

KfK 4931
Oktober 1991

Hochtemperatur-Hochdruck- Staubabscheidung bei fortgeschrittenen Kohleverstromungstechniken

H. Leibold, R. Mai
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik
Projekt Schadstoffbeherrschung in der Umwelt

Kernforschungszentrum Karlsruhe

Kernforschungszentrum Karlsruhe
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik
Projekt Schadstoffbeherrschung in der Umwelt

KfK 4931

Hochtemperatur - Hochdruck - Staubabscheidung
bei
fortgeschrittenen Kohleverstromungstechniken

H.Leibold, R.Mai

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

Als Manuskript gedruckt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Hochtemperatur - Hochdruck - Staubabscheidung bei fortgeschrittenen Kohleverstromungstechniken

Zusammenfassung

Bei zukünftigen Kohleverstromungstechniken wird der konventionelle Dampfturbinenprozeß mit einem Gasturbinenprozeß kombiniert. Vor dem Eintritt in die Gasturbine müssen die unter Druck stehenden Prozeßgase weitestgehend von Staub gereinigt werden. Dieser Verfahrensschritt, der oberhalb 400°C bis zu Temperaturen von ca. 1000°C vorgesehen ist, bestimmt in entscheidender Weise die Lebensdauer der Gasturbine mit.

Nach Erläuterung der verschiedenen Verfahrensvarianten der druckbetriebenen Kohleverstromung werden die resultierenden Anforderungen an die Staubabscheider abgeleitet sowie Temperatur- und Druckeinfluß auf das Abscheideverhalten der verschiedenen Abscheidertypen untersucht. Anhand der zugänglichen Literatur wird anschließend der Entwicklungsstand von Zyklonabscheidern, Wäschern, Elektrofiltern und filternden Abscheidern für die Staubfiltration bei hohen Temperaturen aufgezeigt. Abschließend erfolgt eine vergleichende Bewertung der genannten Abscheidetechniken hinsichtlich Entwicklungsstand, Abscheidewirksamkeit und Betriebsverhalten sowie der Chancen für den Einsatz bei zukünftigen Kohleverstromungstechniken.

High - Temperature - High - Pressure Dedusting For Future Coal Conversion Techniques

Abstract

In future coal conversion processes conventional steam turbine power generation will be augmented by that of gas turbines. The pressurized process gases will have to be cleaned before entering the gas turbine. The extent to which particles can be removed from gas streams at 400 - 1000°C will largely determine turbine service life.

After a description of the various processes for pressurized coal to energy conversion, the resulting demands to be met in hot gas clean-up are derived and the influence of temperature and pressure on the relevant filtration devices are investigated. Based on the open literature, the current states of development for cyclones, scrubbers, electrostatic precipitators, and other concepts of dust filtration at high temperatures are discussed. This is followed by an evaluation of all the above mentioned removal technologies with respect to further development, removal efficiency, and operating characteristics as well as their viability for application in future coal conversion technologies.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung	1
2. Fortschrittliche Kohlekraftwerksprozesse	2
2.1 Konventioneller Dampfturbinenprozeß	2
2.2 Kombinierte Gas- und Dampfturbinenprozesse	4
2.2.1 Druck-Wirbelschichtverbrennung	4
2.2.2 Druck-Kohlestaubverbrennung	6
2.2.3 Druck-Kohlevergasung	6
2.2.4 Kombinierte Verbrennungs-/Vergasungsverfahren	8
2.2.5 Vergleich der druckbetriebenen Verfahren	9
2.3 Bedingungen für die Rauchgasentstaubung	12
2.3.1 Temperatur und Druck des Rauchgases	12
2.3.2 Chemische und physikalische Eigenschaften des Staubes und des Rauchgases	12
2.4 Anforderungen an die Rauchgasentstaubung	14
2.4.1 Vermeidung der Erosion in der Gasturbine	15
2.4.2 Vermeidung der Belagbildung und der Korrosion in der Gasturbine	17
3. Staubabscheidung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken (HTHD-Staubabscheidung)	18
3.1 Zyklon	19
3.1.1 Verfahrensprinzip	19
3.1.2 Abscheidewirksamkeit	20
3.1.3 Druckverlust	21
3.2 Elektrische Abscheider	24
3.2.1 Verfahrensprinzip	24
3.2.2 Abscheidewirksamkeit	25
Wanderungsgeschwindigkeit	25
Strom-Spannungs-Charakteristik	26
Spezifischer Staubwiderstand	28
3.3 Naßabscheider	29
3.3.1 Verfahrensprinzip	29
3.3.2 Abscheidewirksamkeit und Druckverlust	30
3.3.3 Waschflüssigkeit für die HTHD-Staubabscheidung	31
3.4 Filternde Abscheider	33
3.4.1 Verfahrensprinzip	33
3.4.2 Abscheidecharakteristik	33
3.4.3 Filtermedien für die HTHD-Staubabscheidung	37

4.	Staubabscheideverfahren im Einsatz unter HTHD-Bedingungen	39
4.1	Zyklone	39
4.1.1	Vor- und Nachteile	39
4.1.2	Maßnahmen zur Verbesserung der Abscheideleistung	43
4.1.3	Sonderbauarten	44
	Gaszentrifuge	44
	Drehströmungsentstauber	45
	Taschenzyklon	47
	Zyklon mit Wandkühlung	47
4.2	Elektrische Abscheider	48
4.2.1	Vor- und Nachteile	48
4.2.2	Konstruktiver Aufbau	49
4.2.3	Elektrische Einrichtung	50
4.2.4	Abreinigungstechnik	51
4.3	Filternde Abscheider	51
4.3.1	Flexible Fasermedien	52
	Mechanische Festigkeit	52
	Filtrationseigenschaften	54
4.3.2	Selbsttragende Filterelemente	58
	Faserformteile	58
	Kornkeramiken	59
	Korn/Faserkeramiken	60
	Scale-up bei starren keramischen Filterelementen	62
	Cross-Flow-Element	63
4.3.3	Schüttschichten	65
	Festbett-Schüttschichtfilter	67
	Wanderbett-Schüttschichtfilter	68
5.	Vergleich und Bewertung der verschiedenen HTHD-Staubabscheideverfahren	69
5.1	Entwicklungsstand	69
5.2	Abscheideleistung	70
5.3	Betriebsverhalten	71
5.4	Zusammenfassende Bewertung	74
5.5	Ausblick	75
6.	Formelzeichen	77
7.	Literaturverzeichnis	79

1. Einleitung

Die Abscheidung von Stäuben erfolgt zunehmend bei Einsatzbedingungen, die sowohl aufgrund der Prozeßführung als auch der physikalischen und chemischen Eigenschaften des Trägergases und des abzuscheidenden Staubes besondere Anforderungen an die Abscheidetechnik stellen. So ist man bestrebt, anfallende Abgase bei weit höherer Temperatur als bislang üblich zu reinigen. Neben wirtschaftlichen Aspekten sprechen auch verfahrenstechnische Gründe für eine Staubabscheidung bis zu Temperaturen von 1000°C.

Großtechnische Entstaubungsanlagen wie Elektro- und Schlauchfilter arbeiten im allgemeinen nicht bei Temperaturen oberhalb von 300°C. Beim Elektrofilter liegt dies an der mit steigender Temperatur abnehmenden Gasdichte und der damit verbundenen Schwierigkeit ein stabiles elektrisches Feld aufzubauen sowie an dem geringen spezifischen Staubwiderstand. Beim Schlauchfilter ist hauptsächlich die geringe Temperaturbeständigkeit konventioneller Filtermedien der begrenzende Faktor.

Die Heißgasentstaubung eröffnet in der metallverarbeitenden Industrie, der Glasindustrie und der Zementindustrie neue Wege des Umweltschutzes, der Produktrückgewinnung und der Energieeinsparung. In der 17.BImSchV /1/ ist die Nutzung des Energiepotentials im Abgasstrom für bestimmte Anlagen sogar gesetzlich vorgeschrieben. Darüberhinaus ist die Heißgasentstaubung nicht nur aus ökonomischen und ökologischen Gründen sinnvoll, Verfahren der neuen Kohlekraftwerkstechnologie sind ohne eine langzeitstabile und hocheffektive Staubabscheidung bei Temperaturen bis zu 1000°C überhaupt nicht realisierbar.

In der vorliegenden Literaturstudie werden zunächst die fortschrittlichen Kohleverstromungsverfahren erläutert und die Anforderungen an die Entstaubung beschrieben. Die prinzipiellen Auswirkungen von hoher Temperatur und hohem Druck auf die Betriebscharakteristik konventioneller Staubabscheidungsverfahren werden anschließend analysiert. Nach einem Überblick über die Betriebserfahrungen mit verschiedenen Staubabscheidetechniken bei hohen Temperaturen werden abschließend die möglichen Hochtemperaturabscheidetechniken hinsichtlich ihrer Eignung für zukünftige Kohleverstromungsverfahren bewertet und die Entwicklungspotentiale aufgezeigt.

2. Fortschrittliche Kohlekraftwerksprozesse

Kraftwerkshersteller und -betreiber in den Industrieländern arbeiten an der Weiterentwicklung kohlebefeuerter Kraftwerke, die die heutigen Kraftwerksbauarten ergänzen bzw. ablösen sollen. Hauptziele der Weiterentwicklung sind dabei die Erhöhung des elektrischen Wirkungsgrades sowie eine Reduzierung der Emissionen, der Reststoffe und der Investitionskosten /2,3/.

2.1 Konventioneller Dampfturbinenprozeß

In den konventionellen Dampfturbinenkraftwerken für Kohle werden zunächst die brennbaren Bestandteile der Kohle durch vollständige Oxidation mit Luftsauerstoff in die Gasphase überführt. Bei der Verbrennung wird die gesamte chemische Bildungsenergie in thermische Energie der Rauchgase umgesetzt. Je nach Reaktionsführung von Brennstoff und Verbrennungsluft unterscheidet man die Verbrennung im Festbett (Rostfeuerung), in der Wirbelschicht (stationär oder zirkulierend) und im Flugstrom (Staubfeuerung). Die heißen Rauchgase geben ihre Wärme an einen Wasser/Dampf-Kreislauf ab, der über eine Dampfturbine einen Generator betreibt. Die abgekühlten Rauchgase werden nach einer Reinigung in die Atmosphäre emittiert /4/. Übliche elektrische Wirkungsgrade liegen zwischen 36 und 38 % für die Rost- und Wirbelschichtfeuerung sowie bei 40 % für die Staubfeuerung.

Der maximal erreichbare thermische Wirkungsgrad der Dampfturbine läßt sich aus den Dampftemperaturen vor und nach der Turbine berechnen.

$$\eta_{\text{thermisch}} = 1 - \frac{T_{\text{nach}}}{T_{\text{vor}}} \quad (2.1)$$

Eine Wirkungsgradsteigerung läßt sich nach Gleichung 2.1 durch Erhöhung der Temperatur vor der Turbine bzw. Absenkung der Temperatur nach der Turbine erzielen. Heute übliche Dampfzustände liegen bei 540°C/250 bar vor bzw. bei 30°C/0,065 bar nach der Turbine /2/. Die Temperatur nach der Turbine läßt sich kaum weiter senken. Um zu höheren Wirkungsgraden zu gelangen, werden in den USA und in Japan Dampfzustände am Turbineneintritt von 600°C und 300 bar angestrebt. Der Wirkungsgradsteigerung von 1 bis 2,5 %-Punkten stehen jedoch wesentlich höhere Anforderungen an den Maschinenbau gegenüber. Spezielle Werkstoffe und große Wandstärken sind mit höheren Investitionskosten, längeren Anfahrzeiten

und einem trägen Laständerungsverhalten verbunden. Demnach ist das Wirkungsgradpotential für die Dampfturbine nahezu ausgeschöpft.

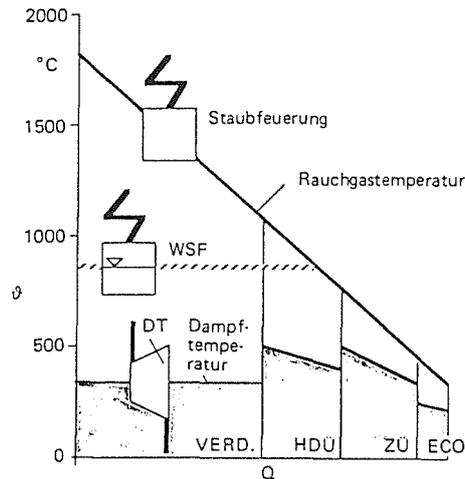


Abb.2.1: Vergleich von angebotenem und genutztem Temperatur- und Wärmepotential bei reinen Dampfturbinenprozessen /2/

WSF:	Wirbelschichtfeuerung	DT:	Dampfturbine	VERD.:	Verdampfer
HDÜ:	Hochdrucküberhitzer	ZÜ:	Zwischenüberhitzer	ECO:	Economiser

In Abbildung 2.1 werden angebotenes und genutztes Temperatur- und Wärmepotential bei reinen Dampfturbinen-Prozessen miteinander verglichen. Das Wärmeangebot entspricht hierbei der gesamten Fläche unter der Rauchgastemperatur, die genutzte Wärme lediglich der dunklen Fläche. Man erkennt, welcher Exergieverlust bei den konventionellen Prozessen in Kauf genommen werden muß. Um das Energiepotential im Temperaturbereich oberhalb von ca. 500°C zu nutzen, sind mehrere Vorschaltprozesse untersucht worden, z.T. mit ungewöhnlichen Arbeitmedien, wie in einem Kalium/Kaliumdampf-Kreislauf. Die Schwierigkeiten in der Handhabung des Flüssigmetalls bzw. des Metaldampfes lassen jedoch eine Realisierung fraglich erscheinen. Weit größere Realisierungschancen existieren für eine Kombination der Dampfturbine mit einer Gasturbine in Kombi-Prozessen oder sog. GuD- (Gas- und Dampfturbinen-) Prozessen *.

Die Gasturbine wird bereits erfolgreich in GuD-Kraftwerken für Erdgas und Erdöl eingesetzt. Hier werden diese Brennstoffe unter Druck verbrannt. Da die Feuerung staubarm ist und die Rauchgastemperaturen sich auf die zulässigen Gasturbineneintrittstemperaturen von z.Z. 1100°C einstellen lassen, kann das Rauchgas direkt in der Gasturbine entspannt werden. Es verläßt sie mit etwa 600°C und wird anschließend in einem konventionellen Wasser/Dampf-Kreislauf genutzt. Vergleicht man

* Die Unterscheidung in Kombi- und GuD-Prozeß ist in der Literatur nicht einheitlich. I.e.S. versteht man unter Kombi-Prozessen wohl diejenigen Verfahren, in denen zunächst Abhitze in einer Dampfturbine genutzt wird und die unter Druck stehenden Rauchgase anschließend in der Gasturbine entspannt werden, und unter GuD-Prozessen wohl diejenigen, wo zuerst die Gasturbine kommt und in der Dampfturbine lediglich Restwärme genutzt wird.

angebotenes und genutztes Temperatur- und Wärmepotential (Abb.2.2), so erkennt man, daß dieser Prozeß einen sehr niedrigen Exergieverlust besitzt und somit einen sehr hohen Wirkungsgrad erreicht.

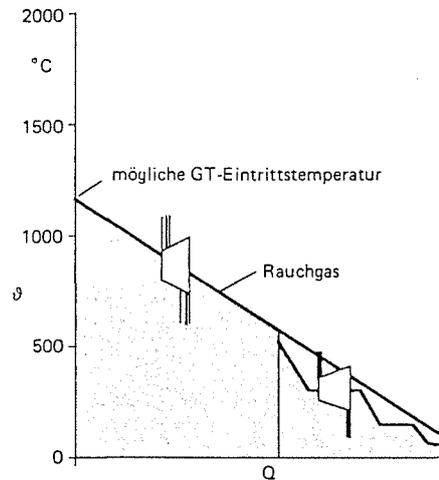


Abb.2.2: Vergleich von angebotenem und genutztem Temperatur- und Wärmepotential bei GuD-Prozessen mit Erdgasfeuerung /2/

Die Nutzung der Gasturbine für den Kohleeinsatz setzt eine Kohleumwandlung unter Druck sowie grundsätzlich eine Rauchgasreinigung vor der Gasturbine voraus. Infrage kommende Umwandlungsverfahren sind die Druck-Wirbelschichtverbrennung, die Druck-Kohlestaubverbrennung und die Druck-Kohlevergasung.

2.2 Kombinierte Gas- und Dampfturbinen-Prozesse

2.2.1 Druck-Wirbelschichtverbrennung

In der Druck-Wirbelschicht wird Kohle bei etwa 850°C und 4 bis 16 bar verbrannt. Bei dieser Temperatur ist die Asche noch fest - eine Voraussetzung für das Funktionieren des Wirbelschichtprinzips. Zudem wird die Bildung thermischer Stickoxide weitgehend unterdrückt und die SO₂-Einbindung kann durch Zugabe von Kalk erfolgen. Um die Verbrennungstemperatur auf 850°C zu halten, wird Wärme an einen Wasser/Dampf-Kreislauf abgegeben. Die unter Druck stehenden Rauchgase müssen vor der Entspannung in einer Gasturbine entstaubt werden. Nach Ausnutzung ihrer Restwärme im Economiser werden sie mit Temperaturen von ca. 300°C emittiert. Abb.2.3 stellt das Verfahrenschema der Versuchsanlage in Grimethorpe, Großbritannien, dar. Diese Anlage wird zu je einem Drittel von der BRD, Großbritannien sowie den USA gefördert und betrieben.

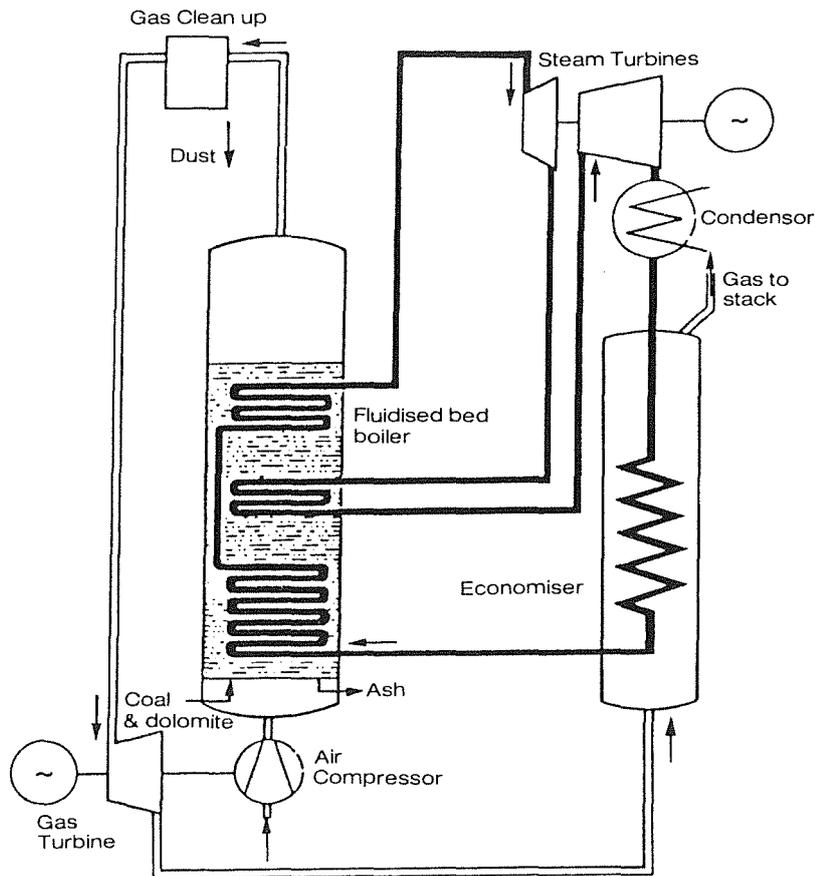


Abb.2.3: Verfahrenschema der Druck-Wirbelschichtverbrennungsanlage in Grimethorpe, Großbritannien /4/

In einem Vergleich von angebotenem und genutztem Temperatur- und Wärmepotential bei der Druck-Wirbelschichtverbrennung (Abb.2.4) ist zu sehen, daß der Wirkungsgrad im Vergleich zur atmosphärischen Wirbelschichtverbrennung (Abb.2.1) nur geringfügig höher ist, da im vorgeschalteten Dampfturbinenprozeß das Temperaturpotential nicht ausgenutzt wird. Zudem fallen die Rauchgase mit höchstens 850°C an und die maximale Gasturbineneintrittstemperatur von 1100°C kann somit nicht genutzt werden, was den Wirkungsgrad der Gasturbine begrenzt (Gleichung 2.1).

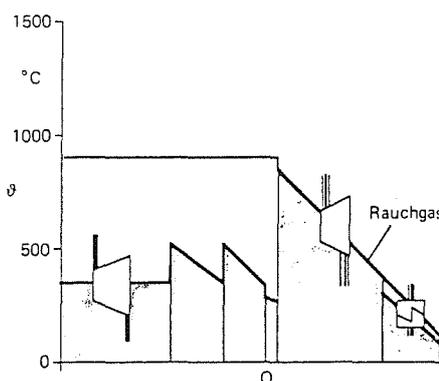


Abb.2.4: Vergleich von angebotenem und genutztem Temperatur- und Wärmepotential bei der Druck-Wirbelschichtverbrennung /2/

2.2.2 Druck-Kohlestaubverbrennung

Unter den konventionellen Kohleverstromungstechniken erzielt die atmosphärische Kohlestaubverbrennung trotz notwendiger Rauchgasentschwefelungs- (REA) und Rauchgasentstickungsanlage (DENOX) den höchsten Wirkungsgrad. Bei der druckbetriebenen Variante wird das bis zu 1800°C heiße Rauchgas zunächst auf Gasturbineneintrittstemperatur abgekühlt und dabei ein Teil Wärme rückgewonnen. Danach muß das Rauchgas gereinigt werden. Der anschließende GuD-Prozeß entspricht dem bei der Erdgas- und Erdölfeuerung. Nach der Gasturbine durchlaufen die Rauchgase noch REA und DENOX. Die Ausnutzung des Temperatur- und Wärmepotentials (Abb.2.5) ist ähnlich gut wie bei dem GuD-Prozeß für Erdgas bzw. Erdöl, lediglich bei der Abkühlung der Rauchgase im ersten Verfahrensschritt wird Energie verschenkt.

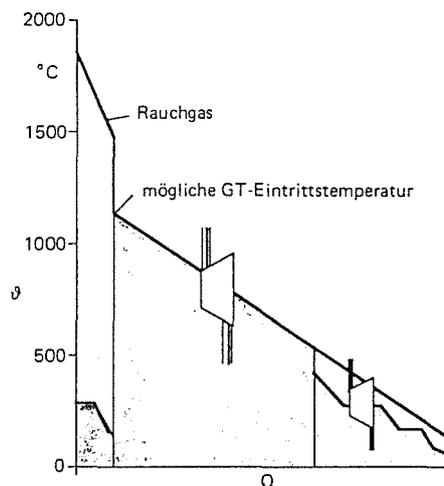


Abb.2.5: Vergleich von angebotenen und genutztem Temperatur- und Wärmepotential bei der Druck-Kohlestaubverbrennung [2/]

2.2.3 Druck-Kohlevergasung

Bei der Druck-Kohlevergasung wird die Kohle oberhalb von 800°C in ein Produktgas umgewandelt. Die Spaltung der Kohle in die Gase CO , H_2 und CH_4 erfolgt durch Reaktion mit Luft, O_2 oder Wasserdampf als Vergasungsmittel. Das brennbare Produktgas dient als Chemierohstoff (z.B. bei der Methanolsynthese) oder als Energieträger. Die Zufuhr der im Reaktor erforderlichen Wärmeenergie kann durch Verbrennung eines Teils der Einsatzkohle (autotherm) bzw. durch Einkopplung von Fremdenergie (allotherm) erfolgen. Zur Zeit werden drei autotherme Vergasungsverfahren mit einem Sauerstoff/Wasserdampf-Gemisch als Vergasungsmittel eingesetzt und weiterentwickelt. Diese Verfahren bedingen einen wesentlich geringeren

apparativen Aufwand als allotherme Verfahren. Wie bei den Kohleverbrennungsprozessen wird unterschieden in die Vergasung im Festbett, in der Wirbelschicht und im Flugstrom. Abb.2.6 zeigt die Prinzipien der drei Vergasungsverfahren sowie typische Werte wichtiger Verfahrensparameter.

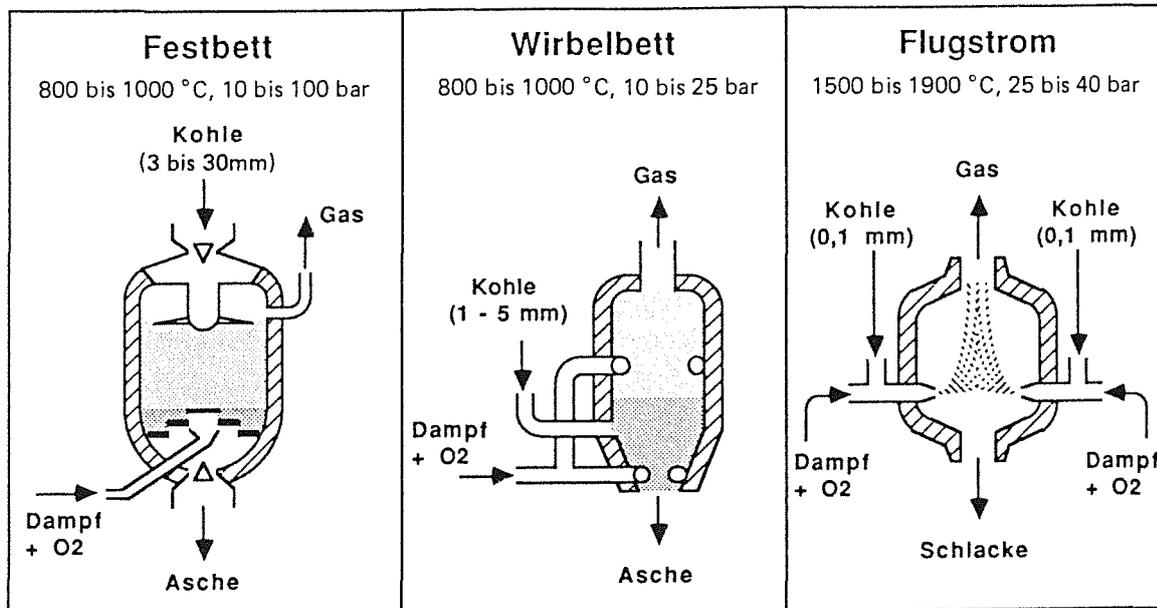


Abb.2.6: Grundtypen der Kohlevergasungsreaktoren /2/

Der Staubgehalt im Produktgas steigt in der Reihenfolge der genannten Vergasungsverfahren (Tabelle 2.1).

Tabelle 2.1: Rohgasstaubgehalte der Vergasungsverfahren /2/

Festbett Wirbelschicht Flugstrom	1 - 6 g/Nm ³ 8 - 20 g/Nm ³ 50 - 150 g/Nm ³
--	---

Da die Energie des Produktgases hauptsächlich in chemischer Form vorliegt, ist eine Abkühlung auf konventionelle Entstaubungstemperaturen in einem Rohgas-Wärmetauscher möglich. Von Bedeutung ist auch, daß der Schwefel aufgrund der reduzierenden Rauchgasatmosphäre als H₂S vorliegt. H₂S kann relativ einfach ausgewaschen werden und der Schwefel in einem Claus-Prozeß in elementarer Form gewonnen werden. Nach der Reinigung des Produktgases wird dieses an Stelle von Erdgas oder Erdöl in einem GuD-Prozeß genutzt. Abb.2.7 zeigt die gute Ausnutzung des Temperatur- und Wärmeangebotes. Mit dem Einsatz einer Produktgasreinigung oberhalb der Gasturbineneintrittstemperatur ist eine Anhebung des Wirkungsgrades um 1 - 2 %-Punkte verbunden.

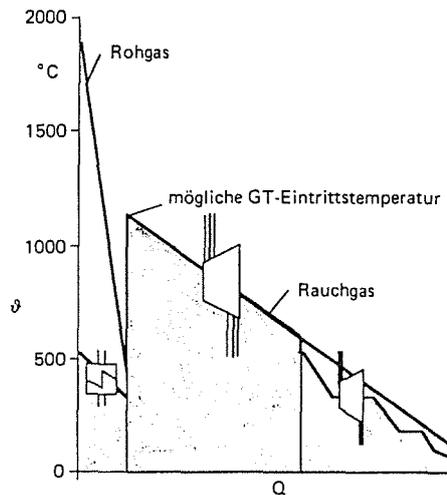


Abb.2.7: Vergleich von angebotenem und genutztem Temperatur- und Wärmepotential bei der Druck-Kohlevergasung /2/

2.2.4 Kombinierte Verbrennungs-/Vergasungsverfahren

Die bewährte Wirbelschichttechnik mit ihrem vergleichsweise einfachen Aufbau bietet die Möglichkeit der Primärentschwefelung und der NO_x -Unterdrückung. Allerdings kann die maximale Gasturbineeintrittstemperatur von 1100°C nicht genutzt werden. Die Fa. Babcock schlägt deshalb vor, die Rauchgase aus der Druck-Wirbelschichtverbrennung nach ihrer Entstaubung weiter aufzuheizen. Als Energielieferant dient ein Kohlegas aus einer Kohleteilvergasung (Abb.2.8).

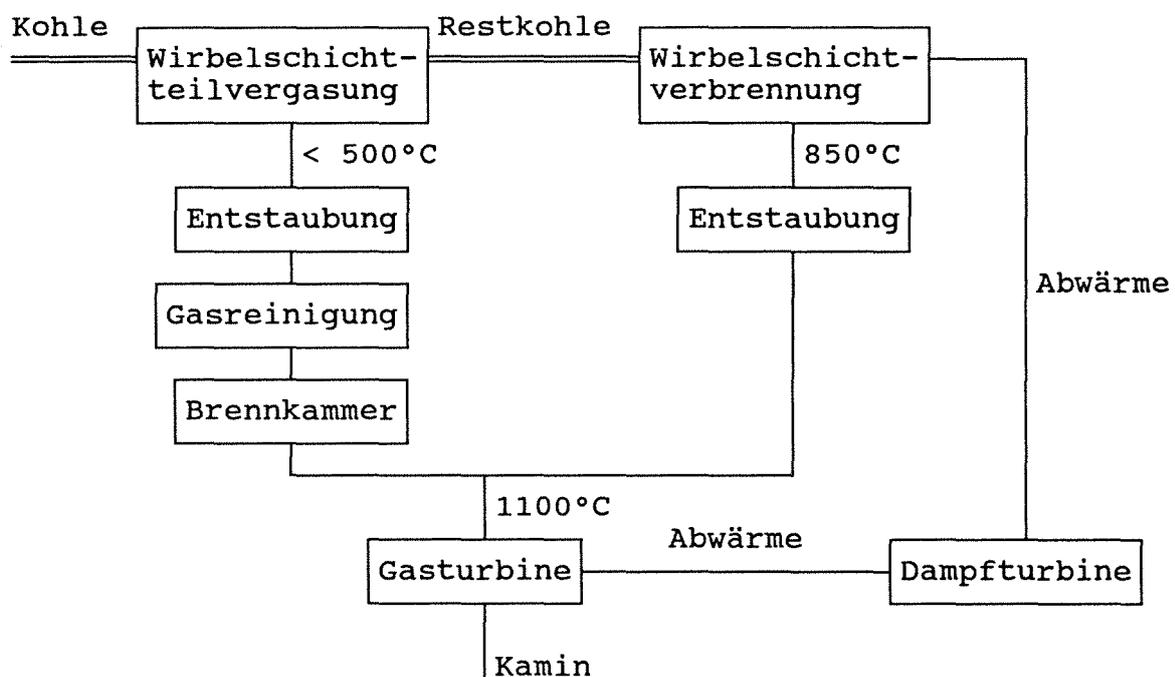


Abb.2.8: Druck-Wirbelschichtverbrennung mit Teilvergasung zur nachträglichen Aufheizung der Rauchgase auf Gasturbineeintrittstemperatur /3/

Im Gegensatz zur reinen Kohlevergasung, wo eine möglichst vollständige Umsetzung der Einsatzkohle erforderlich ist, ist die Realisierung einer Teilvergasung wesentlich einfacher. Der größere apparative Aufwand muß jedoch in Relation zur Wirkungsgradsteigerung gesetzt werden. Eine andere Möglichkeit der Kombination von Vergasung und Verbrennung ist die Teilvergasung der Kohle im Flugstrom mit anschließender Abscheidung und Nachverbrennung des Restkokes (Abb.2.9).

