

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 6055

**Langzeitstabile
Feinstaubabscheidung mit
keramischen Filterkerzen
bei fortgeschrittenen
Kohleverstromungsverfahren**

**H. Leibold, R. Mai, B. Zimmerlin,
W. Bundschuh, M. Fronhöfer, K. Schulz,
A. Walch**

Institut für Technische Chemie

Juni 1998

Forschungszentrum Karlsruhe

Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 6055

Langzeitstabile Feinstaubabscheidung mit keramischen
Filterkerzen bei fortgeschrittenen Kohleverstromungsverfahren

H. Leibold, R. Mai, B. Zimmerlin, W. Bundschuh, M. Fronhöfer,
K. Schulz*, A. Walch*

Institut für Technische Chemie

*Schumacher Umwelt- und Trenntechnik GmbH, Crailsheim

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
1998

Gefördert durch
Stiftung Energieforschung Baden-Württemberg
Stuttgart
Förderkennzeichen A 00003792

Als Manuskript gedruckt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor
Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe
Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)
ISSN 0947-8620

Langzeitstabile Feinstaubfiltration mit keramischen Filterkerzen bei fortgeschrittenen Kohleverstromungsverfahren

Für die effiziente Heißgasreinigung bei fortgeschrittenen Kohleverstromungsverfahren eignen sich in erster Linie keramische Filterkerzen. Mit Blick auf das Langzeitverhalten wurden Beladungs- und Abreinigungsverhalten der keramischen Membran sowie der Filterkerzen untersucht. Einen Schwerpunkt bildete die Erzeugung abreinigungswirksamer Kräfte durch eine schnelle rohgasseitige Druckabsenkung und deren technische Umsetzung. Weiterhin wurden zur Vorbereitung experimenteller Untersuchungen hinsichtlich der Schadgaswirkung bei hohem Druck und hoher Temperatur die aktuell verfügbaren Kenntnisse zur Langzeitbeständigkeit von SiC-Filterkeramik gegen Korrosion bewertet. Diese Arbeiten wurden ergänzt durch Struktur- und Festigkeitsuntersuchungen an kornkeramischen Filterkeramiken sowie zur Optimierung der Filtergeometrie.

Ein für die Abreinigung vorteilhaftes Beladungsverhalten läßt sich selbst für Submikronstäube durch elektrophoretisch aufgebraute, hochporöse und homogene keramische Membranen erzielen. Zur Abreinigung erweist sich die neuartige Methode der rohgasseitigen Druckabsenkung als besonders vorteilhaft. Über die gesamte Kerzenlänge können gleichförmig hohe Abreinigungsintensitäten erreicht werden. Die Höhe der Staubbilddung ist wegen der extrem schnellen Druckabsenkung von untergeordneter Bedeutung. Die anlagentechnische Realisierung wird durch ein neuentwickeltes Verfahren über die spontaner Verdampfung feinverteilten Wassers möglich. Das leistungsfähige Abreinigungsverfahren erlaubt darüberhinaus auch ein Abgehen von der herkömmlichen Kerzenform, deren spezifische Filterfläche selbst mit hohem fertigungstechnischen Aufwand nur geringfügig vergrößert werden kann.

Long-Term Particulate Filtration with Grain Ceramic Filter Candles for Advanced Coal-based Power Systems

Ceramic filter candles are best suitable for the high efficiency hot gas cleaning in advanced coal-based power production. Dealing with the long-term performance of ceramic filters the dust separation and the recleaning of the ceramic membrane and the full scale candle was investigated. Main emphasis formed the generation of recleaning forces by a fast pressure decrease on the raw gas side of the ceramic and the realisation of this new recleaning procedure. Furthermore the long-term corrosion of SiC ceramics induced by harmful gases in high-temperature-high-pressure atmosphere was analyzed based on the data actually available. Finally structural and bulk strength investigations as well as the options on the optimization of the candle design completed the work.

With respect to the efficient recleaning of critical submicron dusts the control of the loading procedure is obvious. The high porosity and the high microstructural homogeneity of membranes electrophoretically produced improve and fasten the dust cake formation. Due to the new recleaning procedure generating a fast pressure decrease on the raw gas side of the ceramic a high but uniform recleaning intensity may be achieved along the total length of a candle. The extremely fast pressure decrease reduces the importance of the cake thickness. The spontaneous evaporation of highly dispersed water enables the realisation of this advanced recleaning procedure. Moreover from this new recleaning concept filter designs become attractive offering much higher specific filtration area than the candle.

Inhaltsverzeichnis:

1 Einleitung	1
2 Ausgangssituation und Problemstellung	2
3 Keramische Filterkerzen	4
4 Experimentelles	9
4.1 Filtration und Abreinigung	9
4.1.1 Laboranlage LISA für Kerzensegmente	9
4.1.2 Filterprüfstand SAMUM für Einzelkerze	11
4.1.3 Versuchsstand Mehrelementanordnungen Fa. Schumacher	15
4.2 Erfassung schneller Vorgänge	17
4.3 Durchströmungsmessungen an Filterkerzen	21
4.3.1 Differenzdruckmessungen an Filterkerzenabschnitten bei stationärer Durchströmung	21
4.3.2 Differenzdruck- und Geschwindigkeitsmessungen an Filterkerzen bei stationärer Durchströmung	22
4.3.3 Druckmessungen an Filterkerzen bei der Druckimpulsabreinigung	23
4.3.4 Druckmessungen an Filterkerzen bei der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung	24
4.4 Strukturanalyse	25
4.5 Festigkeitsuntersuchungen	28
4.5.1 Bestimmung der O-Ring-Bruchfestigkeit	28
4.5.2 Hochtemperatur-Kriechprüfstand	28
4.6 Versuchsstand für kombinierte Beanspruchung von Kerzensegmenten	30
5 Filtertechnische Untersuchungen	32
5.1 Beladungsverhalten	33
5.1.1 Einfluß des Membranaufbaus	33
5.1.2 Beladung mit eng verteiltem Staub	35
5.2 Abreinigungsverhalten	38
5.2.1 Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung	38
5.2.1.1 Theoretische Grundlagen	39
5.2.1.2 Erzeugung steiler Druckgradienten	42
5.2.1.3 Einfluß des Ladedruckes	49

