen und dadurch einen höheren Differenzdruck bewirkt. In den Berechnungsmodellen findet die Puls-Jet-Abreinigung ebenfalls keine Berücksichtigung.

### **6.1.2 Vergleich zwischen gemessenem und berechnetem Abscheideverhalten**

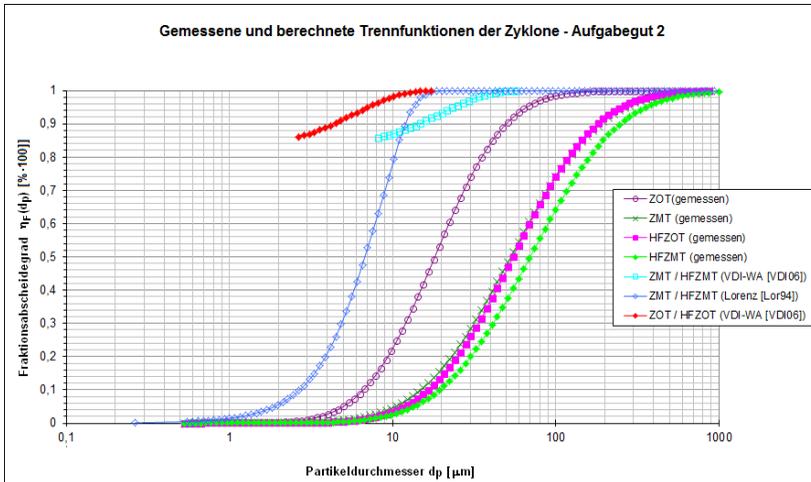
Zuzüglich zu den Berechnungen des Differenzdruck der Bauformen ZOT, ZMT, HFZOT und HFZMT sind deren Trennfunktionen und Gesamtabscheidegrade für das Aufgabegut 1 und 2 zu berechnen. Anwendung finden wiederum die Berechnungsmodelle der Zyklontheorie nach VDI-WA [VDI06] und Lorenz [Lor94]. Die Beladung beträgt bei den Berechnungen  $\mu_e = 0,001 \text{ kg} \cdot \text{kg}^{-1}$ . Diese entspricht dem bereits für die Berechnung des HFZMT unter 4.2 und während der Versuchsdurchführung unter 5.4.2 und 5.4.3 genutzten Wert. Die Geometrie des ZOT und HFZOT wird gleich den Berechnungen zum Differenzdruck unter 6.1.1 definiert. Die Filter finden wiederum keine Berücksichtigung. Die übrigen Betriebsparameter sind in Anlage 2 / Abbildung A2.6d zusammengefasst und entsprechen den Mittelwerten der gemessenen Daten der jeweiligen Versuche. Die Berechnungsschritte für das Modell nach [VDI06] sind simultan zu den Berechnungen in Anlage 2 / Abbildung A2.7. Die errechneten Daten für den ZMT und HFZMT sowie ZOT und HFZOT sind wiederum in einen Graphen je Berechnungsmodell erfasst.



**Abbildung 30: Gemessene und berechnete Trennfunktionen der Zyclone der Untersuchungen mit dem Aufgabegut 1**

Die berechneten und gemessenen Trennfunktionen der Untersuchungen mit dem Aufgabegut 1 sind in Abbildung 30 dargestellt. Die dargestellte errechnete Trennfunktion des ZMT und HFZMT nach Lorenz [Lor94] zeigt keinen auffälligen Verlauf. Das theoretische Trennverhalten ist deutlich besser, als es die gemessenen Werte nachweislich zeigen. Der errechnete Grenzkorndurchmesser beträgt  $d^* = 6,4 \mu m$ , während das gemessene Grenzkorn des ZMT  $d^* = 64 \mu m$  und des HFZMT  $d^* = 80 \mu m$  beträgt. Der Anstieg der errechneten Trennfunktion ist geringfügig größer als die gemessenen Werte. Diesem gegenüber zeigen die errechneten Trennfunktionen nach dem VDI-WA [VDI06] für den ZMT und HFZMT sowie dem ZOT und HFZOT einen wesentlich abweichenden Verlauf. Ein Fraktionsabscheidegrad von 0% wird bei diesen Trennfunktionen nicht erreicht. Die untere Grenze ist durch die errechnete Grenzbeladung entsprechend der Grenzbeladungshypothese vorgegeben. Diese wird im Modell für alle Partikeldurchmesser des aufgegeben Staubes angewendet, wodurch kleinere Abscheidegrade rechnerisch nicht möglich sind. Die errechneten Grenzkörner für die Grenzbeladung im ZMT und HFZMT sowie im ZOT und HFZOT betragen bei beiden  $d_e^* = 3 \mu m$  und sind wiederum deutlich kleiner als die gemessenen Grenzkörner. Die

Berechnung der Trennfunktion und des Gesamtabscheidegrades für den ZOT und HFZOT nach Lorenz [Lor94] ist nicht möglich. Die charakteristischen Längen der definierten Abscheidebereiche setzt das Vorhandensein eines Tauchrohres zwingend voraus.



**Abbildung 31: Experimentell ermittelte und berechnete Trennfunktionen der Zyclone der Untersuchungen mit dem Aufgabegut 2**

Die berechneten und gemessenen Trennfunktionen der Untersuchungen mit dem Aufgabegut 2 sind in Abbildung 31 dargestellt. Tendenziell sind die gleichen Aussagen für die berechneten Trennfunktionen möglich. Während die Trennfunktion für den ZMT und HFZMT nach Lorenz [Lor94] einen gewöhnlichen Verlauf zeigt, erreichen die errechneten Trennfunktionen nach dem VDI-WA [VDI06] minimal den errechneten Fraktionsabscheidegrad der theoretischen Grenzbelastung. Der Anstieg der Trennfunktion nach dem VDI-WA [VDI06] errechneten Grenzkörner für den ZMT und HFZMT sowie dem ZOT und HFZOT für die Grenzbelastung mit je  $d_e^* = 3,2 \mu\text{m}$  sind

ebenfalls deutlich kleiner als die gemessenen Werte. Die Berechnung einer Trennfunktion für den ZOT und HFZOT mit dem Aufgabegut 2 und dem Modell nach Lorenz ist wiederum aus dem bereits genannten Grund nicht möglich. Die errechneten und gemessenen Gesamtabscheidegrade für den ZOT und HFZOT sind in Abbildung 32 zusammengefasst. Zudem ist die jeweilige Abweichung zum Messwert dargestellt. Nochmals hervorgehoben ist, dass die Berechnung für die Bauformen ohne Tauchrohr mittels des Modells nach Lorenz [Lor94] ohne Änderungen der Gleichungen nicht möglich ist. Ersichtlich ist, dass die errechneten Werte für den ZOT und HFZOT mit 98,7 % und 89,3 % wesentlich größer sind als die gemessenen Werte. Während beim Aufgabegut 1 die Abweichung zum Messwert des ZOT 15 % beträgt, ist die Abweichung zum Messwert des HFZOT mit 38 % nochmals deutlich größer. Bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 sind die Abweichungen mit 60 % und 213 % noch größer.

Verfahren / Berechnungsmodell		Gesamtabscheidegrad des ZOT [%]	Gesamtabscheidegrad des HFZOT [%]	Abweichung vom Messwert des ZOT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZOT [%]
Aufgabegut 1	Messung	86,0	71,4		
	VDI-WA [VDI06]	98,7	98,7	14,8	38,2
	Lorenz [Lor94]	keine Berechnung möglich	keine Berechnung möglich	-	-
Aufgabegut 2	Messung	55,9	28,5		
	VDI-WA [VDI06]	89,3	89,1	59,7	212,6
	Lorenz [Lor94]	keine Berechnung möglich	keine Berechnung möglich	-	-

**Abbildung 32: Experimentell ermittelte und berechnete Gesamtabscheidegrade des ZOT und HFZOT**

Die in Abbildung 33 zusammengefassten errechneten und gemessenen Gesamtabscheidegrade für den ZMT und HFZMT zeigen ebenso deutliche Unterschiede. Hierbei sind die Unterschiede der errechneten Werte mit dem Modell nach Lorenz [Lor94] geringfügig kleiner als die errechneten Werte nach dem VDI-WA [VDI06]. Der bereits während der Entwicklung des HFZMT anhand des Modells nach dem VDI-WA [VDI06] vorhergesagte Trenngrad von 98,2 % für das Aufgabegut 1 weicht um 43 % vom Messwert ab. Der errechnete Wert nach Lorenz [Lor94] weicht mit 38 % ebenso deutlich vom gemessenen Wert ab. Noch größer sind die Unterschiede beim Vergleich der Messwerte des ZMT und HFZMT mit dem Aufgabegut 2. Wäh-

rend die Messwerte beim ZMT deutlich über 100 % abweichen, betragen die Abweichungen beim HFZMT sogar über 200 % .

Verfahren / Berechnungsmodell		Gesamtabscheidegrad des ZMT [%]	Gesamtabscheidegrad des HFZMT [%]	Abweichung vom Messwert des ZMT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZMT [%]
Aufgabegut 1	Messung	74,2	68,8		
	VDI-WA [VDI06]	98,3	98,2	32,5	42,7
	Lorenz [Lor94]	94,9	94,9	27,9	37,9
Aufgabegut 2	Messung	29,7	24,0		
	VDI-WA [VDI06]	85,8	85,6	188,9	256,7
	Lorenz [Lor94]	81,9	81,5	175,8	239,6

**Abbildung 33: Experimentell ermittelte und berechnete Gesamtabscheidegrade des ZMT und HFZMT**

Letztendlich ist anhand der durchgeführten Gegenüberstellung festzustellen, dass die Anwendung der beiden phänomenologischen Berechnungsmodelle sowohl für die Vorhersage des Abscheideverhaltens der von der Standardgeometrie stark abweichenden untersuchten Zyklone als auch den hybriden Bauformen ohne weiteres nicht möglich ist. Zwar kann der Unterschied von 15% der experimentell ermittelten und berechneten Werte des ZOT mit dem Aufgabegut 1 mit Einschränkungen als tragfähig bezeichnet werden, doch steht diesem Ergebnis kein konstantes Verhalten gegenüber. Besteht das Aufgabegut, wie das Aufgabegut 2, aus kleineren Partikeln, kann der Unterschied zwischen dem Experiment und der Berechnung über 50% betragen. Eine zuverlässige Vorhersage ist dadurch nicht gegeben. Bei den hybriden Bauformen sind die Abweichungen beim Aufgabegut 1 mit ungefähr 40% und beim Aufgabegut 2 mit über 200% für Vorhersagen nicht anwendungsfähig und dadurch als unbefriedigend zu bewerten. Die erheblichen Abweichungen der gewählten Zyklongeometrie von der Standardgeometrie, auf deren Basis die genutzten phänomenologischen Berechnungsmodelle entwickelt wurden, haben, wie nachgewiesen, einen deutlichen Einfluss auf die Qualität der Berechnungsergebnisse.

## 6.2 Aufbau des CFD-Berechnungsmodells

### 6.2.1 ZOT und ZMT

Die in 6.1.1 und 6.1.2 durchgeführten Untersuchungen führen zu dem Ergebnis, dass die dem Stand der Technik entsprechenden phänomenologischen Berechnungsmodelle für die Anwendung bei hybriden Filterzyklonen nicht geeignet sind. Auch deren Anwendung für die geometrisch vom Standard deutlich abweichende Zykclone ist nur begrenzt möglich. In Verbindung mit der unter 3.2.2.3 gewonnenen Erkenntnis, dass CFD ein effektives Werkzeug für die Entwicklung und Erforschung neuartiger Geometrien und Ansätze sein kann, wird aus diesem Grund für die untersuchten Zykclone (ZOT, ZMT) und hybriden Filterzyklone (HFZOT, HFZMT) je Bauform ein numerisches Berechnungsmodell entwickelt. Anwendung dazu findet das CFD-Programm STAR-CCM+® der Firma cd-adapco®.

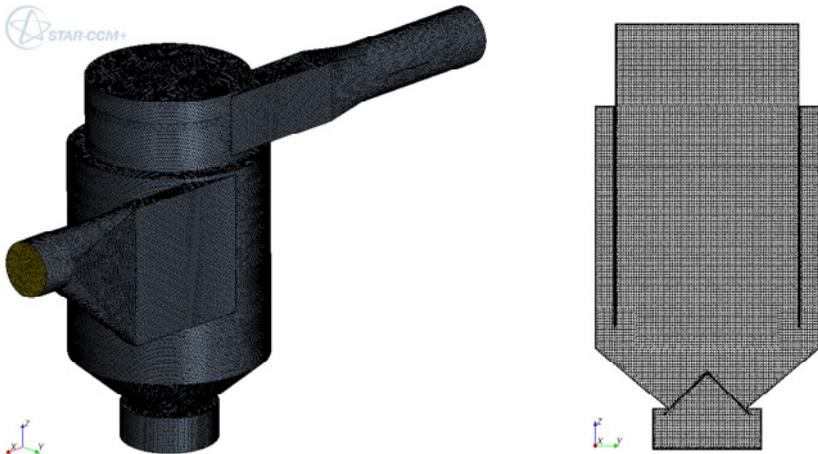
Beginnend, auf Grund der geringeren Komplexität, mit dem ZOT und ZMT werden in STAR-CCM+® die geometrischen dreidimensionalen Daten der zu untersuchenden Bauform aus einem CAD-Programm im Maßstab 1:1 eingelesen. Die Innenkonturen der jeweiligen Geometrie stellen in den Modellen eine undurchlässige Schicht für das Fluid dar und begrenzen damit das durchströmte Volumen. Die Modellierung dieser Wand-Randbedingung erfolgt mittels der Haftbedingung. Abweichend dazu wird am Eingang der Strömung, häufig als Inlet bezeichnet, die Strömungsgeschwindigkeit definiert. Bestimmt wird diese aus dem jeweiligen Betriebsvolumenstrom sowie dem lokalen Strömungsquerschnitt. Am Ausgang, der Strömung, häufig als Outlet, bezeichnet, wird der relative Druck im System gleich dem Umgebungsdruck definiert. Auf Basis dieser geometrischen Daten und manuell zu definierender Vernetzungsparameter erfolgt die Generierung des Rechengitters. Hierbei wird das durchströmte Volumen in endlich viele Elemente unterteilt. Diese räumliche Diskretisierung beeinflusst maßgeblich die erreichbare Genauigkeit der Berechnung. Mit Blick auf die zur Verfügung stehenden Ressourcen des Rechners wird das Rechengitter hierbei möglichst grob gewählt. Auf Grund des durch die Haftbedingung zu erwartenden großen Geschwindigkeitsgradienten ist das Rechengitter in Wandnähe, auch Randschicht genannt, feiner zu diskretisieren. Die Größe der Finiten Volumen Elemente wird, abgesehen von Übergangsbereichen, für das gesamte Volumen konstant gewählt. Als deren geometrische Form finden Polyeder

Anwendung. Diese Vielecke ermöglichen im Vergleich zu Tetraedern eine geringere notwendige Anzahl an Elementen. Zudem bieten die in der Regel genutzten 14 Flächen eine Vielzahl an Kontakten zu angrenzenden Zellen, was die Modellierung häufiger Richtungswechsel des strömenden Fluides begünstigt. Die Vernetzungsparameter für den ZMT und ZOT sind in Abbildung 34 zusammengefasst. Abbildung 35 zeigt das Rechengitter für den ZMT von außen und im Schnitt durch die  $yz$ -Ebene.

Netzparameter	Einheit	ZOT	ZMT
Gesamtdicke der Randschicht	[mm]	5	5
Anzahl der Schichten	-	2	2
Globale Elementgröße	[mm]	12	12
Anzahl der Elemente	-	$2,48 \cdot 10^6$	$2,53 \cdot 10^6$

**Abbildung 34: Netzparameter des ZOT und ZMT**

Die Betriebsparameter sind in Abhängigkeit der zu berechnenden Größen zu definieren. Für die Berechnung des Differenzdrucks sind die Parameter aus Anlage 2 / Abbildung A2.6c zu wählen. Für die Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrades sind die Parameter aus Anlage 2 / Abbildung A2.6d einzusetzen. Die genannten Volumenströme sind in Geschwindigkeiten für den genutzten Rohrquerschnitt  $315\text{ mm}$  umzurechnen. Um am Zykloneintritt ein ausgeprägtes Strömungsprofil zu erhalten, wird eine Einlaufstrecke (nicht dargestellt) zwischen Inlet und Zykloneintritt angewendet. Die gewählten physikalischen Modelle sind in Anlage 3 / Abbildung A3.1 zusammengefasst. Hierbei ist zu erwähnen, dass für die stationären Berechnungen das Menter-SST- $k\omega$ -Turbulenzmodell Anwendung findet. Dieses verbindet die positiven Eigenschaften des  $k\text{-}\epsilon$ -Turbulenzmodells, welches insbesondere für wandferne Strömungen gute Ergebnisse liefern kann, mit den positiven Eigenschaften, insbesondere bei wandnahen Strömungen, des  $k\omega$ -Turbulenzmodells [Schw12]. Da die Strömung in Zyklonen als hochturbulent und nicht stationär zu erwarten ist, wird darüber hinaus für die instationäre Modellierung das LES-Turbulenzmodell angewendet. Bei dem LES-Turbulenzmodell erfolgt die Berechnung großer Wirbel direkt. Kleinere Wirbel werden mit dem Smagorinsky-Modell modelliert.



**Abbildung 35: Rechengitter des ZMT**

Die Verifizierung der entwickelten Berechnungsmodelle für den ZMT und ZOT erfolgt anhand verschiedener Kriterien. Wichtigstes Kriterium sind die von STAR-CCM+<sup>®</sup> ausgegebenen Residuen, welche im Verlauf des numerischen Lösungsprozesses bei den stationären Berechnungen einen Wert mindestens  $<10e-4$  erreichen und beibehalten müssen. Bei den instationären Berechnungen müssen für jeden Zeitschritt die Residuen einen Wert  $<10e-4$  erreichen. Zudem wird die Massekonstanz am In- und Outlet geprüft. Ferner wird für jede Berechnung der  $y^+$ -Wert geprüft, welcher bei dem genutzten Randschichtmodell „All  $y^+$  Wall Treatment“ im Bereich  $1 \leq y^+ \leq 100$  liegen sollte [Star12]. Darüber hinaus erfolgt bei den statischen Berechnungen die Prüfung der statischen Drücke an charakteristischen geometrischen Positionen, welche im Verlauf des Lösungsprozesses einen konstanten Wert erreichen müssen. Idealerweise entsprechen diese Positionen den während der Messungen genutzten Messpositionen.

### **6.2.2 HFZOT und HFZMT – einteiliges Modell**

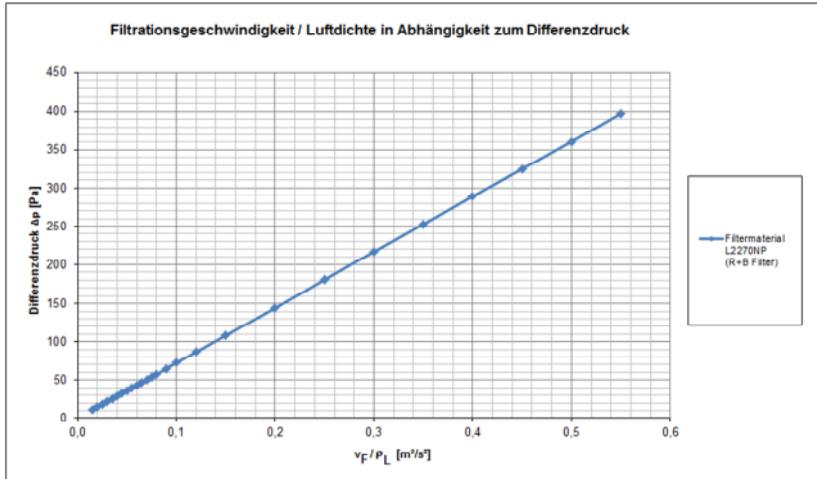
Aufbauend auf den oben gewonnenen Erfahrungen erfolgt die Entwicklung der numerischen Berechnungsmodelle für den HFZOT und HFZMT. Für deren Modellierung sind zusätzlich die integrierten Filterpatronen zu berücksichtigen.

sichtigen. In STAR-CCM+® ist dies mittels der Schnittstellendefinition „Porous Media“ möglich. Die rohgasseitige geometrische Filteroberfläche wird dazu als Schnittstelle zwischen dem durchströmten rohgasseitigen Raum und dem reingasseitigen Raum definiert. Der Grad der Detaillierung wird auf Grund eines sonst zu feinen Rechengitters für die Modellbildung reduziert. Dies betrifft insbesondere die sternförmige Geometrie der Filterpatronen. Neben der Reduzierung der Faltenanzahl von  $n_F = 138$  auf die festgelegte Anzahl  $n_F = 24$  (Variante 1.1) wird weiterhin die Möglichkeit untersucht, die sternförmigen Filterpatronen vereinfacht als runde Körper zu modellieren. Verbleibender zu variierender geometrischer Parameter ist in diesem Fall der Filterdurchmesser  $d_F$ . Während in einem Berechnungsmodell der Originaldurchmesser  $d_F = 327\text{mm}$  Anwendung findet (Variante 1.2), erfolgt in einem weiteren Modell die Anwendung des mittleren Filterdurchmessers  $d_F = 280\text{mm}$  (Variante 1.3). Dieser errechnet sich aus dem äußeren Filterdurchmesser  $d_F = 327\text{mm}$  und dem inneren Filterdurchmesser  $d_F = 233\text{mm}$  der für die Messungen verwendeten Filterpatronen. Zuzüglich der Geometrie erfolgt die weitere Charakterisierung des Filtermediums anhand der Koeffizienten  $\alpha$  und  $\beta$  sowie dem Porenflächenanteil  $\varepsilon$ . Der Koeffizient  $\alpha$  definiert den Trägheitswiderstand des Filtermediums, beschreibt dessen nichtlineares Verhalten und kommt insbesondere bei hohen Geschwindigkeiten zum Tragen. Der Koeffizient  $\beta$  definiert den viskosen Widerstand des Filtermediums und definiert dessen lineares Verhalten. Unter Anwendung der Gleichung 5.1 wird aus diesen Koeffizienten sowie den lokalen Strömungsverhältnissen in STAR-CCM+® der resultierende Differenzdruck für das Filtermedium errechnet [Star12]. Die Umstellung der Gleichung 5.1 führt zu Gleichung 5.2.

$$-\Delta p_R = \rho_L (\alpha |v_n| + \beta) v_n = \rho_L \cdot \alpha \cdot v_n^2 + \rho_L \cdot \beta \cdot v_n \quad (5.1)$$

$$-\Delta p_R / \rho_L = \alpha \cdot v_n^2 + \beta \cdot v_n \quad (5.2)$$

Für die Bestimmung der Koeffizienten  $\alpha$  und  $\beta$  wird eine Luftdurchlässigkeitsmessung mit Filtrationsgeschwindigkeiten im Bereich  $0,015 \leq v_f \leq 0,55 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  mit dem in Anlage 3 / Abbildung A3.2 dargestellten Prüfstand nach [DIN10] durchgeführt.