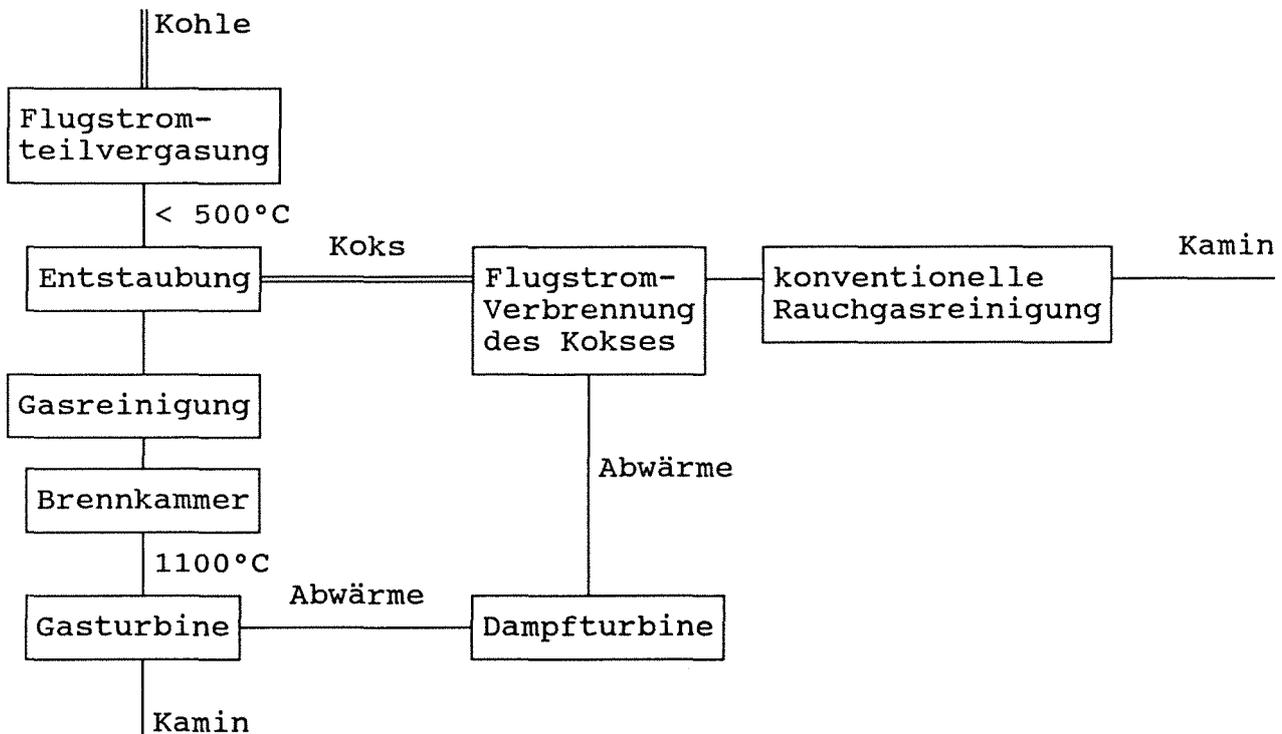


Abb.2.9: Flugstrom-Teilvergasung mit Nachverbrennung des Restkokes /5/

2.2.5 Vergleich der druckbetriebenen Verfahren

Um das Potential der fortschrittlichen Verfahren zu verdeutlichen, sind in Abb.2.10 für zwei unterschiedliche Kraftwerksblockgrößen die erreichbaren Nettowirkungsgrade bei vergleichbaren Randbedingungen über der Gasturbineneintrittstemperatur aufgetragen. Aus dem Wirkungsgradvergleich wird der Anreiz für ein GuD-Kraftwerk mit Druck-Kohlestaubverbrennung deutlich. Ebenfalls interessant ist die Druck-Kohlevergasung, insbesondere bei hohen Gasturbineneintrittstemperaturen. Die Druck-Wirbelschichtfeuerung ohne Nachfeuerung kommt aufgrund der Rauchgastemperaturbegrenzung nicht wesentlich über ein Wirkungsgradniveau hinaus, wie es bereits die atmosphärische Kohlestaubverbrennung bietet.

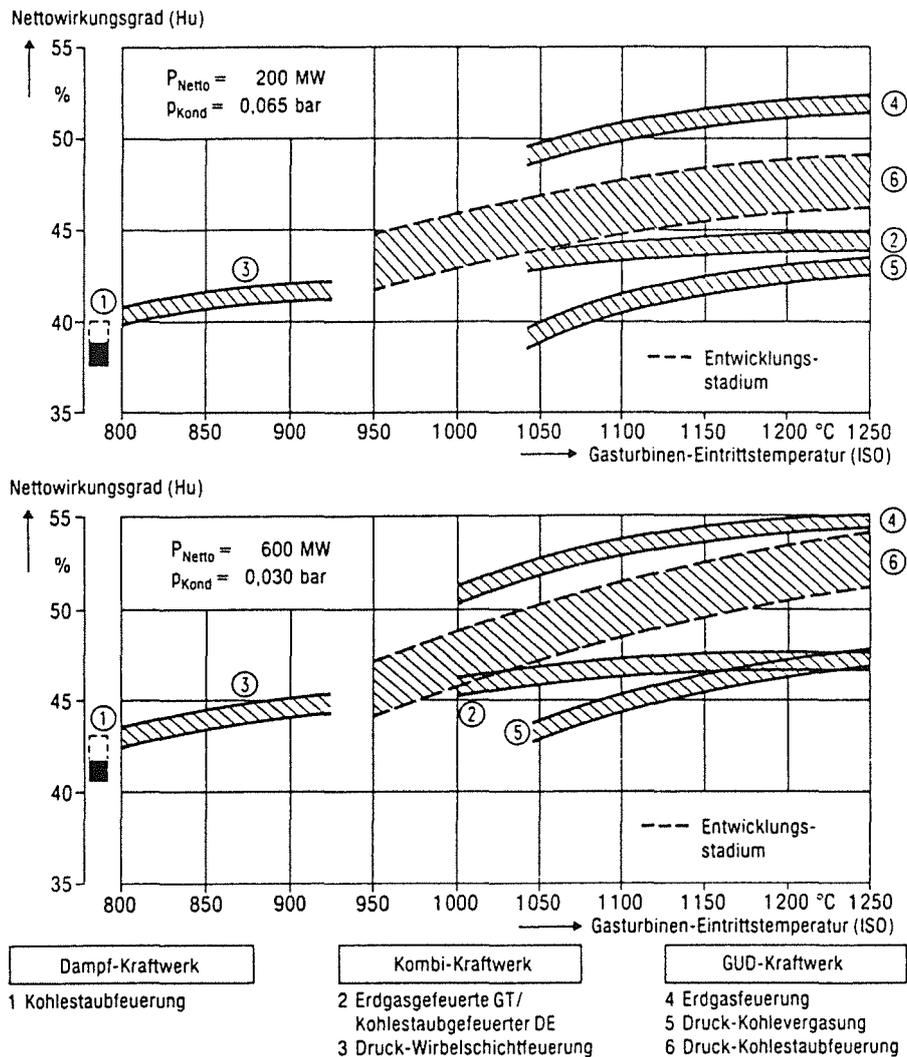


Abb.2.10: Nettowirkungsgrade der verschiedenen druckbetriebenen Kohleverstromungsverfahren bei zwei unterschiedlichen Kraftwerksblockgrößen /3/

Eine Wertung der verschiedenen druckbetriebenen Kohlekraftwerkskonzepte hinsichtlich ihrer Realisierungschancen ist schwierig. Parallele Entwicklungen sind für die Zukunft wünschenswert. Zum Vergleich der Grundtypen der druckbetriebenen Kohleverstromungsverfahren sind ihre Abläufe in Abb.2.11 schematisch gegenübergestellt. Kraftwerkskonzepte mit Kohlevergasung sind zwar schaltungstechnisch aufwendiger, dafür benötigen sie keine Gasreinigung oberhalb von 800°C. In Abb.2.12 sind die Problem-Komponenten der verschiedenen Verfahren aufgelistet.

Kohle

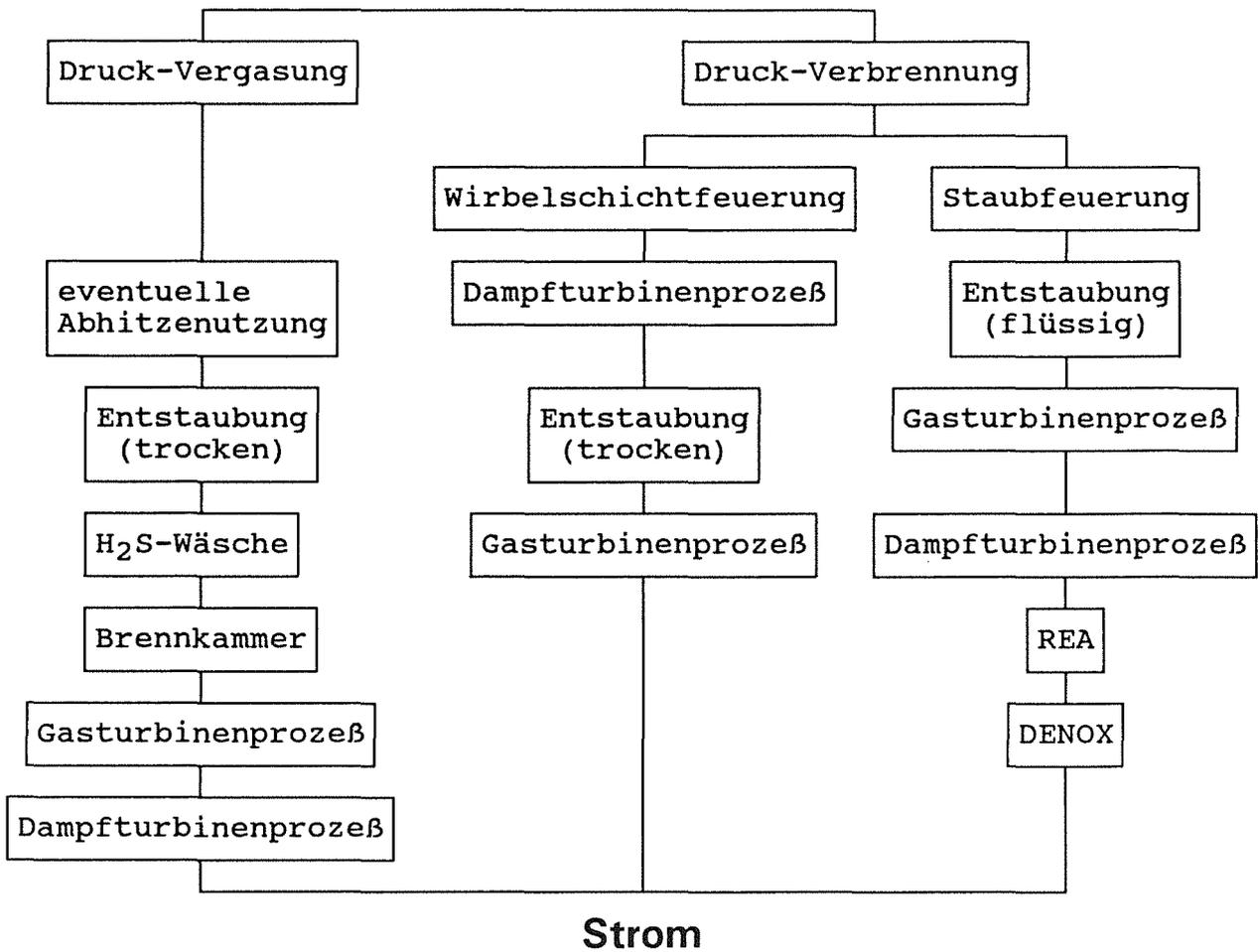


Abb.2.11: Verfahrensabläufe der verschiedenen druckbetriebenen Verfahren /6/

Verfahren	Wirbelschichtfeuerung	Vergasung	Kohlenstaubfeuerung
Komponenten			
Kohleumwandlung	Verfahren abgesichert Heizflächenverschleiß	Verfahren in Demonstrationsphase	Verfahren in Entwicklungsphase
Kohleeintrag	Verschleiß mechanische Probleme	Verschleiß mechanische Probleme	Verschleiß mechanische Probleme
Ascheaustrag	Verschleiß Verschlackung	Verschleiß	Verschleiß
Rohgas-Wärme- tauscher		Korrosion bei > 400°C (H ₂ S) Verschmutzung durch Feinstaub	
Entschwefelung	REA bewährt	Naßverfahren erprobt Trockenverfahren in Entwicklung	REA bewährt DENOX bewährt
Entstaubung	850°C bis 20 g/Nm ³ Filter im Pilotmaßstab	400°C bis 150 g/Nm ³ Grob-Entstaubung: Zyklon Fein-Entstaubung: Wäsche	> 1300°C Filter fehlen
Gasturbine	Erfahrungen mit kohlestämmigen, schadstoff- und staubbeladenen Rauchgasen fehlen (Verschleiß, Korrosion, Unwucht und Wirkungsgradminderung aufgrund von Verschmutzung)		

Abb.2.12: Problem-Komponenten der druckbetriebenen Verfahren /3/

2.3 Bedingungen für die Rauchgasentstaubung

2.3.1 Temperatur und Druck des Rauchgases

Die verschiedenen Kohleverstromungsprozesse bedingen unterschiedliche Drücke und Temperaturen für die Rauchgasentstaubung. In Tabelle 2.2 werden Minimal- und Maximaltemperaturen, unter denen die Entstaubung ablaufen muß bzw. kann, gegenübergestellt.

Tabelle 2.2: Rauchgastemperaturen und Drücke bei den verschiedenen druckbetriebenen Kohleumwandlungsverfahren /7/

Verfahren	Rauchgastemperatur		Druck
	Minimum	Maximum	
Wirbelschichtverbrennung	800-900°C	800-900°C	4-16 bar
Kohlestaubverbrennung	800-1000°C	> 1300°C	4-16 bar
Kohlevergasung	< 500°C	1000°C	10-100 bar

Bei den reinen Verbrennungsprozessen ist eine Temperaturabsenkung auf konventionelle Entstaubungstemperaturen grundsätzlich nicht möglich, wohl aber bei den Vergasungsprozessen. Im Bereich bis max. 1000°C liegt die Flugasche in fester, im Bereich oberhalb 1300°C in flüssiger Form vor. Im Zwischenbereich sind die Partikeln zähflüssig. Eine Filtration ist damit nur schwer durchführbar, weil die Partikeln im Abscheider anbacken und die Regenerierung des Filter unmöglich machen.

2.3.2 Chemische und physikalische Eigenschaften des Staubes und des Rauchgases

Hohe Temperaturen und hohe Drücke beeinflussen nicht nur die Mechanismen der Staubabscheidung, sondern auch die physikalischen und chemischen Eigenschaften des Gases und des abzuscheidenden Staubes. Unter anderem sind folgende Punkte zu beachten:

- Die Gasviskosität nimmt mit steigender Temperatur zu, ist jedoch kaum druckabhängig; die Gasdichte hingegen sinkt mit steigender Temperatur, steigt jedoch mit zunehmendem Druck.
- Es kommt zu Änderungen in der Gaszusammensetzung aufgrund von Gleichgewichtsverschiebungen (Boudouard-Gleichgewicht, thermische Stickoxide).

- Der Dampfdruck vieler chemischer Verbindungen ist sehr hoch (Abb.2.13). In Dampfform können diese Verbindungen den Staubabscheider ungehindert passieren. Sie kondensieren in nachgeschalteten Prozeßstufen wieder aus und bedingen evtl. eine zweite Abscheidestufe auf niedrigem Temperaturniveau.

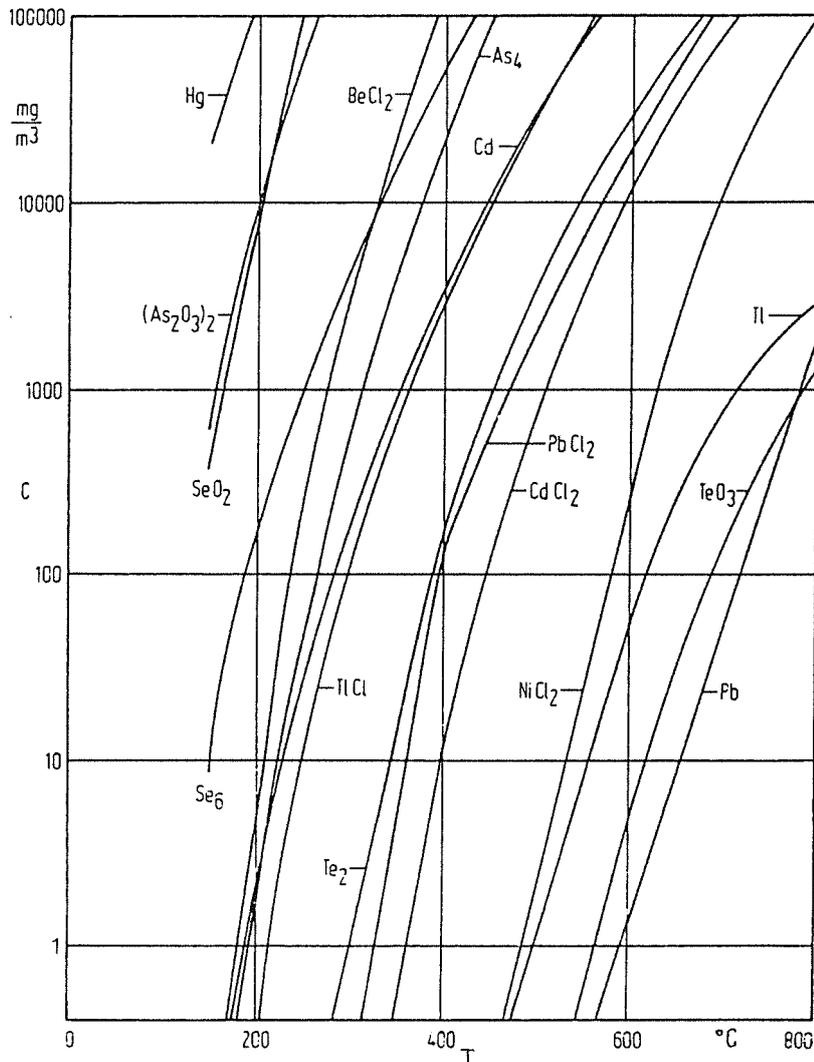


Abb.2.13: Sättigungskonzentrationen von Metallen und Metallverbindungen in Abhängigkeit der Temperatur /8/

- Stäube mit hohem C-Gehalt können sich selbst entzünden.
- Salzhaltige Stäube können bei Auftreten von eutektischen Gemischen teilweise sehr niedrige Schmelzpunkte aufweisen und damit die Regenerierung der Staubabscheider erschweren.
- Aufgrund höherer Reaktionsgeschwindigkeit nehmen oxidativer und hydrolytischer Angriff zu. Bei den Vergasungsverfahren mit reduzierender Atmosphäre werden u.a. keramische Oxide angegriffen.

2.4 Anforderungen an die Rauchgasentstaubung

Neben erhöhter Anforderungen an den Apparatebau hinsichtlich Temperatur- und Druckfestigkeit sowie des Korrosionsschutzes müssen die Staubabscheideverfahren folgende Anforderungen erfüllen:

- Die maximal zulässigen Emissionen werden bei der Nutzung einer Gasturbine nicht allein durch die Grenzwerte der Großfeuerungsanlagen-Verordnung (30 mg/Nm³ für staubförmige Emissionen), sondern meist durch das Ausmaß von Erosions- und Korrosionserscheinungen in der Gasturbine sowie durch Belagbildung auf den Gasturbinenschaufeln bestimmt.
- Der Abscheidegrad bzw. Reingasstaubgehalt muß entsprechend den Angaben der Gasturbinenhersteller jederzeit eingehalten werden können.
- Die Reinheitsanforderungen an das Turbinengas sind im einzelnen abhängig von
 - der Turbineneintrittstemperatur
 - der Gasgeschwindigkeit in der Turbine
 - der Beständigkeit der Turbinenwerkstoffe.
- Die Abscheidung sollte zugleich die Emissionsrichtlinien erfüllen um zusätzliche Investitionen für eine kalte Entstaubung zu vermeiden.
- Standzeiten von mindestens 10000 Stunden müssen erreicht werden, um die Verfügbarkeit der Gesamtanlage nicht einzuschränken.
- Damit Wirkungsgradverluste vermieden werden, muß die Rauchgasreinigung ohne großen Temperatur- und Druckverlust arbeiten.
- Eine Entstaubung im on-line-Betrieb ist vorzuziehen, da sie geringeren Einfluß auf das Betriebsverhalten der Gesamtanlage hat als der off-line-Betrieb.
- Die Reinheitsanforderungen müssen während sämtlicher möglicher Betriebszustände eingehalten werden, also nicht nur bei Vollast, sondern auch während des An- und Abfahrens der Anlage sowie im Teillastbetrieb. Dies bereitet insofern Probleme, da sich geringere Rauchgasvolumenströme auf das Abscheideverhalten einiger Abscheidertypen nachteilig auswirken.

Folgende Wege zur Integration der Gasturbine in fortgeschrittene Kohleverstromungstechniken werden besprochen /9/:

- Der Kohleumwandlungsprozeß wird hinsichtlich einer geringeren Staubbelastung des austretenden Prozeßgases verbessert.
- Die Staubabscheidung garantiert Einhaltung der Turbinenanforderungen.
- Die Verschleißfestigkeit der Gasturbine wird erhöht.

2.4.1 Vermeidung der Erosion in der Gasturbine

Je nach Kohleumwandlungsverfahren enthält das Rauch- bzw. Kohlegas Staub von 1 bis 150 g/Nm³. Die Werte aus Tabelle 2.1 gelten entsprechend für die Verbrennungsverfahren. Das Partikelgrößenspektrum des Flugstaubes reicht von über 100 μm bis weit in den Submikronbereich. Übliche $d_{50,3}$ -Werte, d.h. mittlere massebezogene Partikeldurchmesser, liegen zwischen 5 und 20 μm (Abb.2.14).

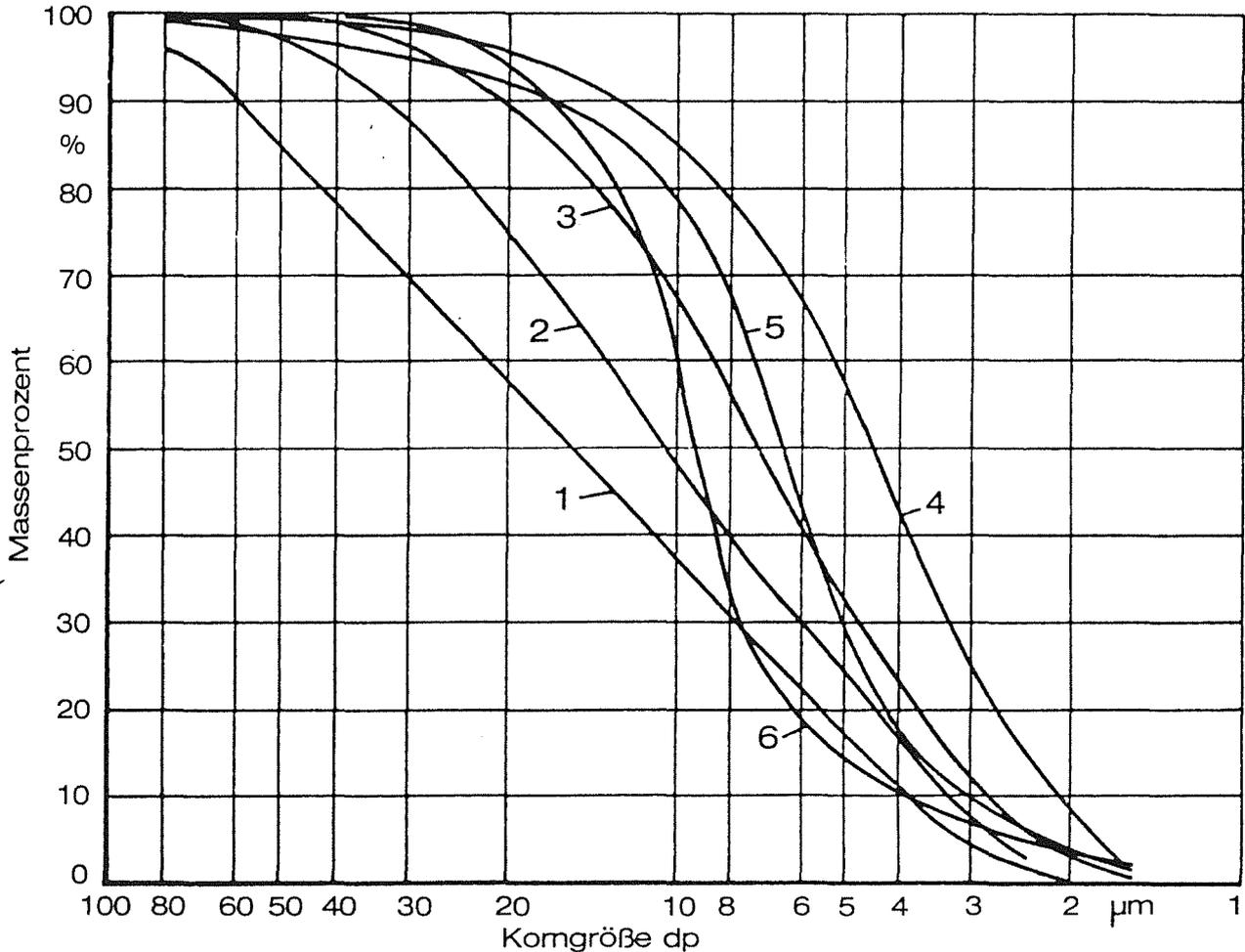


Abb.2.14: Partikelgrößenverteilungen von Flugstäuben aus mehreren Verbrennungsanlagen (1 - 5) und einer Vergasungsanlage (6) /4/

Da die Erosionsgefahr mit der Partikelgröße steigt, wird nicht nur ein bestimmter Gesamtabscheidegrad, sondern ein partikelgrößenabhängiger Trenngrad gefordert. Abb.2.15 gibt einen Überblick über die Anforderungen verschiedener Gasturbinenhersteller, einen Vergleich mit dem USA-Emissionsstandard (EPA), den Zielvorstellungen des amerikanischen Energieforschungsinstituts (EPRI) und Meßwerten nach einer 3-stufigen Zyklonkaskade hinter einer Druck-Wirbelschichtfeuerung (CURL).

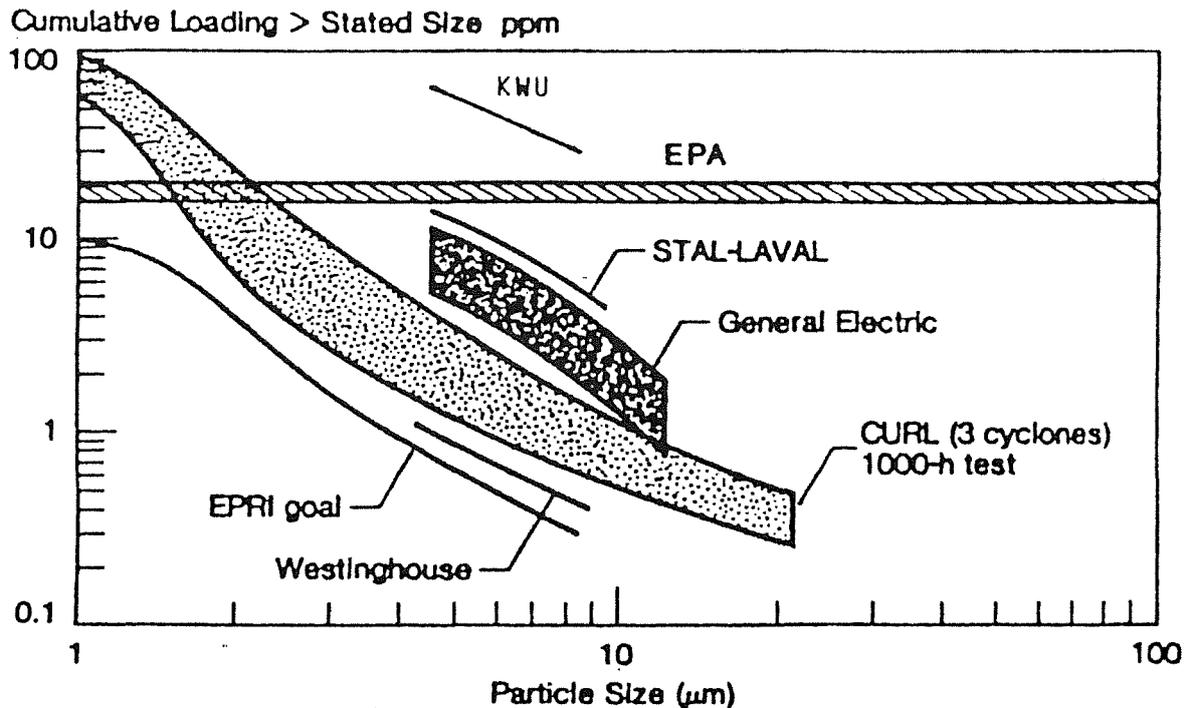


Abb.2.15: tolerierte Staubbelastungen verschiedener Gasturbinenhersteller
(1 ppm = 1 mg(Staub)/kg(Gas) = 0,83 mg/Nm³) /7/

EPA: USA-Emissionsstandard

EPRI goal: Zielvorstellung von EPRI

CURL: Meßwerte nach einer 3-stufigen Zyklonkaskade hinter einer Druck-Wirbelschichtfeuerung

Nach Angabe der meisten Hersteller müssen Partikel oberhalb 10 µm zu 100 % abgeschieden werden. Für Partikeln zwischen 5 und 10 µm gelten Obergrenzen im Bereich weniger mg/Nm³. Damit muß die Entstaubung Abscheidegrade von über 99,9 % garantieren.

Neben der Weiterentwicklung der Staubabscheideverfahren wird in einem BMFT-Vorhaben auch eine höhere Standzeit der Gasturbine angestrebt /10/. Grundsätzlich dienen folgende Maßnahmen der Erosionsbekämpfung:

- große Partikeln vermeiden (Abscheidung)
- harte Partikeln vermeiden (Ascheschmelzpunkt)
- verschleißfeste Schaufelwerkstoffe verwenden (Oberflächenschutz)
- Staubströmung durch Radialspalte unterbinden
- Umfangsgeschwindigkeit niedrig halten
- Oberflächentemperatur niedrig halten (Schaufelkühlung)
- große Wandstärken verwenden (zulässiger Abtrag)

Für Partikeln unter 5 µm werden hinsichtlich zulässiger Emissionen keine Angaben gemacht. Die Erosionsgefahr ist für solche Partikeln gering, sie gefährden die Gasturbine aber durch Belagbildung und Korrosion.

2.4.2 Vermeidung der Belagbildung und der Korrosion in der Gasturbine

Aufgrund innerer Schaufelkühlung besteht ein hohes Temperaturgefälle von der Gasphase zur Schaufeloberfläche. Der Effekt der Thermodiffusion führt dazu, daß insbesondere feine Stäube im Submikronbereich sich in Richtung der Schaufeloberfläche bewegen. Aufgrund ihrer hohen spezifischen Oberfläche besitzen sie einen erhöhten Anteil an kondensierten oder adsorbierten Komponenten. Alkalische Aschebestandteile, vor allem Natrium- und Kaliumhalogene, schmelzen bereits bei vergleichsweise niedrigen Temperaturen von 850°C (eutektische Gemische sogar bereits bei 600 bis 700°C). Dies hat zur Folge, daß der Feinstaub eine klebrige Konsistenz aufweist und nach dem Auftreffen auf die Turbinenschaufeln dort haften bleibt. Die Inhaltsstoffe führen dort zu erhöhtem Korrosionsangriff. Zudem verändern die Staubbeläge das Schaufel- und damit auch das Strömungsprofil und der Wirkungsgrad der Turbine sinkt. Im Extremfall können bei einer teilweisen Ablösung der Staubbeläge Unwuchten entstehen. Dies bedeutet, daß auch für eine effiziente Abscheidung des Feinstaubes Sorge getragen werden muß. Außer für die Alkalien gelten auch für andere Schadstoffkomponenten zulässige Obergrenzen. Tab.2.3 gibt einen Überblick.

Tab.2.3: Zulässige Schadstoffgehalte /10/

Schadstoff	Grenzwert (ppm)
Natrium + Kalium	1
Vanadium	1
Blei	5
Zink	2
Calcium	10
Chlor	2

Nach Erläuterung der fortschrittlichen Kohleverstromungstechniken und der Beschreibung der Anforderungen an die Entstaubung werden im folgenden Kapitel die prinzipiellen Auswirkungen hoher Temperatur und hohem Druck auf die Betriebscharakteristik konventioneller Staubabschneidverfahren analysiert.

