

Entwicklung und Modellierung eines neuen Hochleistungszyklons zur Trennung von Feststoff / Gas-Gemischen

Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades
eines Doktors der montanistischen Wissenschaften
an der Montanuniversität Leoben



Vorgelegt von:

Dipl.-Ing. Erwin Brunnmair

1. Begutachter: Univ.-Prof. Dr. mont. Helmut Flachberger
2. Begutachter: o. Univ.-Prof. Dr. mont. Werner L. Kepplinger

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Dipl.-Ing. Erwin Brunnmair

Danksagung!

Die vorliegende Arbeit war eine langwierige Sache. Nach mehreren Anläufen, die berufsbedingt regelmäßig unterbrochen wurden, fand ich letztendlich doch die richtigen Protegés, die mich ermutigten, diese Arbeit fertig zu stellen.

Besonderen Dank möchte ich an dieser Stelle an Martin und Josef richten, die einem Anlassfall zur Folge einen speziellen Zyklon brauchten. Nach der erfolgreichen Inbetriebnahme nannte sie ihn kurzerhand „MK“ (Mistkübel).

Danke auch an Helfried, ohne dessen fachliche Auskünfte ich mich in der Welt der Güte bezüglich Staubprobenauswertungen nicht so zu Recht gefunden hätte, wie es erforderlich war.

Ein herzliches Danke an meinen Vorgesetzten, Hrn. Dipl.-Ing. Dr. mont. Karl Grabner, der mir Gelegenheit gab, meine Ideen im Rahmen meiner beruflichen Tätigkeit umzusetzen. Ohne diese Rahmenbedingungen hätte ich diese Arbeit wohl nicht fertiggestellt und mein Zyklon hätte keine betriebliche Heimat gefunden.

Ein besonderes Dankeschön richte ich an Hrn. Prof. Helmut Flachberger und an Hrn. Prof. Werner Kepplinger, die mich immer wieder auf den terminlichen Pfad zurückgeholt haben und mich, individuell ganz unterschiedlich, mit Ihren zu tiefst menschlichen und dennoch sehr professoralen Gesprächen zwischendurch zur Arbeit angehalten haben.

Danke auch an meine Frau Kunigunde und allen Kollegen, Nachbarn und Freunden, die mir meine Arbeit korrekturgelesen haben. Als typischer Techniker hatte ich das bitter nötig.

Die Arbeit selbst widme ich meinen Eltern Ermelinde und Ernst.

Erwin Brunnmair / 2010-05-07

KURZFASSUNG

Gaszyklone sind - da sehr einfach im Aufbau, robust, kostengünstig im Betrieb und wartungsarm - zur Abtrennung von Stäuben aus dem Gasstrom nach wie vor weit verbreitet. Auf Grund der stetig gestiegenen Anforderungen an die Luftreinhaltung wurde der klassische handelsübliche Zyklon als „end of pipe“ - Lösung von anderen Technologien, wie Filter und Wäscher weitgehend verdrängt. In geschlossenen Prozesskreisläufen ist der Gaszyklon jedoch nach wie vor führend vertreten.

Die letzten markanten Verbesserungen in der Gaszyklontechnik geschahen zwischen den 50er und 70er – Jahren des 20. Jahrhunderts. Im Zentrum dieser Verbesserungen standen die theoretischen Modelle von W. Barth und E. Muschelknautz. Seither versuchte man im Wesentlichen durch rechnergestützte Methoden die bekannte Geometrie auf Basis dieser theoretischen Modelle zu optimieren.

In der vorliegenden Arbeit wird, abweichend von der klassischen handelsüblichen Zyklongeometrie, ein neuer Gaszyklon beschrieben, der sich über eine Grob- und eine Feinabtrennzone definiert. Darüber hinaus werden gezielt Methoden vorgestellt, welche die Grenzschichtströmung entlang des Tauchrohres weitgehend frei von Staub hält. Dieser Gaszyklon, der gekennzeichnet ist durch ein durchgehendes Leitrohr in der Zyklonachse, einem schlanken rechteckigen Eintrittsspalt sowie einem wesentlich verkürzten Konusteil, ist klassischen handelsüblichen Zyklonen sowohl hinsichtlich Gesamtabsciedeград η_{Ges} als auch Trennschärfe χ und Druckverlust Δp_{stat} deutlich überlegen.

ABSTRACT

A gas cyclone, because of its simple design, robustness, cost efficiency and low maintenance requirements is still a preferred choice of dust separation. Due to constantly increasing requirements responding to environmental awareness, the classic gas cyclone has lost some market share as an “end of pipe” solution chosen for filter and scrubber technologies. Nevertheless, in closed process loops the gas cyclone is still without competition.

The last significant improvements in gas cyclone technology were made between the 1950's and 1970's. These improvements were based on the theoretical models of W. Barth and E. Muschelknautz. Since that time scientists have made optimisation work by using computer modelling methods still based on the same theory of W. Barth and E. Muschelknautz.

In a departure from the classic cyclone geometry this doctorate thesis describes a new gas cyclone, which is defined by a coarse and a fine dust separation zone. In addition new methods are described to keep the boundary layer flow along the vortex finder largely free of dust. In comparison to a classic cyclone this gas cyclone, characterised by a centre pipe in the axis of the cyclone, a slim and rectangular gas entrance port and a shortened cone, is providing significant improvements in performance with respect to dust separation efficiency η_{Ges} , accuracy of cut point χ and pressure loss Δp_{stat} .

INHALTSVERZEICHNIS

1. ZUSAMMENFASSUNG	5
1.1. Verringerung des Gesamtdruckverlustes η_{Ges}	7
1.2. Grenzkorndurchmesser und Trennschärfe	8
2. EINLEITUNG	14
2.1. Aufgabenstellung	14
2.2. Realisierungskonzept	17
3. GRUNDLAGEN	20
3.1 Zyklonbetriebskenngrößen	21
3.2. Abscheidemodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1]	22
3.2.1. Strömung im Zycloneinlauf	24
3.2.2. Berechnung der größten Umfangsgeschwindigkeit	25
3.2.3. Berechnung des Druckverlustes eines Gaszyklons	30
3.2.4. Ermittlung des Gesamtabscheidegrads	33
3.2.5. Auswertung mit dem Zyklonmodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1]	35
3.2.5.1 Zyklonmodell nach FALTEJSEK, BRUNNMAIR [16]	35
3.2.5.2 Herkömmlicher Hochleistungszyklon der Universität Essen nach SCHULTZ [5]	37
3.2.5.3 Schraubenspaldiffusortauchrohr – Zyklon nach SCHULTZ [5]	39
3.2.5.4 Diskussion der ermittelten Werte	41
4. BETRIEBSKENNGRÖSSEN HANDELSÜBLICHER KLASSISCHER ZYKLONE	46

4.1. Gründe für die unbefriedigende Trennschärfe und Abscheideleistung herkömmlicher Zyklone	46
4.2. Gründe für den relativ hohen Druckverlust herkömmlicher Zyklone	50
5. MASSNAHMEN ZUR VERBESSERUNG DER ZYKLONBETRIEBSKENNGRÖSSEN	51
5.1. Maßnahmen zur Reduzierung des Druckverlustes	51
5.2. Zykloneinbauten zur Vergleichmäßigung der v_T -Komponente	55
5.3. Alternativer Fliehkraftabscheider nach dem Zyklonprinzip	57
6. HL-ZYKLON: VERSUCHSMODELL UND PRÜFSTAND	59
6.1. HL-Zyklon: Versuchsmodell	59
6.2. HL-Zyklon: Prüfstand	64
6.2.1. Staubdosierung	66
6.2.2. Staubdispergierung	66
6.2.3. Luftmengenmessung im staubbeladenen Gasstrom und dessen Regelung	67
6.2.4. Rohgaszuführung zum HL-Zyklon	69
6.2.5. Reingasführung	71
6.2.6. Ermittlung des Abscheidegrades	72
6.2.7. Druckerhöhungsaggregat	74
7. HL-ZYKLON: STRÖMUNGSVERHÄLTNISSE UND ABSCHIEDEVERHALTEN	75
7.1. Reinluftversuche	75
7.1.1. Druckmessungen	75
7.1.1.1. Druckverlustmessungen ohne Drallrückgewinnung	77

7.1.1.2. Geschwindigkeitsverteilung im Abscheideraum des HL-Zyklons	85
7.1.1.3. Druckverlustmessungen mit Drallrückgewinnung	94
7.1.2. Fadenversuche	99
7.1.3. Strömungssimulation	101
7.1.3.1. Rechengitter	102
7.1.3.2. CFD-Simulation von Druck und Druckverlust	103
7.1.3.3. CFD-Simulation der Strömungsprofile	103
7.1.3.4. Schlussfolgerungen auf Basis der CFD-Simulation	105
7.2. Abscheideversuche	106
7.2.1. Druckverlust und Gesamtabscheidegrad des HL-Zyklons	107
7.2.2. Gesamtabscheidegrad bei Variation der Höhe des kegeligen Zyklonmantels sowie des Staubaustragsspalts	116
7.2.3. Gesamtabscheidegrad bei Anbringung von Entlastungsbohrungen im Zyklonboden	119
7.2.4. Gesamtabscheidegrad bei Vergrößerung der Eintrittsspaltbreite b_e	120
7.2.5. Gesamtabscheidegrad bei Installation von grenzschichtdeformierenden Maßnahmen	122
7.2.5.1. Flacher Zyklonboden	124
7.2.5.2. Abschirmkegel am Tauchrohr	125
7.2.5.3. Abschirmscheibe am Tauchrohr	126
7.2.5.4. Rotationssymmetriestörung am Tauchrohr	127
7.2.5.5. Grenzschichteinblasung	128
7.2.6. Gesamtabscheidegrad bei Grenzschichtabsaugung im Zyklonkopf bzw. Bunkerabsaugung	130
7.2.7. Gesamtabscheidegrad bei Variation des Tauchrohrdurchmessers	135
8. HL-ZYKLON: AUSLEGUNGSPARAMETER UND GÜLTIGKEITSGRENZEN	136
8.1. Leitrohrdurchmesser d_L	137

8.2. Tauchrohrdurchmesser d_T und Tauchrohrlänge H_T	137
8.3. Zylindrische Höhe H_Z und zylindrischer Durchmesser D	139
8.4. Kegelige Höhe H_K	139
8.5. Eintrittsgeschwindigkeit v_e	140
8.6. Eintritts-, Austritts- und Absaugspirale	141
8.7. Entstaubungsversuche mit einem Pilotzyklon zur Absicherung der Auslegungsparameter.....	142
8.7.1. Pilotzyklon	143
8.7.2. Pilotzyklon: Druckverlust und Abscheidegrad	145
8.7.3. Pilotzyklon: Trennschärfe	149
VERWENDETE FORMELZEICHEN.....	153
LITERATURVERZEICHNIS	157

1. ZUSAMMENFASSUNG

An der Abscheidung von Stäuben aus Feststoff- / Gas-Gemischen wird bereits seit Generationen mit Erfolg gearbeitet. Auf Grund der stetig steigenden Anforderungen an die Luftreinhaltung sind, solange es Restemissionen gibt, Verbesserungen wünschenswert.

Da die Fliehkraftentstaubung im Vergleich zu anderen Technologien wartungsarm, relativ unempfindlich gegenüber hohen Temperaturen und im Vergleich gesehen wenig kostenintensiv ist, stellt sie sowohl in der Luftreinhaltung als auch bei der Produktrückgewinnung bei technischen Prozessen einen wichtigen und interessanten Verfahrensschritt dar. Ein Beispiel mit besonderer wirtschaftlicher Bedeutung ist die Entstaubung diverser abgesaugter Gasströme in der Aufbereitungs- und Stahlindustrie.

Basierend auf Literaturrecherchen sowie weiterführenden Überlegungen wurde in der VOEST-ALPINE-AG in Linz ein neuartiger Zyklon, der HL-Zyklon konzipiert. Erste, positiv verlaufene Versuche in Linz haben zum Entschluss geführt, die weitere Entwicklung des Zyklons an der Anstalt für Strömungsmaschinen in Graz (ASTRÖ) durchzuführen. Als Vorgaben wurden hierfür definiert:

- Erlangung von Erkenntnissen über den speziellen Abscheide- und Strömungsmechanismus im HL-Zyklon,
- Feststellung der Einsatzgrenzen,
- Festlegung einer für die Serienfertigung gerechten Ausführung und
- Erarbeitung von Auslegungsunterlagen.

Die an der ASTRÖ durchgeführte Entwicklungsarbeit hat den HL-Zyklon in seinem Erscheinungsbild (siehe Abbildung 1) fixiert.

Seine besondere Form unterscheidet sich vom klassischen handelsüblichen Zyklon dadurch, dass

- der Schlitz für den Rohgaseintritt (mit Staub beladener Gasstrom) wesentlich schlanker ist und vorzugsweise über die gesamte zylindrische Zyklonhöhe reicht,
- der HL-Zyklon einen durchgehenden Leitkörper (Leitrohr) in der Zyklonachse aufweist, sowie
- der kegelige Mantelteil, der in den Staubsammelraum mündet, im Vergleich zu klassischen handelsüblichen Zyklonen wesentlich kürzer gestaltet ist.

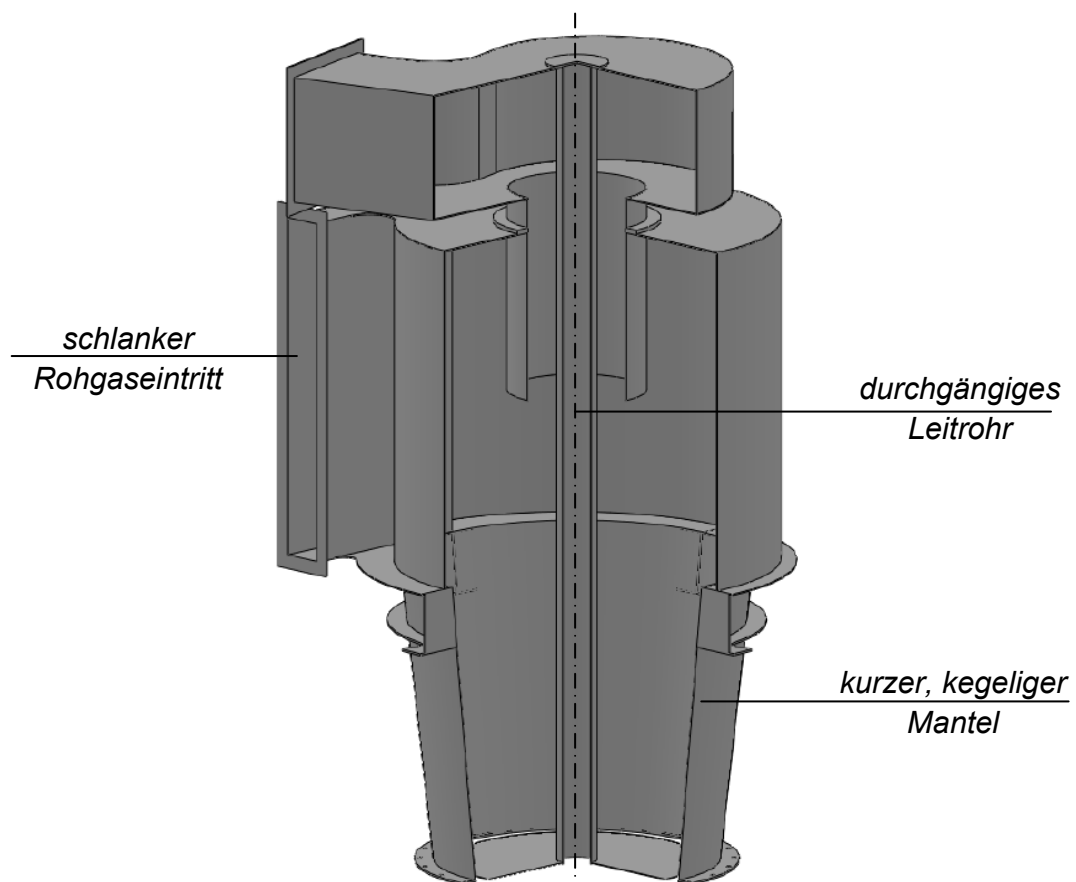


Abbildung 1: HL-Zyklon

Damit ergeben sich gegenüber klassischen handelsüblichen Zyklonen

- eine Verringerung des Gesamtdruckverlustes η_{Ges} ,
- eine Verbesserung der Abscheideleistung hin zu kleineren Grenzkorndurchmessern d_s^* und
- eine deutlich verbesserte Trennschärfe χ .

1.1. Verringerung des Gesamtdruckverlustes η_{Ges}

In einem klassischen handelsüblichen Zyklon ohne zentralen Leitkörper erfolgt der Umschlag von laminarer zu turbulenter Strömung nach Bielefeldt [22] im Zykloninneren. Die Folge davon ist ein instabiler Wirbelkern. Dieser wiederum verursacht nach MUSCHELKNAUTZ [31] hohe Dissipationsverluste (bis zu 90 % des Gesamtdruckverlustes).

Durch das Einsetzen eines zentralen Leitkörpers (Leitrohr) in der Zyklonachse wird die Drehsenkenströmung nach STAUDINGER [23] stabilisiert und der Umschlag von laminarer zu turbulenter Strömung zu höheren Reynoldszahlen hin verschoben. Bei dieser Ausführung wird der Druckverlust Δp_{stat} verringert und der Abscheidegrad η_{Ges} verbessert.

In Tabelle 1 ist der gemessene Druckverlust Δp_{stat} vom Eintritt in den HL-Zyklon bis zum Austritt aus dem HL-Zyklon durch das Tauchrohr wiedergegeben.

Rohgasdurchsatz \dot{V} [m ³ /h]	Leitrohrdurchmesser d_L [mm]	Druckverlust Δp_{stat} [Pa]	Verringerung des Druckverlustes Δp_{stat} [%]
1.000	0	5.940	0
1.000	40	4.330	27,3
1.000	60	3.920	34,2

Tabelle 1: Verringerung des Druckverlustes Δp_{stat} bei Einsatz eines zentralen Leitrohres im HL-Zyklon

Bei den in Tabelle 1 angeführten Ergebnissen mit variablem Leitrohrdurchmesser d_L ist jeweils das selbe HL-Zyklongehäuse mit einem - im Vergleich zu klassischen handelsüblichen Zyklonen - kurzen Konusteil verwendet worden. Da die Instabilität der Drehseckenströmung mit zunehmender Konuslänge zunimmt, liegt die tatsächliche Verbesserung des Gesamtdruckverlustes η_{Ges} des HL-Zyklons gegenüber einem klassischen handelsüblichen Zyklon um einiges höher.

1.2. Grenzkorndurchmesser und Trennschärfe

Grenzkorndurchmesser d_s^* und Trennschärfe χ werden wesentlich von den erreichbaren Fliehkräften sowie deren stabilem Auftreten mitbestimmt.

Der Einbau des zentralen Leitrohres im HL-Zyklon hat nicht nur einen verringerten Gesamtdruckverlust η_{Ges} , sondern auch höhere Umfangsgeschwindigkeiten v_{ui} hin zu kleineren Radien r zur Folge.

Tabelle 2 zeigt die gemessenen Steigerungen des dynamischen Druckanteiles p_{dyn} bei variablem Leitrohrdurchmesser d_L direkt unterhalb des Tauchrohres im HL-Zyklon.

Rohgasdurchsatz \dot{V} [m ³ /h]	Leitrohrdurchmesser d_L [mm]	dynamischer Druckanteil p_{dyn} [Pa]	Steigerung des dynamischen Druckanteils p_{dyn} [%]
1.000	0	5.940	0
1.000	40	7.780	31,0
1.000	60	7.780	31,0

Tabelle 2: Steigerung des dynamischen Druckanteiles p_{dyn} im HL-Zyklon

Auf Grund des, im Vergleich zu klassischen handelsüblichen Zyklonen, wesentlich kürzeren Konusteils ist der Wandreibungsanteil der Drehströmung im HL-Zyklons erheblich reduziert. Damit wird die Grenzschichtströmung entlang des Zyklonmantels in Richtung Zyklonboden verstärkt, womit der überwiegende Teil des Gasstroms nicht direkt vom Zyklonmantel in Richtung Tauchrohr, sondern über den Zyklonboden und von dort spiralförmig nach oben in Richtung Tauchrohr strömt. Diese Strömung entlang des Leitrohres, welche in klassischen herkömmlichen Zyklonen so nicht auftritt, weist hohe Fliehkräfte auf, welche die Formulierung einer Feinabtrennzone rechtfertigt.

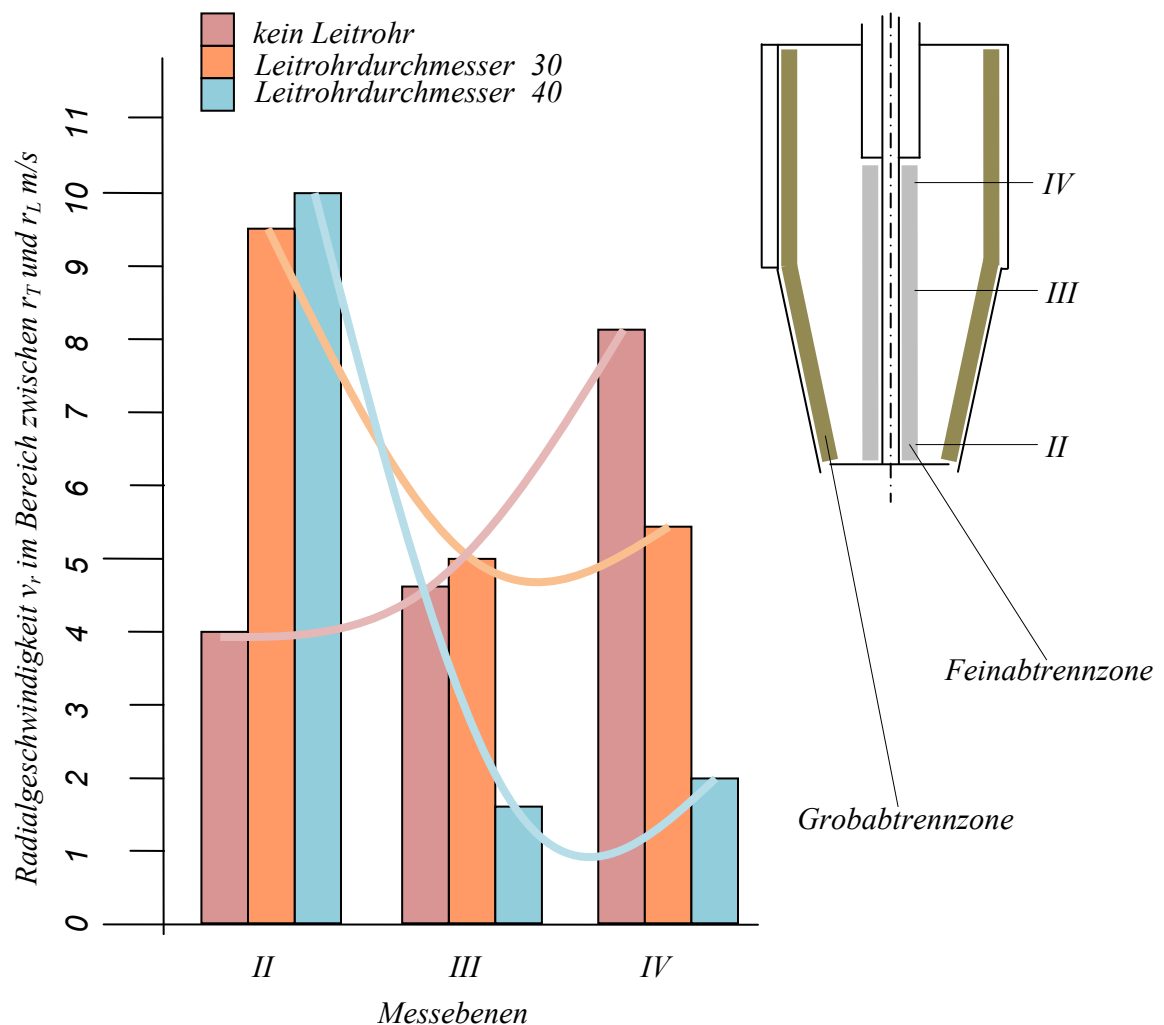


Abbildung 2: Radialer Geschwindigkeitsverlauf v_r mit und ohne Leitrohr im Bereich zwischen Tauchrohrradius r_T und Leitrohrradius r_L

Durch den Einbau des Leitrohres wurde die Drehsekenströmung stabilisiert. Diese Stabilisierung hat zur Folge, dass der Hauptgasstrom der Grenzschichtströmung entlang des Zyklonmantels spiralförmig nach unten folgt und von dort über den Zyklonboden spiralförmig entlang des Leitrohres in Richtung Tauchrohr nach oben strömt. Der direkt unterhalb der Tauchrohrmündung befindliche v_r -Peak, welcher bei klassischen handelsüblichen Zyklonen direkt unterhalb des Tauchrohres liegt und wesentlich die Abscheidegüte eines Gaszyklons beeinflusst, wurde mit dem Einbau eines zentralen Leitrohres entscheidend verringert.

Die Abscheidegüte des HL-Zyklons wurde gemäß Tabelle 3 mit Ergebnissen von zwei weiteren Zyklontypen verglichen.

Vergleichsparameter	Zyklontyp		
	konventioneller Zyklon Universität Essen [5]	Zyklon mit Spalt- diffusortauchrohr Universität Essen [5]	HL-Zyklon [16]
Korngrößenkennwert k_{99} [μm]	34	8	4
Korngrößenkennwert k_{90} [μm]	10,6	2	2
Korngrößenkennwert k_{50} [μm]	1,5	0,85	0,7
Trennschärfe χ [-]	0,142	0,425	0,350
Erreichter Gesamt- abscheidegrad η_{Ges} [%]	93,2	95,4	97,1

Tabelle 3: Vergleichende Darstellung prozessrelevanter Parameter von drei Zyklontypen [5], [16]

Bei den Vergleichswerten handelt es sich um veröffentlichte Versuchsergebnisse [5], die an der Universität Essen erarbeitet wurden. Identische Randbedingungen wie gleicher Staub, ähnliche Geometrie und vor allem gleiches Staubanalyseverfahren (CILAS-Feingranulometer) bilden eine solide Basis für eine vergleichende Darstellung.

Aus dem Vergleich geht hervor, dass der HL-Zyklon gegenüber klassischen handelsüblichen Ausführungen sowohl hinsichtlich Abscheidegrad η_{Ges} als auch der erfassten Korngrößenkennwerte deutlich bessere Werte liefert. Auch fällt die Verbesserung der Trennschärfe χ gegenüber klassischen handelsüblichen Zyklonen auf. Darüber hinaus ist der Druckverlust um 30 % geringer. Somit stellt der HL-Zyklon sowohl in verfahrenstechnischer als auch in energetischer Hinsicht eine Verbesserung dar.

Alleine im Vergleich mit dem Spaltdiffusortauchrohr-Zyklon nach SCHULZ [5] wurde eine geringfügig schlechtere Trennschärfe χ festgestellt. Der Grund liegt vermutlich darin begründet, dass der Spaltdiffusortauchrohr-Zyklon nach SCHULZ [5], mit seinem perforierten Tauchrohr, kaum radiale Geschwindigkeitsunterschiede über die Höhe der Perforation aufweist. Allerdings wird dadurch die Wirkungsweise der Feinabtrennzone, welche im HL-Zyklon ausgeprägt vorhanden ist, vermindert. Diese Schlussfolgerung scheint, auf Grund des im Vergleich zum HL-Zyklon schlechteren Gesamtabscheidegrades η_{Ges} des Spaltdiffusortauchrohr-Zyklons nach SCHULZ [5], gerechtfertigt zu sein.

Eine weitere Verbesserung hinsichtlich Gesamtabscheidegrad η_{Ges} wurde mit dem HL-Zyklon mittels einer Grenzschichtabsaugung im Zyklonkopf erzielt. Der in dieser Grenzschichtströmung normalerweise vorhandene Staub gelangt, ohne die Feinabtrennzone zu passieren, direkt über den Zyklonkopf und von dort spiralförmig entlang des Tauchrohres in das Tauchrohr. Da in einer gekrümmten Strömung nach HERMES [24] der Stromfaden unterschiedlich zur Partikelbahn verläuft, wurde an der Tauchrohrwurzel im Zyklonkopf über einen Ringspalt am Tauchrohr, dort wo die radiale Geschwindigkeitskomponente der Partikel zu Null wird, eine Absaugung installiert. Die Absaugung wurde dabei so bemessen, dass

ausschließlich die Grenzschicht abgesaugt wurde und die Potentialströmung weitgehend unbeeinflusst blieb. Damit konnte der Gesamtabscheidegrad η_{Ges} bei sonst gleichen Bedingungen von 96,8 % auf 97,7 % verbessert werden.

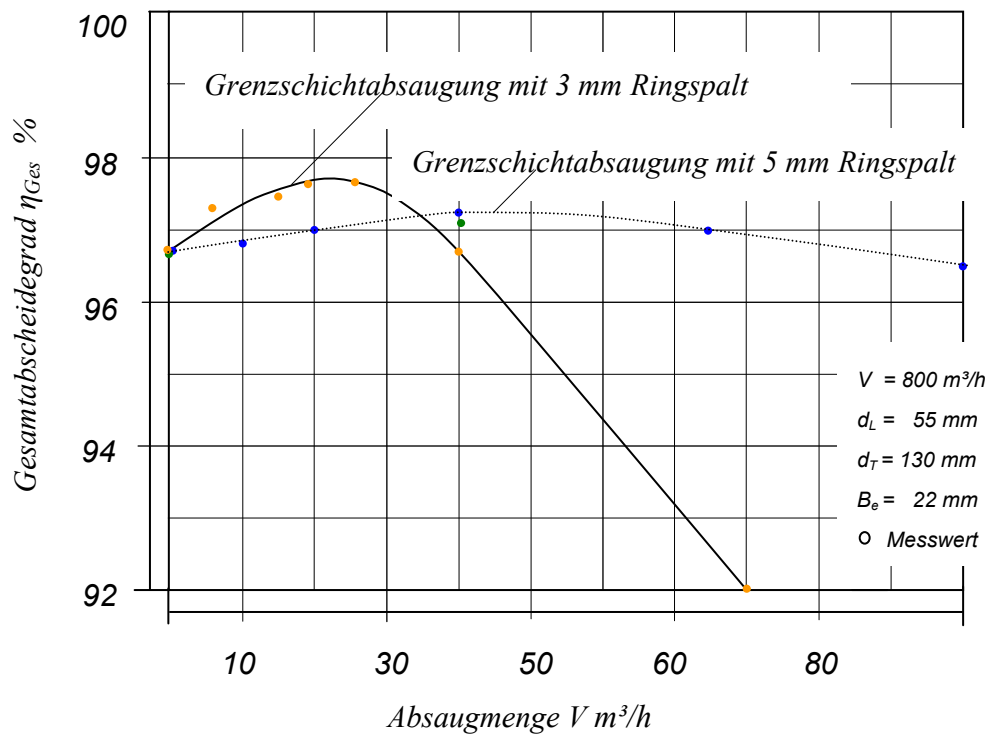


Abbildung 3: Verbesserung des Gesamtabscheidegrads η_{Ges} durch eine Grenzschichtabsaugung im Zyklonkopf

2. EINLEITUNG

Gaszyklone sind – da sehr einfach im Aufbau, robust, kostengünstig im Betrieb und wartungsarm – zur Abtrennung von Staub aus einem Gasstrom nach wie vor weit verbreitet. Aufgrund der in den letzten Jahren stetig gestiegenen Anforderungen an die Luftreinhaltung wird der herkömmliche Gaszyklon zwar als „end of pipe“-Lösung (LÖFFLER [25]) immer mehr von anderen Technologien – wie Filtern und Wäschern – verdrängt, ist aber bei einer Vielzahl an technischen Prozessen in geschlossenen Kreisläufen weiterhin führend vertreten. Somit besteht die natürliche Forderung der Betreiber nach verbesserten Zyklontechnologien, vor allem in Hinsicht auf Abscheideleistung und Trennschärfe. Diese Arbeit hat einen neuen Ansatz bezüglich Zyklontechnologie zum Inhalt, der diesen Forderungen nachzukommen vermag.

2.1. Aufgabenstellung

Mit den steigenden Anforderungen haben z. B. Elektro- oder Staubfilter (DIETRICH [26]) die Fliehkraftentstauber mehr und mehr verdrängt.

In letzter Zeit wurden zunehmend Erwartungen in eine verbesserte Abscheideleistung von Fliehkraftentstaubern gesetzt. Früher wurden sie für die Entstaubung von großen Gasmengen (bis zu $10^6 \text{ m}^3/\text{h}$) eingesetzt. Heute geht die Tendenz hin zu kleineren und kleinsten Gasmengen bei allerdings wesentlich höherer Staubbeladung (RENTSCHLER [32]).

Ist es unter diesen Gesichtspunkten überhaupt noch sinnvoll, weitere Arbeit auf dem Gebiet der Verbesserung der Abscheideleistung von Zyklonabscheidern für große Gasmengen und geringeren Staubbeladung (5 bis 20 g/m^3) zu investieren?

Abbildung 4 zeigt, dass Fliehkraftabscheider, abgesehen von ihren ebenfalls sehr niedrigen Investitionskosten, sowohl den E-Filtern als auch den Schlauchfiltern nach beliebig langer Betriebszeit wirtschaftlich weit überlegen bleiben (SOLBACH [44]). Dazu kommt noch deren großer Vorteil der relativen Gastemperatur- und Gasdruckunempfindlichkeit. So lassen sich Zyklone ohne größere verfahrenstechnische Probleme bei Gastemperaturen von bis zu 1100°C und Gasdrücken um 100 bar einsetzen (WEBER, RIEPER [27]).

Investitions- und Betriebskosten auf Basis eines 10-jährigen Betriebes

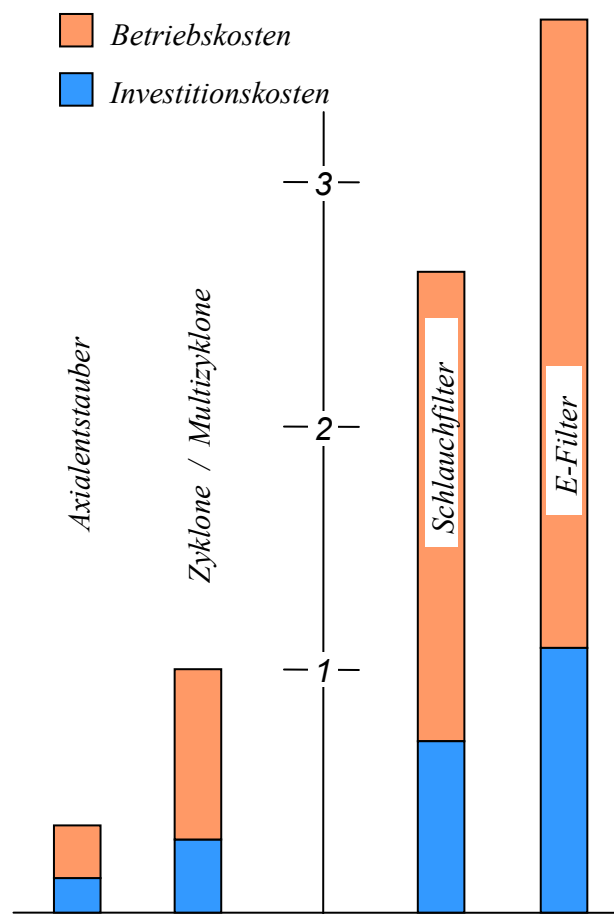


Abbildung 4: Kostenvergleich Staubabscheider

Tabelle 4 gibt eine grobe Übersicht betreffend der Einsatzparameter Druck und Temperatur handelsüblicher Separationstechnik.

	Staubabscheider - Technologien			
	Fliehkraft- abscheider	filternde Abscheider	E-Filter	Wäscher
Einsatztemperatur bis [°C]	1.100	300	350	100
Betriebsdruck bis [bar a]	100,0	2,0	3,0	5,0

Tabelle 4: Einsatzbereiche unterschiedlicher Staubabscheider - Technologien

Den extremen Betriebsparametern, denen ein Fliehkraftabscheider standhält, werden weder E-Filter noch Schlauchfilter im Betrieb gerecht.

Neben diesen Vorteilen, die den Zyklon für die Staubabscheidung geradezu prädestiniert erscheinen lassen, liegt das Problem bei der Abscheidung von Partikeln in der Größenordnung $< 2,5 \mu\text{m}$. Diese lassen sich auch mit größerem Energieaufwand mit klassischen handelsüblichen Zyklonen, was in der Praxis höheren Eintrittsgeschwindigkeiten v_e zur Erreichung von größeren Fliehkräften F_z entspricht, praktisch nicht mehr abscheiden (SOLBACH [28]).

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Verbesserung der drei Betriebskenngrößen

- Druckverlust Δp ,
- Grenzkorndurchmesser d_s^* im Sinne des Korngrößenkennwertes k_{50} im Reingas bezogen auf den Staub im Rohgas und
- Trennschärfe χ

des schon seit der vorletzten Jahrhundertwende bekannten Gaszyklons.

2.2. Realisierungskonzept

Ausgehend von einer Idee, deren Ursprung in den Arbeiten von BIELEFELDT [13] liegt, wurde für die stahlerzeugende Industrie ein Hochleistungszyklon mit durchgehendem Leitrohr in der Zyklonachse von FALTEJSEK, BRUNNMAIR [16] patentiert. Die Weiterentwicklung der ursprünglichen Idee wurde in den Jahren nach der Patentierung nach folgendem Meilensteinprogramm vorgenommen:

Meilenstein A:

- Analyse der Patentrecherche
- Auswertung von Fachliteratur
- theoretische Lösungsansätze
- Konkurrenzanalyse

Meilenstein B:

- Entwurf des Versuchszyklons
- Fertigung des Versuchszyklons und des Prüfstandes
- Durchführung von Strömungsversuchen ohne Staubbeladung
- Auswertung und Dokumentation der Strömungsversuche ohne Staubbeladung

Meilenstein C:

- Optimierung bzw. Adaptierung des Versuchszyklons für Staubabscheideversuche (auf Basis der Ergebnisse des Meilensteinprogramms B)
- Durchführung der Staubabscheideversuche
- Auswertung und Dokumentation der Staubabscheideversuche

Meilenstein D:

- Versuchsdurchführung zum Zwecke diverser weiterer Optimierung von Bauteilen (auf Basis der Ergebnisse des Meilensteinprogramms C)
- Erstellung von Auslegungs- und Konstruktionsunterlagen
- Endbericht über die Entwicklungs- und Optimierungsphase

Meilenstein E:

- Entwurf der Pilotanlage
- Prüfung des Entwurfes
- endgültige Konstruktion der Pilotanlage
- Bau der Pilotanlage
- Test der Pilotanlage
- eventuelle weitere Optimierung
- Abschlussbericht betreffend Pilotversuche

Die Meilensteinprogramme A bis D sind im Auftrag der VOEST-ALPINE AG ausschließlich an der Anstalt für Strömungsmaschinen in Graz, einem Tochterunternehmen der ANDRITZ AG durchgeführt worden. Das Meilensteinprogramm E ist in enger Zusammenarbeit mit dem Kunden, zum Teil in der VOEST-ALPINE AG in Linz als auch an der Anstalt für Strömungsmaschinen in Graz abgewickelt worden.

3. GRUNDLAGEN

Schon 1938, in etwa 50 Jahre nachdem der Gaszyklon erstmals technisch angewendet wurde, beschrieb FEIFEL [36] ausführlich die Strömung in einem Gaszyklon. Diese ist darin im Wesentlichen durch einen Potenzialwirbel beschrieben. Dies bedeutet, dass die Umfangsgeschwindigkeit v_e im tangentialen Eintritt hin zu kleiner werdenden Radien r , also in Strömungsrichtung gesehen, nach dem Zyklongesetz

$$v_e * r^n = konst. \quad (3.1)$$

v_e	Geschwindigkeit im Zykloneinlauf (m/s)
r	Radius (m)
n	Reibungsbeiwert (-)

zunimmt.

Nach MUSCHELKNAUTZ [29] ist für die Abscheideleistung η_{Ges} eines Gaszyklons nur der Potenzialwirbelbereich maßgebend. Dieser reicht vom Rohgaseintritt in den Zyklon bis hin zum Radius des Tauchrohres. Entsprechend gängiger Lehrmeinung geht dieser nach STAUDINGER [15] in den Bereich des Starrkörperwirbels über. Das stimmt aber nur insoweit, als die Umfangsgeschwindigkeit v_u auf der Achse des Gaszyklons null sein muss.

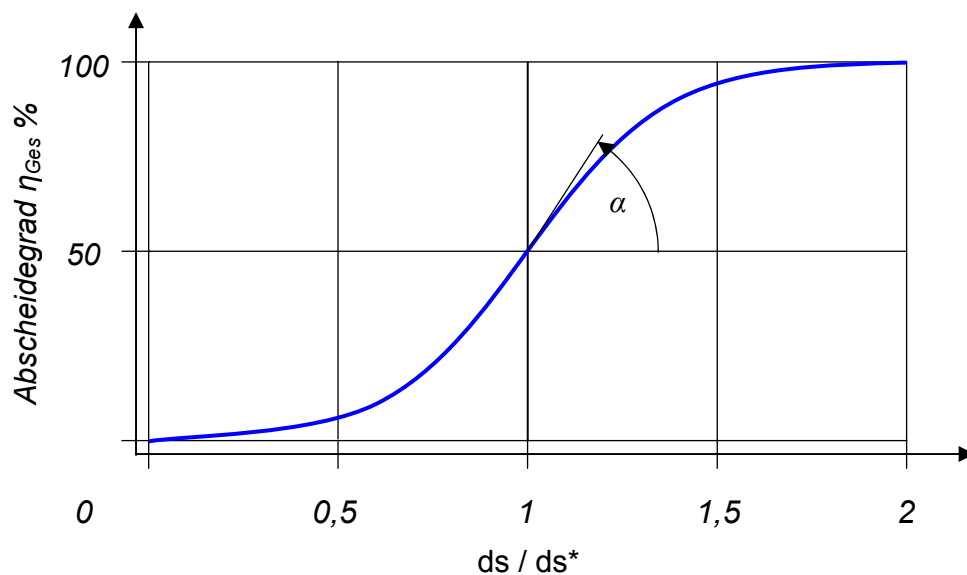
Während der Potenzialwirbelbereich im Gaszyklon über die Jahre mehrfach untersucht wurde (ROSIN, RAMMLER, INTELMAANN [40]; FEIFEL [36, 37]; VAN RENSBURG, CANNOO [45]), wird dem Wirbelkern nur insofern Bedeutung beigemessen, als er als Basis für den Druckverlust Δp_i im Tauchrohr herangezogen wird.

3.1 Zyklonbetriebskenngrößen

Im Wesentlichen kann der Zyklon durch folgende drei Betriebskenngrößen beschrieben werden:

- Druckverlust Δp
- Grenzkorndurchmesser d_s^*
- Trennschärfe χ

Unter dem Druckverlust Δp ist dabei jener statische Druckunterschied zu verstehen, der zwischen der, auf den Eintrittskanal bezogene achsparallelen, tangentialen Einlaufströmung in den Zyklon und der auf die Tauchrohrströmung bezogenen, wiederum achsparallelen Auslaufströmung aus dem Zyklon gemessen wird.



Ermittlung des Abscheidegrads η_{Ges} nach (6.4 und 6.5)

Abbildung 5: Abscheidekurve

Der Grenzkorndurchmesser d_s^* ist, entsprechend Abbildung 5, jener Durchmesser des Staubkorns eines Staubes mit bekannter Kornverteilung und Spezifikation, der bei einer bestimmten Beladung zu 50 % abgeschieden wird.

3.2. Abscheidemodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1]

Da eine geschlossene mathematische Lösung zur Beschreibung der Strömungsverhältnisse im Zyklon, und erst recht eine sich daraus abzuleitende Ermittlung der Entstaubungsleistung bislang nicht existieren, gibt es eine Reihe von Abscheidemodellen, denen vereinfachende Annahmen zu Grunde liegen.

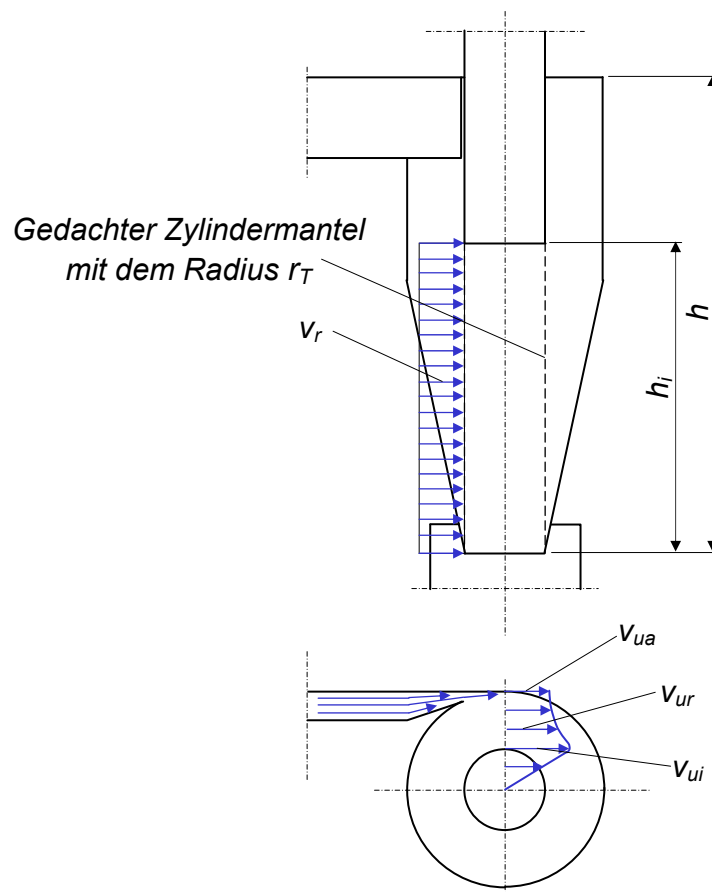


Abbildung 6: Vereinfachtes Zyklonmodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1]

Unter diesen Abscheidemodellen setzte sich das von BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] für die praktische, industrielle Auslegung durch. Dieses Modell ist über weite Bereiche durch Versuchsmaterial hinreichend genau abgesichert und dient dem neuen HL-Zyklon als Benchmark.