5.2.1.4 Einfluß der Druckabsenkrate	51
5.2.1.5 Einfluß des Volumenverhältnisses	51
5.2.1.6 Einfluß der Beladung	53
5.2.1.7 Einfluß der Temperatur	54
5.2.2 Vergleich mit Druckimpulsabreinigung	55
5.3 Durchströmungsverhalten	56
5.3.1 Durchströmungscharakteristik der Kerzenwand	56
5.3.1.1 Druckverlust-Kennlinien im Filtrations- und Abreinigungsbetrieb	56
5.3.1.2 Druckverlauf innerhalb der Kerzenwand	61
5.3.2 Durchströmungscharakteristik der Filterkerze unter Abreinigungsbedingungen	63
5.3.2.1 Geschwindigkeitsprofil entlang einer Filterkerze und Vergleich mit der Rechnung	63
5.3.2.2 Korrelation zwischen Geschwindigkeits- und Differenzdruckprofil	65
5.3.2.3 Differenzdruckprofil einer Filterkerze bei instationärer Durchströmung	66
6 Werkstofftechnische Untersuchungen	71
6.1 Alterungsverhalten	71
6.1.1 Literaturrecherche zur korrosiven Beanspruchung	71
6.1.2 Festigkeitsverhalten	74
6.2 Struktur der Filtermembran	76
6.3 Textureinfluß auf den Filterwiderstand	83
7 Optimierung der Filtergeometrie	87
7.1 Kerzenlänge	87
7.2 Kerzenform	88
7.3 Kerzenquerschnitt	90
8 Schlußfolgerungen	94
9 Zusammenfassung	97
10 Literaturverzeichnis	99
 Anhang	
A1 Durchströmungscharakteristik der Filterkerzenwand im Filtrations- und Abreinigungsfall	I
A2 Durchströmungscharakteristik der Filterkerze im Abreinigungsbetrieb	IV
A3 Durchströmungscharakteristik der Filterkerze im Filtrationsbetrieb	VI
A4 Literaturrecherche	XI

Verwendete Formelzeichen

Lateinische Symbole

b	Verschiebung
c	Schallgeschwindigkeit
c_0, c_1	Staubkonzentration vor und nach dem Filter
d	Durchmesser
$d_{50,0}$	mittlerer anzahlbezogener Partikeldurchmesser
$d_{50,3}$	mittlerer massen- bzw. volumenbezogener Partikeldurchmesser
dp/dt	Druckabsenkrate
m	mittlere Massenstromdichte
m	Parameter der Weibullverteilung
\dot{m}	Massenstrom
p	Druck
\bar{p}	arithmetisch gemittelter Druck innerhalb der Schicht (Gleichung A1.15)
p_{abs}	Absolutdruck
p_K	Kesseldruck
p_L	Ladedruck
p_U	Umgebungsdruck
$p_{\dot{u}}$	Überdruck
q_0	Anzahlverteilungsdichte
r	radiale Koordinate Filterkerze
r	Radius
r	mittlerer Radius $(D_a - t) / 2$
$r_{me\beta}$	radiale Me\betaposition (Geschwindigkeitsmessung)
s	Me\bbereich Wegmessung
s_{min}	Aufl\osung Wegmessung
t	Wandst\arke
t	Zeit
u	Geschwindigkeit
u_0	Leerrohrgeschwindigkeit
$\bar{u}_a(z)$	mittlere lokale Abstr\omgeschwindigkeit
u_{korr}	korrigierte Geschwindigkeit (Gleichung 5.15)
u_F	Filtrationsgeschwindigkeit
w	Axialgeschwindigkeit
x	L\angskoordinate Sto\bbrohr
x	Oberfl\achenabstand (Strukturanalyse)
x_W	Treibrohl\ange
z	L\angskoordinate Filterkerze
A	Fl\ache
A_F	Filterfl\ache
B	Breite
B	Permeabilit\at

C_{lam}	Konstante (Gleichung A3.9)
C_{turb}	Konstante (Gleichung A3.13)
D	Durchmesser O-Ring-Prüfkörper
D	Feretdurchmesser (Strukturanalyse)
E_1	Konstante ERGUN, linearer Term (Gleichung A1.8)
E_2	Konstante ERGUN, quadratischer Term (Gleichung A1.9)
F_B	Bruchkraft
F_N	Normalkraft
F_R	Reibungskraft
F_T	Trägheitskraft
H	Schichtdicke
H	Stempelhub
K_1	Druckverlustbeiwert, linearer Term (Gleichung A2.3)
K_2	Druckverlustbeiwert, quadratischer Term (Gleichung A2.3)
L	Länge
L	Porenschnittsehnenlänge
P	Versagenswahrscheinlichkeit
P_{21}	Stoßstärke
P_{41}	Vordruckverhältnis
P_{ij}	Druckverhältnis
Q_0	Anzahlverteilungssumme
Q_3	Massenverteilungssumme
RT	Produkt aus universeller Gaskonstante und absoluter Temperatur
Re	Reynoldszahl
T	Temperatur
T_{ij}	Temperaturverhältnis
U	Umfang
V	Volumen
\dot{V}	Volumenstrom
W	axiales Widerstandsmoment

Griechische Symbole

ε	Porosität
λ	Rohrreibungsbeiwert
κ	Isentropenexponent
μ	dynamische Viskosität
π	Pi = 3,1415 ...
ρ	Dichte
σ	Standardabweichung
σ_0	charakteristische Festigkeit der Weibullverteilung
σ_g	geometrische Standardabweichung
σ_{OR}	O-Ring-Bruchfestigkeit

Δp	Differenzdruck
$\Delta p(z)$	lokaler Differenzdruck
Δp_0	Anfangsdifferenzdruck
Δp_F	Filtrationsdifferenzdruck
Δp_R	Restdifferenzdruck
$\Delta p_{R, \text{ stabil}}$	stabiler Restdifferenzdruck