3. Staubabscheidung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken (HTHD-Staubabscheidung)

Um zu klären, ob und inwieweit konventionelle Entstaubungstechniken auch bei hohen Temperaturen und hohen Drücken einsetzbar sind, wird aufgezeigt, welchen Einfluß Temperatur und Druck auf die Abscheidecharakteristik sowie auf wichtige Betriebsparameter des jeweiligen Abscheiders haben. Nach dem vorherrschenden Abscheideprinzip wird unterschieden in:

- Fliehkraftabscheider - in erster Linie Zyklone,
- Elektrische Abscheider,
- Naßabscheider,
- Filternde Abscheider.

Staubpartikeln können aus dem strömenden Gas dadurch entfernt werden, daß sie entweder aufgrund ihrer geometrischen Ausdehnung den Entstauber nicht passieren können (Sieb- und Sperreffekt bei filternden Abscheidern) oder aufgrund verschiedener Kräfte aus der Gasströmung abgelenkt werden. Die wichtigsten Kräfte, die diese Relativbewegung bewirken können, sind:

- Trägheitskräfte
- Diffusionskräfte
- Elektrische Kräfte

Partikeln, die sich relativ zu den Stromlinien bewegen, wirkt die Widerstandskraft des Gases aufgrund der Gaszähigkeit entgegen. Bei schleichender Umströmung kugelförmiger Partikeln (Stokes-Bereich: $Re < 0,25$) berechnet sich die Widerstandskraft zu /11/:

$$W_{\text{Stokes}} = 3 \pi \mu_{\text{gas}} u_{\text{relativ}} d_p \quad (3.1)$$

Die Widerstandskraft hängt von der Gasviskosität μ_{gas} und somit von der Temperatur ab. Bei einer Temperaturerhöhung von beispielsweise 20 auf 1000°C vergrößert sich die dynamische Viskosität von Luft um den Faktor 2,7 von 17,98 auf $47,88 \cdot 10^{-6}$ kg/m/s /12/. Um die gleiche Abscheidewirksamkeit wie bei Raumtemperatur zu erreichen, müssen die Abscheidekräfte deshalb um diesen Faktor erhöht werden.

3.1 Zyklon

3.1.1 Verfahrensprinzip

Das Prinzip eines Massenkraftabscheiders beruht darauf, daß durch massenproportionale Feldkräfte wie der Schwerkraft durch das Erdfeld oder der Zentrifugalkraft in einer Strömung der Staub in Zonen des Abscheiders gelangt, aus denen er vom Strömungsmedium nicht mehr heraustransportiert werden kann. In Zyklonen werden durch eine Drallströmung sehr hohe Zentrifugalkräfte erzeugt, die auch eine gute Abscheidung feiner Partikeln ermöglicht. Zur Beschreibung der Wirkungsweise eines Zyklons ist der grundsätzliche Aufbau in Abb.3.1.1 schematisch dargestellt.

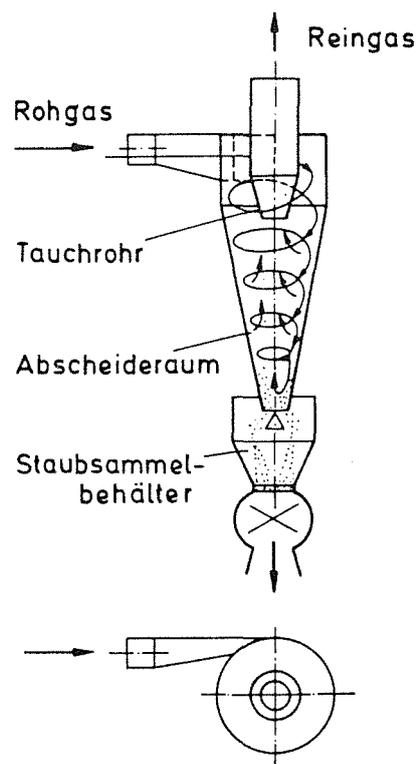


Abb.3.1.1: Aufbau eines Zyklons mit Tangentialeinlauf /11/

Der Zyklon besteht aus einem drallerzeugenden Einlauf, einem zylindrischen und/oder konischen Abscheideraum, einem Tauchrohr und einem Staubsammelbehälter. In der durch die Einlaufgeometrie erzeugten Drallströmung sedimentieren große Partikeln zur äußeren Wand. Als Strähne läuft der aussedimentierte Staub in spiralförmigen Bahnen die Wand entlang zur unteren Auslaßöffnung in den Staubsammelbehälter. Kleinere Partikeln dagegen werden von der Strömung mitgenommen und gelangen durch das Tauchrohr mit ins Reingas. Der Tauchrohrdurchmesser bestimmt bei vorgegebenem Drall die größte im Zyklon auftretende Zentrifugalkraft und ist somit für die Abscheidewirksamkeit mitbestimmend /11/.

3.1.2 Abscheidewirksamkeit

Eine Abschätzung zur Abscheidewirksamkeit ermöglicht die sog. Grenzkornhypothese nach Barth. Das Grenzkorn rotiert dabei auf einer Zylinderfläche unterhalb des Tauchrohres mit der Umfangsgeschwindigkeit $u_{\varphi,i}$ des Strömungsmediums, wird also weder abgeschieden noch mit ins Reingas ausgetragen. Die Radialgeschwindigkeit $u_{r,i}$ des Strömungsmediums wird über der Höhe als konstant angenommen. Durch Gleichsetzung von Zentrifugal- und Widerstandskraft

$$\pi/6 d_S^{*3} \cdot (\rho_P - \rho_{gas}) \cdot u_{\varphi,i}^2/r_i = 3 \pi \mu_{gas} u_{r,i} d_S^* \quad (3.2)$$

erhält man den Grenzkorndurchmesser d_S^* .

$$d_S^* = [18 \cdot \mu_{gas} / (\rho_P - \rho_{gas}) \cdot r_i \cdot u_{r,i} / u_{\varphi,i}^2]^{1/2} \quad (3.3)$$

In dieser vereinfachten Betrachtung wird eine ideale Trennung bei d_S^* angenommen. Wirkliche Trennkurven verlaufen qualitativ entsprechend den in Abb.3.1.2 dargestellten Kurven.

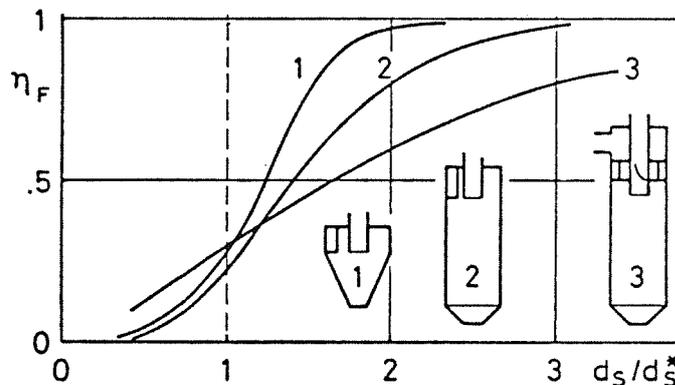


Abb.3.1.2: qualitative Trennkurven verschiedener Zyklontypen /13/
gestrichelte Senkrechte: ideale Trennkurve bei d_S^*

Gründe, die den Abscheidvorgang beeinflussen, sind u.a. folgende Erscheinungen /14/:

- Die Hauptströmung besitzt eine Geschwindigkeitsverteilung.
- Die Hauptströmung ist turbulent.
- Die Grenzschichtströmung im Zyklonoberteil trägt Partikeln aller Größen im Kurzschluß zum Tauchrohr.
- Wechselwirkungen der Teilchen untereinander können zur Agglomeration führen.

- Wechselwirkungen der Teilchen mit der Wand können kornerstörend sein.
- Durch Impulsaustausch zwischen Hauptströmung und Grenzschichtströmung können bereits abgeschiedene Teilchen wiederingetragen werden.

Aufgrund dieser Erscheinungen gelangen einerseits größere Partikeln als das berechnete Grenzkorn ins Reingas, andererseits werden teilweise feinere Partikeln mit abgeschieden. Bei Normalbedingungen liegen übliche Werte für den Grenzkorndurchmesser d_s^* zwischen 5 und 10 μm , Hochleistungszyklone erreichen durchaus auch 1 μm .

Die für die Abscheidung im Zyklon relevanten Trägheitskräfte werden von Temperatur und Druck nicht beeinflußt. Beim Einsatz des Zyklons bei hohen Temperaturen und hohen Drücken werden lediglich entsprechende Anforderungen an den Werkstoff und die Konstruktion gestellt. Zyklone werden in den verschiedensten technischen Prozessen bei Drücken von 0,01 bis 100 bar und Temperaturen bis 1000°C betrieben, Schmelzzyklone sogar bis 1600°C /11, 15/.

Nach Gleichung 3.3 ist der Grenzkorndurchmesser proportional zur Wurzel aus $\mu_{\text{gas}} / (\rho_p - \rho_{\text{gas}})$. Mit steigender Temperatur verschiebt sich die Trenngrenze aufgrund der zunehmenden Gasviskosität μ_{gas} zu größeren Durchmessern. Der Effekt der gleichzeitig abnehmenden Gasdichte ρ_{gas} ist gegenüber der um den Faktor 1000 größeren Partikeldichte von vernachlässigbarer Bedeutung. Wird der gleiche Zyklon statt bei 20 bei 1000°C betrieben, so nimmt der Grenzkorndurchmesser um ca. 60 % zu.

Höhere Drücke bis 100 bar beeinflussen die Gasviskosität μ_{gas} kaum. Der Einfluß höherer Gasdichte ρ_{gas} macht sich jedoch bemerkbar. Nimmt man beispielsweise eine Partikeldichte von 1000 kg/m³ und eine Drucksteigerung von 1 auf 100 bar an, so steigt der Grenzkorndurchmesser um ca. 6.5 %.

3.1.3 Druckverlust

Neben den sich verschlechternden Abscheideeigenschaften des Zyklons bei der HTHD-Anwendung ist vor allem der hohe Druckverlust ein gravierender Nachteil. Der größte Teil des Gesamtdruckverlustes ist auf die Dissipierung von Drallenergie im Tauchrohr zurückzuführen. Zum Vergleich geometrisch ähnlicher Zyklone wird der Gesamtdruckverlust mit dem Staudruck der Tauchrohrströmung normiert. Der sich ergebende Druckverlustbeiwert ζ_{ges} berechnet sich nach /11/ zu:

$$\zeta_{\text{ges}} = \zeta_e + \zeta_i = \Delta p_{\text{ges}} / (\rho_{\text{gas}}/2 \cdot v_i^2) \quad (3.4)$$

Druckverlustbeiwerte für die Strömung im Abscheideraum (ζ_e) und im Tauchrohr (ζ_i) können Abb.3.1.3 entnommen werden. Sie hängen geringfügig von der Zyklon-geometrie ab.

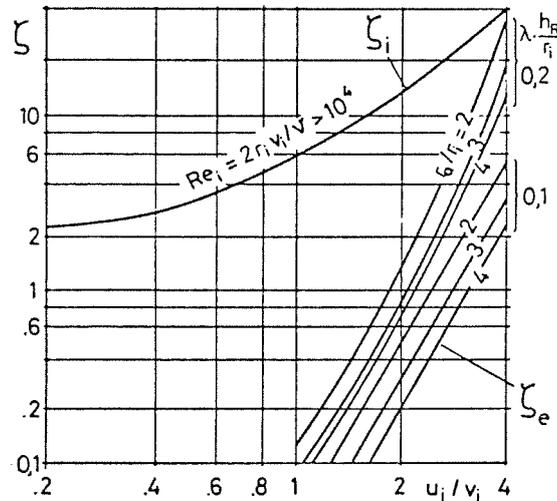


Abb.3.1.3: Druckverlustbeiwerte für den Abscheideraum (ζ_e) und für das Tauchrohr (ζ_i) als Funktion des Quotienten von radialer zu axialer Tauchrohr-geschwindigkeit */13/

Der Druckverlust Δp_{ges}

$$\Delta p_{\text{ges}} = \rho_{\text{gas}}/2 \cdot v_i^2 \cdot \zeta_{\text{ges}} \quad (3.5)$$

ist zur Gasdichte und damit zum Verhältnis von Systemdruck und absoluter Temperatur proportional. Bei Normalzustand werden üblicherweise Druckverluste von 10 bis 100 mbar zugelassen /13/. Legt man die Temperatur-, Druck- und Volumenstrom-abhängigkeiten des Grenzkorndurchmessers und des Druckverlustes zugrunde,

$$d_s^* \sim [\mu_{\text{gas}} / (\rho_p - p/RT) / \dot{V}]^{1/2} \quad (3.6)$$

$$\Delta p_{\text{ges}} \sim p / T \cdot \dot{V}^2 \quad (3.7)$$

so ergibt sich folgender Zusammenhang zwischen diesen beiden Größen:

$$d_s^* \sim [\mu_{\text{gas}} / (\rho_p - p/RT) / (\Delta p_{\text{ges}}/(p/T))^{1/2}]^{1/2} \quad (3.8)$$

* Der Quotient u_i / v_i entspricht einem Schlankheitsgrad.
 $u_i = V / (2 \pi r_i (h_{\text{ges}} - h_t))$
 $v_i = V / (\pi r_{i2}^2)$
 $u_i / v_i = r_i / (h_{\text{ges}} - h_t)$

Bei Vernachlässigung der Auftriebskraft ($\rho_p \gg \rho_{\text{gas}} = p/RT$) reduziert sich die Abhängigkeit (Gleichung 3.8) zu:

$$d_s^* \sim (\Delta p_{\text{ges}}/p)^{-1/4} \quad (3.9)$$

Für den HTHD-Einsatz steht man wegen dieser Proportionalität (Gleichung 3.9) vor der Schwierigkeit, einen Zyklon mit vertretbarem Druckverlust bei gleichzeitig niedriger Trenngrenze auszulegen. Läßt man eine direkte Proportionalität von Druckverlust und Systemdruck zu

$$\Delta p_{\text{ges}} \sim p \quad (3.10)$$

so kann man zwar die Grenzkorngröße beibehalten, nimmt aber einen entsprechend hohen Druckverlust in Kauf. Um den, mit dem hohen Druckverlust verbundenen, hohen mechanischen Verschleiß zu begrenzen, schlägt Muschelknautz als Kompromiß zwischen aufzuwendender Leistung und Abscheidewirksamkeit folgende Proportionalität vor /13/:

$$\text{Leistung} = \dot{V} \cdot \Delta p_{\text{ges}} \sim p^{1/2} \quad (3.11)$$

Für diese Regel gelten folgende Beziehungen:

$$v \sim T^{1/3} \cdot p^{-1/6} \cdot \zeta_{\text{ges}}^{-1/3} \quad (3.12)$$

$$\Delta p \sim p^{2/3} \cdot \zeta_{\text{ges}}^{1/3} \cdot T^{-1/3} \quad (3.13)$$

$$d_s^* \sim \mu_{\text{gas}}^{1/2} \cdot \zeta_{\text{ges}}^{1/6} \cdot p^{1/12} \cdot (u_i/v_i)^{-1} \cdot T^{-1/6} \quad (3.14)$$

Nach den Gleichungen 3.12 bis 3.14 werden bewährte Zykloane von Normal- auf HTHD-Bedingungen umgerechnet. Abb.3.1.4 zeigt typische Daten eines speziellen Zyklons. Betreibt man beispielsweise diesen speziellen Zyklon bei 300 K, 1 bar und einem Volumenstrom von 0,5 m³/s, so weist dieser einen Druckverlust von 32 mbar und eine Grenzkorngröße von 5 µm auf. Betreibt man den gleichen Zyklon bei 600 K und 100 bar mit 0,33 m³/s bei $\Delta p = 500$ mbar, so steigt die Grenzkorngröße auf 8,3 µm.

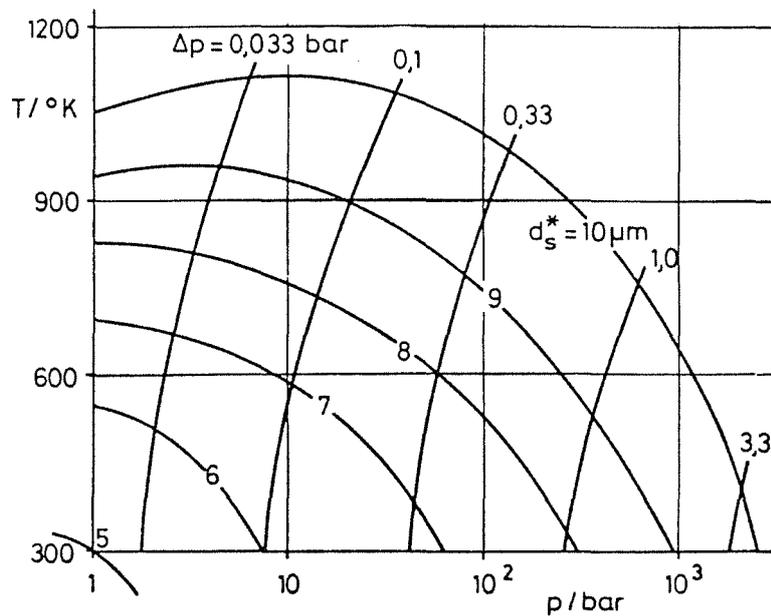


Abb 3.1.4: typische Zyklondaten in Abhängigkeit von Temperatur und Druck bei Auslegung nach Muschelknautz $\dot{V} \cdot \Delta p_{ges} \sim p^{1/2} / 13/$

3.2 Elektrische Abscheider

3.2.1 Verfahrensprinzip

In elektrischen Abscheidern, auch Elektrofilter genannt, werden elektrisch geladene Staubpartikeln durch ein senkrecht zum Gasstrom stehendes elektrisches Feld aus diesem abgelenkt und abgeschieden. Um eine möglichst hohe und gleichsinnige Aufladung der Partikeln zu erreichen, wird das Phänomen der Koronaentladung genutzt. Hierzu wird eine hohe Gleichspannung an einen sog. Sprühdraht gelegt. Ab einer bestimmten Mindestspannung, der Korona-Einsatzspannung, werden aufgrund der hohen Feldstärke, die durch die starke Krümmung der Drahtoberfläche bedingt ist, Elektronen emittiert. Sie bewegen sich im elektrischen Feld in Richtung der geerdeten Niederschlagselektrode. Beim Auftreffen auf Gasmoleküle werden diese ionisiert. Die erzeugten Gasionen und verbleibende Elektronen lagern sich an Partikeln, die im Gasstrom dispergiert sind, an und laden sie elektrisch auf. Die Partikeln bewegen sich nun ihrerseits zur Niederschlagselektrode. Nach dem Auftreffen gelten sie i.a. als abgeschieden. Abb.3.2.1 zeigt eine vereinfachte Darstellung der Vorgänge.

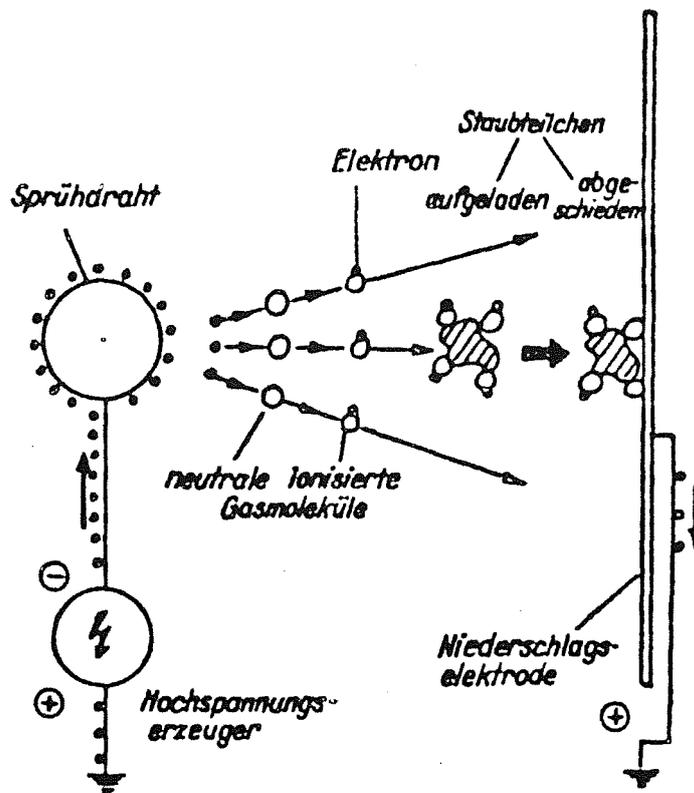


Abb.3.2.1: vereinfachte Darstellung des Auflade- und Abscheidvorgangs in elektrischen Abscheidern /16/

3.2.2 Abscheidewirksamkeit

Wanderungsgeschwindigkeit

Die elektrischen Feldkräfte verursachen eine Querbewegung der Partikeln zur Hauptströmung. Dieser Bewegung steht die Widerstandskraft aufgrund der Gasviskosität entgegen. Im Gleichgewicht zwischen Feld- und Widerstandskraft

$$q_p E = 3 \pi \mu_{\text{gas}} w d_p \quad (3.15)$$

bewegen sich die Partikeln mit konstanter Geschwindigkeit, der sog. Wanderungsgeschwindigkeit, zur Niederschlagselektrode. Eine Vorausberechnung der partikelgrößenabhängigen Wanderungsgeschwindigkeit ist wegen der vielfältigen Einflüsse der Filterkonstruktion, der Staub- und Gaseigenschaften und der Betriebsweise nicht möglich. Nimmt man eine mittlere Wanderungsgeschwindigkeit w_m an, die die Partikeln bereits bei Eintritt in das Filter besitzen, so berechnet sich der Gesamtabscheidegrad E nach Deutsch wie folgt:

$$E = 1 - c_{\text{rein}}/c_{\text{roh}} = 1 - \exp(-w_m \cdot (A/\dot{V})) \quad (3.16)$$

Durch diese sog. Deutsch-Formel (Gleichung 3.16) ist eine Bestimmung der mittleren Wanderungsgeschwindigkeit durch eine Abscheidegradmessung möglich. Der Einfluß hoher Temperatur und hohen Druckes auf die Wanderungsgeschwindigkeit und damit auf die Abscheideleistung läßt sich wegen der komplexen Vorgänge nicht voraussagen. Abb.3.2.2 zeigt Ergebnisse von Laboruntersuchungen an der GHS Essen /17/. Die Werte bei HTHD-Bedingungen liegen in der gleichen Größenordnung wie im konventionellen Bereich.

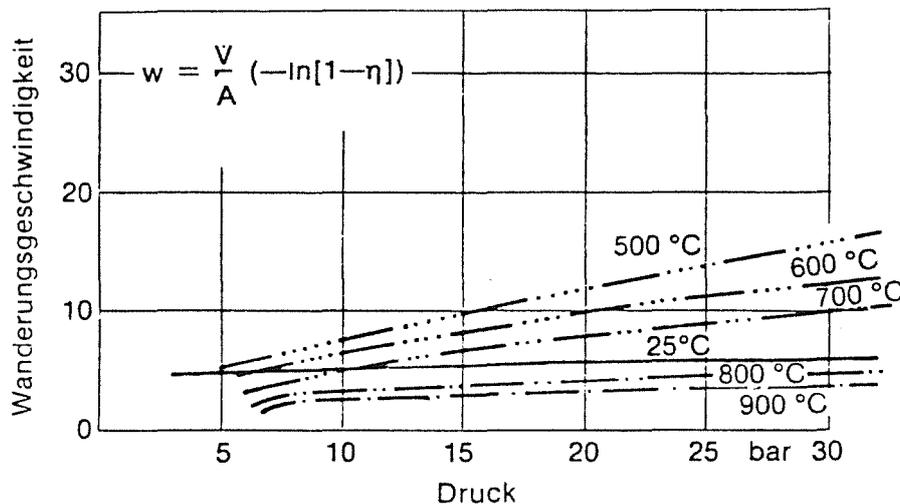


Abb.3.2.2: aus Abscheidegradmessungen berechnete Wanderungsgeschwindigkeiten für verschiedene Temperaturen /17/

Eine Verbesserung der Abscheideleistung erreicht man durch Vergrößern der spezifischen Niederschlagsfläche A/\dot{V} (z.B. durch Verlängern des Elektrofilters) oder Erhöhung der Wanderungsgeschwindigkeit. Für letztere Maßnahme sind die Strom-Spannungs-Charakteristik und der spezifische elektrische Staubwiderstand maßgebend.

Strom-Spannungs-Charakteristik

Um ein möglichst starkes elektrisches Feld zu erzeugen und somit eine hohe Abscheideleistung zu erzielen, werden Elektrofilter knapp unterhalb der Überschlagsspannung betrieben. Dies ist die Spannung, bei der sich ein Lichtbogen zwischen Sprühdraht und Niederschlagselektrode ausbildet und das Feld zusammenbricht. Ein stabiler Filterbetrieb setzt aber voraus, daß die Korona-Einsatzspannung deutlich unterhalb der Überschlagsspannung liegt. Mit steigender Temperatur jedoch sinken beide Spannungen und der Arbeitsbereich wird eingeeengt (Abb.3.2.3). Eine Steigerung des Druckes wirkt dem entgegen. Bei der HTHD-Anwendung können daher größere Feldstärken als bei Normalbedingungen erzeugt werden /15, 18, 19, 20/.

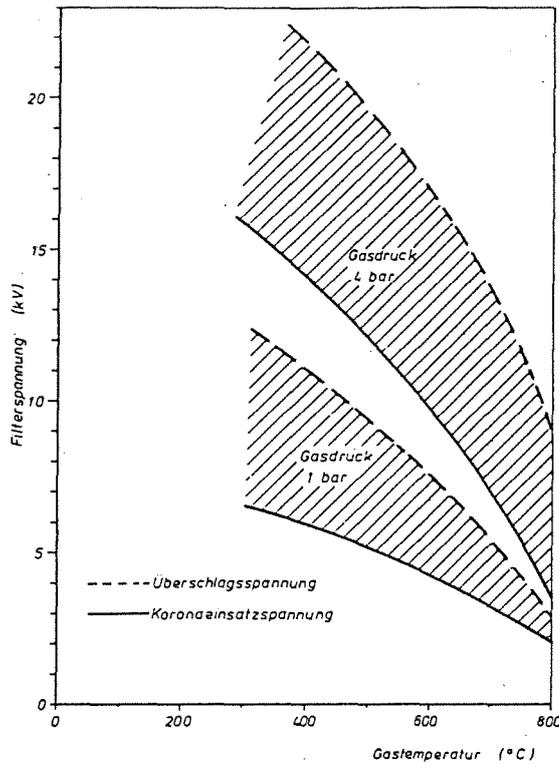


Abb.3.2.3: Arbeitsbereiche eines Elektrofilters /20/

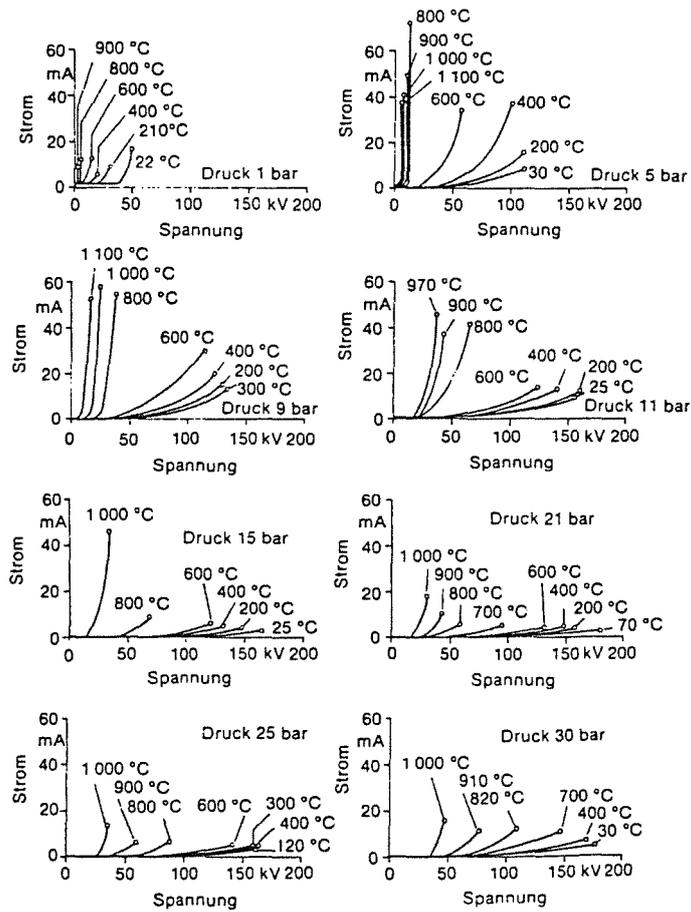


Abb.3.2.4: Strom-Spannungs-Charakteristik /17/

Für den Betrieb eines Elektrofilters ist die benötigte Leistung ausschlaggebend. Insbesondere bei hohen Temperaturen treten sehr hohe Ströme auf, bedingt durch den zusätzlichen Elektronenfreisetzungsvorgang der Thermoemission /21/.

Spezifischer Staubwiderstand

Der spezifische Staubwiderstand hat Einfluß auf den Auf- und Entladungsvorgang der Partikel und damit auf die gesamte Abscheidecharakteristik. Um ein Elektrofilter problemlos betreiben zu können, sollte nach /16/ der spezifische Staubwiderstand zwischen 10^7 und 10^{11} Ωcm liegen. Abb.3.2.5 zeigt typische Abhängigkeiten des spezifischen Widerstandes von der Temperatur.

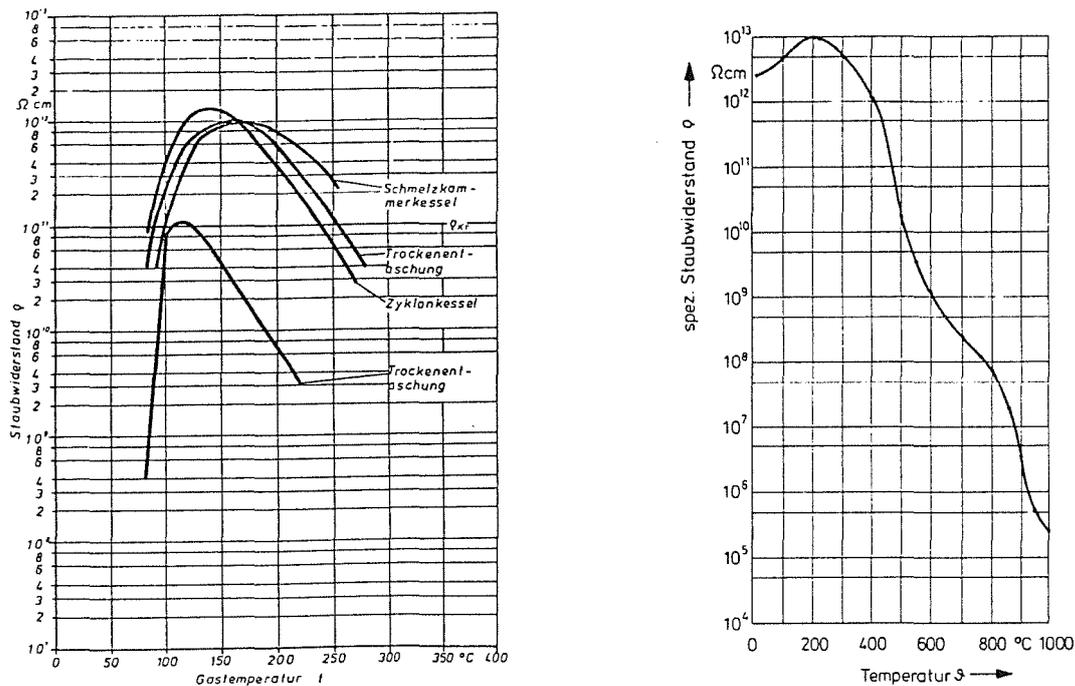


Abb.3.2.5: Staubwiderstandskurven für verschiedene Feuerungen
links: konventioneller Temperaturbereich /22/
rechts: Temperaturbereich bis 1000 $^{\circ}\text{C}$ /23/

Die Kurven weisen deutliche Maxima bei Temperaturen um 100 bis 200 $^{\circ}\text{C}$ mit Werten über 10^{12} Ωcm auf. Dies liegt daran, daß sich die Gesamtleitfähigkeit der Stäube aus einer Oberflächen- und einer Volumenkomponente zusammensetzt. Die Oberflächenleitfähigkeit rührt von gut leitenden Kondensat- bzw. Adsorbatschichten auf den Oberflächen der Stäube her. Diese existieren jedoch nur bei niedrigen Temperaturen, so daß dieser Anteil mit zunehmender Temperatur verschwindet. Die Volumenleitfähigkeit hingegen steigt mit zunehmender Temperatur aufgrund steigender Ionenbeweglichkeit /9/.