**Abbildung 36: Differenzdruckverhalten des unbelasteten Filtermaterials**

Abbildung 36 zeigt den diesbezüglich gemessenen Differenzdruck bezogen auf die Luftdichte  $\rho_L = 1,2 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$  in Abhängigkeit von der Filtrationsgeschwindigkeit. Die mathematische Formulierung des dargestellten Graphen ermöglicht das Polynom 2. Grades in Gleichung 5.3. Entsprechend dieser Gleichung 5.3 ist  $\alpha = 0,488$  und  $\beta = 722,06 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  definiert.

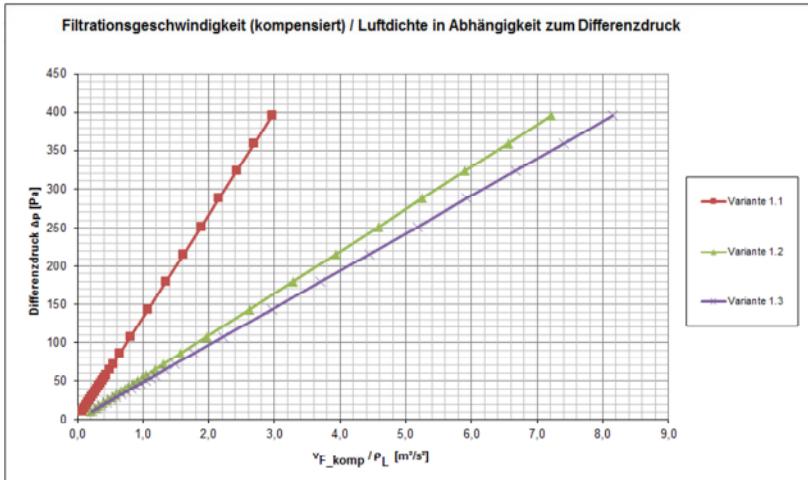
$$\Delta p / \rho_L (x = v_n = v_F) = 0,488x^2 + 722,06x \quad (5.3)$$

Die bereits erwähnte notwendige Detailreduzierung hat eine Reduzierung der Filteroberfläche im Modell zur Folge. Dadurch resultieren in den Berechnungsmodellen größere Filtrationsgeschwindigkeiten und auch dementsprechend größere Differenzdrücke. Zu dessen Kompensation sind die ermittelten Werte  $\alpha = 0,488$  und  $\beta = 766 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  anzupassen. Hierzu ist das Flächenverhältnis  $V_{komp}$  aus der jeweiligen Modellfilterfläche  $A_{Mod}$  und Originalfilterfläche  $A_F = 16 \text{ m}^2$  gemäß Gleichung 5.4 zu bilden und anhand Gleichung 5.5 die kompensierte Filtrationsgeschwindigkeit  $v_{F\_komp}$  zu berechnen.

$$V_{komp} = A_{Mod} / A_F \quad (5.4)$$

$$v_{F\_komp} = v_F / V_{komp} \quad (5.5)$$

Die erneute Gegenüberstellung der kompensierten Filtrationsgeschwindigkeit zu den gemessenen Differenzdrücken führt zu den Graphen in Abbildung 37 sowie den in Abbildung 38 zusammengefassten kompensierten Koeffizienten  $\alpha_{Komp}$  und  $\beta_{Komp}$ .



**Abbildung 37: Korrigiertes Differenzdruckverhalten des modellierten Filtermaterials**

Unter der Voraussetzung laminarer Strömung im Filtermedium und dessen dadurch zu erwartendes lineares Differenzdruckverhalten kann vereinfacht  $\alpha = 0$  gesetzt werden. Mit Umstellung der Gleichung 5.2 zu Gleichung 5.6, der Dichte  $\rho_L$  und einen Messpunkt ist der Koeffizient  $\beta$  ebenso erchenbar. Der kompensierte Wert  $\beta_{Komp}$  ist letztendlich aus Gleichung 5.7 erchenbar, welche aus der Multiplikation der Gleichungen 5.4 und 5.6 folgt.

$$\beta = \frac{\Delta p}{\rho_L \cdot v_n} \quad (5.6)$$

$$\beta_{Komp} = \frac{\Delta p}{\rho_L \cdot v_n} \cdot v_{komp} \quad (5.7)$$

Der Wert für den Porenflächenanteil  $\varepsilon = 0,77$  wird unter zu Hilfenahme der Gleichung 3.4 für die Stärke des Filtermediums  $\Delta L = 0,6 \text{ mm}$  und dem unter Normbedingungen ermittelten Differenzdruck  $\Delta p = 70 \text{ Pa}$  iterativ errechnet, da der Hersteller diesbezüglich nicht aussagefähig ist. Anders als bei den Parametern  $\alpha$  und  $\beta$  ist eine Anpassung aufgrund der reduzierten modellierten Filterfläche nicht notwendig, da das Flächenverhältnis konstant bleibt.

Parameter	Einheiten	Filtermodellierung		
		Variante 1.1	Variante 1.2	Variante 1.3
Form	[-]	Sternförmig	Zylindrisch	Zylindrisch
$n_F$	[-]	24	0	0
$d_F$	[mm]	327	327	280
$A_{Mod}$	[m <sup>2</sup> ]	2,97	1,22	1,05
$\alpha_{komp}$		0,017 ( $\approx 0$ )	0,003 ( $\approx 0$ )	0,002 ( $\approx 0$ )
$\beta_{komp}$	[m/s]	134	55	49
$\varepsilon$	[-]	0,77	0,77	0,77
Anzahl der Elemente HFZOT / HFZMT	[-]	$3,15 \cdot 10^6$	$2,71 \cdot 10^6$	$2,67 \cdot 10^6$
		$3,19 \cdot 10^6$	$2,79 \cdot 10^6$	$2,72 \cdot 10^6$

**Abbildung 38: Untersuchte Varianten für die Filtermodellierung**

Abbildung 38 fasst die zu untersuchenden Parameter für das Filtermedium der verschiedenen Berechnungsmodelle sowie die Elementanzahl der erstellten Rechengitter zusammen. Weiterhin ist zu bemerken, dass reingasseitig im modellierten Filter der Verdrängerkörper, die Luftaustrittsöffnungen  $d_{F\_Aus} = 210 \text{ mm}$  sowie die Abreinigungseinrichtung berücksichtigt werden. Das Rechengitter wird an der Schnittstelle zum Filter ebenso mit einer Randschicht ausgebildet, um eine möglichst „saubere“ Übergabe der lokalen errechneten Werte gewährleisten zu können. Abbildung 39 zeigt das erzeugte Rechengitter für den HFZMT im Schnitt durch die  $xy$ -Ebene und  $yz$ -Ebene. Die anzuwendenden Betriebsparameter sind wiederum in Abhängigkeit der zu berechnenden Größen zu definieren und der Anlage 2 / Abbildung A2.6c bzw. Anlage 2 / Abbildung A2.6d zu entnehmen. Die Verifizierung der entwickelten Berechnungsmodelle erfolgt in Anlehnung des bereits beschriebenen Vorgehens unter 6.2.1.

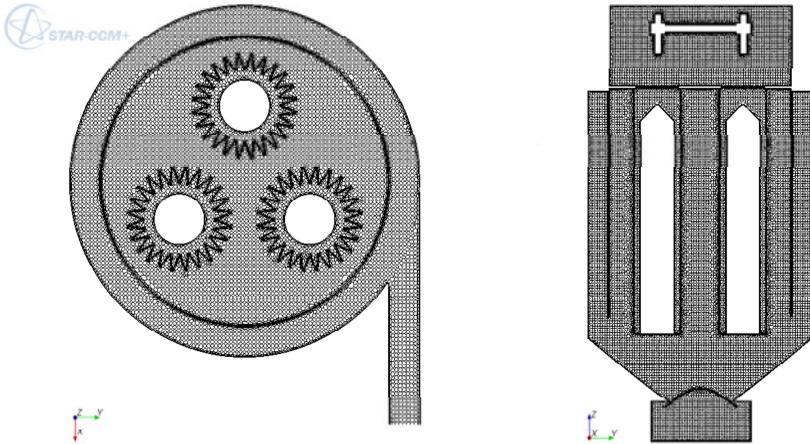


Abbildung 39: Rechengitter des HFZMT Variante 1.1

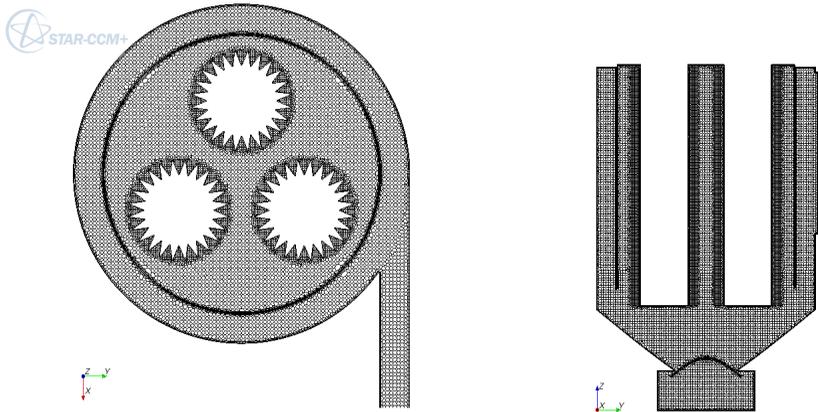
### 6.2.3 HFZOT und HFZMT – zweiteiliges Modell

Als weitere Möglichkeit der Modellierung des HFZOT und HFZMT wird der zweiteilige Modellaufbau untersucht. In der Modellstufe 1 (MS1) erfolgt die Betrachtung des durchströmten rohgasseitigen Raumes bis zur Filteroberfläche, welche hier als „Outlet“ definiert sind. Bei der Modellstufe 2 (MS2) wird ausgehend von der Filteroberfläche, hier als „Inlet“ definiert, der reingasseitige Raum modelliert.

Parameter	Einheiten	Filtermodellierung		
		Variante 2.1	Variante 2.2	Variante 2.3
Form	-	Sternförmig	Zylindrisch	Zylindrisch
$n_F$	-	24	0	0
$d_F$	[mm]	327	327	280
Anzahl der Elemente HFZOT / HFZMT	-	$1,88E \cdot 10^6$	$9,70E \cdot 10^5$	$8,50 \cdot 10^5$
		$1,88E \cdot 10^6$	$9,70E \cdot 10^5$	$8,50 \cdot 10^5$

Abbildung 40: Untersuchte Varianten für die Filtermodellierung (Modellstufe 1)

Während für MS1 die gleichen Betriebsparameter anzusetzen sind wie bei dem einteiligen Aufbau, sind bei MS2 am Inlet der resultierende Luftmassstrom je Filterpatrone aus MS1 zu verwenden. Vorteilig bei diesem Vorgehen ist die geringere Anzahl notwendiger Volumenelemente für die Diskretisierung des durchströmten Volumens und die damit verbundene reduzierte Berechnungszeit.

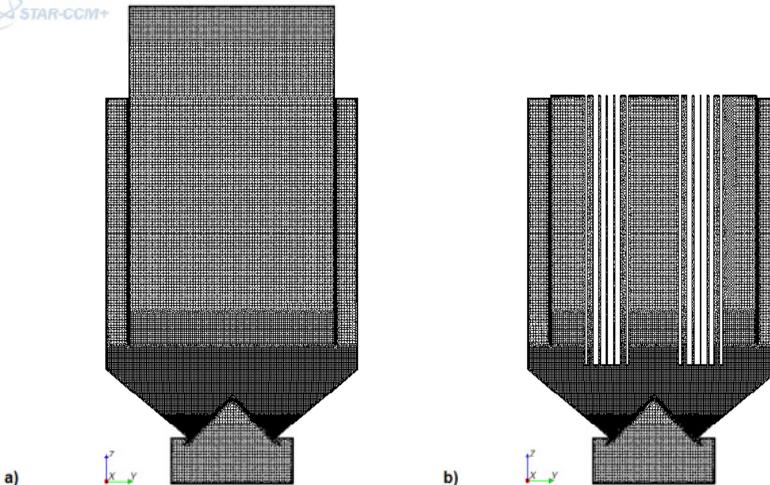


**Abbildung 41: Rechengitter des HFZMT Variante 1.2 (Modellstufe 1)**

Nachteilig ist der reduzierte Grad der Detaillierung. Zum einen finden die reingasseitig stromabwärts befindlichen Einflussfaktoren in der MS1 keine Berücksichtigung. Zum anderen wird bei der Übergabe der Luftmassenströme in MS2 je Inlet ein resultierender Gesamtwert genutzt. Lokale Abweichungen finden keine Berücksichtigung. In Anlehnung der Untersuchungen aus 6.2.2 erfolgt hier ebenso die variierende Betrachtung der Filtermodellierung. Abbildung 40 fasst die variierten Parameter und die resultierende Elementanzahl des Rechengitters zusammen. Angaben zum Filtermedium sind nicht notwendig. Abbildung 41 zeigt das erzeugte Rechengitter für den HFZMT-Modellstufe I im Schnitt durch die  $xy$ -Ebene und  $yz$ -Ebene. Die Verifizierung der entwickelten Berechnungsmodelle erfolgt in Anlehnung des bereits beschriebenen Vorgehens unter 6.2.1.

### 6.2.4 Modellierung der Partikel im Strömungsfeld

Die Berechnung des Fraktions- und des Gesamtabscheidegrades erfordert die Modellierung der Partikel im Strömungsfeld. Als Strömungsfeld können generell alle entwickelten und gelösten Berechnungsmodelle aus 6.2.1 bis 6.2.3 dienen. Anwendung finden allerdings nur bevorzugte instationäre Modelle. Neben den instationären CFD-Modellen des ZOT und ZMT aus 6.2.1 sind die CFD-Modelle des HFZOT und HFZMT der Variante 2.1 MS1 aus 6.2.3 zu nennen. Die Verwendung der Modellstufe 1 der zweiteiligen Modelle für den HFZOT und HFZMT ist mit der deutlich geringeren Elementanzahl im Vergleich zu den einteiligen Modellen zu begründen. Eine weitere deutliche Reduzierung der Elementanzahl ist mit Hilfe der zylinderförmigen Filtermodellierung möglich. Für das Erreichen einer maximal möglichen Genauigkeit der Berechnungsergebnisse wird an dieser Stelle auf diese Vereinfachung allerdings verzichtet und die sternförmige Filtermodellierung mit  $n_F = 24$  angewendet.



**Abbildung 42: Rechengitter des ZMT (a) und HFZMT (b) für die Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrades**

Die bessere Übereinstimmung der Strömungsverhältnisse im Bereich der Filter lässt ebenso bessere Übereinstimmungen im konischen Bereich der beiden Bauformen erwarten. Um auch kleinere lokale Wirbel auflösen zu können, wird das Rechengitter der zur Anwendung kommenden Modelle im konischen Bereich örtliche feiner diskretisiert. Abbildung 42 zeigt die örtlich feiner diskretisierten Rechengitter des ZMT sowie des HFZMT. Während im Bereich des Apex die Elementgröße  $3\text{ mm}$  beträgt, sind die übrigen Elemente im Bereich des Konus  $6\text{ mm}$  groß. Die übrigen Elemente haben wiederum die globale Elementgröße  $12\text{ mm}$ . Abbildung 43 fasst die grundlegenden Parameter der angewendeten Rechengitter für die Modellierung der Partikel im Strömungsfeld zusammen. Die stationären Modelle finden keine Berücksichtigung. Ferner findet für die CFD-Berechnungen ausschließlich das Aufgabegut 2 Verwendung. Dessen Charakterisierung erfolgt mittels der gemessenen mittleren Dichte  $\rho_s = 4850\text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$  und der Definition von insgesamt 13 Fraktionen mit den Partikeldurchmessern  $d_p = 1; 2; 5; 10; 15; 20; 25; 30; 40; 50; 65; 80; 100\ \mu\text{m}$ . Jeder dieser Fraktionen wird entsprechend der gemessenen Fraktionsverteilungskurve, der gemessenen mittleren Dichte und der Beladung  $\mu_p = 0,001\text{ kg} \cdot \text{kg}^{-1}$  ein konstanter Massestrom  $\dot{m}_p$  zugeordnet (Anlage 3 / Abbildung A3. 3). Die „Aufgabe“ der Partikel erfolgt in den Berechnungsmodellen am Inlet mittels 25 netzförmig angeordneter punktförmiger Injektoren. Über eine Zeitdauer von  $0,5\text{ s}$  und einer Zeitschrittweite von  $0,001\text{ s}$  werden je Zeitschritt und Fraktion ein Partikelpaket, in STAR-CCM+® Parcel genannt, der laufenden Berechnung hinzugefügt. Diese Partikelpakete charakterisieren mehrere Partikel mit den gleichen Eigenschaften an einem lokalen Punkt im System.

Netzparameter	Einheit	ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
Filterform	-	-	-	sternförmig	sternförmig
d.F	[mm]	-	-	327	327
n.F	-	-	-	24	24
Anzahl der Elemente	-	$6,04 \cdot 10^6$	$6,02 \cdot 10^6$	$5,19 \cdot 10^6$	$5,21 \cdot 10^6$

**Abbildung 43: Netzparameter für die Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrad**

Die Modellierung der Partikelbewegung erfolgt in STAR-CCM+® mittels dem Lagrangeschen Ansatz. Bei diesem wird anhand des Kräftegleichgewichtes an einem Partikel dessen Beschleunigung, Geschwindigkeit und Position berechnet. Für die Berechnung der Partikelbahn werden verschiedene wich-

tige Kräfte berücksichtigt. Neben der Schwerkraft und der Auftriebskraft ist die Widerstandskraft, die Scherauftriebskraft und die Beschleunigungskraft der virtuellen Masse zu nennen. Umgekehrt wird ebenso der Einfluss der Partikel auf die Strömung mittels Zwei-Wege-Kopplung berücksichtigt. Zwar ist die während der Messungen genutzte Beladung  $\mu_c = 0,001 \text{ kg} / \text{kg}$  gering, doch ist ein Einfluss der Partikelbewegungen auf die Strömung durch zu erwartende lokale Maxima nicht auszuschließen. Das Verhalten der Partikel im Strömungsfeld ist über einen Zeitraum von  $5 \text{ s}$  zu beobachten. Bei Kontakt der Partikel mit der Wand des Bunkers gelten diese als abgeschieden. Bei Kontakt der Partikel mit der inneren Wand des Tauchrohres und stromabwärts folgende Wände bzw. der rohgasseitigen Filteroberfläche sind diese als nicht mit dem Zyklon abgeschieden definiert. In beiden Fällen werden diese Parcels jeweils summiert und in den nachfolgenden Berechnungsschritten nicht weiter berücksichtigt. Nach Ablauf des definierten Beobachtungszeitraums werden die im diskretisierten Bereich verbliebenen Partikel von der aufgegebenen Parcelgesamtanzahl der jeweiligen Phase subtrahiert. Auf Grundlage dieser Differenz sowie der im Bunker abgeschiedenen Partikel wird abschließend der Fraktionsabscheidegrad berechnet. Die Summierung der einzelnen Fraktionsabscheidegrade ergibt den Gesamtabscheidegrad.

## 6.3 Validierung der entwickelten CFD-Berechnungsmodelle

### 6.3.1 Validierung des Differenzdruckes

Die Validierung der entwickelten CFD-Berechnungsmodelle erfolgt mit den zwei wichtigsten Parametern für Zyklone und Filter am Referenzpunkt  $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ . Beginnend mit dem in Abbildung 44 dargestellten Vergleich der errechneten Differenzdrücke mit den gemessenen Werten des ZOT und ZMT zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung sowohl für die stationären als auch die instationären Berechnungen. Die Abweichung vom Messwert zwischen 2% und 4% ist als sehr gut zu bezeichnen. Beim ZOT ist die Abweichung des errechneten Wertes mit 12% bei der instationären Rechnung am größten. Gegenüber den berechneten Werten anhand der

bekanntes weit verbreitetes Berechnungsmodell in 6.1.1 zeigt sich eine deutliche Verbesserung hinsichtlich der resultierenden Abweichungen.

Bauform / Berechnungsmodell	ZOT [Pa]	ZMT [Pa]	Abweichung vom Messwert des ZOT [%]	Abweichung vom Messwert des ZMT [%]
Messung	255	387		
CFD - Menter-SST- $k\omega$	246	380	-3,5	-1,8
CFD - LES + Smagorinsky	225	383	-11,8	-1,0

**Abbildung 44: Gemessene und mit CFD errechnete Differenzdrücke des ZOT und ZMT**

Abbildung 45 stellt die mit den entwickelten einteiligen CFD-Modellen errechneten Werte den gemessenen Werten am HFZOT und HFZMT gegenüber. Die resultierenden Abweichungen zwischen 20% und 30% sind deutlich größer als die zuvor ermittelten Abweichungen beim ZOT und ZMT. Die Unterschiede zwischen den verschiedenen modellierten Filtervarianten sind mit maximal 44 Pa geringfügig, wobei eine Abhängigkeit zwischen Filterfläche und Differenzdruck erkennbar ist. Mit zunehmender Filterfläche sinkt der Differenzdruck. Die Ergebnisdifferenzen zwischen den stationären und instationären Modellen sind mit durchschnittlich 20 Pa ebenso verhältnismäßig gering.