Indizes

0, 1, ... , i, j, ... , n	Laufvariable
a	außen
i	innen
inkompr	inkompressibel
kompr	kompressibel
lam	laminar
lin	linear
max	maximal
min	minimal
quadr	quadratisch
turb	turbulent
w	Welle
zyl	zylindrisch

Ex	Expansion
F	Faser
F	Filter, Filtration
K	Korn
P	Partikel
Rein	Reingas
Roh	Rohgas

Sonstige Symbole

∂	partiell Differential
d	differentielle Änderung
Δ	Differenz

1 Einleitung

Fortschrittliche Kohleverstromungstechniken mittels Druckvergasung oder Druckwirbelschichtverbrennung und kombiniertem Gas- und Dampfturbinenprozeß bieten gegenüber der atmosphärischen Verbrennung von Braun- und Steinkohle mit Dampfturbinenprozeß signifikant höhere elektrische Wirkungsgrade. Dies gilt auch unter Berücksichtigung gesteigerter Dampfparameter /BERGMANN 1996/. Nach /SCHELLBERG 1995/ können bereits heute für Kombikraftwerke mit integrierter Flugstromvergasung Netto-Wirkungsgrade von 45 % erreicht werden. Eine neue Gasturbinengeneration läßt Netto-Wirkungsgrade über 48 % erwarten. Das mögliche Wirkungsgradpotential kann derzeit jedoch nicht ausgeschöpft werden, da die erforderliche, leistungsfähige Heißgasreinigung für Temperaturen oberhalb 400 °C nicht Stand der Technik ist. Bei effizienter Gasreinigung sind Netto-Wirkungsgrade größer 50 % erreichbar.

Die Partikelabscheidung wird in bisher ausgeführten Anlagen mit Druckvergasung bei Temperaturen von 150 bis 250 °C mit konventioneller Filtertechnik durchgeführt, verbunden mit einer deutlichen Wirkungsgradminderung und aufwendiger Anlagentechnik. In Anlagen mit Druckwirbelschichtverbrennung muß die Partikelabscheidung aus dem Rauchgas bei hohen Temperaturen erfolgen. Sie wird dort in der Regel mit Hilfe von Heißgas-Zyklonen durchgeführt. Die damit möglichen Reingaswerte lassen jedoch nur den Einsatz robuster Gasturbinen mit vergleichsweise niedrigem Wirkungsgrad zu. Für den Betrieb moderner Hochleistungsturbinen sind keine vertretbaren Standzeiten zu erreichen.

Nach dem Stand des Wissens /SEVILLE 1996, LEIBOLD 1991, NRW 1990/ besitzen filternde Abscheider gegenüber anderen Staubabscheidesystemen entscheidende Vorteile hinsichtlich der Abscheideleistung. Insbesondere starre Filterkerzen aus Kornkeramik werden aufgrund ihrer Abscheidecharakteristik bei gleichzeitig hoher Druckfestigkeit für die Partikelabscheidung favorisiert. Vor allem Filterkerzen aus SiC sind deshalb seit vielen Jahren Gegenstand von Untersuchungen zu mechanischen Eigenschaften, Filtrationsverhalten sowie thermischer und chemischer Beständigkeit bei hohen Temperaturen und Drücken.

Trotz der Vielzahl von Untersuchungen bis zur Erprobung in großen Druckwirbelschicht-(PFBC)-Testanlagen wie Grimethorpe, GB, und Tidd, USA, konnte die Langzeitbeständigkeit für den relevanten Temperaturbereich bis ca. 850 °C nicht gesichert werden /ALVIN 1991, BURNARD 1993/. Dagegen steht der kommerzielle Einsatz keramischer Filterkerzen für Anlagen mit integrierter Kohlevergasung bei vergleichsweise niedriger Entstaubungstemperatur um 400 °C unmittelbar bevor. Im weltgrößten Kombikraftwerk für Kohle in Puertollano, Spanien, mit einer elektrischen Nettoleistung von 300 MW, wird das Rohgas bei 25 bar in Kerzenfiltern entstaubt. Die Wirkungsgradeinbuße, die durch den Verzicht auf eine Heißgasreinigung mit Trockenentstaubung entsteht, wird für dieses Kraftwerk allerdings mit ca. 2 % angegeben /SCHELLBERG 1995/.

2 Ausgangssituation und Problemstellung

Zum Zeitpunkt der Antragstellung konnten, mit Blick auf Standzeiten von mindestens 10 000 h, die filtertechnische, die mechanische, thermische und chemische Dauerbeständigkeit keramischer Filterkerzen im Temperaturbereich oberhalb 400 °C nicht gewährleistet werden. Sie sind jedoch zwingende Voraussetzung für den störungsfreien Dauerbetrieb eines Heißgasfilters im Kraftwerk.

Typischerweise sind gerade Stäube aus Hochtemperaturprozessen durch einen erhöhten Feinstaubanteil gekennzeichnet (vgl. Kap. 5). In der Entstaubungstechnik sind solche feinen Partikel häufig die Ursache für einen instabilen Filterbetrieb, da sie das Filtermedium verstopfen, dadurch zu einem schnellen Anstieg des Druckverlustes führen und den vorzeitigen Austausch der Filterelemente erforderlich machen. Trotz umfangreicher Untersuchungen zur Partikelfiltration starrer keramischer Filterkerzen, meist mit breiten Korngrößenverteilungen, war das Langzeitverhalten für die Filtration und Abreinigung von Feinstäuben kleiner 5 µm praktisch nicht bekannt. Systematische Untersuchungen zum Einfluß von Filterstruktur, Filtrationsgeschwindigkeit und Partikelgröße auf das Beladungsverhalten und die Bildung eines Staubkuchens an der Filteroberfläche fehlten. Ein günstiges Beladungsverhalten mit schneller Staubschichtbildung auch für schwierige Feinstäube bildet jedoch eine wesentliche Grundlage für das gute Abreinigungsverhalten keramischer Filterkerzen.