Bei Staubwiderständen größer als $10^{12} \Omega\text{cm}$ behält der abgeschiedene Staub seine negative Ladung. Er erzeugt dadurch an der Niederschlagselektrode ein Gegenfeld, die Potentialverteilung zwischen Kathode und Anode verschiebt sich. Die Feldstärke im Gasraum wird abgeschwächt - somit auch die Abscheideleistung. Zu hohe Staubwiderstände treten jedoch bei Temperaturen oberhalb von 500°C nicht mehr auf. Hier stellt sich eher das Problem zu niedriger Staubwiderstände. Bei Werten unter $10^5 \Omega\text{cm}$ geben die Staubteilchen ihre Ladungen bei Kontakt mit der Niederschlagselektrode sehr schnell ab und können sogar deren Potential annehmen. Dadurch treten sie in den Gasstrom zurück /16/. Konsequenz ist, daß sich dann ein Elektrofilter nicht zur Abscheidung eignet.

3.3 Naßabscheider

3.3.1 Verfahrensprinzip

In Naßabscheidern werden feste, flüssige oder gasförmige Verunreinigungen an eine, in die Gasströmung eingebrachte, Waschflüssigkeit gebunden und zusammen mit ihr abgeschieden. Die bei der Staubabscheidung in Naßabscheidern ablaufenden Vorgänge lassen sich in drei Phasen gliedern:

- Dispergierung der Waschflüssigkeit im Abgasstrom
- Zusammenführung der Waschflüssigkeitstropfen mit den Staubteilchen
- Bindung der Staubteilchen an die Waschflüssigkeitstropfen

Hinsichtlich der Art der Waschflüssigkeitsaufgabe und der Zusammenführung von Staub und Waschflüssigkeit unterscheidet man verschiedene Bauformen (Abb.3.3.1).

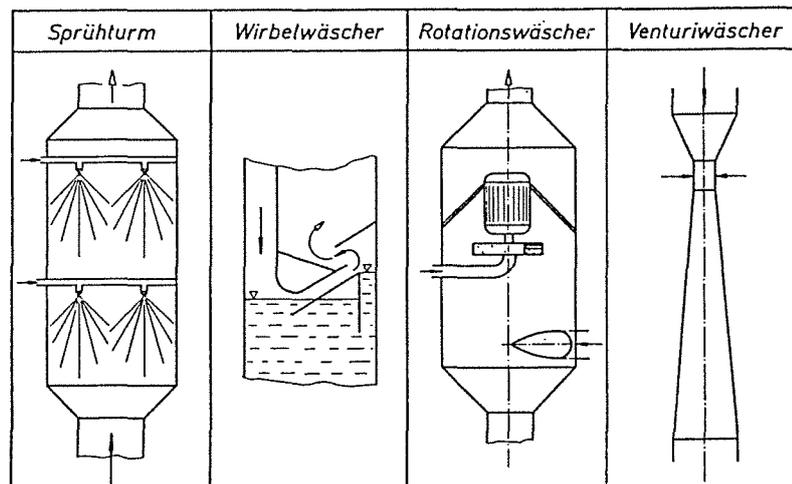


Abb.3.3.1: Bauformen von Naßabscheidern /11/

Der Staubabscheidung schließt sich die Abscheidung der Waschflüssigkeitstropfen und die Regeneration der Waschflüssigkeit an. Dadurch, daß die Partikeln an wesentlich größere Tropfen gebunden sind, ist eine einfache Trägheitsabscheidung der Tropfen möglich. Hierzu werden i.a. Lamellenabscheider verwendet (Abb.3.3.2).

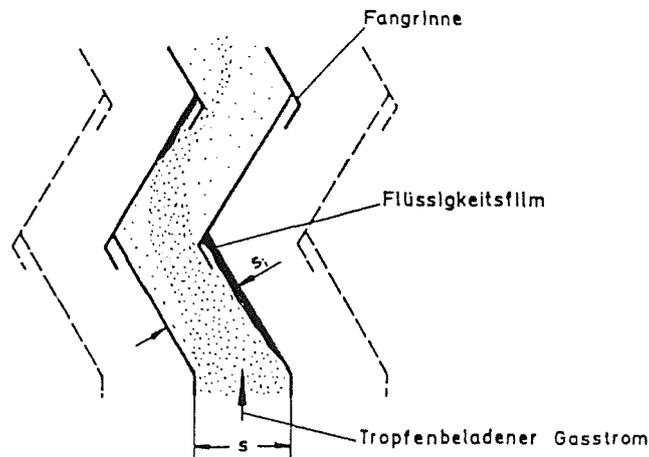


Abb.3.3.2: Tropfenabscheidung durch Lamellenbündel /11/

Der tropfenbeladene Gasstrom wird beim Durchströmen der Prallbleche mehrfach umgelenkt. Aufgrund ihrer Trägheit können die Tropfen nicht, oder nur teilweise, der Richtungsänderung folgen. Sie treffen auf der Wand auf und koaleszieren zu einem Flüssigkeitsfilm. Die Fangrinnen verhindern einen Wiedereintrag in den Gasstrom, so daß der Flüssigkeitsfilm nach unten abtropfen kann.

3.3.2 Abscheidewirksamkeit und Druckverlust

Zur effektiven Feinstaubabscheidung werden meist Venturiwäscher eingesetzt. In den bis zu einigen Metern langen Venturirohren wird die in der Kehle zugegebene Waschflüssigkeit durch die Gasströmung zerteilt. Die Partikeln werden im wesentlichen durch Trägheitseffekte abgeschieden. Bei Geschwindigkeiten von etwa 100 m/s werden Trenngrenzen bis zu $0,1 \mu\text{m}$ erreicht, wobei allerdings ein spezifischer Wasserbedarf von einigen Litern Waschflüssigkeit pro m^3 Gas und ein sehr hoher Druckverlust in der Größenordnung von 100 mbar und mehr in Kauf genommen werden müssen /11/.

Für eine genaue Vorausberechnung der Abscheidewirksamkeit dient das Barth'sche Modell /11/. Barth geht davon aus, daß die Partikelabscheidung am Einzeltropfen stattfindet. Aus der Teilchenbahn der dispergierten Tropfen läßt sich das vom Tropfen abgereinigte Gasvolumen und somit die Änderung der Staubkonzentration

berechnen. Hierfür müssen jedoch neben der Teilchenbahn der Tropfen und der Staubpartikeln die Verteilungen der Tropfen- und Partikelgröße bekannt sein.

Eine wesentlich einfachere Berechnungsmöglichkeit der Abscheidewirksamkeit bietet eine empirische Beziehung nach Semrau, die den Gesamtabscheidegrad E in Abhängigkeit der sog. Kontaktenergie K_T beschreibt /11/:

$$E = 1 - \exp(-\sigma K_T)^Y \quad (3.17)$$

Die Kontaktenergie K_T wiederum ist eine Funktion des Druckverlustes, so daß Gleichung 3.17 keinen physikalischen Hintergrund besitzt, sondern lediglich Aufwand und Ergebnis miteinander verknüpft.

Fragen nach der Abscheidewirksamkeit von Naßabscheidern bei hohen Temperaturen und hohen Drücken sind wegen der komplexen Vorgänge nicht einfach zu beantworten. Sie treten jedoch hinter die Frage nach einer geeigneten Waschflüssigkeit zurück. Für eine HTHD-Anwendung ist günstig, daß die Abscheidung klebriger oder schmelzflüssiger Partikeln wegen der Trennung von Staubabscheidung und Waschflüssigkeitsregeneration keine Probleme bereitet. Zudem kann simultan zur Partikelabscheidung eine Abscheidung von Schadgaskomponenten stattfinden.

3.3.3 Waschflüssigkeit für die HTHD-Staubabscheidung

Für den Einsatz bei Temperaturen bis 800°C kommen nur Metall- oder Salzschmelzen als Waschflüssigkeit in Frage. Nach /24/ sollte das Waschmedium folgende Eigenschaften erfüllen:

- Das Waschmedium muß bei einer Temperatur von 500°C flüssig vorliegen und sich gut verdüsen lassen.
- Die Dispergierung bei hohen Temperaturen sollte ähnlich wie bei der Verwendung von Wasser bzw. wäßrigen Lösungen in konventionellen Naßabscheidern sein.
- Der Dampfdruck des Waschmediums muß, zumindest bis zu Gastemperaturen von 800°C, vernachlässigbar klein sein.
- Das Waschmedium muß ein hohes Bindevermögen für feste Stäube und evtl. für gasförmige Schadstoffe aufweisen.

- Es darf beim Einsatz in Kohlevergasungsprozessen keine oder nur eine stark eingeschränkte Absorptionsfähigkeit gegenüber Gaskomponenten haben, da sonst die Verbrennung des Kohlegases negativ beeinflusst wird.
- Es darf keine Verunreinigung des Gases durch das Waschmedium oder durch dessen Reaktionsprodukte auftreten.
- Das Medium bzw. dessen Reaktionsprodukte müssen entweder möglichst verlustfrei wiederaufbereitet werden können oder zumindest in unproblematische deponiefähige Stoffe überführt werden können.

Unter den Metallen kommt hierbei insbesondere Zinn in Betracht, gegebenenfalls mit Zusätzen von Kupfer oder Aluminium. Bedingt durch eine mögliche Oxidation kann es jedoch nur in reduzierender Atmosphäre eingesetzt werden - also bei Kohlevergasungsprozessen. Zudem muß das Gas weitgehend frei von Chlor bzw. Chlorwasserstoff sein, da sonst flüchtiges Zinnchlorid entstehen kann. Anorganische Salzschmelzen hingegen können sowohl in reduzierender als auch in oxidierender Atmosphäre verwendet werden. Sie bestehen im wesentlichen aus Natrium-, Kalium- und Calciumverbindungen - vor allem Hydroxiden und Carbonaten. Im Gegensatz zu Zinn, mit dem nur H_2S abzuscheiden ist, kann man mit Alkalischmelzen saure Schadgase wie SO_2 , HCl , HF und H_2S abscheiden.

Im Rahmen einer Dissertation /25/ wurde an der GHS Essen eine halbtechnische Versuchsanlage aufgebaut, die einen Betrieb mit Temperaturen bis zu $400^\circ C$ erlaubte. Es wurde gezeigt, daß prinzipiell Staubabscheidegrade von mehr als 90 % erreichbar sind - wenn auch bei sehr hohem Differenzdruck. Prinzipiell herrschen die gleichen Abhängigkeiten von den Betriebsparametern Gasgeschwindigkeit und Waschflüssigkeitsverhältnis wie bei Normalbedingungen. Mit steigender Temperatur wird die vorherrschende Trägheitsabscheidung aufgrund steigender Gasviskosität zwar verschlechtert, gleichzeitig ändern sich aber die Haftbedingungen zwischen Partikeln und Waschflüssigkeitstropfen - letzteres jedoch in noch unbekannter Weise. Es konnte gezeigt werden, daß Naßabscheider prinzipiell zur Partikel- und Schadgasabscheidung auch bei hohen Temperaturen geeignet sind. Aufgrund der schwierigen Handhabung der Waschflüssigkeiten und den Problemen bei ihrer Regeneration - selbst bei relativ niedrigen Temperaturen von $400^\circ C$ - besitzen sie jedoch gegenüber anderen Staubabscheidern und einer trockenen HTHD-Schadgasadsorption nur geringe Realisierungschancen. Aus diesen Gründen wurde die Förderung durch das BMFT eingestellt /26/.

3.4 Filternde Abscheider

3.4.1 Verfahrensprinzip

In filternden Abscheidern wird der Gasstrom durch ein poröses Medium hindurchgeleitet. Als Filtermedium unterscheidet man aus Fasern aufgebaute Schichten wie Filze, Vliese und Gewebe sowie körnige Schichten. Durch verschiedene Mechanismen gelangen im Gas dispergierte Partikeln an die Fasern bzw. Körner und werden dort durch Adhäsionskräfte festgehalten und somit aus dem Gasstrom entfernt. Filternde Abscheider werden nach dem Aufbau, der Wirkungsweise und dem Einsatzgebiet in drei Gruppen eingeteilt:

- Tiefen- oder Speicherfilter (z.B. Schwebstofffilter)
- Abreinigungsfilter (z.B. Schlauchfilter)
- Schüttschichtfilter

Tiefen- oder Speicherfilter setzt man vorzugsweise bei niedrigen Staubkonzentrationen ein. Sie sind meist nicht regenerierbar und werden nach Überschreiten einer gewissen Staubeinlagerung weggeworfen, da ihr Strömungswiderstand zu stark angewachsen ist. Bei Abreinigungsfiltern übernimmt ein sich nach kurzer Zeit an der Oberfläche des Filtermediums aufbauender Staubkuchen die Abscheidung. Diese Filter werden nach Erreichen eines vorgegebenen Druckverlustes abgereinigt und der Filtrationsprozeß periodisch wiederholt. Daher sind sie bei hohen Staubkonzentrationen einsetzbar. Schüttschichtfilter gelangen aufgrund ihrer Robustheit dann zur Anwendung, wenn abrasive, chemisch aggressive und/oder klebrige Stäube abzuscheiden sind sowie bei der Gefahr von Glimmbränden oder Taupunktunterschreitungen.

Für den Einsatz bei den fortschrittlichen Kohleverstromungstechniken kommen nur Abreinigungsfilter oder Schüttschichtfilter in Frage, da wegen der sehr hohen Staubkonzentrationen, die dort auftreten, ein zyklischer Filtrations-/Regenerationsbetrieb unerlässlich ist.

3.4.2 Abscheidecharakteristik

Die Partikelabscheidung findet zunächst im Inneren der Faser- oder Kornschicht an der einzelnen Faser bzw. am einzelnen Korn statt. Die Abscheidung sehr kleiner Partikeln wird dabei hauptsächlich durch Diffusionseffekte bestimmt. Größere Parti-

keln werden überwiegend durch Trägheitskräfte abgeschieden. Im Übergangsbereich sind die Diffusions- und Trägheitsabscheidung wenig wirksam, die Partikeln folgen den Stromlinien des Gases. Sie werden nur dann abgeschieden, wenn sie sich bis auf Partikelradius der Kollektoroberfläche genähert haben. Man spricht vom sog. "Sperrereffekt". Die Einflußgrößen auf die verschiedenen Effekte können zu drei dimensionslosen Kennzahlen zusammengefaßt werden.

Diffusionseffekt - Pecletzahl Pe

Die Abscheidung aufgrund des Diffusionseffektes wird durch die Pecletzahl Pe beschrieben.

$$Pe = 3 \pi \mu_{\text{gas}} u_0 d_p d_{F/K} / Cu k T \quad (3.18)$$

Mit steigender Temperatur nimmt die thermische Eigenbeweglichkeit der Gasmoleküle zu. Durch größeren Impulsaustausch der Gasmoleküle mit den Partikeln werden diese wiederum zu stärkeren stochastischen Bewegungen um ihre Flugbahn angeregt. Die Abscheidung aufgrund des Diffusionseffektes η_{Diff} ist in erster Näherung proportional zu $Pe^{-2/3}$.

$$\eta_{\text{Diffusion}} \sim Pe^{-2/3} \sim [Cu T / \mu_{\text{gas}}]^{-2/3} \quad (3.19)$$

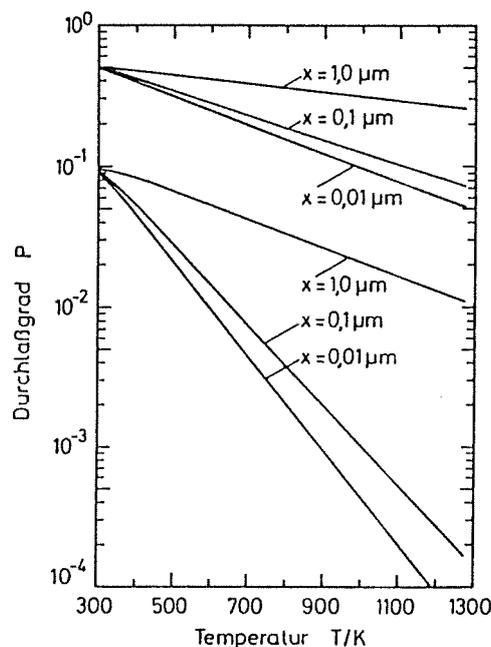


Abb.3.4.1: Abnahme des Durchlaßgrades $P = 1 - \eta_{\text{Diffusion}}$ mit steigender Temperatur bei Annahme einer 10 bzw. 50 %igen Abscheidung bei Raumtemperatur /27/

Wegen der Abhängigkeit des Cunningham-Faktors C_u von der mittleren freien Weglänge der Gasmoleküle, nimmt die Diffusionsabscheidung mit steigendem Druck ab. Abb.3.4.1 zeigt die Abnahme des Durchlaßgrades $P = 1 - \eta_{\text{Diffusion}}$ mit zunehmender Temperatur für verschiedene Partikelgrößen bei Annahme einer 10 bzw. 50 %igen Abscheidung bei Raumtemperatur.

Sperreffekt - Sperreffektparameter R

Zur Charakterisierung der Abscheidung aufgrund des Sperreffekts dient der Sperreffektparameter R.

$$R = d_p / d_{F/K} \quad (3.20)$$

Die Abscheidung aufgrund des Sperreffekts beruht auf der geometrischen Ausdehnung des Partikels und ist damit unabhängig von Temperatur und Druck. Die Sperreffektabscheidung ist proportional zum Quadrat des Sperreffektparameters.

$$\eta_{\text{Sperreffekt}} \sim R^2 \quad (3.21)$$

Trägheitseffekt - Trägheitsparameter Ψ

Die Abscheidung aufgrund des Trägheitseffektes wird durch den Trägheitsparameter Ψ beschrieben.

$$\Psi = C_u u_0 \rho_p d_p^2 / 18 \mu_{\text{gas}} d_{F/K} \quad (3.22)$$

Die Trägheitskraft, die auf das Partikel bei der Umströmung einer Faser bzw. eines Korns wirkt, ist unabhängig von Temperatur und Druck. Ihr steht jedoch die Widerstandskraft aufgrund der Gasviskosität entgegen, die versucht das Partikel auf der Stromlinie des Gases zu halten. Partikelbahnrechnungen ergeben folgende Proportionalität (siehe Abb.3.4.2):

$$\eta_{\text{Trägheit}} \sim \Psi^{3+4} \sim [C_u / \mu_{\text{gas}}]^{3+4} \quad (3.23)$$

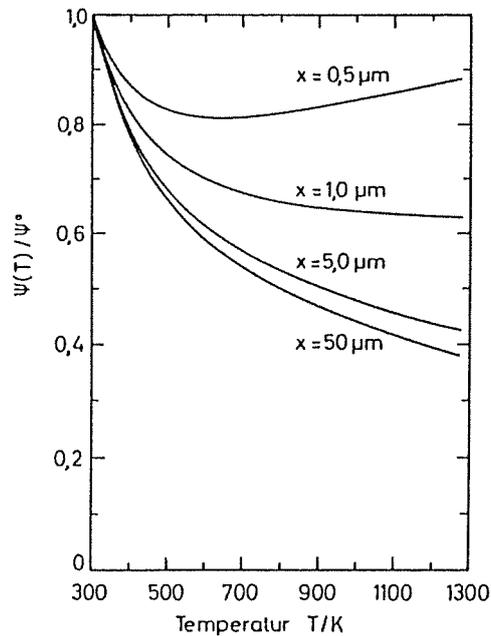


Abb.3.4.2: relativer Verlauf des Trägheitsparameters mit steigender Temperatur /27/

Da ab einer Partikelgröße größer $1 \mu\text{m}$ der Cunningham-Faktor gleich $Cu = 1$ gesetzt werden kann ist hier mit einer Verschlechterung der Partikelabscheidung aufgrund steigender Gasviskosität zu rechnen. Für Partikeln kleiner $0,5 \mu\text{m}$, bei denen Diffusionseffekte dominieren, kann der Trägheitsparameter nach Durchlaufen eines Minimums durch den Einfluß des Cunningham-Faktors ($Cu > 1$) wieder größere Werte annehmen.

Mit zunehmender Filtrationszeit werden die Poren im Filtermedium allmählich zugesetzt. Es ändern sich somit die Struktur und das Strömungsfeld im Inneren und damit die Abscheidebedingungen. Wünschenswert ist eine schnelle Verlagerung der Abscheidung an die Oberfläche. Durch das Entstehen eines Filterkuchens wird zum einen die Abscheidung stark verbessert (zusätzlicher Siebeffekt) und zum anderen können die Filtermedien leichter regeneriert werden. Die Poren des Filterkuchens liegen in der Größenordnung der Partikelgröße. Damit werden nachfolgende Partikeln praktisch quantitativ abgeschieden. Inwieweit höhere Temperaturen und höhere Drücke eine veränderte Struktur des Filterkuchens bewirken ist nicht bekannt.

Neben dem Einfluß von Temperatur und Druck auf den Diffusions- und den Trägheitseffekt ist der Einfluß höherer Adhäsionskräfte zwischen den Partikeln und der Faser bzw. dem Korn von Bedeutung. Bei Raumtemperatur kann es bei Überschreiten einer kritischen Auftreffgeschwindigkeit des Partikels auf die Faser bzw. das Korn zum Abprallen des Partikels kommen. Mit steigender Temperatur nehmen die Adhäsionskräfte aufgrund einer größeren plastischen Verformung der Partikeln zu, und der Effekt tritt nicht mehr auf /27/.

3.4.3 Filtermedien für die HTHD-Staubabscheidung

Der Einsatz filternder Abscheider unter HTHD-Bedingungen erfordert zunächst die Bereitstellung geeigneter, hochtemperaturbeständiger Filtermedien. Die Apparate-technik ist erst in zweiter Linie von Bedeutung. Für die Anwendung bis etwa 650°C können metallische Fasermedien eingesetzt werden. Die Temperaturbegrenzung bis 650°C liegt in der Feinheit der Metallfasern ($d_F \approx 10$ bis $50 \mu\text{m}$) begründet. Sie weisen damit eine sehr hohe spezifische Oberfläche auf, die im Gegensatz zum Grundmaterial schnell verzündet. Im Temperaturbereich bis 1000°C und darüber kommen als Ausgangsmaterialien nur nichtmetallische, anorganische Fasern sowie keramische Granulate in Frage. Einen Überblick über HT-Fasermaterialien, deren Zusammensetzung, Verarbeitbarkeit und Temperaturbeständigkeit gibt Tab.3.4.1.

Tab.3.4.1: Überblick über verschiedene HT-Fasermaterialien /28/

Fasermaterial	Hauptbestandteile	verarbeitbar zu	Temperaturbeständigkeit
Metall	Fe, Cr, Ni, Mo	Vlies, Filz, Gewebe	650°C
Glas	SiO ₂ , Al ₂ O ₃ , CaO, B ₂ O ₃ , Fe ₂ O ₃	Vlies, Gewebe, (Filz)	normal 450°C hochveredelt 1000°C nachbehandelt 1400°C
Graphit	C	Filz	oxidierende Atmosphäre 400°C reduzierende Atmosphäre 2000°C
Tonerdesilikat	Al ₂ O ₃ , SiO ₂	Vlies, Filz, (Gewebe)	1200°C
Tonerde	Al ₂ O ₃	Vlies, Filz	1500°C

Für die HTHD-Entstaubung bei den Druck-Kohleverstromungsprozessen kommen wegen der Temperaturbeständigkeit neben veredelten Glasfasern nur keramische Fasern (Tonerdesilikat oder reine Tonerde) in Betracht. Reine Graphitfasern sind zwar in reduzierender Atmosphäre, also bei Kohlevergasungsprozessen, bis 2000°C beständig, die Betriebssicherheit ist allerdings gering. Unter den Fasermaterialien

zeichnen sich keramische Fasern, deren Hauptbestandteil Al_2O_3 und SiO_2 ist, durch einen sehr geringen Faserdurchmesser von etwa $3 \mu\text{m}$ aus (Tab.3.4.2). Dies ist im Hinblick auf eine hohe Abscheidewirksamkeit feiner Partikeln von großer Bedeutung. Aus Gleichung 3.18 und 3.19 folgt die Proportionalität:

$$\eta_{\text{Diffusion}} \sim \text{Pe}^{-2/3} \sim [d_f]^{-2/3} \quad (3.24)$$

Der Tab.3.4.2 ist außerdem zu entnehmen, daß die Anwendungstemperatur mit steigendem Al_2O_3 -Gehalt steigt. Die Ausgangsmaterialien müssen jedoch zu Filtermedien verarbeitbar sein und neben der Temperaturbeständigkeit eine hohe Temperaturwechselbeständigkeit, eine hohe Korrosionsbeständigkeit und eine hohe mechanische Festigkeit aufweisen. Diese Eigenschaften sind im Betrieb zu überprüfen.

Tab.3.4.2: Faserdurchmesser und Temperaturbeständigkeit keramischer Fasern mit unterschiedlichem Al_2O_3 -Gehalt /29/

Fasertyp	Faserdurchmesser	Anwendungs- temperatur	Schmelz- temperatur
Aluminiumsilikat 45-50 % Al_2O_3 50-55 % SiO_2	$3 \mu\text{m}$	1100°C (Dauer) 1260°C (Spitze)	1780°C
Aluminiumsilikat ≈ 60 % Al_2O_3 ≈ 40 % SiO_2	$2,5 \mu\text{m}$	1250°C (Dauer) 1400°C (Spitze)	1800°C
Aluminiumsilikat 55 % Al_2O_3 41,5 % SiO_2 3,5 % Cr_2O_3	$3 \mu\text{m}$	1400°C (Dauer) 1450°C (Spitze)	1920°C
Aluminiumsilikat/ Aluminiumoxid- Mischtyp 85 % Al_2O_3 15 % SiO_2	$7 \mu\text{m}$	1400°C (Dauer) 1500°C (Spitze)	
Aluminiumoxid 95 % Al_2O_3 5 % SiO_2	$3 \mu\text{m}$	1500°C (Dauer) 1600°C (Spitze)	2000°C

4. Staubabscheideverfahren im Einsatz unter HTHD-Bedingungen

4.1 Zyklone

4.1.1 Vor- und Nachteile

Zyklone zeichnen sich durch einen einfachen Aufbau ohne bewegte Teile aus. Sie erfordern nur geringe Investitionsmittel und gelten ohne aufwendige Wartung als betriebssicher. Ihr gleichbleibender Differenzdruck wirkt sich günstig auf das Betriebsverhalten der Gesamtanlage aus /30/. Die fundierte Abscheidetheorie ermöglicht eine sichere Vorausberechnung des Apparates, entsprechend den filtertechnischen Anforderungen /13/. Die Abscheidung im Zykloninneren, wie sie in Kapitel 3.1 beschrieben ist, erfolgt solange bis die Staubbiladung im Rohgas eine gewisse Grenze überschreitet. Oberhalb dieser sog. Grenzbeladung kann die Rotationsströmung den Staub nicht mehr gleichmäßig verteilt tragen. Es fällt schon in der Einlaufströmung des Zyklons so viel Staub aus, bis die schwächere Turbulenz den Rest noch trägt. Dabei wird der Staub unabhängig von der Partikelgröße abgeschieden. Bei dem Reststaub findet eine weitere Partikelabscheidung bis hinunter zur Grenzkorngröße gemäß Gleichung 3.3 statt. Aufgrund dieser Charakteristik erreicht der Zyklon bei sehr hohen Rohgasstaubbiladungen sehr hohe Massenabscheidegrade. Die Grenzkorngröße kann zwar unter $5\ \mu\text{m}$ liegen, es muß jedoch ein sehr hoher Druckverlust in Kauf genommen werden. Zudem kann nicht gewährleistet werden, daß Partikeln, die wesentlich größer als $10\ \mu\text{m}$ sind, ins Reingas gelangen. Dies bedingt eine Nachentstaubung zum Schutz der Gasturbine. Der Zyklon wird daher in HTHD-Entstaubungsanlagen zumindest als Vorabscheider eingesetzt /13/. Wegen der vorhandenen Erfahrungen beim Einsatz von Zyklonen unter extremen Temperatur- und Druckbedingungen, und in Ermangelung anderer, kommerziell verfügbarer, HTHD-Entstaubungstechniken, wird der Zyklon meist zusätzlich auch zur Nachentstaubung verwendet. Die Tabelle 4.1.1 gibt einen Überblick über installierte Zyklonentstaubungsanlagen hinter Druck-Wirbelschichtanlagen /31/. Der Tabelle ist zu entnehmen, daß eine Reihenschaltung von bis zu 4 Zyklonen nötig ist, um die Reinheitsanforderungen für den Gasturbinenbetrieb zu gewährleisten. Der Druckverlust, der hierbei in Kauf genommen werden muß, stellt allerdings den Wirkungsvorteil fortschrittlicher Kohleverstromungstechniken in Frage.

Tab.4.1.1: Überblick über installierte Zyklonentstaubungsanlagen hinter Druck-Wirbelschichtanlagen /31/

Standort der Anlage	eingesetzt als Stufe	Anzahl parallele Zyclone je Stufe	max. Temperatur am Eintritt in °C	max. Druck in bar	max. Durchsatz je Zyclon in kg/s	Betrieb der Anlage
Delft University, NL, /2/	1 2	1 1	850 800	1-8 1-8	0,5 *	seit 1976
Grimethorpe, GB, /3/	1 2	2 2	640-910 < 640-910	6-12 6-12	14	1980-1984
ASEA *PFBC Component Test Facility* /4-5/ Finspong, Malmö, S	1 2 (3)	1 1 (1)	850 <850 <850	17 17 17	8 8 8	seit 1982
New York University USA, /6/	1	1	900	10	2,6	seit 1982
Nanjing Institute of Technology, Nanjing, China, /7/	1 2 3 4	1 1 1 1	880 730 700 680	6 6 5,9 5,8	0,5 0,5 0,5 0,5	seit 1984
CRE PFBC Test Facility Stoke Orchard, GB, /8/	1	1	850	20	0,75	seit 1986
RWTH Aachen, FRG	1	2x4	500	1-3,7	1,9	seit 1986
Grimethorpe, GB, /24/	1 2	2 -	900 840	11,6 11,6	20 (4,5) 20 (-)	1987
Friedrichsfeld, FRG, /17/	1	1	850	16	7,0	ab 1989
TIDD PFBC Demonstration Plant Brilliant, Ohio, USA, /9/	1 1	7 7	850 * 840	10 10	11,7 11,7	ab 1990
Escatrón, E, /11/	1 2	9 9	850 * 800	12 12	11,8 11,8	ab 1990

* geschätzte Werte

Herausgegriffen aus dieser Übersicht sei die Druck-Wirbelschicht-Versuchsanlage in Grimethorpe (Abb.4.1.1). Sie besitzt den bisher höchsten Gasdurchsatz.

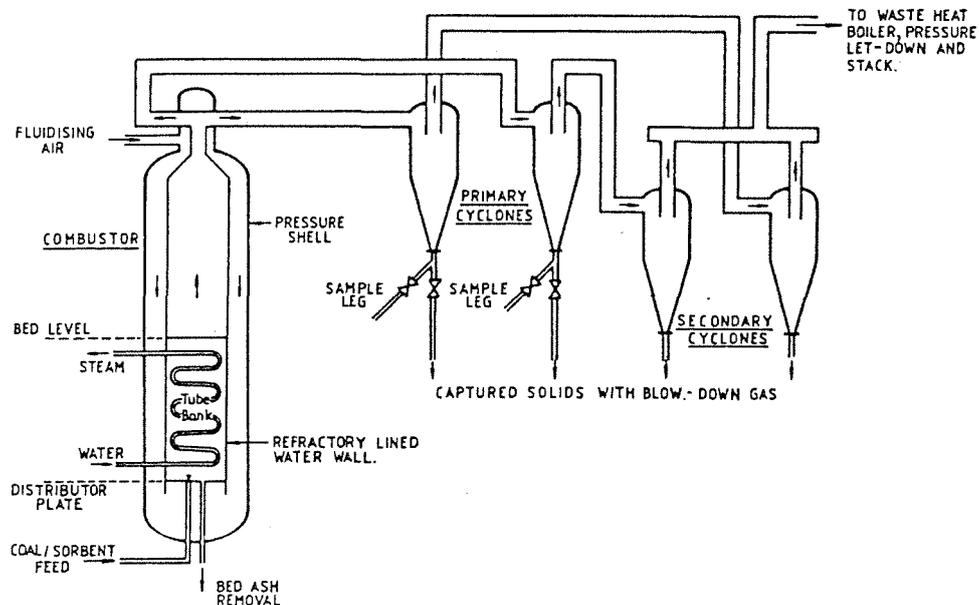


Abb.4.1.1: Schema der Zyklonentstaubungsanlage der Druck-Wirbelschicht-Versuchsanlage in Grimethorpe, Großbritannien /32/

Die Anlage dient hauptsächlich der Untersuchung der Anlagenkomponenten Feuerung, Schadgasabscheidung und Hochtemperaturentstaubung. Sie wird allerdings ohne Gasturbine betrieben /32/, was eine Bewertung der HTHD-Entstaubung erschwert. Zur Staubabscheidung sind 2 mal 2 Zyclone gleichen Typs in Reihe geschaltet. Gemessene Gesamtabscheidegrade sowie Druckverluste für die jeweiligen Stufen sind Abb.4.1.2 und Abb.4.1.3 zu entnehmen.