Bauform / Berechnungsmodell		HFZOT - Einteilig [Pa]	HFZMT - Einteilig [Pa]	Abweichung vom Messwert des HFZOT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZMT [%]
Messung		531	621		
CFD - Menter- SST- $k\omega$	Variante 1.1	669	769	26,0	23,8
	Variante 1.2	694	756	30,7	21,7
	Variante 1.3	710	769	33,7	23,8
CFD - LES + Smagorinsky	Variante 1.1	645	748	21,5	20,5
	Variante 1.2	671	764	26,4	23,0
	Variante 1.3	689	782	29,8	25,9

**Abbildung 45: Gemessene und mit CFD errechnete Differenzdrücke des HFZOT und HFZMT**

Das praxisnächste Ergebnis mit einer Abweichung vom Messwert von 22% beim HFZOT und 21% beim HFZMT liefert die instationäre Berechnung der

Filtermodellierungsvariante 1.1 ( $n_F = 24$ ). Im Vergleich zu den in 6.1.1 errechneten Werten zeigt sich wiederum eine deutliche Verbesserung hinsichtlich der resultierenden Abweichungen. Entsprechend dieser gegenübergestellten Werte ist die vereinfachte Modellierung der Filterpatronen als einfachen zylindrischen Körper möglich, sofern die kompensierten Koeffizienten  $\alpha_{Komp}$  und  $\beta_{Komp}$  Anwendung finden. Die Berechnung und Modellierung eines mittleren Filterdurchmessers ist hierfür nicht notwendig. Ist das Strömungsverhalten in unmittelbarer Nähe der Filterpatronen zu untersuchen, müssen die Falten Berücksichtigung finden. Ferner ist davon auszugehen, dass bei der originalgetreuen Modellierung der Filterpatronen mit einer weiteren Annäherung der errechneten Differenzdrücke an die Messwerte zu rechnen ist.

Bauform / Berechnungsmodell		HFZOT - Zweiteilig [Pa]	HFZMT - Zweiteilig [Pa]	Abweichung vom Messwert des HFZOT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZMT [%]
Messung		531	621	<del>          </del>	<del>          </del>
CFD - Menter SST-ko	Variante 2.1	625	722	17,7	16,3
	Variante 2.2	663	698	24,9	12,4
	Variante 2.3	629	678	18,5	9,2
CFD - LES + Smagorinsky	Variante 2.1	580	764	9,2	23,0
	Variante 2.2	615	731	15,8	17,7
	Variante 2.3	581	719	9,4	15,8

**Abbildung 46: Gemessene und mit CFD errechnete Differenzdrücke des HFZOT und HFZMT**

In Abbildung 46 sind die berechneten Differenzdrücke mittels der zweiteiligen CFD-Modelle den gemessenen Werten gegenübergestellt. Die resultierenden Abweichungen sind im Vergleich zu denen der einteiligen CFD-Modellen um bis zu 10% geringer. Die maximale Abweichung zwischen den verschiedenen modellierten Filtervarianten ist mit maximal 45 Pa wiederum als geringfügig zu bezeichnen. Eine Abhängigkeit zwischen Filterfläche und Differenzdruck ist hier nicht erkennbar. Die Ergebnisdifferenzen zwischen den stationären und instationären Modellen sind mit durchschnittlich 40 Pa geringfügig größer im Vergleich zu den einteiligen Modellen. Das praxisnächste Ergebnis mit einer Abweichung vom Messwert von 9% liefert beim HFZOT die instationäre Berechnung der Filtermodellierungsvariante 2.1

( $n_F = 24$ ). Beim HFZMT liefert das praxisnächste Ergebnis die stationäre Berechnung der Filtermodellierungsvariante 2.3 ( $n_F = 0$ ;  $d_F = 280\text{mm}$ ) mit einer Abweichung von ebenfalls 9%.

Insgesamt wird bei der durchgeführten Validierung des Differenzdrucks deutlich, dass die Qualität der Ergebnisse des Menter-SST- $\kappa\omega$ -Modell mit der des LES-Modell vergleichbar ist. Für die Berechnung des Differenzdruckes des ZOT und ZMT ist die Anwendung des stationären Berechnungsmodells in Verbindung mit dem Menter-SST- $\kappa\omega$ -Modells mit sehr guter Genauigkeit möglich. Für den ZMT wird die Genauigkeit gegenüber dem Modell nach [VDI06] um 17% und für den ZOT um 21% gesteigert. Für die Berechnung des Differenzdruckes beim HFZOT und HFZMT ist die Anwendung des stationären Berechnungsmodells in Verbindung mit dem Menter-SST- $\kappa\omega$ -Modells und der Variante 1.2 für die Filtermodellierung ( $n_F = 0$ ;  $d_F = 327\text{mm}$ ) mit hinreichender Genauigkeit ausreichend. Die benötigte Berechnungszeit beträgt bei dem genutzten Rechner (1 CPU, 4 Kerne á 3,4Ghz; 24GB RAM)  $t_{CPU} = 13,7\text{h}$ . Sind detaillierte Untersuchungen der Strömungen bzw. genauere Ergebnisse für den Differenzdruck erforderlich, ist das instationäre Berechnungsmodell in Verbindung mit dem LES-Modell und der Variante 1.1 ( $n_F = 24$ ;  $d_F = 327\text{mm}$ ) für die Filtermodellierung anzuwenden. Die benötigte Berechnungszeit beträgt bei dem genutzten Rechner für die Berechnung einer physikalischen Sekunde  $t_{CPU} = 35\text{h}$ . Für den HFZOT wird die Genauigkeit gegenüber dem Modell nach [VDI06] um 20% und für den HFZMT um 30% gesteigert. Um weitere Vorteile des LES-Modells gegenüber dem Menter-SST- $\kappa\omega$ -Modells nutzen zu können, ist ein feineres Rechengitter notwendig sowie die originalgetreue Modellierung der Filterpatronen. Entsprechend der genannten Berechnungszeiten ist dafür ein deutlich leistungsfähiger Rechner notwendig. Ferner kann auf Grundlage der gegenübergestellten Ergebnisse gezeigt werden, dass die Anwendung des zweiteiligen Modells für die hybriden Bauformen möglich ist. Insbesondere bei der Berechnung des Fraktionsabscheidegrades und Gesamtabseidegrades kann dadurch die notwendige Berechnungszeit reduziert werden.

### 6.3.2 Validierung des Gesamtabscheidegrades und der Trennfunktion

Die Validierung der Gesamtabscheidegrade und Trennfunktionen erfolgt entsprechend der Erkenntnisse für ausgewählte Modelle. Die Bestimmung des Gesamtabscheidegrades für das Aufgabegut 1 erfolgt vereinfacht durch die Anwendung der hier berechneten Trennfunktionen für das Aufgabegut 2.

Verfahren / Berechnungsmodell		Gesamtabscheide- grad des ZOT [%]	Gesamtabscheide- grad des HFZOT [%]	Abweichung vom Messwert des ZOT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZOT [%]
Aufgabegut 1	Messung	86,0	71,4	<del>                    </del>	<del>                    </del>
	CFD - LES + Smagorinsky	97,4	97,5	13,3	36,6
	VDI-WA [VDI06]	98,7	98,7	14,8	38,2
Aufgabegut 2	Messung	55,9	28,5	<del>                    </del>	<del>                    </del>
	CFD - LES + Smagorinsky	64,6	52,6	15,6	84,6
	VDI-WA [VDI06]	89,3	89,1	59,7	212,6

**Abbildung 47: Gemessene und mit CFD errechnete Gesamtabscheidegrade des ZOT und HFZOT**

Abbildung 47 stellt die mit den instationären CFD-Modellen berechneten Gesamtabscheidegrade den gemessenen als auch den nach [VDI06] errechneten Werten für den ZOT und HFZOT gegenüber. Hierbei wird deutlich, dass die resultierenden Abweichungen der vereinfacht ermittelten Werte für das Aufgabegut 1 um ungefähr 1,5% geringer sind als die Abweichungen nach [VDI06]. Da allerdings bei der vereinfachten Berechnung die höhere Dichte des Aufgabegutes 1 nicht berücksichtigt wird und dadurch höhere Gesamtabscheidegrade bei Durchführung von CFD-Berechnungen zu erwarten sind, sind die berechneten Ergebnisse für das Aufgabegut 1 als gleichwertig zu beurteilen. Eine deutliche Abgrenzung der Werte ist bei Aufgabegut 2 zu erkennen. Die CFD-Modelle haben für den ZOT als auch den HFZOT eine geringere Abweichung von den Messwerten als die errechneten Werte nach [VDI06]. Beim HFZOT kann die Abweichung von 213% auf 85% mehr als halbiert werden. Eine Reduzierung der Abweichung zum Messwert um Faktor drei von 60% auf 16% wird beim ZOT erreicht. Zudem kann mit dem CFD-Modell, anders als im Modell nach [VDI06], der negative Einfluss der im HFZOT integrierten Filterpatronen auf das Abscheideverhalten gegenüber dem ZOT nachgewiesen werden.

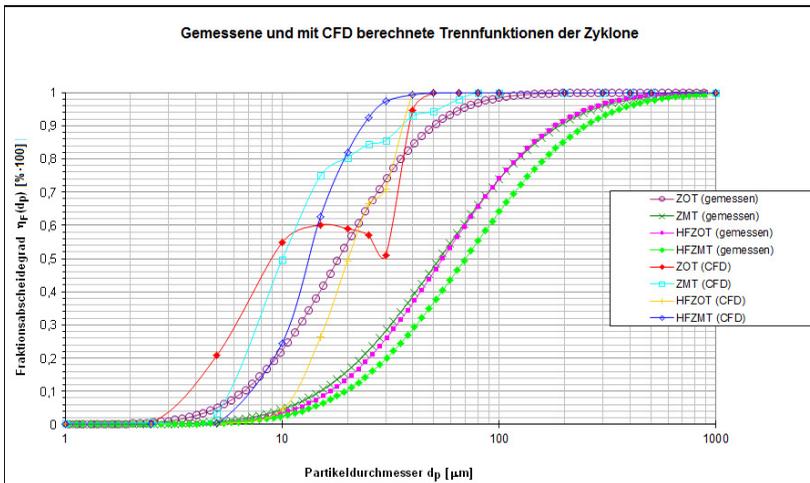
Abbildung 48 stellt die mit den instationären CFD-Modellen berechnete Gesamtabseidegrade die gemessenen den nach [VDI06] errechneten Werten für den ZMT und HFZMT gegenüber. Hierbei sind für die Werte des Aufgabegut 1 die gleichen Aussagen wie beim ZOT und HFZOT zu treffen. Die Qualität der Ergebnisse beider Berechnungsmodelle ist miteinander vergleichbar. Beim Aufgabegut 2 kann, wie bereits beim ZOT und HFZOT, die resultierende Abweichung gegenüber den Berechnungsergebnissen nach [VDI06] deutlich reduziert werden. Beim ZMT wird die Abweichung um 60% auf 129% und beim HFZMT um 87% auf 170% reduziert. Der negative Einfluss der im HFZMT integrierten Filterpatronen auf das Abscheideverhalten gegenüber dem ZMT ist mit dem CFD-Modell, anders als bei dem Modell nach [VDI06], ebenfalls möglich. Trotz der erreichten zum Teil deutlichen Reduzierung der Abweichungen der mit den CFD-Modellen errechneten Werte gegenüber den gemessenen ist die verbliebene Differenz sehr groß. Der Verlauf der in Abbildung 49 dargestellten mit den CFD-Modellen errechneten Trennfunktionen veranschaulicht dies nochmals. Der Anstieg der berechneten Trennfunktionen ist größer gegenüber den gemessenen Trennfunktionen. Zudem sind die errechneten Grenzkorndurchmesser wesentlich kleiner als die gemessenen Werte.

Verfahren / Berechnungsmodell		Gesamtabseidegrad des ZMT [%]	Gesamtabseidegrad des HFZMT [%]	Abweichung vom Messwert des ZMT [%]	Abweichung vom Messwert des HFZMT [%]
Aufgabegut 1	Messung	74,2	68,8	<del>                    </del>	<del>                    </del>
	CFD - LES + Smagorinsky	98,2	99,0	32,3	43,9
	VDI-WA [VDI06]	98,3	98,2	32,5	42,7
Aufgabegut 2	Messung	29,7	24,0	<del>                    </del>	<del>                    </del>
	CFD - LES + Smagorinsky	67,9	64,8	128,6	170,0
	VDI-WA [VDI06]	85,8	85,6	188,9	256,7

**Abbildung 48: Gemessene und mit CFD errechnete Gesamtabseidegrade des ZMT und HFZMT**

Insgesamt sind die vorhandenen Abweichungen der Ergebnisse des numerischen Modells von den Messwerten bei der Beladung mit dem Aufgabegut 2 von 85% beim HFZOT, 129% beim ZMT und 170% beim HFZMT als inakzeptabel zu bezeichnen. Die Abweichung von 16% beim ZOT ist im Vergleich zu den übrigen errechneten Werten als gut zu bewerten, wobei

der Verlauf der Trennfunktion deutlich vom gemessenen Verlauf abweicht. Demnach ist eine quantitative praxisnahe Aussage zum Abscheideverhalten mit den entwickelten Modellen, ebenso wie bei den bekannten etablierten Berechnungsmodellen, nicht möglich. Dennoch gewährleisten die entwickelten CFD-Modelle, anders als die bekannten etablierten Berechnungsmodelle, eine qualitative Aussage zum Abscheideverhalten. Dadurch ist die Anwendung der entwickelten CFD-Modelle für Optimierungsprozesse empfehlenswert. Einschränkend ist hierbei auf die für die Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrades je Bauform benötigten Berechnungszeit von  $t_{CPU} \approx 288h$  (12 Tage) zu verweisen, welche das Durchführen umfangreicher Parameterstudien kaum möglich erscheinen lässt.



**Abbildung 49: Mit CFD errechnete Trennfunktionen der Zyklone**

Für die Bestimmung des praxisnahen Abscheideverhaltens ist das Durchführen von Messungen modifizierter oder neuartiger Bauformen weiterhin unbedingt erforderlich. Als vermutete hauptsächliche Ursache für das enorme Abweichen der errechneten Gesamtabscheidegrade ist die Qualität des Rechengitters zu nennen. Die in den Modellen Anwendung findende scheinbar zu grobe räumliche Diskretisierung hat die Vernachlässigung kleinerer Wirbel zur Folge. Insbesondere im konischen Zyklonbereich und im Bereich der sekundären Kurzschlussströmung erfolgt keine praxisnahe Berechnung

der Partikelbewegungen. Zusätzlich findet dazu die wahre Partikelform keine Berücksichtigung. Auch Kollisionen zwischen einzelnen Partikeln bleiben unberücksichtigt. Abhilfe kann hierbei sowohl die lokale Verfeinerung des Rechengitters als auch die Anwendung des in STAR-CCM+<sup>®</sup> implementierten DEM-Modells (Diskrete Element Methode) schaffen. Beide Maßnahmen erfordern extreme Rechenkapazitäten, welche im Rahmen dieser Arbeit und im praxisnahen Einsatz zum heutigen Zeitpunkt nicht zu bewerkstelligen sind.

## 6.4 Aufbau des hybriden Berechnungsmodells

Ist das Abscheideverhalten einer Bauform bekannt, kann die messtechnisch ermittelte Trennfunktion in einem hybriden Berechnungsmodell, welches eine Kombination aus dem phänomenologischen Modell nach [VDI06] und den hier entwickelten numerischen CFD-Modellen darstellt, Anwendung finden. Die Berechnung des Gesamtabscheidegrades und auch des Fraktionsabscheidegrades ist dadurch für verschiedene Aufgabegut möglich, ohne weitere Messungen durchführen zu müssen. Für die in dieser Arbeit untersuchten Bauformen HFZOT und HFZMT finden dafür die gemessenen Trennfunktionen Verwendung.

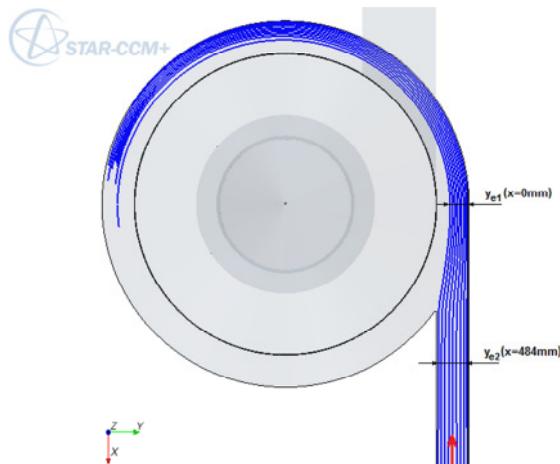


Abbildung 50: Bestimmung des Einschnürungsbeiwert  $\alpha_e$  in STAR-CCM+<sup>®</sup>

Aus Gleichung 5.8, welche sich aus dem Kräftegleichgewicht im Zyklon am Radius  $\bar{r}_e$  ergibt, ist zunächst der Grenzdurchmesser der jeweiligen Bauform zu berechnen. Der mittlere Radius der eingeschnürten Strömung  $\bar{r}_e$  ist aus Gleichung 5.9 zu berechnen [VDI06]. Der Einschnürungsbeiwert  $\alpha_e$ , die Radialgeschwindigkeit  $v_r$  und die Umfangsgeschwindigkeit  $u_{r_e}$  sind mit Hilfe der CFD-Modelle im Postprozessor zu bestimmen. Während das Auslesen der jeweiligen Geschwindigkeiten im Postprozessor durch Bildung des arithmetischen Mittels der entsprechenden Werte an definierter Position möglich ist, ist für die Bestimmung von  $\alpha_e$  die Auswertung des Verhaltens von Stromlinien im Einschnürungsbereich zu empfehlen.

Variablen	Einheiten	Bauform			
		ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
$\alpha_e$	-	0,73	0,59	0,82	0,63
$\bar{r}_e$	[mm]	521,5	528,5	517,0	526,5
$v_r$	[m/s]	2,8	2,8	2,8	3,0
$u_{r_e}$	[mS]	19,0	19,6	16,6	20,0
$d_{CFD}^*$	[ $\mu$ m]	24,2	23,4	27,6	24,0

**Abbildung 51: Ermittelte Variablen mittels CFD**

Wie in Abbildung 50 dargestellt, ist die Einschnürung der Stromlinien dazu an definierter Position zu messen und das Verhältnis  $\alpha_e = y_{e2}/y_{e1}$  zu berechnen. Dieses Vorgehen ist für verschiedene  $z$ -Koordinaten im Einlaufbereich zu wiederholen und der Mittelwert zu bilden. Die auf diese Weise ermittelten Werte sind für die untersuchten Bauformen in Abbildung 51 zusammengefasst. Die Überführung der jeweiligen Trennfunktion  $\eta_F(d_p)$  in die von dem Durchmesser Verhältnis  $d_p/d_{CFD}^*$  abhängigen Trennfunktionen  $\eta_F(d_p/d_{CFD}^*)$  und Anwendung der linearen Regression führt zu der Polynomgleichungen 5.10. Die Polynomkoeffizienten  $a_{Poly} \dots g_{Poly}$  für die untersuchten Bauformen HFZOT und HFZMT sind in Anlage 3 / Abbildung A3.4 aufgelistet. Für die Berechnung des Fraktionsabscheidegrades und Gesamtabscheidegrades eines vorliegenden Aufgabegutes ist für dieses wiederum nach Gleichung 5.8 der Grenzdurchmesser zu errechnen. Auf dessen Grundlage ist das Durchmesser Verhältnis  $d_p/d_{CFD}^*$  für die verschiedenen Fraktionsklassen neu zu bestimmen. Durch Einsetzen des jeweiligen Verhältnisses in Gleichung 5.10 wird der Trenngrad der Fraktionsklasse be-

rechnet. Der Fraktionsabscheidegrad ist aus Gleichung 5.11 zu berechnen. Der Gesamtabseidegrad berechnet sich aus Gleichung 5.12.

$$d_{CFD}^* = \sqrt{\frac{18 \cdot \eta_L \cdot v_r \cdot \bar{r}_e}{u_{re}^2 \cdot (\rho_p - \rho_L)}} \quad (5.8)$$

$$\bar{r}_e = r_a - \frac{1}{2} \cdot \alpha_e \cdot b_e \quad (5.9)$$

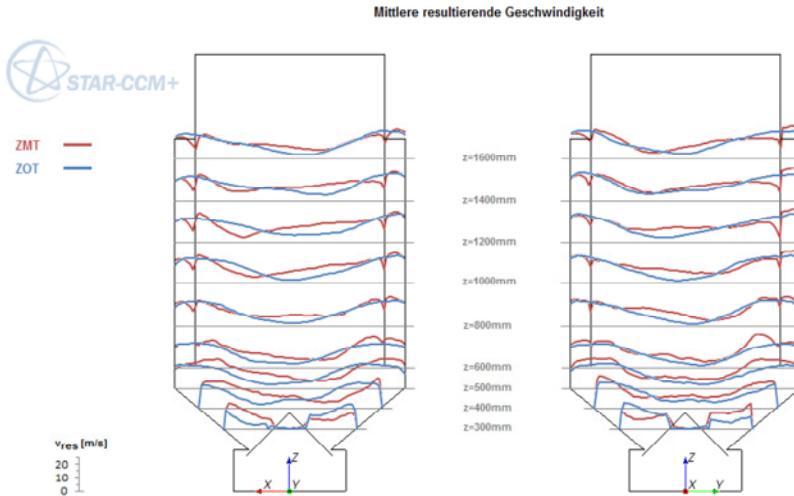
$$\eta_F(x = d_p / d_{CFD}^*) = a_{poly} \cdot x^6 + b_{poly} \cdot x^5 + c_{poly} \cdot x^4 + d_{poly} \cdot x^3 + e_{poly} \cdot x^2 + f_{poly} \cdot x + g_{poly} \quad (5.10)$$

$$\eta_F(d_p) = \eta_F(x = d_p / d_{CFD}^*) \cdot m_p(d_p) \quad (5.11)$$

$$\eta_{ges} = \frac{\sum_i \eta_F(d_p)}{m_{p\_ges}} \quad (5.12)$$

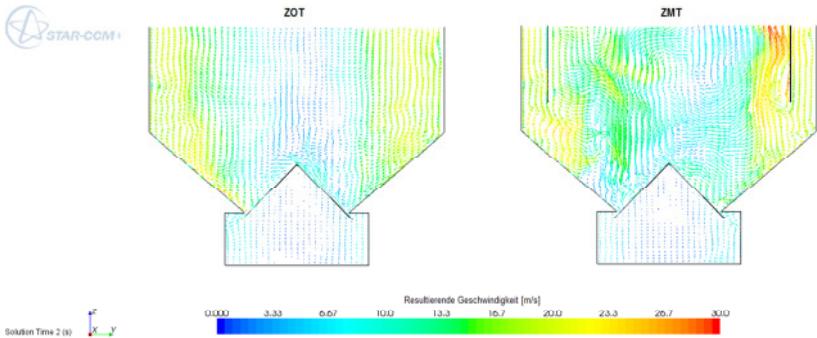
## 6.5 Anwendung des validierten CFD-Berechnungsmodells

Die gute Übereinstimmung der mit den CFD-Modellen berechneten Differenzdrücke mit den gemessenen Werten offenbart eine hinreichende Genauigkeit, welche die Analyse der Strömungsverhältnisse innerhalb der verschiedenen untersuchten Bauformen ermöglicht. Zur weiteren Steigerung der Genauigkeit finden für die Auswertung die instationären Berechnungsmodelle des ZOT und ZMT mit den feiner diskretisierten Rechengittern aus 6.2.4 Anwendung. Für die Auswertung des HFZOT und HFZMT finden die einteiligen instationären Berechnungsmodelle aus 6.2.2 Anwendung. Deren Rechengitter werden für diese Auswertung lokal ebenso wie bei den Modellen aus 6.2.4 feiner diskretisiert. Insgesamt werden jeweils zwei physikalische Sekunden berechnet, wobei nur die zweite Sekunde zur Auswertung genutzt wird. Innerhalb dieser zweiten Sekunde werden an definierten Positionen innerhalb der Bauformen alle 50ms die Axial-, Radial-, Tangential- und resultierende Gesamtgeschwindigkeit mitgeschrieben. Zur Glättung der turbulenten Schwankungen wird aus diesen Daten für jeden Messpunkt ein Mittelwert gebildet.