Die Abreinigung ist notwendig, um den Druckverlust, der durch den anfiltrierte Staub verursacht wird, zu begrenzen. Nach dem Stand der Technik werden die Filterkerzen periodisch durch einen kurzen Druckimpuls, der auf der Reingasseite eingeleitet wird, abgereinigt. Dadurch baut sich im Innern der Kerze kurzzeitig ein Überdruck auf. Die resultierende Strömung entgegen der Filtrationsrichtung bewirkt schließlich die Staubablösung auf der Außenfläche der Filterkerze. Der Druckverlauf in der Wandung und damit letztlich die Kräfte, die zur Ablösung des Staubes an der Kerzenaußenseite zur Verfügung stehen, sind nicht bekannt. Deshalb wird bisher vereinfachend der maximal auftretende Überdruck im Innern der Kerze als Maß für die Abreinigungsintensität herangezogen. Die Höhe des Überdrucks und damit die Abreinigungsintensität hängt von Vordruck und Impulscharakteristik des Reinigungsgases ab. Sie wird entscheidend beeinflusst von Strömungswiderstand und Staubbildung der Filterkerze sowie den geometrischen Randbedingungen der Abreinigungseinrichtung. Da das Reinigungsgas höchstens mit Schallgeschwindigkeit in die Kerze einströmen kann, läßt sich der Überdruck im Kerzeninnern nicht beliebig steigern. Problematische Staubschichten, gebildet aus Feinstäuben oder backenden Stäuben, erfordern jedoch so hohe Abreinigungskräfte, daß sie unter ungünstigen Bedingungen durch Druckimpuls nicht mehr aufgebracht werden können. Erschwerend kommt hinzu, daß sich entlang einer Filterkerze, deren Länge bis zu 1,5 m betragen kann, ein ausgeprägtes Druckprofil einstellt, wodurch die Abreinigungskräfte zusätzlich stark variieren /LAF 1993, BERBNER 1993/.

Das im Verlauf des Vorhabens systematisch untersuchte neuartige Abreinigungsverfahren der rohgasseitigen Druckabsenkung eröffnete hier grundsätzliche verfahrenstechnische Vorteile, da die Abreinigungskräfte auf der Rohgasseite, direkt an der Staubschicht, ansetzen. Eine Abschwächung der Abreinigungskräfte beim Durchgang durch die dickwandige Keramik tritt prinzipiell nicht auf. Darüberhinaus ergeben sich durch die Abreinigung von der Rohgasseite her auch bessere Voraussetzungen für den Betrieb einer Filtereinheit mit einer Vielzahl von Elementen wie sie in einer Großanlage notwendig sind. Hier muß zum gegenwärtigen Zeitpunkt ein unverhältnismäßig hoher Aufwand betrieben werden. Durch geeignete

Umsetzung des neuartigen Abreinigungsverfahrens kann der bisher erforderliche technische Aufwand hinsichtlich Spülgaserzeugung und -zuführung erheblich verringert und damit der Betrieb eines Hochtemperaturfilters kostengünstiger gestaltet werden.

Über die filtertechnischen Fragestellungen hinaus, die den Schwerpunkt der Untersuchungen bildeten, sollten die aktuell verfügbaren Kenntnisse zur Langzeitbeständigkeit der SiC-Filterkeramik gegen Korrosion in den verschiedenen Gasatmosphären, einschließlich der umfangreichen Erfahrungen des Industriepartners Schumacher Umwelt- und Trenntechnik, Crailsheim, bewertet werden, um gezielt experimentelle Untersuchungen zur Schadgaswirkung vorzubereiten. Kombinationswirkungen von Schadgasen bei hohem Druck und hoher Temperatur waren dabei von besonderem Interesse.

Eine wesentliche Voraussetzung für den langzeitstabilen Filterbetrieb ist eine schnelle Staubschichtbildung zu Beginn eines jeden Filtrationsintervalles, auch unter den schwierigen Bedingungen der Feinstaubabscheidung. Hier sind genaue Kenntnisse zum Zusammenhang zwischen strukturellem Aufbau und Partikeleinlagerung in die Keramik notwendig. Wichtig sind weiterhin die Durchströmungsbedingungen, sowohl an der Oberfläche der Keramik, als auch entlang der Filterkerzen und ihre Auswirkungen auf Filtration und Abreinigung.

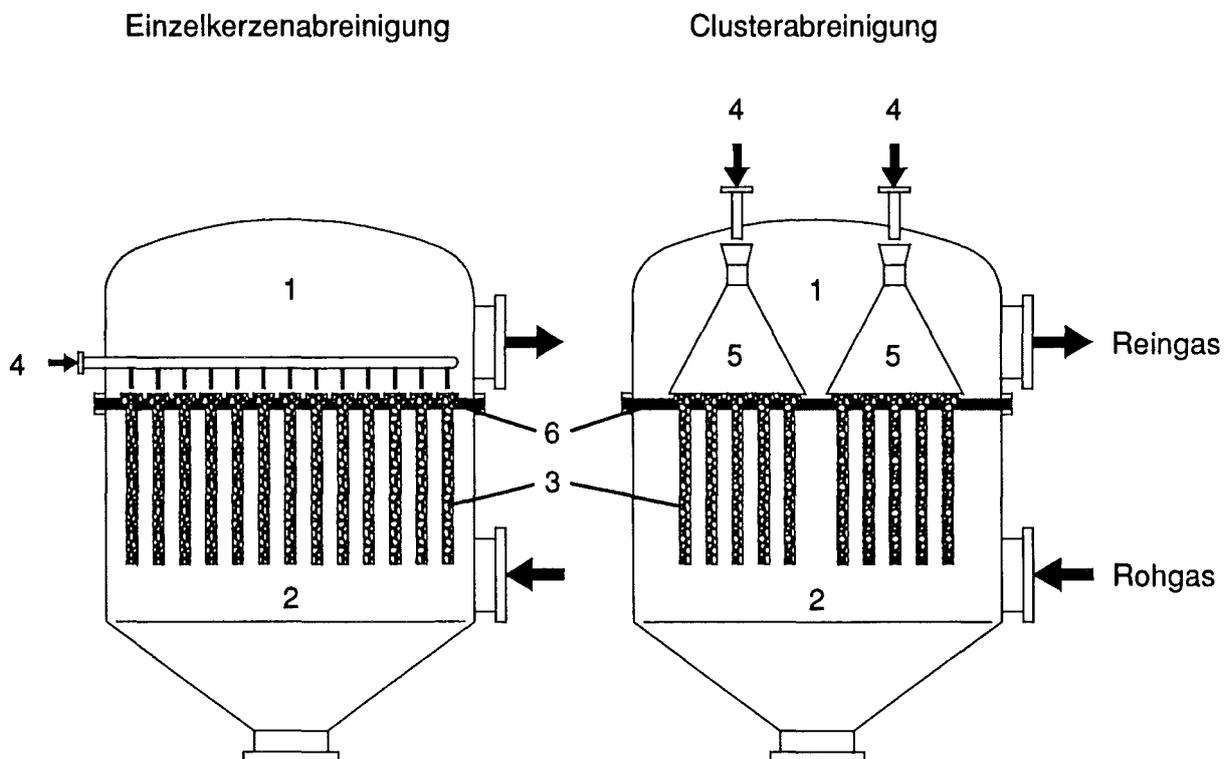
Die Bedingungen für eine gleichförmige, effiziente Abreinigung von Feinstäuben durch das neuartige Abreinigungsverfahren waren zu ermitteln. Dies erforderte Kenntnisse zum Ablösen der Staubschicht und vor allem zu den Einflußgrößen, die den Druckverlauf während des Abreinigungsverganges bestimmen. Erst auf dieser Basis konnte das neue Abreinigungsverfahren technisch umgesetzt und anschließend erprobt werden.