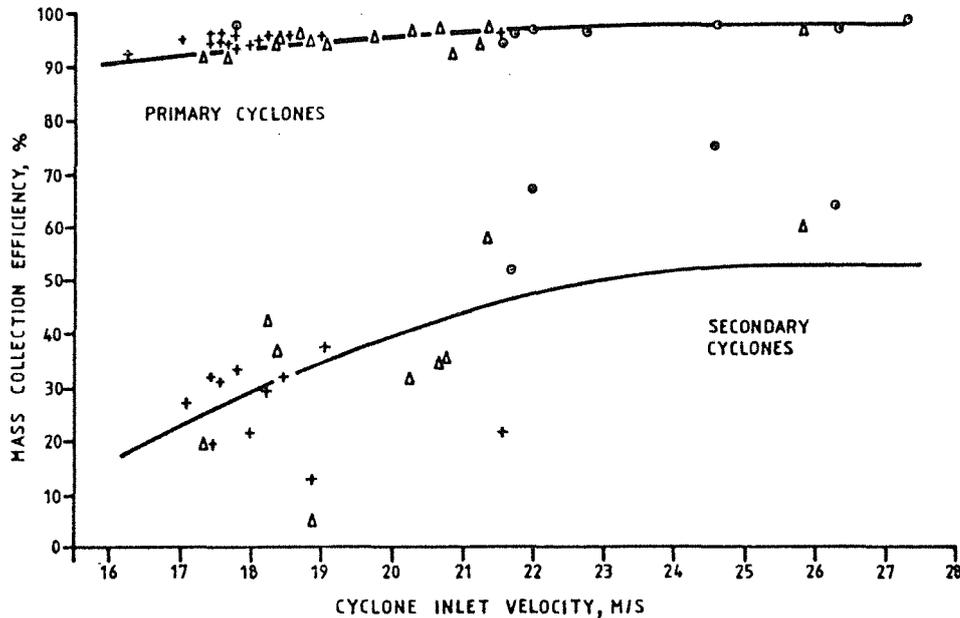


Abb.4.1.2: Massenabscheidegrade der beiden Zyclonstufen der Druck-Wirbelschicht-Versuchsanlage in Grimethorpe /32/

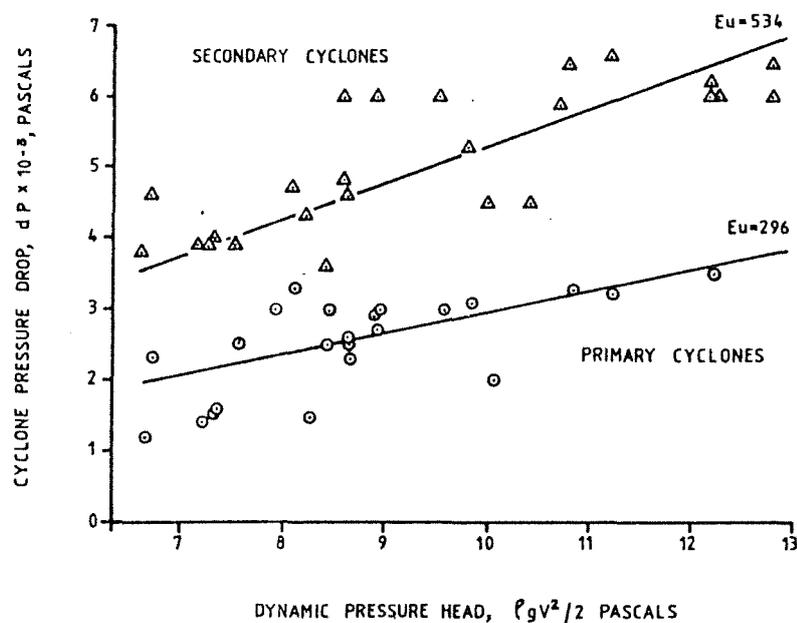


Abb.4.1.3: Druckverluste der beiden Zyclonstufen der Druck-Wirbelschicht-Versuchsanlage in Grimethorpe /32/

Aufgrund der hohen Staubbeladung lassen sich mit der 1. Zyklonstufe Massenabscheidegrade bis zu 98 % erreichen. Die 2. Stufe erreicht lediglich eine Abscheidung von 50 bis 60 %. Der fast doppelt so hohe Druckverlust der 2. Stufe wird durch die niedrige Staubbeladung begründet /32/. Bei einer typischen Rohgasstaubbeladung nach der Feuerung von etwa 10 g/m³ ergibt sich damit ein Staubgehalt von etwa 100 mg/m³ nach der 2. Stufe. Auch andere Zyklonentstaubungsanlagen bringen keine wesentlich niedrigeren Reingasstaubgehalte, wie die Gesamtabseidegrade in Tabelle 4.1.2 zeigen.

Tab.4.1.2: Betriebsdaten verschiedener Zyklonentstaubungsanlagen /30/

Anlage	Anzahl der Zyklone	Druck [bar]	Temperatur [°C]	Gesamtabscheidegrad [%]	d _{50,3} [µm]	relativer Druckverlust Δp/p [%]
NCB-CURL Leatherhead	3	6	860	99,1	1,5	4,4
Curtiss-Wright	3	6	900	95-98	1,3	
Westinghouse	3	11	815	84	3	8
Exxon	3	9-10	960	99	1-3	13
Aerodyne				90	1	
Grimethorpe	2	6-12	850	98,5	1-2	12
handelsüblicher Zyklon	1	1	850	90-95	5-15	0,5-1,5

Die Anforderungen der Gasturbinenhersteller werden bezüglich des notwendigen Abscheidegrades nicht erfüllt. Sollte die Entwicklung verschleißfesterer Gasturbinen dennoch einen Betrieb ermöglichen, ist auf alle Fälle eine zusätzliche Kaltgasentstaubung nötig, um die Emissionsgrenzwerte für Staub einzuhalten. Neben der schlechten Abscheideleistung vor allem im Feinstaubbereich und seinem hohen Druckverlust zeigt der Zyklon zusätzlich eine verminderte Abscheideleistung bei Reduzierung des Volumenstromes, also z.B. bei Teillast der Gesamtanlage.

4.1.2 Maßnahmen zur Verbesserung der Abscheideleistung

Wird der Zyklon nicht nur als erste Stufe gewählt, so ist nur eine Reihenschaltung verschiedener Zyklontypen sinnvoll /30/:

- 1. Stufe:
Zyklone mit großem Durchmesser-Höhe-Verhältnis für hohe Staubbeladungen.
- 2. Stufe:
Zyklone mit kleinem Durchmesser-Höhe-Verhältnis für hohe Abscheideleistung.

Um der schlechten Abscheideleistung im Feinstaubbereich zu begegnen, kann man den Gasvolumenstrom auf mehrere parallel geschaltete kleinere Zyklone verteilen (Abb.4.1.4).

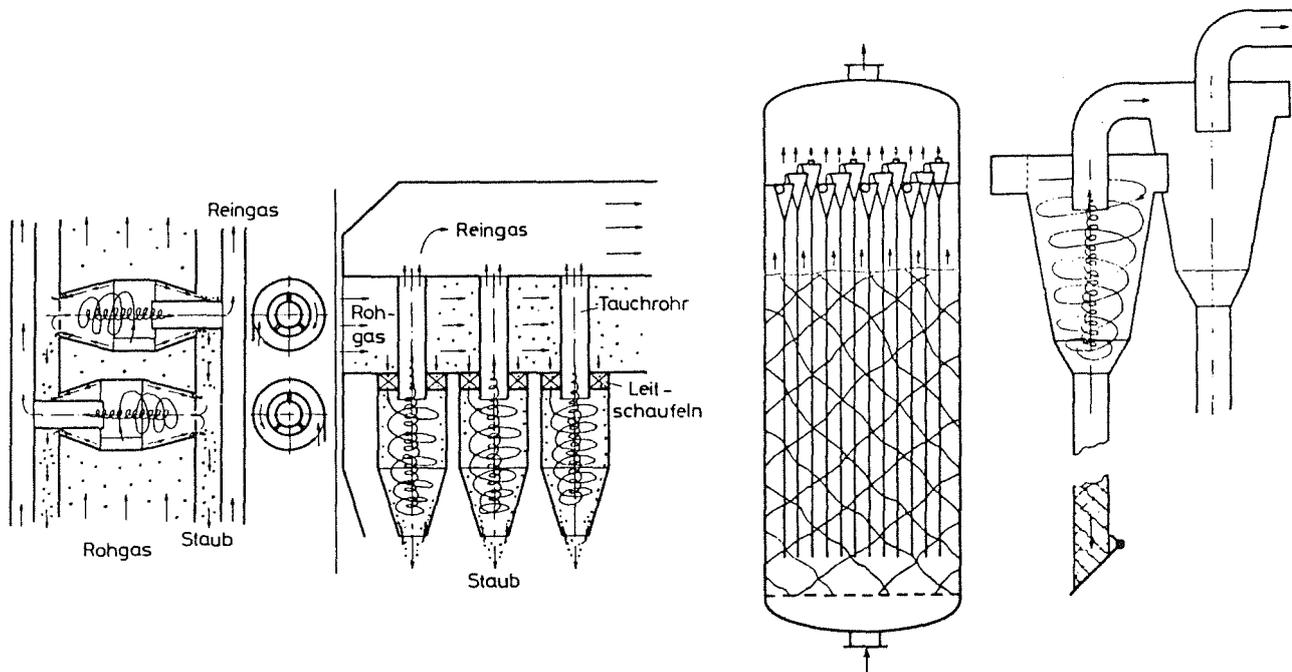


Abb.4.1.4: Multiklonanlagen verschiedener Bauart /13/

Für die Praxis ist jedoch zu beachten, daß bei zu kleinen Zyklonen die Gefahr des Verstopfens besteht und Verteilungsprobleme auftreten. Zudem hat ein erhöhter Druckverlust auch eine Erhöhung der Turbulenz zur Folge, wodurch bereits abgeschiedener Staub wieder aufgewirbelt wird /15/. Andere Überlegungen gehen davon aus, dem Zyklon eine Kornvergrößerung durch akustische Agglomeration vorzuschalten /33, 34/. Die benötigten Schallenergien erfordern allerdings aufwendige Lärmschutzmaßnahmen. Zudem kann im Zyklon eine Desagglomeration auftreten, falls die Agglomerate nicht stabil genug sind.

4.1.3 Sonderbauarten

Sämtliche Modifikationen am konventionellen Gaszyklon bezwecken eine Absenkung der Grenzkorngröße. Dies entweder durch Realisierung höherer Abscheidekräfte oder durch Verhinderung des Wiedereintrags von bereits abgetrenntem Staub.

Gaszentrifuge

Konventionelle Zyklone sind in ihrer Abscheideleistung dadurch begrenzt, daß die Gasgeschwindigkeit nicht beliebig erhöht werden kann. Sehr hohe Geschwindigkeiten haben aufgrund des Impulsaustausches zwischen der turbulenten Drallströmung und der Grenzschichtströmung an der Wand ein Wiederaufwirbeln von bereits abgetrenntem Staub zur Folge. Um dieses Aufwirbeln zu verhindern, muß der Geschwindigkeitsgradient zwischen Wand und Hauptströmung reduziert werden, entweder durch eine mitrotierende Zyklonwand /35/ oder durch Rotation des ganzen Zyklons /36, 37/. In letzterem Fall spricht man von der sog. "Gaszentrifuge" (Abb.4.1.5).

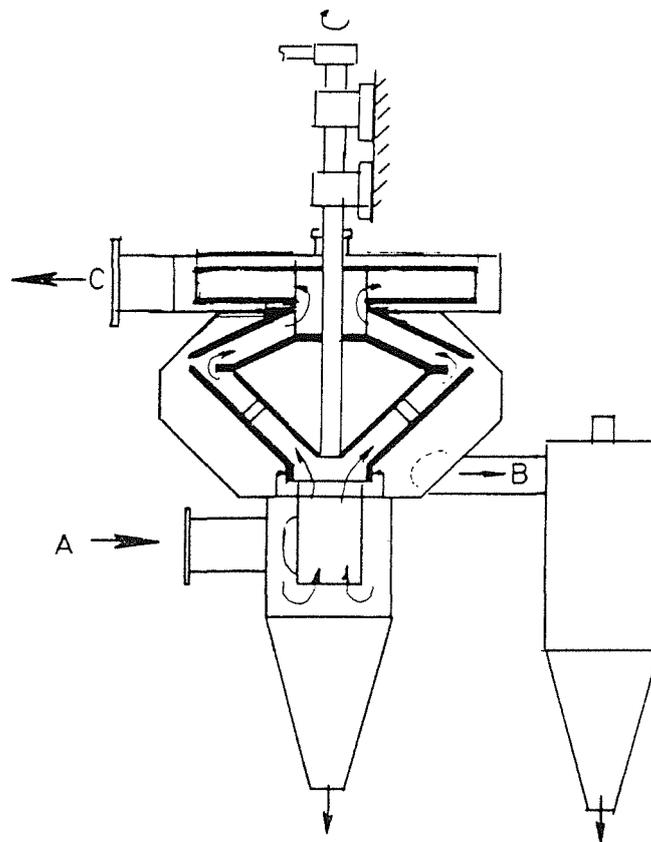


Abb.4.1.5: schematischer Aufbau der Gaszentrifuge /37/

Der eigentlichen Gaszentrifuge ist ein Zyklon vorgeschaltet, in dem Partikeln größer $10 \mu\text{m}$ abgeschieden werden. Das vorgereinigte Gas wird in der, auf das Tauchrohr aufgesetzten, Zentrifuge auf Umfangsgeschwindigkeiten von 2000 - 3500 U/min beschleunigt. Im Übergang zwischen dem konvergierenden und divergierenden Spalt erfolgt die Feinstaubausschleusung. Berechnungen des Strömungsfeldes haben eine 100 %ige Abscheidung von Partikeln oberhalb $3,5 \mu\text{m}$ ergeben - und dies bei einem geringeren Druckverlust verglichen mit einem konventionellen Hochleistungszyklon gleicher Abscheidegüte. Die Auslegungsdaten müssen jedoch erst im Einsatz überprüft werden. Auch steht der hohen Abscheideleistung ein wesentlich höherer apparativer Aufwand entgegen, der die Verfügbarkeit in Frage stellt.

Drehströmungsentstauber

Der Drehströmungsentstauber /38/ arbeitet mit einer speziellen Kombination zweier Drallströmungen (Abb.4.1.6).

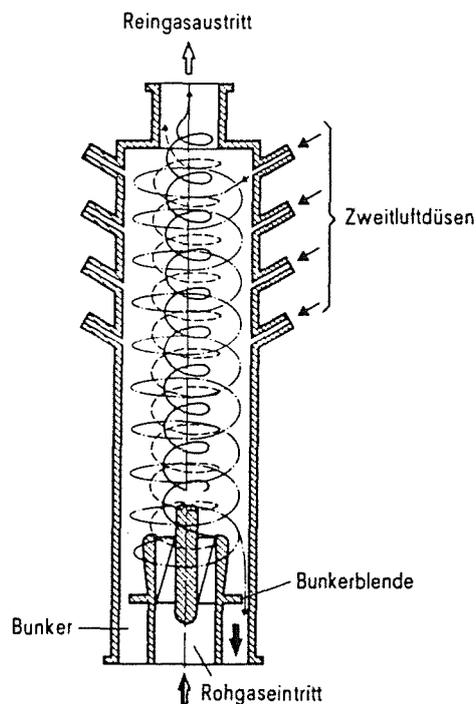


Abb.4.1.6: Wirkungsweise des Drehströmungsentstaubers /38/

Der zu reinigenden Rohgasströmung wird beim Eintritt in den Entstauber durch Leitschaufeln eine Drehströmung aufgeprägt. Diesem Hauptstrom wird durch tangential nach unten gerichtete Düsen eine zweite Drehströmung als Mantelströmung überlagert. Diese Zweitluft bewegt sich zunächst nach unten bis zur Bunkerblende,

dort wird sie scharf einwärts gelenkt und strömt nun mit der Hauptströmung nach oben. Die Staubteilchen werden durch Fliehkräfte aus der Hauptströmung nach außen transportiert und dort mit der abwärts gerichteten Zweitluftströmung nach unten befördert. Bei der scharfen Umlenkung der Zweitluftströmung vor der Bunkerblende erfolgt die eigentliche Abscheidung. Die Teilchen werden ausgeschleudert und gelangen durch den Spalt in den Bunker. Teilchen, die dennoch der Gasströmung nach oben folgen, können erneut in die nach unten gerichtete Wandströmung gelangen.

Um Wärmeverluste zu vermeiden sollte die Zweitluft die gleiche Temperatur wie der Hauptstrom besitzen. Abb.4.1.7 zeigt mögliche Schaltungsvarianten.

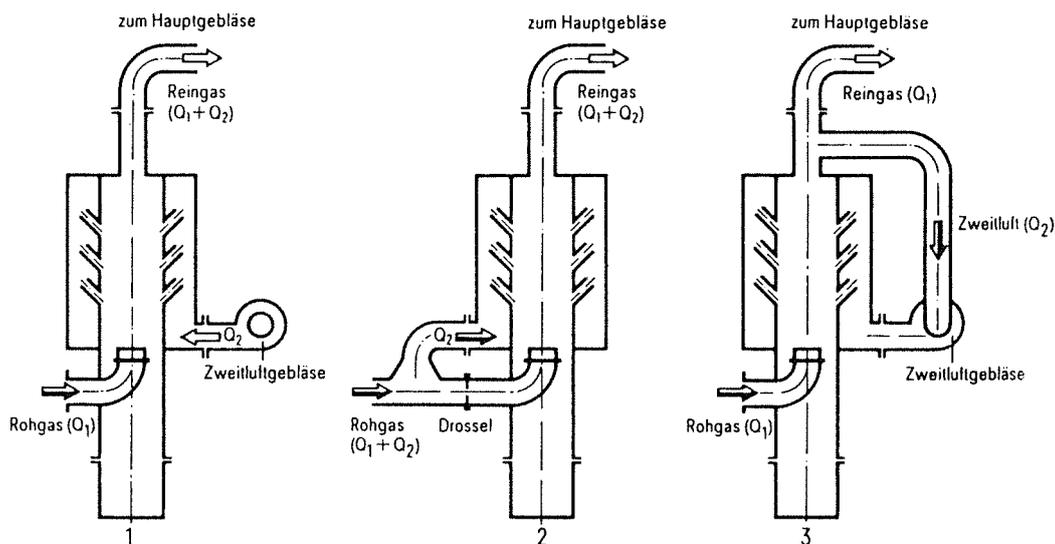


Abb.4.1.7: Schaltungsarten des Drehströmungsentstaubers /38/

Variante 1 verwendet saubere, vorgeheizte Fremdluft, Variante 2 staubbeladenes Rohgas und Variante 3 entstaubtes Reingas. Es wurden unter gleichen Bedingungen folgende Gesamtabscheidegrade gemessen:

Variante 1: 93 %

Variante 2: 80 %

Variante 3: 94.5 %

Variante 3 zeigt den größten Gesamtabscheidegrad, da hier ein Teil des Staubes, der bereits ins Reingas gelangte, beim zweiten Durchlaufen des Drehströmungsentstaubers abgeschieden werden kann. Wegen der erreichten niedrigen Abscheidegrade kann jedoch auf eine zweite Entstaubungsstufe nicht verzichtet werden.

Taschenzyklon

Der Taschenzyklon (Abb.4.1.8) stellt eine Möglichkeit zur Verhinderung des Wiedereintrags von bereits abgedehntem Staub dar, indem dieser frühzeitig ausgeschleust wird.

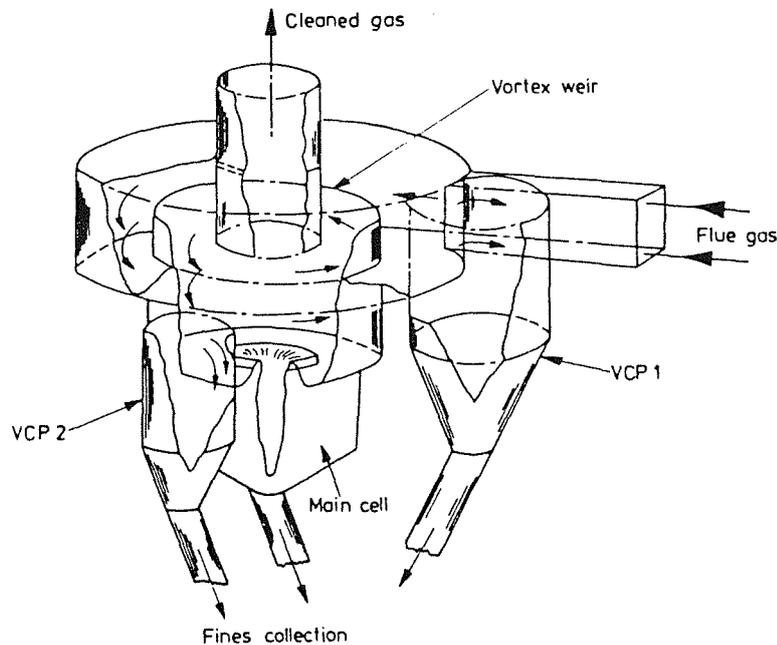


Abb.4.1.8: Cardiff Taschenzyklon (VCP = vortex collector pockets) /39/

Im Einlauf des Zyklons werden die groben Staubfraktionen und damit die Hauptmasse des Staubes an die Wand ausgeschleudert. Die entstehende Staubströhne wird durch eine seitlich am Zyklon angebrachte "Tasche" ausgeschleust /39/. Die Hauptströmung strömt über ein "Wehr" in den eigentlichen Zyklon. Hier werden, begünstigt durch den geringen Durchmesser, feine Staubfraktionen abgedehnt. Durch eine weitere "Tasche" kann die Grenzschicht abgeleitet werden und somit ein Wiederaufwirbeln bereits abgedehnten Staubes verhindert werden. Typische Abscheideergebnisse liegen bei 100 % für Stäube größer $14 \mu\text{m}$ und bei 80 % für $5 \mu\text{m}$. Nachteile sind ein erhöhter Druckverlust aufgrund der vielen Umlenkungen der Strömung, die Erfordernis mehrerer Ascheausschleusungen und höhere Herstellungskosten.

Zyklon mit Wandkühlung

Die Kühlung der Zyklonwand ist eine weitere Möglichkeit die Wiederaufwirbelung von Feinstaub zu unterdrücken. Hierbei wird der Vorgang der Thermophorese ausgenutzt /40/.

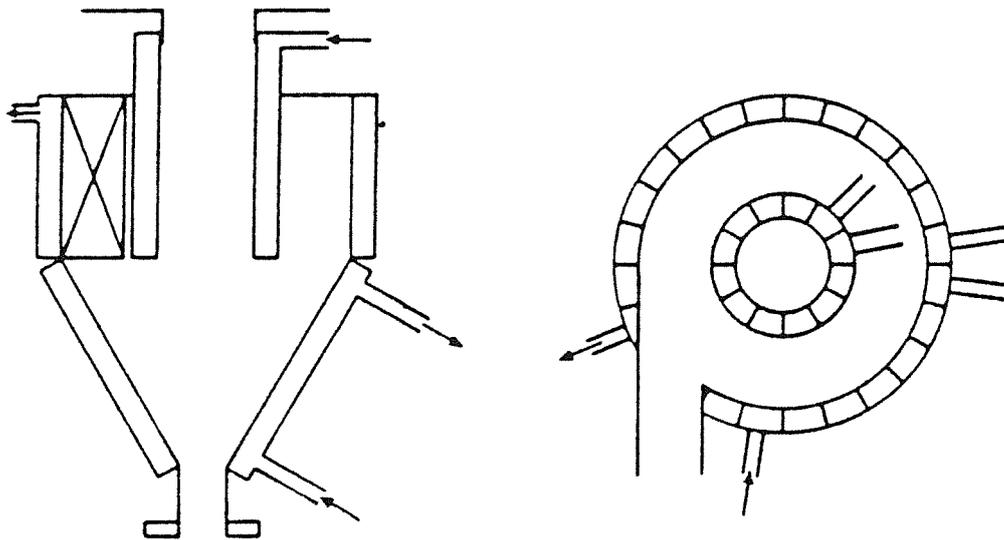


Abb.4.1.9: Schemazeichnung eines Zyklons mit Wandkühlung /40/

Durch einen hohen Temperaturgradienten werden bevorzugt feine Partikeln in Richtung der niedrigeren Temperatur transportiert. Zudem ist die Gasviskosität in Wandnähe kleiner, so daß Schleppkräfte, die die Wiederaufwirbelung verursachen, geringer sind. Nachteilig ist jedoch der Energieverlust durch Kühlung der Gasströmung, sowie die Gefahr der Taupunktsunterschreitung in Wandnähe.

4.2 Elektrische Abscheider

4.2.1 Vor- und Nachteile

Elektrofilter zeichnen sich vor allem durch einen sehr geringen Druckverlust aus, da es sich bei der Gasströmung um eine Kanalströmung handelt. Die Abscheideleistung kann dem erforderlichen Abscheidegrad durch einfache Vergrößerung der spezifischen Abscheidefläche und damit einer Erhöhung der Verweilzeit angepaßt werden. Deshalb ergibt sich bei reduzierten Volumenströmen, z.B. bei Teillastbetrieb der Gesamtanlage, eine verbesserte Abscheidung. Für den HTHD-Bereich werden in den USA bereits seit 1962 zahlreiche Elektrofilter-Versuchsanlagen betrieben. Tab.4.2.1 gibt einen Überblick über deren Betriebsdaten. Die bisherigen Daten beschränken sich auf den Temperaturbereich von 500 bis 700°C und Drücken von 3 bis 12 bar. Eine Ausnahme bildet die Anlage in Bound Brook, New Jersey, die bis 35,5 bar ausgelegt ist, allerdings ohne Gasdurchsatz betrieben wird und nur der Untersuchung der Strom-Spannungs-Charakteristik dient. Die bisher gewonnenen Daten werden für ein scale-up als ausreichend angesehen. Für eine Anwendung bei Temperaturen um 850°C, dem Anwendungsbereich für Druck-Wirbelschichtfeuerungen, liegen jedoch noch zu wenig Daten vor /41/.

Tab.4.2.1: Übersicht über Betriebsdaten von in den USA installierten HTHD-Elektrofilter-Versuchsanlagen /41/

Betreiber	Union Carbide	Bureau of Mines	Combustion Power	EPA	CURTISS-Wright	Denver Research Institute	New York University
Standort	Institute W.V.	Morgantown W.V.	Montebello CA	Bound Brook NJ	Woodridge NJ	Denver CO	New, York NY
Zeitraum	1962-1964	1963-1968	1966-1968	1976-1977	1982-1983	1982-1985	1986-1987
Auslegungstemperatur [°C]	500-700	800	900	540-1090	790-850	700-900	880
Auslegungsdruck [bar]	3-8,1	4,5-6,5	4,6-11,2	1-35,5	5,4-6,4	6,4-10	10
Volumenstrom [m ³ /h]	360	575	400		1900-2125	200-350	2050
Röhren/Platten	19 Röhren	16 Röhren	1 Röhre	1 Röhre	9 Röhren	1 Röhre	Platten
Niederschlagsfläche [m ²]	16,4	13,8	2,9	0,17	39	2	21
A/V [m ² /(m ³ /s)]	166	45	26,6		66,1-73,6	36	37
Brandgut *	Kohle (PFBC)	Erdgas	Methanol	Luft, Gas	Kohle (PFBC)	Methanol	Kohle (PFBC)
c _{roh} [mg/Nm ³]		450-1400			1900-3100	1250-1650	2500
d _{p,roh} [µm]	2,6	30	6-10		5	5	
E [%]	98,8	91-96	80-82		95-99,5	95-99,5	

* PFBC: Pressurized Fluidized Bed Combustion = Druck-Wirbelschichtverbrennung

4.2.2 Konstruktiver Aufbau

Aufgrund des hohen Gasdrucks muß das Elektrofiltergehäuse zylindrisch ausgeführt werden. Als Niederschlagselektroden sind hierbei entweder gassenbildende Platten oder senkrecht stehende Rohre mit rundem, quadratischem oder wabenförmigem Querschnitt denkbar (Abb.4.2.1). Der Röhrenelektrofilter ist zum einen formstabiler als der Plattenelektrofilter und zum anderen lassen sich homogene elektrische Felder, mit entsprechend höherer Feldstärke, realisieren. Bei runden Rohren ergibt sich jedoch der Nachteil, daß diese nur einseitig mit Staub zu beaufschlagt sind. Bei Verwendung wabenförmiger Niederschlagselektroden wird dies vermieden, die Konstruktion wird jedoch aufwendiger und teurer. Beim Plattenelektrofilter lassen sich relativ einfach mehrere Felder in einem Gehäuse hintereinander anordnen. Beim Röhrenelektrofilter hingegen bedeutet dies mehrere Gehäuse mit den dazugehörigen Rohrleitungen /23/.

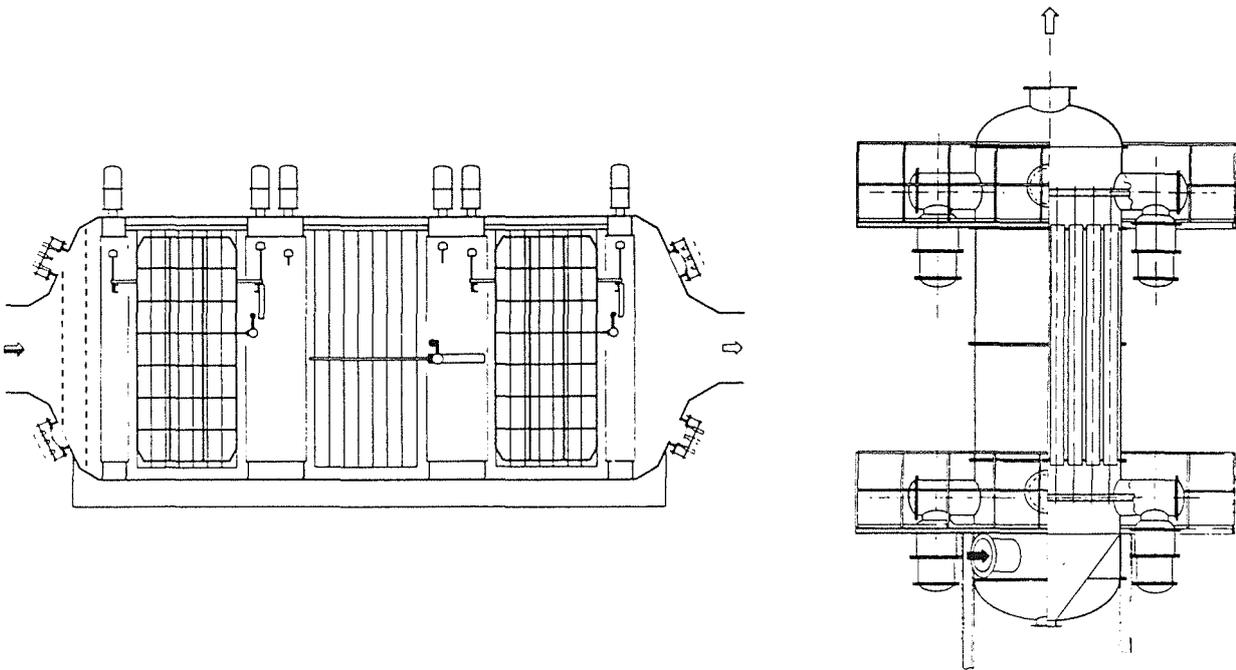


Abb.4.2.1: links: Plattenelektrofilter
rechts: Röhrenelektrofilter /23/

4.2.3 Elektrische Einrichtung

Ein großes Problem stellt die elektrische Isolation dar. Alle Hochspannungsteile müssen von Stützisolatoren getragen werden. Zudem ist für jedes Feld eine gegenüber dem Gehäuse isolierte Hochspannungsdurchführung erforderlich. Konventionelle Isolatormaterialien weisen im Hochtemperaturbereich stark abnehmende elektrische Widerstände auf (Abb.4.2.2). Als Folge des hohen Stromflusses heizen sich die Isolatoren außerdem auf und brechen. Eine Kühlung ist somit unerlässlich /23/.