Dem Abscheidemodell nach Abbildung 6 liegen folgende, vereinfachende Annahmen zu Grunde:

- Die Umfangsgeschwindigkeit v_u steigt nach dem Wirbelgesetz (3.1) stetig an.
- Die größte Umfangsgeschwindigkeit v_{ui} wird am Umfang der gedachten Zylinderoberfläche mit dem Tauchrohrradius r_T , erreicht, wobei die nachstehenden Rahmenbedingungen zu Grunde gelegt sind:

$$r > r_T \rightarrow 1 > n > 0 \quad \text{Potentialwirbel}$$

$$r < r_T \rightarrow 0 \geq n > -1 \quad \text{Starrkörperwirbel}$$

- Die maximale Umfangsgeschwindigkeit v_{ui} bleibt über die gesamte Höhe des zylindrischen und kegeligen Abscheideraumes konstant.
- Die radial einwärts gerichtete Geschwindigkeit v_r , auf der gleichen Zylinderoberfläche bleibt ebenfalls konstant.
- Die Beeinflussung der Strömung durch die Staubbeladung μ (bis 20 g/m^3) ist vernachlässigbar (Gasgeschwindigkeit = Partikelgeschwindigkeit).
- Der Einfluss der Sekundärströmungen im Inneren des Zyklons auf die Staubabscheidung (Abscheidegrad η_{Ges}) ist ebenfalls vernachlässigbar klein.

Die Arbeitsweise in einem solchen Zyklon stellt sich so dar, dass das mit Staub beladene Gas tangential in den zylindrischen Mantelteil einströmt. Dort werden die spezifisch schwereren Staubteilchen mit der radialen Beschleunigung v_u^2/r an die Mantelfläche gedrängt. Durch ihr Eigengewicht sowie durch die wandnahe Grenzschichtströmung (BARTH [30]), die spiralförmig in Richtung Staubaustrag

gerichtet ist, wird der Staub in den Staubsammelbehälter ausgetragen. In weiterer Folge verlässt das so vom Staub getrennte Gas den Zyklon in einer schraubenförmig nach oben hin gerichteten Drehsenkenströmung durch das zentral angeordnete Tauchrohr im Zyklonkopf den Gaszyklon.

Damit lässt sich der Grenzkorndurchmesser d_s^* eines definierten Staubes aus dem Gleichgewicht von Zentrifugalkraft F_Z und dem Strömungswiderstand W auf der gedachten Zylinderfläche unterhalb des Tauchrohres mit dem Radius r_T berechnen.

3.2.1. Strömung im Zykloneinlauf

Abbildung 7 zeigt den üblichen Spiraleinlauf der Gaszuführung in den Zyklon.

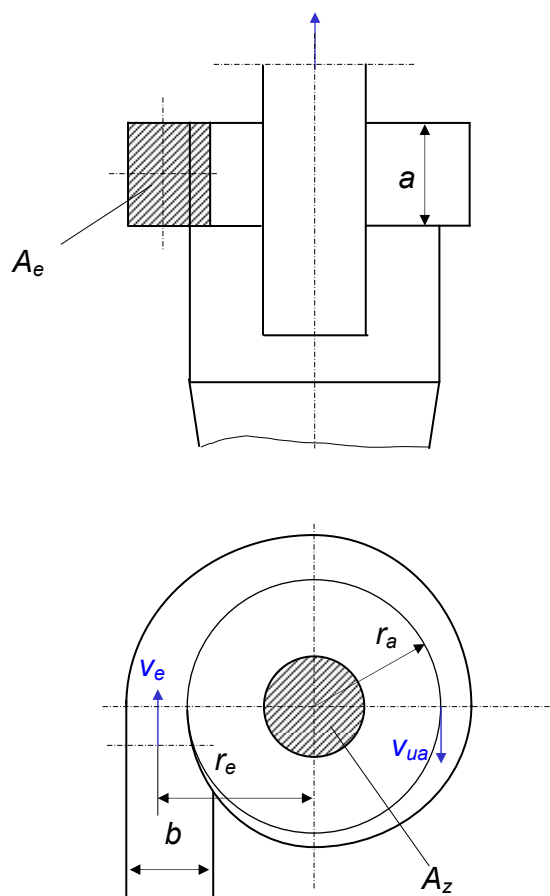


Abbildung 7: Spiraleinlauf klassischer handelsüblicher Zyklone

Der tangential in den Abscheideraum mündende Eintrittsquerschnitt A_e ist gewöhnlich rechteckförmig ausgeführt. Die Seitenverhältnisse a/b reichen dabei von 1/1 bis 5/1. Die Rechteckerzeugende a ist dabei ident mit der Erzeugenden des Zylindermantels des Zyklons.

BARTH [2] definierte einen Korrekturfaktor a , basierend auf dem Ein- und Austrittsimpulsmoment mit:

$$a = \frac{M_e}{M_a} = \frac{v_e * r_e}{v_{ua} * r_a} = a' * \frac{r_e}{r_a} \quad (3.2)$$

Im Gegensatz zu anderen Bauarten wird der, mit dieser weit verbreiteten Einlaufspirale mit der Eintrittsgeschwindigkeit v_e , in den Zyklon strömende Gasstrahl nicht eingeschnürt. Dieser wird, abgesehen von der geringen Wandreibung (MUSCHELKNAUTZ [17]) unter Berücksichtigung des Wandreibungskoeffizienten λ nahezu verlustfrei auf die Geschwindigkeit u_a beschleunigt. Der Korrekturfaktor a errechnet sich dabei zu:

$$a = \frac{M_e}{M_a} = 1 + r_e * \pi * \lambda * \sqrt{\frac{3}{A_e}} \quad (3.3)$$

3.2.2. Berechnung der größten Umfangsgeschwindigkeit

Entsprechend des von BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] formulierten, vereinfachten Zyklonströmungsmodells tritt die höchste Umfangsgeschwindigkeit im Zyklon in etwa auf dem Radius des Tauchrohres r_T auf. Sie lässt sich aus der Impulsbetrachtung nach BARTH [2] unter Berücksichtigung der Wandreibung wie folgt berechnen:

$$v_{ui} = \frac{v_{ua} * \frac{r_a}{r_T}}{1 + \lambda * \frac{r_a}{r_T} * \frac{h}{r_T} * \frac{v_{ua}}{v_z}} \quad (3.4)$$

Bei reibungsfreier Strömung ist λ gleich 0. Damit steigt die Umfangsgeschwindigkeit v_u nach dem Potentialwirbelgesetz nach (3.1) an. Sie wird jedoch kleiner, je größer

- der Reibungsbeiwert λ ,
- die auf den Tauchrohrradius r_T bezogene Zyklonhöhe h , sowie
- das Verhältnis von äußerer Umfangsgeschwindigkeit v_{ua} zur mittleren Axialgeschwindigkeit v_z im Tauchrohr

wird.

Mit den Vereinfachungen nach KRAMBROCK [18]

$$R = \frac{r_a}{r_T}; \quad A = \frac{A_e}{A_z}; \quad H = \frac{h}{r_T}; \quad Hi = \frac{h_i}{r_T}; \quad U = \frac{v_{ui}}{v_z}$$

kann die Gleichung (3.4) in die einfache Form

$$U = \frac{1}{\frac{A * a'}{R} * \lambda * H} \quad (3.5)$$

gebracht werden.

Der Reibungswert λ eines Zyklons setzt sich dabei aus einem Anteil für die Wandreibung des Gases λ_L und einem Anteil λ_Z für den zusätzlichen Widerstand der abgeschiedenen Produktsträhne zusammen.

$$\lambda = \lambda_L + \lambda_Z \quad (3.6)$$

Von MUSCHELKNAUTZ und BRUNNER [3] wurde die Beziehung λ_Z

$$\lambda_Z = \lambda_S * \sqrt{\eta_{Ges} * \mu * \left(Fr_z * \frac{\rho_L}{\rho_{SS}} \right)} * R^{-5/8} \quad (3.7)$$

abgeleitet. Damit hängt λ_Z von

- einem für jedes Produkt charakteristischen Anteil λ_S ,
- der an der Zyklonwand abgeschiedenen Produktmenge $\eta_{Ges} * \mu$,
- einer charakteristischen Froude Zahl Fr_z ,

$$Fr_z = \frac{v_z}{\sqrt{2 * r_T * g}} \quad (3.8)$$

- dem Verhältnis aus Gasdichte ρ_L zu Schüttdichte der Strähne ρ_{SS} , sowie
- dem Radienverhältnis R des Zyklons

ab.

λ_S hingegen ist nach MUSCHELKNAUTZ und BRUNNER [3] nur vom Böschungswinkel der abgeschiedenen Strähnen abhängig, und kann für alle Produkte annähernd mit 0,25 gesetzt werden.

Der Wandreibungswert λ_L des Gases hängt nach KRAMBROCK [18] analog zur Rohrströmung von der relativen Wandrauigkeit k_s/r_a nach Abbildung 8 und der Reynoldszahl Re_R

$$\text{Re}_R = \frac{\text{Re}_z}{2 * H * (R - 1) * \left[1 + \frac{A * a'}{U * R^2 * (R - 1)^2} \right]} \quad (3.9)$$

ab.

Diese modifizierte Reynoldszahl Re_R ist dabei auf eine mittlere Zyklonreibungsfläche mit dem Radius r_R

$$r_R = \sqrt{r_a * r_T} \quad (3.10)$$

und die Zyklonhöhe h bezogen.

Die Reynoldszahl Re_z

$$\text{Re}_z = \frac{2 * r_T * v_z}{\nu} \quad (3.11)$$

entspricht der Reynoldszahl der Tauchrohrströmung.

Nach Messungen von MUSCHELKNAUTZ und KRAMBROCK [4] ist in Abbildung 8 der gemessene Verlauf des Reibungsbeiwertes λ_L in Abhängigkeit von Re_R und der relativen Wandrauhigkeit k_s/r_a für zylindrische und konische Zykclone aufgetragen. Wie auch bei der Rohrströmung bewirkt die Wandrauhigkeit k_s nur bei großen Re_R -Zahlen einen Anstieg des Reibungsbeiwertes λ_L . Im Bereich von Re_R -Zahlen $< 10^2$ laufen die verschiedenen Kurvenäste für unterschiedliche Rauigkeiten in einer Geraden aus. Der unterschiedliche Anstieg des Reibungsbeiwertes bei zylindrischen und konischen Zyklonen ist im Wesentlichen auf die Änderung der Grenzschicht in Folge des radialen Druckgefälles an der Konuswand zurückzuführen.

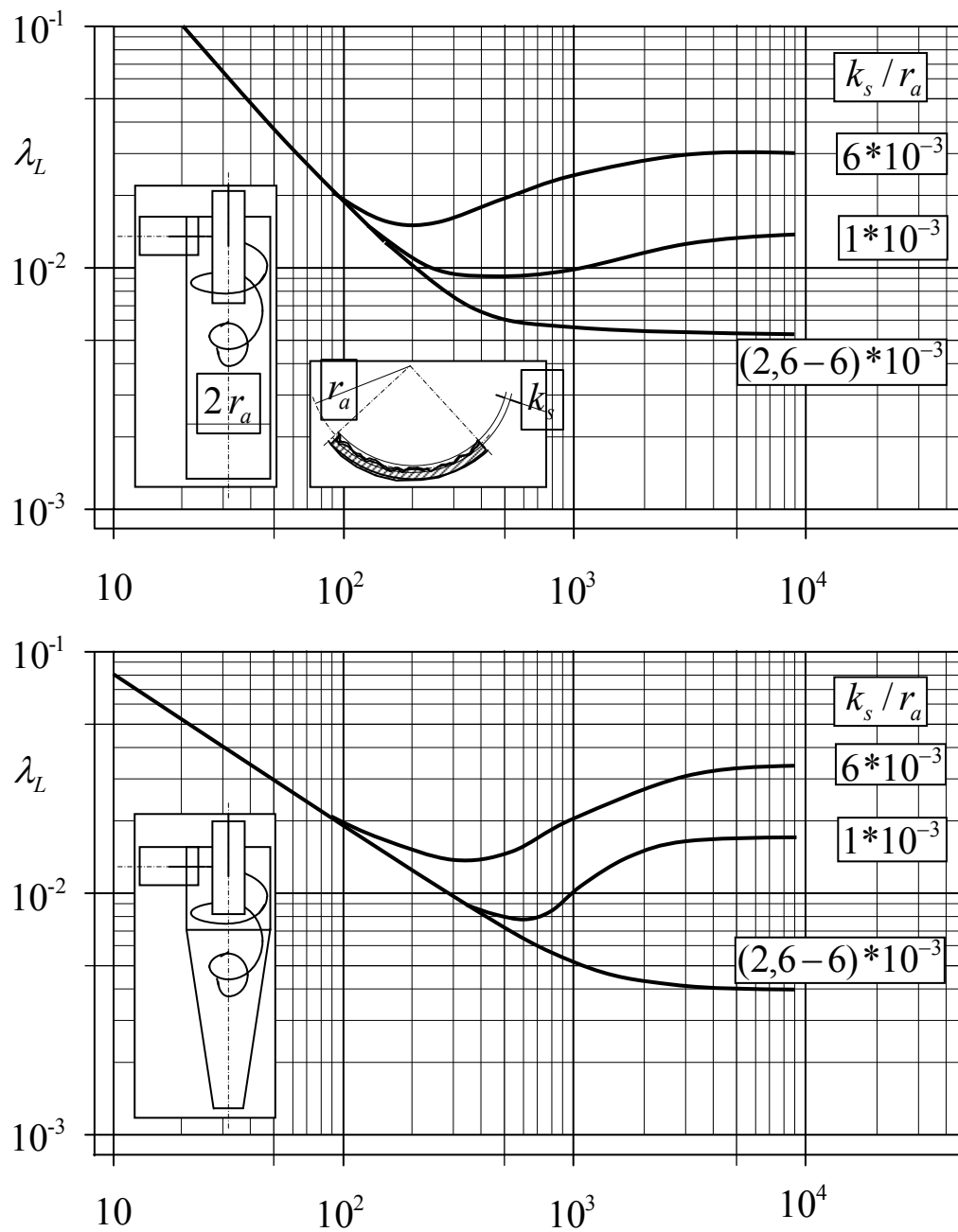


Abbildung 8: Wandreibungsbeiwerte zylindrischer und konischer Zyklone in Abhängigkeit von der Reynoldszahl und der Wandrauhigkeit [4]

Bei klassischen handelsüblichen Zyklonen ist

$$A^* a' \leq 2; \quad R \geq 2; \quad U \geq 2;$$

Mit diesen Einschränkungen wird der Ausdruck

$$\frac{A \cdot a'}{U \cdot R^2 \cdot (R-1)^2}$$

der Gleichung für Re_R vernachlässigbar klein. Damit ergibt sich die praktisch leichter und vor allem ohne Iteration handhabbare Formel für Re_R .

$$Re_R \approx \frac{Re_z}{2 \cdot H \cdot (R-1)} \quad (3.12)$$

3.2.3. Berechnung des Druckverlustes eines Gaszyklons

Der Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} eines Zyklons (siehe Abbildung 9) zwischen der auf den Einlauf bezogenen achsparallelen Einlaufströmung (Ebene a-a) und der auf den Austritt bezogenen achsparallelen Auslaufströmung (Ebene d-d) beträgt:

$$\Delta p_{Ges} = \Delta p_e + \Delta p_i \quad (3.13)$$

Der Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} errechnet sich aus einem Anteil für den Zykloneinlauf Δp_e , welcher den Anteil von Ebene a-a bis c-c beschreibt und dem Anteil für das Tauchrohr Δp_i zwischen den Ebenen c-c und d-d.

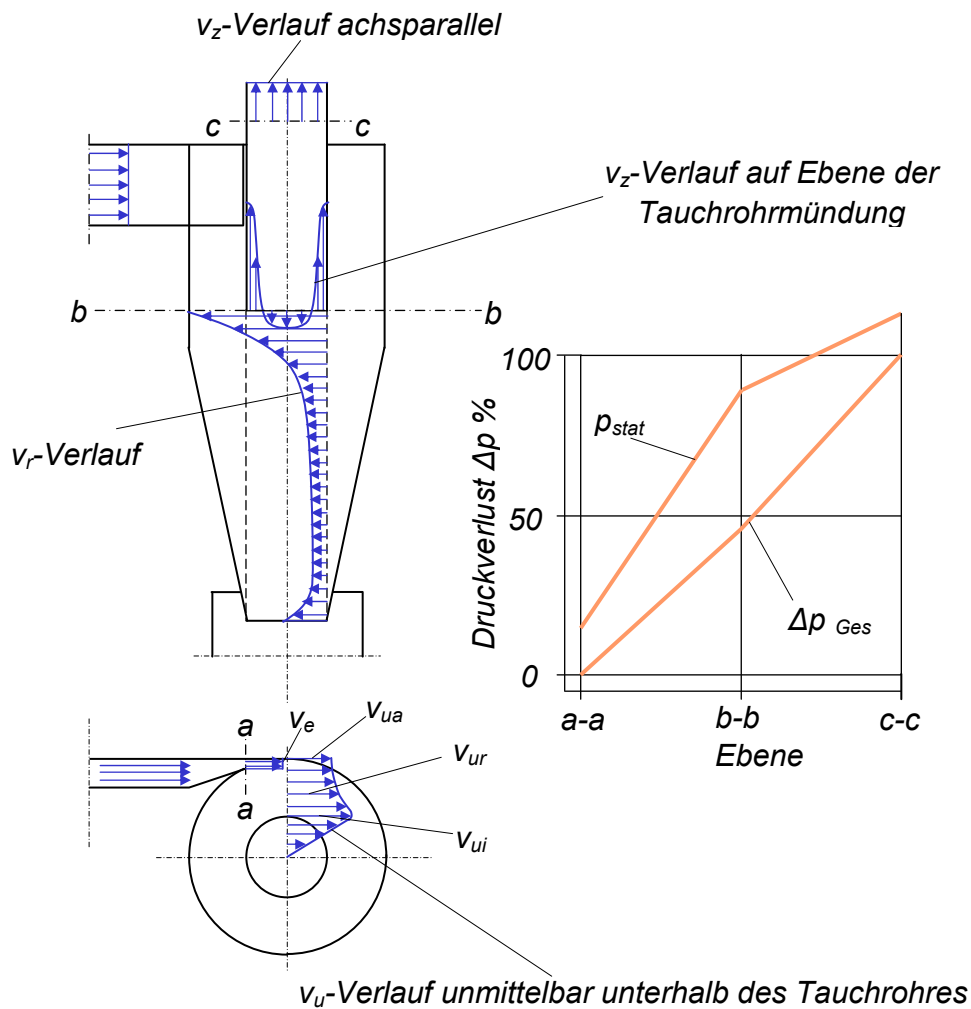


Abbildung 9: Tatsächliche Strömungs- und Druckverhältnisse in einem Zyklon nach MUSCHELKNAUTZ und KRAMBÖCK [4]

Für die Berechnung des Druckverlustes Δp eines Zyklons verwendet man üblicherweise die auf den Staudruck der mittleren Axialgeschwindigkeit v_z im Tauchrohr bezogenen Druckverlustbeiwerte ξ_e und ξ_z .

$$\xi = \xi_e + \xi_z = \frac{2 \cdot \Delta p_e}{v_z^2 \cdot \rho_L} + \frac{2 \cdot \Delta p_z}{v_z^2 \cdot \rho_L} = \frac{2}{v_z^2 \cdot \rho_L} \cdot (\Delta p_e + \Delta p_z) \quad (3.14)$$

Entsprechend den Erkenntnissen von BARTH [2] hängt der Druckverlustbeiwert ξ_e im Wesentlichen vom Geschwindigkeitsverhältnis U ab. Die folgende Formel nach

BARTH [2] für ξ_e ist für ein Geschwindigkeitsverhältnis $U > 2$ hinreichend genau gültig und durch Messungen abgesichert.

$$\xi_e = \frac{U^2}{R} * \left[\frac{1}{(1 - \lambda * H * U)^2} \right] \quad (3.15)$$

Der Druckverlust des Tauchrohrs Δp_z lässt sich näherungsweise nach BARTH [2] und ABRAMOWITSCH [19] berechnen. In Abbildung 10 ist der Druckverlustbeiwert ξ_z unter Vernachlässigung der Reynoldszahl Re_R über dem Geschwindigkeitsverhältnis U aufgetragen.

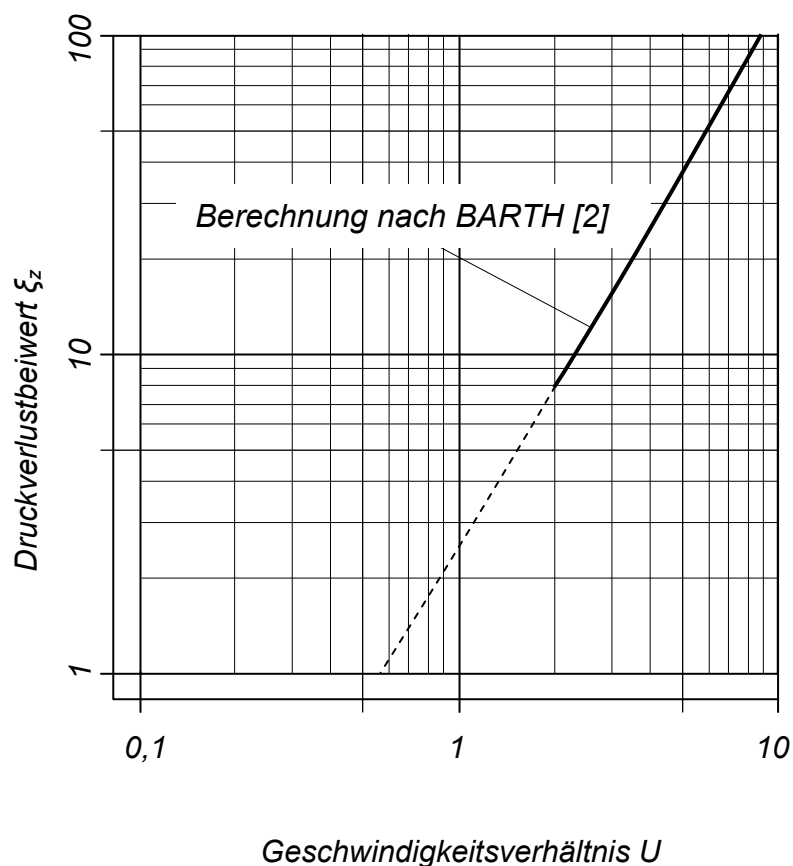


Abbildung 10: Druckverlustbeiwert ξ_z nach BARTH [2]

3.2.4. Ermittlung des Gesamtabscheidegrads

Der mit einem Gaszyklon erzielbare Gesamtabscheidegrad η_{Ges} hängt im Wesentlichen von der tangentialen Eintrittsgeschwindigkeit v_e in den Zyklon, der gemittelten axialen Tauchrohrgeschwindigkeit v_z , der Kornverteilung des Feststoffanteils, von der Schüttdichte der Strähne ρ_{SS} und der Staubbeladung μ des in den Zyklon eingebrachten Gases, sowie dem Durchmesser Verhältnis (Zylinderdurchmesser D / Tauchrohrdurchmesser d_T) ab. Die Staubbeladung μ versteht sich dabei als Verhältnis des Massenstromes des Staubes zu dem des Gases.

Nach MUSCHELKNAUTZ [1] wirkt auf die vom Gas in den Abscheideraum eingetragenen Staubteilchen die Zentrifugalkraft F_z auf der gedachten Zylinderfläche unterhalb des Tauchrohres (siehe auch Abbildung 6). Ein auf dieser Zylinderfläche mit der Umfangsgeschwindigkeit v_{ui} des Gases kreisendes Staubteilchen kann gerade noch abgeschieden werden, wenn die Zentrifugalkraft F_z mindestens gleich der aus der mittleren radialen Geschwindigkeitskomponente wirkenden Luftwiderstandskraft W ist.

$$F_z = W \quad (3.16)$$

$$v_{ri} = \frac{\dot{V}}{2 * \pi * r_T * h_i} = \frac{v_z}{2 * H} \quad (3.17)$$

$$(\rho_s - \rho_L) * \frac{\pi * d_s^{*3}}{6} * \frac{v_{ui}^2}{r_i} = 3 * \pi * \eta_L * v_{ri} \quad (3.18)$$

Das Grenzkorn mit dem Durchmesser d_s^* , welches bei einem definierten Staub und bekannter Kornverteilung zu 50 % abgeschieden wird, errechnet sich damit zu:

$$d_s^* = \sqrt{\frac{18 \cdot \eta_L \cdot v_r \cdot r_z}{(\rho_s - \rho_L) \cdot v_{ui}^2}} \quad (3.19)$$

Bei bekannter Kornverteilung und Staubbeladung des Rohgases ergibt sich der Gesamtabseidegrad η_{Ges} nach (6.4 und 6.5) graphisch gemäß Abbildung 11. Zu beachten ist dabei, dass die Staubbeladung des Rohgases unterhalb der Grenzbeladung liegt, da ansonsten ein Teil des sich im Rohgas befindlichen Staubes unmittelbar nach dem Eintritt in den Zyklon an der Zyklonwand ausfällt und die Gleichung (3.16) für die Beschreibung der Abscheidung alleine nicht mehr ausreicht.

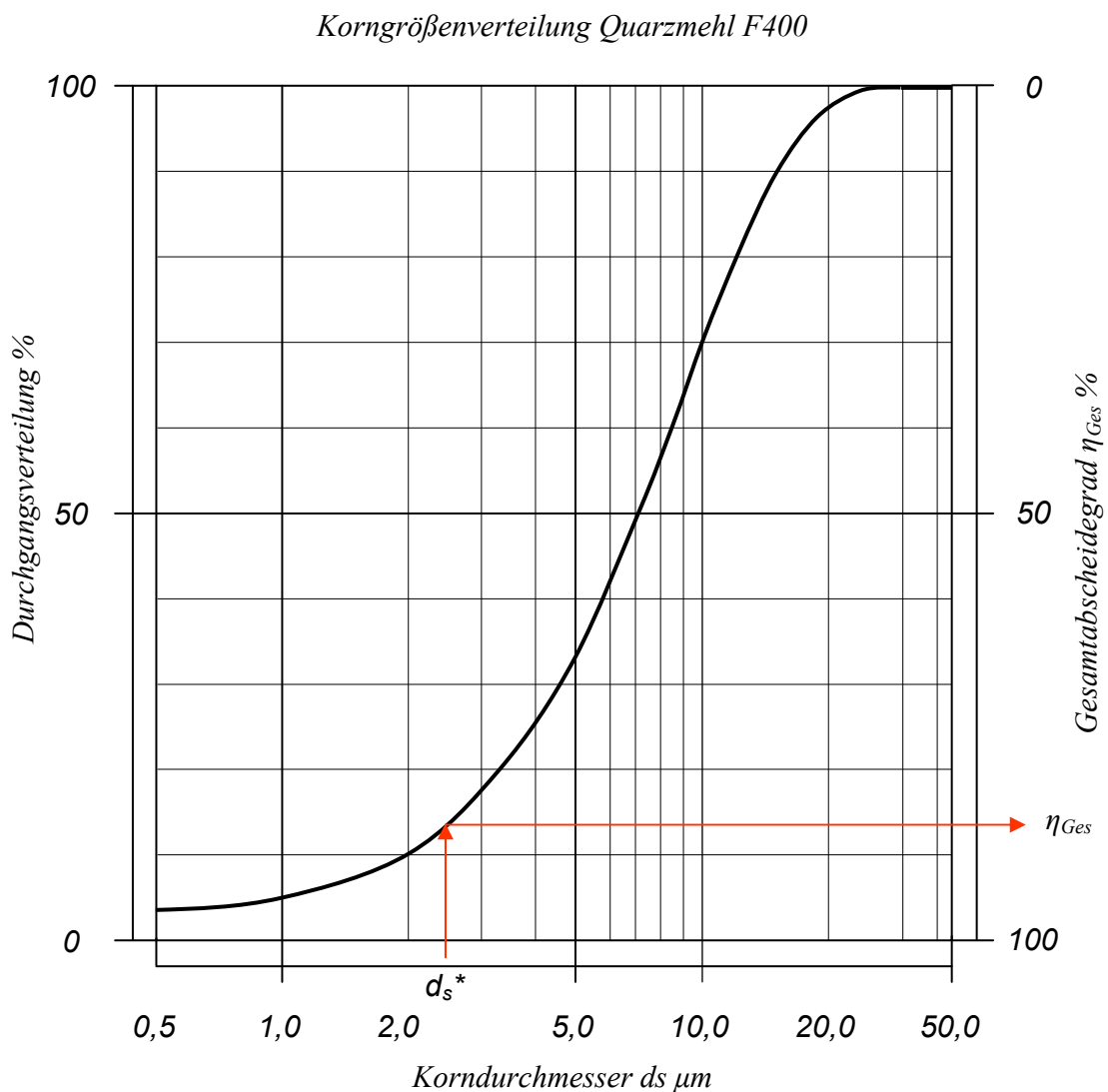


Abbildung 11: Graphische Ermittlung des Gesamtabseidegrads η_{Ges}

3.2.5. Auswertung mit dem Zyklonmodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1]

Aus theoretischen Überlegungen heraus formulierten FALTEJSEK, BRUNNMAIR [16] den HL-Zyklon. Mit den in Abbildung 12 dargestellten Design-Parametern wurde dieser Zyklon zum einen mit dem theoretischen Modell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] verglichen und zum anderen ausführlichen Tests unterzogen. Die daraus erzielten Ergebnisse wurden in weiterer Folge den Arbeiten von SCHULTZ [5], der an der Universität Essen die konventionelle Zyklontechnik mit einem Schraubenspaldiffusortauchrohr-Zyklon verglich, gegenübergestellt.

3.2.5.1 Zyklonmodell nach FALTEJSEK, BRUNNMAIR [16]

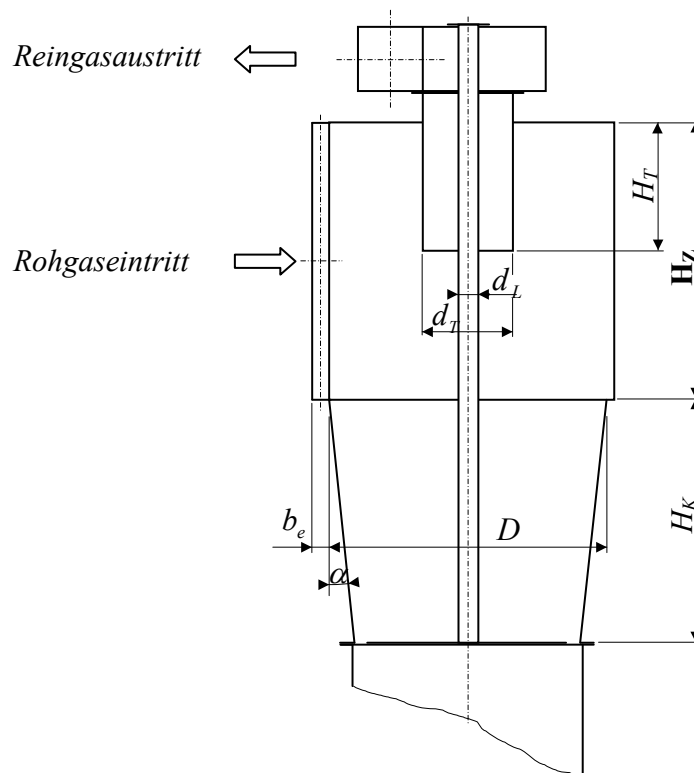


Abbildung 12: HL-Zyklon nach FALTEJSEK, BRUNNMAIR [16]

Für die Bewertung des HL-Zyklons mit dem Modell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] wurden die nachstehenden Zyklonabmessungen sowie Betriebsparameter herangezogen. Bei der Modellanwendung für einen klassischen handelsüblichen Zyklon wurde das HL-Zyklonmodell ohne das zentrale Leitrohr in der Zyklonachse herangezogen.

HL-Zyklonabmessungen sowie Betriebsparameter:

• Zylindrischer Zyklondurchmesser	D	400 mm
• Tauchrohrdurchmesser	d_T	130 mm
• Leitrohrdurchmesser	d_L	55 mm
• Tauchrohlänge	H_T	185 mm
• Höhe des zylindrischen Teils	H_Z	400 mm
• Höhe des kegeligen Teils	H_K	350 mm
• Winkel des kegeligen Teils gegenüber der Vertikalen	α	6 °
• Eintrittsspaltbreite in den HL-Zyklon	b_e	22 mm
• Oberflächenbeschaffenheit des eingesetzten Materials (Aluminium nach 10 Stunden Betriebszeit)	k_S	0,015 mm
• Rohgas (Umgebungsluft):		
○ Temperatur	T	20 °C
○ Relative Luftfeuchtigkeit	φ	60 %
○ Volumen	\dot{V}	800 m ³ /h
• Feststoff im Rohgas (Quarzfeinstmehl F 400)		
○ Staubbeladung	μ	5 g/m ³

Mit diesen Werten wurde der Druckverlust zwischen achsparalleler Einlaufströmung und achsparalleler Austrittströmung mit 3.372 Pa, das erreichbare Grenztrennkorn d_s^* mit 0,76 μm und ein Gesamtabscheidegrad η_{Ges} mit 96 % ermittelt.

3.2.5.2 Herkömmlicher Hochleistungszyklon der Universität Essen nach SCHULTZ [5]

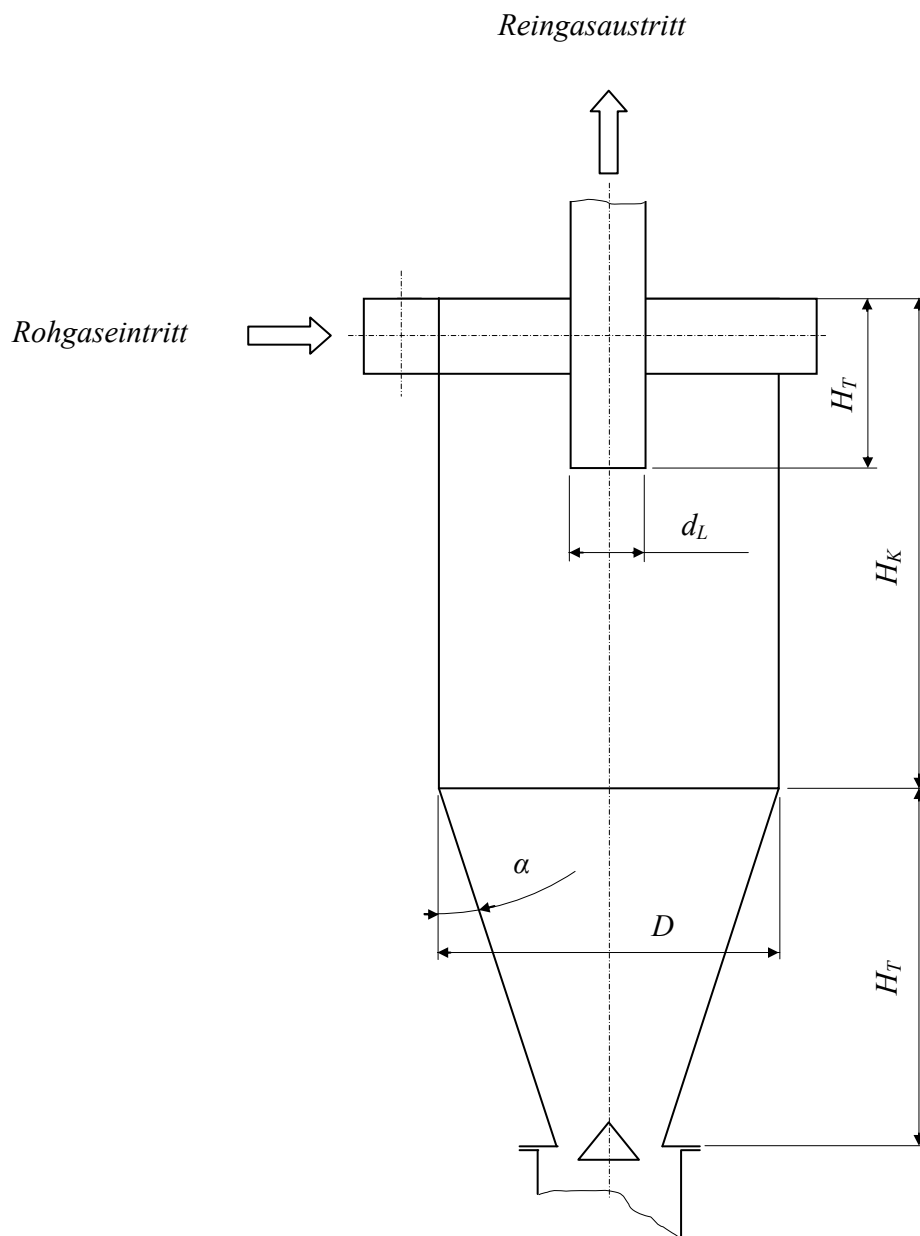


Abbildung 13: Hauptabmessungen des an der Universität Essen betriebenen herkömmlichen Hochleistungszyklons nach SCHULTZ [5]

Der an der Universität Essen untersuchte herkömmliche Hochleistungszyklon wies die folgenden Abmessungen auf bzw. wurde mit den folgenden Betriebsparametern getestet:

• Zylindrischer Zyklondurchmesser	D	360 mm
• Tauchrohrdurchmesser	d_T	80 mm
• Tauchrohrlänge	H_T	180 mm
• Höhe des zylindrischen Teils	H_Z	520 mm
• Höhe des kegeligen Teils	H_K	380 mm
• Winkel des kegeligen Teils gegenüber der Vertikalen	α	18 °
• Eintrittsrohrdurchmesser	d	80 mm
• Rohgas (Umgebungsluft):		
○ Temperatur		20 °C
○ Relative Luftfeuchtigkeit	φ	60 %
○ Volumen	\dot{V}	434 m ³ /h
• Feststoff im Rohgas (Quarzfeinstmehl F 400)		
○ Staubbelastung	μ	0,7 g/m ³

3.2.5.3 Schraubenspalt diffusortauchrohr – Zyklon nach SCHULTZ [5]

Der an der Universität Essen untersuchte und auf den zuvor beschriebenen Hochleistungszyklon aufbauende Schraubenspalt diffusortauchrohr-Zyklon wies die folgenden Abmessungen auf, bzw. wurde mit den folgenden Betriebsparametern getestet:

• Zylindrischer Zyklondurchmesser	D	360 mm
• Tauchrohrdurchmesser	d_T	80 mm
• Tauchrohrlänge	H_T	180 mm
• Spaltdiffusortauchrohrlänge	H_{SDT}	250 mm
• Höhe des zylindrischen Teils	H_Z	520 mm
• Höhe des kegeligen Teils	H_K	380 mm
• Winkel des kegeligen Teils gegenüber der Vertikalen	α	18 °
• Eintrittsrohrdurchmesser	d	80 mm
• Rohgas (Umgebungsluft):		
○ Temperatur	T	20 °C
○ Relative Luftfeuchtigkeit	φ	60 %
○ Volumen	\dot{V}	434 m ³ /h
• Feststoff im Rohgas (Quarzfeinstmehl F 400)		
○ Staubbelastung	μ	0,7 g/m ³

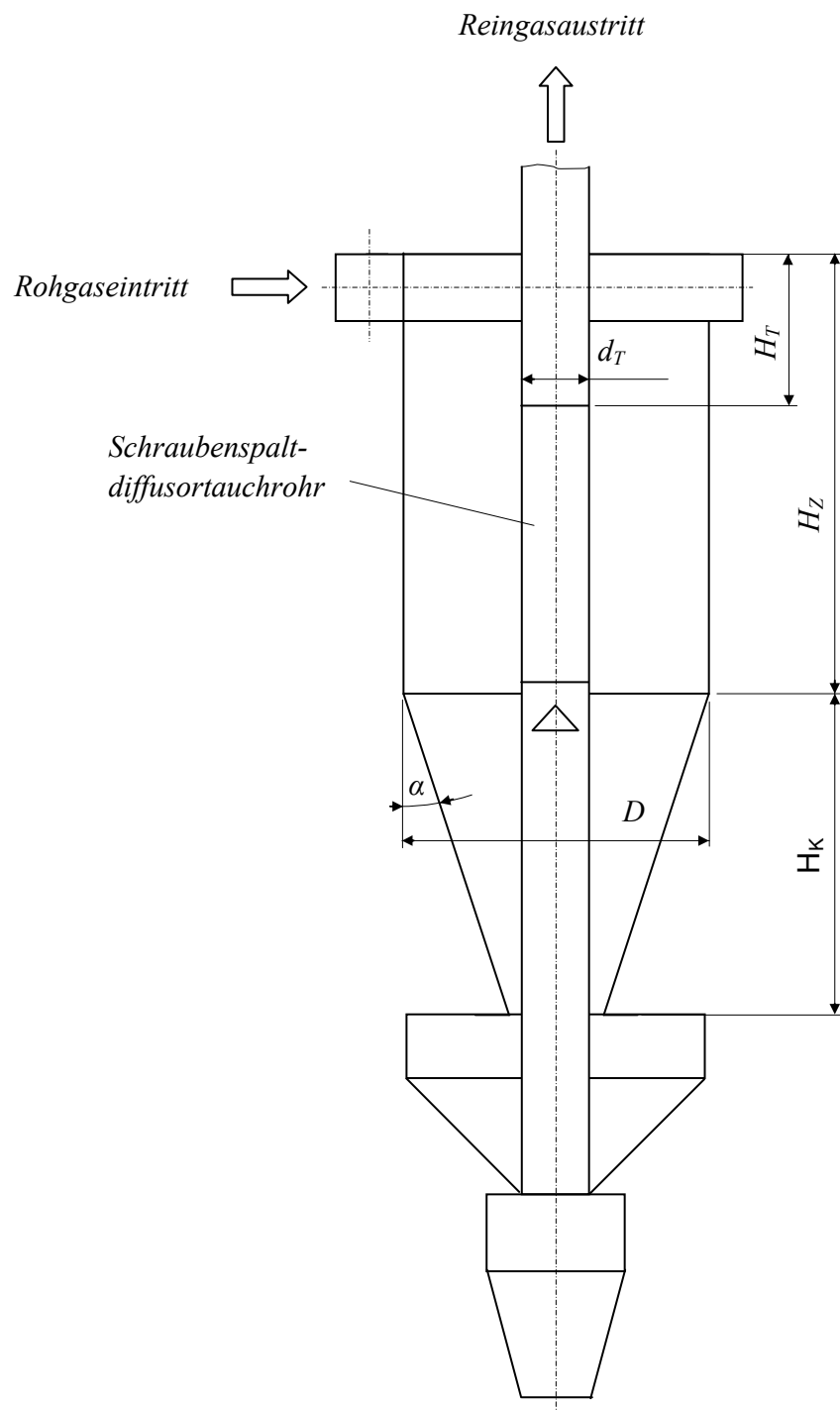


Abbildung 14: Hauptabmessungen des an der Universität Essen getesteten Schraubenspalt-diffusortauchrohr-Zyklons nach SCHULZ [5]

3.2.5.4 Diskussion der ermittelten Werte

Als Ergebnis für den HL-Zyklon mit den beschriebenen Abmessungen und Parametern konnte ein Druckverlust von 3.100 Pa, ein Grenztrennkorn d_s^* mit $0,7 \mu\text{m}$ und ein Gesamtabscheidegrad η_{Ges} von 96,8 % ermittelt werden.

Vergleichsparameter	Zyklontyp			
	Herkömmlicher Hochleistungs-Zyklon berechnet nach dem Modell von BARTH [2] und MUSCHEL-KNAUTZ [1]	Herkömmlicher Hochleistungs-Zyklon Messergebnisse SCHULZ [5]	Schraubenspalt-diffusortauchrohr Zyklon Messergebnisse SCHULZ [5]	HL-Zyklon ohne Leitrohr berechnet nach dem Modell von BARTH [2] und MUSCHEL-KNAUTZ [1]
Darstellung	Abbildung 10	Abbildung 10	Abbildung 11	Abbildung 9
Druckverlustbeiwert ξ [-]	23,7	25,4	12,1	23,6 (12,7)
Druckverlust Δp [Pa]	8.029	8.611	4.136	3.875 (3.100)
Grenzkorndurchmesser d_s^* [μm]	0,76	1,5	0,85	1,91 (0,7)
Gesamtabscheidegrad η_{Ges} [%]	96,0	93,2	95,4	94,0 (96,8)
Eintrittsgeschwindigkeit v_e [m/s]	34,25	34,25	34,25	25,25
Tauchrohrgeschwindigkeit v_z [m/s]	23,98	23,98	23,98	16,74 (20,39)
Rohgasdurchsatz \dot{V} [m^3/h]	434	434	434	800

() Messwerte für HL-Zyklon mit Leitrohr

Tabelle 5: Theoretische Auslegung nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1]
im Vergleich mit gemessenen Werten unterschiedlicher Zyklontypen

In Tabelle 5 sind die gemessenen Werte der drei beschriebenen Zyklontypen und die mittels des BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] - Zyklonmodells bestimmten Werte für den HL-Zyklon dargestellt.

Beim Vergleich der Zykclone untereinander bezüglich Gesamtdruckverlust η_{Ges} fällt auf, dass die dimensionslosen Druckverlustbeiwerte ξ bei Zyklonen ohne zentralen Leitkörper, genauso wie bei Zyklonen mit zentralem Leitkörper in etwa auf gleichem Niveau liegen. Im Fall des Zykklons mit Schraubenspaltdiffusortauchrohr entspricht dies bei sonst gleicher Geometrie und Durchsatz einer Verringerung des Gesamtdruckverlustes η_{Ges} gegenüber einer herkömmlichen Ausführung um 52%. Allerdings ist dabei anzumerken, dass die herkömmliche Ausführung über keinerlei Drallenergieerückgewinnungseinrichtung verfügte.