Diese Arbeiten wurden ergänzt durch Untersuchungen zur Struktur und mechanischen Festigkeit der Filterkeramiken sowie zur Optimierung der Filtergeometrie, um das Filterelement ebenso wie die keramische Filtermembran bestmöglich auf die Anforderungen des Langzeitbetriebes abzustimmen.

3 Keramische Filterkerzen

Filterkerzen sind starre, selbsttragende Keramiken, die als einseitig geschlossene Hohlzylinder gefertigt werden. Übliche Abmessungen sind 60 mm Außendurchmesser mit einer Länge von 500, 1000 oder 1500 mm. Am offenen Ende sind sie mit einem Bund versehen, mit dem sie üblicherweise in einer Lochplatte, die Rohgas- und Reingasraum voneinander trennt, gehalten werden.

Bei der Filtration werden die Filterkerzen von außen nach innen durchströmt. Durch den Staub, der dabei auf der Außenseite abgeschieden wird, erhöht sich der Druckverlust kontinuierlich. Zur Regeneration der Filterkerzen wird ähnlich wie bei den Schlauchfiltern ein Druckimpuls von der Reingasseite her aufgebracht. Bei kleinen Anlagen wird die Einzelkerzenabreinigung angewandt, bei Großanlagen werden mehrere Kerzen zu Clustern /DURST 1996/ oder Gruppen /SEVILLE 1996/ zusammengefaßt und gemeinsam abgereinigt (Abb. 3.1).



- 1 Reingasraum
- 2 Rohgasraum
- 3 Filterelement
- 4 Abreinigungsgas
- 5 Ejektor
- 6 Lochplatte

Abb. 3.1: Schematischer Aufbau der Einzelkerzen- und der Clusterabreinigung /LAUX 1994/.

Das Filtrations- und Abreinigungsverhalten der Filterkerzen wird wesentlich von ihrem strukturellen Aufbau bestimmt. Bei der Festlegung dieses Aufbaus entsteht ein Zielkonflikt zwischen geringem Druckverlust und damit Energieverbrauch und hohem Anfangsabscheidegrad bzw. Trenngrad sowie guter Regenerierbarkeit und notweniger mechanischer Festigkeit. Die im Rahmen des Projektes untersuchten Filterkerzen lassen sich hinsichtlich ihres Aufbaus in **Faserkeramiken** und **Kornkeramiken** bzw. in die Mischformen **Korn/Faser- und Korn/Kornkeramiken** einteilen /LEIBOLD 1991/.

Faserkeramiken

Aluminiumsilikat-Aluminiumoxid-Mischfasern werden durch eine Vakuumtechnik zu selbsttragenden Faserkeramiken verarbeitet, indem eine 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 /SPLIETHOFF 1983, WITHERS 1990/. Die Faserkeramiken weisen zwar sehr gute Abscheideeigenschaften auf, sind aber mechanisch sehr empfindlich. Bei der Abreinigung mittels Druckimpuls muß deshalb mit möglichst niedrigen Abreinigungsdrücken gefahren werden. Dies kann jedoch eine unvollständige Abreinigung und damit einen ständig ansteigenden Druckverlust des Filterelements zur Folge haben.

Kornkeramiken

Kornkeramiken werden durch ein Stampfverfahren in einem Fertigungsschritt in Metallformen hergestellt oder als Rohrstücke extrudiert und nachträglich mit Bund versehen. Die Grünkörper aus SiC-Körnern mit silikatischem Binder werden anschließend in einer Wärmebehandlung keramisch gebunden. Aufgrund der geringen Porosität weisen sie höhere Druckverluste auf als die Faserkeramiken /SPLIETHOFF 1983, SCHULZ 1980, DURST 1989/. Mit kleiner werdendem Korndurchmesser steigt der Druckverlust an. Grobkörnige Materialien bergen die Gefahr der Verstopfung infolge irreversiblen Staubeintrags. Darüber hinaus besteht die Gefahr einer zu geringen Abscheideleistung bzw. eines geringen Trenngrads solange kein geschlossener Staubkuchen aufgebaut ist. Feinkörnige Materialien und geringe Porenabmessungen begünstigen einen hohen Anfangsabscheidegrad bereits beim unbestaubten Filter und dadurch einen schnellen Übergang von Tiefen- zur Oberflächenfiltration. Eine Möglichkeit zur Begrenzung des hohen Druckverlustes und des damit verbundenen Energieverbrauchs stellt die Anwendung sehr dünner Filtermedien dar. Hierbei besteht jedoch die Gefahr, daß die mechanische Beanspruchung zu hoch wird und die mechanische Langzeitstabilität nicht mehr gewährleistet ist.