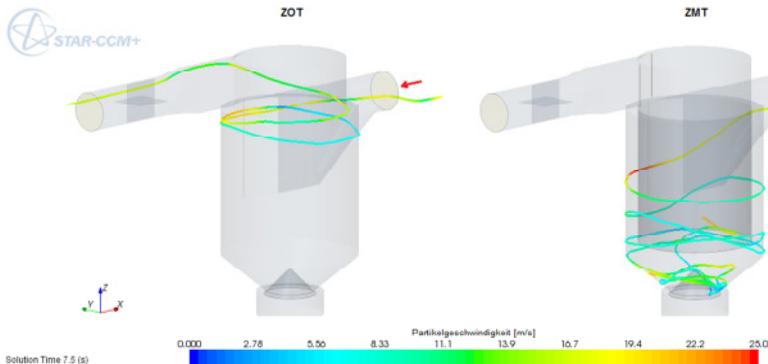
**Abbildung 52: Mittlere errechnete resultierende Geschwindigkeit im ZOT / ZMT**

Abbildung 52 stellt die errechneten mittleren resultierenden Geschwindigkeiten der Messpunkte der  $xz$ - sowie der  $yz$ -Ebene im ZOT und ZMT gegenüber. Die dargestellten Geschwindigkeitsverläufe sind tendenziell als sehr ähnlich zu bewerten. Das im ZMT vorhandene Tauchrohr beeinflusst die Strömung scheinbar nur lokal durch die zusätzliche Grenzschicht. Im Spalt des ZMT zwischen Außenwand und Tauchrohr ist die mittlere resultierende Geschwindigkeit in der  $yz$ -Ebene um durchschnittlich  $3 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  größer. Im unteren konischen Bereich sind die minimalen und maximalen Werte, abgesehen von deren Position, annähernd gleich. Die errechneten mittleren Axial-, Radial- und Tangentialgeschwindigkeiten, auf welchen die mittleren resultierenden Geschwindigkeiten basieren, sind in Anlage 3 / Abbildung A3.5 - Anlage 3 / Abbildung A3.7 dargestellt. Aus diesen Abbildungen wird deutlich, dass die mittlere resultierende Geschwindigkeit insbesondere von der mittleren Tangentialgeschwindigkeit geprägt ist. Darüber hinaus ist festzustellen, dass die mittleren Axialgeschwindigkeiten im ZMT größer als im ZOT sind.



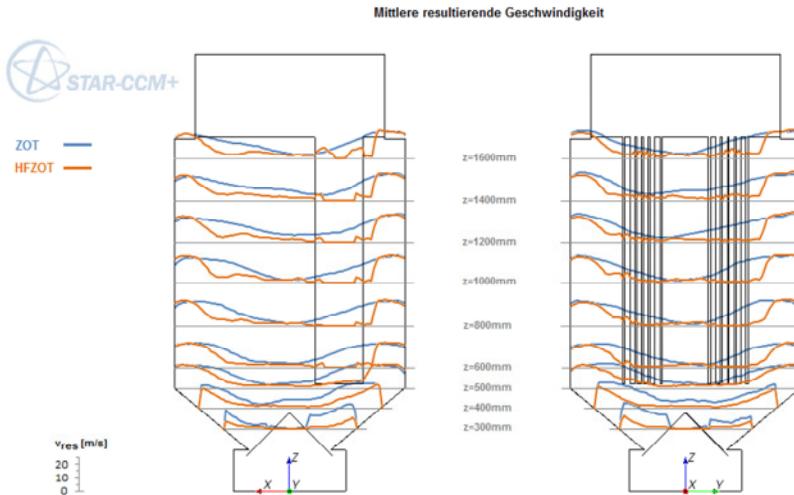
**Abbildung 53: Vektordarstellung der resultierenden Geschwindigkeit im ZOT / ZMT**

Verstärkt wird die Aussage durch Abbildung 53, welche eine Momentaufnahme des Geschwindigkeitsfeldes darstellt. Während im ZOT die Geschwindigkeitsvektoren vorwiegend horizontal gerichtet und kleinere Geschwindigkeitswerte zu verzeichnen sind, sind die Vektoren im ZMT als deutlich turbulenter zu bezeichnen mit ausgeprägter axialer Komponente in  $z$ -Richtung.



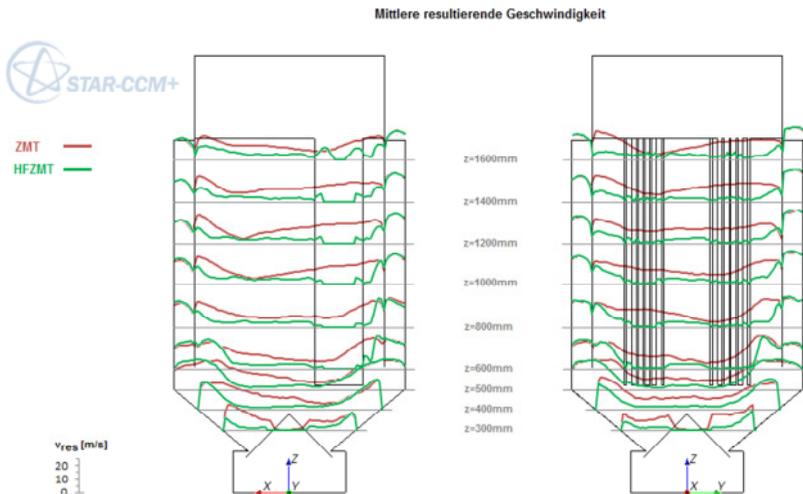
**Abbildung 54: Charakteristische Partikelbewegungsbahn und -geschwindigkeit im ZOT / ZMT,  $d_p = 20 \mu\text{m}$**

Schlussfolgernd müssen die verschiedenen Strömungsfelder der beiden Bauformen Auswirkungen auf den Abscheideprozess haben. Die Bestätigung dieser Aussage ermöglicht Abbildung 54. Die dargestellten Bewegungsbahnen jeweils einer Partikel mit  $d_p = 20 \mu\text{m}$  charakterisieren das typische Verhalten nicht abgeschiedener Partikel im inneren der beiden Bauformen. Im ZOT rotiert die Partikel nach deren Eintritt entlang der inneren Außenwand, wird von einer nach innen gerichteten Strömung erfasst und zum Austritt transportiert. Im ZMT rotiert die Partikel ebenso nach deren Eintritt entlang der inneren Außenwand. Hierbei erreicht die Partikel den konischen Bereich, wird in der Nähe des Bunkers von einer Strömung erfasst und zum Tauchrohr transportiert. Demzufolge findet beim ZOT der Abscheideprozess im oberen Bereich statt. Partikel, welche beim ZOT den konischen Bereich erreichen, sind mit sehr hoher Wahrscheinlichkeit abgeschieden. Eine Refluidisierung von Partikel, welche den konischen Bereich erreicht haben, kann nicht beobachtet werden. Der Abscheideprozess ist dadurch beim Erreichen des konischen Bereiches bereits beendet.



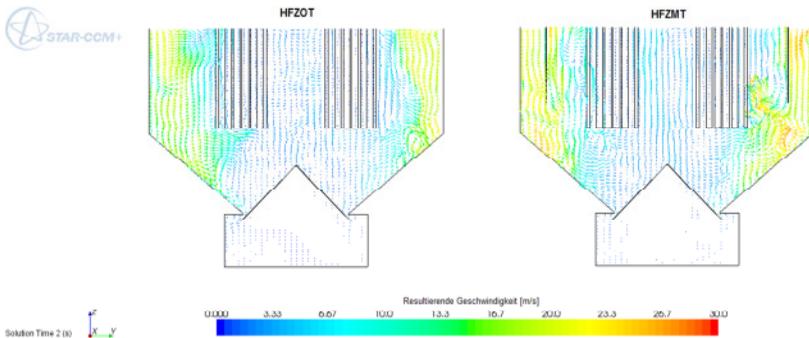
**Abbildung 55: Mittlere errechnete resultierende Geschwindigkeit im ZOT / HFZOT**

Beim ZMT hingegen findet in diesem Bereich der Abscheidebereich erst statt. Partikel, welche durch den Kontakt zur konischen Außenwand nach der Theorie als abgeschieden zu interpretieren sind, können von der hochturbulenten Strömung wieder erfasst und über das Tauchrohr zum Austritt transportiert werden. Für die Bewertung des Einfluss der integrierten Filter auf das Strömungs- und Abscheideverhalten ist in Abbildung 55 die mittlere resultierende Geschwindigkeit des HFZOT dem ZOT gegenübergestellt. Zudem sind in Anlage 3 / Abbildung A3.8 und Anlage 8 / Abbildung 10 die mittleren Axial-, Radial- und Tangentialgeschwindigkeiten beider Bauformen zum Vergleich grafisch dargestellt. Aus diesen Abbildungen ist ersichtlich, dass die Geschwindigkeiten durch die Integration der Filter insbesondere im inneren Bereich und im gesamten konischen Bereich deutlich reduziert sind. Im äußeren zylindrischen Randbereich sind die Strömungsgeschwindigkeiten gleich. Die Werte der mittleren Tangentialgeschwindigkeiten fallen zum Zentrum schnell ab. Ferner ist eine Glättung der mittleren axialen und radialen Geschwindigkeiten zu erkennen. Stark gerichtete axiale Strömungen sind ausschließlich im Bereich der Filter zu verzeichnen.



**Abbildung 56: Mittlere errechnete resultierende Geschwindigkeit im ZMT / HFZMT**

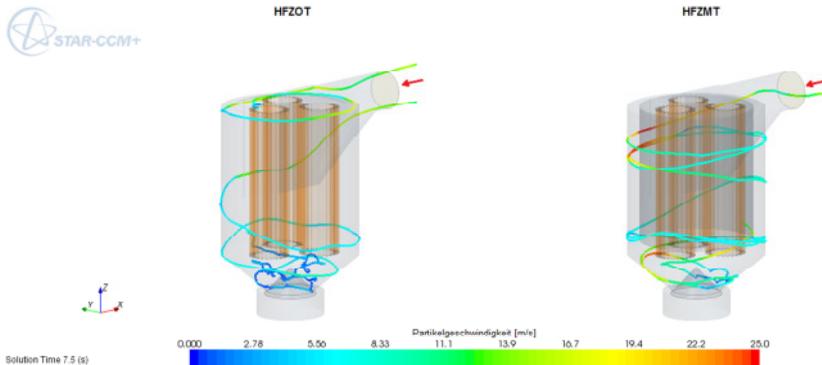
Beim Vergleich der Geschwindigkeiten im ZMT gegenüber dem HFZMT (Abbildung 56 und Anlage 3 / Abbildung A3.11 - Anlage 3 / Abbildung A3.13) ist die deutliche Reduktion der Werte wiederum ausschließlich im Tauchrohrinneren und im konischen Bereich festzustellen. Im Spalt zwischen Tauchrohr und Außenwand sind die Geschwindigkeiten hingegen annähernd gleich. Ein glättender Einfluss der integrierten Filterpatronen ist nur bei der mittleren Radialgeschwindigkeit zu beobachten. Ausgeprägte axiale Strömungen treten zusätzlich zu den Strömungen im Filter am inneren Rand des Tauchrohres auf. Ebenso ist die Momentaufnahme des Geschwindigkeitsfeldes in Abbildung 57 zu interpretieren. Während im Randbereich bzw. im Spalt zwischen Außenwand und Tauchrohr die Strömung gleich der in Abbildung 53 dargestellten Strömung ohne integrierte Filter ist, weicht die Strömung im inneren Bereich bzw. innerhalb des Tauchrohres deutlich voneinander ab. Darüber hinaus ist gegenüber der Momentaufnahme in Abbildung 53 den integrierten Filterpatronen eine turbulenzberuhigende Wirkung im konischen Bereich zuzusprechen. Entsprechend dieser Daten ist der Einfluss der integrierten Filterpatronen auf die interne Strömung beider Bauformen sehr ähnlich und konzentriert auf den inneren zylindrischen und konischen Bereich.



**Abbildung 57: Vektordarstellung der resultierenden Geschwindigkeit im HFZOT / HFZMT**

Die für den Abscheideprozess relevante Tangentialgeschwindigkeit an der Außenwand erfährt bei beiden Bauformen keinen negativen Einfluss. Die im Versuch gemessene deutliche Veränderung des Gesamtabscheidegrades

im HFZOT gegenüber dem ZOT kann anhand der Auswertung der mittleren Strömungsgeschwindigkeiten nicht begründet werden. Aufklärung schaffen die in Abbildung 58 dargestellten charakteristischen Bewegungsbahnen von Partikel mit  $d_p = 20 \mu\text{m}$ .

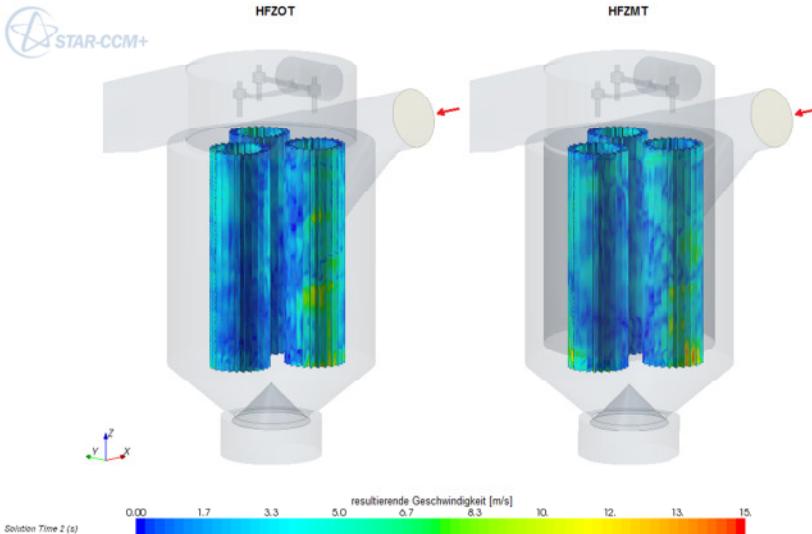


**Abbildung 58: Charakteristische Partikelbewegungsbahn und -geschwindigkeit im HFZOT / HFZMT,  $d_p = 20 \mu\text{m}$**

Aus diesen ist ersichtlich, dass beim HFZOT die Partikel zusätzlich von Strömungen im oberen zylindrischen Bereich nach deren Eintritt ebenso im unteren konischen Bereich von Strömungen erfasst und zu den Filtern transportiert werden können. Beim HFZMT ist eine Erfassung und Transport der Partikel zu den Filterpatronen auf Grund des Tauchrohres nur ausschließlich im unteren Bereich möglich. Darüber hinaus ist beim HFZMT gegenüber dem ZMT, wie bei den Messungen, nur eine geringe Intensivierung dieser Prozesse zu beobachten.

Die Schlussfolgerung in 5.4.2, dass zusätzlich zum Sperreffekt lokal unterschiedliche Filtrationsgeschwindigkeiten für das anfängliche degressive Anstiegsverhalten der Filterpatronen im HFZOT und HFZMT verantwortlich sein müssen, kann mit Hilfe der Ergebnisse der CFD-Modelle gestützt werden. Die Abbildung 59 und Anlage 3 / Abbildung A3.14 veranschaulichen dazu die Momentaufnahmen der errechneten Filtrationsgeschwindigkeiten in beiden hybriden Bauformen. Deutlich zu erkennen sind die lokalen stark voneinander abweichenden Unterschiede. Die errechnete Maximalgeschwindigkeit im HFZOT beträgt  $13 \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$  und im HFZMT  $20 \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ . Erwart-

tungsgemäß treten beim HFZMT die größten Geschwindigkeitswerte im unteren Filterbereich auf. Beim HFZOT sind hingegen die größeren Geschwindigkeitswerte gleichmäßiger über die Filterfläche verteilt. Die durchschnittlichen Filtrationsgeschwindigkeiten der übrigen äußeren Filterflächen betragen  $1...8\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Die geringsten Anströmgeschwindigkeiten  $<1\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  treten insbesondere in den zueinander gerichteten Flächen der Filterpatronen auf.



**Abbildung 59: Filtrationsgeschwindigkeiten**

Ferner ermöglicht die Analyse der Ergebnisse der CFD-Modelle die Benennung einer weiteren noch unerkannten Ursache für das ausgeprägte depressive Anstiegsverhalten des Differenzdrucks im HFZOT und HFZMT. Hierzu sind in Abbildung 60 und Anlage 3 / Abbildung A3.15 Momentaufnahmen der positiven Luftmassenströme dargestellt, welche den Filter von außen nach innen durchströmen. Auch hier sind deutliche lokale Unterschiede der Werte erkennbar. Die maximalen Werte sind bei beiden Bauformen im oberen Filterbereich zu verzeichnen und betragen ungefähr  $\dot{m}_{L\_max} = 0,0002\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ . Im Bereich der zueinander gerichteten Filterflächen ist der Luftmassenstrom am geringsten. Der Flächenanteil der Filterfläche,

welcher im Bereich  $0 \leq \dot{m}_L \leq 0,00001 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$  (entspricht 5% des errechneten Maximalwertes) durchströmt wird, beträgt bei beiden Bauformen durchschnittlich 20%. Zudem sind Luftmassenströme zu verzeichnen, welche die Filterpatronen von innen nach außen durchströmen (nicht dargestellt). Diese sind vorzugsweise im unteren Filterbereich vorzufinden. Deren anteilige Fläche beträgt für beide Bauformen im Durchschnitt 30%. Demzufolge sind zumindest zu Beginn eines Filtrationsprozess nahezu 50% der Filterfläche ungenutzt und wird erst im Betriebsverlauf durch unterschiedliches lokales Wachstum des Filterkuchens aufgehoben.

Entsprechend der hier gewonnenen Erkenntnisse ist zu schlussfolgern, dass insbesondere beim HFZMT ein erhebliches Optimierungspotential besteht. Während beim HFZOT Mechanismen im oberen und unteren Bereich zum Nichtabscheiden der Partikel führen, ist ein derartiger Mechanismus beim HFZMT nur im unteren Bereich vorzufinden. Wird der Abstand der Filterpatronen zum konischen Bereich größer gewählt, steigt die Wahrscheinlichkeit enorm, dass die Partikel abgeschieden und nicht refluidisiert werden. Ferner kann durch drallreduzierende Einrichtungen am Tauchrohr eine Optimierung der Filteranströmung erzielt werden.