Da das Modell von BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] hinsichtlich Druckverlust sehr gut mit den in der Praxis gemessenen Werten klassischer handelsüblicher Zykclone korreliert, liegt ein Vergleich mit dem geometrisch doch sehr stark veränderten HL-Zyklons nach FALTEJSEK, BRUNNMAIR [16] mit der theoretischen Auslegung nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] nahe. Der Vergleich zeigt bei gleichem Durchsatz und gleicher Geometrie eine Verringerung des Druckverlustes bei Einsatz eines zentralen Leitkörpers im HL-Zyklon gegenüber der Berechnung nach BARTH [2] von 20%.

Der Grund des verringerten Druckverlustes bei Zyklonen mit zentralem Leitkörper scheint darin zu liegen, dass die hohen Dissipationskräfte, die in herkömmlichen Zyklonen direkt unterhalb des Tauchrohres auftreten und einhergehen mit einer negativen v_z -Strömungsrichtung im Strömungskern des Zykklons (THALLER [33]), bei Zyklonen mit zentralen Leitkörper erst gar nicht auftreten können.

Die unterschiedlichen Werte für den Gesamtabseidegrad η_{Ges} , dargestellt in Tabelle 5, lassen sich vor allem mit den Vereinfachungen des Modells nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] begründen. Die Vereinfachungen beziehen

sich im Wesentlichen auf die über die Zyklonhöhe h_i gleichmäßig verteilte radial einwärts gerichtete v_r -Strömungskomponente, die bei herkömmlichen Zyklonen nicht realisiert ist. Erst durch den Einbau eines zentralen Leitkörpers wird diese Annahme zumindest im Bereich direkt unterhalb des Tauchrohres hinreichend gut erfüllt. Eine weitere Begründung für den Unterschied zwischen dem theoretisch bestimmten und den mit praktischen Ausführungen erzielbaren Gesamtabscheidegrad η_{Ges} liegt darin begründet, dass das Rechenmodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] die schädliche Grenzschichtströmung im Zyklonkopf, welche den Staub direkt entlang der Wandungen in das Tauchrohr fördert, nicht berücksichtigt.

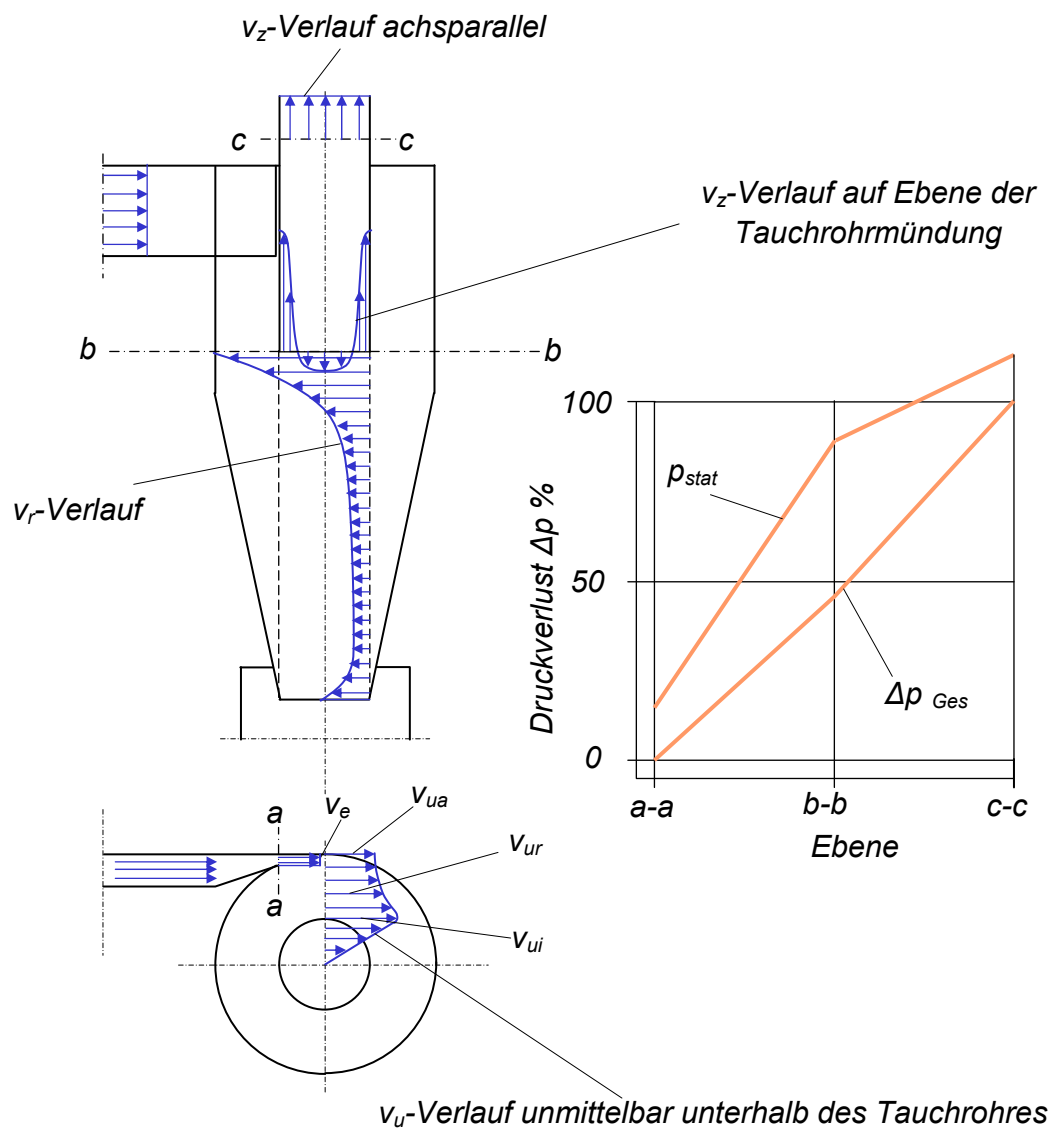


Abbildung 15: Darstellung der tatsächlichen Strömungsverhältnisse in einem klassischen handelsüblichen Gaszyklon

Wie schon erwähnt, ist nach dem Modell von BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] die radial einwärts gerichtete Durchflussgeschwindigkeit v_r auf dem Radius r_T über die Höhe h_i konstant. Damit wird letztlich die Trennbedingung mit Gleichung (3.16) formuliert, was mit Gleichung (3.19) zum Grenzkorndurchmesser d_s^* führt. Aus Berechnungen nach RUMPF, BORHO und REICHERT [38], sowie Messungen von KECKE [7] ist jedoch bekannt, dass direkt unter der Tauchrohrmündung gegenüber dem theoretischen Mittelwert nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] ein bis zu 10-mal höherer Wert für die radial einwärts gerichtete Geschwindigkeit auftritt (vgl. auch Abbildung 15). Auf Grund dieser Tatsache herrschen über die Zyklonhöhe h_i sehr unterschiedliche Trennbedingungen.

Setzt man in Gleichung (3.19) anstatt des Mittelwertes für v_r den direkt unterhalb des Tauchrohres auftretenden Spitzenwert von

$$v_r = 10 * v_{r,m}$$

ein, erhält man das Grenzkorn d_s^* unterhalb der Tauchrohrmündung mit

$$d_s^* = 2,42 \mu\text{m}$$

Auf Basis dieser Erkenntnis formuliert SCHULZ [5], aufbauend auf Arbeiten von SCHMIDT, PINTER und KITTLER [6] den Spaltdiffusortauchrohr-Zyklon. Ziel dieser Arbeit war, die radiale Geschwindigkeitskomponente v_r über die Zyklonhöhe h_i zu ver gleichmäßigen, sowie die in der Tauchrohrströmung steckende Drallenergie möglichst verlustfrei wieder in Druckenergie umzusetzen.

Vergleicht man den in Tabelle 5 angegebenen Wert aus der theoretischen Berechnung für das Grenzkorn d_s^* mit jenem, welches mit dem Spaltdiffusortauchrohr-Zyklon nach SCHULZ [5] erzielt wurde, erkennt man, dass gegenüber dem klassischen handelsüblichen Zyklon eine sehr gute Näherung an den theoretischen Wert von $0,76 \mu\text{m}$ gegeben ist, womit Ergebnisse aus dieser Berechnungsmethode als Maßstab für weitere, den HL-Zyklon betreffende Überlegungen, herangezogen werden.

4. BETRIEBSKENNGRÖSSEN HANDELSÜBLICHER KLASSISCHER ZYKLONE

4.1. Gründe für die unbefriedigende Trennschärfe und Abscheideleistung herkömmlicher Zyklone

Betrachtet man eine tatsächliche Abscheidekurve und eine theoretische (vgl. Abbildung 16), so fällt besonders der mit dem $\tan \alpha$ durch den Grenzkorndurchmesser d_s^* verlaufende Kurvenzug definierte Trennschärfeunterschied auf.

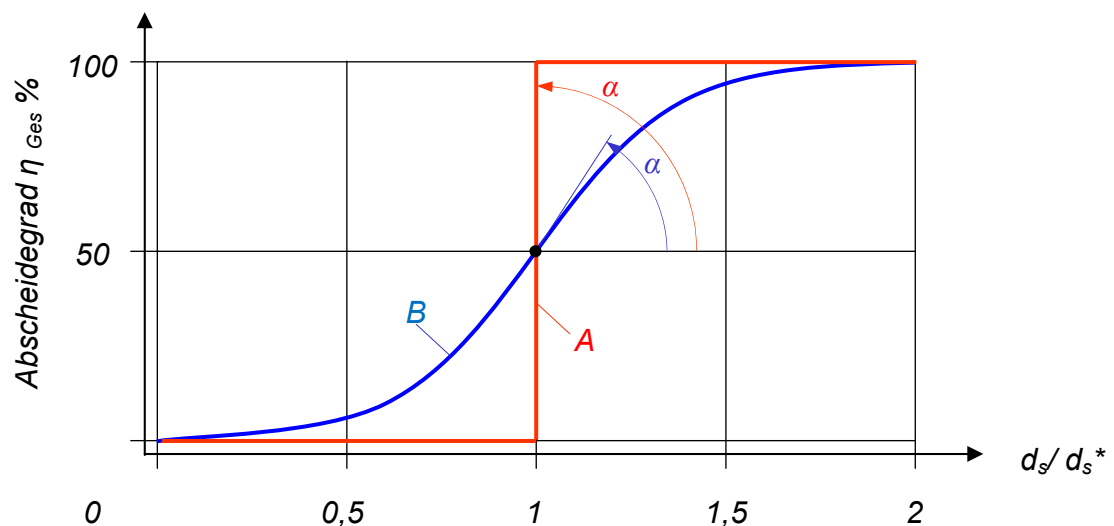


Abb. 16: Theoretische (A) und tatsächliche (B) Abscheidekurve

Hauptursache für den Verlauf der tatsächlichen Abscheidekurve, insbesondere die mangelnde Trennschärfe, ist die in Kapitel 3 erwähnte unregelmäßige Geschwindigkeitsverteilung entlang der Trennfläche, die zu örtlich variablen Trennbedingungen führt. So beträgt unterhalb der Tauchrohrmündung nach Messungen von KECKE [7] für ein Viertel des Volumenstromes die Radialgeschwindigkeit v_r das Zehnfache der mittleren Radialgeschwindigkeit v_{rm} . Damit

sind entlang der Trennfläche große Unterschiede des Grenzkorndurchmessers d_s^* erklärbar.

Theoretisch betrachtet ist mit der Absaugung durch das Tauchrohr eine Senkenströmung beschrieben, die im Längsschnitt dargestellt nach MOTHES [14] und MOTHES, LÖFFLER [35] zu einer hyperbolischen Form der Trennfläche führt (vgl. Abbildung 17).

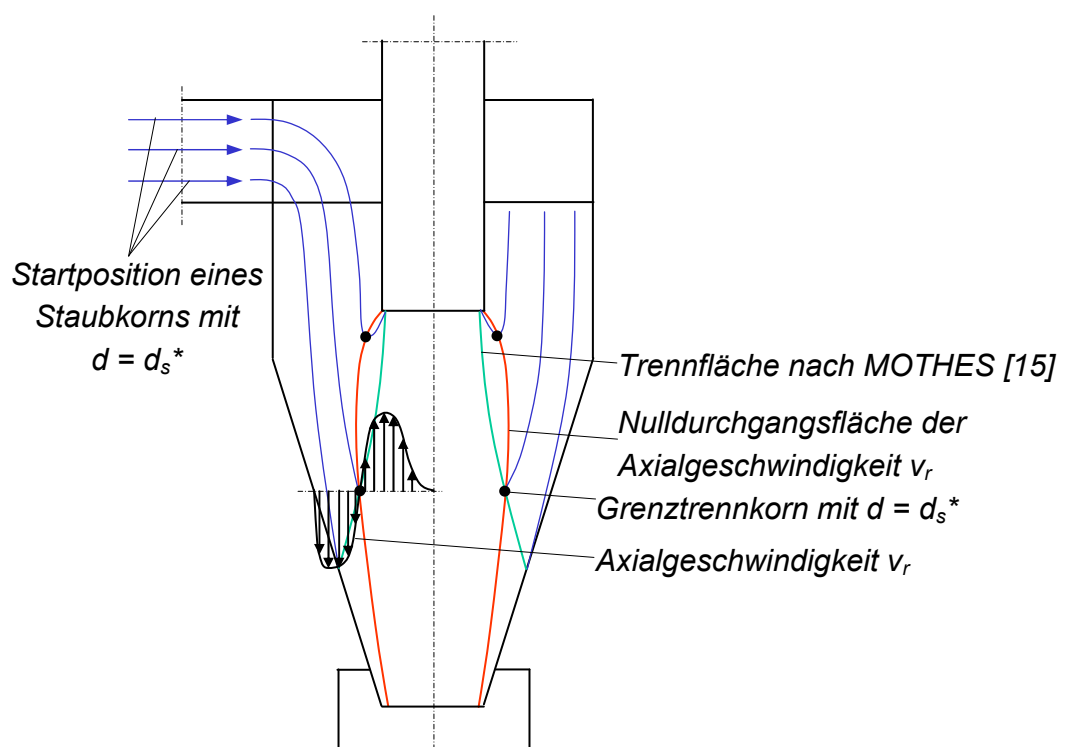


Abbildung 17: Darstellung der Partikelbahnen eines Staubkorns mit $d = d_s^*$ für unterschiedliche Startpositionen sowie Darstellung der Trennfläche nach MOTHES [14]

Gegenüber dem Abscheidemodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] wandert das reale Grenzkorn infolge der dem Wirbel überlagerten Senkenströmung auf seiner Trennfläche. Eine Rotation des Kornes auf einer Kreisbahn erfolgt nur an der Stelle im Abscheideraum, wo sich die Trennfläche und die

Nulldurchgangsfläche der Gasaxialgeschwindigkeit ($v_z = 0$) schneiden. Jede Korngröße besitzt dabei seine eigene Trennfläche.

Für die Kornabscheidung kommt demnach der Nulldurchgangsfläche eine entscheidende Bedeutung zu. Alle Körner, deren Trennfläche vollständig innerhalb der axialen Aufwärtsströmung liegen, gelangen in den Reingaskanal, während alle Körner, deren Trennfläche vollständig außerhalb der axialen Aufwärtsströmung liegen, in den Staubsammelbehälter transportiert werden. Zusätzlich entscheidet, wie ebenfalls in Abbildung 17 dargestellt, die Startposition eines Kornes im Zykloneintrittsbereich, ob dieses Korn an der Zyklonwand abgeschieden wird oder über das Tauchrohr in den Reingaskanal gelangt.

Mit diesem, den Praxisfall beschreibenden Abscheidemechanismus, ist keine ideale scharfe Trennung, wie in Abbildung 16, Kurvenzug A dargestellt, möglich.

Ein weiterer wichtiger Grund für die mangelnde Trennschärfe und der unbefriedigenden Abscheideleistung überhaupt liegt im Vorhandensein von Grenzschicht- bzw. Sekundärströmungen (EBERT [34]), die vom Druckunterschied zwischen Zyklonaußenmantel und Zyklonkern angefacht werden (vgl. auch Abbildung 18).

Ein Partikeltransport innerhalb der Deckel- und Tauchrohr- sowie der Apex-kegelgrenzschicht bewirkt so die Absaugung relativ grobdisperser Partikel in den Reingaskanal.

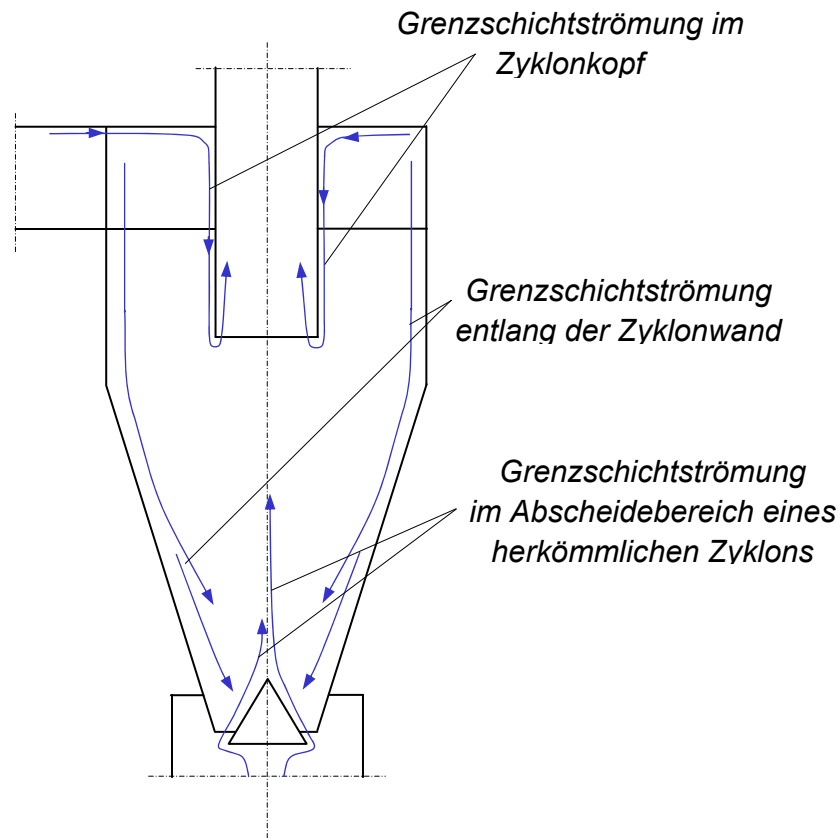


Abbildung 18: Grenzschichtströmung in klassischen handelsüblichen Zyklonen

Auf Grund der Beziehung für den Druckgradienten

$$\frac{\partial p}{\partial r} = \rho_L * \frac{(v_u^2 + v_r^2)}{r} \quad (4.1)$$

ist die Druckkraft, welche an der schon an der Zyklonwand abgeschiedenen und abgebremsten Feststoffsträhne angreift, wesentlich höher als die Zentrifugalkraft, so dass stark nach innen zum Starrkörperwirbel hin gerichtete Sekundärströmungen ebenfalls als Ursache des geringen Abscheidevermögens eines Zyklons angesehen werden müssen.

4.2. Gründe für den relativ hohen Druckverlust herkömmlicher Zyklone

Ursache des hohen Druckverlustes klassischer handelsüblicher Zyklone ist die Dissipation der zur Abscheidung notwendigen Rotationsenergie im Zyklonkern, sowie das im Tauchrohr herrschende radiale Druckgefälle, welches Rückströmungen im Bereich des Tauchrohereintrittsquerschnittes verursacht (siehe auch Abbildung 17). Diese Rückströmungen treffen auf die zum Auslauf nach oben fließende Kernströmung, woraus unnötig hohe Dissipationseffekte resultieren. Nach MUSCHELKNAUTZ [31] beträgt der anteilige Druckverlust im Zyklonkern insbesondere aufgrund der beschriebenen Tauchrohrmündungsbesonderheiten bis zu 90 % des Gesamtdruckverlustes η_{Ges} . Denkt man an die unerwünschte Grenzschichtströmung im Zyklonkopf, über welche Kornanteile in das Tauchrohr gefördert werden, kommt dem Druckverlust innerhalb des Zyklons darüber hinaus eine wesentliche abscheidegradbeeinflussende Funktion zu.

5. MASSNAHMEN ZUR VERBESSERUNG DER ZYKLON-BETRIEBSKENNGRÖSSEN

Basierend auf die in den Kapiteln 3 und 4 dargestellten Sachverhalte scheinen prinzipielle Verbesserungsmöglichkeiten der Betriebskenngrößen eines Zyklons durch

- die Reduzierung des Druckverlustes zwischen den Ebenen a-a und c-c (vgl. auch Abbildung 7 und 13), sowie
- eine Vergleichmäßigung der v_r -Komponente bzw. eine vektormäßige Reduktion der v_r -Komponente über wesentliche Teile der Zyklonhöhe

realisierbar.

5.1. Maßnahmen zur Reduzierung des Druckverlustes

SCHIELE [8] hat bereits 1954 auf die Bedeutung der Reduktion des Druckverlustes insbesondere am Tauchrohreintritt hingewiesen. Seine zuerst beschriebene Tauchrohrdurchführung beschränkt sich auf eine konische Erweiterung in axialer Richtung, der bald ein konischer Aussparkern mit einem Leitapparat zur Drallenergieerückgewinnung im Tauchrohreinlauf (vgl. Abbildung 19) folgte.

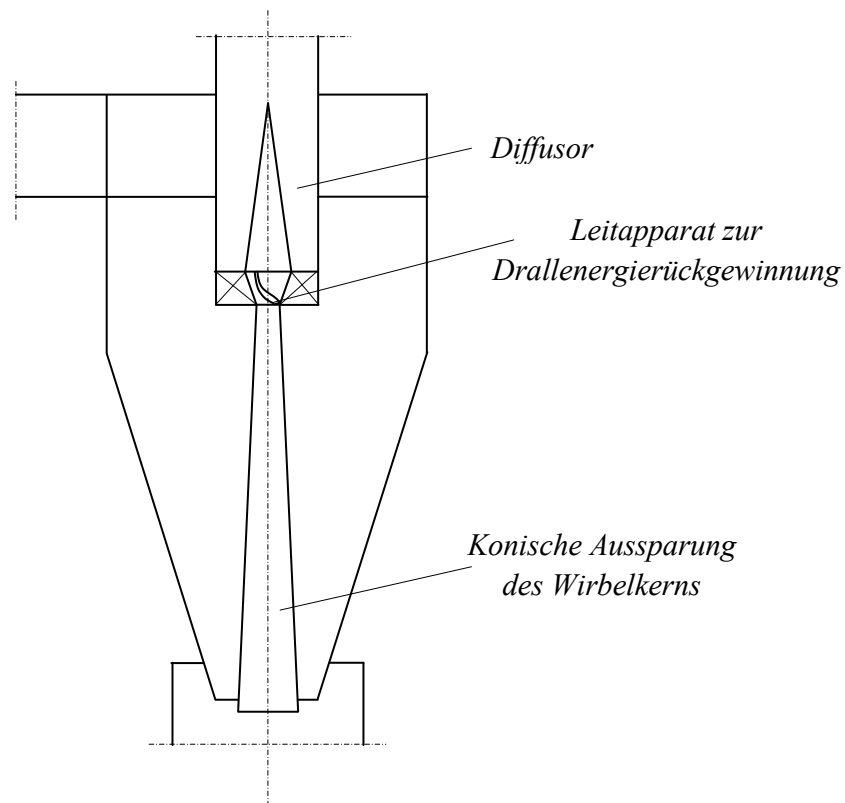


Abbildung 19: Maßnahme von SCHIELE [8] zur Verringerung des Druckverlusts im Zyklon

Ausgehend von dieser Arbeit wurde eine Reihe von Maßnahmen vorgeschlagen, um den hohen Energieverlust im Tauchrohr bzw. im Einströmbereich zum Tauchrohr zu mindern.

In Abbildung 20 sind einige Tauchrohrkonstruktionen vorgestellt, die geeignet sind, die hohe kinetische Energie der Strömung in Druckenergie umzuwandeln.

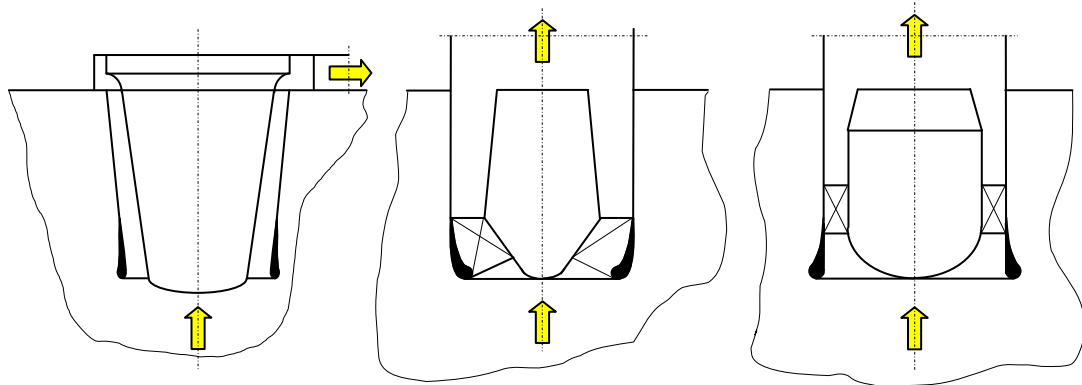


Abbildung 20: Tauchrohrkonstruktionen zur Reduzierung des Druckverlustes bzw. zur Drallenergieerückgewinnung nach TER LINDEN [9]

Dies geschieht entweder durch eine konische Erweiterung des Tauchrohrs sowie einer daran angeschlossenen Austragsspirale oder durch die Ausbildung von Leitschaufeln im zylindrischen Tauchrohr. Zu beachten ist in diesen Fällen, dass die Leitschaufelausbildung exakt dem Anströmungsprofil entsprechen muss. Da die Strömungsverhältnisse unterhalb des Tauchrohres einer mathematischen Beschreibung nicht zugänglich sind, ist auch eine, den jeweiligen Anforderungen angepasste Schaufelform in der Praxis kaum Rechnung zu tragen. Die in Abbildung 20 dargestellten Tauchrohrausführungen vermindern zwar den Gesamtdruckverlust eines Zyklons, bringen jedoch hinsichtlich des Abscheideverhaltens Verschlechterungen mit sich. Vermutlich erhöhen diese Konstruktionen den Grobkornanteil im Reingas durch Begünstigung der starken Senkenströmung an der Tauchrohrstirnfläche sowie durch störende Rückwirkungen der Tauchrohreinbauten auf die Wirbel-Senkenströmung.

Messungen des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} von TER LINDEN [9] bestätigen, dass Einbauten in das herkömmliche Tauchrohr das Abscheidevermögen eines Zyklons herabsetzen, da Leitschaufeln einen hemmenden Einfluss auf das rotierende Gas ausüben und die Zentrifugalkraft, insbesondere im Einlaufbereich des Tauchrohres, verringern. Vermutlich liegt der Grund für die

Abscheidegradverschlechterung simpler Weise daran, dass eine optimale Konfiguration solcher Drallabbaueinrichtungen nicht möglich ist und es so zu unsymmetrischen Anströmungen der jeweiligen Leitapparate kommt.

Der von BIFFIN und SYRED [10] vorgestellte Abscheider (Abbildung 21) ist eine Kombination eines herkömmlichen Zyklons mit einer Wirbelkammer von großem Durchmesser und geringer Bauhöhe. Durch den derart gestalteten zweistufigen Abscheidungsprozess, in dem grobdisperse Körner bereits nach sehr kurzer Verweilzeit abgeschieden und die feindispersen über eine nach innen gerichtete Spiralbewegung dem eigentlichen Zyklon zugeführt werden, verringert sich der Gesamtdruckverlust bei geringfügig verbesserter Abscheideleistung um ca. 30 %.

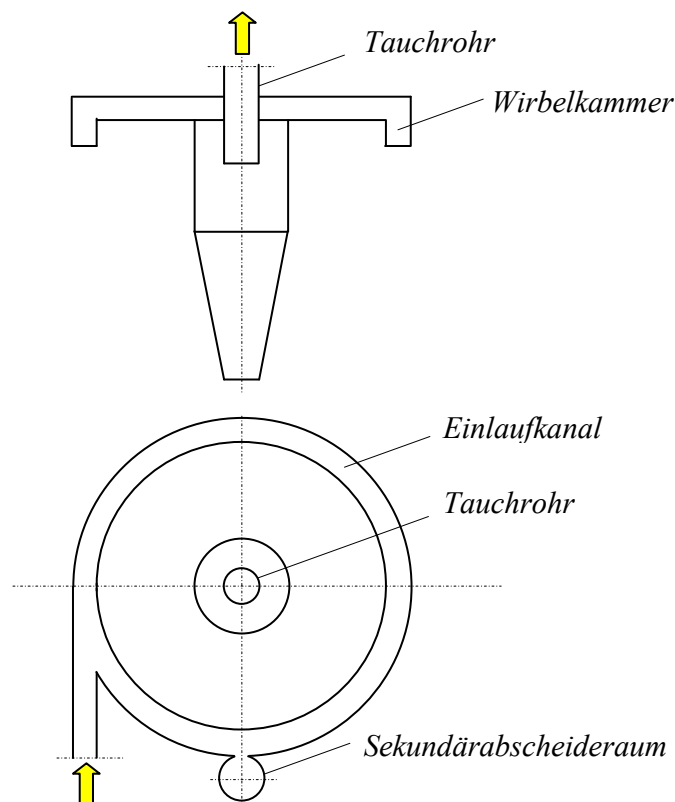


Abbildung 21: Kombination von Wirbelkammer und Zyklon nach BIFFIN und SYRED [10]

5.2. Zykloneinbauten zur Vergleichmäßigung der v_r -Komponente

Um die radial einwärts gerichtete Geschwindigkeitskomponente über die abscheidewirksame Höhe im Zyklon zu vergleichmäßigen, hat KITTLER [11] erstmalig ein zentrales, perforiertes Tauchrohr entsprechend Abbildung 22, welches über die gesamte Abscheidehöhe reicht, realisiert. Das untere Ende dieses Tauchrohres ist verschlossen, die Perforation über die Höhe unterschiedlich. Mit dieser Bauart sinkt der Druckverlust um bis zu 35 % gegenüber handelsüblichen klassischen Zyklonen. Erfahrungsgemäß nimmt auch die Trennschärfe wesentlich zu. Alleine im Abscheidegrad sind kaum Verbesserungen erkennbar. Dies dürfte darin begründet liegen, dass eine einfache Perforation eine Abbremsung der Rotationsgeschwindigkeit im tauchrohrnahen Bereich zur Folge hat, was zwangsläufig zu Lasten des Abscheidegrades geht.

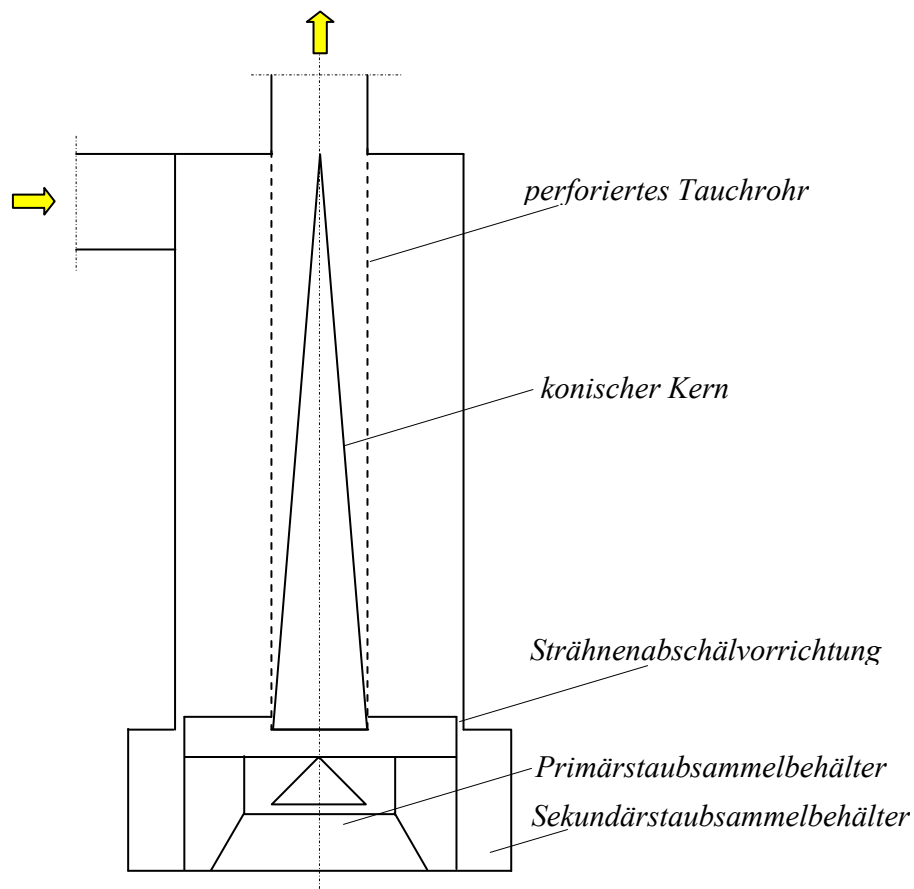


Abbildung 22: Zyklon mit perforiertem Tauchrohr nach KITTLER [11]

Eine Weiterentwicklung des perforierten Tauchrohres stellt der Doppelzyklon mit Schraubenspaltdiffusortauchrohr nach BAUKELMANN und SCHMIDT [12] dar.

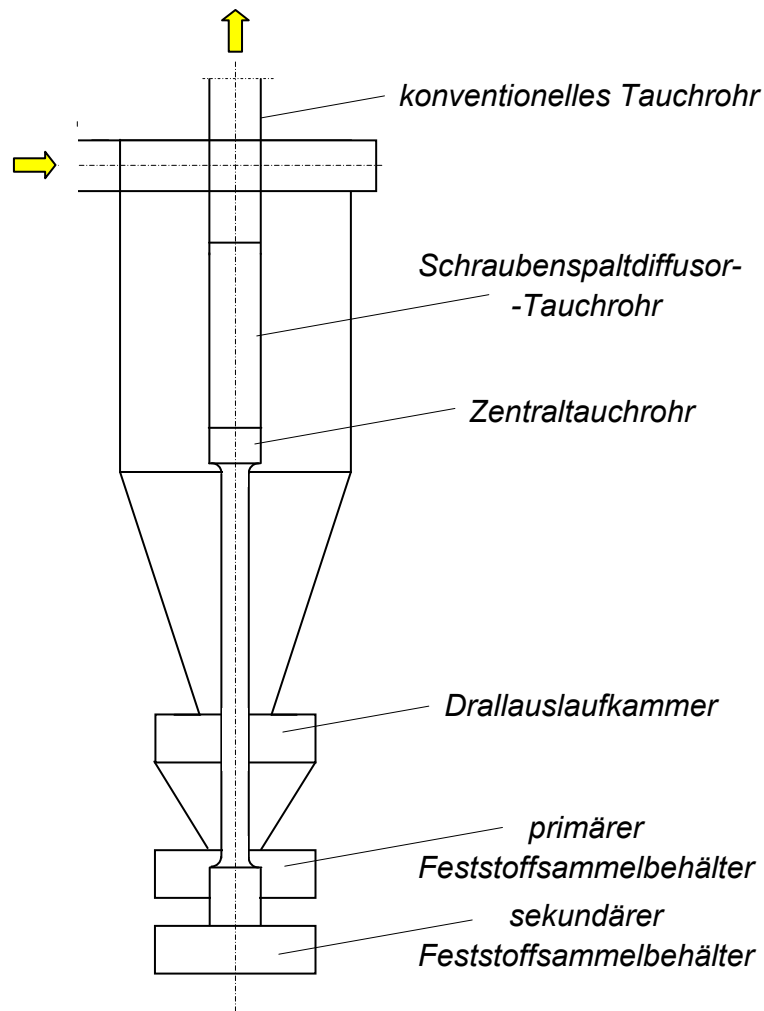


Abbildung 23: Doppelzyklon mit Schraubenspaltdiffusor-Tauchrohr nach BAUKELMANN und SCHMIDT [12]

Abbildung 23 zeigt den prinzipiellen Aufbau des Doppelzyklons. Die Zweiphasenströmung tritt tangential in den zylindrischen Abscheideraum ein. Im Wirbelfeld bildet sich eine Drehsekenströmung aus, sodass auf die Partikel nach innen hin gerichtete Widerstandskräfte und nach außen hin gerichtete Zentrifugalkräfte wirken. Der abgeschiedene Feststoff wird in Form einer Grobgutsträhne schraubenförmig an der Außenwand zum Feststoffsammelbehälter transportiert. Das nur noch mit Feingut beladene Gas strömt durch den schraubenförmigen Ein-

trittsspalt in das Schraubenspalt-Diffusortauchrohr. Mit diesem Zyklon werden sowohl Verbesserungen hinsichtlich Druckverlust als auch Trennschärfe und Gesamtabseidegrad gegenüber herkömmlichen Zyklonen realisiert. Alleine die Herstellkosten eines solchen Zyklons stehen diesen prinzipiell sehr begrüßenswerten Verbesserungen entgegen.

5.3. Alternativer Fliehkraftabscheider nach dem Zyklonprinzip

Eine komplett eigenständige Lösung nach dem Zyklonprinzip stellt die MBB-Wirbelkammer [13] dar. Zusätzlich zu zwei Reingaströmen liefert diese Lösung auch noch einen mit Staub angereicherten Restrohgasstrom mit hoher Feststoffkonzentration, der anschließend über einen Filter gereinigt wird.

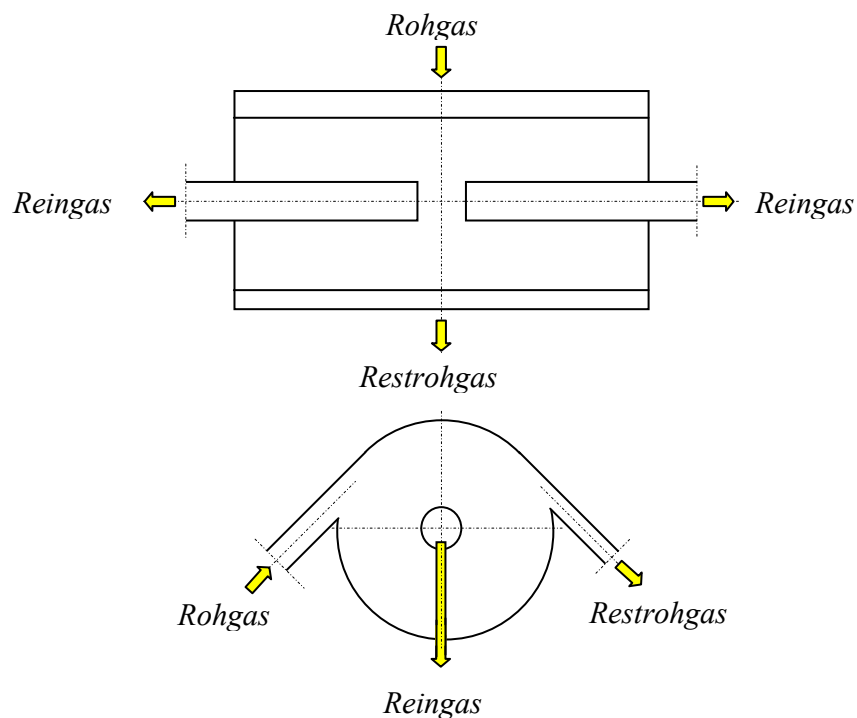


Abbildung 24: MBB-Wirbelkammer [13]

Abbildung 24 zeigt das Grundprinzip des Verfahrens. Aus einem mit Staub beladenen Rohgasstrom wird durch Hintereinanderschaltung von MBB-Wirbelkammern Reingas ausgeschleust. Dabei wird der Rohgasvolumenstrom von Absaugstelle zu Absaugstelle um den jeweiligen Reingasvolumenstromanteil vermindert. Dadurch nimmt die Staubkonzentration im jeweiligen Restrohgasstrom laufend zu. Der Rohgasvolumenstrom wird nach erheblicher Volumestromminderung mit stark erhöhter Staubkonzentration schließlich einem Direktabscheider herkömmlicher Bauart zugeführt, dessen Baugröße wegen des kleinen Restvolumenstromes sehr klein gehalten werden kann.

6. HL-ZYKLON: VERSUCHSMODELL UND PRÜFSTAND

Wie dargestellt, liegt das Problem beim klassischen handelsüblichen Zyklon in seiner komplizierten, dreidimensionalen, in manchen Bereichen turbulenten Drehseifenströmung. Während die Einlaufströmung im Wirbelfeld den jeweiligen Betriebsbedingungen mehr oder minder gut anpassbar ist, entziehen sich der innere, sehr instabile Starrkörperwirbel, die Grenzschichtströmungen im Zyklondeckel und Konus sowie die Sekundärströmungen im Abscheideraum einer mathematischen Optimierung. Damit spielen heute in der Zyklonentwicklung empirisch ermittelte Auslegungsdaten der Vergangenheit eine sehr wichtige Rolle. Das so zum Dogma gewordene Zyklon Know How steht damit grundlegender Erneuerung der Zyklontechnik entgegen.

6.1. HL-Zyklon: Versuchsmodell

Unter der Prämisse, dass sämtliche Änderungen gegenüber einem herkömmlichen Zyklon nach Möglichkeit unter dem Gesichtspunkt einer wirtschaftlichen Serienlösung zu formulieren sind, ist das Erscheinungsbild des HL-Zyklons (siehe Abbildung 25) gegenüber bestehenden Lösungen dadurch gekennzeichnet, dass

- der Rohgaseintritt über die gesamte zylindrische Höhe reicht,
- er einen durchgehenden rotationssymmetrischen Leitkörper in der Zyklonlängsachse besitzt und
- sein kegeliger Mantelteil, der in den Staubsammelraum mündet, wesentlich kürzer ist.

Der hohe schlanke Einlaufschlitz soll gewährleisten, dass der Geschwindigkeitsverlust, der durch die Wandreibung auftritt, über weite Bereiche der Zyklonhöhe durch frischen Impulseintrag in den Abscheideraum wieder ausgeglichen wird. Damit ist über die zylindrische Zyklonhöhe ein weitgehend

konstantes, nur mehr vom Radius r abhängiges Druckpotential vorhanden. Dadurch sind über die zylindrische Zyklonhöhe vergleichmäßigte Trennbedingungen zu erwarten.

Darüber hinaus hat der durchgehende, rotationssymmetrische Leitkörper in der Längsachse des Zyklons die Aufgabe, die mehr oder minder stark taumelnde Trombe zu stabilisieren, die hohen Dissipationsverluste im Kern durch die geringeren Wandreibungsverluste an der Mantelfläche des Leitkörpers zu ersetzen, sowie eine Strömungsumkehr der Axialkomponente der Kernströmung im Bereich der Tauchrohrmündung zu verhindern.

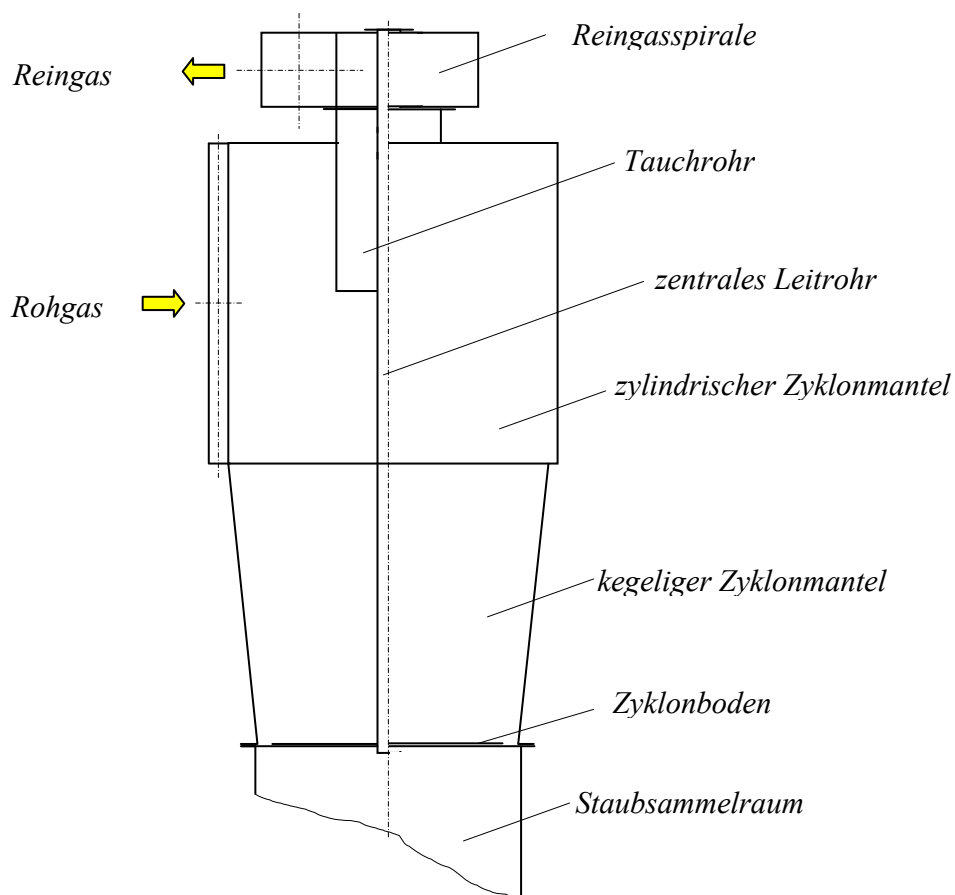


Abbildung 25: HL-Zyklon

Der Betrag der mittleren v_r -Komponente bestimmt in klassischen handelsüblichen Zyklonen im Wesentlichen die Höhe des kegeligen Mantelteils. Dies würde auf Grund von Gleichungen (3.16) für eher große kegelige Mantelhöhen sprechen. Je länger der Kegel jedoch ist, umso höher wird der Gesamtdruckverlust η_{Ges} . Dies lässt sich durch die erhöhte Wandreibung am Zyklonmantel, bedingt durch die Strahlenbildung (BRAUER [39]), welche die Abscheidung begünstigt, beschreiben.