Korn/Faserkeramik

Da Kornkeramiken eine hohe Festigkeit und Faserkeramiken einen niedrigen Druckverlust aufweisen, wird versucht die jeweiligen Vorzüge in einer Korn/Faserkeramik zu kombinieren. Die untersuchte Korn/Faserkeramik besteht aus einer groben SiC-Kornkeramik als Stützschicht, auf die eine etwa 100 µm dicke Schicht aus 2 bis 3 µm dicken Al₂O₃-Fasern und sehr feinen SiC-Körnchen aufgebracht ist. Dieser Aufbau soll, bei relativ geringem Druckverlust, eine Oberflächenfiltration gewährleisten /DURST 1989/. Das Beschichten der Korn/Faserkeramiken ist problematisch, da die Suspension aus Al₂O₃-Fasern und den sehr feinen SiC-Körnchen zur Knäuelbildung der Fasern und damit zum Entmischen neigt. Dadurch ergibt sich eine sehr inhomogene Beschichtung mit teilweise sehr großen Porenkanälen.

Korn/Kornkeramiken

Das Beschichten mit einer Suspension aus ausschließlich feinen Körnchen führt zu einer wesentlich homogeneren Beschichtung. Korn/Kornkeramiken weisen deshalb günstige Filtrationseigenschaften auf, insbesondere bei der Feinstaubabscheidung, bei allerdings sehr hohem Druckverlust. Durch die Funktionstrennung zwischen einer relativ dicken, grobkörnigen Tragstruktur und der eigentlichen, sehr dünnen und feinkörnigen Filtermembran können die mechanischen und filtertechnischen Anforderungen bestmöglich erfüllt werden.

Abbildung 3.2 zeigt 3 Filterkerzentypen im Vergleich. Genaue Angaben zu den untersuchten Filterkerzen finden sich in **Tabelle 3.1**.

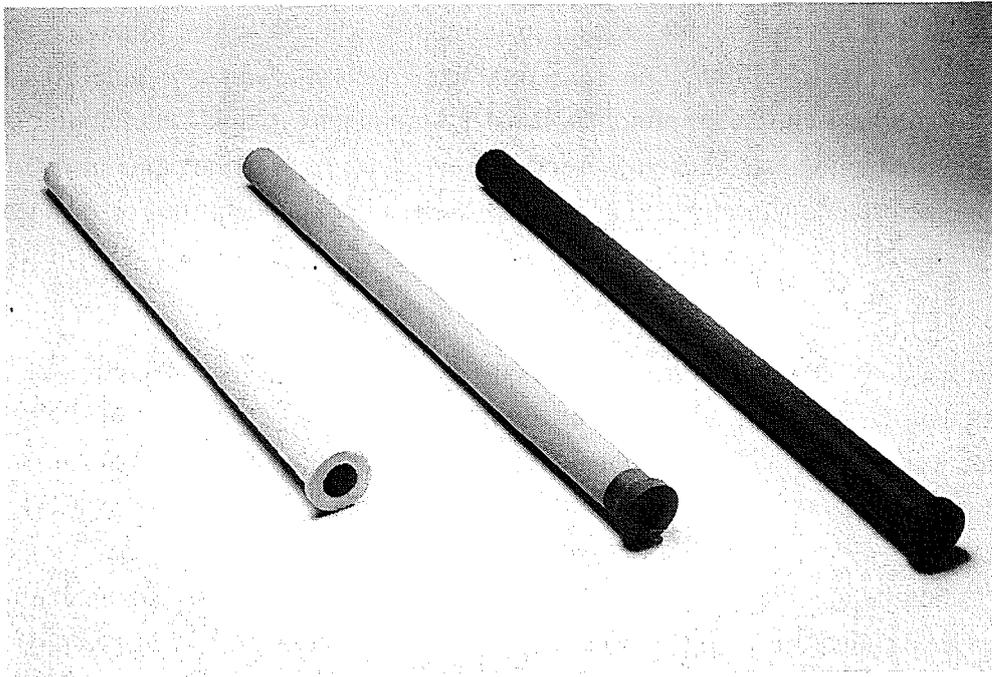


Abb. 3.2: Kerzentypen im Vergleich: v.l.n.r. Faserkeramik (UF), Korn/Faserkeramik (4SPF), Kornkeramik (UK2).

Tab. 3.1: Übersicht der untersuchten Filterkerzen (Herstellerangaben).

		Korn/Korn-keramik	Korn-keramik	Korn/Faser-keramik	Korn-keramik	Faser-keramik
		2SPK	UK2	4SPF	UK4	UF
Abmessungen						
Innendurchmesser	mm	40	40	30	30	42
Außendurchmesser	mm	60	60	60	60	60
Länge	mm	1000	1000	1000	1000	950
Filterfläche	cm ²	1880	1880	1600*	1880	1900
Einlaßquerschnitt	cm ²	12,6	12,6	7,1	7,1	13,9
Aufbau Tragstruktur						
Material		SiC-Korn	SiC-Korn	SiC-Korn	SiC-Korn	Al ₂ O ₃ -Faser
Schichtdicke	mm	10	10	15	15	9
Porenweite	µm	50	50	85	85	-
Aufbau Filtermembran						
Material		2 Schichten: 3Al ₂ O ₃ •2SiO ₂ - Korn	-	Al ₂ O ₃ -Faser / SiC -Korn	-	-
max. Schichtdicke	µm	500	-	150	-	-
Porenweite	µm	10	-	10	-	-
Gesamtporosität	%	37	36	37	37	93
Filtertechnische Daten						
Druckverlustbeiwert	kPa/(m/s)	28,6	19,4	10,8	8,6	1,0
Druckverlust bei 5 cm/s	Pa	1430	970	540	430	50
Gesamtpерmeabilität	10 ⁻⁹ m ² /(Pa s)	350	515	1389	1744	9000

* verdichteter Einlaßbereich, dadurch verringerte Filterfläche

An den in Tabelle 3.1 beschriebenen Filterelementen wurden diverse Untersuchungen zur Strömungsdynamik, zur Filtrationstechnik und zur Filterstruktur durchgeführt. Eine detaillierte Übersicht hierüber mit einem Verweis auf die jeweiligen Kapitel ist **Tabelle 3.2** zu entnehmen.