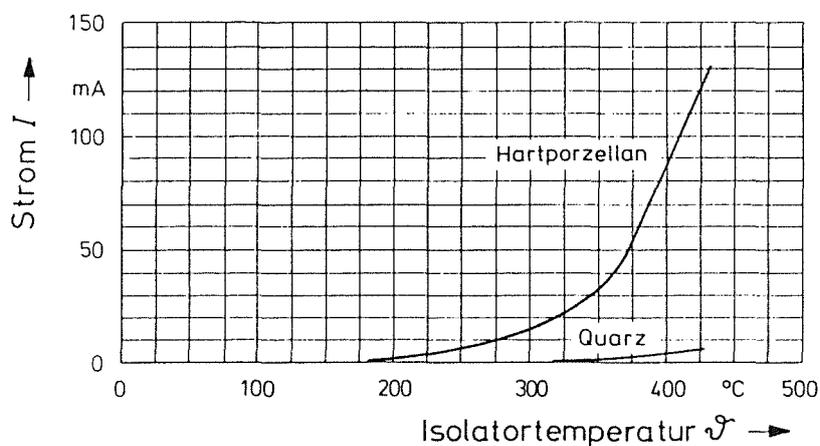


Abb.4.2.2: Fehlstrom verschiedener Isolatormaterialien in Abhängigkeit der Isolatortemperatur /23/

Einen weiteren Problempunkt stellen die Sprühelektroden dar. Aufgrund der hohen thermischen und elektrischen Belastung unterliegen sie einem sehr hohen Verschleiß. Zudem wird nach einer geeigneten Form der Sprühelektrode gesucht, um die derzeit noch hohen Ströme und damit die elektrische Leistung zu vermindern /21, 42/.

4.2.4 Abreinigungstechnik

Die konventionelle Abreinigungstechnik mittels Hammerklopfen ist oberhalb von 700°C nur bedingt einsetzbar, da sich niedrig legierte Stähle bereits im Bereich der Schmiedetemperatur befinden. Die Abreinigung mit Hilfe eines Druckluftimpulses oder durch die Erzeugung mechanischer Schwingungen mittels Schallanregung werden untersucht /23/.

Der abgeschiedene Staub muß im Röhrenelektrofilter parallel zur Strömungsrichtung ausgetragen werden, was einen Wiedereintrag von Staub während der Abreinigungsphase mit sich bringen kann. Beim Plattenelektrofilter hingegen wird der Staub quer zur Strömungsrichtung ausgetragen wodurch eine Redispergierung abgereinigten Staubs eher vermieden werden kann /23, 43/.

4.3 Filternde Abscheider

Filternde Abscheider zeichnen sich durch ihre hohe Abscheideleistung und ihre Unempfindlichkeit gegenüber schwankenden Betriebsbedingungen aus. Die HT-Filtermedien lassen sich bezüglich ihres Aufbaus prinzipiell in drei Gruppen einteilen:

- a) flexible Fasermedien mit Stützkonstruktion, ähnlich den konventionellen Filterschläuchen
 - Gewebe
 - Vlies bzw. Papier
 - Nadelfilz

- b) selbsttragende, halbstarre oder starre Filterelemente
 - Faserformteil
 - Kornkeramik
 - Korn/Faserkeramik
 - Cross-Flow-Element

- c) Schüttschichten
- Festbett
 - Wanderbett
 - Wirbelbett

4.3.1 Flexible Fasermedien

Mechanische Festigkeit

Hochtemperatur-Faserfiltermedien werden seit Mitte der 70er Jahre vor allem in den USA und der BRD untersucht. Da die Medien ständig wechselnden mechanischen Belastungen ausgesetzt sind, zielten anfängliche Untersuchungen vor allem auf deren Zeitstandfestigkeit bei hohen Temperaturen ab. So wurden in den USA unterschiedliche Medien mit unterschiedlichem Aufbau und unterschiedlicher Materialzusammensetzung in Dauerabreinigungstests auf ihre mechanische Festigkeit hin untersucht /17, 28, 44/. So wurde u.a. in einem beheizten Prüfstand (Abb.4.3.1) Flugasche in einer Art Wirbelbett fluidisiert, anfiltriert und anschließend durch Rückspülen oder durch einen Druckluftimpuls abgereinigt /44/.

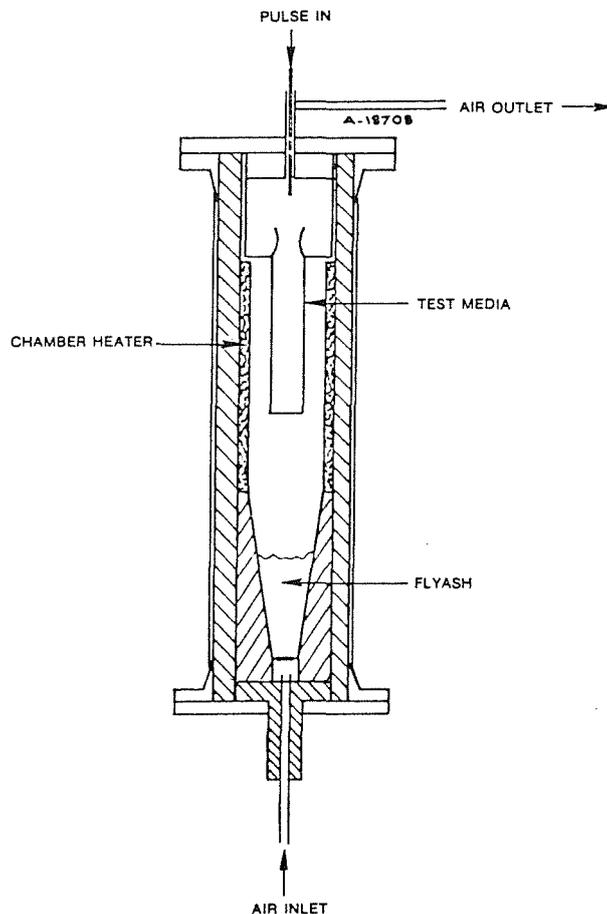


Abb.4.3.1: Dauerabreinigungs-Prüfstand /44/

Die Regeneration durch Rückspülen wurde von den meisten Medien ohne Versagen überstanden. Allerdings war hier das Abreinigungsergebnis nicht ausreichend, da große Mengen an Staub am Filtermedium zurückblieben. Zudem ist hier eine off-line-Fahrweise nötig, die betriebstechnisch schwierig zu handhaben ist und außerdem größere installierte Filterflächen erfordert /45/. Die Abreinigung durch einen Druckluftimpuls war wesentlich effizienter, jedoch waren die Belastungen, die auf das Filtermedium einwirken, wesentlich höher (Abb.4.3.2).

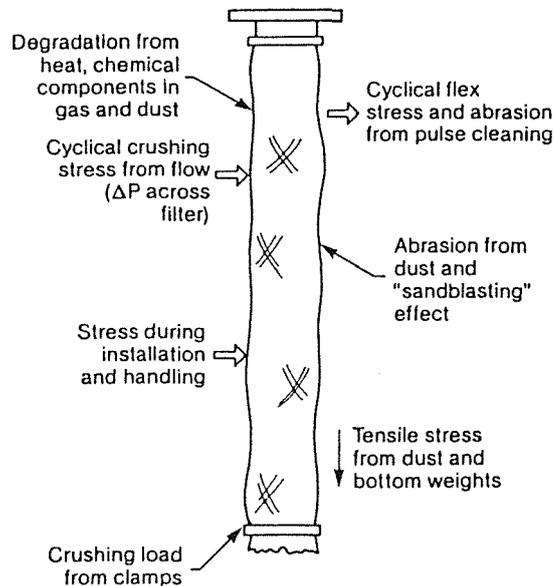


Abb.4.3.2: mechanische Belastungen an Schlauchfiltermedien /45/

Die meisten Medien zeigten bei der Abreinigung durch einen Druckluftimpuls keine ausreichende Festigkeit. Die Hauptursachen für ein Versagen waren:

- mechanischer Verschleiß an den Einspannstellen
- mechanischer Verschleiß aufgrund des Scheuerns zwischen Stützkorb und Filtermedium
- unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten des metallischen Stützkorb und des Gewebes führen zum Aufweiten des Mediums und zu einer bleibenden Verlängerung des Filterschlauchs
- Entstehen großer Poren durch Verschiebung von Kette und Schuß
- Reißen der Naht

Da die Tests zur Untersuchung der Zeitstandfestigkeit zum einen sehr aufwendig sind und zum anderen Kurzzeitversuche wenig Aussagekraft besitzen, wurde nach Möglichkeiten gesucht, Standardtests für konventionelle Medien wie Zugfestigkeit-, Berstdruck-, Biege- und Scheuerfestigkeitsprüfung sowie die Prüfung des Schrumpfmaßes an HTHD-Bedingungen anzupassen /45/.

An der Gesamthochschule Essen wurden bezüglich der Festigkeit von Faserfiltermedien ähnliche Ergebnisse gewonnen /17, 28/. In Tab.4.3.1 sind Versuchsergebnisse an verschiedenen Filtermedien aufgeführt. Unter den Faserfiltermedien überstand kein einziges Medium die Dauerabreinigung mittels Druckluftimpuls.

Tab.4.3.1: Übersicht über untersuchte Filtermedien und Versuchsergebnisse /17/

Metall	Ausführung	Verarbeitung	Temperatur [°C]	Abscheideverhalten	Abreinigungsverhalten	Dauerstandfestigkeit
Keramikgewebe	G 3	Schlauch, Naht aus Stahldraht	1000	$c_R > 1 \text{ g/m}^3$	mittel	Verschleiß nach 10 000 Abreinigungen
veredeltes E-Glasgewebe	G 5	Schlauch, Naht aus Quarzgarn	700 — 1000	$c_R < 5 \text{ mg/m}^3$	gut	Nahtriß nach 40 000 Abreinigungen
	VG 4			$c_R < 25 \text{ mg/m}^3$		Bruch nach 300 Abreinigungen
	VG 6			$c_R < 5 \text{ mg/m}^3$		Beschädigung nach 5000 Abreinigungen
	VG 11			$c_R < 10 \text{ mg/m}^3$		Nahtriß nach 17500 Abreinigungen
Sinterkeramik	SK 1	Filterkerze	700 — 1000	$c_R < 2 \text{ mg/m}^3$	mittel	sehr gut, Druckstöße bis 8 bar
Keramikfilz	F 1	geklebtes Filterrohr	800	$c_R < 1 \text{ mg/m}^3$	schlecht	Bruch nach erster Abreinigung
	F 2	Filterrohr mit verstärkter Naht				Bruch nach 600 Abreinigungen
	F 3	gewickeltes Filterrohr				Bruch nach 2000 Abreinigungen
	FSW	Kombination Filz/Gewebe			mittel	Nahtriß nach 11000 Abreinigungen
Keramikfaserformteil	CF 1	Filterrohr, vacuumgeformt	800 — 1000	$c_R < 1 \text{ mg/m}^3$	schlecht	Bruch nach 4800 Abreinigungen

Filtrationseigenschaften

Bei den Untersuchungen in den USA wurde zur Charakterisierung der Filtrationseigenschaften zunächst ein DOP-Test herangezogen. Dieser Test dient normalerweise zur Qualitätsprüfung von Schwebstofffiltermedien. Es wird hierbei der Abscheidegrad von $0,3 \mu\text{m}$ großen Partikeln gemessen. Der DOP-Test ergab für die untersuchten Medien eine von Geweben (W) über Papiere (P) zu Filzen (F) höhere Abscheideleistung (Abb.4.3.3). Die Eignung des DOP-Tests für Schlauchfiltermedien ist stark eingeschränkt, da es sich hierbei um Abreinigungsfilter und nicht um Tiefenfilter handelt.

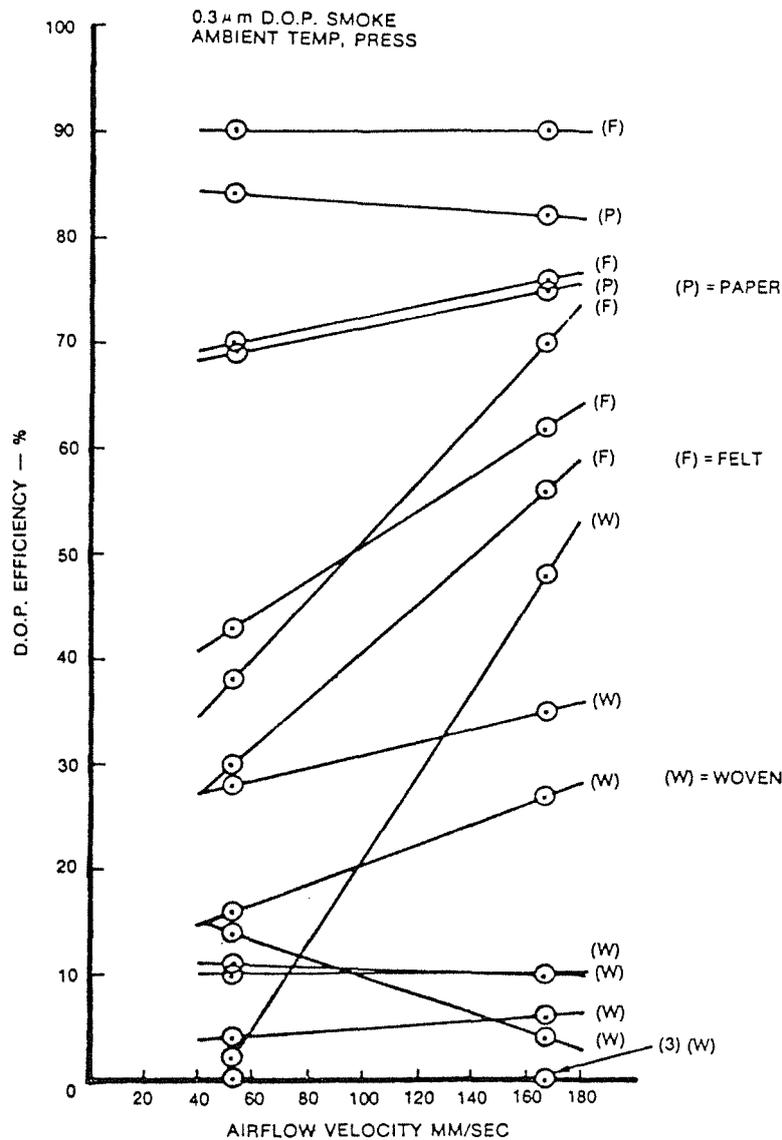


Abb.4.3.3: DOP-Abscheidegrade verschiedener HT-Fasermedien /44/

Aussagekräftigere Untersuchungen wurden mit einem Staub, dessen maximale Partikelgröße bei 80 μ m liegt, durchgeführt. Dabei wiesen die Gewebe nur bei starker Reduzierung der Anströmgeschwindigkeit ausreichende Abscheideleistung auf. Dies war auf große Poren bei den Geweben zurückzuführen. Filze und Vliese dagegen erbrachten durchwegs ausreichende Abscheideergebnisse /46/. Die besten Testergebnisse erbrachte eine 1 cm dicke Schicht aus Isolationsmaterial, die zwischen zwei Edelstahlnetzen fixiert war. In einem 200-Stunden-Test mit redispergierter Flugasche bei 800°C und 10 bar wurden teilweise Reingasstaubkonzentrationen gemessen, die deutlich unter den Gasturbinenanforderungen lagen (Abb.4.3.4). Es wurden Filtrationszyklen von 5 Minuten gefahren und somit 2400 Abreinigungen durchgeführt.

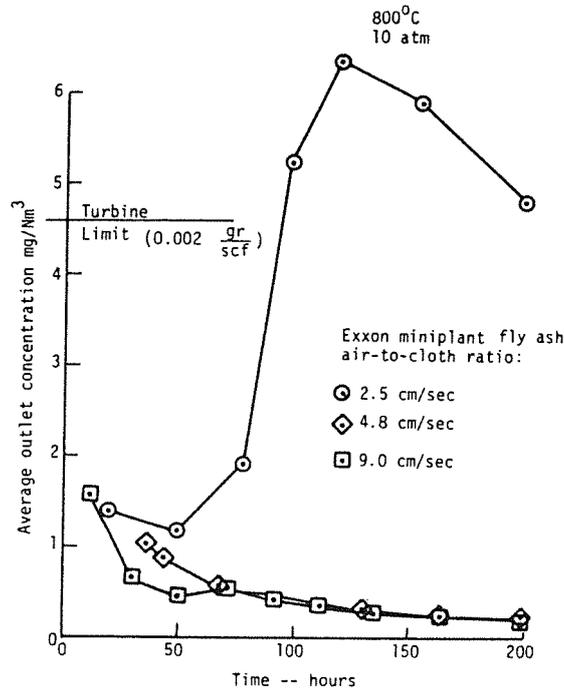


Abb.4.3.4: zeitlicher Verlauf der Reingasstaubkonzentration während eines 200-Stunden-Tests mit redispergierter Flugasche /46/

Um das Abscheideverhalten des o.g. Filtermediums unter realen Bedingungen zu ermitteln wurden mehrere Schläuche im Bypass an einer Druck-Wirbelschicht-Versuchsanlage (EXXON-miniplant) getestet (Abb.4.3.5).

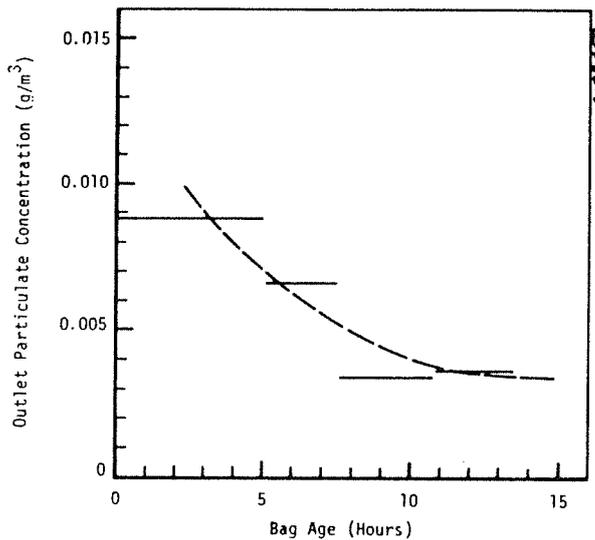


Abb.4.3.5: zeitlicher Verlauf der Reingasstaubkonzentration während eines Tests im Bypass einer Druck-Wirbelschicht-Versuchsanlage /46/

Die Reingaskonzentration nahm während der kurzen Versuchszeit von nur 15 Stunden ab und lag gegen Ende der Versuchszeit unter dem vom Gasturbinenhersteller geforderten Wert von ca. 4,6 mg/Nm³ (siehe Abb.4.3.4).

In den Untersuchungen an der Gesamthochschule Essen wiesen Filze gegenüber den Geweben ebenfalls geringere Reingaswerte auf, Gewebe waren aber leichter abzureinigen. Mit zunehmender Filtrationsgeschwindigkeit erhöhte sich der Reingasstaubgehalt (Abb.4.3.6). Niedrige Anströmgeschwindigkeiten sind jedoch im Betrieb gleichbedeutend mit großen Filterflächen.

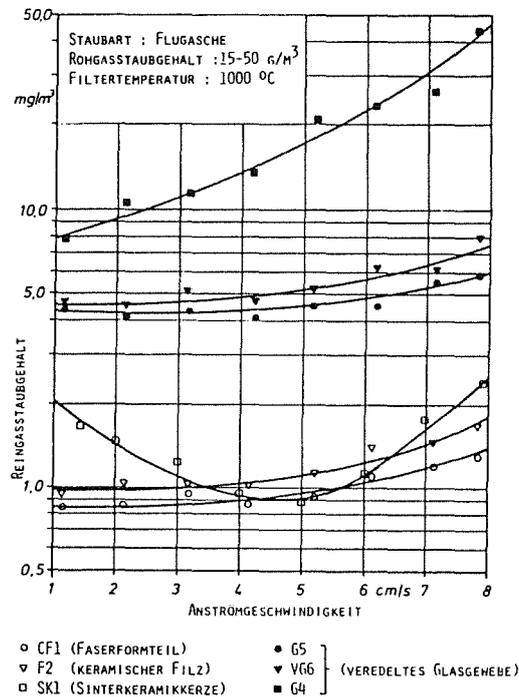


Abb.4.3.6: Reingasstaubgehalt in Abhängigkeit der Anströmgeschwindigkeit /28/

Da bei der Abreinigung mittels Druckluftimpuls kalte Druckluft verwendet wird, werden die Medien, zumindest im oberen Teil, zyklischen Temperaturschwankungen ausgesetzt (Abb.4.3.7). Inwieweit dieser Thermoschock die Zeitfestigkeit beeinflusst, wird noch untersucht.

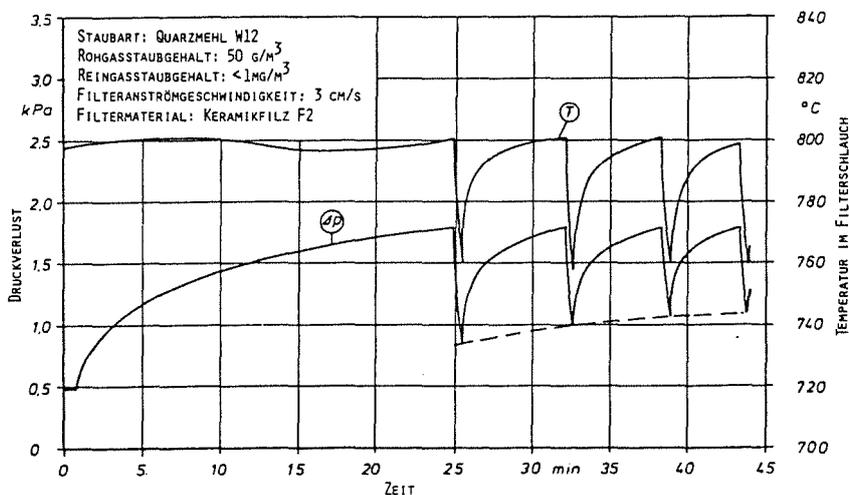


Abb.4.3.7: Druckverlustverlauf und Thermoschock bei der Abreinigung mit Druckluftimpuls /28/

In Tab.4.3.1 und Abb.4.3.6 sind außerdem die Reingasstaubgehalte für eine Sinterkeramik und ein Faserformteil, zwei selbsttragende Filtermedien, aufgeführt. Mit beiden Medien sind Werte unter 1 mg/Nm^3 zu erzielen. Die Sinterkeramik zeichnet sich zusätzlich durch ihre hohe mechanische Stabilität aus. Sie ist der einzige Kandidat, der die Abreinigung mittels Druckluftimpuls ohne Defekt überstand.

4.3.2 Selbsttragende Filterelemente

Selbsttragende Filterelemente werden meist als einseitig geschlossene Hohlzylinder, sog. Filterkerzen, gefertigt. Filtration und Abreinigung erfolgen in gleicher Weise wie bei den Filtermedien mit Stützkonstruktion. Neben den Filterkerzen gibt es zwei Sonderformen, zum einen beidseitig offene Hohlzylinder, die während der Filtration von innen nach außen durchströmt werden, und zum anderen das sog. Cross-Flow-Element.

Faserformteile

Aluminiumsilikat-Aluminiumoxid-Mischfasern werden durch eine Vakuumtechnik zu selbsttragenden Faserformteilen verarbeitet, indem eine Flüssigkeits-Faser-Suspension unter Anlegen eines Vakuums durch eine Siebform gesaugt wird. Die Fasern und das Bindemittel bleiben zurück und werden nach einem Trocknungsprozeß durch mechanisches Bearbeiten oder Fügen in die eigentliche Form des Filterelements gebracht /17, 47/. Faserformteile sind bisher nur unter atmosphärischen Bedingungen untersucht worden.

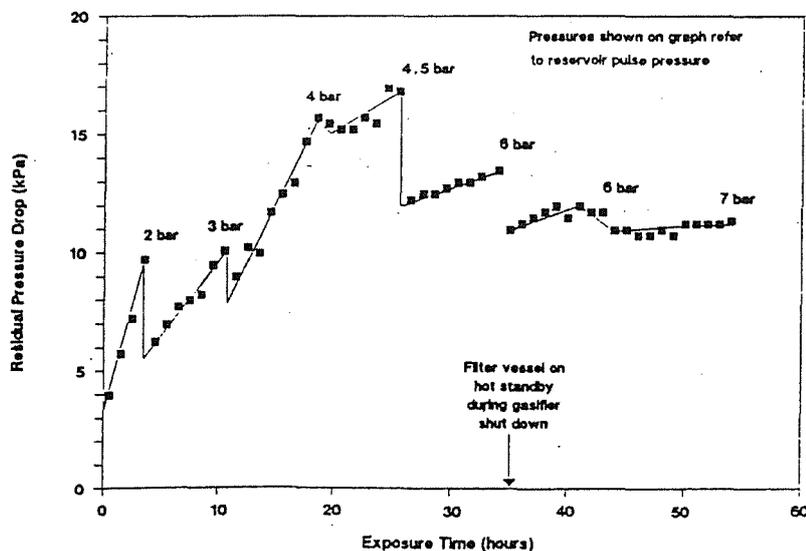


Abb.4.3.8: Restdruckverlust bei verschiedenen Abreinigungsdrücken /47/

Einige Ergebnisse wurden bereits in Tab.4.3.1 und Abb.4.3.6 aufgeführt. Danach weisen diese Filtermedien zwar sehr gute Abscheide-eigenschaften auf, sind aber mechanisch empfindlich. Bei der Abreinigung mittels Druckluftimpuls muß deshalb mit möglichst niedrigen Abreinigungsdrücken gefahren werden. Dies führt jedoch zu einem ständig ansteigenden Druckverlust des Filter-elementes (Abb.4.3.8).

Kornkeramiken

Zur Herstellung homogener SiC-Kornkeramiken werden zwei unterschiedliche Verfahren angewandt:

- SiC-Körner werden durch Zugabe eines Binders in einer Wärmebehandlung keramisch gebunden.
- Körner aus Kohlenstoff- und Siliziumpulver werden mit einem Binderfilm überzogen. Die Umwandlung in SiC und die keramische Bindung der Pulverkörner erfolgt durch eine anschließende Wärmebehandlung (Coat-Mix-Verfahren /17/).

Aufgrund der Verwendung kleiner Körner und einer großen Wandstärke verfügt die homogene Kornkeramik über wesentlich höhere Druckverluste als Faserfiltermedien. Zudem tritt Tiefenfiltration auf, die eine schnelle und dauerhafte Verstopfung des Filtermediums zur Folge hat /17, 28, 48/.

Neben SiC wird zur Herstellung von Kornkeramiken auch β -Cordierit ($Mg_2Al_4Si_5O_{18}$) als Grundwerkstoff verarbeitet. Es werden damit beidseitig offene Hohlzylinder mit bis zu 3 m Länge und einem Außendurchmesser von 17 cm gefertigt. Im Gegensatz zu den Filterkerzen werden sie von innen nach außen durchströmt. Vorteil dieses Konzeptes ist eine kompaktere Bauweise. Bisher wurden diese Filterelemente in der Stahlindustrie zur Energierückgewinnung bei Temperaturen bis 700°C und Drücken bis zu 20 bar eingesetzt. Hier wird ausgenutzt, daß der Werkstoff schnelle, große Temperaturänderungen problemlos übersteht. Dekontaminationsfaktoren von 10^5 werden erwähnt. Konzept, Werkstoffe und Detailkonstruktionen müssen jedoch erst auf die Wirbelschichttechnologie übertragen werden /17, 49/.

Korn/Faserkeramiken

Da reine Kornkeramiken eine hohe Festigkeit und reine Faserkeramiken einen niedrigen Druckverlust aufweisen, wird versucht diese beiden Vorzüge in einer Korn/Faserkeramik zu kombinieren. Es existieren heterogene und homogene Bauformen.

Bei der heterogenen Korn/Faserkeramik sind in eine feine SiC-Kornmatrix lockere Faserbüschel eingelagert. Das Medium zeigte in Langzeituntersuchungen mit redispergierter Flugasche bei 870°C und 14 bar gute Abscheideeigenschaften mit Abscheidegraden von über 99,9 % sowie Reingasstaubgehalten unter 1 mg/m³. Es wurden etwa 2000 Filtrationszyklen gefahren. Die Zykluszeiten betragen zu Beginn durchschnittlich 18 und gegen Ende ca. 5 Minuten. Die Permeabilität nahm während der Versuchsdauer auf etwa 40 % ab und zeigte weiter fallende Tendenz (Abb.4.3.9). Damit weist die heterogene Korn/Faserkeramik ein ähnliches Verstopfungsverhalten wie reine Kornkeramiken auf /50/.

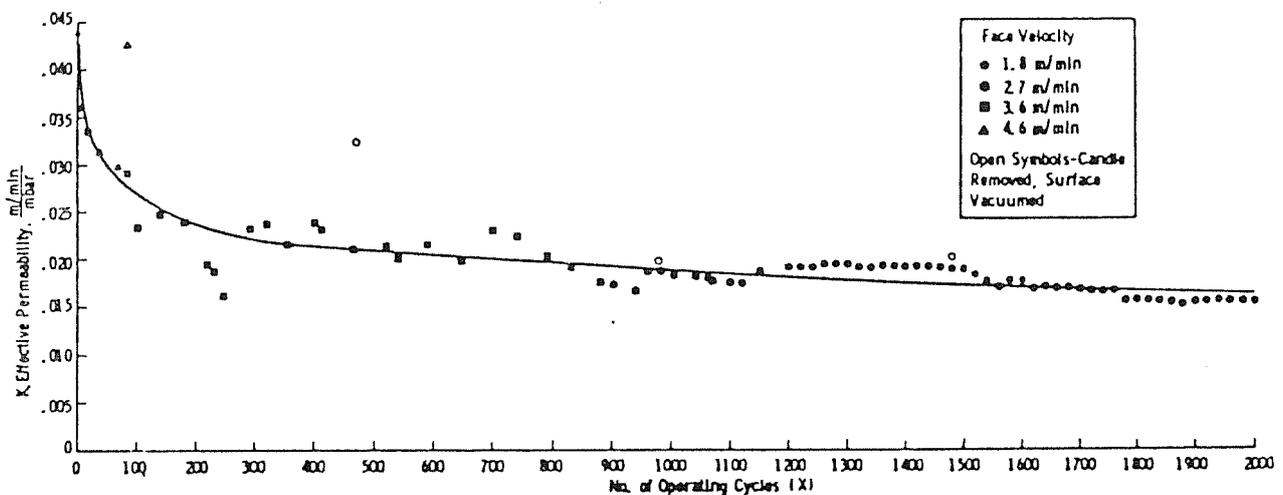


Abb.4.3.9: Permeabilitätsverlauf der heterogenen Korn/Faserkeramik /50/

Rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen an Elementen, die nach einer Kohledruckvergasung eingesetzt waren, zeigten Kohlenstoff-Ablagerungen in der Tiefe, was ein weiteres Indiz für die Verstopfungstendenz ist /51/.

Die homogene Korn/Faserkeramik besteht aus einer groben SiC-Kornkeramik als Stützschiicht, auf die eine etwa 100 µm dicke, dichte Schicht aus 2-3 µm dicken Al₂O₃-Fasern und sehr feinen SiC-Körnchen aufgebracht ist. Dieser Aufbau soll, bei relativ geringem Druckverlust, eine Oberflächenfiltration gewährleisten. Labor-messungen zeigen im Gegensatz zu Ergebnissen für die reine Kornkeramik ein stabiles Langzeitverhalten (Abb.4.3.10) /48/.

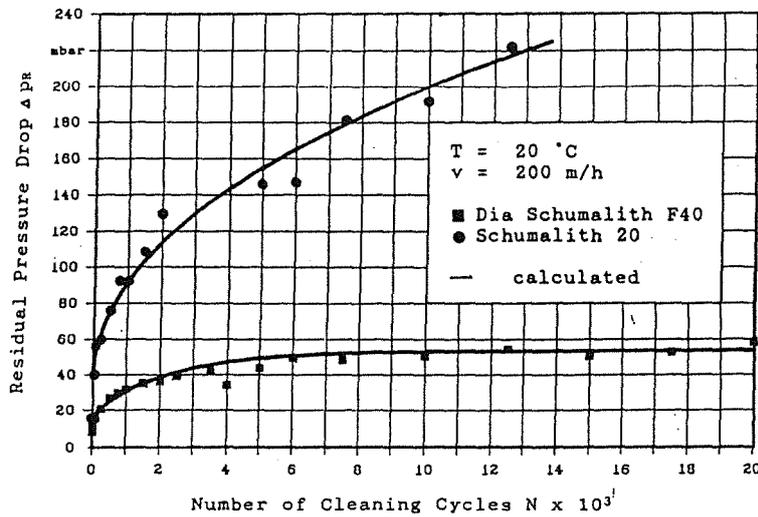


Abb.4.3.10: Restdruckverlust der reinen Kornkeramik und der homogenen Korn/Faserkeramik in Abhängigkeit der Zykluszahl /48/

Um die Verläufe des Restdruckverlusts auf lange Zeiten zu extrapolieren, wurden sie durch einen empirischen Potenzansatz beschrieben /48/.

$$\Delta p_{Rest,N} = \Delta p_{Rest,N=0} \cdot N^r \quad (4.1)$$

Mit Gleichung 4.1 ist es möglich den Zeitpunkt vorzuberechnen, bei dem ein vorgegebener Restdruckverlust überschritten wird. Sie erlaubt damit die Standzeit-ermittlung der Filterelemente. Je nach Größe des Exponenten r kann ein Filtermedium eher den Tiefen- ($r > 0,3$) oder den Oberflächenfiltern ($0,1 < r < 0,3$) zugeordnet werden. Nach einer kurzen Konditionierungsphase des Filtermediums wurden Fraktionsabscheidegrade im Partikelgrößenbereich von $0,3$ bis $5 \mu\text{m}$ über $99,9\%$ ermittelt (Abb.4.3.11).