Gelänge es, eine weitgehende Reduktion der v_r -Komponente über weite Bereiche im Zyklon, insbesondere im Bereich der Tauchrohrmündung zu erzielen, wäre die kegelige Mantelhöhe nach dem Gesichtspunkt einer gerade schon stattfindenden Strahlenbildung zu wählen. Größere kegelige Mantelhöhen würden nur mehr den Druckverlust steigern und somit das über den Zyklonboden zum Zyklonkern hin fließende Energiepotential mindern.

Auf Grund der dargelegten Gesichtspunkte wurde der HL-Versuchszyklon (Abbildung 26) zwecks empirischer Optimierung mit folgenden, auswechselbaren Bauteilen bzw. Parametern ausgestattet:

- Tauchrohr bzw. Tauchrohrdurchmesser (d_T) und Tauchrohrlänge (H_T)
- Leitrohr bzw. Leitrohrdurchmesser (d_L)
- Einlaufteil bzw. Eintrittsbreite (b_e)
- Kegeliger Mantelteil bzw. Höhe des kegeligen Mantelteils (H_K)
- Austragespalt bzw. Austragespalbreite (s)

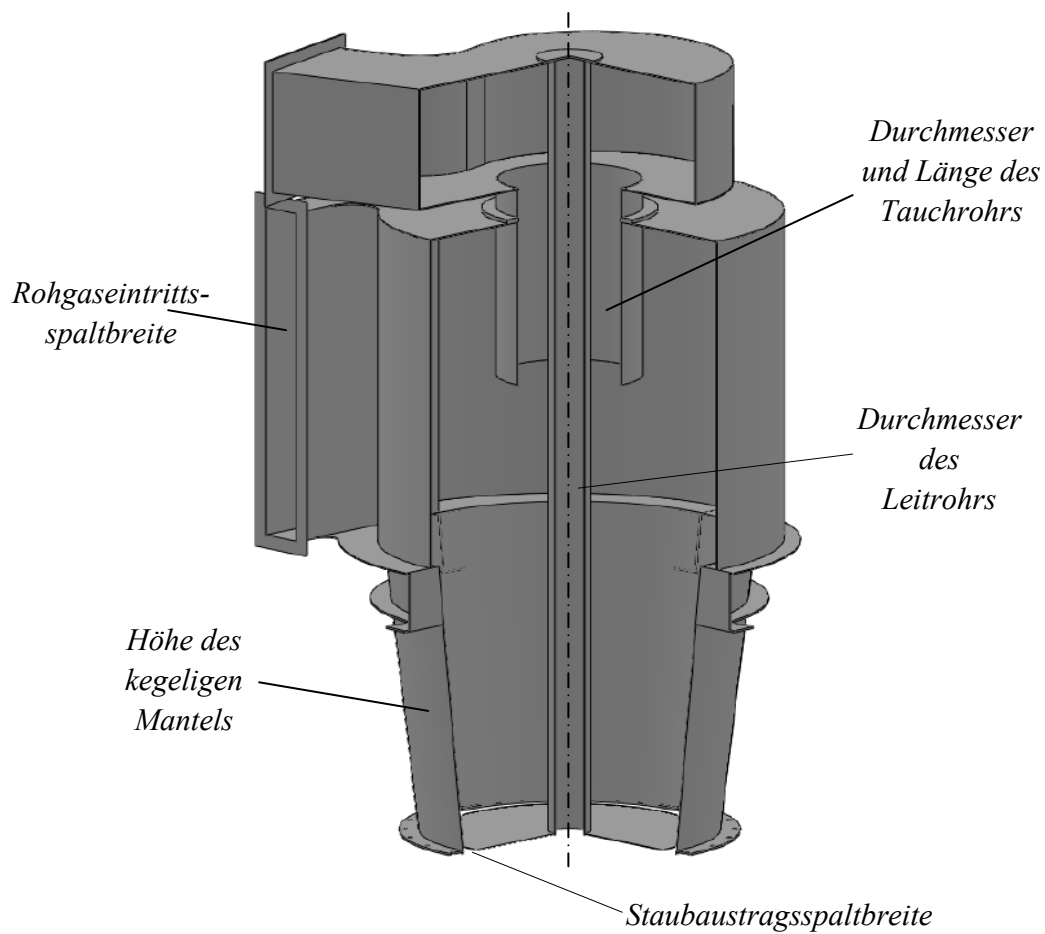


Abbildung 26: HL-Versuchszyklon mit Darstellung der auswechselbaren Bauteile

Das Versuchsmodell (Abbildung 27) wurde für Luftversuche aus durchsichtigem Kunststoff gefertigt und anschließend für die Staubversuche mit einer 0,3 mm dicken Aluminiumfolie ausgekleidet.

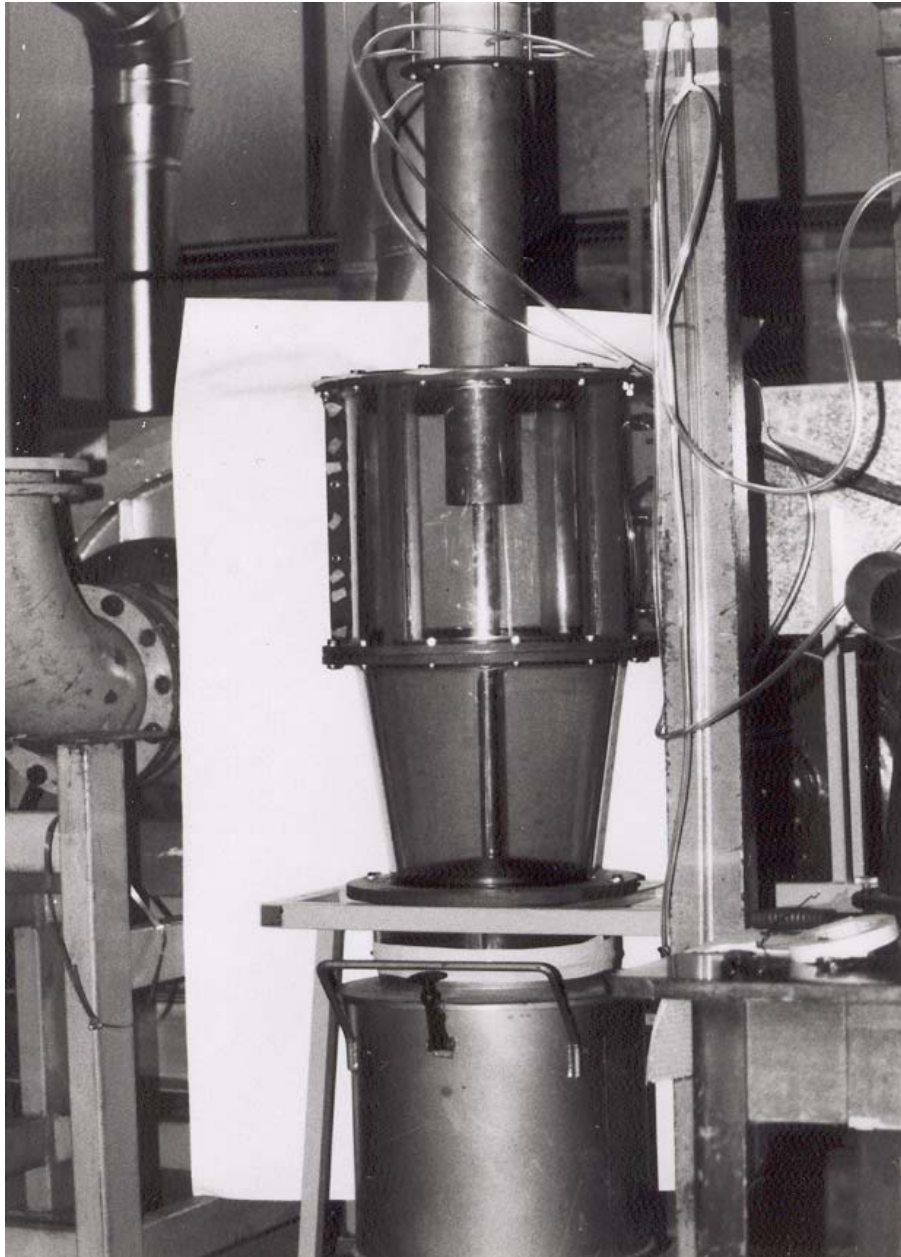


Abbildung 27: Versuchsaufbau für die Luftversuche

Der Versuchszyklon wurde in beiden Fällen mit senkrechter Achse in den Prüfstand (vgl. Abbildung 29) eingebaut.



Abbildung 28: Versuchsaufbau für die Staubversuche

6.2. HL-Zyklon: Prüfstand

In Abbildung 29 ist der gesamte Prüfstand in Form eines Schemas wiedergegeben. Die Auslegung der Einzelaggregate wurde so gewählt, dass der Prüfstand mit möglichst geringem Umrüstaufwand von den Kleinversuchen (bis $2.500 \text{ m}^3/\text{h}$

Rohgasdurchsatz) auf Großversuche (bis 10.000 m³/h Rohgasdurchsatz) umgebaut werden konnte.

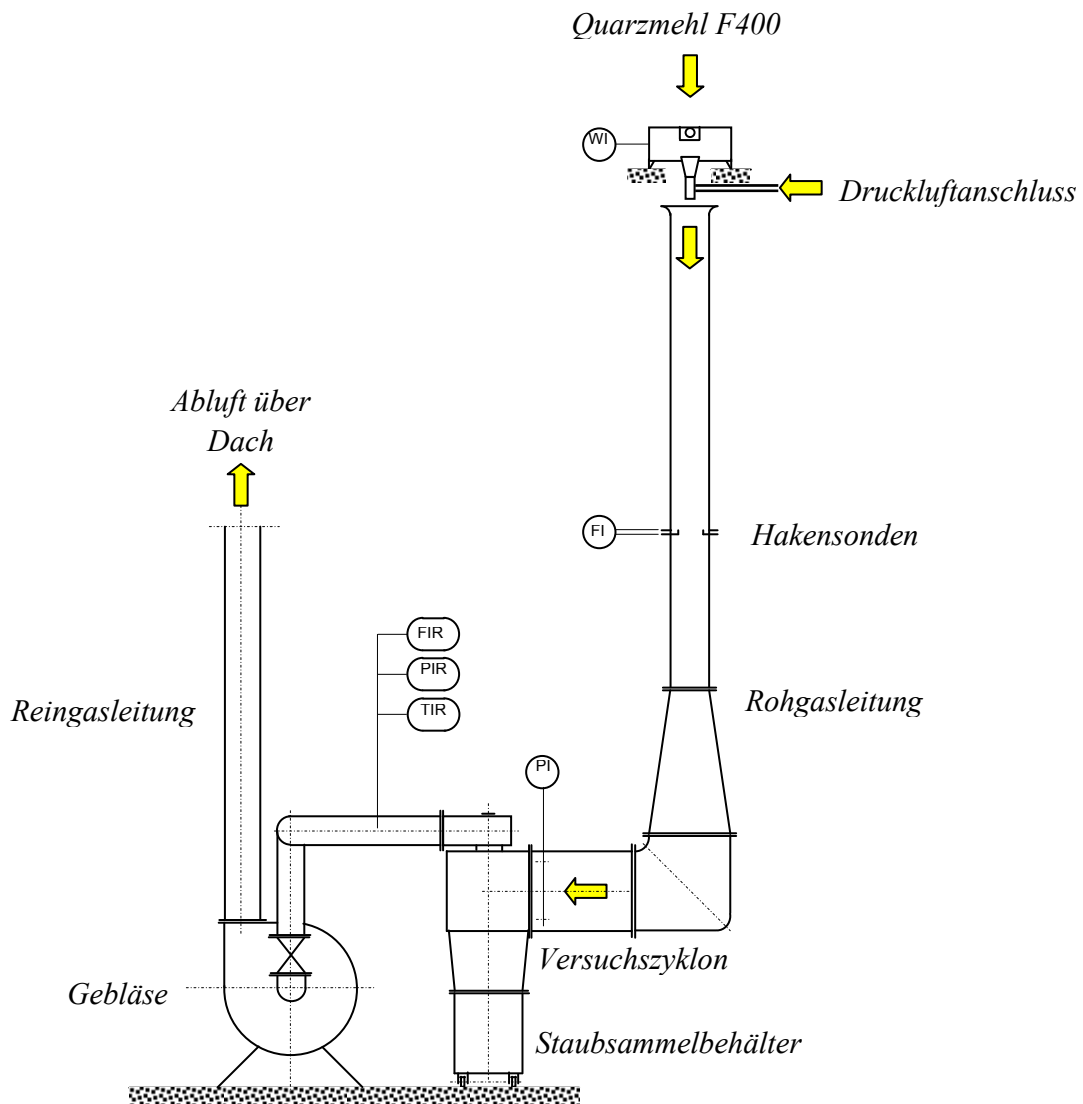


Abbildung 29: HL-Zyklon: Prüfstand

Die einzelnen Bauteile (Staubdosierung, Staubdispergierung, Luftmengenmessung, Rohgaszuführung, Reingasabführung, Staubmessung und Druckerhöhungsaggregat) sind wie folgt beschrieben:

6.2.1. Staubdosierung

Als Staubdosiereinrichtung wurde die in Abbildung 30 dargestellte Doppeldosierschnecke der Firma K-TRON-SODA AG verwendet.

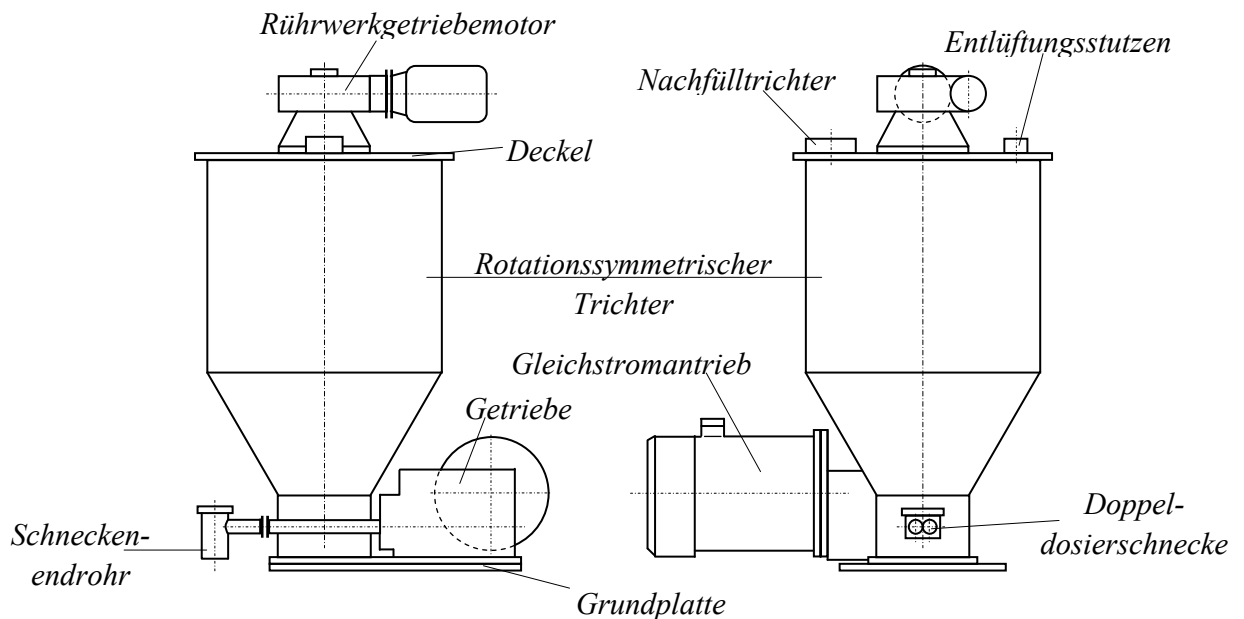


Abbildung 30: Doppeldosierschnecke der Firma K-TRON-SODA AG

Die Feststoffaufgabe in den Rohgasstrom erfolgte volumetrisch, wobei der Staubeintrag zwischen den Versuchsfahrten durch mehrfache vergleichende Volumenmessungen kontrolliert wurde.

6.2.2. Staubdispergierung

Zum Dispergieren des Staubes in den Rohgasstrom wurde ein Schlitzinjektor, entsprechend Abbildung 31, verwendet.

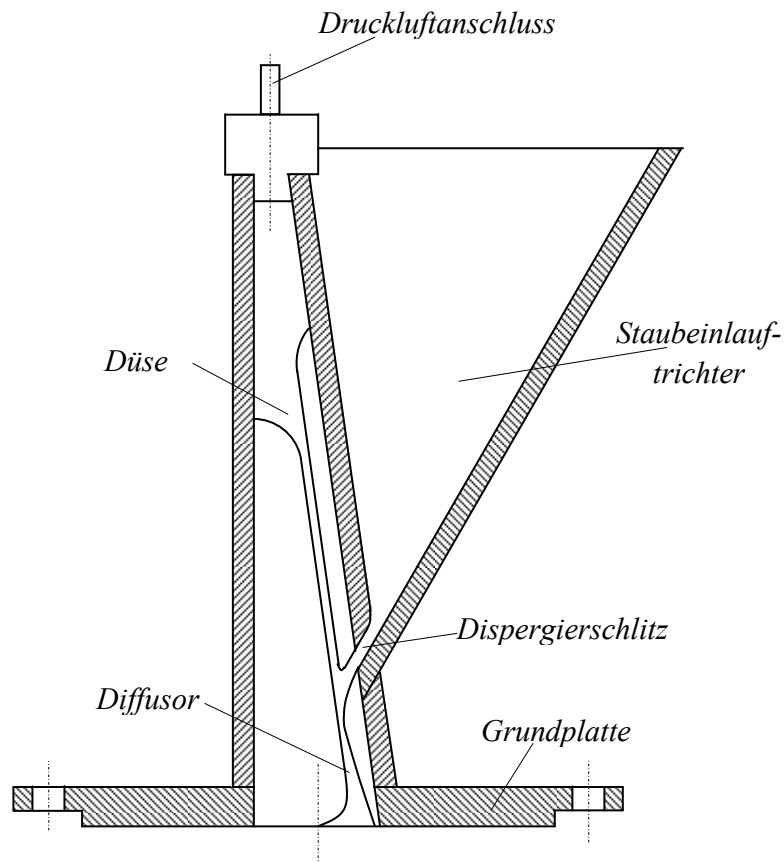


Abbildung 31: Schlitzinjektor zur Staubdispergierung

Diese Konstruktion wurde am Institut für Verfahrenstechnik an der Universität Karlsruhe für ähnliche Aufgabenstellungen, sowie für die Zyklonuntersuchungen an der Universität Essen [5] mit zufriedenstellender Dispergierleistung eingesetzt. Für den Druckluftanschluss wurde eine 3-bar Anschlussstelle verwendet.

6.2.3. Luftmengenmessung im staubbeladenen Gasstrom und dessen Regelung

Die verwendete Hakensondenmessung (siehe Abbildung 32), deren Funktionsweise darauf beruht, dass am Messort des Gesamtdruckes auch bei verschiedenen

Gasgeschwindigkeiten in der Rohrleitung die Durchgangslinie für die mittlere Rohrgeschwindigkeit mit der Achse der Gesamtdruckaufnahme ident ist, wurde mit Hilfe eines geeichten Flügelradanemometers abgeglichen.

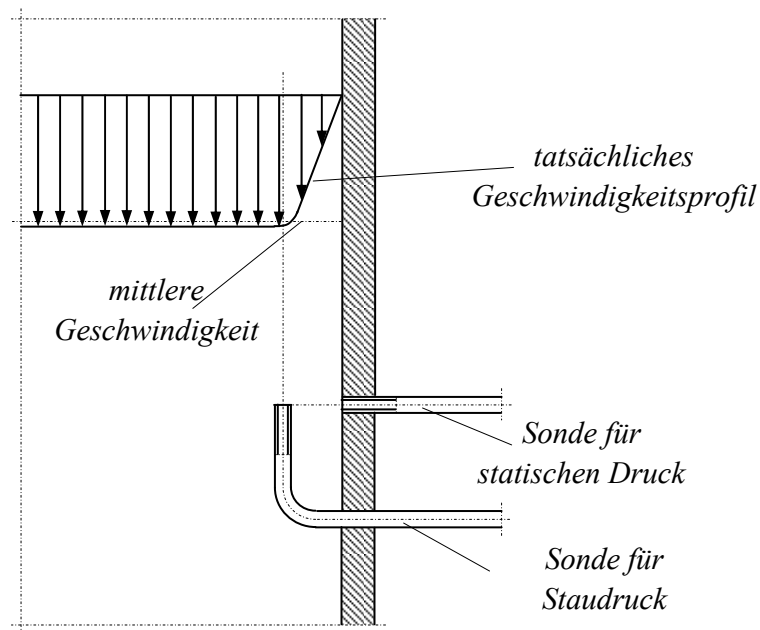


Abbildung 32: Hakensondenmessung

Aufgrund der Staubfracht in der Rohrgasleitung wurden die Messleitungen während der Messungen ca. alle 15 Minuten mit Druckluft gespült.

Der Gesamtdruck p_{ges}

$$p_{ges} = p_{stat} + p_{dyn} \quad (6.1)$$

wurde mit einem BETZ-Manometer, entsprechend Abbildung 32 gemessen und daraus mittels der Formeln für den dynamischen Druck p_{dyn} , der Kreisfläche A und der Geschwindigkeit v

$$p_{dyn} = \frac{\rho_L \cdot v_m^2}{2}; \quad A = \frac{d_{Rohr}^2 \cdot \pi}{4}; \quad v = \frac{\dot{V}}{A} \quad (6.2)$$

der Gasdurchsatz \dot{V} bestimmt.

$$\dot{V} = \frac{d_{Rohr}^2 \cdot \pi}{4} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot p_{dyn}}{\rho_L}} \quad (6.3)$$

Die Gasmenge im Reingaskanal wurde mit einem saugseitig installierten, manuell betätigten Schieber eingestellt.

6.2.4. Rohgaszuführung zum HL-Zyklon

Um die Dispergierung trotz Umleitung um 90° zwecks tangentialer Zuführung in den Zyklon zu gewährleisten, wurde der in Abbildung 33 dargestellte Krümmer in 9 Segmentkrümmer unterteilt.

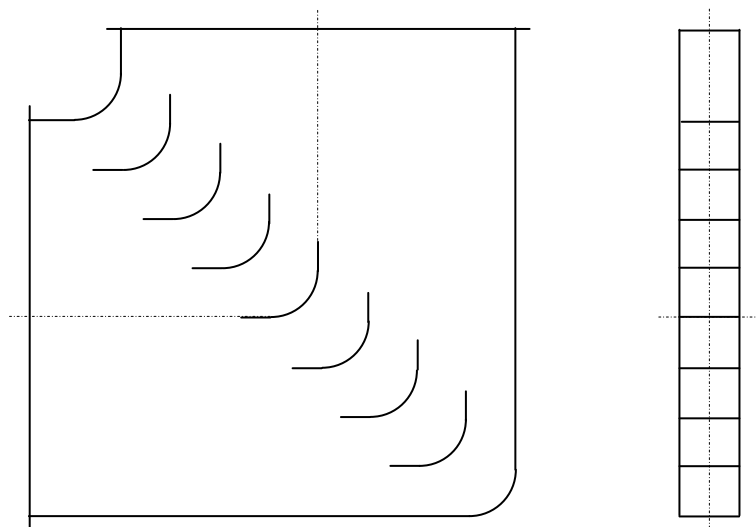


Abbildung 33: Segmentkrümmer

Kurz vor Eintritt in den Zyklon wurde der Gasmassenstrom mittels Düse (siehe Abbildung 34) auf die Eintrittsgeschwindigkeit v_e beschleunigt.

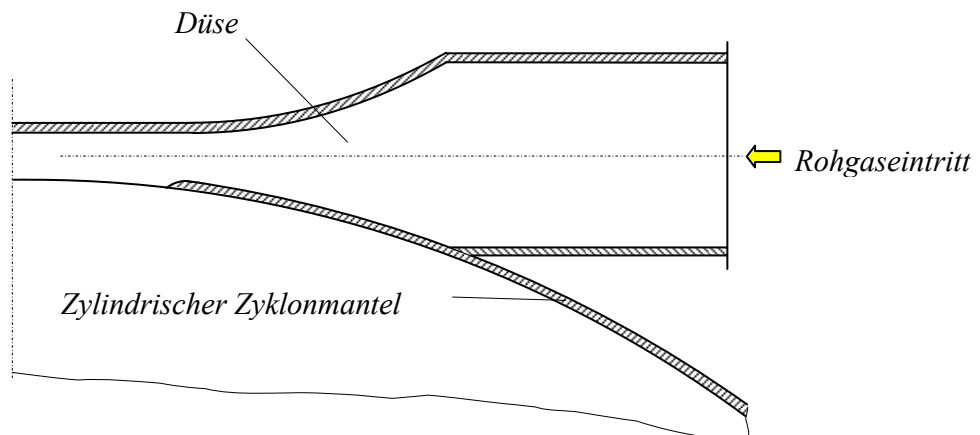


Abbildung 34: Düse am Eintritt des Rohgases in den HL-Zyklon

Dabei stellten sich, in Abhängigkeit vom Durchsatz in den einzelnen Querschnitten, stromaufwärts vom Zyklon aus gesehen, die in Tabelle 6 angeführten Strömungsgeschwindigkeiten ein.

Durchsatz [m ³ /h]	Geschwindigkeit in den verschiedenen Querschnitten [m/s]					
	Ansaug- rohr [mm] D = 195	Rechteck- kanal [mm x mm] 400 x 54	Zykloneintritt [mm x mm]			Spiral- austritt [mm x mm] 145 x 140
			H _Z x b _e 400 x 16	H _Z x b _e 400 x 22	H _Z x b _e 400 x 28	
500	4,65	6,43	21,70	15,78	12,40	6,84
600	5,58	7,72	26,04	18,94	14,88	8,21
700	6,51	9,00	30,38	22,10	17,36	9,58
800	7,44	10,29	34,72	25,25	19,84	10,95
900	8,37	11,57	39,06	28,41	22,32	12,32
1.000	9,3	12,86	43,40	31,57	24,80	13,68
1.100	10,23	14,15	47,74	34,72	27,28	15,05
1.200	11,16	15,43	52,08	37,88	29,76	16,42

Tabelle 6: Durchsatz- und zykloneinlaufabhängige Strömungsgeschwindigkeiten in den einzelnen Prüfstandabschnitten

6.2.5. Reingasführung

Da der aus dem Tauchrohr kommende gereinigte Gasstrom stark drallbehaftet ist, wurde dem Tauchrohr eine logarithmische Spirale nachgeschaltet (siehe Abbildung 35), welche die Aufgabe hat, die im Drall steckende Geschwindigkeitsenergie weitgehend in Druckenergie umzuwandeln (ECK [41]).

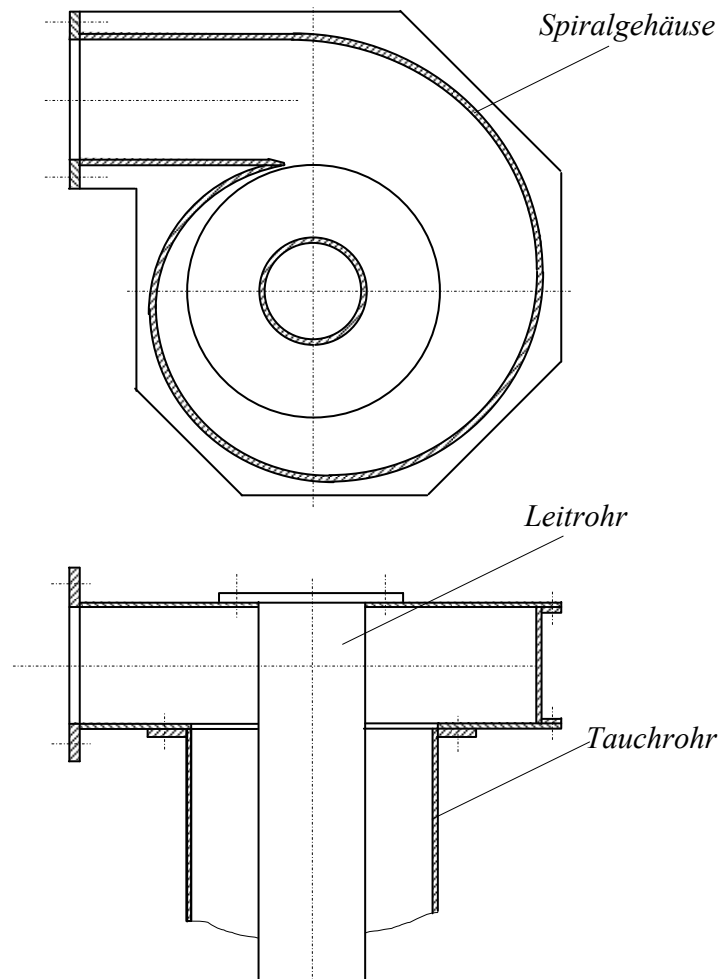


Abbildung 35: Logarithmisch geformte Drallabbauspirale

6.2.6. Ermittlung des Abscheidegrades

Die Ermittlung des Abscheidegrades η_{Ges} erfolgt rechnerisch nach der Formel:

$$\eta_{Ges} = \frac{C_{roh} - C_{rein}}{C_{roh}} * 100 \quad (6.4)$$

Die Rohgasstaubbeladung C_{roh} wurde dabei mittels gemessenem Rohgasvolumenstrom \dot{V} und der dispergierten Staubmenge G_{Staub}

$$C_{roh} = \frac{G_{Staub}}{\dot{V}_{roh}} \quad (6.5)$$

bestimmt. Die Staubbeladung C_{roh} wurde über die Dauer der Versuche mit 5 g/m^3 konstant gehalten.

Die Reingasstaubbeladung C_{rein} wurde mittels STRÖHLEN-Staubmessgerät ($4 \text{ m}^3/\text{h}$) durch isokinetische Absaugung eines Teilvolumenstromes ermittelt. Der Messgeräteaufbau ist Abbildung 36 zu entnehmen.

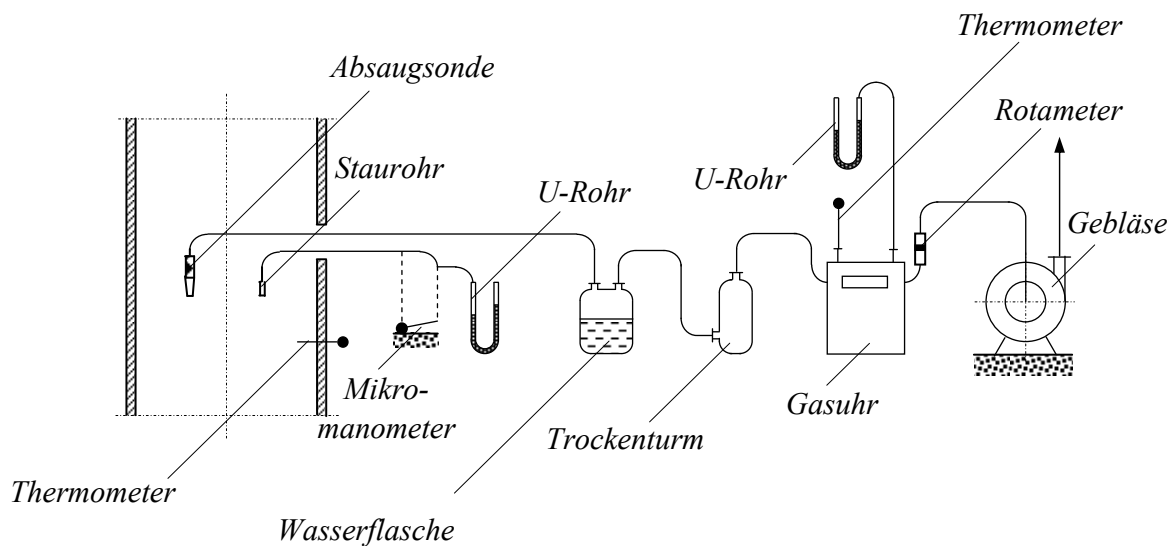


Abbildung 36: Reingasstaubmessung

6.2.7. Druckerhöhungsaggregat

Das Druckerhöhungsaggregat wurde dem eigentlichen Prüfstand nachgeschaltet, so dass der Zyklon im Saugbetrieb arbeitete. Es wurde ein Radialgebläse der Firma FISCHER & LANGER mit den folgenden Auslegedaten verwendet:

Volumenstrom	\dot{V}	10.000 m ³ /h
Gesamtdruckerhöhung	p_{Ges}	14.715 Pa
Dichte im Betrieb	ρ_{Betrieb}	0,603 kg/m ³
Betriebstemperatur	T_{Betrieb}	150°C
Drehzahl des Ventilators	n	2.925 min ⁻¹
Stufenanzahl	z	2

7. HL-ZYKLON: STRÖMUNGSVERHÄLTNISSE UND ABSCHIEDEVERHALTEN

Die HL-Zyklonversuchsreihen - mit und ohne Staub durchgeführt - sollten Klarheit über die Strömungen und Trennbedingungen im Zyklon schaffen. In weiterer Folge sind alle Versuchsreihen mit dem transparenten Kunststoffzyklonmodell ohne Staubdispergierung als Reinluftversuche und die mit Staubdispergierung als Abscheideversuche bezeichnet. Für die Versuchsreihen mit Staubdispergierung wurde das durchsichtige Kunststoffmodell mit einer 0,3 mm starken Aluminiumfolie ausgekleidet.

7.1. Reinluftversuche

Die Reinluftversuche unterteilen sich in:

- DRUCKMESSUNGEN zur Bestimmung
 - des Gesamtdruckverlustes und
 - der dreiachsigen Geschwindigkeitsverteilung im HL-Zyklon, sowie
- FADENVERSUCHE zur Sichtbarmachung von Sekundärströmungen sowie der Strömungsverhältnisse, insbesondere im Bereich der Tauchrohrmündung.

7.1.1. Druckmessungen

Während der Versuchsreihen wurden an den in Abbildung 37 dargestellten Punkten bzw. Ebenen Druckmessungen durchgeführt.

In den Messebenen 1 und 5 wurden statische Druckmessungen (Vielfachmessstellen, über Ringleitung miteinander verbunden) durchgeführt. In den Messebenen 2 bis 4 erfolgten die Druckmessungen mit einer 5-Loch-Kugelsonde. Damit konnte neben den absoluten Druckzuständen die dreiaxiale Geschwindigkeitsverteilung am Messort (v_r -Komponente, v_u -Komponente und v_z -Komponente) errechnet werden.

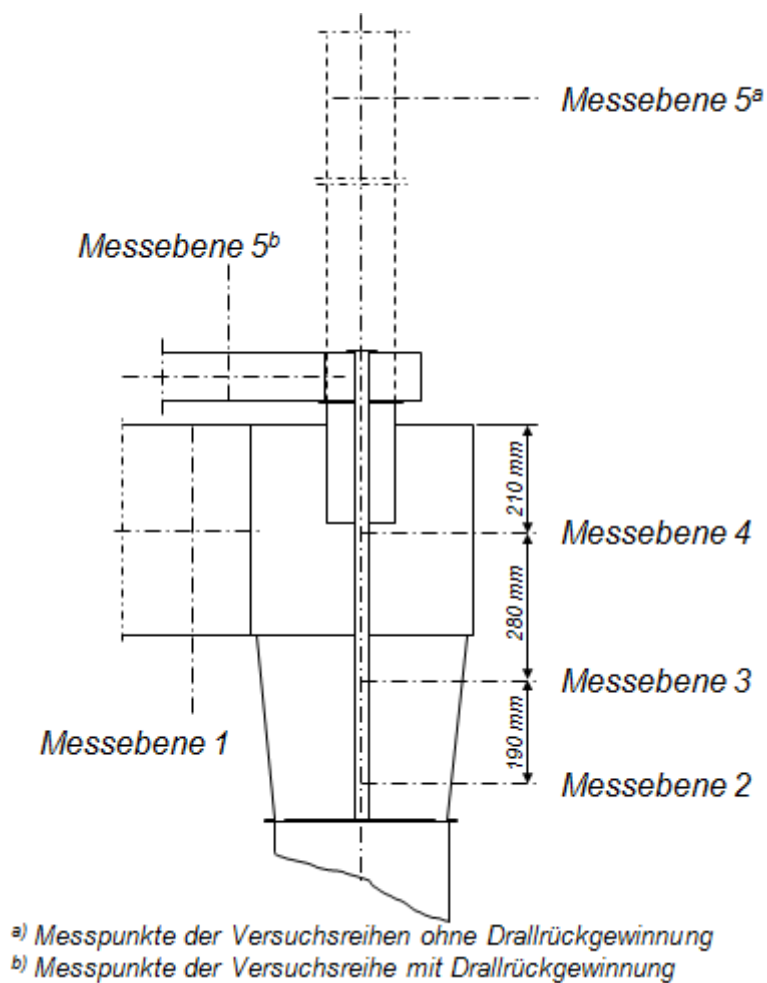


Abbildung 37: Messebenen bzw. Messpunkte für die einzelnen Druckmessungen

7.1.1.1. Druckverlustmessungen ohne Drallrückgewinnung

Die Ergebnisse der Gesamtdruckverlustmessungen (Druckverlust zwischen Messebene 1 und Messebene 5) sind in Abbildung 38 dargestellt.

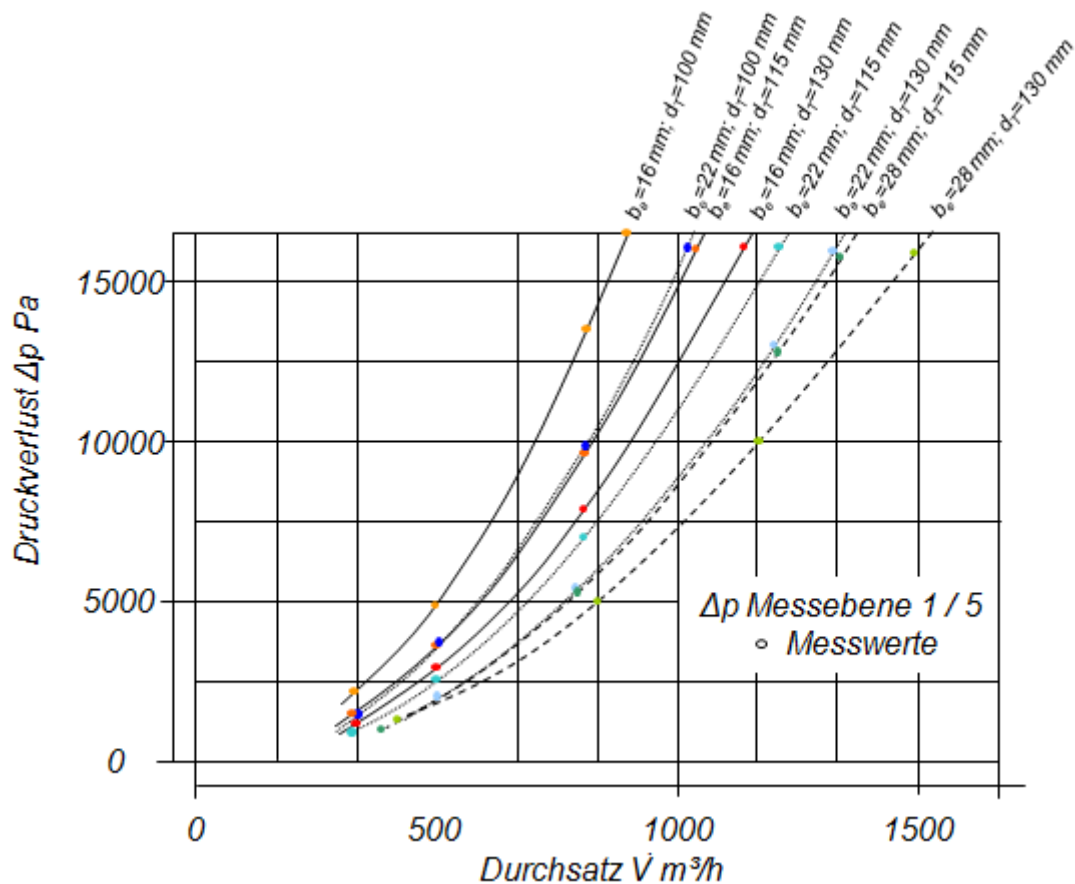


Abbildung 38: Gesamtdruckverlust η_{Ges} des HL-Zyklons über den Durchsatz \dot{V} in Abhängigkeit von Eintrittsspalt b_e und Tauchrohrdurchmesser d_T

Es konnte erwartungsgemäß die Abhängigkeit des Druckverlustes von der Eintrittsspaltbreite b_e und dem Tauchrohrdurchmesser d_T nachgewiesen werden. Eine Abhängigkeit des Gesamtdruckverlustes vom Leitrohrdurchmesser d_L bei der Applikation ohne Drallrückgewinnung konnte bei der Gesamtdruckverlustmessung vorerst nicht festgestellt werden.

Unterteilt man jedoch den Gesamtdruckverlust Δp_{stat} in einen Anteil vom Eintritt in den HL-Zyklon (Messebene 1) bis zum Eintritt in das Tauchrohr (Messebene 4), lässt sich eine Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L nachweisen. In den Abbildungen 39 bis 44 sind die diesbezüglichen Messergebnisse über den Durchsatz in Abhängigkeit von Eintrittsspaltbreite b_e sowie Leitrohrdurchmesser d_L dargestellt.