Tab. 3.2: Übersicht über die durchgeführten Untersuchungen an Filterkerzen (Zahlenangaben bezeichnen die Länge in mm).

	Korn/Korn-keramik	Korn-keramik	Korn/Faser-keramik	Korn-keramik	Faser-keramik
	2SPK	UK2	4SPF	UK4	UF
Strömungsdynamik					
Druckverlust-Kennlinien an Filterkerzenabschnitten (Kap. 5.3.1.1)	x 30	x 30	x 30	x 30	x 30
Druckverlauf innerhalb der Kerzenwand (Kap. 5.3.1.2)	-	x 1000	-	-	-
Geschwindigkeitsprofil bei stationärem Rückspülen (Kap. 5.3.2.1; Kap. 5.3.2.2)	x 1000	x 1000	x 1000	x 1000	x 1000
Differenzdruckprofil bei stationärem Rückspülen (Kap. 5.3.2.2)	x 1000	-	x 1000	-	-
Differenzdruckprofil bei Abreinigung mittels Druckimpuls (Kap. 5.3.2.3)	-	x 500/1000/1500	x 1000	-	x 1000
Druckverlauf bei Abreinigung mittels Druckabsenkung (Kap. 5.2.1)	-	x 1000	x 1000	-	-
Filtrationstechnik / Labor					
Druckverlust bei Abreinigung mittels Druckabsenkung (Kap. 5.2.1)	x	x	x	x	-
Variation der Beschichtungsdicke (Kap. 5.1.1)	x	-	-	-	-
Filtrationstechnik, Technikum					
Zeitverhalten bei Abreinigung mittels Druckabsenkung 1-Kerzen-Anlage (Kap. 5.2.1)	-	-	x 1000	-	-
Zeitverhalten bei Abreinigung mittels Druckabsenkung 6-Kerzen-Anlage (Kap. 5.2.1)	-	-	x 1000	-	-
Filterstruktur					
Filtermedium, unbeladen (Kap. 6.2)	x	x	x	x	-
Festigkeit					
O-Ring-Bruchfestigkeit Filtermedium, neuwertig (Kap. 6.1.2)	x	-	x	-	-
O-Ring-Bruchfestigkeit Filtermedium, aus Betrieb entnommen (Kap. 6.1.2)	x	-	x	-	-

4 Experimentelles

4.1 Filtration und Abreinigung

4.1.1 Laboranlage LISA für Kerzensegmente

Die Laboranlage (Laborapparatur zur Infiltration von Stäuben in filternde Abscheider) dient zur Untersuchung der Staubeinlagerung in Filtermedien und deren Abreinigung. Den Aufbau der Anlage zeigt die **Abbildung 4.1**.

In einem Aerosolgenerator nach dem Sinclair-La-Mer-Prinzip können, je nach Einstellung der Temperatur und des Volumenstromes am Generator, monodisperse Partikelverteilungen mit unterschiedlichen Partikelgrößen erzeugt werden. Abhängig vom gewünschten Partikeldurchmesser wird wahlweise ein Wachs- bzw. ein NaCl-Generator zur Partikelerzeugung verwendet. Mit dem Wachs-Aerosolgenerator können, bei einer