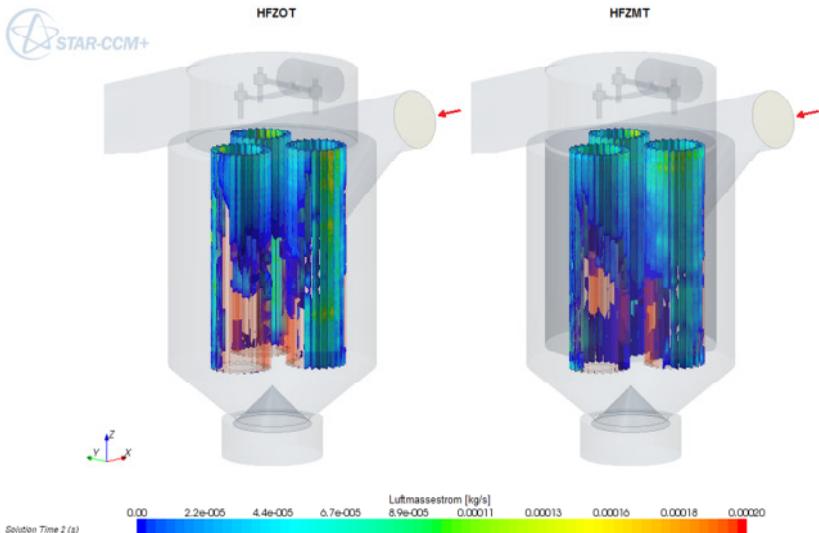


Abbildung 60: Luftmassenstrom durch die Filterpatronen



## 7 Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen

### 7.1 Vor- und Nachteile der hybriden Filterzyklone

Die durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass die Kombination von filternder Technologie mit Fliehkraftabscheidern innerhalb eines Gehäuses zu Vorteilen, aber auch zu Nachteilen bei dessen Anwendung führen kann. Vorteilhaft ist insbesondere der bessere Gesamtabscheidegrad der integrierten Fliehkraftabscheider gegenüber dem Prallblech innerhalb des HPF. Während im HPF nur 9% des Aufgabegutes 1 vorabgeschieden werden, beträgt der Vorabscheidegrad im HFZOT 71% und im HFZMT 69%. Für das Aufgabegut 2 beträgt im HPF der Vorabscheidegrad 4%, im HFZOT 29% und im HFZMT 24%. Ebenso vorteilhaft ist der geringere notwendige Bauraum der hybriden Bauform gegenüber der externen Anwendung eines Fliehkraftabscheiders. Ein weiterer essentieller Vorteil der hybriden Bauform ist der nachweislich deutlich geringere Differenzdruck von über 1000 Pa gegenüber der vergleichbaren Entstaubungsanlage im Neuzustand der integrierten Filterpatronen. Als Grund dafür konnte die zylindrische Gehäusebauform in der Kombination mit dem tangentialen Rohgaseintritt identifiziert werden. Diese verursacht im Vergleich zu dem eckigen Gehäuse des HPF geringere Verwirbelungen. Zum Teil aufgehoben wird dieser Vorteil durch die resultierende stark gerichtete Strömung, welche eine sehr ungleichmäßige Anströmung der Filterpatronen verursacht. Lokal deutlich voneinander abweichende Anströmgeschwindigkeiten sowie die ungleichmäßige Nutzung der zur Verfügung stehenden Filterfläche führen zu einem unverhältnismäßig stark ausgeprägten degressiven Differenzdruckanstieg der Filterpatronen insbesondere zu Beginn der Filtrationsphase. Ein Ausgleich dieses zusätzlich zum Sperrereffekt wirkenden Phänomens ist nur mit einem Vorabscheidegrad der integrierten Filterzyklone von mindestens 69% möglich. Im Gegensatz zum Aufgabegut 1 wird dieser genannte Vorabscheidegrad bei Aufgabegut 2 nicht erreicht. Dementsprechend ist die Standzeit der Filter innerhalb der hybriden Bauformen gegenüber denen im HPF reduziert. Ferner wird ersichtlich, dass die integrierten Filterpatronen innerhalb des HFZOT das Abscheideverhalten deutlicher beeinflussen als im HFZMT. Bei der Beladung mit Aufgabegut 1 ist eine Verringerung des Vor-

abscheidegrades um 15% von 86% auf 71% zu verzeichnen. Im Vergleich dazu wird der Vorabscheidegrad im HFZMT um 5% von 74% auf 69% reduziert. Bei der Beladung mit Aufgabegut 2 wird der Einfluss der Filterpatronen noch deutlicher. Beim HFZOT reduziert sich der Vorabscheidegrad um 27% von 56% auf 29%. Beim HFZMT verringert sich der Vorabscheidegrad nur um 6% von 30% auf 24%. Zwar sind die gemessenen Vorabscheidegrade beim HFZOT besser als beim HFZMT, doch sprechen verschiedene Fakten für die Verwendung des Tauchrohres. Anhand der Messergebnisse und auch anhand der Ergebnisse aus den CFD-Berechnungen ist belegbar, dass die Anströmung und Nutzung der Filterfläche im HFZOT und HFZMT tendenziell ähnlich ist. Ferner wird nachgewiesen, dass durch das Tauchrohr die Auswirkungen auf die Strömung im Spalt zwischen Außenwand und Tauchrohr durch die Integration der Filter gering bleiben. Zudem bietet das Tauchrohr Schutz vor direktem Partikeleinschuss in die Filteroberfläche sowie Kontakt mit Funken. Darüber hinaus existieren im HFZOT zwei Mechanismen, welche den Vorabscheideprozess beeinflussen. Da im HFZMT hingegen nur ein Mechanismus existiert, bietet dieser für zukünftige Arbeiten ein größeres Optimierungspotential.

## 7.2 Anwendungsgebiete und -grenzen

Entsprechend den genannten Vor- und Nachteile der hybriden Bauformen offenbaren sich Anwendungsgebiete für den praktischen Einsatzfall des favorisierten HFZMT und auch dessen Anwendungsgrenzen. Für den Fall eines abzuschheidenden verhältnismäßig groben Aufgabegutes, wie es in dieser Arbeit das Aufgabegut 1 darstellt und in der Praxis der Entstaubungstechnik häufig vorzufinden ist, ist der HFZMT sehr gut geeignet. Der Vorabscheidegrad von 69% ermöglicht die Kompensation der vergleichsweise schlechten Anströmung der Filterpatronen und damit den Erhalt des durch die zylindrische Bauform und tangentialen Rohgaseintritt erzielten geringeren Differenzdrucks. Verschiedene Szenarien für die praktische Anwendung der hybriden Technologie sind dadurch gegeben. Szenario 1 sieht die Verwendung eines Lüfters mit der gleichen elektrischen Anschlussleistung und Kennlinie wie im HPF vor. Auf Grund des geringeren Differenzdrucks im System ist der resultierende Luftmassenstrom größer. Begünstigend wirkt

dies auf die Stauberfassung an der Emissionsquelle. Nachteilig sind die größeren Staubmengen für die Standzeit der Filterpatronen im HFZMT. Szenario 2 sieht ebenso die Verwendung des gleichen Lüfters wie im HPF vor. Die zusätzliche Anwendung eines Frequenzumrichters ermöglicht bei Szenario 2 die Drehzahlregelung und dadurch die Regelung des Luftmassstroms. Um den gleichen Luftmassstrom wie im HPF bereitzustellen, sind auf Grund des anfangs geringeren Differenzdrucks im System kleinere Drehzahlen im Lüfter erforderlich. Entsprechend den Messergebnissen ist der nachfolgende Anstieg des Differenzdrucks des HPF mit dem im HFZMT vergleichbar. Ist nach einer entsprechenden Betriebszeit beim HPF der maximale Differenzdruck erreicht, sind im HFZMT für zusätzliche Betriebsstunden genügend Reserven vorhanden. Eine Erhöhung der Filterstandzeit ist schlussfolgernd möglich. Szenario 3 ermöglicht die Verwendung eines Lüfters mit geringerer elektrischer Anschlussleistung und abweichender Kennlinie. Auf Grund des geringeren Differenzdrucks wird für den erforderlichen Luftmassstrom weniger elektrische Leistung benötigt. Zwar erfolgt keine Erhöhung der Filterstandzeit, doch dafür eine deutlich Reduzierung des notwendigen Energiebedarfs. Resultierende geringere Betriebskosten sind die Folge. Für den Fall eines verhältnismäßig feinen Aufgabegutes, wie es in dieser Arbeit das Aufgabegut 2 darstellt, ist die Anwendung der hier entwickelten Bauformen nicht empfehlenswert. Der Gesamtabseidegrad des Zyklon im HFZMT von 24% genügt nicht für die Kompensation der schlechten Filteranströmung. Die gegenüber dem HPF dadurch reduzierte Filterstandzeit begrenzt den aus der zylindrischen Gehäusebauform folgenden Vorteil des geringeren Differenzdrucks. Die oben erläuterten Szenarien führen alle zu einer reduzierten Filterstandzeit.

### **7.3 Ableitung der Berechnungsvorschrift und Regeln für die Dimensionierung**

Die Dimensionierung des integrierten Zyklons und der Filterelemente in hybriden Filterzyklonen erfolgt, ebenso wie bei in Reihe geschalteten Anlagen, bisher getrennt voneinander mit bekannten Standardberechnungsmodellen. Eine wissenschaftliche Grundlage für diesen Ansatz gibt es nicht. Insbesondere beim integrierten Zyklonabscheider konnten in dieser Arbeit

erhebliche Unterschiede zwischen der theoretischen Vorhersage und den Messungen nachgewiesen werden. Als Ursache ist die funktionsbedingte zum Teil deutlich abweichende Geometrie vom ausgiebig erforschten Idealkyklus zu benennen, auf dessen Grundlage die bekannten Standardberechnungsmodelle basieren. Abhilfe können an dieser Stelle numerische Berechnungen bieten. Diese ermöglichen die Berechnung der internen Strömungsverhältnisse auch bei extremen Abweichungen vom Standard. Zudem können in den numerischen Berechnungsmodellen die integrierten Filterpatronen Berücksichtigung finden. Hierbei konnte nachgewiesen werden, dass die Berechnung des Gesamtdifferenzdrucks mit guter Genauigkeit bereits mit stationären Berechnungsmodellen erreichbar ist. Ferner sind mit instationären Berechnungsmodellen die Visualisierung interner Strömungsverhältnisse sowie deren quantitative Bewertung möglich. Ebenso ist gegenüber den bekannten Berechnungsmodellen eine Verbesserung der Genauigkeit hinsichtlich der Übereinstimmung beim Fraktions- und Gesamtabscheidegrad erzielbar. Die qualitative Bewertung der Ergebnisse ermöglicht Parameterstudien und Optimierungsprozesse. Dem entsprechend kann mittels Anwendung von CFD der Entwicklungsprozess erheblich verkürzt bzw. der Entwicklungserfolg je Zeiteinheit gesteigert werden. Auf Grundlage dieser gewonnenen Erkenntnisse ist die in Abbildung 61 und Abbildung 62 dargestellte Berechnungsvorschrift abgeleitet, welche in zwei Teile untergliedert ist. Ausgehend von den Eingangsparametern erfolgt im Teil 1 (Abbildung 61) die grundlegende Dimensionierung des hybriden Filterzyklons. Hierzu ist zunächst die erforderliche Filtrationsgeschwindigkeit nach [VDI10] beziehungsweise [Loe88] zu bestimmen. Dabei ist festzuhalten, dass die Filtrationsgeschwindigkeit möglichst klein zu wählen ist. Aus Gleichung 7.1 folgt anschließend eine entsprechend größere Filterfläche, welche der schlechteren Anströmung der Filterpatronen im hybriden Filterzyklon entgegenwirkt. Anhand Gleichung 7.2 und der Filterfläche der gewählten geeigneten Filterpatrone ist die erforderliche Anzahl an Filterpatronen zu berechnen und anschließend festzulegen. Für das Erreichen einer großen Filterfläche ist  $z_{f\_erf}$  aufzurunden.

$$A_{F\_erf} = \dot{V} / v_{F\_erf} \quad (7.1)$$

$$z_{F\_erf} = A_{F\_erf} / A_F \quad (7.2)$$



rung des Sperreffektes zu vermeiden. Die nachfolgende Dimensionierung des Tauchrohres erfolgt nach geometrischen Abhängigkeiten. Der Durchmesser des Tauchrohres ist hierbei derart zu wählen, dass innerhalb des Tauchrohres für die Platzierung der Filterpatronen ausreichend Platz zur Verfügung steht. Ferner sollte für die günstige Anströmung der Filterpatronen eine radiale Verteilung angestrebt werden. Zudem sind für die gleichmäßige Anströmung der Filterpatronen diese komplett vom Tauchrohr zu umhüllen. Die Tauchrohrlänge ist dem entsprechend mindestens gleich der Filterlänge vorzusehen. Inwieweit die im Stand der Technik erwähnte Perforation des Tauchrohrs begünstigend wirkt, bleibt ungeklärt. Sowohl die Messungen als auch die Ergebnisse der numerischen Berechnungen offenbaren hinsichtlich der Filteranströmung keine Vorteile der Bauformen ohne Tauchrohr gegenüber dem geschlossenen Tauchrohr. Dementsprechend ist ein ähnliches Verhalten des perforierten Tauchrohres zu erwarten. Die grundlegende Dimensionierung des Rohgaseinlass und auch des Gehäuses ist entsprechend der genannten Gleichungen in 3.2.2.2 und Anlage 2 / Abbildung A2.7 nach [VDI06] durchzuführen. Mittels iterativen Optimierens sind mit diesen Gleichungen der resultierende Differenzdruck des hybriden Filterzyklons im Neuzustand und der resultierende Gesamtabscheidegrad des integrierten Zyklons durch die Grenzbeladung aufeinander abzustimmen. Generell ist es anhand der gewonnenen Erkenntnisse empfehlenswert, den Spalt zwischen Tauchrohr und Zyclonaussendurchmesser entsprechend der Gleichung 7.3 gleich der Breite des Rohgaseinlass zu wählen. Darüber hinaus ist der Abstand des Tauchrohres zum konischen Bereich größer als beim HFZMT in dieser Arbeit zu wählen. Zu diesem Zweck ist der zylindrische Rohgasbereich mittels Gleichung 7.4 zu berechnen. Voraussichtlich reduziert diese Maßnahme die Refluidisierung bereits abgeschiedener Partikel, was den Gesamtabscheidegrad des integrierten Zyklons positiv beeinflusst. Die Höhe des konischen Bereiches richtet sich nach Gleichung 7.5.

$$d_a = d_{i\_gew} + 2b_e \quad (7.3)$$

$$h_z = 1,5 \cdot h_i \quad (7.4)$$

$$h_{ko} = h - h_z - h_{z\_rein} \quad (7.5)$$

Zur weiteren Steigerung des Gesamtabscheidegrades ist, insbesondere für feinere Aufgabegüter, wie es in dieser Arbeit das Aufgabegut 2 darstellt, die

Eintrittsgeschwindigkeit des Rohgases zu erhöhen. Ferner sind weitere Maßnahmen zu treffen um die Anströmung der Filterpatronen und damit die Ausnutzung der zur Verfügung stehenden Filterfläche zu verbessern. Ein denkbarer Ansatz ist hierfür der Einsatz drallreduzierender Einrichtungen am Tauchrohreintritt. Diese tendenziellen Aussagen verdeutlichen die Notwendigkeit, dass über diese Arbeit hinaus weitere umfangreiche Parameterstudien mit dem favorisierten HFZMT notwendig sind. Dazu geeignet ist das erläuterte Vorgehen im Teil 2 der Berechnungsvorschrift (Abbildung 62).

### Berechnung - Teil 2 - weiterführende Dimensionierung mittels CFD-Modellierung

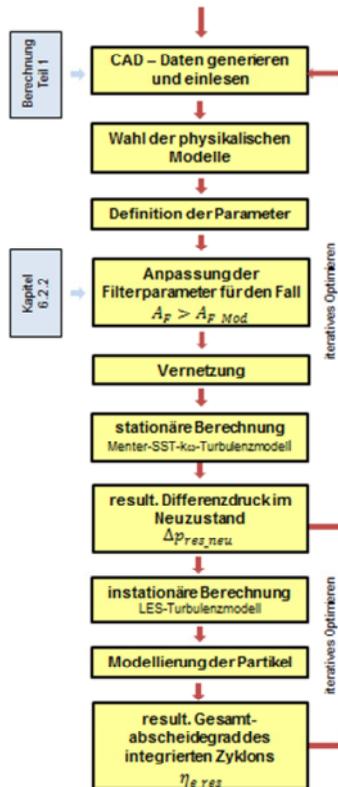


Abbildung 62: Berechnungsvorschrift – Teil 2

Im Teil 2 sind anhand der aus Teil 1 gewonnenen Parameter die CAD-Daten zu generieren und in ein geeignetes CFD-Programm einzulesen. Anschließend sind die zu berücksichtigenden physikalischen Modelle auszuwählen und die erforderlichen Parameter zu definieren. Für den Fall, dass die modellierte Filterfläche kleiner als die Filterfläche der Filterpatronen ist, sind die Parameter des Filters entsprechend den Ausführungen in 6.2.2 anzupassen. Nach der erfolgten Vernetzung ist zunächst die stationäre Berechnung in Verbindung mit dem Menter-SST- $k\omega$ -Turbulenzmodell durchzuführen. Mit diesem Modell sind bereits Parameterstudien und Optimierungen hinsichtlich des resultierenden Differenzdrucks im Neuzustand umsetzbar. Die nachfolgende auf der statischen Berechnung aufbauende instationäre Berechnung mit der LES-Turbulenzmodellierung ermöglicht Aussagen zum Strömungsverhalten und zur Filteranströmung. Den resultierenden Gesamtabscheidegrad des integrierten Zyklons liefert die zusätzliche Modellierung der Partikel in Verbindung mit dem instationären Berechnungsmodell. Die iterative Änderung der CAD-Daten und konstruktiver Details ermöglicht die Optimierung des hybriden Filterzyklons. Hierbei ist zu bemerken, dass die Optimierung zurzeit nur qualitativ erfolgen kann. Praxisnahe quantitative Aussagen kann nach wie vor ausschließlich die Messung liefern. Die anschließende Übertragung der Messergebnisse auf weitere Betriebsszenarien ermöglicht das in 6.4 entwickelte hybride Berechnungsmodell.

---

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist die methodische Analyse und Weiterentwicklung der bestehenden technologischen Konzepte hybrider Filterzyklone, die wissenschaftliche Untersuchung von deren Funktion und das Schaffen einer fundierten wissenschaftlichen Grundlage für die Anwendung und Berechnung der kombinierten Technologie durch die Gegenüberstellung von experimentellen, empirisch-analytischen und numerischen Ergebnissen. Hierzu wird innerhalb dieser Arbeit eine umfassende Recherche zum Stand der Entstaubungstechnik durchgeführt. Hauptaugenmerk liegt hierbei auf der näheren Untersuchung zum technologischen Aufbau bekannter hybrider Filterzyklone sowie auf bekannten Möglichkeiten zu deren Dimensionierung. Die theoretisch abgeleiteten Grundlagen führen zu der Entwicklung hybrider Filterzyklone mit und ohne Tauchrohr. Deren umfangreiche wissenschaftliche experimentelle Untersuchung erfolgt in dem ebenfalls in dieser Arbeit entwickelten Versuchstand. Zusätzlich wird die wissenschaftliche experimentelle Untersuchung eines mit dem hier entwickelten hybriden Filterzyklon vergleichbaren herkömmlichen Entstaubungsgerätes durchgeführt. Die anschließende Gegenüberstellung der experimentell gewonnenen Ergebnisse beweist die Überlegenheit des hier entwickelten hybriden Filterzyklons gegenüber der herkömmlichen Technologie insbesondere beim resultierenden Differenzdruck und ermöglicht dadurch deutliche Energieeinsparungen oder die Standzeitverlängerung der integrierten Filterpatronen. Die darüber hinaus erfolgte Gegenüberstellung der experimentell gewonnenen Ergebnisse mit den empirisch-analytischen Berechnungsergebnissen des für die Entwicklung genutzten und eines weiteren bekannten Berechnungsmodells offenbart deren Schwächen durch nachgewiesene erhebliche Abweichungen. Deutliche Verbesserungen hinsichtlich der Genauigkeit werden mit dem in dieser Arbeit entwickelten numerischen Berechnungsmodell erzielt und durch die Gegenüberstellung mit den experimentellen und empirisch-analytischen Ergebnissen bewiesen. Abschließend erfolgt auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse die Ableitung einer Berechnungsvorschrift für hybride Filterzyklone in Verbindung mit Regeln für deren konstruktive Dimensionierung.

## 8.2 Ausblick

Für nachfolgende Arbeiten ist einerseits die Weiterentwicklung des numerischen Berechnungsmodells und andererseits des HFZMT anzustreben.

Für die Weiterentwicklung des numerischen Berechnungsmodells zur Verbesserung der Übereinstimmung mit Messergebnissen ist die weitere Verfeinerung des Rechengitters empfehlenswert. In Kombination mit dem LES-Turbulenzmodell können lokale Wirbel noch genauer aufgelöst werden. Schlüsselstellen hierfür sind der Übergang vom tangentialen zum zylindrischen Bereich, der konische Bereich, der Apex- und der Bunkerbereich. Ein weiterer vielversprechender Ansatz ist die Modellierung der Partikel in STAR-CCM+® mittels dem DEM-Modell (Diskrete Elemente Methode). Hierbei erfolgt sowohl die Modellierung einzelner Partikel als auch deren Interaktion untereinander. Ferner ist damit die Modellierung der Partikelform möglich, was zu einer weiteren Annäherung der numerischen Berechnungsergebnisse an die Messergebnisse führen wird. Darüber hinaus ist mittels der numerischen Berechnungen die Vermutete lokal unterschiedliche Ausbildung des Filterkuchens nachzuweisen. Dessen Rückwirkung auf die Strömung und das Abscheideverhalten des stromaufwärts positionierten Zyklons ist ebenfalls zu untersuchen. Überdies ist auch die Berechnung des dynamischen Differenzdruckverhaltens möglich.

Für die Weiterentwicklung des HFZMT sind eine Vielzahl an Parameterstudien notwendig. Hauptaugenmerk sind auf die Geometrie, die Lufteintrittsgeschwindigkeit und die Filterfläche zu richten. Zudem ist eine optimierte Anströmung der Filterpatronen zum Beispiel durch den Einsatz von drallreduzierenden Bauelementen am Tauchrohreintritt näher zu untersuchen. Zusätzlich sind die Filterform und das Filtermaterial optimal auf die Anwendung im hybriden Filterzyklon abzustimmen. Hierbei ist das Verhalten unterschiedlicher Stäube unbedingt zu berücksichtigen. Nicht zu vergessen ist die Untersuchung der Filterabreinigung. Die aus dem herkömmlichen Patronenfilter übernommene Puls-Jet-Abreinigung funktionierte während der experimentellen Untersuchungen gut. Dennoch ist auf Grund der abweichenden internen Strömungsbedingungen mit einem erheblichen Optimierungspotential zu rechnen.