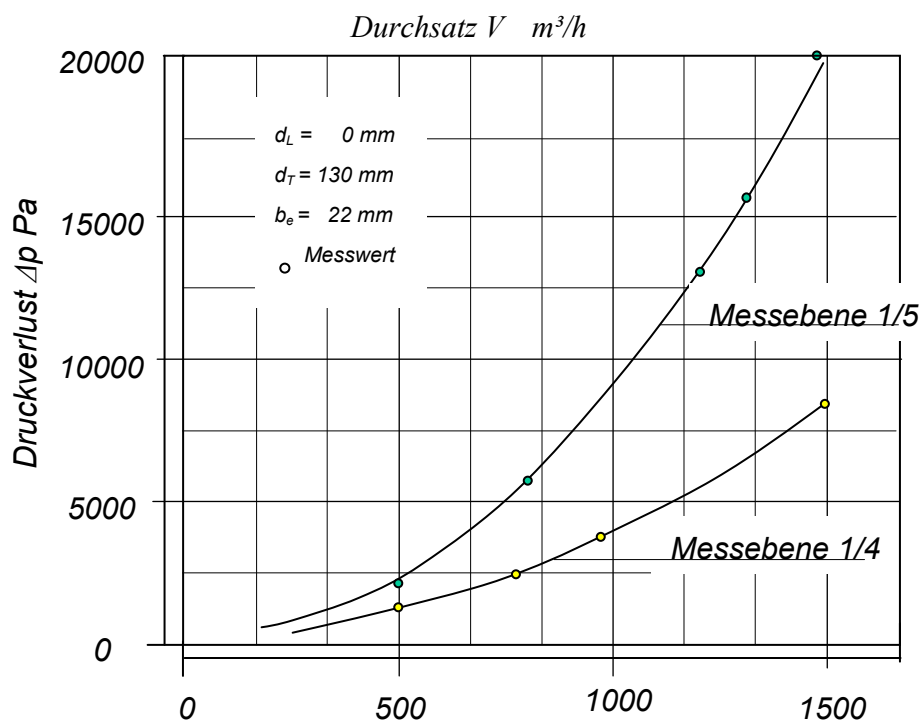


Abbildung 39: Gesamtdruckverlust und Druckverlust bis zum Eintritt in das Tauchrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz

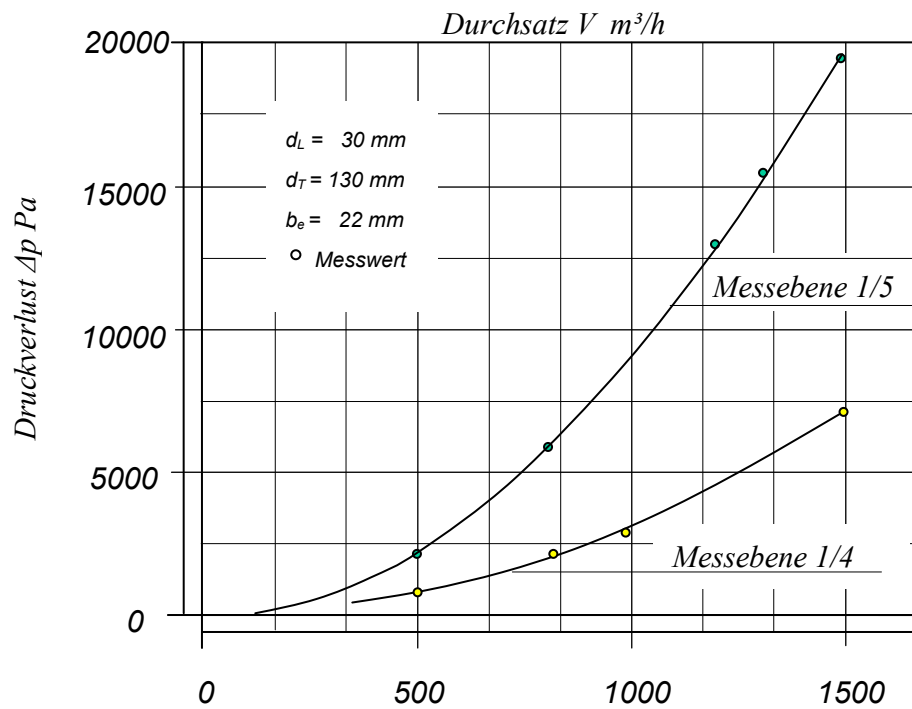


Abbildung 40: Gesamtdruckverlust und Druckverlust bis zum Eintritt in das Tauchrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz

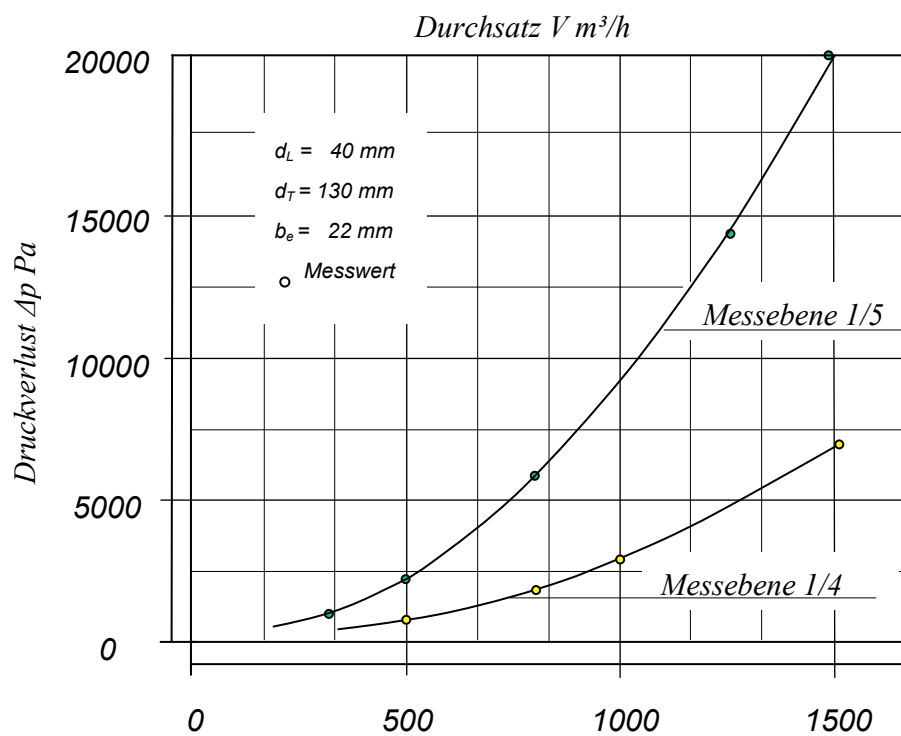


Abbildung 41: Gesamtdruckverlust und Druckverlust bis zum Eintritt in das Tauchrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz

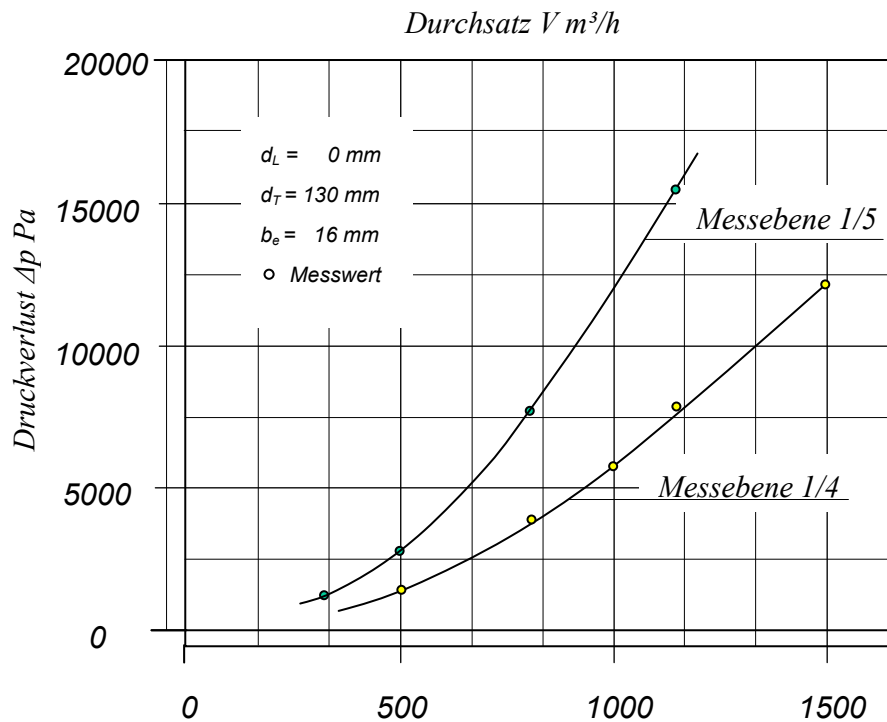


Abbildung 42: Gesamtdruckverlust und Druckverlust bis zum Eintritt in das Tauchrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz

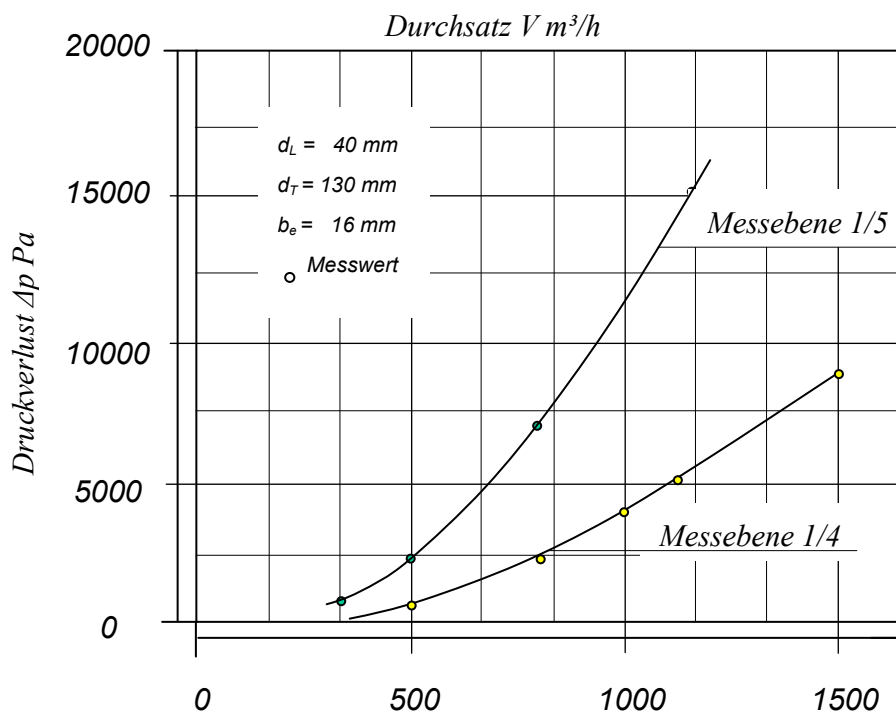


Abbildung 43: Gesamtdruckverlust und Druckverlust bis zum Eintritt in das Tauchrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz

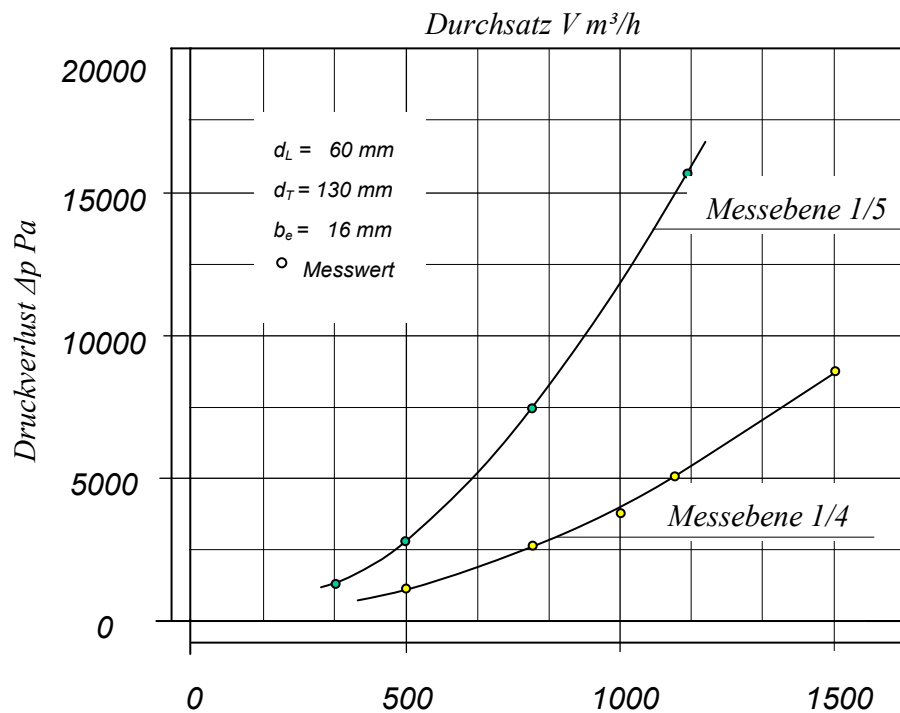


Abbildung 44: Gesamtdruckverlust und Druckverlust bis zum Eintritt in das Tauchrohr in Abhängigkeit vom Durchsatz

Die Werte der Kurven mit den gelben Messpunkten (Druckverlust zwischen Messebene 1 und Messebene 4) resultieren aus Einzelmessungen mittels 5-Loch-Kugelsonde. Die Messwerte wurden in Abhängigkeit vom Radius unterhalb des Tauchrohres aufgenommen. Die Kurvenpunkte wurden nach Gleichung (7.1) ermittelt.

$$p = \frac{\sum_{i=1}^n (p_i * V_i)}{\sum_{i=1}^n V_i} \quad (7.1)$$

Die auf Basis der grünen Punkte dargestellten Kurven (Druckverlust zwischen Messebene 1 und Messebene 5) entsprechen den Kurvenverläufen, die auch in Abbildung 38 dargestellt sind. Daraus ergeben sich zwei grundsätzliche Betrachtungsmöglichkeiten:

1. Vergleich des bleibenden Druckverlustes, mit und ohne Leitrohr, vom Gaseintritt in den Zyklon bis zum Ort des Gaseintrittes in das Tauchrohr
2. Vergleich des dynamischen Druckpotentials des Gases, mit und ohne Leitrohr, am Eintritt in das Tauchrohr

Beide Betrachtungen zeigen, dass durch den Leitrohreinbau

- die Dissipation der Rotationsenergie im Strömungskern verringert wird (Verringerung des bleibenden Druckverlustes) und
- die Umfangsgeschwindigkeitskomponente v_{ui} , nach dem Wirbelgesetz (3.1), bei verringertem Radius r , einen größeren Betrag erreicht,

was auf eine effiziente Stabilisierung der sonst taumelnden Thrombe (BOHNET [42]) hinweist.

Dies lässt für die Versuche mit Staub einen geringeren Druckverlust Δp bei verbessertem Gesamtabscheidegrad η_{Ges} erwarten.

In Tabelle 7 ist der bleibende Druckverlust vom Eintritt des Gases in den Zyklon (Messebene 1) bis zum Eintritt in das Tauchrohr (Messebene 4) dargestellt. Variiert wurden die Eintrittsbreite b_e und der Leitrohrdurchmesser d_L .

Rohgas- durchsatz V [m ³ /h]	b _e [mm]	d _T [mm]	d _L [mm]	Δp [Pa]	Verringerung des bleibenden Druck- verlustes [%]
1.000	22	130	-	3.890	-
1.000	22	130	30	3.080	20,8
1.000	22	130	40	3.000	22,9
1.500	22	130	-	8.330	-
1.500	22	130	30	7.080	15,0
1.500	22	130	40	6.600	20,8
1.000	16	130	-	5.960	-
1.000	16	130	40	4.330	27,3
1.000	16	130	60	3.920	34,2
1.500	16	130	-	13.290	-
1.500	16	130	40	9.440	29,0
1.500	16	130	60	9.100	31,5

Tabelle 7: Verringerung des bleibenden Druckverlustes durch den Leitrohreinbau

Die Druckdifferenz, errechnet aus den Kurven in Abbildungen 39 bis 44 stellen den dynamischen Anteil am Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} der Tauchrohrströmung am Ort des Gaseintrittes in das Tauchrohr dar.

In Tabelle 8 ist dieser dynamische Anteil am Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} am Ort des Gaseintrittes in das Tauchrohr separat dargestellt. Daraus lässt sich ableiten, dass auf Grund von Leitrohreinbauten durchwegs höhere dynamische Druckanteile

vorliegen, womit einer Drallrückgewinnung beim HL-Zyklon hohe Bedeutung zukommt.

Mit Gleichung 6.2 lässt sich die Absolutgeschwindigkeit v errechnen. Zerlegt man die Absolutgeschwindigkeit v in ihre Komponenten v_u , v_r und v_z , erhält man mit Gleichung (7.2) die Fliehkraft F_z , die auf ein Staubteilchen mit der Masse m einwirkt.

$$F_z = \frac{m \cdot v_{wr}^2}{r} \quad (7.2)$$

Rohgas- durchsatz [m ³ /h]	b _e [mm]	d _T [mm]	d _L [mm]	p _{dyn} [Pa]	Steigerung des dynamischen Druckanteiles [%]
1.000	22	130	-	5.140	-
1.000	22	130	30	6.000	16,7
1.000	22	130	40	6.040	17,5
1.500	22	130	-	12.290	-
1.500	22	130	30	13.130	6,8
1.500	22	130	40	13.720	11,2
500	16	130	-	1.460	-
500	16	130	40	1.810	24,0
500	16	130	60	1.780	21,9
1.000	16	130	-	5.940	-
1.000	16	130	40	7.780	31,0
1.000	16	130	60	7.780	31,0

Tabelle 8: Steigerung des dynamischen Anteils am Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} durch den Leitrohreinbau am Ort des Gaseintrittes in das Tauchrohr

Resümee aus diesen Versuchen:

Der HL-Zyklon mit zentralem Leitrohr weist strömungstechnisch bei gleichem Durchsatz gegenüber Zyklonen ohne Leitrohr folgende Vorteile auf:

- Reduktion des Druckverlusts η_{Ges} zwischen achsparalleler Einlaufströmung und achsparalleler Auslaufströmung auf Basis einer einfachen logarithmischen Drallabbauspirale
- Erhöhung der Fliehkräfte im Umfeld der Zyklonachse

7.1.1.2. Geschwindigkeitsverteilung im Abscheideraum des HL-Zyklons

Basierend auf den Ergebnissen der Messungen mit der 5-Loch-Kugelsonde in den Messebenen 2, 3 und 4 (siehe Abbildung 37) lassen sich die Geschwindigkeitsverteilungen v_u , v_r und v_z als Funktion des Radius r darstellen.

v_u ... Geschwindigkeit in Umfangrichtung

v_r ... Geschwindigkeit in radialer Richtung

v_z ... Geschwindigkeit in Richtung der Zyklonachse

Abbildungen 43 bis 48 geben für 500 m³/h bzw. 800 m³/h Luftdurchsatz, einer Eintrittsspaltbreite b_e von 22 mm und einem Tauchrohrdurchmesser d_T von 130 mm die Geschwindigkeitsverläufe v_u , v_r und v_z in Abhängigkeit vom Radius r und dem Leitrohrdurchmesser d_L wieder.

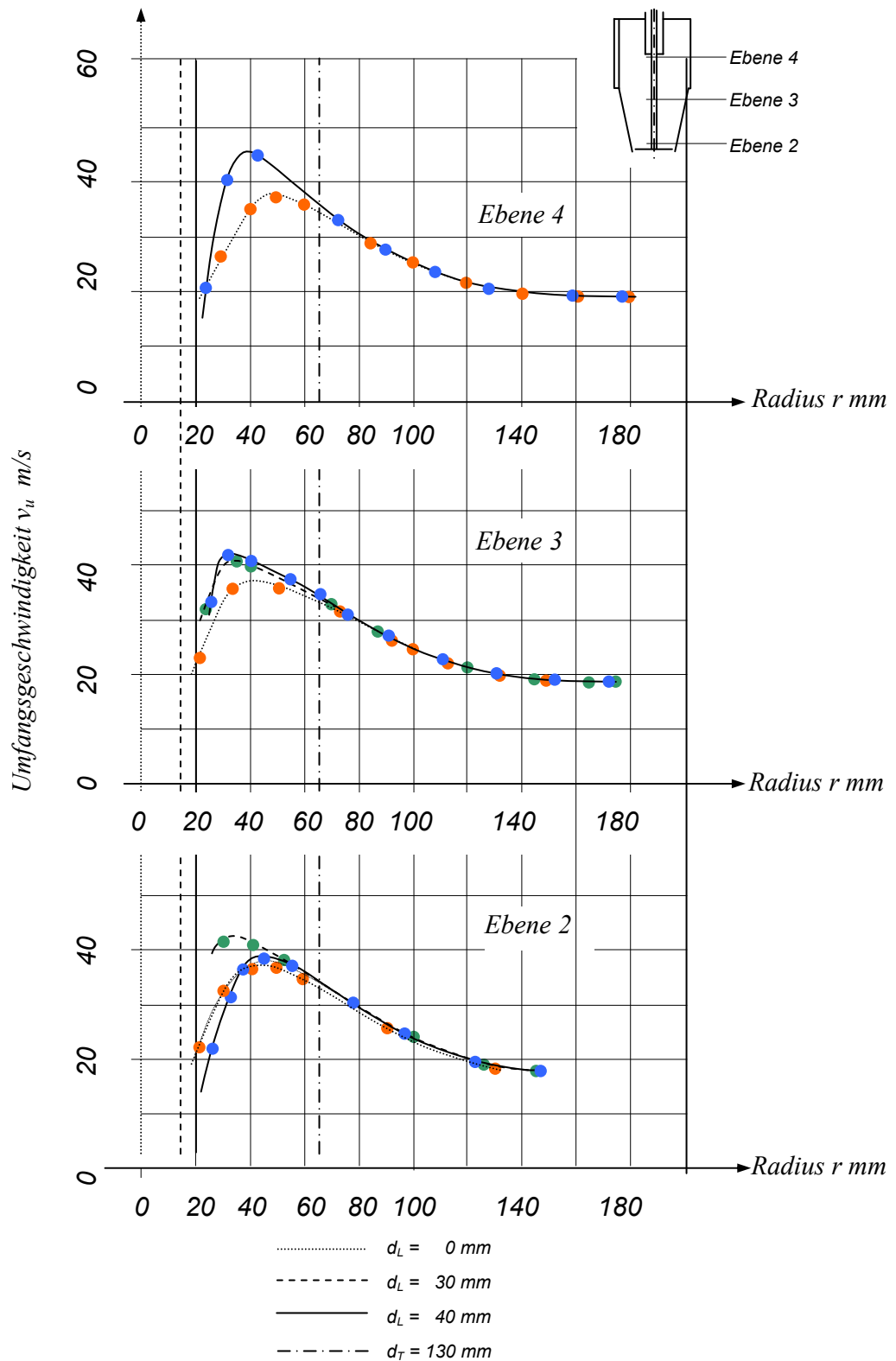


Abbildung 45: Verlauf der Umfangsgeschwindigkeit v_u über dem Radius r in Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L bei $500 \text{ m}^3/\text{h}$ Luftdurchsatz

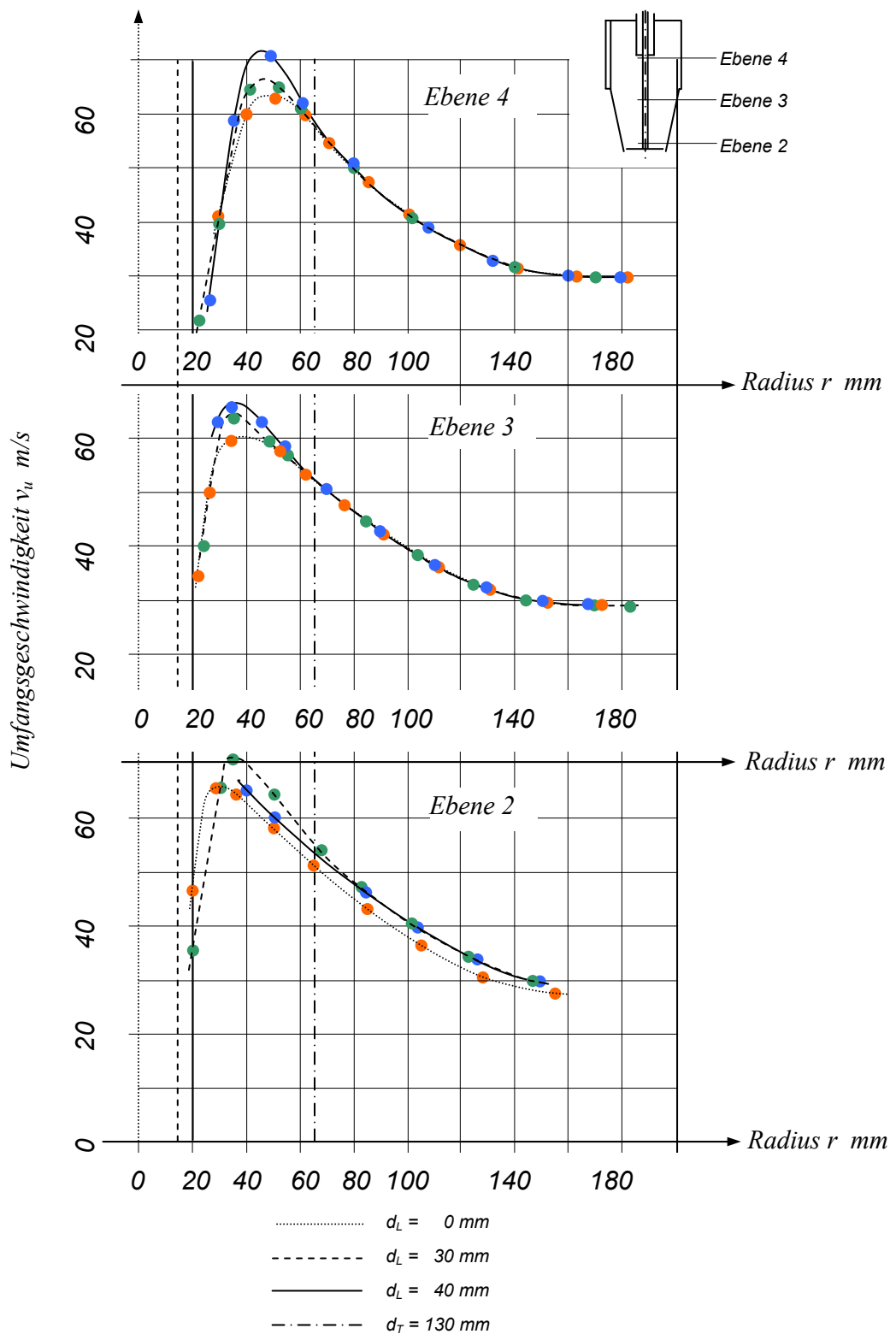


Abbildung 46: Verlauf der Umfangsgeschwindigkeit v_u über dem Radius r in Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L bei $800 \text{ m}^3/\text{h}$ Luftdurchsatz

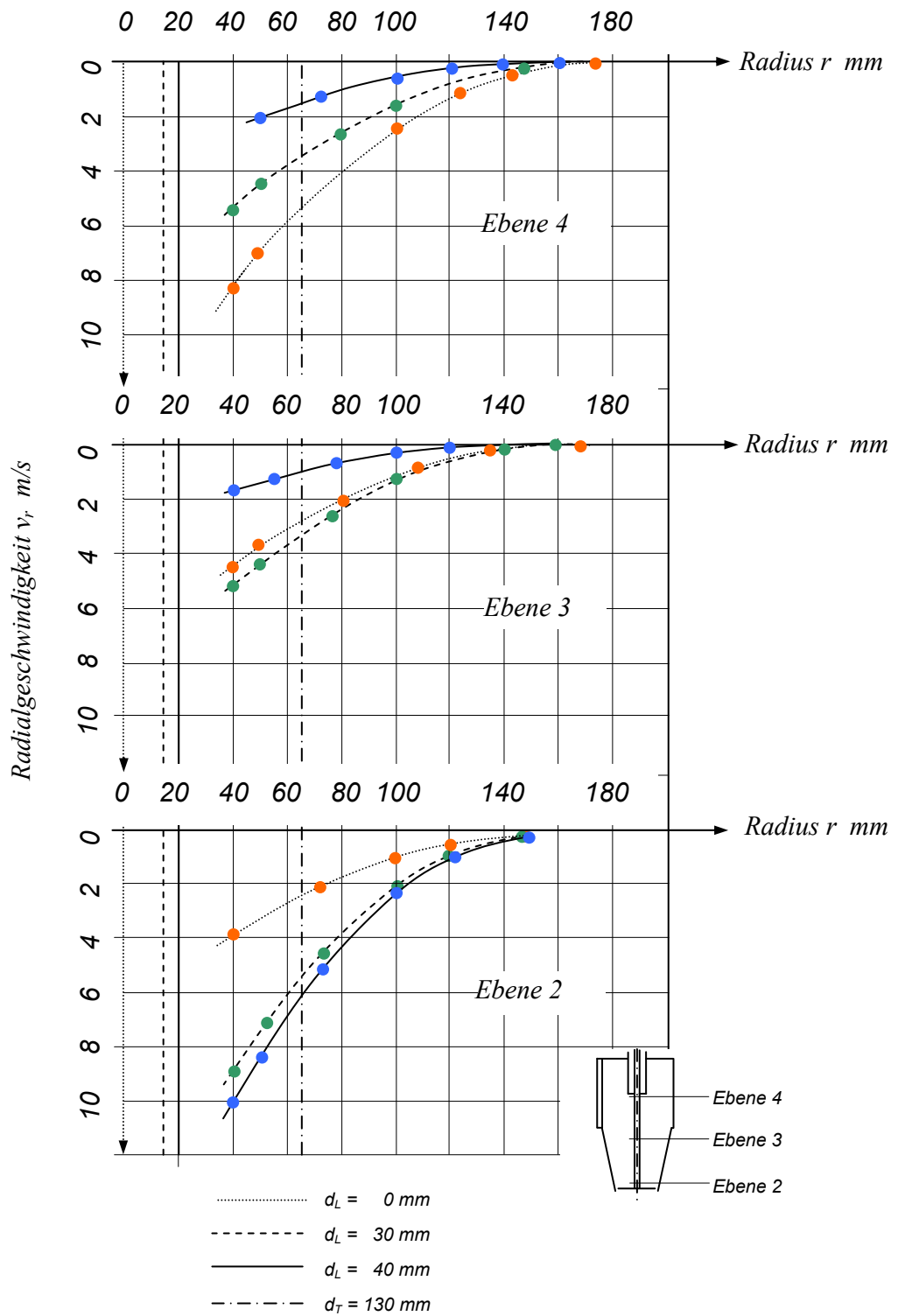


Abbildung 47: Verlauf der Radialgeschwindigkeit v_r über dem Radius r in Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L bei $500 \text{ m}^3/\text{h}$ Luftdurchsatz

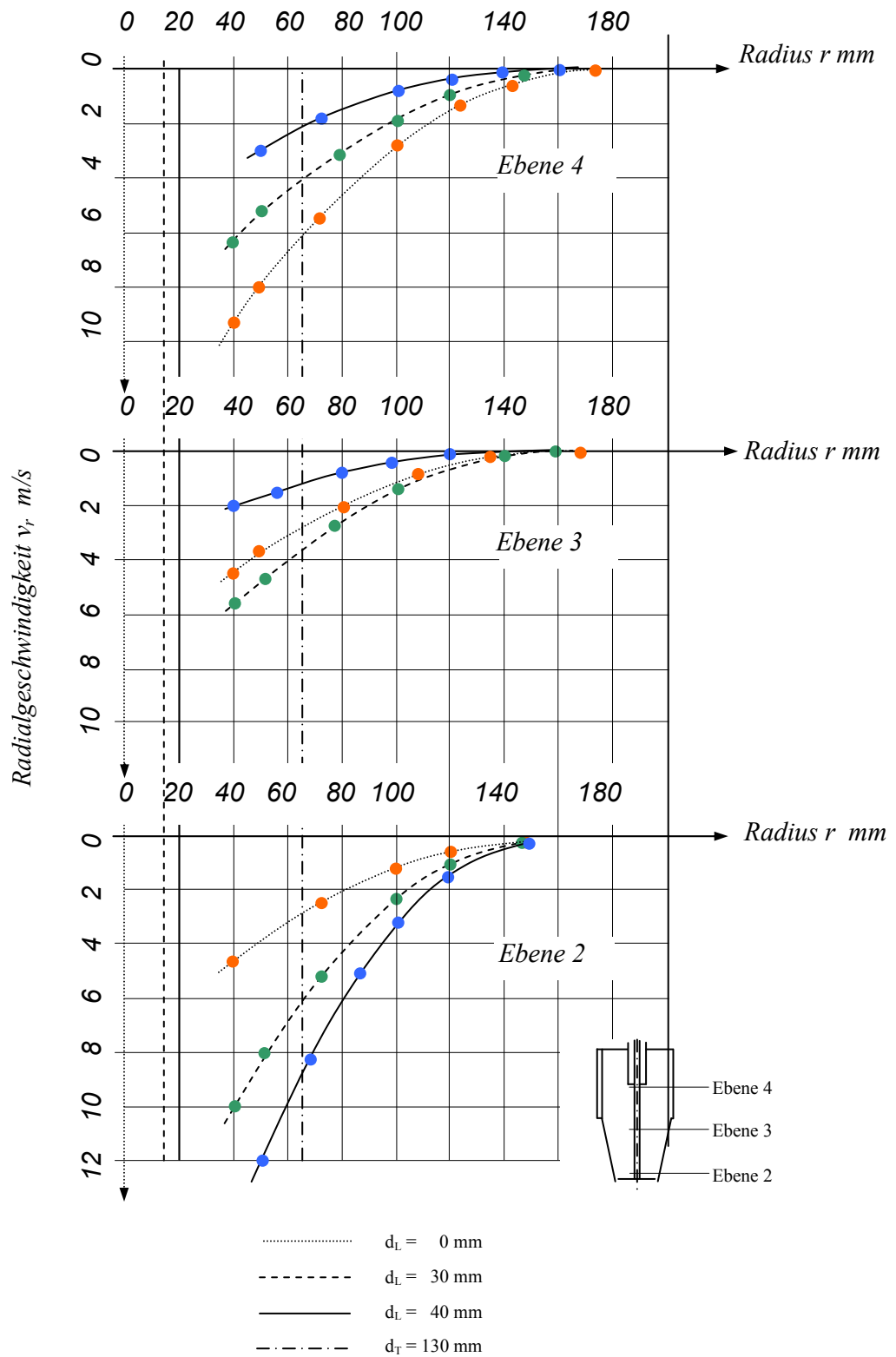


Abbildung 48: Verlauf der Radialgeschwindigkeit v_r über dem Radius r in Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L bei $800 \text{ m}^3/\text{h}$ Luftdurchsatz

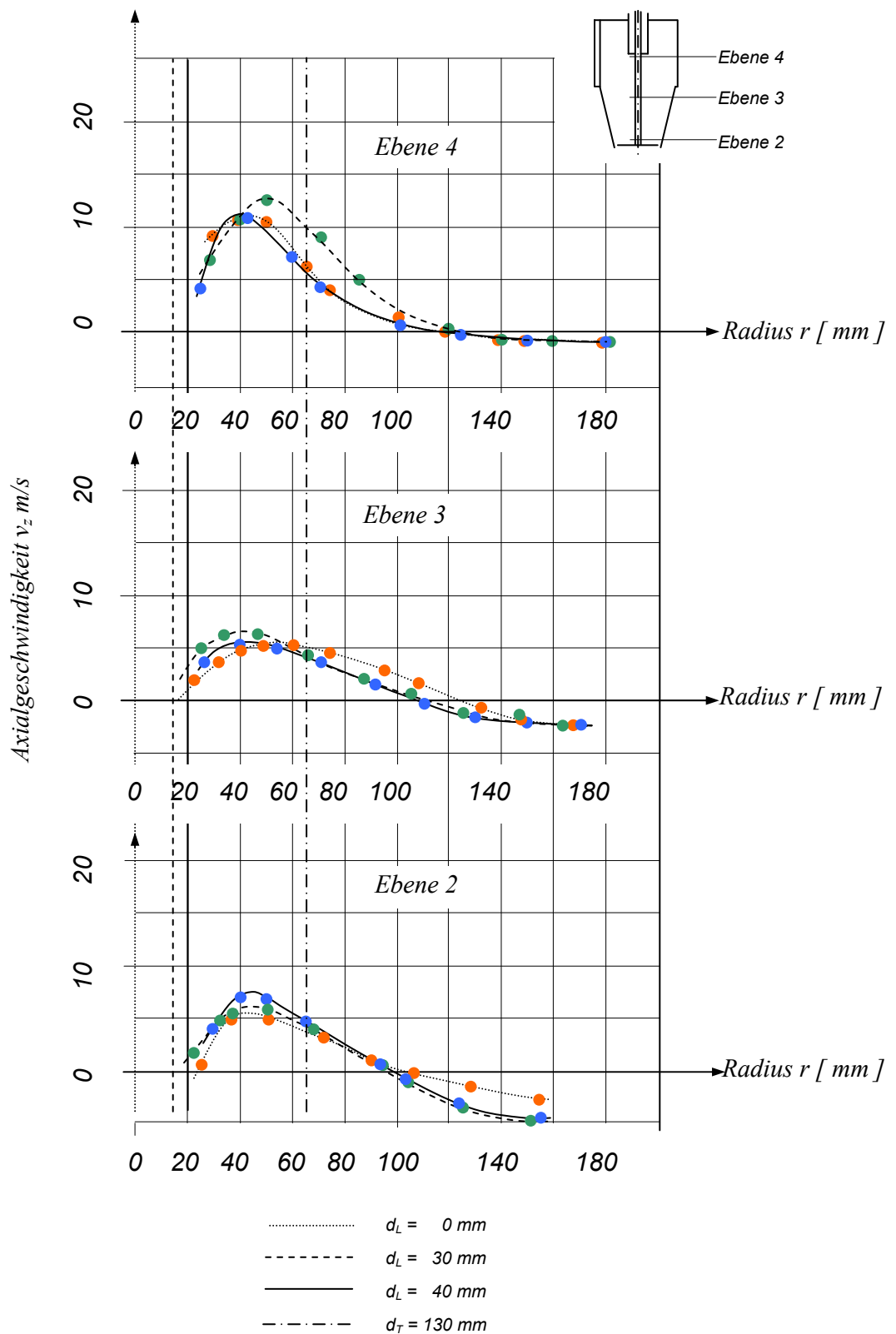


Abbildung 49: Verlauf der Axialgeschwindigkeit v_z über dem Radius r in Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L bei 500 m³/h Luftdurchsatz

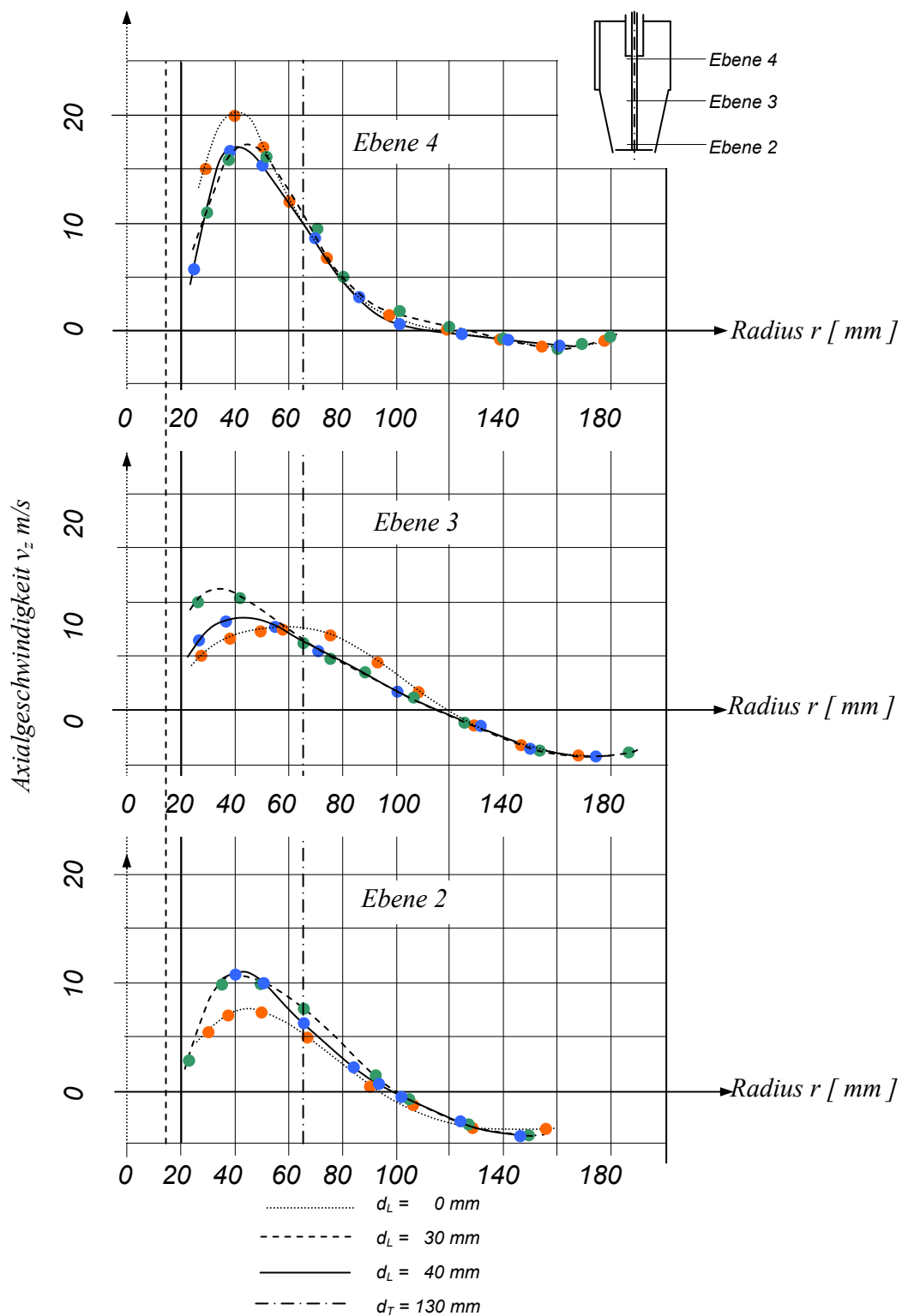


Abbildung 50: Verlauf der Axialgeschwindigkeit v_z über dem Radius r in Abhängigkeit vom Leitrohrdurchmesser d_L bei 800 m³/h Luftdurchsatz

Gegenüber dem gewählten Benchmark, dem Abscheidemodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1], ergeben sich für den HL-Zyklon folgende Unterschiede:

- Abbildungen 45 und 46 zeigen, dass die größte Umfangsgeschwindigkeit v_{ui} nicht im Bereich des Tauchrohrradius auftritt, wie von MUSCHELKNAUTZ [1] für das Berechnungsmodell angenommen, sondern weiter radiuseinwärts liegt. Darüber hinaus ist ersichtlich, dass die maximale Umfangsgeschwindigkeit v_{ui} bei den Messreihen mit einem zentralen Leitrohr bei sonst identen Randbedingungen einen höheren Wert erreicht, als bei den Messreihen ohne Leitrohr.
- Die Kurvenverläufe mit und ohne Leitrohr zeigen für die Umfangsgeschwindigkeit v_u im Bereich außerhalb des Tauchrohrradius ein weitgehend identes Bild. Erst im Bereich von Radien r kleiner dem Tauchrohrradius r_T weichen sie voneinander ab. Dies lässt den Schluss zu, dass das Leitrohr den Wirbelkern stabilisiert, womit über weite Bereiche ($r_L < r < r_T$) der Turbulenzgrad der Strömung niedriger gehalten wird. In der Messpraxis stellt sich diese Tatsache so dar, dass auf Messebene 4 bei den Messreihen ohne Leitrohr radiuseinwärts ab einem Radius von etwa $r = 30$ mm am U-Rohr wegen starker Schwankungen der Flüssigkeitssäule keine gleichbleibenden Werte abgelesen werden konnten.
- Als weitere interessante Tatsache bei den Versuchen mit einem Leitrohr ergab sich die Vergleichmäßigung der radialen Geschwindigkeitskomponente v_r im Bereich unterhalb der Tauchrohrmündung. In den Abbildungen 47 und 48 ist ihr Verlauf über den Radius r in den drei Messebenen dargestellt. Da die Messwerte selbst eine relativ starke Streuung aufweisen, ist eine Interpretation eben dieser mit Vorsicht durchzuführen. Der Schluss, dass die v_r -Komponente vergleichmäßigt wird, scheint jedoch durch die gleiche Tendenz aller Messreihen durchaus gerechtfertigt.

- Besonders bemerkenswert ist auch, dass der v_r -Peak nicht, wie bei herkömmlichen Zyklonen üblich, unterhalb des Tauchrohres, sondern in der Nähe des Zyklonbodens auftritt. Damit herrschen im HL-Zyklon ähnliche Strömungsverhältnisse wie in der MBB-Wirbelkammer, die BIELEFELD [13] bereits 1974 formulierte.

Ausgehend von der Tatsache, dass der mit dem Gasmassenstrom mitgeführte Kornanteil großteils über den Zyklonboden bzw. Wirbelkammerboden in Richtung Tauchrohr strömt, formulierte BIELEFELD [13] eine Grob- und eine Feinabtrennzone.

Die Grobabtrennzone ist demnach ident mit der im Zyklonmantelbereich zum Staubsammelbehälter hin gerichteten Drehströmung, in der nach STAUDINGER [15], in Abhängigkeit der Gasgeschwindigkeit und der Eigenschaften des Aufgabegutes bereits im Einlaufbereich des Zyklons abgeschieden wird. Die Bahn der ausgeschleuderten Staubfracht verläuft dabei in Form einer Strähne entlang der Wand spiralförmig zum Austragespalt hin.

Die Feinabtrennzone wird von der über den Zyklonboden zum Tauchrohr nach oben fließenden Drehsenkenströmung gebildet, in welcher höchste Fliehkräfte wirken. Dabei gelangt der Kornanteil, der mit der über den Zyklonboden fließenden Strömung transportiert wird, wieder in die Grobabtrennzone.

Somit reihen sich zu den bereits festgestellten Vorteilen des HL-Zyklons, wie

- geringerer Druckverlust und
- Erhöhung der Fliehkräfte im Umfeld der Zyklonachse

folgende weitere Vorteile:

- Vergleichmäßigung der radial einwärts gerichteten Geschwindigkeitskomponente v_r im Bereich unterhalb des Tauchrohres bis in die Nähe des Zyklonbodens, sowie
- Bildung einer ausgeprägten Feinabtrennzone entlang des Leitrohres vom Zyklonboden bis zum Eintritt des gereinigten Gases in das Tauchrohr.

Nach MOTHES [14] haben klassische handelsübliche Zyklone den v_r -Peak in der Nähe der Tauchrohrmündung und liegt dieser in der Größenordnung des 10-fachen mittleren Wertes von v_r . Diese Vergleichmäßigung der v_r -Komponente hat damit vor allem positive Auswirkungen auf die Trennschärfe χ des HL-Zyklons.

Darüber hinaus stimmt das theoretische Abscheidemodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] mit den Ergebnissen, die in Abbildung 47 und 48 wiedergegeben sind, wesentlich genauer mit den Strömungsverhältnissen im HL-Zyklon überein als mit den Strömungsverhältnissen klassischer handelsüblicher Zyklone. Dies bezieht sich insbesondere auf die radiale Geschwindigkeitsverteilung v_r . Dadurch, dass der v_r -Peak im HL-Zyklon in der Nähe des Zyklonbodens liegt und damit - entsprechend den Trennbedingungen nach (3.16) - die radial einwärts gerichtete Geschwindigkeit v_r unterhalb des Tauchrohres (Messebene 4) kleiner als der über die Zyklonhöhe h_i gemittelte Durchschnittswert ist, lässt für den Gesamtabscheidegrad η_{Ges} eine entscheidende Verbesserung gegenüber den Ergebnissen aus dem theoretischen Abscheidemodell nach BARTH [2] und MUSCHELKNAUTZ [1] erwarten.

7.1.1.3. Druckverlustmessungen mit Drallrückgewinnung

Versuchsfahrten mit dem HL-Zyklon mit und ohne Drallabbauspирale erbrachten eine etwa 32 - 38%ige Umsetzung der am Tauchrohreintritt vorhandenen

Drallenergie in Druckenergie. Abbildung 51 gibt die diesbezüglichen Messergebnisse wieder.

Als Drallabbauspirale wurde eine logarithmische Spirale, wie in Abbildung 35 dargestellt, verwendet.