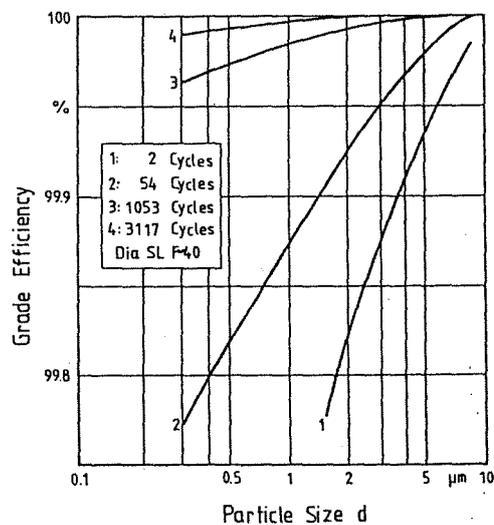


Abb.4.3.11: zeitlicher Verlauf der Trennkurve der homogenen Korn/Faserkeramik /48/

An der Druckwirbelschicht-Versuchsanlage in Grimethorpe bewährte sich bereits ein Filter mit 130 Filterkerzen im Einsatz /52/. Das Filter wurde als zweite Entstaubungsstufe nach einer Vorreinigung mittels Zyklon bei Temperaturen von 770 bis 860°C und Drücken von 7 bis 10 bar gefahren. In etwa 650 Stunden wurden über 10000 Abreinigungen durchgeführt. Der Permeabilitätsverlauf zeigte in der ersten Testhälfte ähnliche Verstopfungstendenz wie die heterogene Korn/Faserkeramik (Abb.4.3.9). Nach Verringerung der Rohrleitungswiderstände in der Abreinigungseinrichtung wurde in der zweiten Versuchshälfte ein stabiles Restdruckverlustniveau erreicht (Abb.4.3.12).

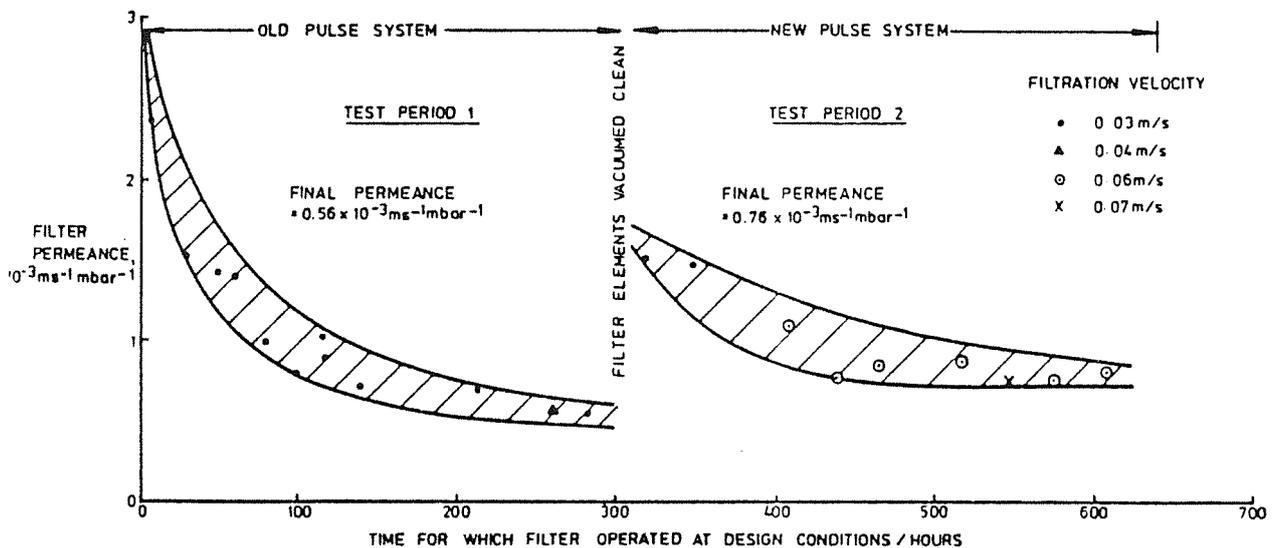


Abb.4.3.12: zeitlicher Verlauf der Permeabilität der homogenen Korn/Faserkeramik /52/

Am Wirbelschichtdampferzeuger der RWTH Aachen ist ein ähnliches Filter mit 6 Kerzen installiert /53/. Reingasstaubbelastungen lagen durchweg unter 1 mg/m^3 , was Abscheidegrade zwischen 99,8 % und 99,998 % ergab. Die Untersuchungen zielten auf eine Optimierung der Abreinigungsparameter hinsichtlich Energiebedarf und Restdruckverlust ab *.

Scale-up bei starren keramischen Filterelementen

Bei Filterflächen von 0,16 bis 0,2 m^2 pro Filterelement ergeben sich im Gegensatz zur Schlauchfiltertechnik Probleme beim scale-up. Die Gewährleistung gleichmäßiger Betriebsbedingungen für über 5000 Kerzen stellt hohe Anforderungen an den Anlagenbau /54/. Die bisher am häufigsten verwendete Konstruktion besteht in einem Druckbehälter, der durch eine Lochplatte in Roh- und Reingasraum geteilt wird. In der

* Die Veröffentlichung der Ergebnisse steht noch aus.

Lochplatte hängen die Filterkerzen. Mit der Dimension in den Grimethorpe-Versuchen ist man allerdings an die obere Grenze gestoßen. Abbildung 4.3.13 zeigt verschiedene Konstruktionsvorschläge für große Filtereinheiten /31/.

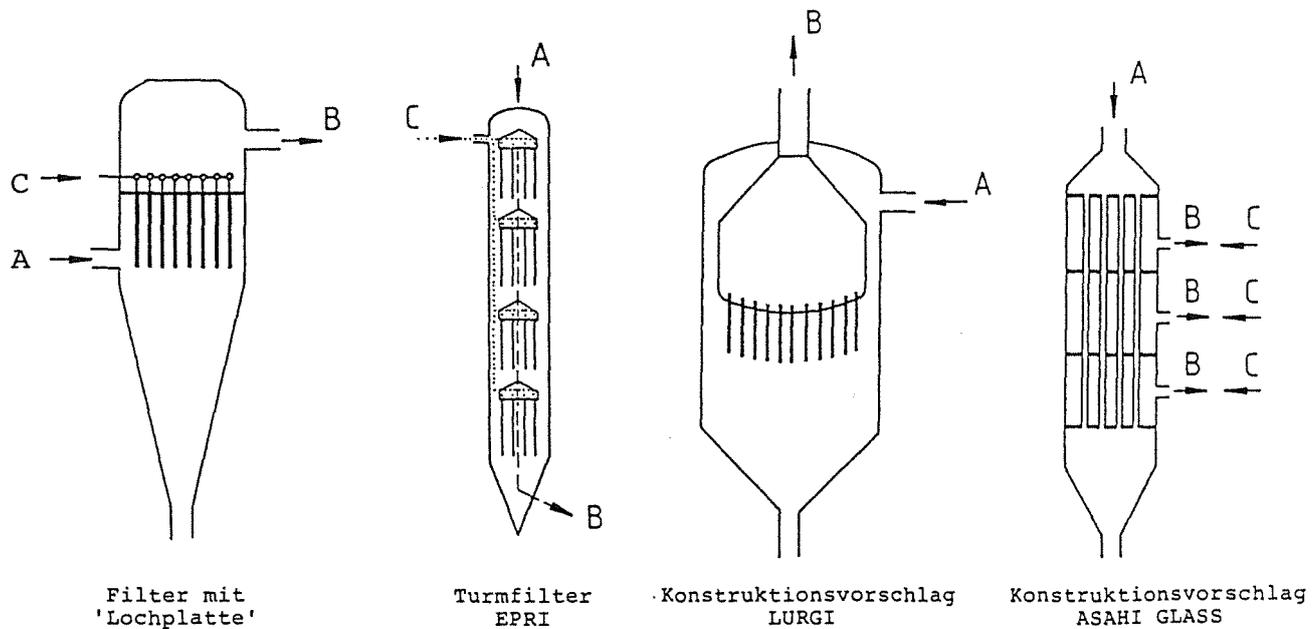


Abb.4.3.13: Konstruktionsvorschläge für große Filtereinheiten mit starren keramischen Filterelementen /31/

A: Rohgaseintritt

B: Reingasaustritt

C: Spülluftzufuhr

Cross-Flow-Element

Crossflow-Filter-Elemente (Abb.4.3.14) bestehen aus einem mit zahlreichen Kanälen durchzogenen, monolithischen Block. Roh- und reingasseitige Kanäle wechseln sich schichtweise ab. Sie sind um 90° gegenseitig versetzt (Cross-Flow) und durch eine 1,5 mm dünne, poröse, keramische Schicht getrennt. Mehrere Cross-Flow-Elemente werden zu einem Modul zusammengefaßt (Abb.4.3.15). Da die Baugröße der Elemente auf $30 \cdot 30 \cdot 10$ cm beschränkt ist, sind sehr viele Dichtungen nötig. Dies bedingt eine hohe Anfälligkeit und geringe Betriebssicherheit /55, 56/. Der Vorteil des Aufbaus ist ein sehr hohes Oberflächen-Bauvolumen-Verhältnis. Die Elemente werden durch Druckluftimpuls abgereinigt. In zahlreichen Tests wurden Abscheidegrade über 99,5 % gemessen. Ein Cross-Flow-Element überstand den ca. 250-stündigen Einsatz hinter einer Kohledruckvergasung bei Temperaturen zwischen 650 und 870°C und 18 bar ohne Anstieg des bleibenden Druckverlustes.

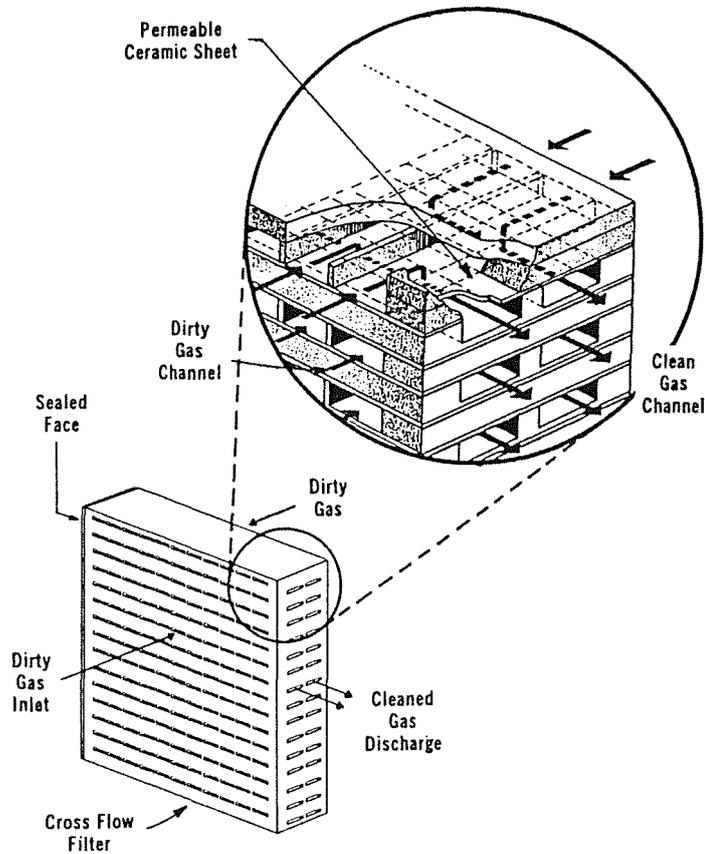


Abb.4.3.14: schematischer Aufbau des Cross-Flow-Elements /55/

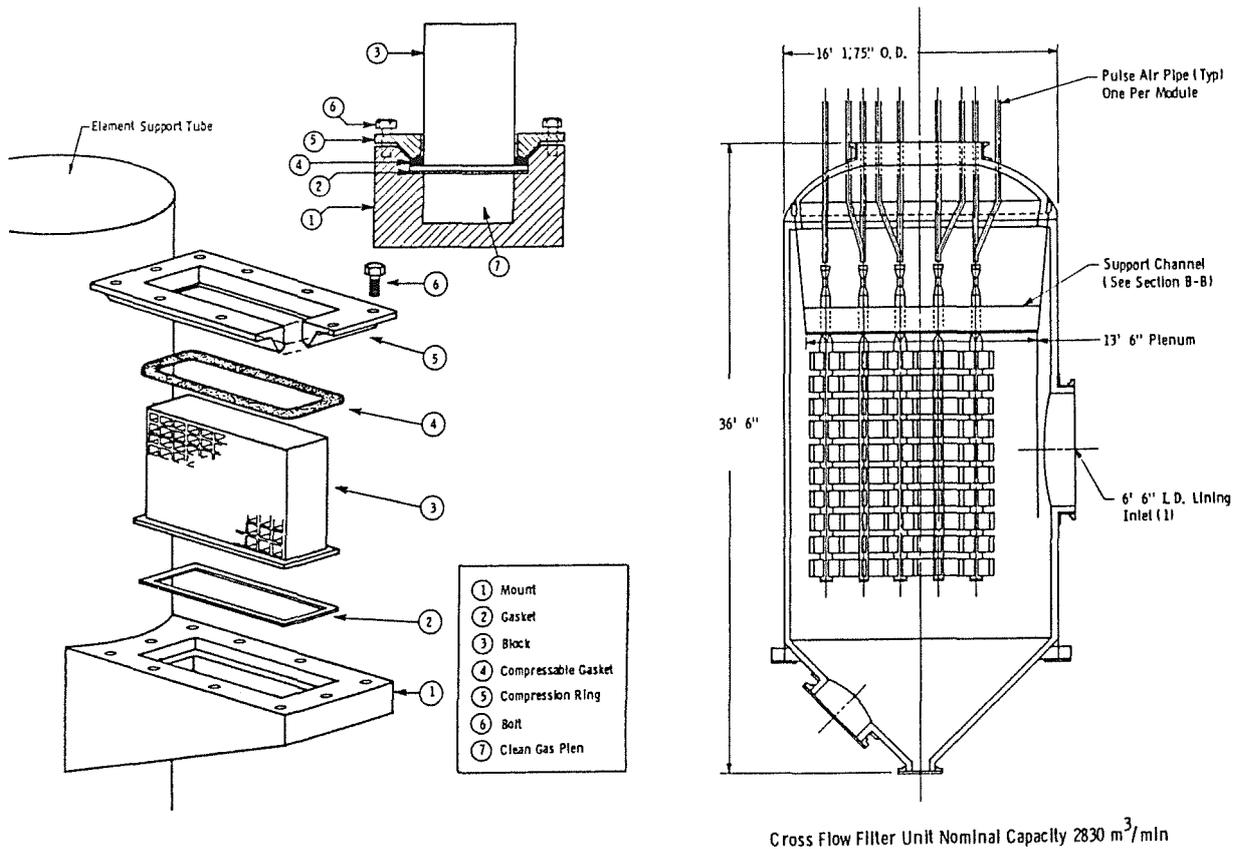


Abb.4.3.15: schematischer Aufbau des Cross-Flow-Moduls und einer kompletten Filtereinheit, bestückt mit Cross-Flow-Modulen /55/

4.3.3 Schütttschichten

Bei Schütttschichtfiltern durchströmt das staubbeladene Gas eine körnige Schüttung. Nach Erreichen eines vorgegebenen Druckverlustes muß das Schütttschichtfilter regeneriert werden. Meist wird das staubbeladene Schüttgut ausgeschleust und durch unbeladenes ersetzt. Die Regeneration findet außerhalb des Filtrationsbereiches statt. Aufgrund dieser Regenerationsweise bereiten klebrige Stäube keine grundsätzlichen Schwierigkeiten, wie dies bei anderen Abscheidern der Fall ist. Beim Einsatz eines geeigneten Schüttungsmaterials ist zudem eine simultane Schadgas-abscheidung möglich.

Aufgrund sehr hoher Strömungsgeschwindigkeiten im Inneren der Schüttung können allerdings die Staubstrukturen so stark belastet werden, daß sie zusammenbrechen. Dies äußert sich mit einem sprunghaften Anstieg der Reingasstaubkonzentration und einer ebenfalls sprunghaften Abnahme des Differenzdruckes. Nach einer Verbesserung der Abscheidung kann es erneut zum sog. "Durchblasen" kommen (Abb.4.3.16) /27/.

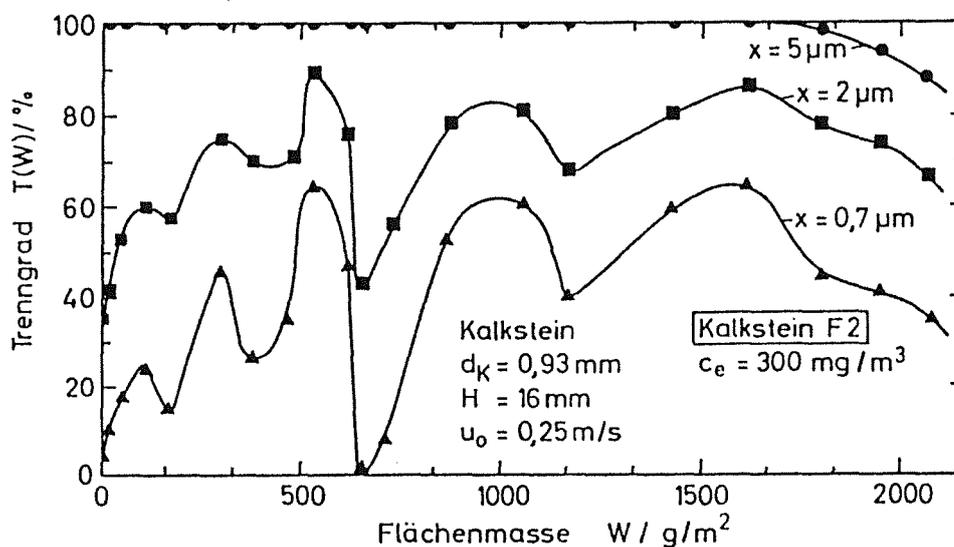


Abb.4.3.16: Oszillierender Verlauf des Trenngrades als Funktion der Flächenmasse des anfiltrierten Staubes /27/

Bei hohen Temperaturen treten diese instabilen Betriebszustände nicht auf. Grund sind wiederum höhere Haftkräfte zwischen Partikeln und Kollektoren bzw. zwischen den Partikeln untereinander. Die Abscheidung verbessert sich mit zunehmender Filtrationsdauer kontinuierlich (Abb.4.3.17) /27/.

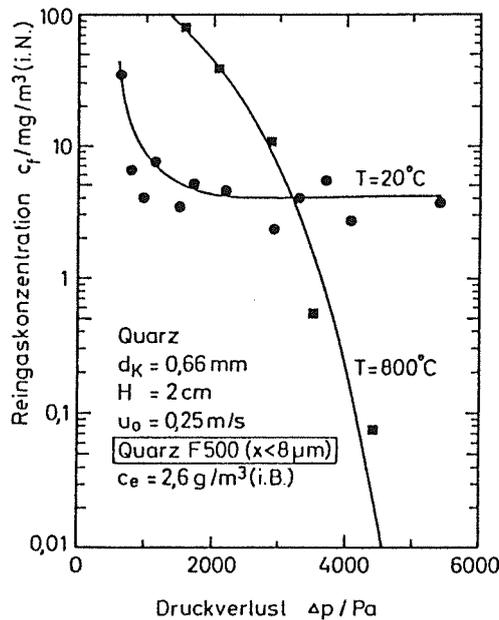


Abb.4.3.17: Einfluß der Temperatur auf den Reingasstaubgehalt als Funktion des Druckverlustes /27/

Einen Überblick über Schütttschichtfilter im Einsatz gibt Tab.4.3.2 /30/. Großanlagen für Volumenströme über 50000 m³/h sind bis 400°C in Betrieb. Sie ermöglichen Abscheidegrade von über 99 %. Im Temperaturbereich bis zu 900°C werden jedoch geringere Abscheidegrade erzielt.

Tab.4.3.2: Übersicht über Schütttschichtfilter im Einsatz bei HTHD-Bedingungen /30/

	Typ	Temperatur [°C]	Druck [bar]	Volumenstrom [Nm ³ /h]	Anströmgeschwindigkeit [m/s]	Differenzdruck [mbar]	Abscheideleistung [%]
Hersteller							
Air Pollution Technology	Wanderbett ^{1,2}	600-900	9-10		0,4	25	95 90 bei 1 μm
Babcock - Hitachi	Wanderbett	700	10	60	0,2-0,6	10	90-97
Combustion Power	Wanderbett	850	1	40-80	0,6-0,7	50-90	99,5 96 bei 1 μm
Exxon	Wanderbett ³	830	10	90-120			98-99 (teilw. 50-60)
General Electric	Wanderbett ²	760	7	470	0,1-0,3	5	92,5
Rockwell	Wanderbett ⁴	300-500	1	160-250	0,04-0,07	9	99,9
KRI - TNO	Festbett ²	120-200	1	3	0,2	10	99,9 bei 2 μm
Westinghouse	Festbett	870	11	840	0,25-0,5	25-100	97-99
Combustion Power	Wanderbett ²	300	1	70000 je Modul	0,6	25	> 99
Kawasaki	Wanderbett	400	9	60000 je Modul	0,2	35	99,8
Rüskamp	Wanderbett	400	1	50000 je Modul	1	15	99,6

1: mehrstufig 2: unterstützt durch Elektrostatik 3: magnetisch stabilisiert 4: Schüttgut mit katalytisch wirkendem Coating, kombiniert mit keramischem Faserfilter

Schütttschichtfilter werden entweder im Diffusionsbereich bei sehr niedrigen Anströmgeschwindigkeiten und feinem Schüttgutkorn oder im Trägheitsbereich bei hohen Anströmgeschwindigkeiten und grobem Schüttgutkorn betrieben. Im ersten Fall werden entsprechend große Filterflächen benötigt, im zweiten Fall besteht die Gefahr eines Reentrainments /30/. Schütttschichten können als Festbett, als Wanderbett oder als Wirbelschicht aufgebaut sein, wobei letztere Variante aufgrund der unzureichenden Partikelhaftung nur eine geringe Realisierungschance hat /57/.

Festbett-Schütttschichtfilter

Beim Festbett-Schütttschichtfilter durchströmt das Rauchgas während des Filtrationszyklus die geneigte Schüttung von oben nach unten. Der Staub wird hauptsächlich an der Schüttungsoberfläche abgeschieden. Die Regeneration erfolgt diskontinuierlich im off-line-Betrieb. Dabei wird der Gasstrom umgekehrt, der obere Teil der Schüttung über den Bunkerrand heraus transportiert und unbeladenes Schüttgut aus dem Vorratsbunker nachgeführt (Abb.4.3.18 /58/).

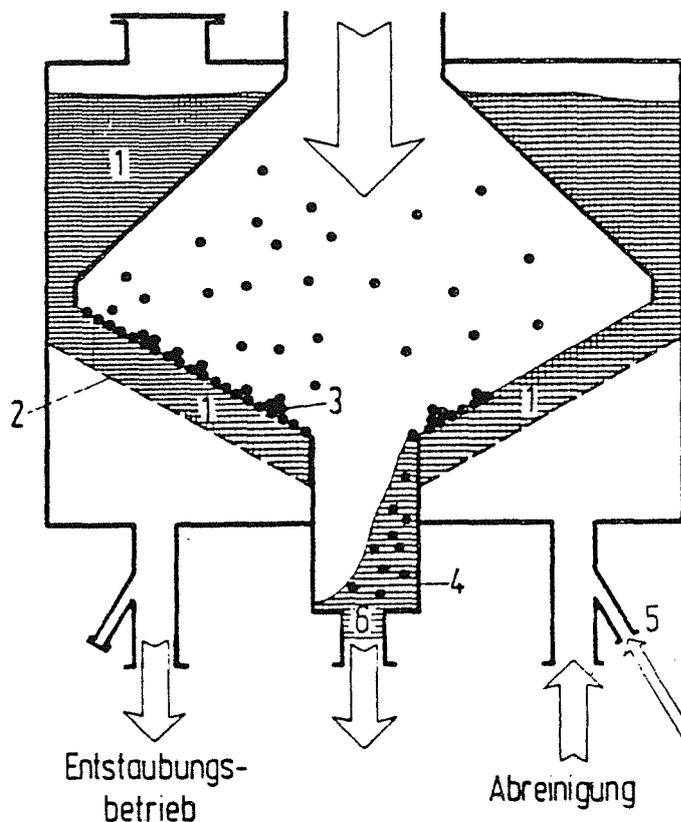


Abb.4.3.18: Schema eines Festbett-Schütttschichtfilters /58/

1: Schüttgut, 2: gasdurchlässiger Boden, 3: Staub, 4: Bunker für beladenes Material
5: Rückblaseeinrichtung, 6: Druckschleuse

Wanderbett-Schütttschichtfilter

Beim Wanderbett-Schütttschichtfilter durchwandert das Schüttgut den Filterraum von oben nach unten. Dabei wird es vom Rauchgas quer durchströmt. Die Regeneration erfolgt außerhalb. Da sich kein Filterkuchen aufbaut, ist der Druckverlust niedriger als in Festbetten. Aus dem gleichen Grund liegen aber die Abscheidegrade auch tiefer. Zudem verursacht die Bewegung des Schüttgutes neben einem starken mechanischen Abrieb ein Reentrainment von bereits abgeschiedenem Staub (Abb.4.3.19 /30/).

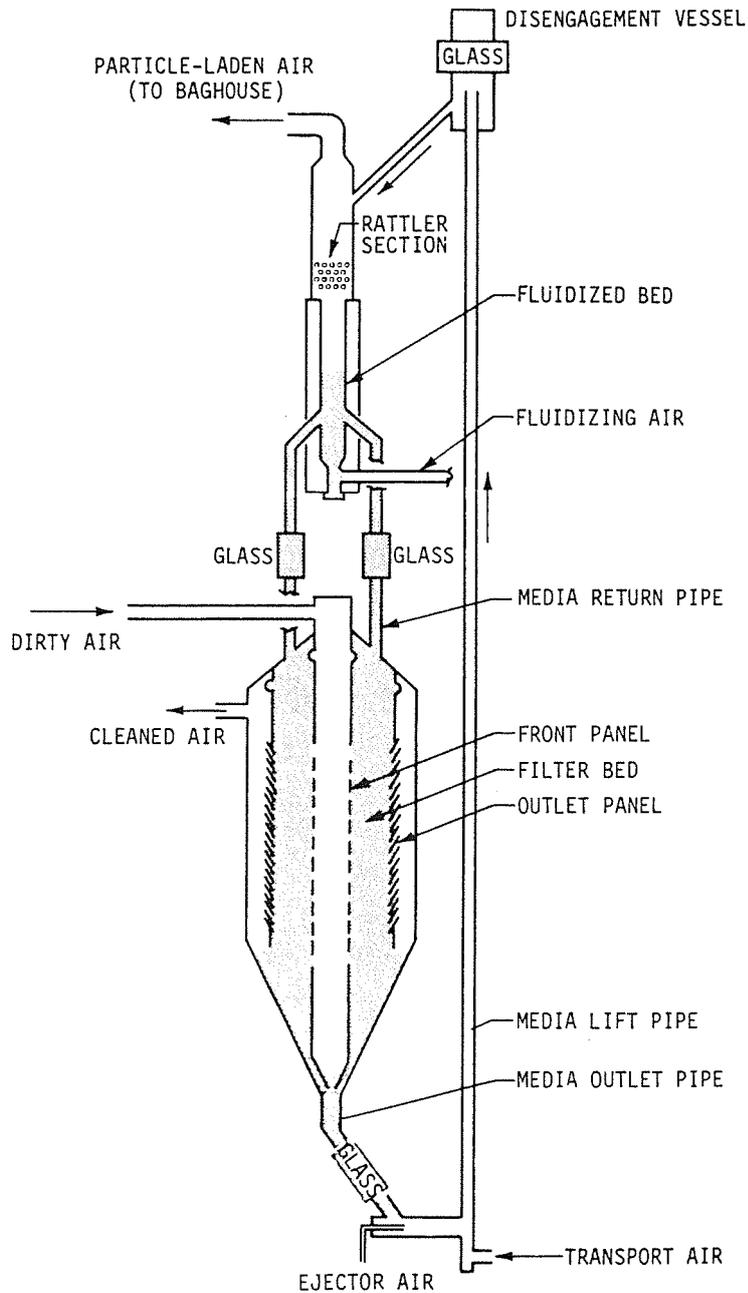


Abb.4.3.19: Schema eines Wanderbett-Schütttschichtfilters /59/

5. Vergleich und Bewertung der verschiedenen HTHD-Staubabscheideverfahren

5.1 Entwicklungsstand

Prinzipiell sind die konventionellen Staubabscheider bei Verwendung entsprechend hitzebeständiger Werkstoffe und Materialien auch für den Einsatz bei Temperaturen bis 1000°C geeignet, wobei der Betrieb von Elektrofiltern aus physikalischen Gründen bei hohen Temperaturen, im Gegensatz zu den anderen Abscheidern, nur in Verbindung mit erhöhtem Druck möglich ist.

Die verschiedenen Abscheidetechniken für die HTHD-Staubabscheidung erfüllen die Anforderungen sehr unterschiedlich und befinden sich zusätzlich in unterschiedlichem Entwicklungsstadium. Ein abschließender Vergleich wird dadurch erschwert.

Während Heißgas-Zyklone bereits kommerziell verfügbar sind, liegen für Naßabscheider, die mit Salz- oder Metallschmelzen als Waschflüssigkeiten arbeiten, lediglich Erfahrungen aus halbtechnischen Versuchsanlagen bis Maximaltemperaturen von 500°C vor. Filternde Abscheider auf Keramikbasis, Schüttschichtfilter sowie Elektrofilter nehmen eine Zwischenstellung ein. Die Entwicklung ist hier soweit gediehen, daß Prototypen in Demonstrationsanlagen umfangreichen Tests unter Praxisbedingungen unterzogen werden können.

Wegen der enormen Probleme bezüglich Handhabung und Regeneration von Metall- oder Salzschnmelzen gilt eine Weiterentwicklung von HTHD-Naßabscheidern, als wenig aussichtsreich, so daß in Deutschland die Entwicklungsarbeiten eingestellt wurden.

Für Elektrofilter konnte bisher bis zu Temperaturen von ca. 700°C Betriebs- erfahrung gesammelt werden. Bei diesem Filtertyp bestehen noch große Probleme bezüglich des Verschleißes der Sprühelektroden infolge hoher thermischer und elektrischer Belastung. Insbesondere zur Reduktion der elektrischen Belastung durch hohe Ströme muß die Form der Sprühelektroden weiterentwickelt werden. Ungelöst ist bisher außerdem die Abreinigung der Platten- bzw. Röhrenelektroden von an- filtriertem Staub.

Bei filternden Abscheidern mit Materialien auf Keramikbasis muß unterschieden werden zwischen flexiblen Fasermedien, selbsttragenden starren Keramiken und Schüttschichten. Flexible Medien können mit einer Temperaturbeständigkeit bis

1000°C gefertigt werden. Das Hauptproblem liegt hier in der unzureichenden mechanischen Festigkeit, insbesondere während der Filterabreinigung und damit in der fehlenden Dauerstandfestigkeit. Dies gilt ebenfalls für starre Keramikfaserformteile. Dagegen besitzen Sinterkeramiken eine genügend hohe Festigkeit für Einsatztemperaturen bis 1000°C. Entwicklungsbedarf besteht hier allerdings noch bezüglich ausreichend langer Dauerstandfestigkeiten und der Absenkung des vergleichsweise hohen Druckverlustes der Kerzenelemente. Hoher Druckverlust, Ein- und Ausschleusung des Schüttgutes sowie dessen Regeneration bei HTHD-Bedingungen stellen wesentliche Schwierigkeiten für Schüttschichten dar.