---

## Literaturverzeichnis

- [Air12] N.N.: Zentrale Absauganlagen, Filterzyklone. Oberroth: Airtec Absauganlagen GmbH, Internetauftritt, [www.airtec-absauganlagen.de](http://www.airtec-absauganlagen.de), 2012
- [Aza10] Azadi, M., Azadi, M., Mohebbi, A.: A CFD study of the effect of cyclone size on its performance parameters.: London: Elsevier Ltd, Journal of Hazardous Materials, Heft 182, Seite 835 – 841, 2010
- [Bac08] Bach, B.; Zacher, S.; Schmidt, E.: Die Physik der Filterkuchenbildung. Weinheim: GIT Verlag. CIT plus, Band 11, Heft 1/2, Seite 48-49, 2008
- [Bar56] Barth, W.: Berechnung und Auslegung von Zyklonabscheidern auf Grund neuerer Untersuchungen. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, Brennstoff Wärme Kraft, Band 8, Heft 1, Seite 1-9; 1956
- [Büt91] Büttner, H.; König, C.; Ebert, F.: Design Data for Cyclones. Weinheim: Wiley VCH Verlag, Particle & Particle Systems Charakterization: Band 8, Heft 1-4; Seite 301-307, 1991
- [Cat89] Cattin, G. Rundfilter mit Einsatz. Pont de Roide: Patentschrift, EP 0 343 061 B1, Übersetzt in DE 689 05 234 T2, 1989
- [CZB12] N.N.: Entstauber, Zyklonfilter. Straz nad Nesarkou: CZBA GmbH, Internetauftritt, [www.czba.com](http://www.czba.com), 2012
- [Dav73] Davies, C.-N.: Air Filtration. London, New York: Academic Press Inc, 1973
- [Dav79] Davis, W. T., Kurzyske, F. R.: The Effect of Cyclonic Pre-cleaners on the Pressure Drop of Fabric Filters. London: Elsevier Ltd., Filtration & Separation, Band 16, Heft 5, Seite 451-454, 1979
- [Die04] Dietrich, H.: Der Entstauber-Markt. Offenbach/Main: AVR – Allgemeiner Vliesstoff-Report, Heft 2, Seite 32-34. 2004

- 
- [Die79] Dietrich, H.: Filternde Entstauber und ihre technischen Anwendungen. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, Umwelt, Band 9, Heft 1, Seite 26-31, 1979
- [Die81] Dietz, P. W.: Collection Efficiency of Cyclone Separators. New York: John Wiley & Sons Inc., AIChE Journal, Band 27, Heft 6, Seite 888-892, 1981
- [Die82] Dietrich, H.: Praxisbezogene Aspekte zur Anwendung filternder Materialien. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, Staub. Reinhaltung der Luft, Band 42, Heft 9, Seite 331-336, 1982
- [DIN 04a] DIN EN ISO 5167-1: Durchflussmessung von Fluiden mit Drosselgeräten in voll durchströmten Leitungen mit Kreisquerschnitt – Teil 1: Allgemeine Grundlagen und Anforderungen. Berlin: Beuth-Verlag, 2004
- [DIN04b] DIN EN ISO 5167-3: Durchflussmessung von Fluiden mit Drosselgeräten in voll durchströmten Leitungen mit Kreisquerschnitt – Teil 3: Düsen und Venturidüsen. Berlin: Beuth-Verlag, 2004
- [DIN10] DIN EN 60335-2-69: Sicherheit elektrischer Geräte für den Hausgebrauch und ähnliche Zwecke – Teil 2-69 – Besondere Anforderungen für Staub- und Wasserauger einschließlich kraftbetriebener Bürsten für den gewerblichen Gebrauch. Berlin: Beuth-Verlag, 2010
- [DIN12] DIN ISO 11057: Emissionen aus stationären Quellen – Prüfverfahren für die Charakterisierung des Filtrationsverhaltens abreinigbarer Filtermedien. Berlin: Beuth-Verlag, Kommission Reinhaltung der Luft im VDI und DIN, 2012
- [Dor14] Bach, T.: Untersuchungsbericht Nr. 1801730 AU-50437. Hirschau: Dorfner Analysezentrum und Anlagenplanungsgesellschaft mbH, 2014

- [Eng70] Engels, L.H.: Die staubtechnische Situation in den Kieswerken der Bundesrepublik Deutschland. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, Staub. Reinhaltung der Luft, Band 30, Heft 12, Seite 506-511, 1970
- [Est12] N.N.: Zentrale Absauganlagen, Filterzyklone. Senden: Esta Apparatebau GmbH & Co. KG, Internetauftritt, [www.esta.com](http://www.esta.com), 2012
- [Fei38] Feifel, E.: Zyklonentstaubung – Der Zyklon als Wirbelsenke. Berlin-Heidelberg: Forschung im Ingenieurwesen, Band 9, Heft 2, Seite 68-81, 1938
- [Fre07] N.N.: Viledon – Ein rundes Filter-Programm für maßgeschneiderte Entstaubungskonzepte. Weinheim: Freudenberg Filtration Technologies KG, pdf-Informationsbrochüre, [www.viledon-filter.de](http://www.viledon-filter.de), 2007
- [Gor93] Gores, S.: Filteranlage. Aachen: Patentanmeldung, EP 0 564 992 A2, 1993
- [Gor99] Gorton-Hülgerth, A.: Messung und Berechnung der Geschwindigkeitsfelder und Partikelbahn im Gaszyklon. Düsseldorf: VDI Verlag GmbH, Fortschritt-Berichte, Reihe 7, Nr. 357, Dissertation, 1999
- [Hei97] Heidenreich, R.: Untersuchungen an einem kombinierten Staubabscheider. Dresden: Technische Universität Dresden, Fakultät Maschinenwesen, Institut für Verfahrenstechnik und Umwelttechnik, Diplomarbeit, 1997
- [IFA12] N.N.: Prüfzeugnis – Nr. 2012244001/6210. Sankt Augustin: IFA – Institut für Arbeitsschutz der Deutschen Gesetzlichen Unfallversicherung, 2012
- [ILK97] N.N.: Kombiniertes Abscheider. Dresden: Gebrauchsmuster, DE 297 09 879 U1, 1997
- [ILK14] N.N.: Luftdurchlässigkeitsprüfstand. Dresden: Institut für Luft und Kälte gGmbH, Luft- und Klimatechnik, 2014

- [Jae74] Jäckering, G.: Zyklonfilter. Hamm: Offenlegungsschrift, DT 24 39 716 A1, 1974
- [Lei72] Leith, D.; Licht, W.: The collection efficiency of cyclone type particle collectors – a new theoretical approach. New York: John Wiley & Sons Inc., Air Pollution and its Control - AIChE Symposium Series, Band 68, Heft 126, Seite 196-206, 1972
- [Leu89] Leussler, W et al.: Schütttschichtfilter mit Zentrifugalabscheider. Frankfurt a. M.: Patentanmeldung, EP 0 371 531 A1, 1989
- [Loe80] Löffler, F.: Die Abscheidung von Partikeln aus Gasen in Faserfiltern. Weinheim: Wiley VCH Verlag, Chemie Ingenieur Technik: Band 52, Heft 4; Seite 312-323, 1982
- [Loe88] Löffler, F.: Staubabscheiden. Stuttgart: Georg Thieme Verlag, 1988  
*(mit freundlicher Genehmigung von Georg Thieme Verlag KG)*
- [Lor94] Lorenz, T.: Heißgasentstaubung mit Zyklonen. Düsseldorf: VDI Verlag GmbH, Fortschrittberichte Reihe 3, Nr. 366, Dissertation, 1994
- [Mah12] N.N.: Filterelemente. Öhringen: Mahle Industriefiltration GmbH, Internetauftritt, [www.mahle-industriefiltration.com](http://www.mahle-industriefiltration.com), 2012
- [Mik12] N.N.: Entstaubung, Mikro-Pulsair, Rundfilter. Köln: Mikropul GmbH, Internetauftritt, [www.mikropul.de](http://www.mikropul.de), 2012
- [Mio12] N.N.: Filterzyklon. Maserada sul Piave: MION VENTOL-TERMICA Depurazioni S.p.A., Internetauftritt, <http://www.mionventoltermica.it>, 2012
- [Mot82] Mothes, H.: Bewegung und Abscheidung der Partikeln im Zyklon. Karlsruhe: Universität Fridericiana Karlsruhe, Fakultät für Chemieingenieurwesen, Dissertation, 1982

- [Mus72] Muschelknautz, E.: Die Berechnung von Zyklonabscheidern. Weinheim: Wiley VCH Verlag, Chemie Ingenieur Technik: Band 44, Heft 1-2; Seite 63-71, 1972
- [RBF10] N.N.: Entstaubungs-Filterpatronen. Langenbrettach-Langenbeutigen: R+B Filter GmbH, pdf-Informationsbroschüre, [www.rb-filter.de](http://www.rb-filter.de), 2010
- [Rum68] Rumpf, H.; Borho, K.; Reichert, H.: Optimale Auslegung von Zyklonen mit Hilfe vereinfachter Modellrechnungen. Weinheim: Wiley VCH Verlag, Chemie Ingenieur Technik: Band 40, Heft 21/22; Seite 1072-1082, 1968
- [Sche12] N.N.: Impulsfilter, Rundfilter. Auroldmünster: Scheuch GmbH, Internetauftritt, [www.scheuch.com](http://www.scheuch.com), 2012
- [Schm07] Schmidt, E.: Gasreinigung. Weinheim: Wiley VCH Verlag, Chemie Ingenieur Technik: Band 79, Heft 11; Seite 1883-1892, 2007
- [Schm90] Schmidt, P.: Ungewöhnliche Zyklonabscheider. Weinheim: Wiley VCH Verlag, Chemie Ingenieur Technik: Band 62, Heft 7; Seite 536-543, 1990
- [Schm98] Schmidt, E.: Abscheidung von Partikeln aus Gasen mit Oberflächenfiltern. Düsseldorf: VDI-Verlag, Fortschritt-Berichte, Reihe 3, Nr. 546, 1998
- [Schu12] Schulz, R.: Untersuchungen zur kombinierten Staub- und Schadgasabscheidung bei der energetischen Nutzung von Biomasse. Duisburg/Essen: Universität Duisburg/Essen, Lehrstuhl für Umweltverfahrenstechnik und Anlagentechnik, Internetauftritt, [www.uni-due.de](http://www.uni-due.de), 2012
- [Schw12] Schwarze, R.: CFD - Modellierung – Grundlagen und Anwendung bei Strömungsprozessen. Freiberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013

- [Sha07] Shalaby, H. H.: On the potential of Large Eddy Simulation to simulate cyclone separators. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, Fakultät für Maschinenbau, Dissertation, 2007
- [Spl98] Spliessgardt, H. et al.: Untersuchungen zur kombinierten Staub- und Schadgasabscheidung bei der energetischen Nutzung von Biomasse. Düsseldorf: Springer-VDI-Verlag, Staub. Reinhaltung der Luft, Band 58, Heft 7/8, Seite 297-302, 1998
- [Spl99] Spliessgardt, H. et al.: Entwicklung und Erprobung eines Kombizyklons für die Gasreinigung bei der Biomasseverbrennung. Düsseldorf: VDI-Verlag, VDI-Berichte 1511 – Zyklonabscheider in der Energie- und Verfahrenstechnik, 1999
- [Sta99] Staudinger, G.: Treffsicherheit und Zuverlässigkeit der heutigen Zyklonberechnung. Düsseldorf: VDI-Verlag, VDI-Berichte 1511 – Zyklonabscheider in der Energie- und Verfahrenstechnik, Seite 1-23, 1999
- [Star12] N.N.: STAR-CCM+ - Help. New York: CD Adapco Ltd., 2012
- [Sti94] Stieß, M.: Mechanische Verfahrenstechnik 2. Berlin: Springer-Verlag, 1994
- [TUC11] Malvern Instruments GmbH: Mastersizer. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, Fakultät für Maschinenbau, Institut für Mechanik und Thermodynamik, Professur Strömungsmechanik, 2011
- [TUC14] Keyence Deutschland GmbH: Lasermikroskop VK9710. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, Fakultät für Maschinenbau, Institut für Fördertechnik und Kunststoffe, Professur Fördertechnik, 2014

- [VDI01] VDI-Richtlinie 2264: Inbetriebnahme, Betrieb und Instandhaltung von Abscheideanlagen zur Abtrennung gasförmiger und partikelförmiger Stoffe aus Gasströmen. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2001
- [VDI06] VDI Wärmeatlas: Zyklone zum Abscheiden fester Partikel aus Gasen. Berlin-Heidelberg: Springer-Verlag, 10. Auflage, 2006
- [VDI10] VDI-Richtlinie 3677 Blatt 1: Filternde Abscheider, Oberflächenfilter. Düsseldorf: VDI-Verlag, 2010  
*(Wiedergegeben mit Erlaubnis des Verein Deutscher Ingenieure e.V.)*
- [VDI11] VDI-Richtlinie 3678 Blatt 1: Elektrofilter, Prozessgas und Abgasreinigung. Düsseldorf: VDI-Verlag 2011
- [VDI93] VDI-Richtlinie 2640 Blatt 1: Netzmessung in Strömungsquerschnitten – Allgemeine Richtlinien und mathematische Grundlagen: Düsseldorf. VDI-Verlag, 1993
- [VDI97] VDI-Richtlinie 3677 Blatt 1: Filternde Abscheider, Oberflächenfilter. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1997  
*(Wiedergegeben mit Erlaubnis des Verein Deutscher Ingenieure e.V.)*
- [VDI98] VDI-Richtlinie 3679 Blatt 1: Nassabscheider für Partikelförmige Stoffe. Düsseldorf: VDI-Verlag 1998
- [VDI99] VDI-Richtlinie 3676: Massenkraftabscheider. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1999
- [Ven12] N.N.: Rundfilter und Zyklonfilter. Oelde: Ventilatorenfabrik Oelde GmbH, Internetauftritt, [www.venti-oelde.de](http://www.venti-oelde.de), 2012
- [Woz07] Wozniak, G. et al.: Über die Auslegung und den Entwicklungsstand von Zyklon-Abscheidern. Heidelberg: Springer-Verlag, Forschung im Ingenieurwesen, Band 71, Heft 3-4, Seite 171-180, 2007



## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Klassifizierung der Entstaubungstechnologien .....	7
Abbildung 2: Klassifizierung der filternden Abscheider nach dem Filtermaterial [VDI97].....	9
Abbildung 3: Patronenfilter mit Druckluftreinigung [VDI10].....	12
Abbildung 4: Konstruktiver Aufbau einer Filterpatrone .....	13
Abbildung 5: Aufbau von Filterschlauch (a) [Loe98] und Filtertaschen (b) [Schm98] .....	14
Abbildung 6: Aufbau eines Zyklons [Loe88] .....	16
Abbildung 7: Bekannte kombinierte Entstaubungsgeräte und technologisches Konzept der angestrebten Weiterentwicklung.....	20
Abbildung 8: Fraktionsverteilungskurven des Aufgabegutes 1 und 2 .....	37
Abbildung 9: Lichtmikroskopische Aufnahmen des Aufgabegutes 1 und 2 .	38
Abbildung 10: Lasermikroskopische Aufnahme einer Partikel des Aufgabegutes 2 .....	39
Abbildung 11: Entwickelter hybrider Filterzyklon .....	42
Abbildung 12: Variante 1 des Versuchsstandes .....	46
Abbildung 13: Variante 2 des Versuchsstandes .....	47
Abbildung 14: Variante 3 des Versuchsstandes .....	47
Abbildung 15: Variante 2 des Versuchsstandes im Labor .....	48
Abbildung 16: Versuchsmatrix für die Ermittlung des statischen Differenzdruckes.....	49
Abbildung 17: Versuchsmatrix für die Bestimmung des Abscheideverhaltens und Untersuchung des dynamischen Differenzdruckes.....	49
Abbildung 18: Statischer Differenzdruck mit neuen Filterpatronen der hybriden Filterzyklone und des herkömmlichen Patronenfilters.....	51
Abbildung 19: Statische Differenzdruckwerte beim Referenzvolumenstrom	52

Abbildung 20: Dynamischer Differenzdruck - Beladung mit dem Aufgabegut 1 .....	53
Abbildung 21: Dynamischer Differenzdruck - Beladung mit dem Aufgabegut 2 .....	54
Abbildung 22: Trennfunktionen der Zyklone - Beladung mit dem Aufgabegut 1 .....	59
Abbildung 23: Gesamtabscheidegrad - Beladung mit dem Aufgabegut 1 ....	59
Abbildung 24: Trennfunktionen der Zyklone - Beladung mit dem Aufgabegut 2 .....	60
Abbildung 25: Gesamtabscheidegrad - Beladung mit dem Aufgabegut 2 ....	61
Abbildung 26: Experimentell ermittelter und berechneter statischer Differenzdruck des ZOT und HFZOT .....	64
Abbildung 27: Statischer Differenzdruck des ZOT und HFZOT bei $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ .....	65
Abbildung 28: Experimentell ermittelter und berechneter statischer Differenzdruck des ZMT und HFZMT .....	66
Abbildung 29: Statischer Differenzdruck des ZMT und HFZMT bei $\dot{V}_N = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ .....	67
Abbildung 30: Gemessene und berechnete Trennfunktionen der Zyklone der Untersuchungen mit dem Aufgabegut 1 .....	69
Abbildung 31: Experimentell ermittelte und berechnete Trennfunktionen der Zyklone der Untersuchungen mit dem Aufgabegut 2 .....	70
Abbildung 32: Experimentell ermittelte und berechnete Gesamtabscheidegrade des ZOT und HFZOT .....	71
Abbildung 33: Experimentell ermittelte und berechnete Gesamtabscheidegrade des ZMT und HFZMT .....	72
Abbildung 34: Netzparameter des ZOT und ZMT .....	74
Abbildung 35: Rechengitter des ZMT .....	75
Abbildung 36: Differenzdruckverhalten des unbelasteten Filtermaterials ....	77

---

Abbildung 37: Korrigiertes Differenzdruckverhalten des modellierten Filtermaterials .....	78
Abbildung 38: Untersuchte Varianten für die Filtermodellierung.....	79
Abbildung 39: Rechengitter des HFZMT Variante 1.1 .....	80
Abbildung 40: Untersuchte Varianten für die Filtermodellierung der Modellstufe 1 .....	80
Abbildung 41: Rechengitter des HFZMT Variante 1.2 Modellstufe 1 .....	81
Abbildung 42: Rechengitter des ZMT (a) und HFZMT (b) für die Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrad .....	82
Abbildung 43: Netzparameter für die Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrad .....	83
Abbildung 44: Gemessene und mit CFD errechnete Differenzdrücke des ZOT und ZMT .....	85
Abbildung 45: Gemessene und mit CFD errechnete Differenzdrücke des HFZOT und HFZMT .....	85
Abbildung 46: Gemessene und mit CFD errechnete Differenzdrücke des HFZOT und HFZMT .....	86
Abbildung 47: Gemessene und mit CFD errechnete Gesamtabscheidegrade des ZOT und HFZOT.....	88
Abbildung 48: Gemessene und mit CFD errechnete Gesamtabscheidegrade des ZMT und HFZMT .....	89
Abbildung 49: Mit CFD errechnete Trennfunktionen der Zyclone.....	90
Abbildung 50: Bestimmung des Einschnürungsbeiwert $\alpha_e$ in STAR-CCM+ .....	91
Abbildung 51: Ermittelte Variablen mittels CFD.....	92
Abbildung 52: Mittlere errechnete resultierende Geschwindigkeit im ZOT und ZMT .....	94
Abbildung 53: Vektordarstellung der resultierenden Geschwindigkeit im ZOT und ZMT .....	95

---

Abbildung 54: Charakteristische Partikelbewegungsbahn und - geschwindigkeit im ZOT/ZMT, $d_p = 20 \mu m$ .....	95
Abbildung 55: Mittlere errechnete resultierende Geschwindigkeit im ZOT und HFZOT .....	96
Abbildung 56: Mittlere errechnete resultierende Geschwindigkeit im ZMT und HFZMT .....	97
Abbildung 57: Vektordarstellung der resultierenden Geschwindigkeit im HFZOT und HFZMT .....	98
Abbildung 58: Charakteristische Partikelbewegungsbahn und - geschwindigkeit im HFZOT / HFZMT, $d_p = 20 \mu m$ .....	99
Abbildung 59: Filtrationsgeschwindigkeiten .....	100
Abbildung 60: Luftmassenstrom durch die Filterpatronen.....	101
Abbildung 61: Berechnungsvorschrift – Teil 1.....	107
Abbildung 62: Berechnungsvorschrift – Teil 2.....	109

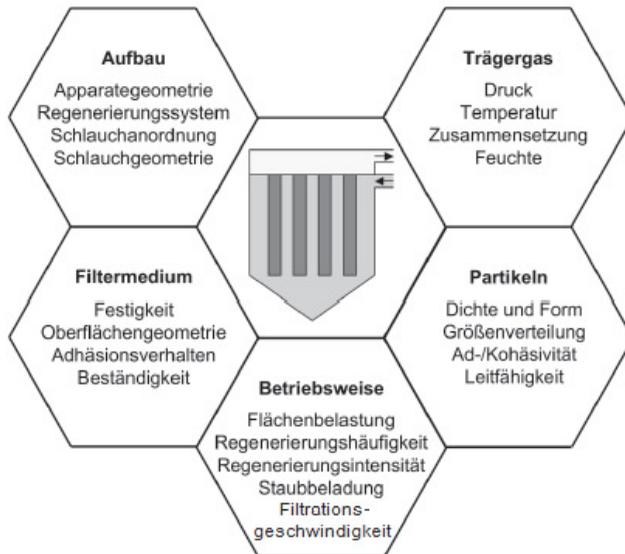
---

## **Anlagenverzeichnis**

Anlage 1: Berechnungsmodelle für Oberflächenfilter .....	127
Anlage 2: Experimentelle Untersuchungen .....	131
Anlage 3: Entwicklung und Anwendung des praxisnahen Berechnungs- modells .....	141