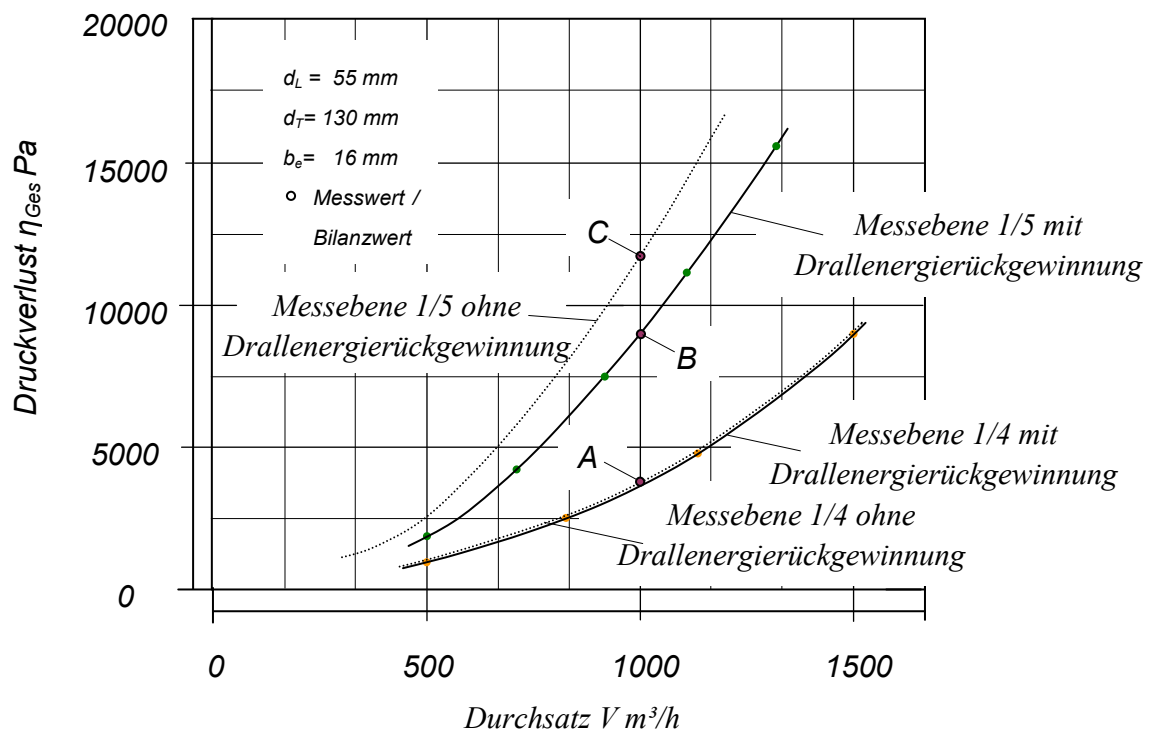


Abbildung 51: Gesamtdruckverlust des HL-Zyklons über dem Luftdurchsatz, mit und ohne Drallrückgewinnung

Nachstehend werden die Zusammenhänge für 1.000 m^3/h Durchsatz näher betrachtet.

Unter der Annahme, dass die Null-Druckverlustebene ident mit der Messebene 1 ist, beträgt der dynamische Druckanteil p_{dyn} in dieser Ebene nach (6.2):

$$p_{dyn} = \frac{\dot{V}^2 * \rho_{Luft}}{H_z^2 * b_e^2 * 2 * 3600^2} = \frac{1000^2 * 1,1737}{0,4^2 * 0,07^2 * 2 * 3600^2} = 58 Pa$$

\dot{V}	Rohgasdurchsatz [m ³ /h]
ρ_{Luft}	Dichte der Luft [kg/m ³]
H_z	Lichte Höhe des Eintrittskanals bei Messebene 1 [m]
b_e	Lichte Breite des Eintrittskanals bei Messebene 1 [m]

Der statische Druckanteil p_{stat} ist auf Grund der Annahme der Null-Druckverlustebene gleich Null.

Durch Wandreibung, Umlenkvorgänge und Umwandlung von Druckenergie in Geschwindigkeitsenergie verändern sich bis Messebene 4 (Ort des Gaseintrittes in das Tauchrohr) die jeweiligen Anteile am Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} . Der bleibende Druckverlust p_{stat} von 3.800 Pa (Punkt A in Abbildung 51) resultiert dabei hauptsächlich aus Wandreibung und Umlenkvorgängen. Die mittels 5-Loch-Kugelsonde ermittelten Geschwindigkeiten setzen sich nach Gleichung (7.3)

$$\bar{v} = \sqrt{v_r^2 + v_z^2 + v_u^2} \quad (7.3)$$

v_r ... Geschwindigkeit in radialer Richtung [m/s]

v_z ... Geschwindigkeit in Richtung der Zyklonachse [m/s]

v_u ... Geschwindigkeit in Umfangrichtung [m/s]

zur Absolutgeschwindigkeit

$$\bar{v} = \sqrt{0,4^2 + 23,0^2 + 111,0^2} = 113,4 m/s$$

zusammen.

Damit lässt sich der dynamische Druckanteil im Punkt A, Abbildung 51 nach (6.2) berechnen.

$$p_{dyn} = \frac{1,737 * 113,4^2}{2} = 7.543 Pa$$

Ohne Drallabbauspirale würde der dynamische Druckanteil p_{dyn} ,

$$p_{dyn} = \frac{1,1737 * 111,0^2}{2} = 7.231 Pa$$

gebildet mit der Umfangsgeschwindigkeit v_u in Messebene 4, bei hinreichend langer Rohrleitung vollkommen dissipieren (entsprechend Punkt C in Abbildung 51).

Unter der Annahme eines Geschwindigkeitsverhältnisses U von 1 (Betrag der Einlaufgeschwindigkeit v_e ist ident mit dem Betrag der achsparallelen Auslaufgeschwindigkeit v_z), wird der Gesamtdruckverlust Δp_{Ges} berechnet (Punkt C in Abbildung 51):

$$\Delta p_{Ges} = -58 + 3.800 Pa + 7543 + 58 = 11.343 Pa$$

Durch die logarithmische Spirale konnte vom Gesamtenergiepotential der Drehströmung von ca. 7.250 Pa etwa 2.400 Pa wieder in Druckenergie rückgewonnen werden (entsprechend Punkt B in Abbildung 51). Dies bedeutet eine Rückgewinnung von ca. 32% der am Eintritt in das Tauchrohr vorhandenen Drallenergie. Das Restpotential von 4.850 Pa wird durch Wandreibung sowie durch Umlenkung in der Drallabbauspirale abgebaut. Dies ist gesamthaft betrachtet nicht viel und es scheinen hier Verbesserungen durch Optimierungsarbeiten an der Spirale sowie am Einlauf in die Spirale möglich. Argumente, die dagegen sprechen, sind:

- Das dreidimensionale Strömungsbild scheint auch nach Stabilisierung der Thrombe durch das Leitrohr sehr komplex zu sein, da sich sämtliche Einbauten im Bereich des Leitrohres negativ auf den Gesamtabscheidegrad η_{Ges} auswirken.
- Der Prozentsatz für die wiederum in Druckenergie umgewandelte Drallenergie rückgewinnung steigt bei Verringerung des Durchsatzes. Dies ist durch die Verringerung der Wandreibung im Tauchrohr bei kleineren Durchsätzen erklärbar.

In Abbildung 52 ist der aus den Versuchsreihen ermittelte Zusammenhang des Prozentsatzes der Drallenergie rückgewinnung mit der verwendeten Drallabbauspirale über dem Durchsatz dargestellt.

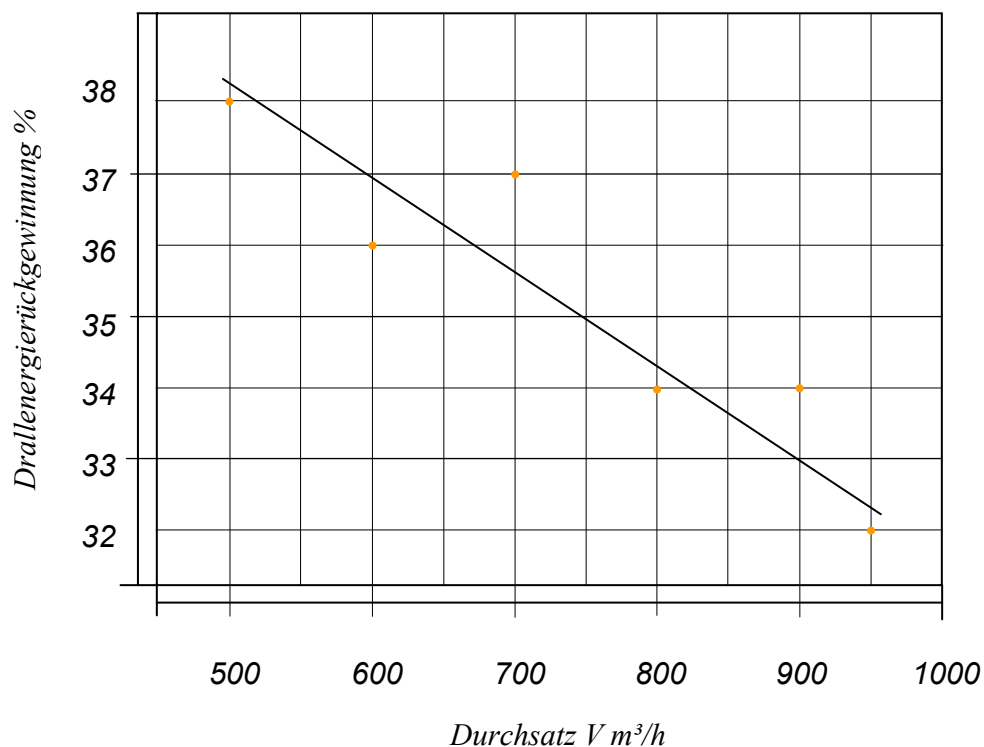


Abbildung 52: Mittels logarithmischer Drallabbauspirale rückgewonnene Drallenergie über dem Durchsatz, bezogen auf den Eintrittszustand in das Tauchrohr.

7.1.2. Fadenversuche

Die Strömungssondierungen, durchgeführt mit Fadensonden, hatten den Zweck, die Grenzschichtströmungen bzw. Sekundärströmungen zu eruieren, sowie deren Quantität abzuschätzen (siehe auch Abbildung 53 und 54).



Abbildung 53: Strömungssondierung mit der Fadensonde im HL-Zyklon

Die Ergebnisse der Fadenversuche bestätigen die aus der einschlägigen Fachliteratur bekannten Tatsachen (SCHULZ, SCHMIDT [43]):

- Es existiert auch im HL-Zyklon eine ausgeprägte Grenzschichtströmung über dem Zyklonkopf entlang des Tauchrohres hin zur Tauchrohrmündung.
- In Messebene 4 konnte eine etwa 40 bis 60 mm im Durchmesser betragende taumelnden Thrombe in der Zyklonachse bei fehlendem zentralem Leitrohr

nachgewiesen werden. Auf Grund fehlender Vergleichsuntersuchungen bei anderen Zyklontypen ist die Durchmesserangabe der taumelnden Thrombe nur in Verbindung mit der untersuchten Zyklongeometrie gültig.

- Mit der taumelnden Thrombe ist auch die negativ gerichtete v_z -Strömung im Bereich der Zyklonachse (ebenfalls bei fehlendem zentralem Leitrohr) mit Hilfe der Fadenversuche optisch gut erkennbar.



Abbildung 54: Strömungs sondierung mit der Fadensonde im HL-Zyklon

Bei den Fadenversuchen mit einem zentralen Leitrohr d_L von 30 mm ist die Stabilisierung des Wirbelkerns offensichtlich noch nicht ausreichend genug gewesen. Auch hier hat sich im wandnahen Bereich des Leitrohres unterhalb des Tauchrohres eine negative v_z -Strömungsrichtung eingestellt (siehe auch Tabelle 8). Erst bei Verwendung eines Leitrohres mit einem Durchmesser d_L von 40 mm

konnte eine ausreichende Stabilisierung der Thrombe in der Zyklonachse erzielt werden.

Da in der Grenzschichtströmung im Zyklonkopf, welche über den Zyklondeckel und dem Tauchrohr hin zu dessen Mündung fließt, mit der verwendeten Messtechnik keine Geschwindigkeitsmessungen möglich waren, wurden zur Beurteilung der Relevanz dieser Sekundärströmung ebenfalls die Fadenversuche herangezogen. Daraus ergibt sich eine etwa 5 bis 6 mm dicke wandnahe Strömung entlang des Zyklondeckels und weiter spiralförmig entlang dem Tauchrohr in Richtung Tauchrohrmündung. Bezogen auf den freien Tauchrohrquerschnitt beträgt der damit beaufschlagte Querschnitt 18 bis 22 %. Auch ohne Berücksichtigung des exakten Strömungsprofils der Grenzschichtströmung hat diese Sekundärströmung einen großen Einfluss auf den Gesamtabscheidegrad η_{Ges} und auch auf die Trennschärfe χ , da der darin zur Tauchrohrmündung transportierte Staub nur schwachen Fliehkraftfeldern ausgesetzt ist.

7.1.3. Strömungssimulation

Auf Grund der umfangreichen Versuchsergebnisse aus den Druck-, 5-Loch-Kugelsondenmessungen und den Fadenversuchen lag es nahe, die neu formulierte Grob- und Feinabtrennzone mittels einer Strömungssimulation zu untermauern.

Nach gemeinsamer Sondierung der vorhandenen Daten wurde von HOUBEN [21] mittels Computational Fluid Dynamics (CFD) eine Simulation erstellt, um die Geschwindigkeiten, Turbulenzen und Drücke in der HL-Zyklonströmung zu ermitteln. Nachdem erste Simulationen die Messergebnisse ausreichend genau widerspiegeln, wurden diese von Houben [21] durch Adaptierung der Randbedingungen und geringfügigen Geometrieänderungen ersetzt. Ziel dabei war es herauszufinden, ob dies für die vorgegebene Geometrie des HL-Zyklons grundsätzlich zielführend ist.

7.1.3.1. Rechengitter

Das Rechengitter (siehe auch Abbildung 53) wurde mit dem Softwareprogramm Gambit erstellt. Auf Grund der erforderlichen Gitterqualität in allen Ebenen wurden überwiegend Hexaederzellen verwendet. Alleine für die Anschlussstellen von Einlaufspirale und konischem Mantelteil wurden Tetraeder verwendet. Die logarithmische Einlaufspirale wurde geringfügig mittels Modellierung einer 0,2 mm breiten Schweißnaht angepasst. Dies war erforderlich, um Zellen mit einem geringen Equi Angle Skewness (EAS) zu schaffen und negative Volumina zu vermeiden.

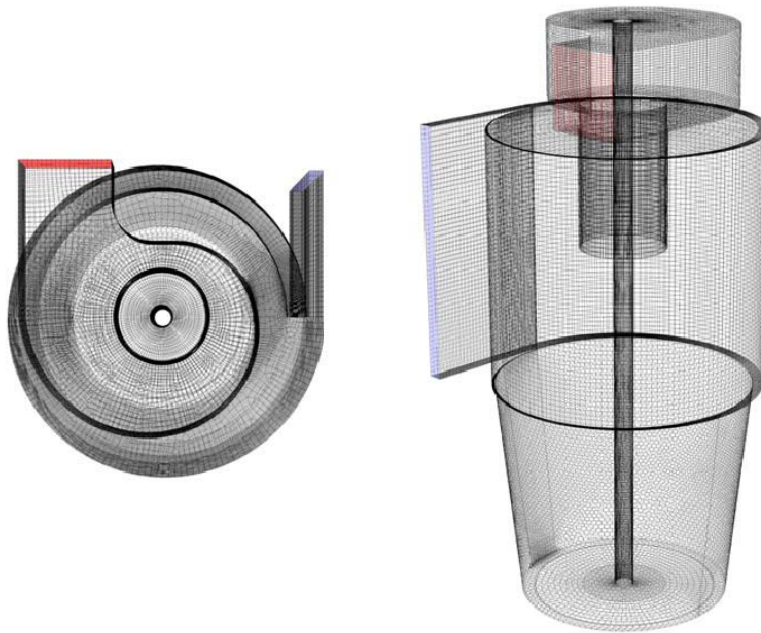


Abbildung 55: Verwendetes Rechengitter mit Hexaeder und in Polyeder umgewandelte Tetraeder im äußeren Teil des Konus nach Arbeiten von HOUBEN [21].

7.1.3.2. CFD-Simulation von Druck und Druckverlust

Der über die Fläche gemittelte Druck im Einlauf und Auslaufbereich des HL-Zyklons beträgt nach der von HOUBEN [21] durchgeführten CFD-Simulation 1.400 Pa. Bei der Simulation wurden die Grenzschichtströmungen im Zyklonkopf und entlang des Zyklonbodens nicht berücksichtigt. Das Ergebnis der Drucksimulation ist in Abbildung 54 dargestellt. Dabei ist deutlich der große und stetig ansteigende Druckverlustgradient im Bereich direkt unterhalb des Tauchrohres zu erkennen. Das zentrale Leitrohr wirkt sich dabei stabilisierend auf die Thrombe aus, so dass die Auswirkungen des Druckgradienten auf den Potentialwirbel in der näheren Umgebung der Tauchrohrmündung gering bleibt.

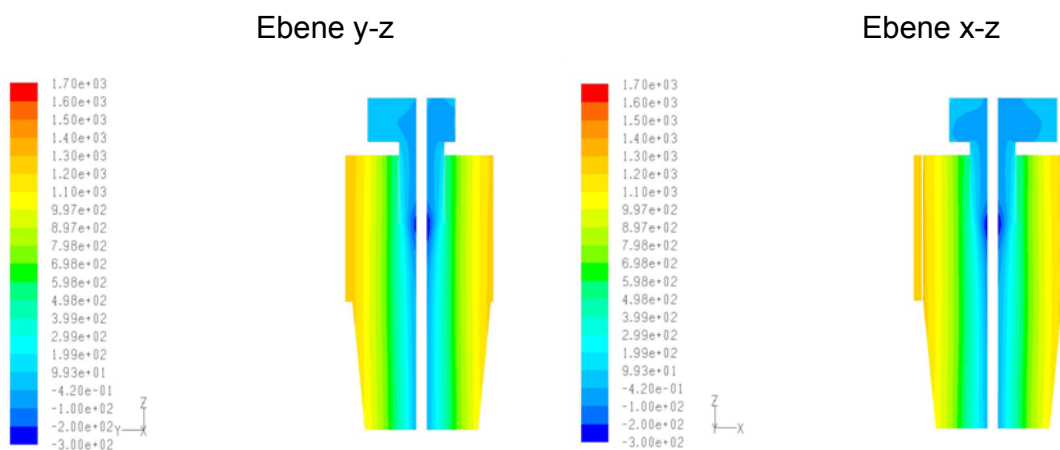


Abbildung 56: CFD-Drucksimulation nach HOUBEN [21]

7.1.3.3. CFD-Simulation der Strömungsprofile

Basierend auf der CFD-Drucksimulation sind in Abbildung 55 die Vektorfelder der Geschwindigkeiten in den Ebenen y-z und x-z wiedergegeben.

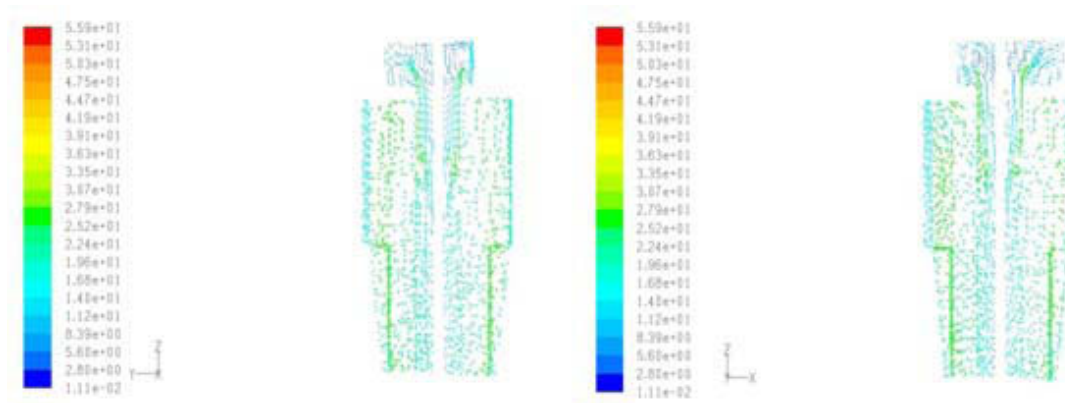


Abbildung 57: CFD-Geschwindigkeitsvektorfeldsimulation nach HOUBEN [21]

Daraus sind die in Richtung Staubaustrag gerichtete Strömung am Zyklonmantel sowie die entlang des Leitrohres in Richtung Tauchrohr gerichtete Strömung gut erkennbar, welche über die Höhe nur geringe Intensitätsunterschiede aufweisen.

Abbildung 56 gibt die radialen, tangentialen und axialen Geschwindigkeitskomponenten in der Ebene $y-z$ wieder. Diese Darstellung ist insbesondere durch die fehlende Grenzschichtsimulation geprägt. Die Geschwindigkeitsverläufe zeigen eher eine Ähnlichkeit mit herkömmlichen klassischen Zyklonen als mit denen des HL-Zyklons auf.

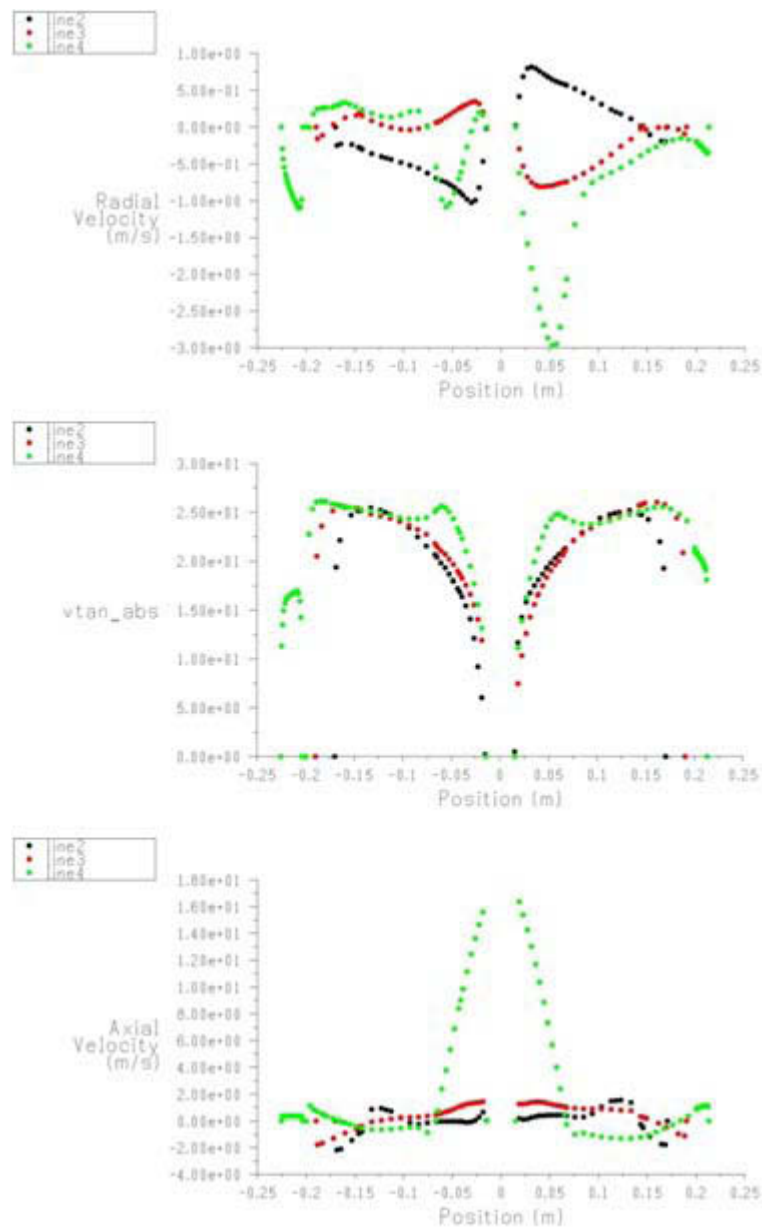


Abbildung 58: Strömungsprofile der mittleren Geschwindigkeiten nach HOUBEN [21]

7.1.3.4. Schlussfolgerungen auf Basis der CFD-Simulation

Das Strömungsfeld und der Druckverlust konnten von HOUBEN [21] erfolgreich simuliert werden. Die Grob- und Feinabtrennzone sowie die stabilisierende Wirkung des Leitrohres wurden damit bestätigt.

Für die Berechnung der Partikelbahnen kann bis zur einer Beladung von 10 Vol. % das Discrete Phase Model in Fluent angewendet werden. Dieses basiert auf dem Euler-Lagrange-Verfahren, wobei zuerst die Strömungs- und Druckprofile der kontinuierlichen Phase bestimmt und danach die Partikel im Strömungsfeld injiziert und deren Bahnen berechnet werden. Bei ausreichend simulierten Partikeln kann bei bekannter Korngrößenverteilung eines spezifizierten Staubes eine qualitative Aussage bezüglich Trennkurve und Gesamtabscheidegrad gemacht werden. Voraussetzung ist jedoch eine exakte Nachbildung der Grenzschichtströmungen im Zyklonkopf und am Zyklonboden.

7.2. Abscheideversuche

Zum Zwecke der Staubversuche ist das durchsichtige, aus Plexiglas gefertigte, Zyklonmodell mit einer 0,3 mm dicken Aluminiumfolie ausgekleidet worden. Die zuvor verwendete 0,1 mm dicke Folie konnte nicht vollkommen knitterfrei aufgebracht werden und war an den betreffenden Stellen innerhalb weniger Versuchsstunden durchgescheuert.

Die HL-Zyklon-Versuche mit Staub beinhalten

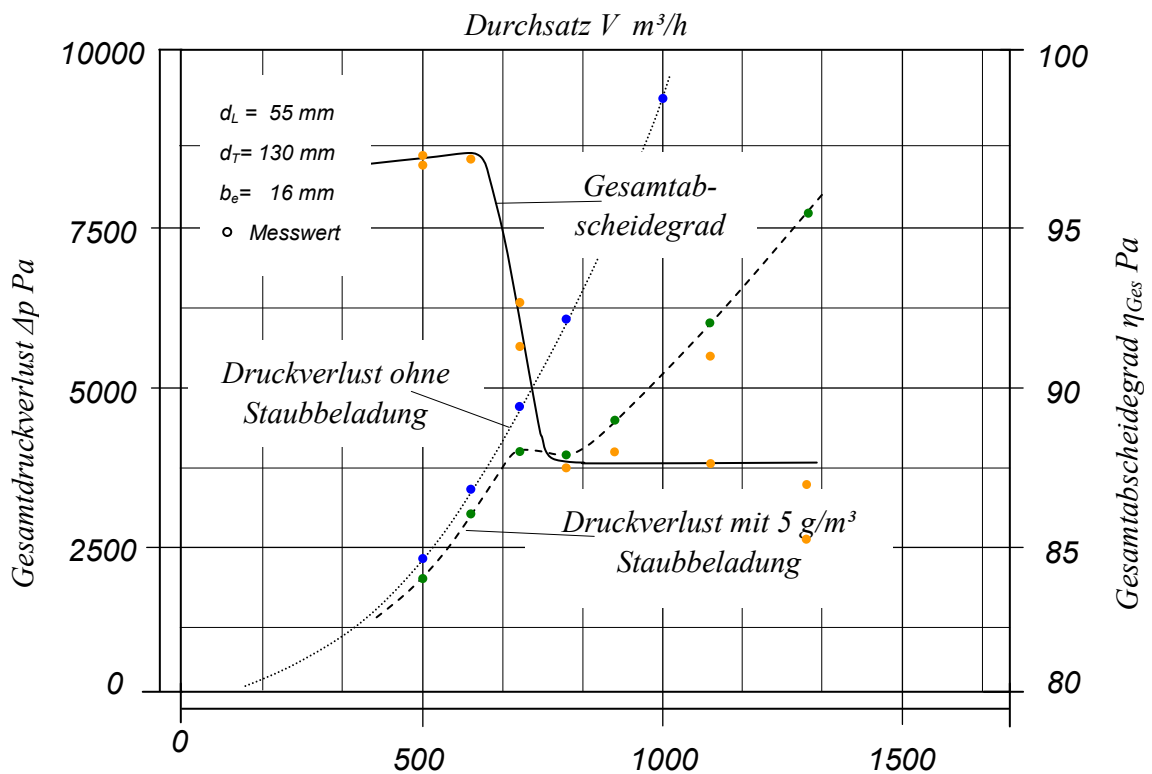
- Druckmessungen zur Bestimmung des Gesamtdruckverlustes, sowie
- Messungen der Staubfracht im Reingaskanal zur Bestimmung des Abscheidegrades in Abhängigkeit von den geometrischen Parametern sowie einiger später beschriebenen Sondereinbauten zur Verbesserung des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} .

7.2.1. Druckverlust und Gesamtabseidegrad des HL-Zyklons

In Abbildung 59 sind die Messergebnisse für einen Zyklon mit den Parametern

Eintrittsspaltbreite	b_e	16 mm
Tauchrohrdurchmesser	d_T	130 mm
Leitrohrdurchmesser	d_L	55 mm
Höhe des kegeligen Teiles	H_K	350 mm

wiedergegeben. Dabei handelte es sich um jene Zyklonapplikation, mit welcher die besten Ergebnisse hinsichtlich Gesamtabseidegrad η_{Ges} erzielt wurden. Darüber hinaus wurde die schon beschriebene Drallabbauspirale verwendet.



- Abbildung 59: Druckverlust Δp_{Ges} und Gesamtabseidegrad η_{Ges} in Abhängigkeit vom Rohgasdurchsatz V

Daraus ist ersichtlich, dass der Gesamtabscheidegrad η_{Ges} im optimalen Betriebsbereich bei etwa 97 % liegt. Eine Durchsatzsteigerung über ein gewisses Volumen hinaus führt zu einer Verringerung der Abscheideeffektivität. Der Abfall des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} fällt mit dem eruierten Knick in der Druckverlustkurve mit staubbeladenem Rohgas zusammen, sodass ein ursächlicher Zusammenhang zwischen Durchsatz V , Druckverlust Δp_{Ges} und Gesamtabscheidegrad η_{Ges} nahe liegt. In der angeführten Literatur konnten keine Hinweise für die in Abbildung 57 dargestellten Kurvenverläufe von Gesamtabscheidegrad und Druckverlust bei staubbeladenem Rohgas gefunden werden.

Geht man von der in Kapitel 3 festgestellten Tatsache aus, dass im HL-Zyklon - im Gegensatz zum herkömmlichen Zyklon - ein relativ großer Gasmassenstrom über den Zyklonboden in Richtung Tauchrohr strömt, kann angenommen werden, dass ab einem charakteristischen Betrag von v_e^2/r_e die Strahlenbildung an der Zyklonwand gestört wird bzw. mit einem erhöhten Maß an Reibung verbunden ist. Dadurch wird die wandnahe Hauptströmung verzögert, was in Richtung kleiner werdender Radien r zu einer Verringerung der Umfangsgeschwindigkeitskomponente v_u führt. Damit wird die Abscheidewirksamkeit der Feinabtrennzone geschmälert.

Die ab einem charakteristischen Betrag von v_e^2/r_e erhöhte Reibung lässt sich mit dem Durchschlagen der Körner durch die im Mittel wesentlich langsamer rotierende Grenzschicht erklären. Unterstützung findet diese Theorie durch die in Tabelle 9 dargestellte Auswertung der Modellversuche und der Versuche mit dem Pilotzyklon.

Zyklon-Haupt- abmessungen $D / d_T / d_L$ [mm/mm/mm]	Rohgas- durchsatz im Optimalbereich [m ³ /h]	b_e [m]	v_e [m/s]	v_z [m/s]	v_e^2/r_e [m/s ²]
400 / 130 / 55	600	0,016	26,0	15,3	3.380
400 / 130 / 55	800	0,022	25,25	20,4	3.200
800 / 320 / 100	4.750	0,047	35,10	18,2	3.080

Tabelle 9: Auswertung der HL-Zyklonversuche hinsichtlich Grenzen der Betriebsparameter

Eine weitere Unterstützung dieser Theorie stellt das Auftreten von erhöhtem Verschleiß durch Abrasion am Zyklonmantel bei Rohgasdurchsätzen über dem in Abbildung 59 dargestellten charakteristischen Knick dar.

In der Folge wurde der Durchsatz, bei dem der charakteristische Knick in der Druckverlustkurve mit dem Abfall des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} einhergeht, als Verschleißpunkt des HL-Zyklons definiert, über den hinaus der HL-Zyklon nicht betrieben werden soll.

Da der Gesamtabscheidegrad η_{Ges} von der Art des Staubes abhängt, haben sich in der Literatur Kenngrößen eingebürgert, die es gestatten, Entstaubungsergebnisse, die mit unterschiedlichen Stäuben erzielt worden sind, miteinander zu vergleichen.

Im Einzelnen werden verglichen:

- der Stufenabscheidegrad η_{ST} und daraus
 - die zu 90 % abgeschiedene Kornfraktion, sowie
 - die zu 50 % abgeschiedene Kornfraktion (Grenztrennkorn d_s^*) und

- die Trennschärfe χ .

Der Stufenabscheidegrad η_{ST} [20] wird wie folgt berechnet:

$$\eta_{ST} = \frac{\sum_{d_1}^{d_2} C_{roh,n} - \sum_{d_1}^{d_2} C_{rein,n}}{\sum_{d_1}^{d_2} C_{roh,n}} * 100 \quad (7.4)$$

$C_{roh,n}$ Rohgasstaubbelastung im Kornbereich zwischen d_1 und d_2 [g/m³]

$C_{rein,n}$ Reingasstaubbelastung im Kornbereich zwischen d_1 und d_2 [g/m³]

Als Maß für die Trennschärfe χ wird ebenfalls nach [20] der nachstehende Quotient für die Trennschärfe verwendet:

$$\chi = \frac{k_{50}}{k_{90}} \quad (\chi=1; \text{optimale Trennschärfe}) \quad (7.5)$$

k_{50} Korndurchmesser von Quarzmehl F400, der bei einer definierten Rohgasbelastung zu 50 % abgeschieden wird

k_{90} Korndurchmesser von Quarzmehl F400, der bei einer definierten Rohgasbelastung zu 90 % abgeschieden wird

In Tabelle 10 ist die zur Ermittlung dieser Kennwerte erforderliche Summenverteilung des aufgegebenen Quarzmehls sowie der Reingasproben durchsatzabhängig in Tabellenform dargestellt.

Kornklassen [μm]	Rohgas [Vol%]	Häufigkeitsverteilung [Vol%] bei einem Rohgasvolumen [m ³ /h] von					
		500	600	700	900	1100	1300
0 bis 1,0	4,7	26,5	35,1	7,6	8,6	7,6	6,8
1,0 bis 1,5	2,0	15,4	15,5	3,4	3,4	3,1	3,1
1,5 bis 2,0	6,0	30,9	28,2	9,6	9,7	8,8	9,4
2,0 bis 3,0	6,7	26,9	20,4	11,4	10,8	9,4	10,7
3,0 bis 4,0	6,3	0,3	0,8	10,5	10,0	9,0	10,3
4,0 bis 6,0	14,8	-	-	23,7	20,8	19,4	20,7
6,0 bis 8,0	15,6	-	-	16,7	16,3	16,8	16,9
8,0 bis 12,0	21,9	-	-	14,9	15,3	17,5	15,8
12,0 bis 16,0	12,4	-	-	2,2	5,1	6,8	5,8
16,0 bis 24,0	8,2	-	-	-	-	1,6	0,5
24,0 bis 32,0	1,2	-	-	-	-	-	-
32,0 bis 48,0	0,2	-	-	-	-	-	-

Tabelle 10: Kornverteilung der Staubproben zu dem in Abbildung 59 dargestellten Gesamtabscheidegrad

Die aus den Werten in Tabelle 10 errechneten Stufenabscheidegrade η_{ST} sind in Tabelle 11 und in Abbildung 60 wiedergegeben.

Kornklassen [μm]	Stufenabscheidegrade η_{ST} im Reingas [%]					
	bei einem Rohgasvolumen [m^3/h] von					
	500	600	700	900	1100	1300
0 bis 1,0	80,5	74,6	85,9	78,0	73,3	81,5
1,0 bis 1,5	73,4	73,7	85,2	79,6	74,4	80,2
1,5 bis 2,0	82,2	84,0	86,1	80,6	75,8	80,0
2,0 bis 3,0	86,1	89,6	85,2	80,7	76,9	79,6
3,0 bis 4,0	99,8	99,6	85,5	81,0	76,5	79,1
4,0 bis 6,0	100,0	100,0	86,1	83,2	78,4	82,1
6,0 bis 8,0	100,0	100,0	90,7	87,5	82,3	86,1
8,0 bis 12,0	100,0	100,0	94,1	91,6	86,8	90,8
12,0 bis 16,0	100,0	100,0	98,5	95,1	91,0	94,0
16,0 bis 24,0	100,0	100,0	100,0	100,0	96,8	96,8
24,0 bis 32,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
32,0 bis 48,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0
Gesamt- abscheidegrad η_{ges} [%]	96,5	96,6	91,3	88,0	83,5	87,2

Tabelle 11: Stufenabscheidegrade und Gesamtabscheidegrad zu dem in Abbildung 59 dargestellten Gesamtabscheidegrad

Insbesondere aus Tabelle 10 erkennt man den zunehmenden Einfluss schädlicher Grenzschichtströmungen bei einer Durchsatzsteigerung über den in Abbildung 59 beschriebenen Verschleißpunkt hinaus.

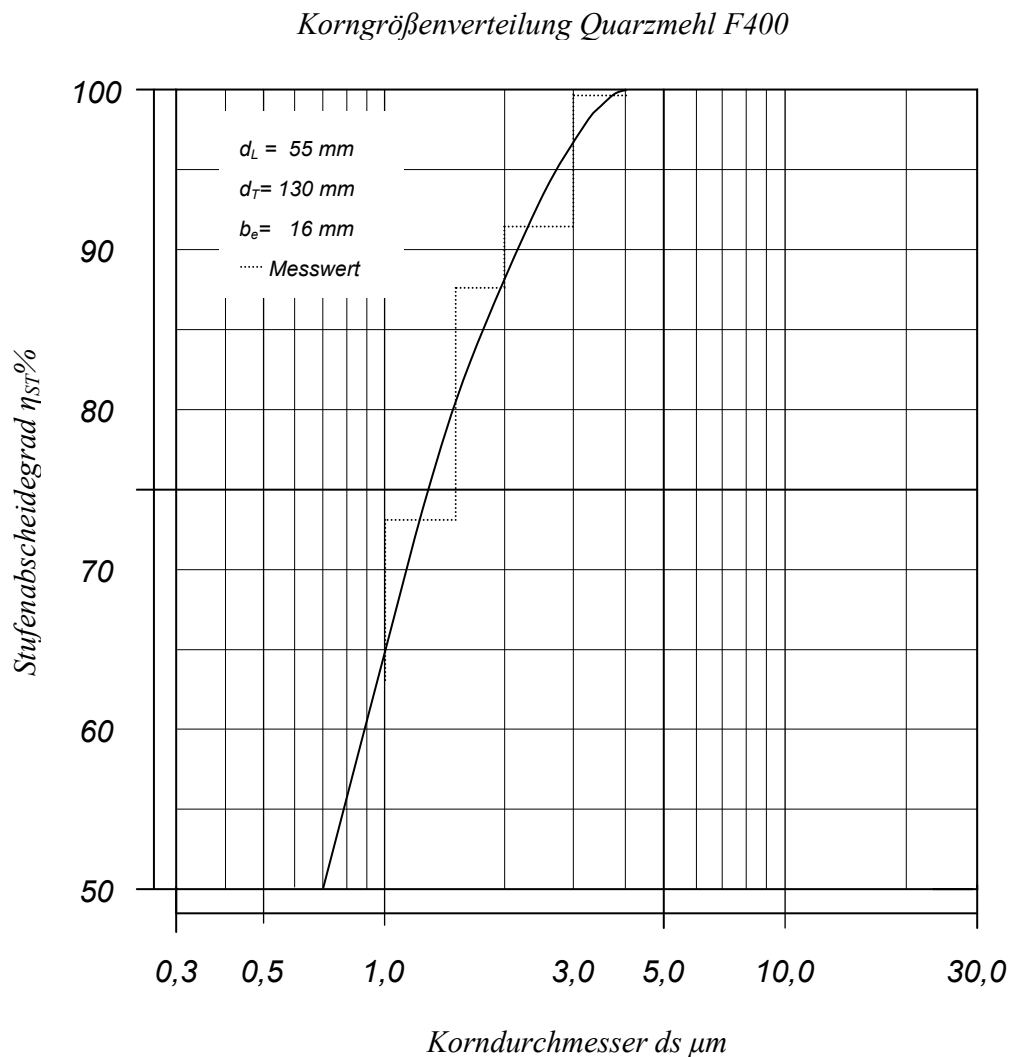


Abbildung 60: Stufenabscheidegrade, die zu dem in Abbildung 59 dargestellten Gesamtabscheidegrad gehören

Bei der beschriebenen Versuchsanordnung sind im optimalen Betriebsbereich des HL-Zyklons im Reingas (mittels Quarzmehl F400 und optimaler Dispergierung im Rohgas) alle noch vorhandenen Teilchen kleiner $5 \mu\text{m}$. Damit wäre ein derart behandeltes Brenngas direkt in Gasturbinen einsetzbar.

Unter Zugrundelegung der nachstehenden HL-Zyklon-Betriebsparameter (siehe auch Abbildung 59)

Rohgasdurchsatz	\dot{V}	600 m ³ /h
Eintrittsgeschwindigkeit	v_e	26 m/s
Tauchrohrgeschwindigkeit in z-Richtung	v_z	15,3 m/s
Gesamtdruckverlust	Δp	2.920 Pa

wurden auf Basis der Messreihen folgende zyklonspezifische Kennzahlen ermittelt:

- Bei Verwendung von Normstaub Quarzmehl F 400 im Rohgas sowie einer Beladung von 5 g/m³ wurden 4 µm-Partikel zu 99 % abgeschieden.
- Bei Verwendung von Normstaub Quarzmehl F 400 im Rohgas sowie einer Beladung von 5 g/m³ wurden 2 µm-Partikel zu 90 % abgeschieden.
- Bei Verwendung von Normstaub Quarzmehl F 400 im Rohgas sowie einer Beladung von 5 g/m³ beträgt der Durchmesser des zu 50 % abgeschiedenen Staubes 0,7 µm.
- Die Trennschärfe χ des HL-Zyklons errechnet sich nach (7.5) zu

$$\chi = \frac{0,7}{2,0} = 0,35.$$

Als Gradmesser für die Güte des HL-Zyklons sind in Tabelle 12 die Ergebnisse der Arbeiten, die an der Universität Essen durchgeführt wurden [5], mit denen, die mit dem HL-Zyklon erzielt wurden dargestellt. Nahezu idente Randbedingungen, wie gleicher Staub, ähnliche Grundgeometrie (Zyklongröße) und vor allem gleiches Staubanalyseverfahren (CILAS-Feingranulometer) bilden dazu die Basis.

Vergleichsparameter auf Basis von 5 g/m ³ Staubdispersion Quarzmehl F 400	konventioneller Zyklon (Universität Essen) [5]	Zyklon mit Spalttauchrohrdiffusor (an der Universität Essen entwickelt) [5]	HL-Zyklon
Korndurchmesser, der zu 99% abgeschieden wird [μm]	34	8	4
Korndurchmesser, der zu 90% abgeschieden wird [μm]	10,6	2	2
Korndurchmesser, der zu 50% abgeschieden wird [μm]	1,5	0,85	0,7
Trennschärfe χ	0,142	0,425	0,350

Tabelle 12: Der HL-Zyklon im Vergleich mit den getesteten Hochleistungszyklonen nach SCHULZ [5]

7.2.2. Gesamtabscheidegrad bei Variation der Höhe des kegeligen Zyklonmantels sowie des Staubaustragsspalts

Auf Grund der in Kapitel 6 angestellten theoretischen Betrachtungen ist die Höhe der kegeligen Mantelfläche nach dem Gesichtspunkt einer gerade schon stattfindenden Strähnenbildung zu wählen. Höhere kegelige Mantelhöhen erhöhen absolut gesehen den Reibungsverlust am Zyklonmantel und verringern somit das über den Zyklonboden zum Zyklonkern hin transportierte Energiepotential. Damit wird die Effizienz der Feinabtrennzone gemindert. Lange Zyklonmantelkegel klassischer herkömmlicher Zyklone sind somit im Vergleich mit dem HL-Zyklon mit Einbußen des Abscheidegrads behaftet.

Ausgehend von dem in Kapitel 7.2.1. beschriebenen Zyklon wurden Versuche mit verschiedenen Höhen des kegeligen Zyklonmantels durchgeführt.

In Abbildung 61 sind die Abscheideergebnisse bei Variation der kegeligen Höhe mit jeweils der gleichen Austragungsspaltbreite (13 mm) wiedergegeben.

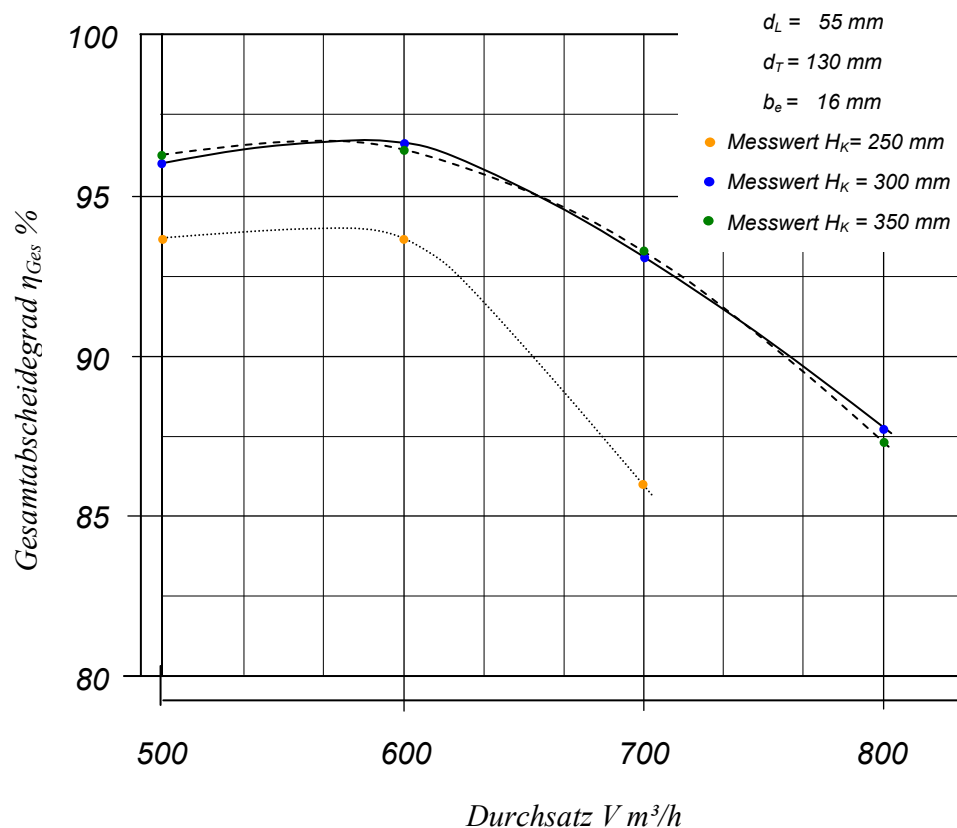


Abbildung 61: Einfluss aller bei den Versuchen verwendeten verschiedenen kegeligen Höhen auf den Gesamtabscheidegrad η_{Ges}

Man erkennt daraus, dass bei einer kegeligen Höhe H_K von 250 mm die Strähnenabscheidung am Zyklonmantel, welche die Abscheidung begünstigt, offensichtlich noch nicht abgeschlossen ist. Dies hat einen geringeren Gesamtabscheidegrad η_{Ges} zur Folge. Als optimale Länge wurde für das HL-Zyklonmodell im Versuch eine kegelige Höhe H_K von 350 mm ermittelt. Eine kegelige Mantelhöhe über diesen Wert hinaus führt zu einem reduzierten Drallenergieeintrag in die definierte Feinabtrennzone.