Da die Staubabscheidung grundsätzlich in Druckbehältern integriert werden muß und, mit Ausnahme des Zyklons, möglichst Gasgeschwindigkeiten unter 10 cm/sec einzuhalten sind, bereitet die geeignete Unterbringung der benötigten Abscheidefläche in Großanlagen für Gasdurchsätze von mehreren 10000 m³/h erhebliche Probleme. Die Konfiguration geeigneter Abscheidermodule erfordert deshalb noch erhebliche Entwicklungsarbeiten.

5.2 Abscheideleistung

Die wichtigste Anforderung, die die Verfahren zur HTHD-Staubabscheidung erfüllen müssen, sind genügend hohe Abscheidegrade, entsprechend den Angaben der Gasturbinenhersteller (siehe Kap. 2.4). Danach müssen Partikeln oberhalb 10 µm Durchmesser vollständig zurückgehalten werden. Für Partikeln zwischen 5 und 10 µm werden Staubgehalte von wenigen mg/Nm³ zugelassen, während für noch feinere Stäube, die die Gasturbine in erster Linie durch Belagbildung und Korrosion beeinträchtigen, in der Literatur keine Angaben gemacht werden.

Sämtliche Zyklonbauarten, einschließlich der bereits erwähnten Sonderbauarten, scheiden bereits Partikeln größer 10 µm nicht mit ausreichender Wirksamkeit ab, und die Abscheideleistung reduziert sich mit abnehmender Partikelgröße weiter. Dieser Abscheidertyp bietet deshalb keinen wirksamen Schutz gegen Erosion, insbesondere an den Turbinenschaufeln der Gasturbine.

Auch Naßabscheider, deren Einsatztemperatur bisher auf ca. 500°C begrenzt ist, ermöglichen mit Ausnahme des Venturi-Wäschers keinen wirksamen Schutz gegen Erosionserscheinungen. Der Venturi-Wäscher erlaubt zwar eine vollständige Staubabscheidung bis zu Partikeldurchmessern unter 5 µm, aufgrund der geringen

Abscheideleistung im Feinstaubbereich unter $1\ \mu\text{m}$ stellt sich jedoch das Problem der Belagbildung auf den Gasturbinenschaufeln in unveränderter Weise.

Weit höhere Abscheideleistungen, gerade auch im Feinstaubbereich, weisen Elektrofilter und flexible keramische Filtermedien auf. Die höchste Abscheidewirksamkeit erreicht man mit keramischen Filterkerzen und Cross-Flow-Elementen. Besonders für die starren keramischen Medien kann deshalb das Erosionsproblem als gelöst betrachtet werden, das Risiko der Belagbildung dürfte nur noch sehr gering sein. Bei den dickwandigen Filterkerzen ist jedoch die Verstopfung der Filterschichten bei hohem Feinstaubanteil im Rohgas ein bislang ungelöstes Problem. Verbesserungen versprechen mehrschichtige Elemente, die eine Oberflächenfiltration begünstigen. Festbett-Schüttschichtfilter erzielen ebenfalls sehr gute Abscheideergebnisse. Beim Wanderbett-Schüttschichtfilter kann allerdings bereits abgeschiedener Staub wieder eingetragen werden, was den Gesamtabscheidegrad reduziert.

Zyklone oder Multyklone werden wegen ihrer Abscheidecharakteristik bei sehr hohen Staubbelastungen als Vorabscheider eingesetzt. Da sie die einzige z.Z. verfügbare Technik darstellen, werden in den USA und in China bis zu 4 Stück in Reihe geschaltet, um die Reinheitsanforderungen der Gasturbinenhersteller zu erfüllen. Der damit verbundene enorme Druckverlust mindert die Wirkungsgradvorteile fortschrittlicher Kohleverstromungstechniken oder hebt sie sogar auf. Bis zur großtechnischen Umsetzung effizienterer HTHD-Staubabscheideverfahren muß derzeit eine kalte Nachreinigung des Rauchgases erfolgen. Sind diese Verfahren verfügbar, wird der Zyklon wohl zumindest als erste Staubabscheidestufe eingesetzt, hauptsächlich um die Regenerationsintervalle der Hauptabscheiderstufe zu verlängern. Zur Verringerung von Investitions- und Betriebskosten sowie zur Vereinfachung der Abgasreinigung wäre aber auch eine einzige effiziente Staubabscheidestufe denkbar.

5.3 Betriebsverhalten

Ein weiteres wichtiges Kriterium für die Eignung eines Abscheidertyps zur Staubabscheidung bei der druckbetriebenen Kohleverstromung ist neben der Abscheideleistung das Betriebsverhalten. Grundsätzlich sind möglichst einfache und damit wenig störanfällige Abscheidetechniken anzustreben.

Die Verfügbarkeit des Kraftwerkes sollte möglichst nicht von der Standzeit der eingesetzten Filter begrenzt werden. Das bedeutet aber auch, daß Störfälle wie beispielsweise plötzlicher Druckabfall in druckbetriebenen Teilen der Anlage ohne

Funktionsbeeinträchtigung des Staubabscheiders überstanden werden müssen. Weiterhin sind die geforderten niedrigen Reingasstaubgehalte bei allen Lastzuständen zu gewährleisten. Ansonsten werden zusätzliche schaltungstechnische Maßnahmen notwendig.

Heißgaszyklone sind, abgesehen von den Sonderbauarten, sehr einfache Apparate ohne bewegliche Teile. Sie sind deshalb weitestgehend unempfindlich gegenüber Betriebsstörungen. Auch stellt die Standzeit dieser Apparate kein Problem dar. Allenfalls können klebrige Stäube, die beim Durchfahren des Taupunktes während des An- und Abfahrens der Gesamtanlage sowie bei zu hohen Aschtemperaturen entstehen, zu Anbackungen und im extremen Fall zum Verstopfen führen. Weit kritischer ist die Lastabhängigkeit der Abscheidewirksamkeit zu beurteilen. Zur Gewährleistung ausreichend hoher Gasgeschwindigkeiten und damit eines gleichbleibend hohen Abscheidegrades müssen zahlreiche Abscheidemodule parallel geschaltet werden. Annähernd konstante Abscheidebedingungen lassen sich auch dadurch erreichen, daß die Gesamtanlage in einzelne parallele Module aufgeteilt wird. Beide Schaltungsvarianten erfordern jedoch eine sehr aufwendige Prozeßsteuerung.

Naßabscheider sind im Gegensatz zu Zyklonen für die Abscheidung klebriger Stäube besonders geeignet. Sie können praktisch nicht verstopfen. Deshalb sind im Normalbetrieb sowie während des An- und Abfahrvorganges durch Staubeigenschaften keine Betriebsprobleme zu erwarten. Die Abscheidewirksamkeit variiert jedoch auch bei diesem Abscheidertyp mit dem Durchsatz. Zur Kompensation sind deshalb wie im Falle des Zyklons aufwendige Schaltungsmöglichkeiten vorzusehen. Aus der Verwendung von Salz- oder Metallschmelzen als Waschflüssigkeiten, die bei Umgebungsbedingungen fest sind, resultieren zusätzliche Handhabungsprobleme. Ein- und Ausschleusung der Waschflüssigkeiten unter hohem Druck zur Regeneration sowie die Regeneration verschmutzter Waschflüssigkeiten selbst sind aufwendige Verfahrensschritte, für die bisher lediglich im Technikumsmaßstab bis ca. 500°C Betriebserfahrungen vorliegen. Da für wünschenswerte Abscheidegrade deutlich oberhalb 90 % ein unverhältnismäßig hoher Druckverlust in Kauf genommen werden muß, ist das Betriebsverhalten insgesamt sehr ungünstig.

Beim Elektrofilter lassen sich bei hohen Temperaturen nur bei gleichzeitig anliegendem hohem Systemdruck hohe Abscheidegrade realisieren. Um für jeden Betriebszustand gleichmäßig hohe Abscheidegrade verwirklichen zu können, bedarf es einer sehr aufwendigen Prozeßsteuerung. Nur so lassen sich die erforderlichen Druckstufen für die jeweils vorliegenden Temperaturen erreichen. Lastwechsel, insbesondere Teillastbetrieb, führt beim Elektrofilter wie bei den filternden Abschei-

dern durch Verweilzeiterhöhung eher zu verbesserter Staubabscheidung und erfordert keine zusätzliche Maßnahmen. Ein wichtiger Aspekt ist das Betriebsverhalten während des Abreinigungsverganges. Konstruktionsbedingt ist zeitweise mit erhöhten Staubemissionen zu rechnen, die evtl. schaltungstechnisch abgefangen werden müssen. Wie beim Zyklon führt die Abscheidung klebriger Stäube zu Anbackungen an den Platten- bzw. Röhrenelektroden, die sich auch durch die Abreinigung nicht beseitigen lassen. Der Durchströmungswiderstand wird durch die Staubabscheidung praktisch nicht beeinflußt. Ein spezifisches Problem der Staubabscheidung mit Elektrofiltern sind veränderliche elektrische Staubwiderstände. Das Abscheideverhalten des Elektrofilters bleibt deshalb zeitlich nicht konstant und gerade bei sehr hohen Temperaturen muß infolge zu niedriger elektrischer Staubwiderstände mit einer verminderten Abscheideleistung gerechnet werden, die bei der Auslegung des Apparates entsprechend zu berücksichtigen ist.

Das Betriebsverhalten der filternden Abscheider hängt in hohem Maße vom eingesetzten Filtermedium und dessen Struktur ab. Da das Filtermedium durchströmt wird, besteht vorwiegend bei der Abscheidung klebriger Stäube Verstopfungsgefahr. Grundsätzlich ist die Staubabscheidung mit einem Anstieg des Filterwiderstandes verbunden. Deshalb muß zur Begrenzung des Filterdruckverlustes zyklisch abgereinigt werden. Für flexible Filtermedien ergeben sich aufgrund geringer mechanischer Festigkeit durch die Belastung während des Abreinigungsverganges gravierende Standzeitprobleme, da die Filterelemente nach kurzer Zeit zerstört werden. Hier bieten starre keramische Medien Vorteile, mit denen auch Störfallbedingungen, insbesondere plötzlicher Druckabfall im System, gut beherrscht werden können. Der Filterwiderstand liegt allerdings bisher mit ca. 50 mbar für übliche Betriebsbedingungen sehr hoch. Die Gefahr einer allmählichen Blockade der Filtermaterialien durch feine Stäube im Submikronbereich kann bisher wegen fehlender Untersuchungen zu diesem Problembereich noch nicht eingegrenzt werden. Vorteilhaft bei sämtlichen filternden Abscheidern ist die Unempfindlichkeit gegenüber Lastwechseln. Verminderte Anströmgeschwindigkeiten, wie sie bei Teillastbetrieb auftreten, verbessern eher die Abscheideleistung als daß sie sie verringern. Lediglich Schüttschichten, die als Trägheitsabscheider betrieben werden, reagieren bei Teillast mit einer verminderten Abscheidewirksamkeit. Bei Schüttschichtfiltern ist außerdem, ähnlich wie bei Wäschern, eine hohe Abscheideleistung mit einem hohem Filterwiderstand verknüpft. Die Regeneration der Schüttschicht kann ebenfalls nur außerhalb der Filterstrecke erfolgen, d.h. Feststoff muß bei hohem Systemdruck ein- und ausgeschleust werden.

5.4 Zusammenfassende Bewertung

Hochleistungszyklone zur HTHD-Entstaubung sind ausgereift und kommerziell verfügbar. Reingasstaubgehalte für den störungsfreien Betrieb einer Gasturbine können mit Zyklonen nicht realisiert werden. Außerdem verringert sich die Abscheideleistung bei Teillastbetrieb. Der Zyklon kommt deshalb nur als Vorabscheider in Frage. Bedingt durch den hohen Druckverlust unter HTHD-Bedingungen werden die Wirkungsgradvorteile der fortschrittlichen Kohleverstromungstechniken in Frage gestellt. Für Sonderbauarten im Entwicklungsstadium sind keine grundsätzlichen Verbesserungen zu erwarten.

Wenig Chancen für einen Einsatz bei zukünftigen Kohleverstromungstechniken müssen auch Naßabscheidern trotz der Möglichkeit zur simultanen Schadgasabscheidung eingeräumt werden. Aufgrund der derzeit vorliegenden Betriebserfahrung bis ca. 500°C ist allenfalls ein Einsatz beim Kohlevergasungsprozeß vorstellbar. Ein ungünstiges Betriebsverhalten, hoher Druckverlust für eine ausreichende Abscheideleistung sowie die Lastabhängigkeit der Abscheidung, lassen diesen Abscheidertyp wenig aussichtsreich erscheinen. Erschwerend kommen Handhabung und Regeneration von Salz- und Metallschmelzen als Waschflüssigkeiten hinzu.

Eine gewisse Sonderstellung nehmen Schüttschichtfilter ein. Sie bieten ebenfalls die Möglichkeit einer simultanen Schadgasabscheidung bei hohen Temperaturen. Sehr ungünstig ist der hohe Druckverlust, der zur Erzielung ausreichend hoher Staubabscheidegrade in Kauf genommen werden muß. Zahlreiche grundlegende Probleme wie die Schüttgutförderung, Regeneration des Schüttgutes, Wiedereintrag bereits abgeschiedenen Staubes sind noch nicht gelöst. Interessant sind Schüttschichtfilter jedoch vor allem wegen der Möglichkeit, klebrige Stäube abzuscheiden.

Aussichtsreich für die HTHD-Filtration sind Elektrofilter sowie filternde Abscheider. Elektrische Abscheider bieten eine hohe Abscheideleistung bei geringem Druckverlust. Allerdings ist für eine hohe Abscheideleistung aus physikalischen Gründen ein hoher Systemdruck erforderlich. Kernprobleme sind der hohe Leistungsbedarf, Isolationsprobleme bei hohen Temperaturen sowie der rasche Verschleiß der Sprühelektroden. Auch ist die Abreinigungsproblematik noch nicht gelöst. Basierend auf den umfangreichen Erfahrungen auf konventionellem Gebiet werden den elektrischen Abscheidern dennoch gute Entwicklungschancen eingeräumt.

Sehr vielversprechend sind vor allem filternde Abscheider. Die erforderlichen Abscheidegrade lassen sich mit ihnen problemlos erzielen. Bis 500°C, und damit beim Kohlevergasungsprozeß, können Metallfasermedien eingesetzt werden. Darüber kommen nur keramische Medien in Betracht. Flexible keramische Fasermedien erlauben den Filterbetrieb bei niedrigem Druckverlust. Die unzureichende mechanische Festigkeit solcher Medien begrenzt jedoch die Filterstandzeit und erlaubt bisher keinen wirtschaftlichen Betrieb. Höhere Standzeiten sowie die höchsten Abscheideleistungen können mit starren keramischen Filtermaterialien, insbesondere Korn- bzw. Korn-/Faserkeramiken erzielt werden. Problematisch sind bisher ein relativ hoher Druckverlust sowie die Verstopfungsneigung bei hohem Feinstaubanteil im Rohgas. Hier bietet die Kombination von Korn- und Faserkeramiken noch ein erhebliches Entwicklungspotential.

5.5 Ausblick

Durch die zu erwartende, kontinuierliche Verschärfung der Emissionsgrenzwerte für Staub werden die Anforderungen an die Leistungsfähigkeit von Filtern ständig steigen. Für den gesamten Bereich der Hochtemperaturfiltration erscheint deshalb die Weiterentwicklung keramischer Filtermedien und -elemente von besonderem Interesse, da sie, im Gegensatz zu den übrigen Partikelabscheidern, über ein keineswegs ausgeschöpftes Potential zur wirtschaftlichen Staubabscheidung verfügen.

Als Einsatzfelder für die Hochtemperaturfiltration bei Normaldruck seien beispielhaft die Haus- und Sondermüllverbrennung genannt, für die sich durch eine effektive Feinstaubabscheidung oberhalb von 500°C die partikelgebundene Dioxinbildung ohne zusätzliche Maßnahmen drastisch verringern läßt.

Auf dem Gebiet druckbetriebener Kohleverstromungsverfahren ergeben sich die größten Wirkungsgradverbesserungen für Kohlestaubfeuerungen mit Rauchgas-temperaturen am Eintritt der Gasturbine deutlich oberhalb von 1000°C. Allein keramische Filtermedien, z.B. auf Al₂O₃-Basis, verfügen über die nötige Temperaturbeständigkeit zur Abscheidung von feinen Aschepartikeln.

Die notwendige Entwicklung geeigneter keramischer Filtermedien zur Abscheidung klebriger und schmelzflüssiger Partikeln oder Tröpfchen steht jedoch noch völlig am Anfang. Das Abscheide- und Betriebsverhalten keramischer Korn- und Fasermaterialien bei diesen extremen Bedingungen ist noch völlig ungeklärt. In Bezug auf die Gestaltung geeigneter Filtermedien und die Konfektionierung von Filterelementen

sind deshalb ebenso grundlegende Entwicklungsarbeiten durchzuführen wie für die Bereitstellung geeigneter Regenerationsverfahren sowie die Integration dieser Filtersysteme in den Kraftwerksprozeß. Diese Aufgabe kann nur in enger Zusammenarbeit der Forschung mit Filterherstellern und Kraftwerksbauern gelöst werden.

6. Formelzeichen

A	[m ²]	Niederschlagsfläche
Cu	[-]	Cunningham-Korrektur
E	[N/C]	elektrische Feldstärke
E	[%]	Massenabscheidegrad
K _T	[Pa]	"Kontaktenergie"
N	[-]	Anzahl der Filtrationszyklen
Pe	[-]	Peclet-Zahl
R	[-]	Sperreffektparameter
R	[J/K/kg]	spezifische Gaskonstante
T	[K]	Absoluttemperatur
T _{nach}	[K]	Temperatur nach der Gas- bzw. Dampfturbine
T _{vor}	[K]	Temperatur vor der Gas- bzw. Dampfturbine
\dot{V}	[m ³ /h]	Volumenstrom
W _{Stokes}	[N]	Stokes'sche Widerstandskraft
c _{rein}	[kg/m ³]	Reingasstaubkonzentration
c _{roh}	[kg/m ³]	Rohgasstaubkonzentration
d _{50,3}	[m]	mittlerer, massebezogener Partikeldurchmesser
d _F	[m]	Faserdurchmesser
d _{F/K}	[m]	Faser- bzw. Korndurchmesser
d _P	[m]	Partikeldurchmesser
d _S	[m]	Partikeldurchmesser
d _S *	[m]	Grenzkorndurchmesser
h _{ges}	[m]	Gesamthöhe des Zyklons
h _t	[m]	Tauchrohrhöhe
k	[J/K]	Boltzmann-Konstante
p	[Pa]	Absolutdruck
q _P	[C]	Partikelladung
r	[-]	Exponent
r _i	[m]	Tauchrohrradius
u ₀	[m/s]	Leerrohrgeschwindigkeit
u _{relativ}	[m/s]	Relativgeschwindigkeit
u _{r,i}	[m/s]	Radialgeschwindigkeit auf dem Tauchrohrradius
u _{φ,i}	[m/s]	Tangentialgeschwindigkeit auf dem Tauchrohrradius
v _i	[m/s]	Axialgeschwindigkeit im Tauchrohr
w	[m/s]	Wanderungsgeschwindigkeit
w _m	[m/s]	mittlere Wanderungsgeschwindigkeit

α	[1/Pa]	Anpassungsgröße
γ	[-]	Anpassungsgröße
Δp_{ges}	[Pa]	Gesamtdruckverlust
$\Delta p_{\text{Rest},N}$	[Pa]	Restdruckverlust nach der N-ten Abreinigung
$\Delta p_{\text{Rest},N=0}$	[Pa]	Restdruckverlust vor der ersten Abreinigung
$\eta_{\text{thermisch}}$	[%]	thermischer Wirkungsgrad
$\eta_{\text{Diffusion}}$	[%]	Abscheidegrad aufgrund der Diffusion
$\eta_{\text{Sperrereffekt}}$	[%]	Abscheidegrad aufgrund des Sperrereffekts
$\eta_{\text{Trägheit}}$	[%]	Abscheidegrad aufgrund der Trägheit
μ_{gas}	[kg/m/s]	dynamische Gasviskosität
Ψ	[-]	Trägheitsparameter
ρ_{gas}	[kg/m ³]	Gasdichte
ρ_{p}	[kg/m ³]	Partikeldichte
ζ_{e}	[-]	Druckverlustbeiwert - Abscheideraum
ζ_{ges}	[-]	Druckverlustbeiwert - Summe
ζ_{i}	[-]	Druckverlustbeiwert - Tauchrohr

7. Literaturverzeichnis

- 1 17.BImSchV - "Siebzehnte Verordnung zur Durchführung des Bundes-Immissionsschutzgesetzes (Verordnung über Verbrennungsanlagen für Abfälle und ähnliche brennbare Stoffe)"
- 2 A.Lezuo, K.Riedle, E.Wittchow
"Entwicklungstendenzen steinkohlebefeuerter Kraftwerke"
Brennstoff-Wärme-Kraft 41 (1989), S.13-22
- 3 E.Wittchow, R.Müller
"Fortgeschrittene Kraftwerkskonzepte mit druckaufgeladenen Kohleumwandlungsverfahren"
Sonderdruck aus: VDI-Berichte Nr.715 (1989), S.21-44
- 4 W.Schmid
"Wirtschaftliche Kriterien für die Feststoffabscheidung bei Kohleverstromungsverfahren"
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 16 Nr.31, Düsseldorf, VDI-Verlag 1985
- 5 K.Weinzierl
"Untersuchungen zur Optimierung von Kombiprozessen mit integrierter Kohlevergasung"
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 6 Nr.205, Düsseldorf, VDI-Verlag 1987
- 6 P.Preußner, K.Spindler
"Druckkohlenstaubfeuerung, Stand, Wirkungsgrad und Entwicklungsziele"
in: "Fortschrittliche Kohlekraftwerkstechnologie und Heißgasreinigung",
Vorträge der Internationalen BMFT/VGB-Konferenz, Vortrag V5, 2.-4.Dezember
1987, Düsseldorf
- 7 Unterlagen zu einem Gespräch zwischen KWU, Erlangen, und KfK (LAF II und PSU); Juli 1989, Erlangen
- 8 P.Davids
"Luftreinhalteaspekte der Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte
Nr.363 (1980), S.35-42
- 9 C.J.Stairmand
"Introduction to the Technology of High Efficiency Gas Cleaning"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte
Nr.363 (1980), S.43-47
- 10 B.Rukes
"Entwicklung von verschleißfesten Gasturbinen hinter Hochdruckwirbelschichtanlagen"
BMFT-Forschungsbericht T 83-045, April 1983
- 11 F.Löffler
"Staubabscheiden"
Unterlagen zum Kurs, herausgegeben vom Institut für Mechanische
Verfahrenstechnik und Mechanik der Universität Karlsruhe, 8.Auflage, 1987
- 12 "VDI-Wärmeatlas - Berechnungsblätter für den Wärmeübergang"
VDI-Verlag, Düsseldorf, 4.Auflage, 1984, Seite Db 8

- 13 E.Muschelknautz
"Theorie der Fliehkraftabscheider mit besonderer Berücksichtigung hoher Temperaturen und hoher Drücke"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte Nr.363 (1980), S.49-60
- 14 "Massenkraftabscheider"
VDI-Richtlinie 3676, Mai 1980
- 15 R.Rennhack
"Entstaubung heißer Gase"
Chem.-Ing.-Tech. 51 (1979) Nr.10, S.921-928
- 16 "Elektrische Abscheider"
VDI-Richtlinie 3678, März 1980
- 17 H.Spliethoff, E.Weber
"Heißgasfilter zur Abgasreinigung - Anforderung und Versuchsergebnisse"
in: "Kraftwerk und Umwelt 1983", VGB-Konferenz, Essen, S.172-177
- 18 P.F.Feldman, J.Bush, M.Robinson
"High Temperature, High Pressure Electrostatic Precipitation"
in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.281-308
- 19 Th.Riepe, H.Wiggers
"Pilot Tests of Electrostatic Precipitators at High Pressures and High Temperatures"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.297-313
- 20 E.Weber
"Gasreinigungsverfahren bei hohem Druck und hoher Temperatur"
in: "Möglichkeiten zur Gestaltung umweltfreundlicher Kohleenergieerzeugungsanlagen (Gasreinigung bei Wärmekraftwerken)", Haus der Technik, Vortragsveröffentlichungen 409, S.49-55
- 21 Th.Riepe, H.Wiggers, U.Morgenstern
"Elektrofilter"
in: "Symposium Emissionsminderung mit dem Schwerpunkt "Hochtemperatur- und Hochdruck-Gasreinigung" 9.März 1990"
Universität Essen, S.46-72
- 22 E.Weber
"Heißgasentstaubung bei Wirbelschichtfeuerungen"
in: "Wirbelschichtfeuerung Fluidized Bed Combustion", VDI-Berichte Nr.322 (1978), S.111-119
- 23 K.Arras, G.Mayer-Schwinning
"Fragen bei der Ausführung eines Elektrofilters für Hochdruck und Hochtemperatur"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte Nr.363 (1980), S.93-101

- 24 K.Hübner, B.Schürmann
"Hochtemperaturgasreinigungsverfahren mit geschmolzenen Salzen und Metallen"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte Nr.363 (1980), S.109-115
- 25 B.Schürmann
"Untersuchungen über die Gasreinigung durch geschmolzene Stoffe und Entwicklung eines entsprechenden Verfahrens"
Fortschr.-Ber. VDI Reihe 3 Nr.85, Düsseldorf, VDI-Verlag 1984
- 26 E.Weber
"Overview: Tertiary Gas Cleaning"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.515-536
- 27 W.Peukert
"Die kombinierte Abscheidung von Partikeln und Gasen in Schütttschichtfiltern"
Dissertation, Universität Karlsruhe, 1990
- 28 R.Schulz, M.Schütz
"Experimentelle Untersuchungen zur Hochtemperaturfiltration mit Filtrationsabscheidern"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte Nr.363 (1980), S.75-82
- 29 P.Dietrichs, W.Krönert
"Eigenschaften, Hochtemperaturverhalten und Einsatzbedingungen keramischer Fasern"
Gas Wärme International 30 (1981) Nr.7/8, S.338-349
- 30 F.van Dam, H.de Winter
"Advanced Filter Systems for Coal Applications"
unveröffentlichte holländische Studie von COMPRIMO engineers&contractors für Project Office for Energy Research, Projektnummer 4.351, Mai 1984
- 31 H.-P. Schiffer
"Heißgasentstaubung"
in: "Druckaufgeladene Wirbelschichtfeuerung", VDI-Berichte Nr.715 (1989), S.289-322
- 32 J.M.Wheeldon, G.K.Burnard, G.C.Snow, L.Svarovsky
"The Performance of Cyclones in the Off-Gas Path of a Pressurized Fluidized Bed Combustor"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.45-65
- 33 D.S.Scott, W.M.Swift, G.J.Vogel
"Pulse-Jet Acoustic Dust Conditioning in High Temperature/Pressure Applications"
in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.309-323
- 34 D.T.Shaw, J.Wegrzyn
"The Application of Sonic Agglomeration for the Control of Particulate Emission"
in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.309-323

- 35 D.D.Paul, R.Razgaitis, H.Jordan
"Enhancement of the Particle Collection Efficiency of Cyclone Separators Using Turbulence Suppression Techniques: Part I - Cyclonic Wind Tunnel Results"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.1-15
- 36 J.T.McCabe
"Cyclocentrifuge Development for Particulate, Phase I: Feasibility Study"
in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.355-398
- 37 K.Venås, St.T.Johansen
"A New Centrifuge for Cleaning Dusty Gases at Temperatures Below 500 Degrees C"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.133-147
- 38 E.Weber, R.Pieper
"Untersuchungen zum Einsatz des Drehströmungsabscheiders bei hohen Drücken und Temperaturen"
in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte Nr.363 (1980), S.61-68
- 39 N.Syred, M.Biffin, S.Dolbear, M.Wright, P.Sage
"Evolution of New Concepts for Compact Cyclone Dust Separators for Hot Gas Clean Up"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.17-29
- 40 M.Koschowitz
"Verbesserung der Abscheidung in Zyklonen bei hohen Temperaturen"
in: "Fortschrittliche Kohlekraftwerkstechnologie und Heißgasreinigung", Vorträge der Internationalen BMFT/VGB-Konferenz, Vortrag V14, 2.-4.Dezember 1987, Düsseldorf
- 41 O.J.Tassicker
"High Temperature-Pressure Electrostatic Precipitator for Electric Power Generation Technologies: An Overview of the Status"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.331-349
- 42 G.Rinard
"Parametric Evaluation of an Electrostatic Precipitator at PFBC Operating Conditions"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.315-330
- 43 T.Riepe, T.Schrooten, R.Schulz, H.Wiggers, E.Weber
"Entwicklungsstand der Hochdruck- und Hochtemperatur-Gasreinigung bis 1000°C am Beispiel von Filtrationsabscheidern und Elektrofiltern in der Bundesrepublik Deutschland"
in: "Fortschrittliche Kohlekraftwerkstechnologie und Heißgasreinigung", Vorträge der Internationalen BMFT/VGB-Konferenz, Vortrag V9, 2.-4.Dezember 1987, Düsseldorf

- 44 M.Shackleton, J.Kennedy
 "Ceramic Fabric Filtration at High Temperatures and Pressures"
 in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.193-234
- 45 R.Chang, J.Sawyer, H.Lips, R.Bedick, R.Dellefield
 "The Testing and Evaluation of Ceramic Filter Fabrics"
 in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.177-191
- 46 M.A.Shackleton
 "Ceramic Fiber Filter Media for High Temperature, High Pressure Gas Cleanup"
 in: "Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken", VDI-Berichte Nr.363 (1980); S.69-73
- 47 C.J.Withers, A.A.West, A.N.Twigg, R.S.Courtney, J.P.K.Seville, R.Clift
 "Improvements in the Performance of Ceramic Media for Filtration of Hot Gases"
 Filtration & Separation January/February 1990, S.32-37
- 48 M.Durst, A.Reinhardt, H.Vollmer
 "High Efficiency Particle Collection with the Aid of Ceramic Filter Media"
 in: PARTEC, 1. Europäisches Symposium Partikelabscheidung aus Gasen, Preprints, April 1989, Nürnberg, S.19-36
- 49 K.Higashi, N.Oda
 "The Latest Status of the Development of the Advanced Ceramic Tube Filter"
 in: "Kraftwerk und Umwelt 1989", Vorträge zur VGB-Konferenz, April 1989, Essen, S.237-242
- 50 T.E.Lippert, D.F.Ciliberti, O.J.Tassicker, S.G.Drenker
 "Test and Development of Woven Ceramic Bag and Ceramic Candle Filters for HTHP Application"
 in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.215-231
- 51 J.E.Oakey, G.P.Reed
 "The Behaviour of High Temperature Filter Materials in Hot Gasifier and Combustor Gas Atmospheres"
 in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.421-443
- 52 G.P.Reed, K.G.Burnard, O.J.Tassicker, A.J.Leitch
 "A Large Ceramic Candle Filter Module on a Pressurized Fluidized Bed Combustor - Description and Preliminary Data"
 in: "Fortschrittliche Kohlekraftwerkstechnologie und Heißgasreinigung", Vorträge der Internationalen BMFT/VGB-Konferenz, Vortrag V24, 2.-4.Dezember 1987, Düsseldorf
- 53 H.-P.Schiffer, U.Renz, O.J.Tassicker, E.K.Reinhardt
 "Untersuchungen an einem Heißgasfilter mit keramischen Filterelementen"
 in: "Fortschrittliche Kohlekraftwerkstechnologie und Heißgasreinigung", Vorträge der Internationalen BMFT/VGB-Konferenz, Vortrag V25, 2.-4.Dezember 1987, Düsseldorf

- 54 H.R.Hoy
"Hot Gas Cleaning: Today and Tomorrow"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.509-511
- 55 D.F.Ciliberti, Th.E.Lippert
"Ceramic Cross Flow Filters for Hot Gas Cleaning"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.193-213
- 56 D.C.Drehmel, D.F.Ciliberti
"High Temperature Fine Particle Control Using Ceramic Filters"
in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.235-247
- 57 M.Ghadiri, J.P.K.Seville, R.Clift
"The Use of Fluidized Beds to Filter Gases at High Temperatures"
in: "Gas Cleaning at High Temperatures", EFCE Event No.340, IChemE Symposium Series No.99, September 1986, Surrey, GB, S.351-361
- 58 H.Hoffmann
"Neuartiges Schüttschichtfilter für die Gasreinigung bei hohen Temperaturen und Drücken"
in: "Fortschrittliche Kohlekraftwerkstechnologie und Heißgasreinigung", Vorträge der Internationalen BMFT/VGB-Konferenz, Vortrag V12, 2.-4.Dezember 1987, Düsseldorf
- 59 G.L.Wade
"Performance and Modeling of Moving Granular Bed filters"
in: "EPA/DOE Symposium on High Temperature High Pressure Particulate Control", EPA-600/9-78-004, CONF-770970, September 1977, Washington, D.C., USA, S.133-191