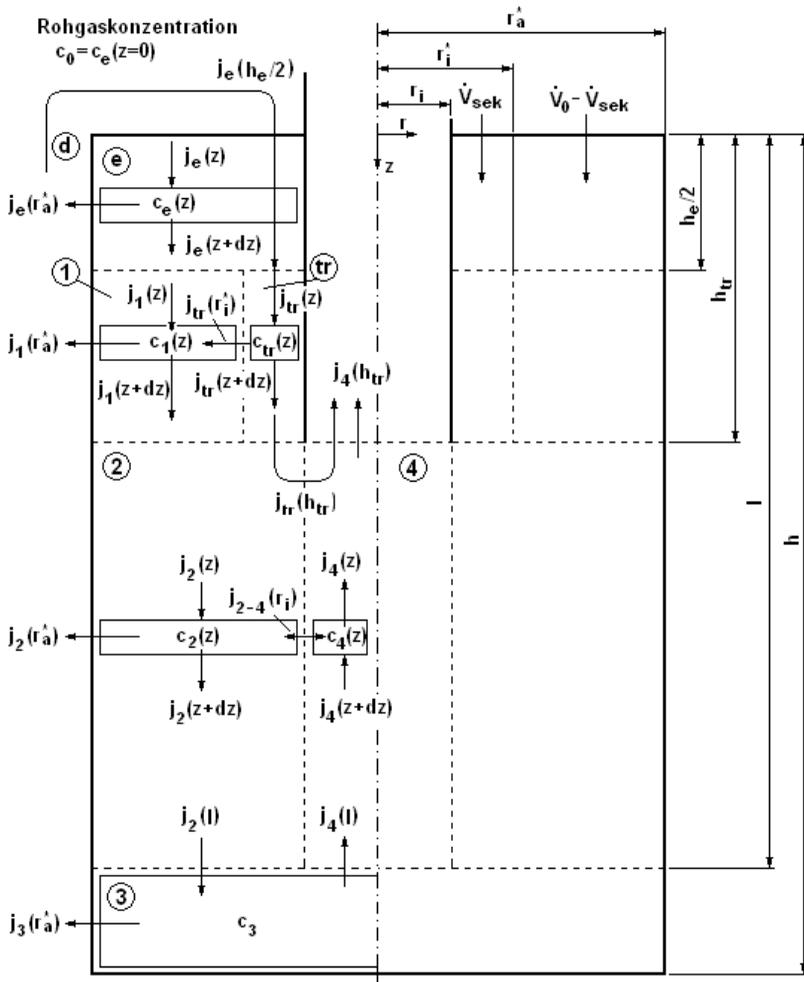
## Anlage 1: Berechnungsmodelle für Oberflächenfilter und Zyclone



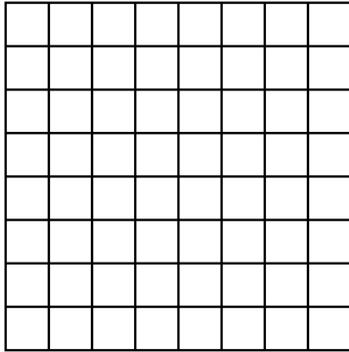
Anlage 1 / Abbildung A1.1: Wichtige Einflussgrößen bei der Oberflächenfiltration [VDI10]

Anwendung (Staubart)	spez. Filterflächenbelastung in $m^3/(m^2 \cdot h)$
Ofenentstaubung im Stahlwerk (Eisenoxide)	60 bis 90
Kohlverbrennung (Flugasche) abhängig von Vorabscheidung und Verbrennungsart	40 bis 90
Gipsbrennen (Gipsstaub)	60 bis 100
Schleifen von Holz und Holzwerkstoffen (Schleifstaub mit Leimanteil, Holzmehl)	70 bis 150
Sandaufbereitung von Gießereiformsand	60 bis 120
Thermische Spritzverfahren von Aluminium	30 bis 40
Weizenvermahlung	150 bis 250, bei älteren Anlagen bis 300
Absaugung über Zinkbad (Zinkoxidstaub)	60 bis 90
Förderung, Verladung von Zementstaub	70 bis 120
Zuckersichtung	70 bis 120

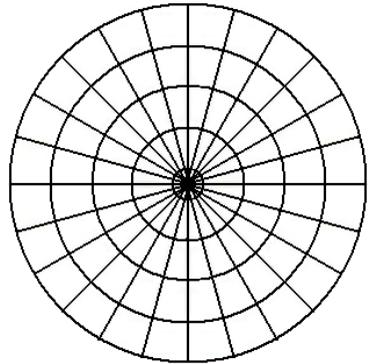
Anlage 1 / Abbildung A1.2: Richtwerte für die spezifische Filterflächenbelastung ausgewählter Anwendungsfälle [VDI10]



Anlage 1 / Abbildung A1.3: Abscheidebereiche im Zyklon nach Lorenz [Lor94]



a)



b)

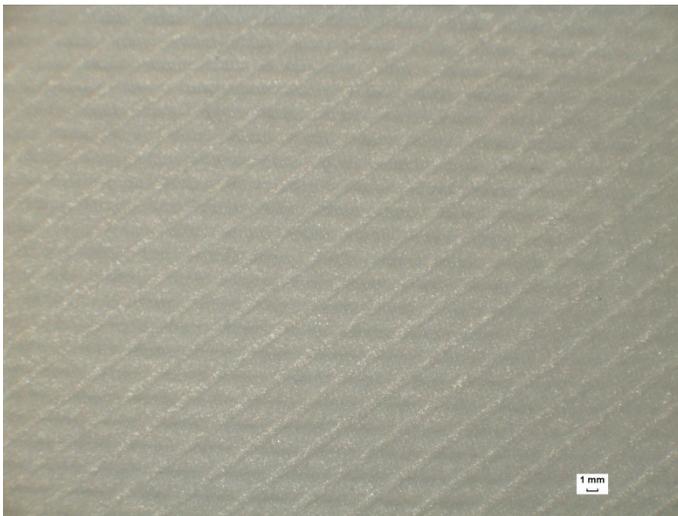
**Anlage 1 / Abbildung A1.4: Struktur des „H-Grid“ (a) und „O-Grid“ (b) [Gor99]**



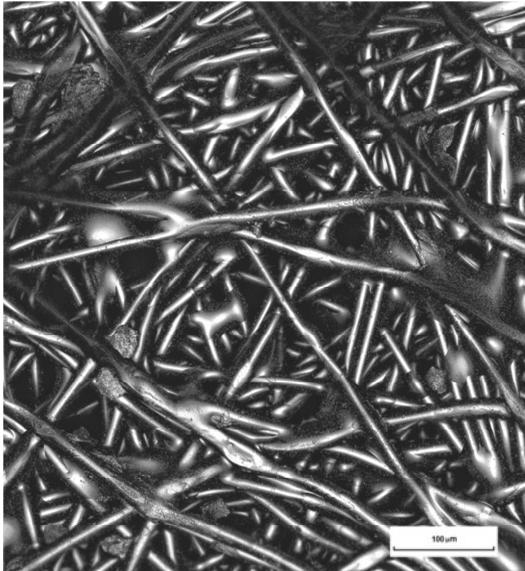
**Anlage 2: Experimentelle Untersuchungen**



**Anlage 2 / Abbildung A2.1: Lasermikroskop VK9710 der Fa. Keyence [TUC14]**



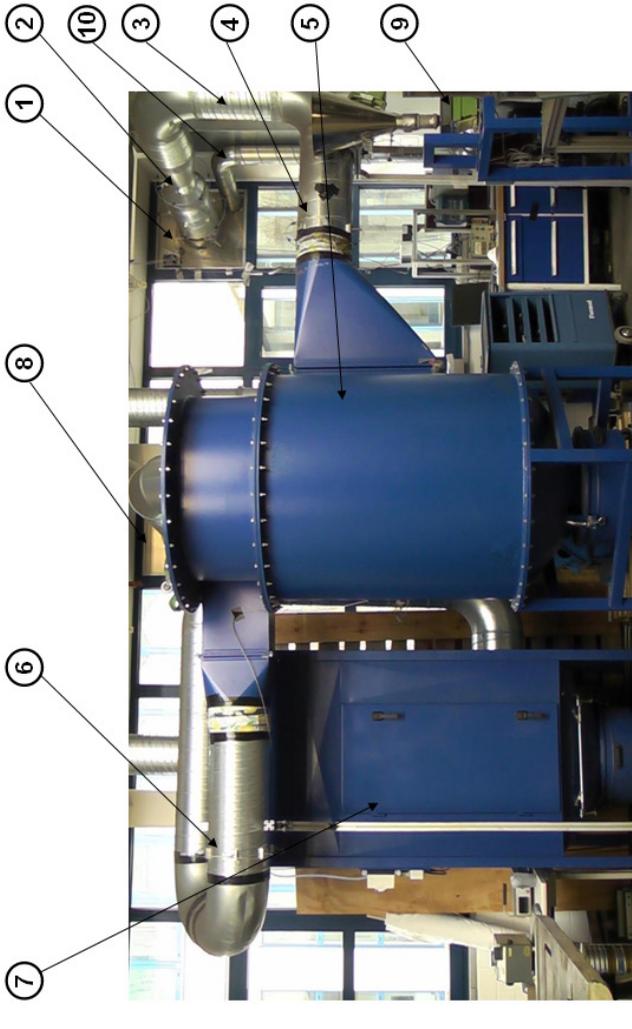
**Anlage 2 / Abbildung A2.2: Makroskopische Aufnahme des Filtermaterials**



Anlage 2 / Abbildung A2.3: Mikroskopische Aufnahme des Filtermaterials

Material		Aufgabegut 1 [MA-%]	Aufgabegut 2 [Ma-%]
Bezeichnung	Chemische Formel		
Maghemite	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	18	32
Iron	Fe	28	15
Wüstite	FeO	28	15
Hematit	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1	4
Chromium Iron	CrFe <sub>4</sub>	11	13
Zircon	ZrSiO <sub>4</sub>	2,5	6
Quarz	SiO <sub>2</sub>	6	7,5
sonstige Bestandteile	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ; TiO <sub>2</sub> ; CaO; MnO; NiO; CuO; P <sub>4</sub> O <sub>10</sub>	5,5	7,5

Anlage 2 / Abbildung A2.4 Chemische Bestandteile des Aufgabegut 1 / 2 [Dor14]



- |   |               |   |                              |    |                                     |
|---|---------------|---|------------------------------|----|-------------------------------------|
| 1 | Luftinlass    | 5 | Zyklon mit/ohne Tauchrohr    | 9  | Partikelzuföhreinrichtung           |
| 2 | Venturidüse   | 6 | Messstelle M4                | 10 | Luftleitung für Partikelzuföhührung |
| 3 | Luftleitung   | 7 | Herkörmlicher Patronenfilter |    |                                     |
| 4 | Messstelle M3 | 8 | Luftaustlass                 |    |                                     |

Anlage 2 / Abbildung A2.5: Versuchstand der Variante 2 mit Bezeichnung der Komponenten

**a) geometrische Parameter**

$$r_a = 558 \text{ mm}$$

$$r_i = 458 \text{ mm}$$

$$d_B = 400 \text{ mm}$$

$$h_z = 1200 \text{ mm}$$

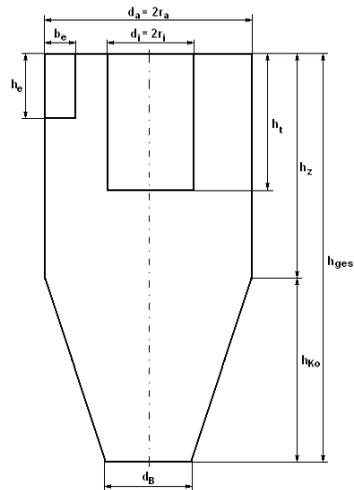
$$h_{Ko} = 300 \text{ mm}$$

$$h_t = 1100 \text{ mm (ZMT/HFZMT)}$$

$$h_t = 0 \text{ mm (ZOT/HFZOT)}$$

$$h_e = 800 \text{ mm}$$

$$b_e = 100 \text{ mm}$$

**b) Betriebsparameter (Normzustand) für die Entwicklung des hybriden Filterzyklons**

$$\dot{V} = 4000 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$$

$$\mu_e = 0,001 \text{ kg} \cdot \text{kg}^{-1}$$

$$T = 273,15 \text{ K}$$

$$\rho_L = 1,293 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$$

$$\nu_L = 13 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$$

$$\eta_L = 1,722 \cdot 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s}$$

$$\rho_s = 5430 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \quad (\text{Aufgabegut 1})$$

$$\rho_s = 4850 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \quad (\text{Aufgabegut 2})$$

$$d_{50\_A} = 168 \mu\text{m} \quad (\text{Aufgabegut 1})$$

$$d_{50\_A} = 22 \mu\text{m} \quad (\text{Aufgabegut 2})$$

$$\lambda_0 = 0,005$$

c) **Betriebsparameter (Mittelwerte) für den Vergleich der Berechnungsmodelle zur Berechnung des statischen Differenzdrucks**

Parameter	Einheit	ZOT					
		2400	2800	3200	3600	4000	4400
$\dot{V}_H$	[m <sup>3</sup> /h]	2404	2801	3199	3600	3995	4396
$\dot{V}_B$	[m <sup>3</sup> /h]	2562	2988	3409	3839	4260	4691
$p_B$	[mbar]	991,7	991,7	991,7	991,5	991,5	991,5
$T_B$	[°C]	10,8	10,6	10,8	10,9	10,9	11,1
$\Phi_B$	[%]	0,69	0,71	0,7	0,71	0,67	0,67
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1,213	1,213	1,212	1,212	1,212	1,211
$\eta_B$	[Pa·s]	1,778E-05	1,775E-05	1,775E-05	1,775E-05	1,775E-05	1,775E-05
$\nu_B$	[m <sup>2</sup> /s]	1,465E-05	1,463E-05	1,465E-05	1,465E-05	1,465E-05	1,466E-05

Parameter	Einheit	ZMT					
		2400	2800	3200	3600	4000	4400
$\dot{V}_H$	[m <sup>3</sup> /h]	2405	2819	3190	3537	4007	4392
$\dot{V}_B$	[m <sup>3</sup> /h]	2642	3094	3498	3875	4387	4805
$p_B$	[mbar]	980,5	980,4	980,5	980,4	980,5	980,6
$T_B$	[°C]	15,8	15,6	15,4	15,1	15	14,8
$\Phi_B$	[%]	0,67	0,68	0,68	0,68	0,68	0,68
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1,177	1,177	1,178	1,18	1,18	1,181
$\eta_B$	[Pa·s]	1,802E-05	1,802E-05	1,802E-05	1,802E-05	1,802E-05	1,802E-05
$\nu_B$	[m <sup>2</sup> /s]	1,531E-05	1,531E-05	1,530E-05	1,527E-05	1,527E-05	1,526E-05

Parameter	Einheit	HFZOT					
		2400	2800	3200	3600	4000	4400
$\dot{V}_H$	[m <sup>3</sup> /h]	2395	2804	3207	3623	4010	4405
$\dot{V}_B$	[m <sup>3</sup> /h]	2654	3102	3546	4006	4431	4868
$p_B$	[mbar]	985,2	985,2	985,3	985,2	985	985
$T_B$	[°C]	19	18,6	18,4	18,5	18,3	18,3
$\Phi_B$	[%]	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1,166	1,168	1,169	1,169	1,169	1,169
$\eta_B$	[Pa·s]	1,815E-05	1,815E-05	1,815E-05	1,815E-05	1,815E-05	1,815E-05
$\nu_B$	[m <sup>2</sup> /s]	1,556E-05	1,554E-05	1,552E-05	1,552E-05	1,552E-05	1,552E-05

Parameter	Einheit	HFZMT					
		2400	2800	3200	3600	4000	4400
$\dot{V}_H$	[m <sup>3</sup> /h]	2389	2805	3224	3616	4010	4411
$\dot{V}_B$	[m <sup>3</sup> /h]	2701	3173	3640	4079	4536	4983
$p_B$	[mbar]	984,5	984,5	984,4	984,3	984,1	984,1
$T_B$	[°C]	24,9	25,2	24,7	24,5	25,1	24,8
$\Phi_B$	[%]	0,5	0,49	0,51	0,49	0,51	0,48
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1,143	1,143	1,144	1,146	1,141	1,144
$\eta_B$	[Pa·s]	1,848E-05	1,848E-05	1,848E-05	1,848E-05	1,848E-05	1,848E-05
$\nu_B$	[m <sup>2</sup> /s]	1,616E-05	1,616E-05	1,615E-05	1,612E-05	1,619E-05	1,615E-05

- d) **Betriebsparameter (Mittelwerte) für den Vergleich der Berechnungsmodelle zur Berechnung des Fraktions- und Gesamtabscheidegrades**

Aufgabegut 1					
Parameter	Einheit	ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
$\dot{V}_{II}$	[m <sup>3</sup> /h]	3992	3987	3819	3836
$\dot{V}_B$	[m <sup>3</sup> /h]	4307	4372	4225	4281
$p_B$	[mbar]	986,6	975,5	985,4	983,7
$T_B$	[°C]	12,9	14,1	19,9	21,7
$\Phi_B$	[%]	0,58	0,6	0,32	0,35
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1,198	1,179	1,168	1,158
$\eta_B$	[Pa·s]	1,79E-05	1,80E-05	1,82E-05	1,83E-05
$\nu_B$	[m <sup>2</sup> /s]	1,49E-05	1,53E-05	1,56E-05	1,58E-05

$$\rho_s = 5430 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \quad (\text{Aufgabegut 1})$$

$$d_{50\_A} = 168 \mu\text{m} \quad (\text{Aufgabegut 1})$$

Aufgabegut 2					
Parameter	Einheit	ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
$\dot{V}_{II}$	[m <sup>3</sup> /h]	3842	3883	3727	3737
$\dot{V}_B$	[m <sup>3</sup> /h]	4210	4249	4145	4194
$p_B$	[mbar]	989,7	975,7	984,2	982,4
$T_B$	[°C]	18,4	13,4	21,2	23,1
$\Phi_B$	[%]	0,36	0,77	0,28	0,31
$\rho_B$	[kg/m <sup>3</sup> ]	1,179	1,181	1,162	1,151
$\eta_B$	[Pa·s]	1,82E-05	1,79E-05	1,83E-05	1,84E-05
$\nu_B$	[m <sup>2</sup> /s]	1,54E-05	1,52E-05	1,57E-05	1,6E-05

$$\rho_s = 4850 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \quad (\text{Aufgabegut 2})$$

$$d_{50\_A} = 22 \mu\text{m} \quad (\text{Aufgabegut 2})$$

Anlage 2 / Abbildung A2.6 (c, d): Parameter für die Berechnungsmodelle

### Berechnungen zur Entwicklung des hybriden Filterzyklons

#### Parameter:

siehe Anlage 2 / Abbildung A2.6

#### Berechnungen nach [VDI06]:

Luft Eintrittsfläche:  $A_e = h_e \cdot b_e = 0,08 \text{ m}^2$

Tauchrohrquerschnittsfläche:  $A_i = \pi \cdot r_i^2 = 0,659 \text{ m}^2$

Wandreibungsfläche:  $A_R = 2\pi r_a h_z + 2\pi r_i h_i + \pi(r_a^2 - r_i^2) + \pi s_w (r_a + r_w)$   
 $= 8,108 \text{ m}^2$

mit  $s_w = 130 \text{ mm}$

$r_w = 458 \text{ mm}$

umströmte Wandfläche

im ersten Umlauf:  $A_{e1} = \frac{2\pi r_a \cdot h_e}{2} = 1,402 \text{ m}^2$

geometrisches Verhältnis:  $\beta = b_e / r_a = 0,179$

mittl. Radius:  $r_m = \sqrt{r_a \cdot r_i} = 506 \text{ mm}$

mittl. Radius:  $r_2 = \frac{1}{2}(r_a + r_w) = 379 \text{ mm}$

Einschnürungsbeiwert: 
$$\alpha_e = \frac{1 - \sqrt{1 + 4 \left[ \left( \frac{\beta}{2} \right)^2 - \left( \frac{\beta}{2} \right) \cdot \sqrt{1 - \frac{1 - \beta^2}{1 + \mu_e}} \cdot (2 \cdot \beta - \beta^2) \right]}}{\beta}$$
  
 $= 0,812$

mittl. Radius:  $\bar{r}_e = r_a - \frac{1}{2} \alpha \cdot b_e = 517 \text{ mm}$

gemittelter Bezugsradius:  $\bar{r}_z = \sqrt{\bar{r}_e \cdot r_2} = 443 \text{ mm}$

Eintrittsgeschwindigkeit:  $v_e = \dot{V} / A_e = 13,889 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

äußere Umfangsgeschw.:  $u_a = \frac{v_e \cdot \frac{r_e}{r_a}}{\alpha_e} = 15,565 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

mittl. ax. Tauchrohr-  
geschw.:  $v_i = \dot{V} / A_i = 1,686 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

mittl. ax. Zyklongeschw.:  $v_{ax} = \frac{0,9 \cdot \dot{V}}{\pi \cdot (r_a^2 - r_m^2)} = 5,7 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

Froude Zahl:  $F_{ri} = \frac{v_i}{\sqrt{2g \cdot r_i}} = 0,563$

mittl. Umfangsgeschw.:  $u_{im} = \sqrt{u_a \cdot u_i} = 23,64 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

vereinf. Gesamtreibungs-  
beiwert:  $\lambda_s = \lambda_0 (1 + 2 \cdot \sqrt{\mu_e}) = 5,316 \cdot 10^{-3}$

innere Umfangsgeschw.:  $u_i = \frac{u_a \cdot \frac{r_a}{r_i}}{1 + \frac{\lambda_s}{2} \cdot \frac{A_R}{\dot{V}} \cdot u_a \cdot \sqrt{\frac{r_a}{r_i}}} = 14,224 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

Umfangsgeschw. auf  $\bar{r}_e$ :  $u_e = \frac{u_a \cdot \frac{r_a}{\bar{r}_e}}{1 + \frac{\lambda_s}{2} \cdot \frac{A_{e1}}{0,9\dot{V}} \cdot u_a \cdot \sqrt{\frac{r_a}{\bar{r}_e}}} = 15,833 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