In Abbildung 62 sind die Abscheideergebnisse bei Variation der Staubaustragsspaltbreite dargestellt. Die kegelige Höhe wurde für alle diesbezüglichen Versuche mit 350 mm konstant gehalten.

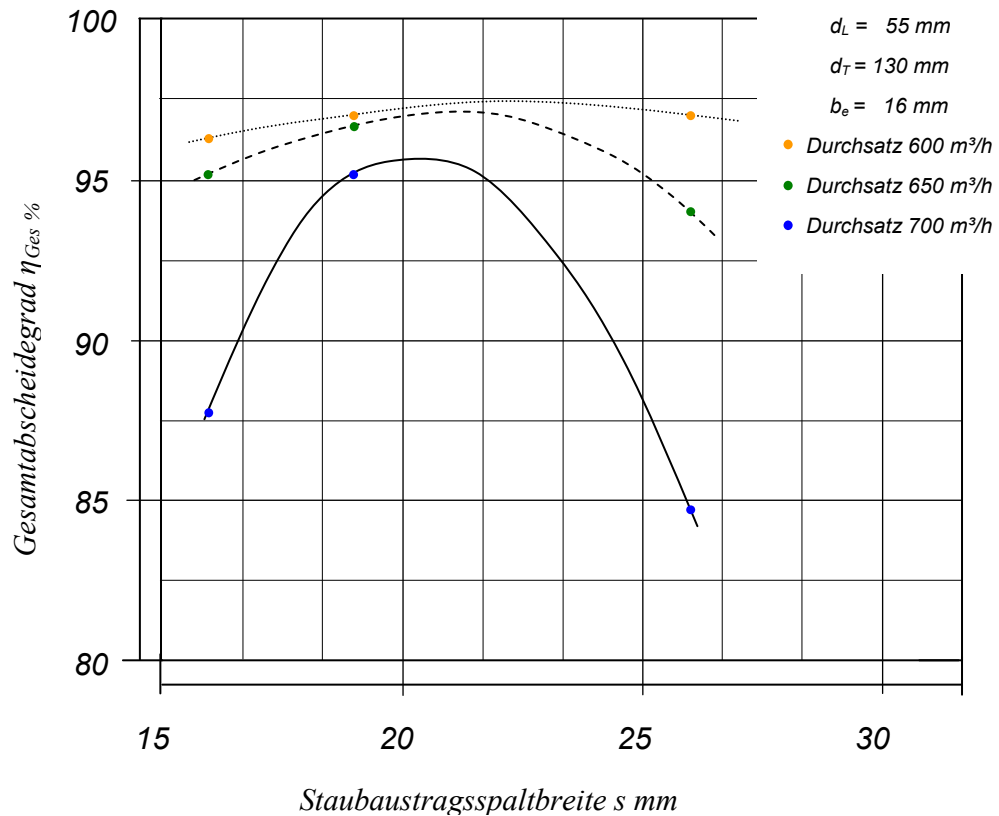


Abbildung 62: Einfluss der Staubaustragsspaltbreite auf den Gesamtabscheidegrad η_{Ges}

Aus Abbildung 62 ergibt sich für das HL-Zyklonmodell im optimalen Betriebsbereich eine bei etwa 22 mm liegende Staubaustragsspaltbreite s . Der signifikante Abfall der Abscheideleistung bei größeren Spaltbreiten ist in dieser Darstellung durch negative Abscheideeffekte, hervorgerufen durch den Betrieb des HL-Zyklons über den Verschleißpunkt hinaus, zu erklären. Grundsätzlich konnte festgestellt werden, dass die Staubaustragsspaltbreite s bei sonst optimalen Betriebsbedingungen einen eher geringen Einfluss auf den Gesamtabscheidegrad η_{Ges} hat. Je nach abzuscheidendem Material ist einer Verstopfungs- bzw. Brückenbildungsneigung durch eher größere Staubaustragsspaltbreiten s Rechnung zu tragen.

7.2.3. Gesamtabscheidegrad bei Anbringung von Entlastungsbohrungen im Zyklonboden

Durch die Formulierung einer Feinabtrennzone im Wirbelfeld rund um das Leitrohr sowie durch den kleiner werdenden statischen Druck radiuseinwärts müssten Bohrungen im Zyklonteller, die den Abscheideraum mit dem Staubbunker verbinden, die Staubaustragung im Bunkerspalt günstig beeinflussen. Andererseits gelangen durch die Entlastungsbohrungen schon abgeschiedene Staubteilchen aus dem Abscheideraum in den Bereich, in welcher die Feinabtrennzone höchst wirksam ist.

Die Versuchsfahrten mit Entlastungsbohrungen im Zyklonboden (siehe Abbildung 63) brachten hinsichtlich des Gesamtabscheidegrads η_{Ges} allerdings keine messbare Verbesserung. Offensichtlich sind die negativen Effekte der Rückströmungen aus dem Staubsammelraum in den Zyklon größer, als die dadurch erzielte Unterstützung des Staubaustrags durch den Austragespalt.

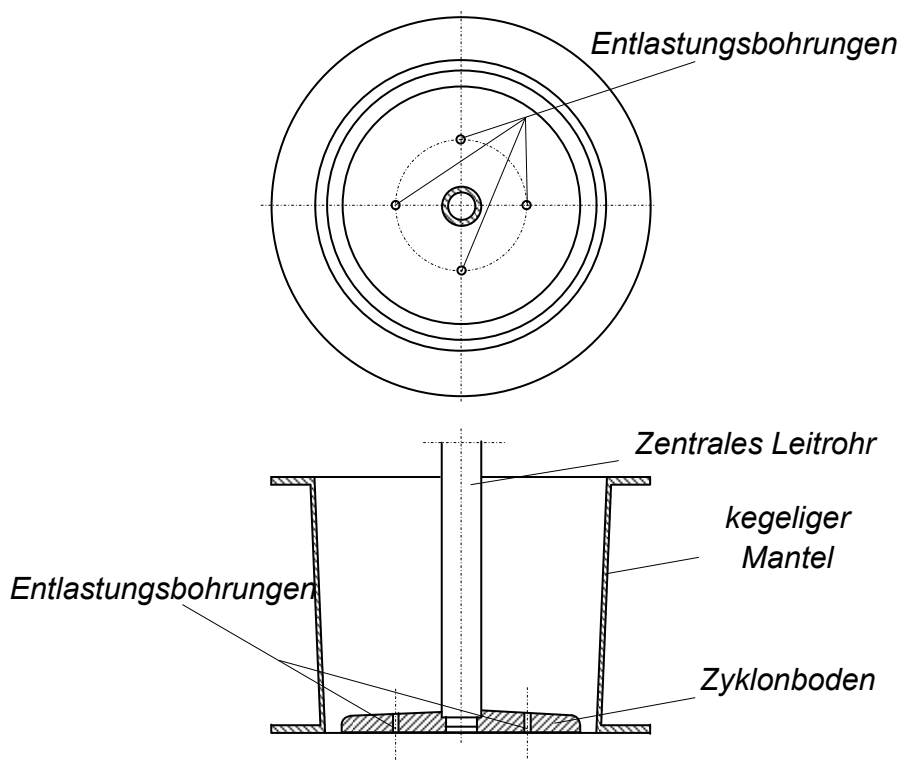


Abbildung 63: Entlastungsbohrungen im Zyklonboden

Ab einem bestimmten Durchsatz konnte bezüglich der Entlastungsbohrungen eine leichte Verschiebung des charakteristischen Abfalls des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} hin zu höheren Durchsätzen festgestellt werden. Aufgrund der Verstopfungsneigung der Entlastungsbohrungen im praktischen Betrieb muss von dieser Maßnahme als weitere Verbesserungsmöglichkeit abgeraten werden. Allenfalls lässt sich aus diesen Versuchsreihen die Erkenntnis gewinnen, dass Öffnungen im Zyklonboden zu kleineren Radien r hin und der damit verbundenen Staubfracht von bereits abgeschiedenem Staub in die Feinabtrennzone von geringem Einfluss ist. Daraus ableiten lassen sich ebenfalls eher größere als kleinere Staubaustragsspaltbreiten s für die praktische Auslegung.

7.2.4. Gesamtabscheidegrad bei Vergrößerung der Eintrittsspaltbreite b_e

Ausgehend von dem in Abschnitt 7.2.1 beschriebenen Zyklon wurden Versuche mit verschiedenen Gaseintrittsspaltbreiten b_e durchgeführt. Große Gaseintrittsspaltbreiten b_e führen zu einer kurzen Verweilzeit der Staubpartikel in den Abscheidezonen. Kleine Gaseintrittsspaltbreiten b_e führen zwar zu einer langen Verweilzeit, jedoch auch zu einem spezifisch gesehen höheren Reibungsanteil des Staubes am HL-Zyklonmantel, womit der Drallenergieeintrag in die Feinabtrennzone verringert wird. Die Messergebnisse mit verschiedenen Gaseintrittsspaltbreiten b_e stellen somit weiteres empirisches Material zur Auslegung des HL-Zyklons dar. Abbildungen 64 und 65 geben die diesbezüglichen Messergebnisse wieder.

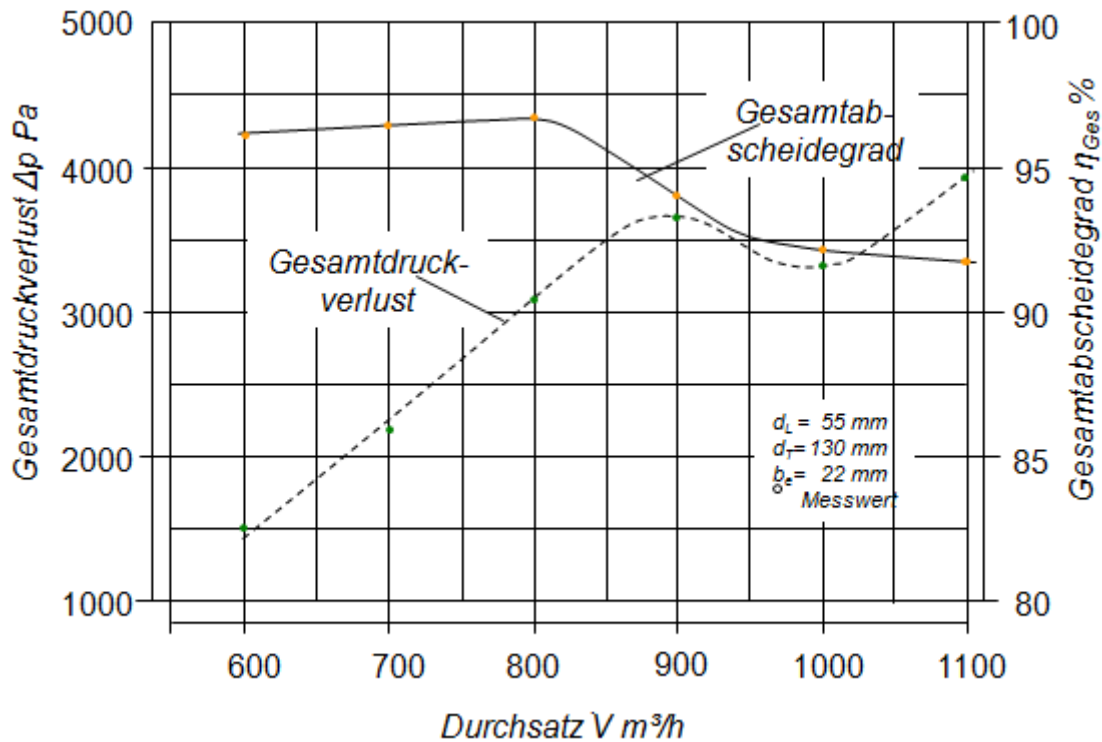


Abbildung 64: Druckverlust und Gesamtabscheidegrad in Abhängigkeit vom Rohgasdurchsatz (Gaseintrittsspaltbreite $b_e = 22$ mm)

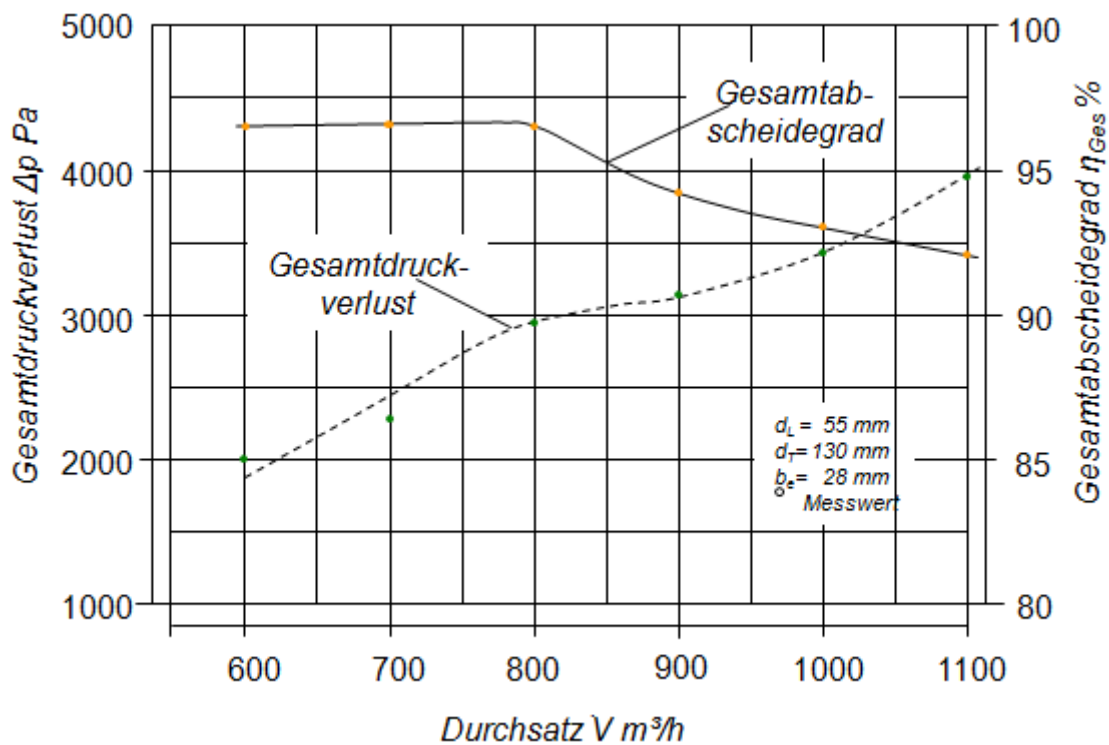


Abbildung 65: Druckverlust und Gesamtabscheidegrad in Abhängigkeit vom Rohgasdurchsatz (Gaseintrittsspaltbreite $b_e = 28$ mm)

In Tabelle 13 sind die optimalen Betriebsparameter bezüglich Variation der Eintrittsspaltbreite b_e dargestellt.

Eintrittsspaltbreite b_e [mm]	28	22	16
Rohgasdurchsatz im optimalen Betriebspunkt [m ³ /h]	800	800	600
Eintrittsgeschwindigkeit v_e [m/s]	19,48	25,25	26,04
Austrittsgeschwindigkeit v_z [m/s]	20,39	20,39	15,29
Geschwindigkeitsverhältnis V [-]	0,97	1,24	1,70
Gesamtabscheidegrad η_{ges} [%]	95,5	96,8	97,1

Tabelle 13: HL-Zyklon: Vergleichsdaten bei Variation der Eintrittsbreite b_e

Daraus lässt sich ein optimales Geschwindigkeitsverhältnis U von 1,2 bis 1,7 bei einer Eintrittsgeschwindigkeit v_e in den HL-Zyklon zwischen 22 bis 25 m/s ableiten.

7.2.5. Gesamtabscheidegrad bei Installation von grenzschichtdeformierenden Maßnahmen

Wie in Abschnitt 7.1.2. erwähnt, kommt der Grenzschichtströmung im Zyklonkopf, welche den Staub direkt in den Reingaskanal fördert, eine hohe abscheidegradbestimmende Funktion zu.

Um den Abscheidegrad weiter zu verbessern, wurden während der Versuche Möglichkeiten untersucht, die den Staub durch Störung der Rotationssymmetrie, sowie

durch Umleitung der Grenzschicht selbst, aus der Grenzschicht in Richtung Grobabscheidezone fördern.

Als Vergleichszyklon wurde die in Abbildung 59 beschriebene HL-Zyklonapplikation mit den für die Abscheideleistung optimalen Betriebsparametern gewählt.

Im Einzelnen wurde untersucht:

- Flacher Zyklonboden (siehe Abbildung 66)
- Abschirmkegel am Tauchrohr (siehe Abbildung 67)
- Abschirmscheibe am Tauchrohr, in verschiedenen Höhen angebracht (siehe Abbildung 68)
- Rotationssymmetriestörung am Tauchrohr (siehe Abbildung 69)
- Grenzschichteinblasung im Zyklondeckel (siehe Abbildung 70)

7.2.5.1. Flacher Zyklonboden

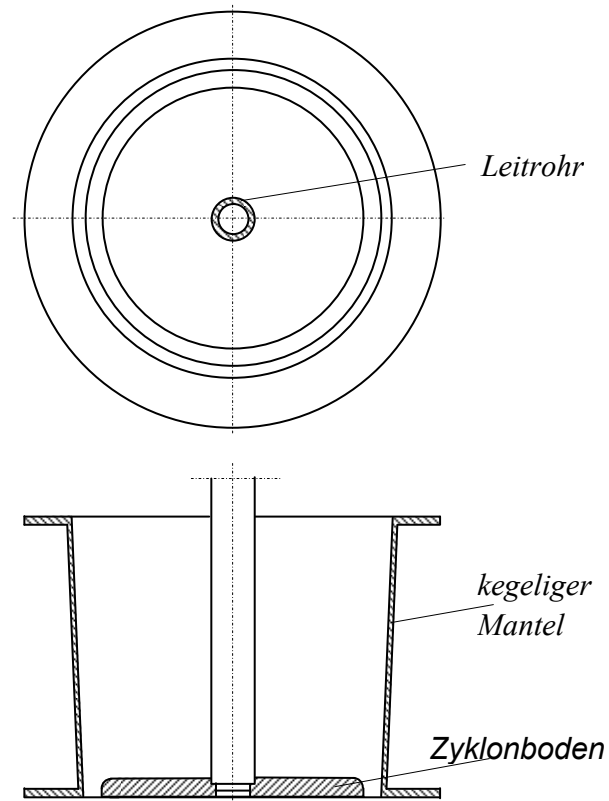


Abbildung 66: Flacher Zyklonboden

7.2.5.2. Abschirmkegel am Tauchrohr

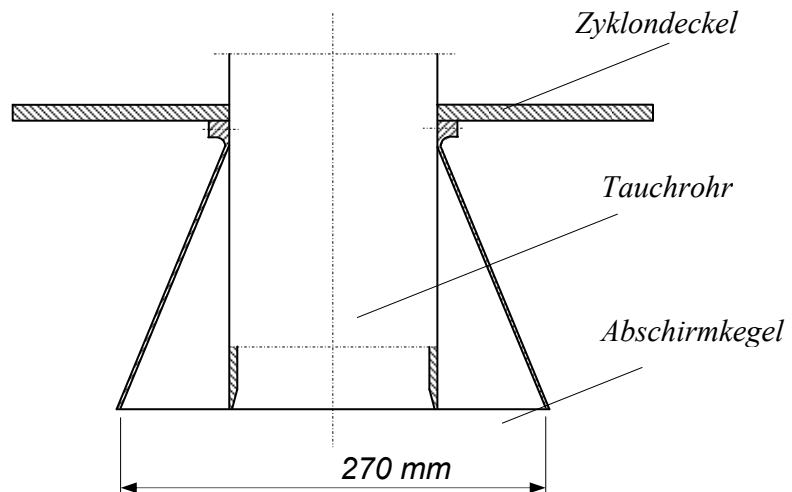


Abbildung 67: Abschirmkegel

7.2.5.3. Abschirmscheibe am Tauchrohr

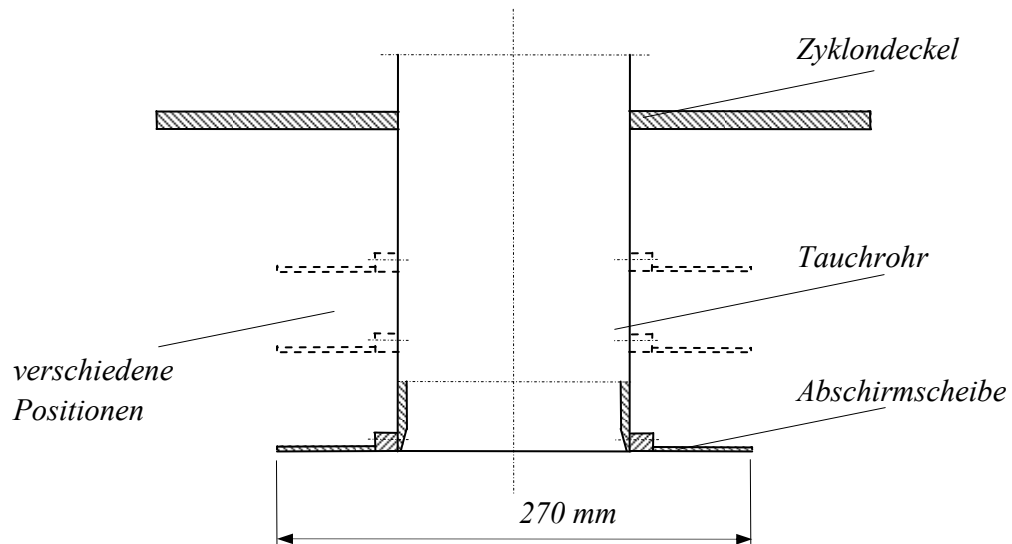


Abbildung 68: Abschirmscheibe

7.5.2.4. Rotationssymmetriestörung am Tauchrohr

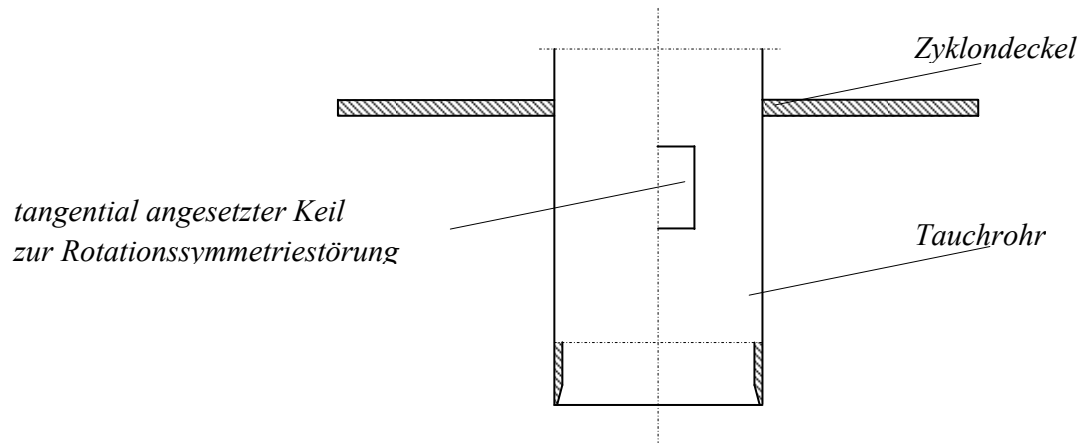


Abbildung 69: Rotationssymmetriestörung am Tauchrohr

7.2.5.5. Grenzschichteinblasung

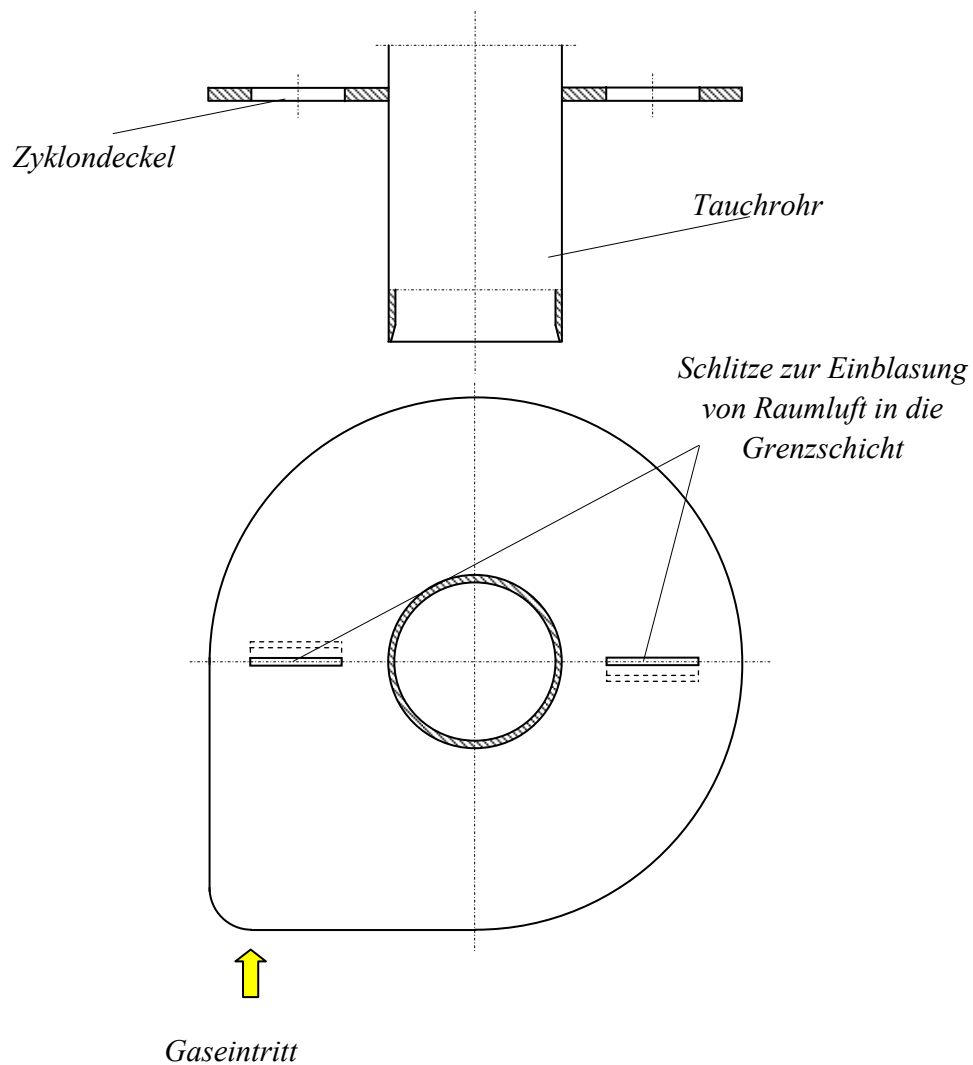


Abbildung 70: Grenzschichteinblasung

Eine positive Auswirkung der Ideen bezüglich grenzschichtdeformierender Maßnahmen zur weiteren Verbesserung der Gesamtabseideleistung η_{Ges} konnte nicht erzielt werden. In Tabelle 14 sind die Ergebnisse bei einem Rohgasdurchsatz von jeweils $600 \text{ m}^3/\text{h}$ zusammengefasst wiedergegeben.

HL-Zyklonapplikation $\dot{V} = 600 \text{ m}^3/\text{h}$; $b_e = 16 \text{ mm}$; $d_L = 55 \text{ mm}$; $d_T = 130 \text{ mm}$	Gesamtabscheidegrad $\eta_{\text{Ges}} [\%]$
kegeliger Zyklonboden (8°)	97,1
flacher Zyklonboden (0°)	97,1
Abschirmkegel am Tauchrohr	88,7
Abschirmscheibe am Tauchrohr	
70 mm von der Mündung entfernt	94,2
40 mm von der Mündung entfernt	92,1
0 mm von der Mündung entfernt	94,0
Rotationssymmetriestörung am Tauchrohr	96,4
Rotationssymmetriestörung am Tauchrohr und am Leitrohr	95,4
Grenzschichteinblasung in Zyklondeckel	94,1

Tabelle 14: Entwicklung des Gesamtabscheidegrads η_{Ges} bei Einbau von grenzschichtdeformierenden Maßnahmen

Der flache Zyklonboden führte zu keiner Verbesserung, aber auch zu keiner Verschlechterung des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} . Aus Gründen der Herstellungskosten kann somit die flache Zyklonbodenkonstruktion empfohlen werden.

7.2.6. Gesamtabscheidegrad bei Grenzschichtabsaugung im Zyklonkopf bzw. Bunkerabsaugung

Wie aus Abschnitt 7.2.5 hervorgeht, ist die Staubfracht durch die dort beschriebenen Maßnahmen nicht aus den Grenzschichtströmungen zu entfernen. Für eine weitere Verbesserung des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} bietet sich letztlich eine Grenzschichtabsaugung an. Diese wurde mittels eines konzentrisch zum Tauchrohr angeordneten Ringspaltes mit 3 und 5 mm (siehe auch Abbildung 71 und 72) realisiert.

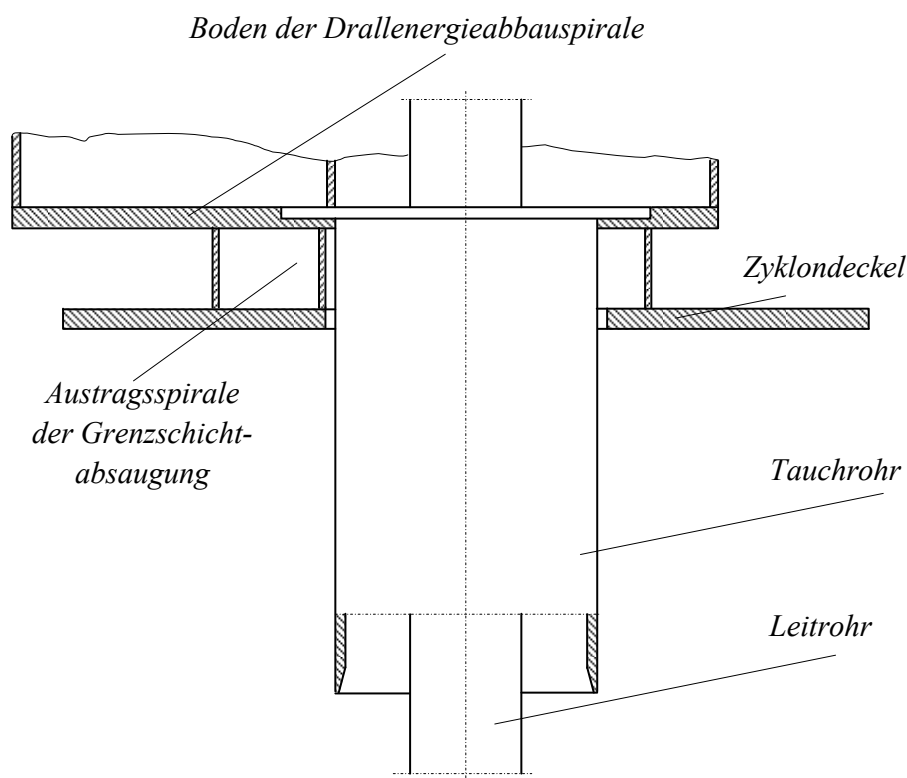


Abbildung 71: Konzentrischer Ringspalt für die Grenzschichtabsaugung



Abbildung 72: Konzentrischer Ringspalt für die Grenzschichtabsaugung

Der Raum zwischen Zyklonmodell und Grundfläche der Drallrückgewinnungsspirale wurde mittels einer flexiblen Leitung mit dem Saugstutzen des Gebläses verbunden. Die Absaugmenge wurde mit Hilfe eines Kugelhahns variiert.

In Abbildung 73 sind die damit erzielten Entstaubungsergebnisse wiedergegeben.

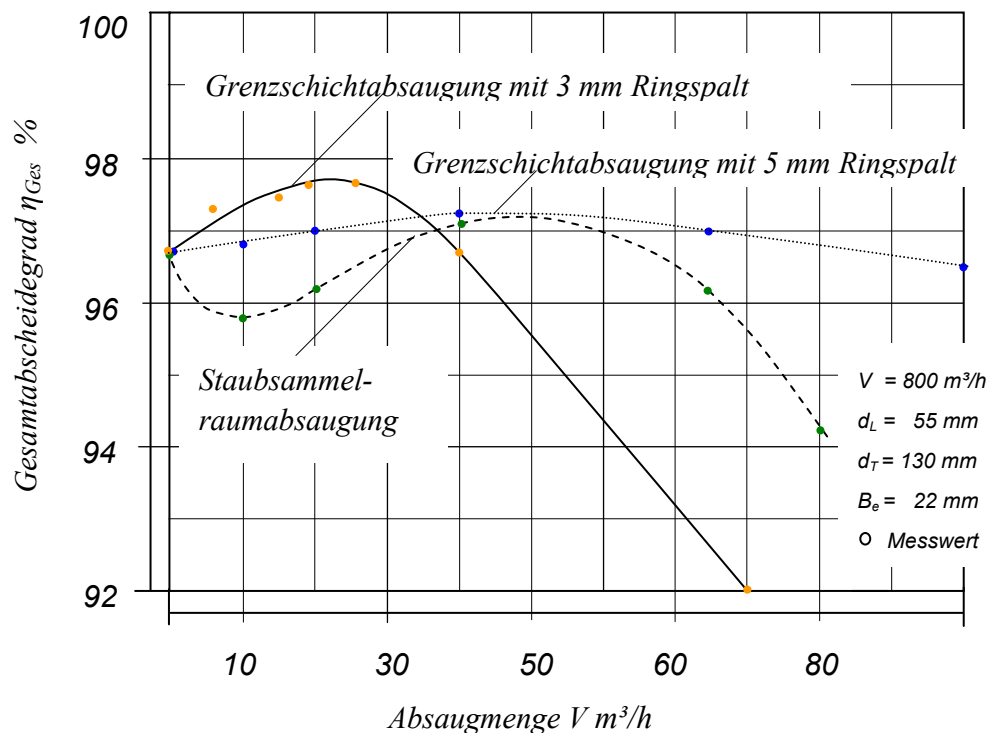


Abbildung 73: Gesamtabscheidegrad η_{Ges} in Abhängigkeit von Grenzschicht- bzw. Staubsammelbehälterabsaugung

Die Auswertung der Versuche ergibt, dass es für die Grenzschichtabsaugungen - sowohl für 3 mm als auch für 5 mm Ringspaltbreite s_{ABS} - eine optimale Absauggeschwindigkeit v_{Spalt} gibt. Trotz unterschiedlicher Absaugspaltbreite war die Absauggeschwindigkeit v_{Spalt} für beide Ringspalte im optimalen Betriebsbereich des HL-Zyklons nahezu ident. Wird die Absauggeschwindigkeit v_{Spalt} darüber hinaus gesteigert, fällt der Gesamtabscheidegrad η_{Ges} wieder deutlich ab. Weiter auffällig ist, dass die Änderung des Gesamtabscheidegrads η_{Ges} bei der kleineren Ringspaltbreite wesentlich empfindlicher reagiert als bei der größeren.

$$v_{Spalt} = \frac{\dot{V}_{ABS} * 0,1}{d_m * \pi * s_{ABS} * 3,6} = \frac{20 * 0,1}{0,13 * \pi * 0,003 * 3,6} = 4,5 \text{ m/s}$$

$$v_{Spalt} = \frac{\dot{V}_{ABS} * 0,1}{d_m * \pi * s_{ABS} * 3,6} = \frac{35 * 0,1}{0,13 * \pi * 0,005 * 3,6} = 4,7 \text{ m/s}$$

\dot{V}_{ABS}	Absaugvolumen [m ³ /h]
d_m	mittlerer Durchmesser des Absaugspaltes [mm]
s_{ABS}	Absaugspaltbreite [mm]

Offensichtlich stellt auch die Grenzschichtabsaugung, wie schon die untersuchten Maßnahmen unter 7.2.5. zeigen, eine empfindliche Störung der Potentialströmung dar und führt im ungünstigen Fall zu einer Verringerung des Energiepotentials der wandnahen Strömung am Tauchrohr. Damit einhergehend kommt es zu einer Reduktion der abscheidewirksamen Fliehkräfte F_Z .

Für Praxisausführungen sind auf Grund der Verstopfungsneigung allzu kleine Ringspalte s_{ABS} zu vermeiden. In nachstehender Tabelle 15 sind für eine Ringspaltbreite s_{ABS} von 3 mm die damit erzielbaren Verbesserungen hinsichtlich des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} dargestellt.

	HL-Zyklon Ausgangsbasis	HL-Zyklon mit Grenzschicht- absaugung	HL-Zyklon mit Grenzschicht- und Bunkerabsaugung
Rohgasdurchsatz [m ³ /h]	800	800	800
Eintrittsspaltbreite b_e [mm]	22	22	22
Gesamtabscheidegrad η_{ges} [%]	96,8	97,7	98,1
Grenzschichtabsaugmenge [m ³ /h]	0	20	20
Bunkerabsaugmenge [m ³ /h]	0	0	40
Verbesserung des Gesamt- abscheidegrades η_{Ges} [%]	-	30,3	42,4

Tabelle 15: Gesamtabscheidegradentwicklung durch Grenzschichtabsaugung im Zyklonkopf

Die Ergebnisse bestätigen prinzipiell die in Kapitel 5 getätigte Aussage, dass beim HL-Zyklon den Grenzschichtströmungen - und dabei insbesondere jener, die über den Zyklondeckel in das Reingas gelangt - eine hohe abscheidegradbestimmende Funktion zukommen.

Während die Grenzschichtabsaugung im Zyklonkopf eine Verbesserung des Gesamtabscheidegrades η_{Ges} von 0,9 Prozentpunkten erbrachte, wurden mit der Abscheidesammelbehälterabsaugung 0,4 Prozentpunkte erzielt. Beide Maßnahmen beeinflussen sich im Zyklon nicht. Damit können beide Maßnahmen hinsichtlich Verbesserung des Gesamtergebnisses addiert werden.

Zur Nutzung der positiven Effekte, insbesondere die der Grenzschichtabsaugung, wäre weiter zu untersuchen, wie weit sich durch eine entsprechende Einströmungsgestaltung des Rohgases in den HL-Zyklon eine Reingasschicht formulieren lässt, aus der sich im HL-Zyklon selbst die Grenzschichtströmung im Zyklonkopf generiert. Dadurch sollte es möglich sein, den Potentialwirbel nicht stören zu müssen und gleichzeitig den Staub in der Grenzschicht zu vermeiden.

Eine über diese Arbeit hinausreichende Entwicklungsmöglichkeit, die gegenwärtig Gegenstand einer Patentanmeldung [46] ist, besteht darin, dass im oberen Teil des schlanken Rohgaseintrittskanals eine Schicht aus reiner Luft, realisiert als Leckage unmittelbar vor Eintritt in den HL-Zyklon, zugelassen wird. Der mit der Hauptströmung achsparallele Einlauf soll dabei gewährleisten, dass der im Rohgas dispergierte Staub so nicht mit der Grenzschichtströmung über den Zyklonkopf ins Tauchrohr gelangt. Ein weiterer positiver Effekt ergibt sich z. B. für Heißgaszyklone mit dieser Maßnahme dadurch, dass die eingebrachte Leckluft im Normalfall kühler sein wird. Dadurch wird das Tauchrohr an der Wurzel gekühlt, was insbesondere in diesem Bereich die Standzeit der Tauchrohre in Heißgaszyklonen wesentlich erhöht.

7.2.7. Gesamtabscheidegrad bei Variation des Tauchrohrdurchmessers

Der lichte Durchmesser des eingesetzten Tauchrohres wurde von 130 mm auf 143 mm vergrößert, ansonsten wurden alle Abmessungen beibehalten.

Bei der Zyklonapplikation mit einer Eintrittsbreite $b_e = 22$ mm (entsprechend $800 \text{ m}^3/\text{h}$ Rohgasdurchsatz) haben sich die in nachstehender Tabelle 16 dargestellten Werte für den Gesamtabscheidegrad η_{Ges} ergeben.

Tauchrohrdurchmesser d_T	[mm]	130	143
Rohgasdurchsatz \dot{V}	[m^3/h]	800	800
Gesamtdruckverlust Δp	[Pa]	3.150	2.150
Gesamtabscheidegrad η_{Ges}	[%]	96,8	96,6

Tabelle 16: Gesamtabscheidegrad η_{Ges} bei Variation des Tauchrohrdurchmessers

Dieser Versuch bestätigte prinzipiell die in der Literatur bekannte Tatsache, dass das Durchmesser Verhältnis Zyklondurchmesser D zu Tauchrohrdurchmesser d_T den Gesamtabscheidegrad η_{Ges} beeinflusst (STAUDINGER [15]). Auf Grund der rapiden Zunahme des Gesamtdruckverlusts Δp zu größeren Durchmesser Verhältnissen hin, wird die obere Grenze des Durchmesser Verhältnisses für weitere kommerzielle Ausführungsüberlegungen mit 3,5 beschränkt. Für übliche Anwendungsfälle sollten Durchmesser Verhältnisse von 2 bis 3 ausreichend sein.

8. HL-ZYKLON: AUSLEGUNGSPARAMETER UND GÜLTIGKEITSGRENZEN

Auf Grund der Versuchsergebnisse mit dem HL-Zyklonmodell mit einem zylindrischen Durchmesser von 400 mm ergeben sich folgende empirisch ermittelte Auslegungsparameter (siehe auch Abbildung 74):

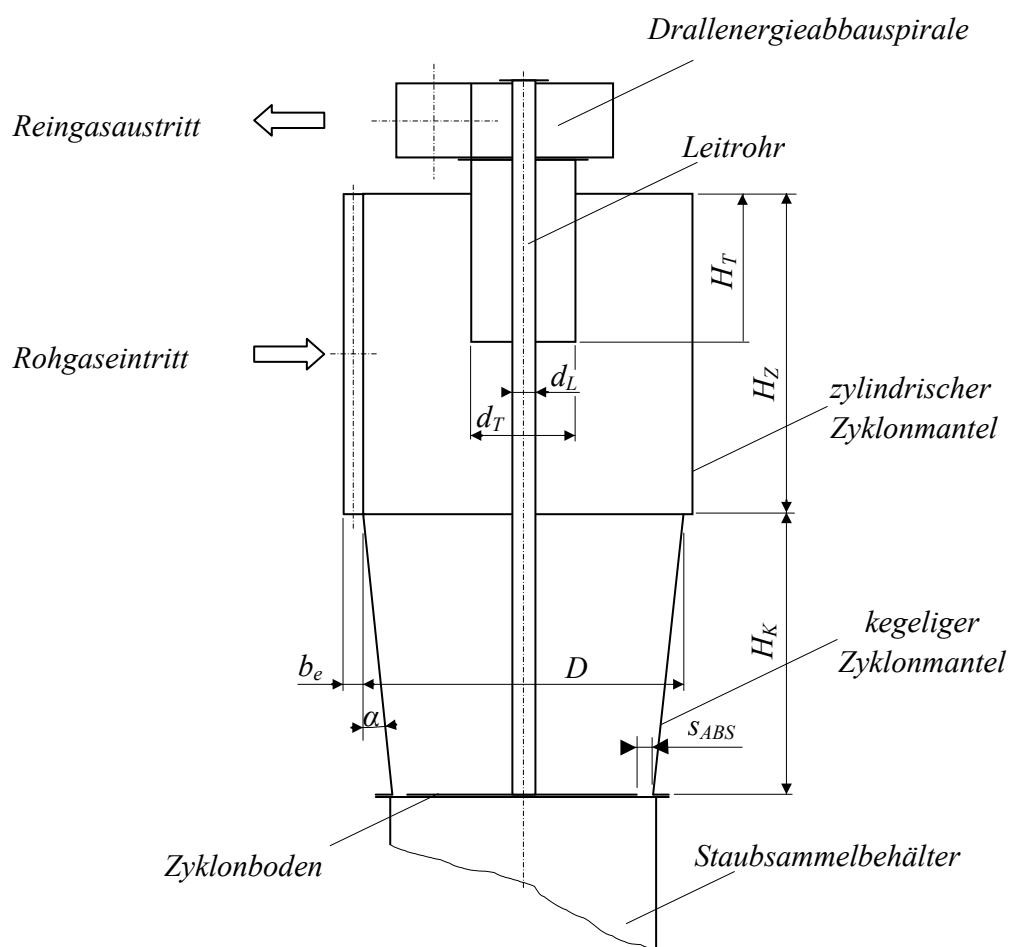


Abbildung 74: HL-Zyklon

8.1. Leitrohrdurchmesser d_L

Der Leitrohrdurchmesser ist im Wesentlichen durch die Zyklonhöhe bestimmt. Aus den Versuchsergebnissen wurde die Formel für den Leitrohrdurchmesser d_L

$$d_L = 0,01 + 0,0818 * (H_Z + H_K - H_T) \quad [\text{m}] \quad (8.1)$$

festgelegt.

H_Z Höhe des zylindrischen Mantelteils [m]

H_K Höhe des kegeligen Mantelteils [m]

H_T Höhe des in den zylindrischen Mantelteil ragenden Tauchrohres [m]

Berechnet man, in Zusammenhang mit den anderen Auslegungsparametern, verschiedene HL-Zyklone bei einer maximalen Durchsatzbeschränkung je Einzelzyklon von 100.000 m³/h, ergibt sich für das Leitrohr eine obere Auslegungsgröße, die etwa bei einem Durchmesser von 800 mm liegt.

8.2. Tauchrohrdurchmesser d_T und Tauchrohrlänge H_T

Bei der Wahl des Tauchrohrdurchmessers kann neben dem Versuchsmaterial auch auf umfangreiches, in der Literatur vorhandenes Material, wie z. B. MUSCHELKNAUTZ [47, 48, 49, 50, 51] zurückgegriffen werden.

Aus den Versuchen konnte für die optimalen Betriebsbereiche der verschiedenen HL-Zyklonapplikationen eine maximale Tauchrohrgeschwindigkeit v_z von 21,0 m/s extrahiert werden. Darüber hinaus ergibt sich offensichtlich ein unwirtschaftlich

hoher Gesamtdruckverlust η_{Ges} , der insbesondere die Grenzschichtströmung im Zyklonkopf anfacht.

Die minimale Austrittsgeschwindigkeit liegt aus konstruktiven Gründen bei etwa 10 m/s.

Für den HL-Zyklon ergibt sich demnach der Tauchrohrdurchmesser d_T zu:

$$d_T = \sqrt{\frac{4 \cdot \dot{V}}{3600 \cdot \pi \cdot (10 \dots 21)} + d_L^2} \quad [\text{m}] \quad (8.2)$$

\dot{V} Rohgasvolumendurchsatz [m³/h]

d_L Leitrohrdurchmesser [m]

Der maximale Tauchrohrdurchmesser liegt bei der bereits erwähnten Durchsatzbegrenzung von 100.000 m³/h je Einzelzyklon bei 1500 mm.

Da im messtechnisch erfassten Bereich keine Abhängigkeit des Entstaubungsgrades η_{Ges} von der Tauchrohrlänge H_T festgestellt werden konnte, wurde diese in Anlehnung an die Versuche an der Universität Essen [5] mit

$$H_T = 0,5 \cdot D \quad [\text{m}] \quad (8.3)$$

D zylindrischer HL-Zyklondurchmesser [m]

festgelegt.

8.3. Zylindrische Höhe H_Z und zylindrischer Durchmesser D

Bei der Auslegung dieser Parameter kann ebenfalls auf umfangreiches, in der Literatur vorhandenes Material zurückgegriffen werden ([47, 48, 49, 50, 51]. Darin findet man für Hochleistungszyklone ein zylindrisches Durchmesser zu Tauchrohrdurchmesser-Verhältnis von 2,6 bis 4,0. Um mit der HL-Zyklonidee auch im wirtschaftlichen Umfeld bestehen zu können, wurde auf Grund von Vergleichen mit anderen Zyklonherstellern - auf Gewichts- und Volumenbasis - das Durchmesser-verhältnis, mit 2,0 bis 3,0 (maximal 3,5) festgelegt.

Danach ergibt sich für den HL-Zyklon ein zylindrischer Durchmesser D und eine zylindrische Länge H_Z von:

$$D = (2,0 \dots 3,0 \dots (3,5)) * d_T \quad [\text{m}] \quad (8.4)$$

$$H_Z = D \quad [\text{m}] \quad (8.5)$$

D	zylindrischer Durchmesser [m]
d_T	Tauchrohrdurchmesser [m]
H_Z	zylindrische Höhe [m]

8.4. Kegelige Höhe H_K

Aufgrund der im Kapitel 7 dargestellten Versuchsergebnisse errechnet sich die kegelige Mantelhöhe H_K zu:

$$H_K = 0,875 * D \quad [\text{m}] \quad (8.6)$$

D	zylindrischer Durchmesser [m]
H_K	kegelige Mantelhöhe [m]

8.5. Eintrittsgeschwindigkeit v_e

Die Eintrittsgeschwindigkeit ist im Wesentlichen eine Funktion des zylindrischen Zyklondurchmessers D . Bildet man aus den Ergebnissen der Entstaubungsversuche der in der VOEST ALPINE Linz und der an der ASTRÖ durchgeführten Versuche den Quotienten aus dem Quadrat der Eintrittsgeschwindigkeit v_e und dem Eintrittsradius r_e , erhält man folgende Vergleichsbasis:

		Entstaubungsversuche	
		VOEST ALPINE	ASTRÖ
Eintrittsgeschwindigkeit v_e	[m/s]	37	26
Eintrittsradius r_e	[mm]	400	200
Quotient v_e^2/r_e	[m/s ²]	3.420	3.380

Diese Grenze für $v_e^2/r_e = 3.400 \text{ m/s}^2$ fällt in weiterer Folge auch mit dem unter Kapitel 7 dargestellten Knick in der Gesamtdruckverlustkurve bzw. mit dem Abfall der Abscheideleistung zusammen, welcher als Verschleißpunkt des HL-Zyklons definiert wurde. Wird diese Grenze überschritten, muss man mit einer wesentlichen Verschlechterung der Abscheideleistung rechnen (bis zu 500 %). Eine 20%ige Verringerung der Eintrittsgeschwindigkeit bringt hingegen kaum eine Verschlechterung der Abscheideleistung (ca. 5 bis 6 %), bei einer bemerkenswerten Verringerung des Gesamtdruckverlustes (ca. 36 %) mit sich.

Demnach ergibt sich v_e zu:

$$v_e = \sqrt{3400 * r_e + | 0\% \div 20\% |} \quad [m/s] \quad (8.7)$$

v_e ... Eintrittsgeschwindigkeit [m/s]

r_e ... Eintrittsradius [m]

8.6. Eintritts-, Austritts- und Absaugspirale

Als Spiralenform wurde die logarithmische Spirale gewählt. Alle vom Ursprung ausgehenden Strahlen schneiden die Spirale unter dem gleichen Winkel (vgl. Abbildung 75). Dies gewährleistet, bei Vernachlässigung der Wandreibung, einen gleichmäßigen Impulseintrag durch das Rohgas in den Potentialwirbel über 360° des HL-Zyklonumfangs. Der Pol, der in der praktischen Ausführung nicht realisiert zu werden braucht, ist dabei ein asymptotischer Punkt.

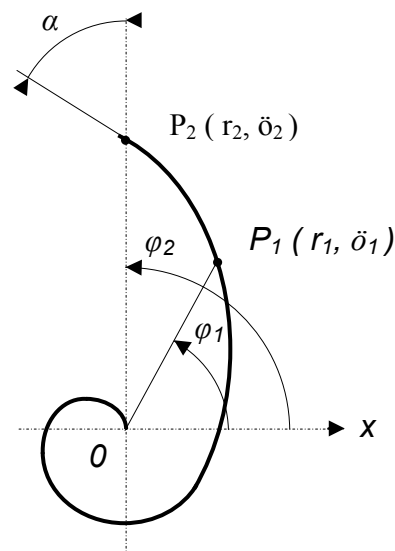


Abbildung 75: Logarithmische Spirale

Die mathematische Beschreibung der logarithmischen Spirale lautet:

$$r = A * e^{k * \varphi}; \quad (k \text{ größer } 0) \quad (8.8)$$

- A Konstante [m]
- r Radius [m]
- k Konstante, die sich aus den Startbedingungen ergibt
- φ Winkel vom Ursprung [Bogengrad]

8.7. Entstaubungsversuche mit einem Pilotzyklon zur Absicherung der Auslegungsparameter

Ausgehend von den Modellversuchen mit einem mit Aluminiumblech ausgekleideten Kunststoffzyklon und den daraus gewonnenen Erkenntnissen wurde ein Pilotzyklon für die Reinigung von ca. 5.000 m³/h ausgelegt (siehe auch Abbildung 76). Der bei der VOEST ALPINE in Linz gefertigte Pilotzyklon wurde zur Überprüfung der Berechnungsmodi an der Anstalt für Strömungsmaschinen in Graz den gleichen Versuchsbedingungen unterworfen wie zuvor das Kunststoffmodell.

Im Zusammenhang mit den empirisch ermittelten geometrischen Parametern galt es insbesondere

- das Rechenmodell für die mathematische Bestimmung des Grenztrennkornes d_s^* , bei bekannter Kornverteilung im zu reinigenden Gas,
- das Rechenmodell für die mathematische Bestimmung des Gesamtdruckverlustes Δp_{stat} , sowie
- die Trennschärfe χ bzw. die Korngrößenverteilung im Reingas

zu überprüfen.

8.7.1. Pilotzyklon

Basierend auf den Resultaten der Messreihen mit dem Versuchszyklon aus Kunststoff wurden gemäß den Abschnitten 8.1. bis 8.6. die geometrischen Parameter des Pilotzyklons wie folgt festgelegt:

Zylindrischer Durchmesser	D	800 mm
Tauchrohrdurchmesser	d_T	310 mm
Leitrohrdurchmesser	d_L	100 mm
Tauchrohrlänge	H_T	370 mm
Höhe des zylindrischen Teiles	H_Z	800 mm
Höhe des kegeligen Teiles	H_K	700 mm
Winkel	α	8°
Eintrittsspaltbreite	b_e	47 mm
Wandrauhigkeit	k_s	0,035 mm

Ebenso wie beim Versuchszyklon wurde der Pilotzyklon mit einer Drallabbauspirale im Reingaskanal sowie einer Grenzschichtabsaugspirale an der Tauchrohrwurzel ausgestattet. Weiter wurde zur besseren Stabilisierung der Thrombe die Einlaufspirale von 90° auf 360° erweitert.

Für die Versuche konnte weitgehend der bereits vorhandene Prüfstand verwendet werden. Basierend auf den dargestellten Prämissen wurden folgende Versuche durchgeführt:

- Aufnahme des Druckverlustes $p_{\text{stat-Messebene1}} - p_{\text{stat-Messebene 5}}$ (siehe auch Abbildung 77) mit und ohne Staubbeladung in Abhängigkeit vom Rohgasdurchsatz
- Ermittlung des Gesamtabscheidegrades mit und ohne Grenzschichtabsaugung im Auslegungspunkt
- Korngrößenanalysen von Reingasstaubproben

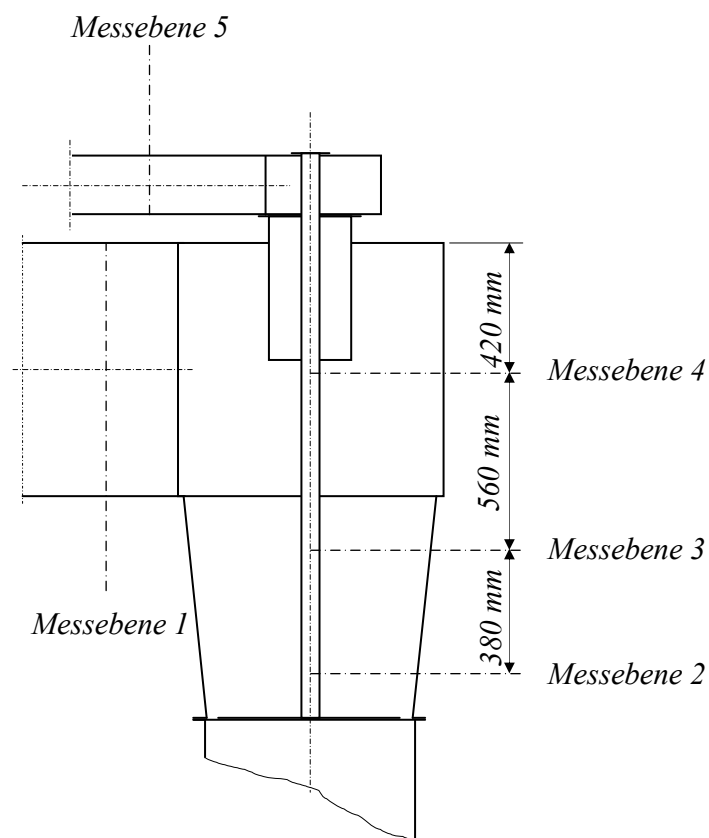


Abbildung 76: Darstellung der Druckmessebenen

8.7.2. Pilotzyklon: Druckverlust und Abscheidegrad

In Abbildung 77 ist der statische Druckverlustverlauf mit und ohne Staubbeladung über dem Durchsatz \dot{V} dargestellt. Der Verlauf der Kurven ist mit denen, aus den Modellversuchen ermittelter ident.

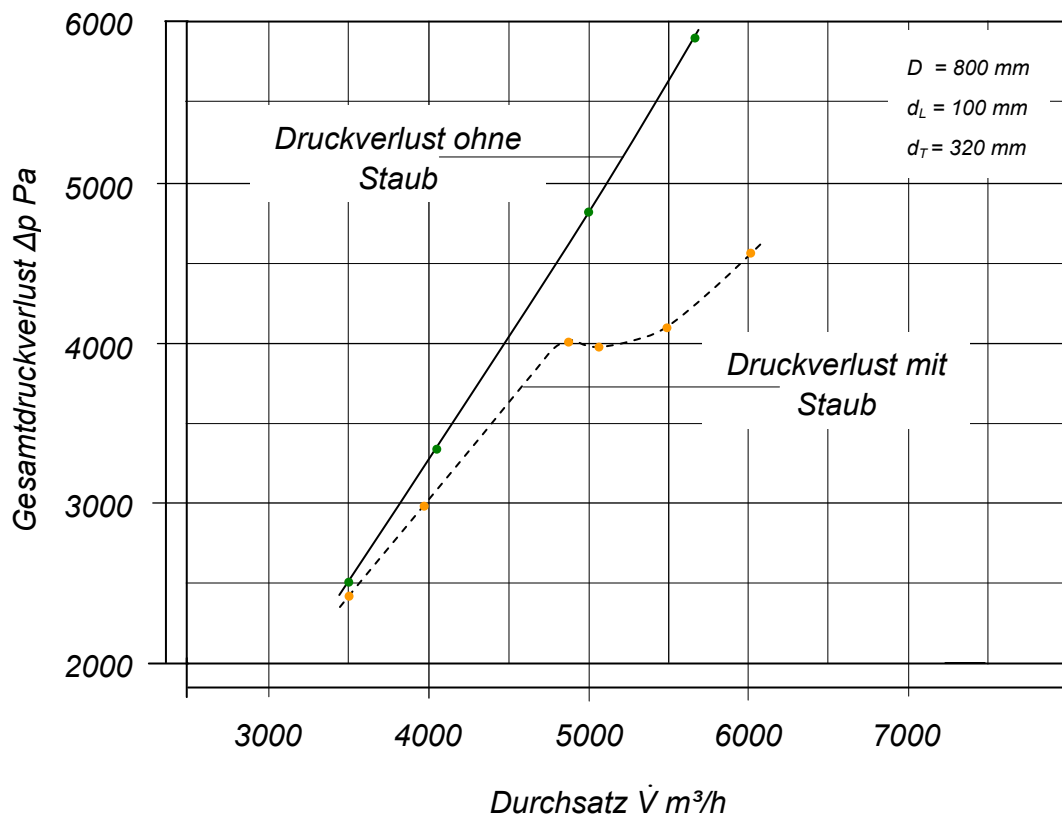


Abbildung 77: Druckverlustverlauf mit und ohne Staubbeladung

In Abbildung 76 sind die Druckverlustbeiwerte ξ_z des Pilotzyklons und die der drei hinsichtlich Gesamtabscheidegradergebnis besten Modifikationen des HL-Modellzyklons in Abhängigkeit des Geschwindigkeitsverhältnisses U dargestellt.

Neben dem Kurvenverlauf, der von MUSCHELKNAUTZ [1] bei handelsüblichen Zyklonen empirisch ermittelt wurde, ist auch der theoretische nach BARTH [2] strichliert eingetragen.

Die Messpunkte für den HL-Zyklon beinhalten den Drallenergieerückgewinn der Drallabbauspirale, was den überproportionalen Vorteil gegenüber beiden aus der Literatur übernommenen Kurvenverläufen bei zunehmendem Geschwindigkeitsverhältnis U relativiert.

Wie schon von KRAMBROCK [4] bemerkt, trifft die Berechnung des Druckverlustbeiwertes ξ_z nach BARTH [2] nicht genau zu. Der Grund dafür liegt größtenteils bei den vereinfachenden Annahmen. Verbindet man die Auswertungen, der mit dem HL-Zyklons durchgeführten Messreihen, so liegen diese im Bereich des Geschwindigkeitsverhältnisses U von 2 bis 5 auf einer Linie. Die Richtung dieser Linie zu kleineren U -Werten hin tendiert dabei zu den Werten von MUSCHELKNAUTZ [1].

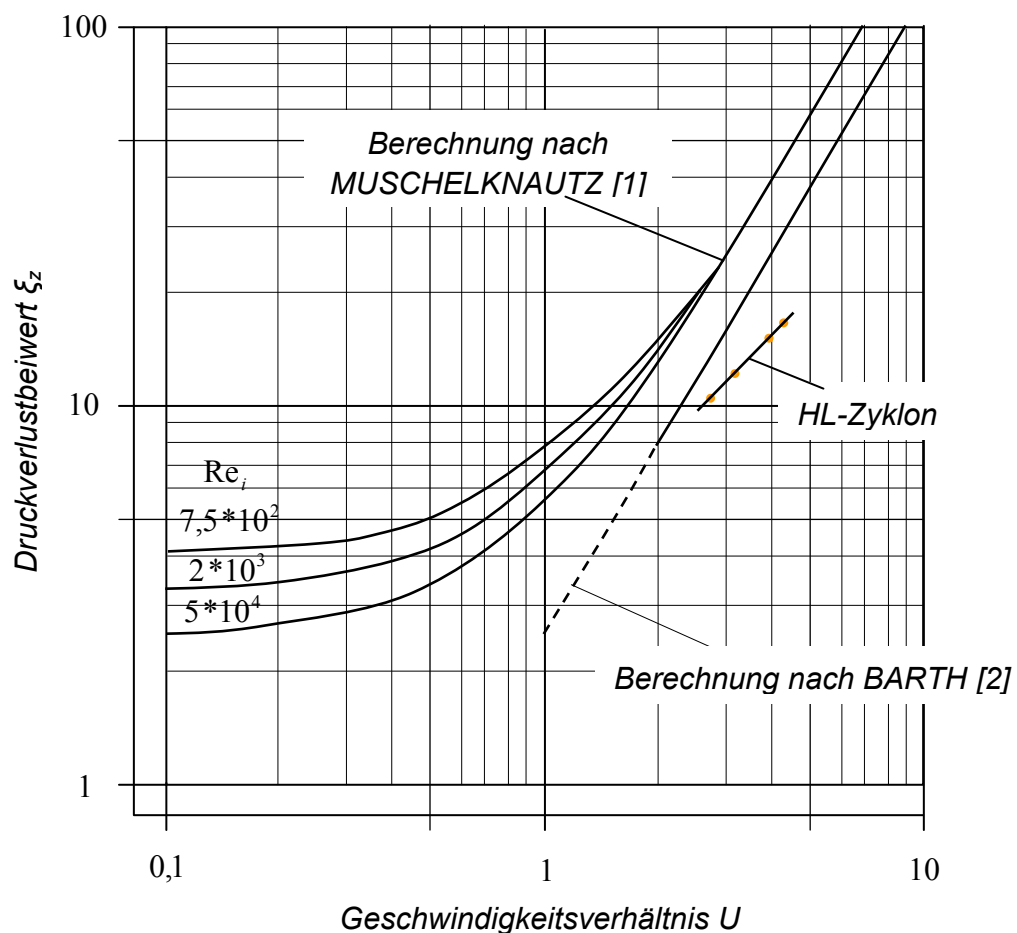


Abbildung 78: Druckverlustbeiwerte ξ_z im Vergleich

Zusätzlich zu Abbildung 78 sind in Tabelle 18 die Druckverlustbeiwerte ξ_z der verschiedenen HL-Zyklonmodelle und des Pilotzyklons den theoretischen Werten nach BARTH [2] gegenübergestellt.

Rohgas- durchsatz [m ³ /h]	D / d _T / d _L [mm/mm/mm]	v _e [m/s]	v _i [m/s]	v _e ² /r [m/s ²]	ξ_z nach BARTH [2]	ξ_z des HL- Zyklons mit Drallabbau- spirale
600 1)	400 / 130 / 55	26,0	15,3	3.380	31,28	16,80
800 2)	400 / 130 / 55	25,3	20,4	3.200	19,72	14,48
800 3)	400 / 130 / 55	19,8	20,4	1.960	13,35	11,42
4.750 4)	800 / 320 / 100	35,1	18,2	3.080	27,92	17,75

- 1) Modell mit Aluminiumblech ausgekleidet b_e = 16 mm
 2) Modell mit Aluminiumblech ausgekleidet b_e = 22 mm
 3) Modell mit Aluminiumblech ausgekleidet b_e = 28 mm
 4) Pilotzyklon b_e = 47 mm

Tabelle 18: Vergleich der theoretischen Druckverlustbeiwerte nach Barth [2] und der mit dem HL-Zyklon gemessenen

Unter der Voraussetzung der Versuchsstaubbeladung von 5 g/m³ im Rohgas ergeben sich für den HL-Zyklon bei verschiedenen Geometrien die in Tabelle 19 dargestellten erwarteten Gesamtdruckverluste Δp_{Ges} bzw. Gesamtabscheidegrade η_{Ges} .

D [mm]	D / d _T	\dot{V} 1) [m ³ /h]	Δp [Pa]	η_{ges} 2)	
				ohne Grenzschichtabsaugung [%]	mit Grenzschichtabsaugung [%]
200	3,5	154	2.765	97,2	98,2
200	3,0	222	2.510	96,6	97,5
200	2,5	335	2.145	87,0	92,1
400	3,5	580	3.675	97,3	98,2
400	3,0	850	3.335	96,7	97,5
400	2,5	1.300	2.905	87,6	92,1
600	3,5	1.350	4.650	97,3	98,2
600	3,0	1.960	4.145	96,7	97,6
600	2,5	2.975	3.610	87,6	92,6
800	3,5	2.440	4.690	97,2	98,2
800	3,0	3.525	4.480	96,6	97,5
800	2,5	5.330	3.815	87,1	97,2
1.000	3,5	3.845	5.190	97,2	98,2
1.000	3,0	5.540	4.845	96,5	97,5
1.000	2,5	8.365	4.580	87,0	92,1

1) gültig für den im Kapitel 7 festgelegten Bereich

2) ca. 5 g/m³ Staubbiladung (Quarzmehl F400)

Tabelle 19: Zu erwartender Druckverlust Δp und Gesamtabscheidegrad η_{ges} für den HL-Zyklon im durch Versuche abgesicherten Bereich

Allgemein gültig ist, dass bei einem Verhältnis $D/d_T < 2,5$ der Gesamtabscheidegrad η_{Ges} merklich absinkt (große Durchsätze bei kleinem Zyklonaußendurchmesser D).

Bei einem Verhältnis $D/d_T > 3,5$ hingegen verbessert sich der Gesamtabscheidegrad η_{Ges} kaum (kleine Durchsätze bei großem Zyklonaußendurchmesser D).

8.7.3. Pilotzyklon: Trennschärfe

Unter den gleichen Voraussetzungen wie bei den Modellversuchen

- 5 g/m³ Rohgasstaubbelastung
- Verwendung von Quarzmehl F 400

wurden auch hier die Korngrößen

- das zu 99 % abgeschiedene Korn χ_{99}
- das zu 90 % abgeschiedene Korn χ_{90}
- das zu 50 % abgeschiedene Korn χ_{50}

ermittelt.

In Abbildungen 79 und 80 sind die damit erreichten Stufenabscheidegrade η_{ST} wiedergegeben.

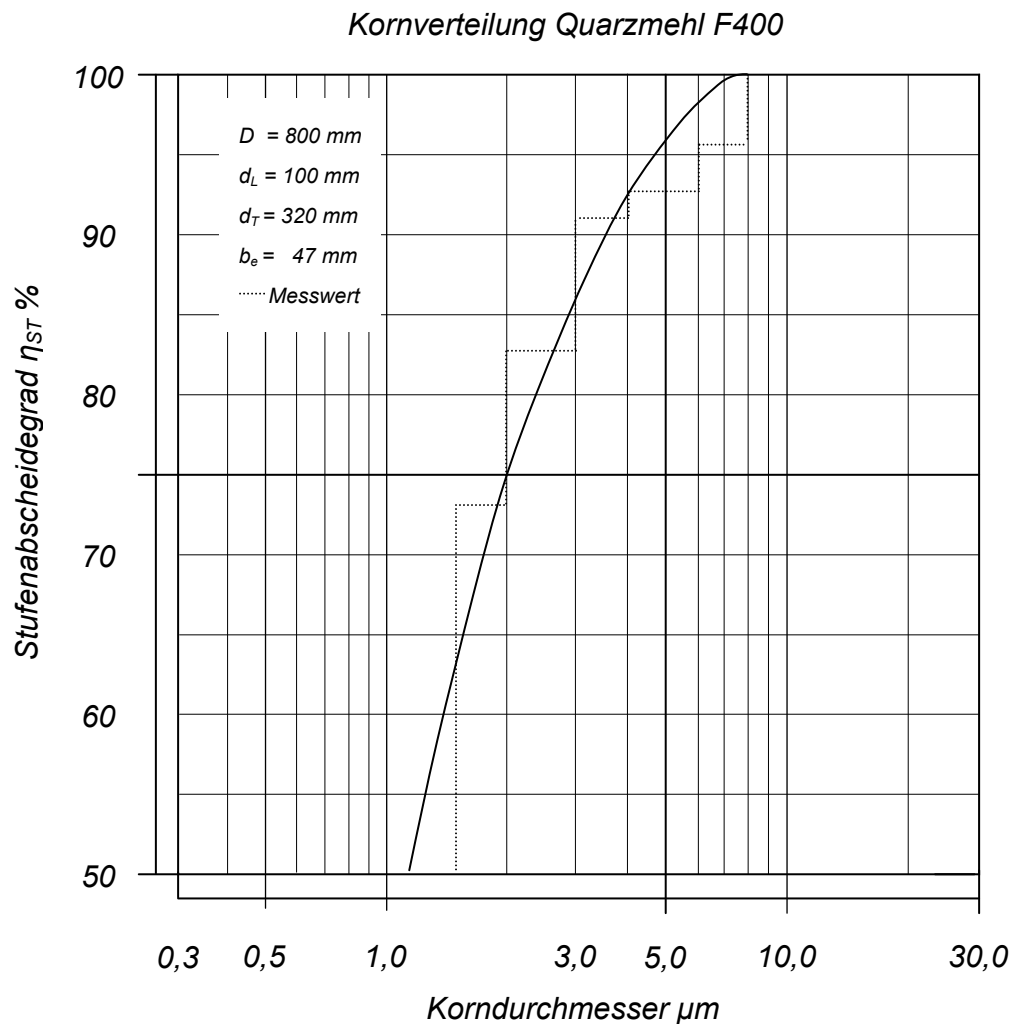


Abbildung 79: Stufenabscheidegrad - Pilotzyklon ohne Grenzschichtabsaugung

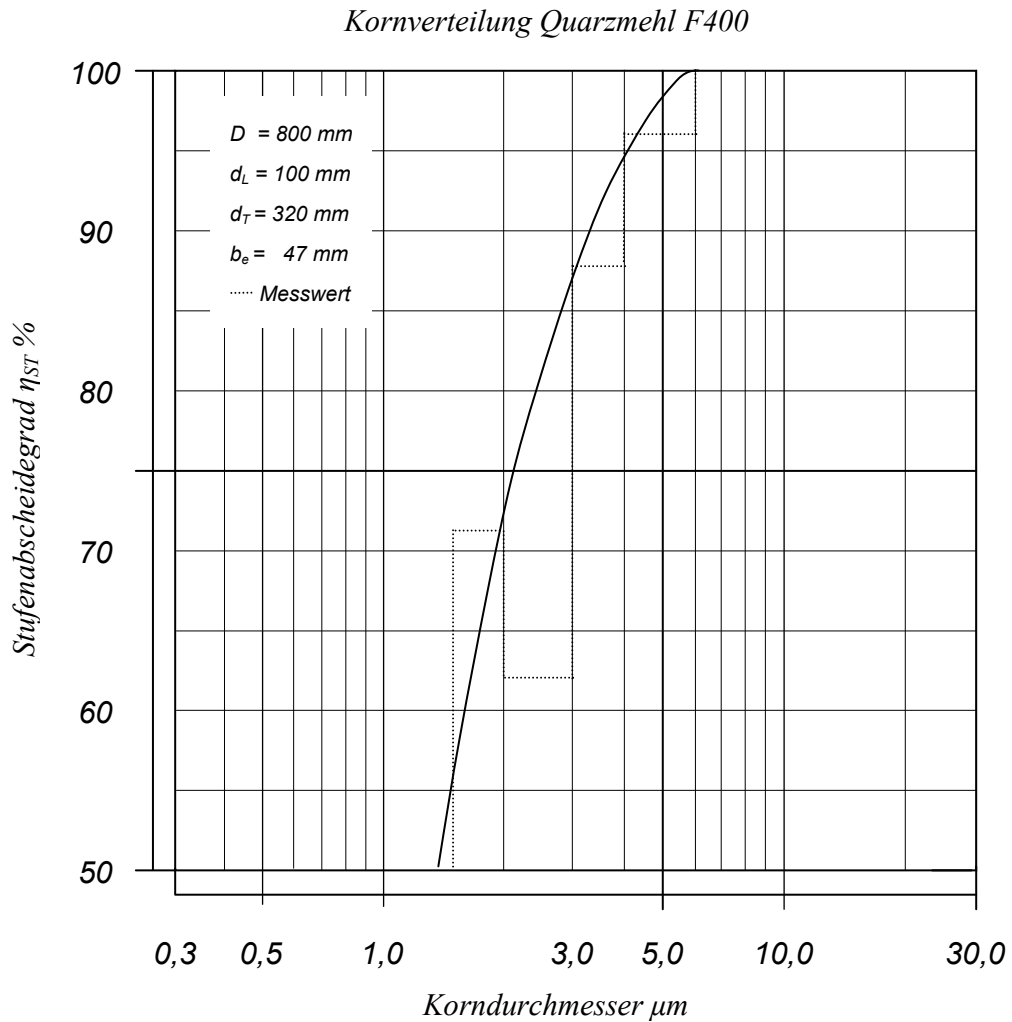


Abbildung 80: Stufenabscheidegrad - Pilotzyklon mit Grenzschichtabsaugung

Damit ergeben sich die in Tabelle 20 dargestellten Vergleichsmöglichkeiten.

	konventioneller Diffusorzyklon (Universität Essen)	Spalttauchrohr Diffusorzyklon (Universität Essen)	HL-Zyklon Modell-versuch (ASTRÖ)	HL-Zyklon Großversuch (ASTRÖ)	
				mit Grenzschicht- absaugung	ohne
k_{99} [μm]	34,0	8,0	4,0	6,0	8,0
k_{90} [μm]	10,6	2,0	2,0	3,1	3,5
k_{50} [μm]	1,5	0,85	0,7	1,3	1,1
χ [-]	0,1415	0,4250	0,3500	0,4194	0,3143
\dot{V} [m^3/h]	343	343	600	4.700	4.700
D [mm]	360	360	400	800	800
D/d_T [-]	4,5	4,5	3,08	2,58	2,58
Δp [Pa]	8.950	4.300	2.620	3.900	3.910
ξ_z [-]	26,4	12,2	16,8	17,7	17,8
η_{Ges} [%]	93,2	95,4	97,1	94,5	91,2

Tabelle 20: Betriebskenngrößen unterschiedlicher Hochleistungszyklone

Diese Gegenüberstellung zeigt, dass der HL-Zyklon Hochleistungsausführungen bzw. anderen Entwicklungen der letzten Jahre hinsichtlich Abscheidegrad, Trennschärfe und geringen Energiebedarf überlegen ist.

VERWENDETE FORMELZEICHEN

a, a'	Korrekturfaktor
A	Querschnittsverhältnis, Konstante
A_e	Eintrittsquerschnitt
A_z	Austrittsquerschnitt
b, b_e	Eintrittsspaltbreite
C_{Roh}	Rohgasstaubbeladung
C_{Rein}	Reingasstaubbeladung
D	zylindrischer Zyklondurchmesser
d_L	Leitrohrdurchmesser
d_m	mittlerer Durchmesser des Absaugespalts
d_{Rohr}	Rohrdurchmesser
d_s	Durchmesser des Staubteilchens
d_s^*	Grenzkorndurchmesser
d_T	Tauchrohrdurchmesser
f	Winkel vom Ursprung der Spirale
Fr_z	Froudezahl der Tauchrohrströmung
F_z	Zentrifugalkraft, Fliehkraft
g	Erdbeschleunigung
G_{Staub}	Staubmenge
H, H_i	auf r_T bezogenes Zyklonhöhenverhältnis
H_K	kegelige Zyklonhöhe
H_T	Tauchrohlänge
H_Z	zylindrische Höhe

h, h_i	Zyklonhöhe
k	Exponent
k_{50}, k_{99}	Korngrößenkennwert
k_s	mittlere Rauhtiefe
m	Masse
M_e	Eintrittsimpulsmoment
M_a	Impulsmoment auf den Zyklonaußenradius bezogen
n	Reibungsbeiwert, Reibungsexponent
n	Ventilator Drehzahl
p	Druck
p_{dyn}	dynamischer Druckanteil
p_{stat}	statischer Druckanteil
Δp	Druckverlust
Δp_e	Einlaufdruckverlust
Δp_i	Auslaufdruckverlust
Δp_{Ges}	Gesamtdruckverlust
R	Radienverhältnis
Re_R	modifizierte Reynoldszahl
Re_z	Reynoldszahl der Tauchrohrströmung
r	Radius
r_a	Mantelradius
r_e	Zyklon – Eintrittsradius
r_R	mittlerer Zyklonradius
r_T	Tauchrohrradius
r_L	Leitrohrradius

s	Austragespalt, Austragespaltbreite
s_{ABS}	Absaugspaltbreite
T_{Betrieb}	Temperatur bei Betriebsbedingung
U	Geschwindigkeitsverhältnis
\dot{V}, \dot{V}_{roh}	Rohgasdurchsatz
\dot{V}_{ABS}	Absaugvolumen
v_e	Eintrittsgeschwindigkeit
v_m	mittlere Geschwindigkeit
v_r, v_{ri}	radial einwärts gerichtete Geschwindigkeitskomponente
v_{spalt}	Absauggeschwindigkeit im Ringspalt
\bar{v}	Absolutgeschwindigkeit
v_{ua}, v_{ur}, v_{ui}	Umfangsgeschwindigkeitskomponente
v_z	Axialgeschwindigkeit im Tauchrohr
W	Luftwiderstandskraft
z	Stufenzahl Ventilator
α	Winkel
φ	relative Luftfeuchtigkeit, Winkel
η_{Ges}	Abscheidegrad, Gesamtabscheidegrad
η_{ST}	Stufenabscheidegrad
χ	Trennschärfe
λ	Reibungsbeiwert
λ_L	Wandreibung des Gases
λ_S	produktspezifischer Reibungsanteil

λ_Z	Anteil für den zusätzlichen Widerstand der abgeschiedenen Produktsträhne
μ	Staubbeladung des Gases
ν	kinematische Zähigkeit
ρ_{Betrieb}	Dichte unter Betriebsbedingungen
ρ_L	Dichte der Luft
ρ_s	Dichte des Staubes
ρ_{ss}	Schüttdichte des Staubes
ξ, ξ_e, ξ_Z	Druckverlustbeiwerte

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] MUSCHELKNAUTZ E.
"Die Berechnung von Zyklonabscheidern für Gase"
in: Chemie-Ing. Technik; 39. Jahrgang (1967) Heft 9/10, sowie 44. Jahrgang (1972) Heft 1/2
- [2] BARTH W.
"Berechnung und Auslegung von Zyklonabscheidern auf Grund neuer Untersuchungen"
in: Brennstoff-Wärme-Kraft 8 (1956) Nr. 1, S. 1 - 9
- [3] MUSCHELKNAUTZ E., BRUNNER K.
"Untersuchungen an Zyklonen"
in: Chemie-Ing. Technik 39. Jahrgang (1967) Heft 9/10, S. 531 - 538
- [4] MUSCHELKNAUTZ E., KRAMBROCK W.
"Die aerodynamischen Beiwerte des Zyklonabscheiders auf Grund neuer und verbesserter Messungen"
in: Chemie-Ing. Technik 42. Jahrgang (1970), S. 247 - 255
- [5] SCHULZ S.
"Zyklonabscheider mit Spalt-Diffusortauchrohr in der Trennfläche zur Reduzierung des Druckverlustes und Verbesserung des Abscheidungsvermögens"
VDI-Verlag; Reihe 3: Verfahrenstechnik Nr. 105
- [6] SCHMIDT P., PINTER R., KITTLER P.
"Strömung in langen Spiralwindsichter"
Verfahrenstechnik Nr. 10 Jahrgang (1976) Nr. 5, S. 281 - 285

-
- [7] KECKE H. J.
"Beitrag zur Klärung des Strömungsvorganges und der Staubbewegung im Zyklon"
Dissertation an der TH Magdeburg, 1967
- [8] SCHIELE O.
"Möglichkeit zur Wiedergewinnung der Drallenergie von Zyklonabscheidern"
in: VDI Tagungsheft 54 Nr.3, "Probleme des Zykonabscheiders", S. 20 - 22
- [9] LINDEN A. J.
"Untersuchungen an Zyklonabscheidern"
in: Tonindustrie Zeitung und Keramische Rundschau 77 (1953) Nr. 3/4,
Seite 49 - 55
- [10] BIFFIN M., SYRED N.
"A novel design of cyclon dust separator"
in: Filtration & Separation 20 (1983), No. 3, p. 189 - 191
- [11] KITTLER R.
"Neuentwickelte Zyklon-Bauformen, Energieeinsparung bei Staubzentrifugen"
in Verfahrenstechnik 15 (1981) Nr. 5, S. 370 - 372
- [12] BAUKELMANN G., SCHMIDT P.
"Doppelzyklon mit Schraubenspalt-Diffusor-Tauchrohr"
in: Aufbereitungs-Technik Nr. 4 (1989), S. 206 - 211
- [13] BIELEFELDT E. A.
"Neuartiges mechanisches Prinzip zur Behandlung von Mehrphasen-
strömung"
Messerschnitt-Kalkow-Blohm GmbH
Unternehmensbereich Hamburger Flugzeugbau (1976)

- [14] MOTHESS H.
"Bewegung und Abscheidung der Partikel im Zyklon"
Dissertation an der TH Karlsruhe, 1982
- [15] STAUDINGER G.
Skriptum zur Vorlesung "VT6 Chemische Industrieapparate"
Institut für Verfahrenstechnik, TU Graz, 1988/89; Seite Z2 – Z39
- [16] FALTEJSEK, BRUNNMAIR
Österreichische Patentnummer 861 015; 1986;
- [17] MUSCHELKNAUTZ, E.
"Auslegung von Zyklonabscheidern in der technischen Praxis"
in: Staub- Reinhaltung der Luft; 30. Jahrgang (1970); Nr. 5 S. 187 - 195
- [18] KRAMBROCK, W.
"Die Berechnung des Zyklonabscheiders und praktische Gesichtspunkte der Auslegung"
in: Aufbereitungstechnik Nr. 7; (1971); Seite 391 - 401
- [19] ABRAMOWITSCH, C. N.
"Gasdynamik "; Moskau 1953 und Leipzig 1958
- [20] FLACHBERGER, H.
Skriptum zur Vorlesung „Theorie der Aufbereitungsprozesse“
Lehrstuhl für Aufbereitung und Veredlung; Montanuniversität Leoben;
2007/08;
- [21] HOUBEN, J.
„Experimental Observations and CFD Simulations on Particle Dispositions in Gas Cyclons“; Dissertation an der Montanuniversität Leoben; unveröffentlicht

- [22] BIELEFELDT E. A.
„Wirbelkammern neuerer Technologie“; BE-Bericht 1/86; Neue
Patentanmeldung Wirbeltrennverfahren 13 2 86;
- [23] STAUDINGER G.
„Zyklone mit Zentralkörpern“; Veröffentlichung in Chem.Ing.-Tech. 64; 1992;
Nr. 9; Seite 769 – 888
- [24] HERMES K.
„Abscheidung grober Feststoffpartikel durch Umlenkung und rückseitiges
Absaugen an querangeströmten Profilen unter Berücksichtigung der
Verhältnisse bei der Kohlevergasung“; Dissertation an der Technischen
Universität Clausthal; 1982; Seite 59 – 76
- [25] LÖFFLER F.
„Die Abscheidung von Partikeln aus Gasen in Faserfiltern“; Chem. Ing. Tech.
4; 1980; Seite 312 - 323
- [26] DIETRICH H.
„Reinigung von Heißgasen mit Hilfe textiler Filtermedien“; Stahl und Eisen 98;
1979; Seite 492 – 494
- [27] WEBER E., RIEPER R.
„Untersuchungen zum Einsatz des Drehströmungsabscheiders bei hohen
Drücken und Temperaturen“; VDI – Bericht Nr. 363; 1980; Seite 61 - 68
- [28] SOLBACH W.
„Möglichkeiten und Grenzen der Zyklonentstaubung insbesondere bei hohen
Gastemperaturen und Drücken“; Brennstoff –Wärme – Kraft Nr. 34; 1982;
Seite 257 - 261

- [29] MUSCHELKNAUTZ E.
„Auslegung von Zyklonabscheidern in der technischen Praxis“;
Staub - Reinhaltung der Luft 30 Nr. 5; 1970; Seite 187 - 195
- [30] BARTH W.
„Der Einfluss der Vorgänge in der Grenzschicht auf die Abscheideleistung
von mechanischen Staubabscheidern“; VDI – Bericht Band 6; 1955;
Seite 29 - 32
- [31] MUSCHELKNAUTZ E.
„Theorie der Fliehkraftabscheider mit besonderer Berücksichtigung hoher
Temperaturen und Drücke“; VDI-Bericht Nr. 363; 1980; Seite 49 - 60
- [32] RENTSCHLER W.
„Abscheidung und Druckverlust des Gaszyklons in Abhängigkeit von der
Staubbelastung“; Dissertation an der Universität Stuttgart; 1990
- [33] THALLER S.
„Ergebnisse theoretischer Untersuchungen“; Diplomarbeit an der
Technischen Universität Graz; 1979
- [34] EBERT K. F.
„Berechnung der turbulenten Grenzschicht im Zyklon“; Staub Reinhaltung der
Luft 29 Nr. 7; 1969; Seite 266 - 270
- [35] MOTHESS H., LÖFFLER F.
„Bewegung und Abscheidung der Partikel im Zyklon“; Chem. Ing. Tech. 65;
Nr. 9; 1984; Seite 714 - 715
- [36] FEIFEL E.
„Der Zyklon als Wirbelsenke“; VDI Wien; Forschung Ing. Wes. Band 9; Heft 2;
1938; Seite 68 - 81

- [37] FEIFEL E.
„Zyklonentstaubung, die ideale Wirbelsenke und ihre Näherung“; Forschung
Ing. Wes. Band 10; Heft 5; 1939; Seite 212 - 219
- [38] RUMPF H., BORHO K., REICHERT H.
„Aerodynamische Berechnungen mit einem wesentlich verfeinerten
Gasströmungsmodell“; Chem. Ing. Techn. 40; 1968; Seite 1072 - 1082
- [39] BRAUER H.
„Grundlagen der Einphasen- und Mehrphasenströmungen“; Arau und
Frankfurt / M; 1971
- [40] ROSIN P., RAMMLER E., INTELTMANN W.
„Grundlagen und Grenzen der Zyklonabscheidung“; VDI – Bericht Nr. 76;
1932; Seite 433
- [41] ECK B.
„Technische Strömungslehre“; Springer Verlag; 8. Auflage; Band II; 1981;
Seite 146 - 154
- [42] BOHNET M.
„Verfahrenstechnik 3“; 1969; Seite 376 - 381
- [43] SCHULZ S., SCHMIDT P.
„Zyklonabscheider mit statischen Leitvorrichtungen im Abscheideraum zur
Reduzierung des Druckverlustes und Verbesserung des
Abscheidevermögens“; Chem. Ing. Tech. MS 1495 / 86; 1986
- [44] SOLBACH W.
„Über die Gas- und Staubbewegung in Drallabscheidern“; Staub 21; Nr. 9;
1961; Seite 413 - 416

- [45] VAN RENSBURG P. J. C., CANNOO B. R.
“An Investigation into the Improvement of Separation efficiency of the gas Cyclones on the COREX plant”; Pretoria; August 1989
- [46] BRUNNMAIR E.
„Patentanmeldung“; Hochleistungszyklon; 04/2009
- [47] MUSCHELKNAUTZ E.
„vt-Hochschulkurse II: Mechanische Verfahrenstechnik“; 1; Krauskopf-Verlag Mainz; März 1972
- [48] MUSCHELKNAUTZ E.
„vt-Hochschulkurse II: Mechanische Verfahrenstechnik“; 2; Krauskopf-Verlag Mainz; Mai 1972
- [49] MUSCHELKNAUTZ E.
„vt-Hochschulkurse II: Mechanische Verfahrenstechnik“; 3; Krauskopf-Verlag Mainz; September 1972
- [50] MUSCHELKNAUTZ E.
„vt-Hochschulkurse II: Mechanische Verfahrenstechnik“; 4; Krauskopf-Verlag Mainz; Oktober 1972
- [51] MUSCHELKNAUTZ E.
„vt-Hochschulkurse II: Mechanische Verfahrenstechnik“; 5; Krauskopf-Verlag Mainz; 1972