Umfangsgeschw. auf  $r_2$ :  $u_2 = \frac{u_a \cdot \frac{r_a}{r_2}}{1 + \frac{\lambda_s}{2} \cdot \frac{A_w}{0,9\dot{V}} \cdot u_a \cdot \sqrt{\frac{r_a}{r_2}}} = 18,396 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

Druckverlust Einlauf:  $\Delta p_{ek} = 0 \text{ Pa}$  (für Schlitzeinlauf)

Druckverlust Abscheide-  
raum:

$$\Delta p_e = -\lambda_s \cdot \frac{A_R}{0,9 \cdot \dot{V}} \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot (u_a \cdot u_i)^{3/2} = -92 \text{ Pa}$$

Druckverlust Tauchrohr:

$$\Delta p_i = - \left[ 2 + 3 \cdot \left( \frac{u_i}{v_i} \right)^{4/3} + \left( \frac{u_i}{v_i} \right)^2 \right] \cdot \frac{\rho_L}{2} \cdot v_i^2 = -229 \text{ Pa}$$

Gesamtdruckverlust:

$$\Delta p_{ges} = (\Delta p_{ek} + \Delta p_e + \Delta p_i) - 0,15(\Delta p_{ek} + \Delta p_e + \Delta p_i) = -287 \text{ Pa}$$

Sinkgeschwindigkeit:

$$w_{s_{50}} = \frac{0,5 \cdot (0,9 \cdot \dot{V})}{A_w} = 0,102 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

$$\text{mit } A_w = 4,895 \text{ m}^2$$

Zentrifugalbeschleunigung:  $\bar{z}_e = \frac{u_e \cdot u_2}{\bar{r}_z} = 657,779 \text{ m} \cdot \text{s}^{-2}$

Grenzpartikeldurchmesser

für die Wandabscheidung:  $d_e^* = \sqrt{w_{s_{50}} \cdot \frac{18 \cdot \eta_L}{(\rho_s - \rho_L) \cdot \bar{z}_e}} = 2,98 \mu\text{m}$

Grenzbeladung:

$$\mu_G = K_G \cdot \left( \frac{d_e^*}{d_{50-A}} \right) \cdot (10\mu_e)^k = 1,83 \cdot 10^5$$

$$\text{mit } k = 0,692$$

$$K_G = 0,025$$

Abscheidegrad durch Grenz-

beladung:  $\eta_e = 1 - \frac{\mu_G}{\mu_e} = 0,982$

Grenzpartikeldurchmesser

für den inneren Wirbel: 
$$d^* = \sqrt{\frac{18 \cdot \eta_L \cdot 0,9 \cdot \dot{V}}{(\rho_s - \rho_L) \cdot u_i^2 \cdot 2 \cdot \pi \cdot h_i}} = 15,63 \mu\text{m}$$

mit 
$$h_i = 183,799 \text{ mm}$$

Abscheidegrad im inneren

Wirbel: 
$$\eta_i = \sum_{j=1}^n (\eta_F(\bar{d}_j) \cdot \Delta R_{A_i}(\bar{d}_j)) = 0,032$$

mit 
$$\eta_F(\bar{d}_j) = 0,5 \left\{ 1 + \cos \left[ \pi \left( 1 - \frac{\log\left(\frac{\bar{d}_j}{d^*}\right) + \log D}{2 \log D} \right) \right] \right\}$$

$$D = 3$$

Gesamtabscheidegrad: 
$$\eta_{ges} = 1 - \frac{\mu_G}{\mu_e} + \frac{\mu_G}{\mu_e} \cdot \eta_i = 0,982$$

**Anlage 2 / Abbildung A2.7: Berechnungen zur Entwicklung des hybriden Filterzyklons**

**Anlage 3: Entwicklung und Anwendung des praxisnahen Berechnungsmodells****a) Physikalische Modelle in Star CCM+® für die stationären Berechnungsmodelle**

All y+ Wall Treatment  
Constant Density  
Gas  
Gradients  
Gravity  
k-Omega Turbulence  
Reynolds-Averaged Navier Stokes  
Segregated Flow  
SST (Menter) K-Omega  
Steady  
Three Dimensional  
Turbulent

**b) Physikalische Modelle in Star CCM+® für die instationären Berechnungsmodelle**

All y+ Wall Treatment  
Constant Density  
Gas  
Gradients  
Gravity  
Implicit Unsteady  
Large Eddy Simulation  
Segregated Flow  
Smagorinsky Subgrid Scale  
Three Dimensional  
Turbulent

**c) Zusätzliche Physikalische Modell für die instationäre Mehrphasenberechnung**

Lagrangian Multiphase  
Constant Density  
Drag Force  
Material Particles  
Pressure Gradient Force  
Residence Time  
Shear Lift Force  
Solid  
Spherical Particles  
Two-Way-Coupling  
Virtual Mass

**Anlage 3 / Abbildung A3.1: Genutzte physikalische Modelle in STAR-CCM+®**



**Anlage 3 / Abbildung A3.2: Luftdurchlässigkeitsprüfstand [ILK14]**

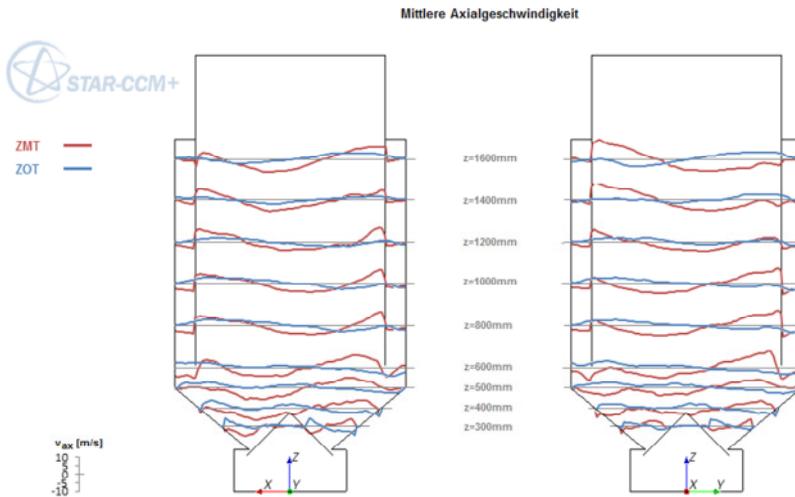
Fraktion [ $\mu\text{m}$ ]	$\dot{m}_p$ [kg/s]
1	3,047027E-05
2,5	4,702477E-05
5	1,729056E-04
10	2,176388E-04
15	1,127567E-04
20	1,326304E-04
25	7,041216E-05
30	8,610560E-05
40	1,398938E-04
50	4,265005E-05
65	1,148121E-04
80	1,951958E-05
100	7,434941E-05
REST	1,276307E-04

### Anlage 3 / Abbildung A3. 3: Massestrom der Fraktionen (Aufgabegut 2)

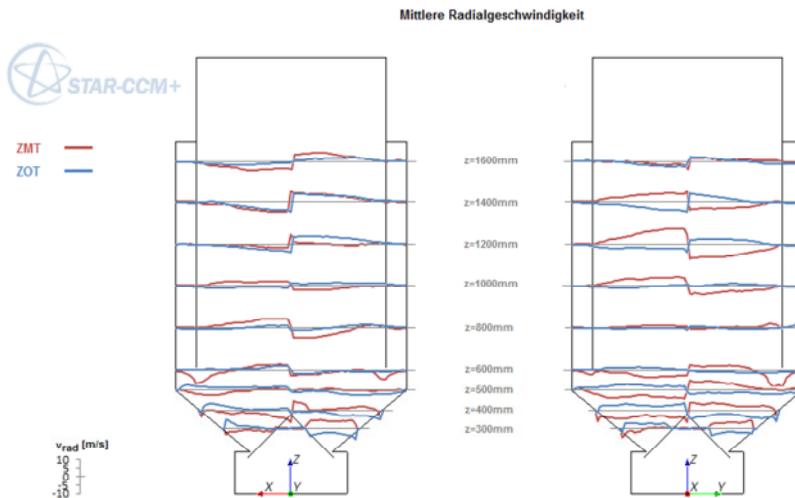
*HINWEIS: Die Fraktion „Rest“ kennzeichnet den übrigen größeren Anteil der Gesamtfraktion mit  $d_p > 100 \mu\text{m}$ , welcher bei der CFD-Berechnung zur Erhöhung der Berechnungsgeschwindigkeiten nicht mit aufgegeben wurde, aber bei der Berechnung des Gesamtabscheidegrades Berücksichtigung finden muss.*

Polynomkoeffizient	Bauform			
	ZOT	ZMT	HFZOT	HFZMT
a <sub>Poly</sub>	-7,401804E-09	-8,695310E-10	-1,507670E-09	-1,189588E-11
b <sub>Poly</sub>	1,393860E-06	1,903180E-07	3,025726E-07	2,047943E-08
c <sub>Poly</sub>	-1,004532E-04	-1,653410E-05	-2,419051E-05	-4,009517E-06
d <sub>Poly</sub>	3,465061E-03	7,264020E-04	9,800444E-04	2,859281E-04
e <sub>Poly</sub>	-5,830100E-02	-1,701000E-02	-2,113400E-02	-9,606127E-03
f <sub>Poly</sub>	4,306520E-01	2,041300E-01	2,313000E-01	1,554900E-01
g <sub>Poly</sub>	-1,317300E-02	-3,909000E-02	-4,261200E-02	-3,484600E-02

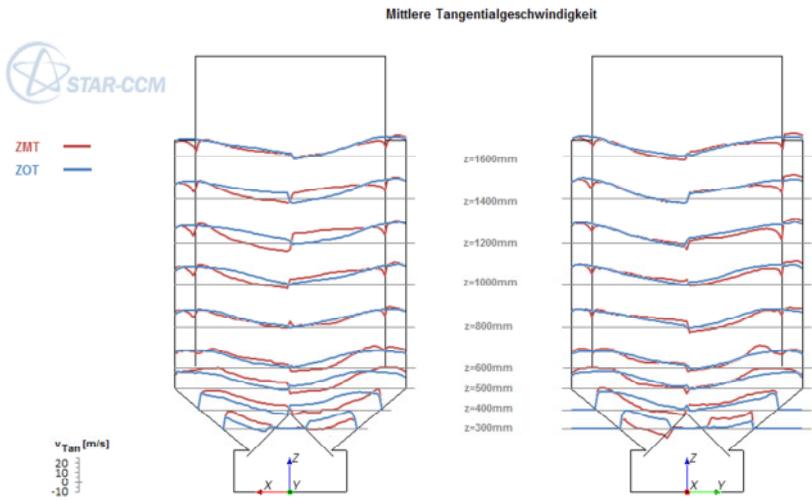
### Anlage 3 / Abbildung A3.4: Polynomkoeffizienten der verschiedenen Bauform für Gleichung 5.8



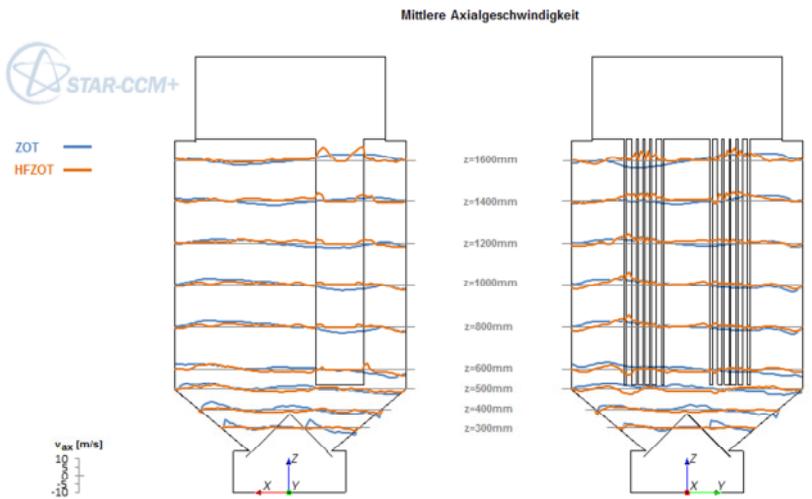
Anlage 3 / Abbildung A3.5: Mittlere errechnete Axialgeschw. im ZOT / ZMT



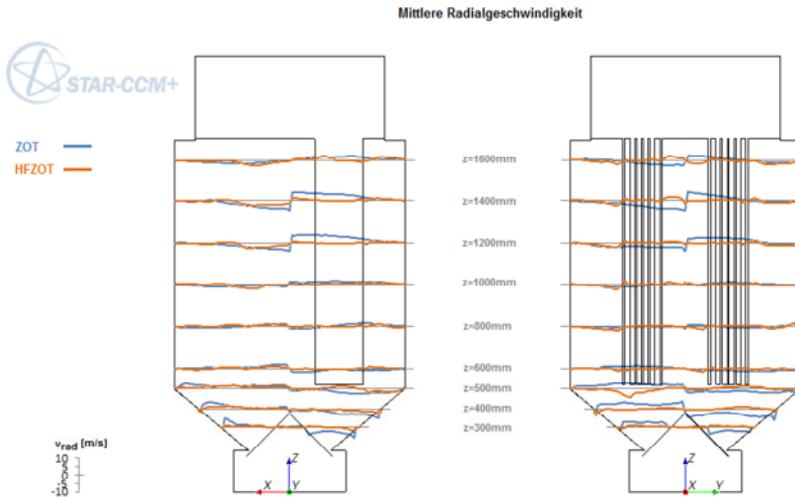
Anlage 3 / Abbildung A3.6: Mittlere errechnete Radialgeschw. im ZOT / ZMT



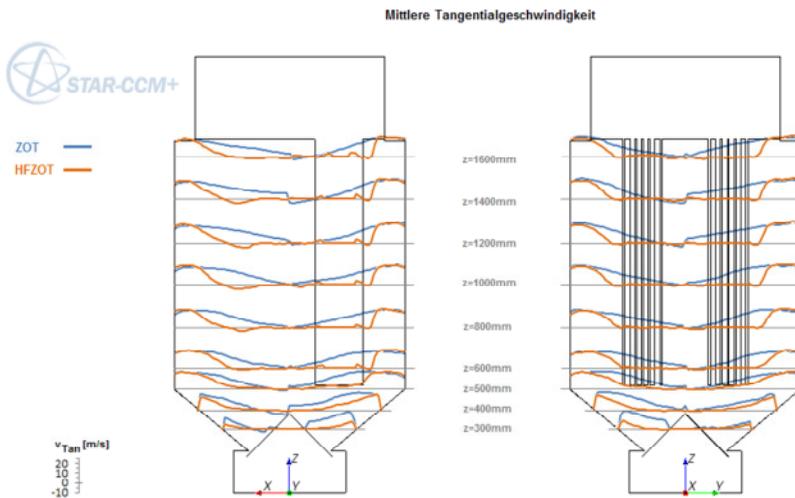
Anlage 3 / Abbildung A3.7: Mittlere errechnete Tangentialgeschw. im ZOT / ZMT



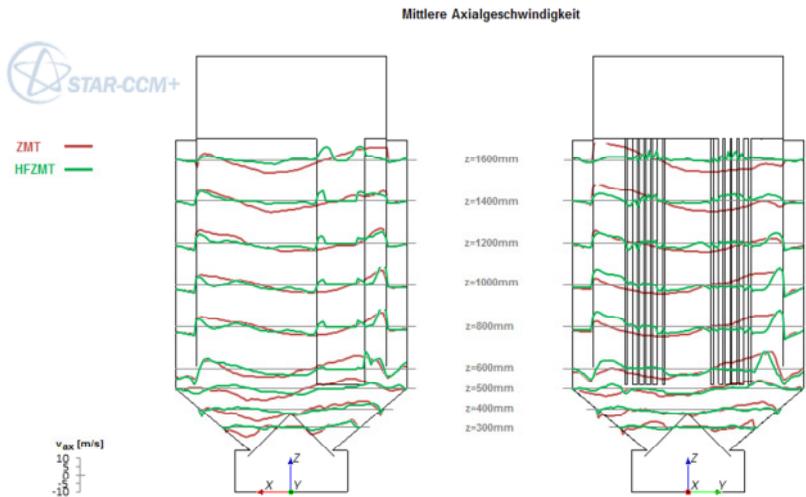
Anlage 3 / Abbildung A3.8: Mittlere errechnete Axialgeschw. im ZOT / HFZOT



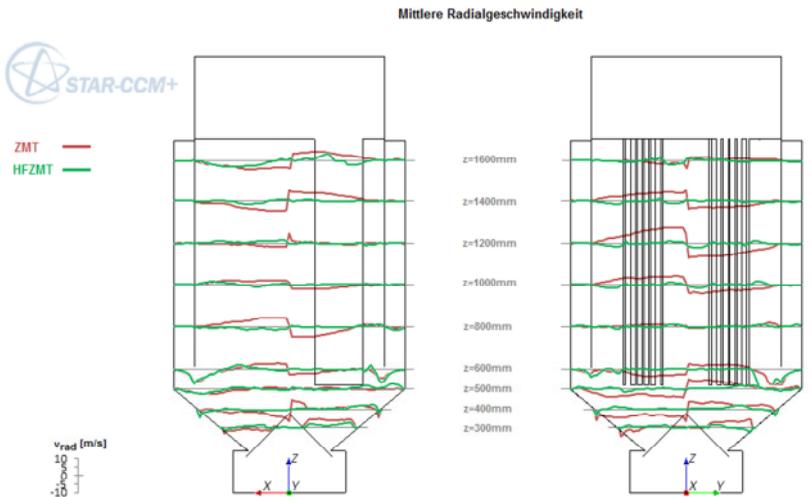
Anlage 3 / Abbildung A3.9: Mittlere errechnete Radialgeschw. im ZOT / HFZOT



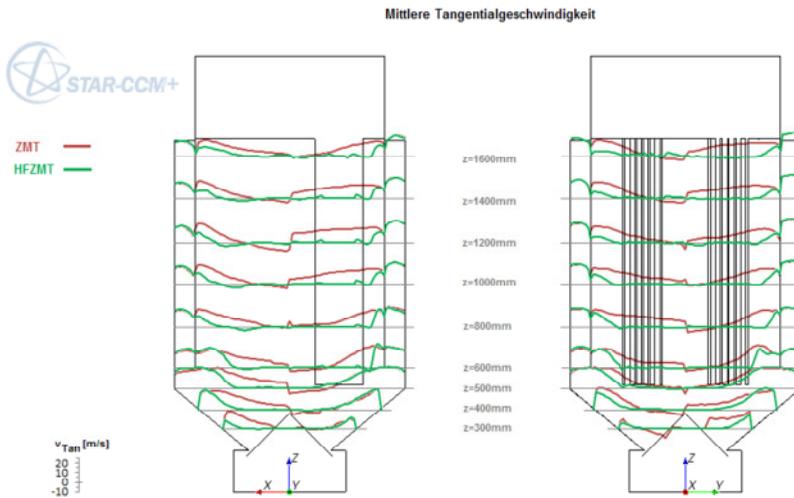
Anlage 3 / Abbildung A3.10: Mittlere errechnete Tangentialgeschw. im ZOT / HFZOT



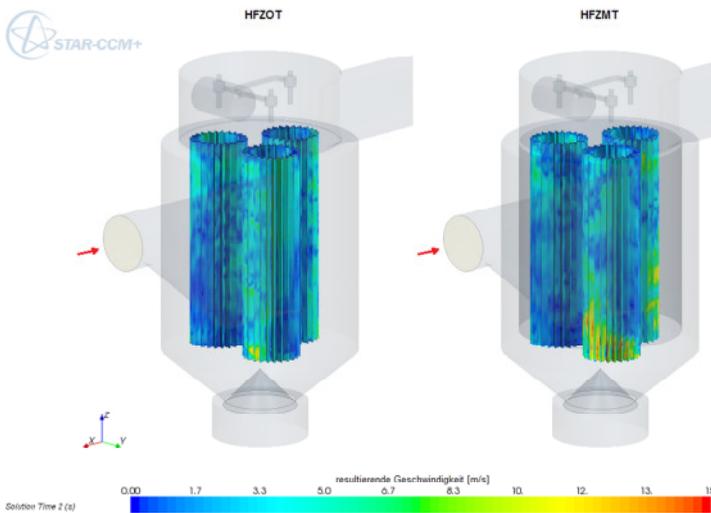
Anlage 3 / Abbildung A3.11: Mittlere errechnete Axialgeschw. im ZMT / HFZMT



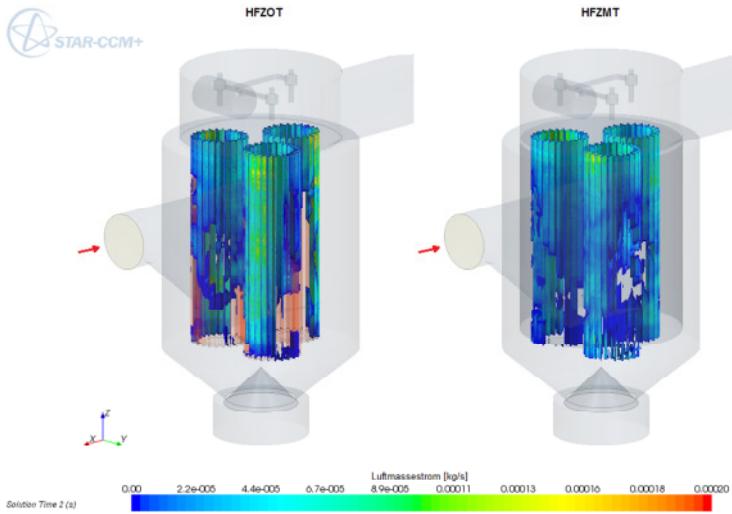
Anlage 3 / Abbildung A3.12: Mittlere errechnete Radialgeschw. im ZMT / HFZMT



**Anlage 3 / Abbildung A3.13: Mittlere errechnete Tangentialgeschw. im ZMT / HFZMT**



**Anlage 3 / Abbildung A3.14: Filtrationsgeschwindigkeiten**



Anlage 3 / Abbildung A3.15: Luftmassenstrom durch die Filterpatronen