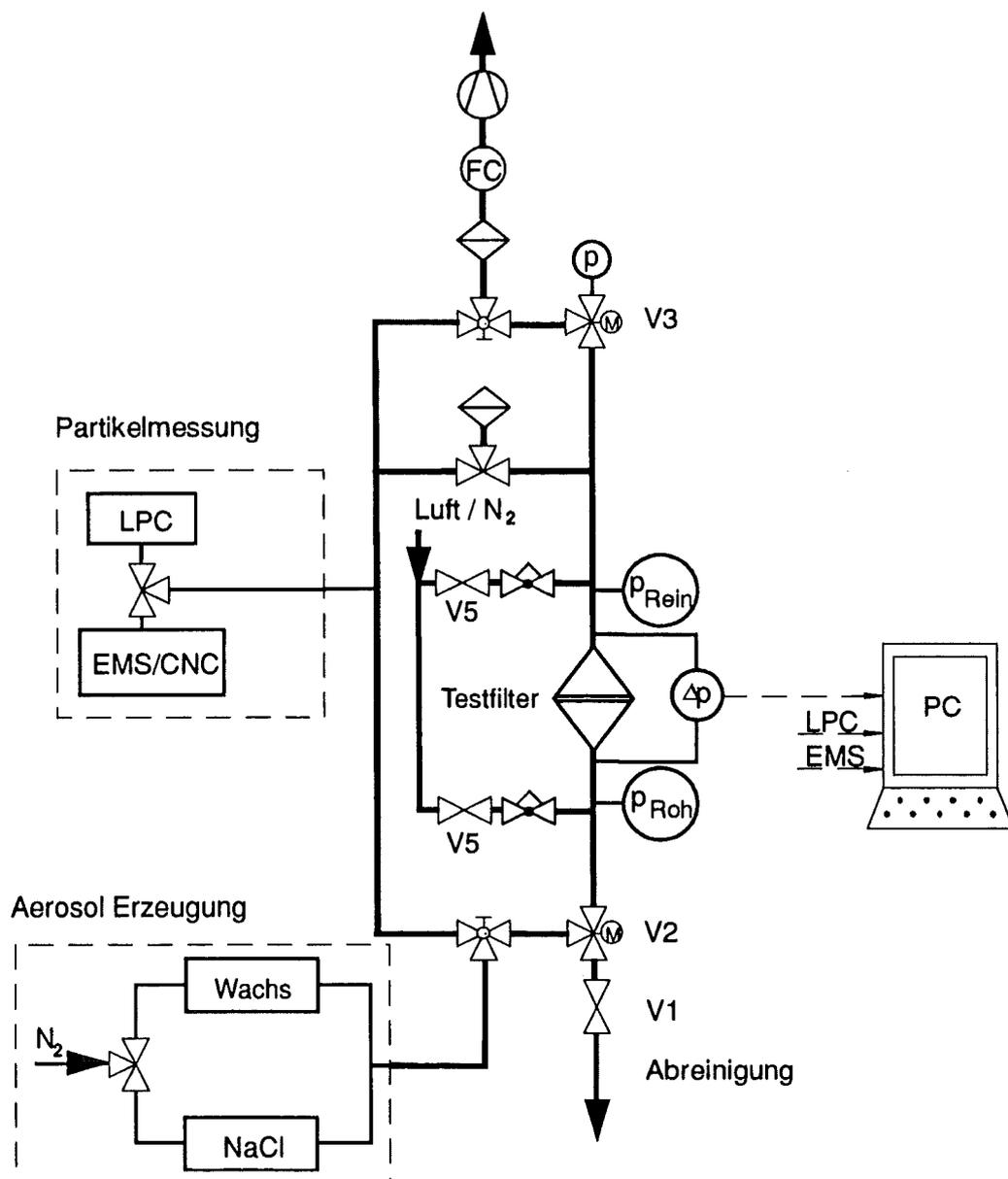


Abb. 4.1: Schematische Darstellung der Laboranlage LISA.

geometrischen Standardabweichung σ_g von 1,08 bis 1,12, mittlere Partikeldurchmesser von 0,2 bis 2 μm und mit dem NaCl-Generator von 0,05 bis 0,5 μm (σ_g : 1,37 bis 1,42) erzeugt werden. Als Trägergas für die Partikeln wird Stickstoff verwendet.

Zur Analyse der erzeugten Partikeln wird der Aerosolstrom aus dem Rohgaskanal über eine Verdünnungsstrecke in ein Laserpartikelmeßgerät (LPC) geleitet. Dieses mißt Partikelgröße und -konzentration. Datenerfassung und Speicherung sowie Auswertung der Daten erfolgten mittels PC.

Während der Filtration wird das Aerosol auf den in der Filterstrecke in einer Halterung eingespannten Kerzenabschnitt geleitet. Die Filtrationsgeschwindigkeit wird über eine Pumpe und einen Massendurchfluß-Regler eingestellt. Das Laserpartikelmeßgerät mißt Durchmesser und Konzentration der im Reingas noch vorhandenen Partikel. Die ermittelten Werte werden zusammen mit dem aktuellen Differenzdruck zum PC übertragen.

Bei Erreichen eines vorgegebenen Differenzdruckes zwischen 500 und 10000 Pa wird die Abreinigung eingeleitet. Die Strecke zwischen den Ventilen V2 und V3 wird geschlossen, das schnellöffnende Stempelventil V1 ist ebenfalls geschlossen. Über einen Druckminderer wird getrocknete Preßluft, wahlweise N_2 , auf 6 bar Steuerdruck für den Pneumatikzylinder eingeregelt. Ein zweiter Druckminderer regelt den Fülldruck in der Filterstrecke (0,05 bis 0,5 bar), die beim Öffnen der Ventile V5 über Drosselventile langsam und gleichmäßig auf beiden Seiten des Kerzenabschnittes befüllt wird. Dadurch läßt sich eine undefinierte Durchströmung der Filterkeramik vermeiden und der Druckanstieg verläuft auf Roh- und Reingasseite gleichmäßig. Ist der gewünschte Druck im Rohr erreicht, schließen die Ventile V5. Unmittelbar danach wird das Ventil V1 geöffnet. Durch die schnelle Öffnung von V1 entsteht die zur Filterabreinigung notwendige Druckabsenkung (Expansionswelle). Die Druckabsenkung wird mit piezoresistiven Differenzdruckaufnehmern roh- und reingasseitig vom Filter gemessen. Die zeitlichen Druckverläufe können mit einem Oszilloskop aufgezeichnet und im PC gespeichert und ausgewertet werden.

Nach Beendigung des Abreinigungsvorganges schalten die Ventile wieder auf Filtrationsstellung um, es kann erneut anfiltriert werden. Die Ventilsteuerung erfolgt automatisch über den Computer. Das Ventil V1 wird pneumatisch über ein 4/2-Wegeventil gesteuert. Zusätzlich ist ein Drosselrückschlagventil eingebaut, welches ein schnelles Öffnen und langsames Schließen des Ventils ermöglicht. Durch das langsame Schließen werden Erschütterungen an der Filterstrecke vermieden, wodurch eine unkontrollierte Staubablösung verhindert wird.

Durch die Öffnung des Stempelventils strömt die Luft sehr schnell aus dem Abreinigungsrohr aus und der auf dem Filtermedium anfiltrierte Staub löst sich durch die über dem Filtermedium anliegenden Druckkräfte ab. Die auf das Filter laufenden Expansionswellen greifen direkt an der Staubschicht an und schwächen sich beim Durchgang durch die Keramik ab. Wegen dieser Dämpfung der Druckstörung ist die Druckabsenkrate auf der Rohgasseite wesentlich höher als auf der Reingasseite. Um die von der Expansionswelle abgelösten Staubpartikel aus dem Filtermedium austragen zu können, ist eine Nachlaufströmung notwendig, die sich infolge der Wellenausbreitung einstellt. Die Größe der Nachlaufströmung ergibt sich im wesentlichen durch das Gasvolumens in der Keramik und auf der Reingasseite des Filtermediums.

4.1.2 Filterprüfstand SAMUM für Einzelkerze

Die Hochtemperatur-Technikumsfilteranlage SAMUM¹ ermöglicht Untersuchungen zum Zeitverhalten keramischer Filterkerzen bei kontinuierlicher Filtration von Feinstäuben und unterschiedlichen Abreinigungsmethoden bis zu Temperaturen von 800 °C. Der schematische Aufbau der Anlage und technische Kenngrößen sind in **Abbildung 4.2** und **Tabelle 4.1** wiedergegeben.

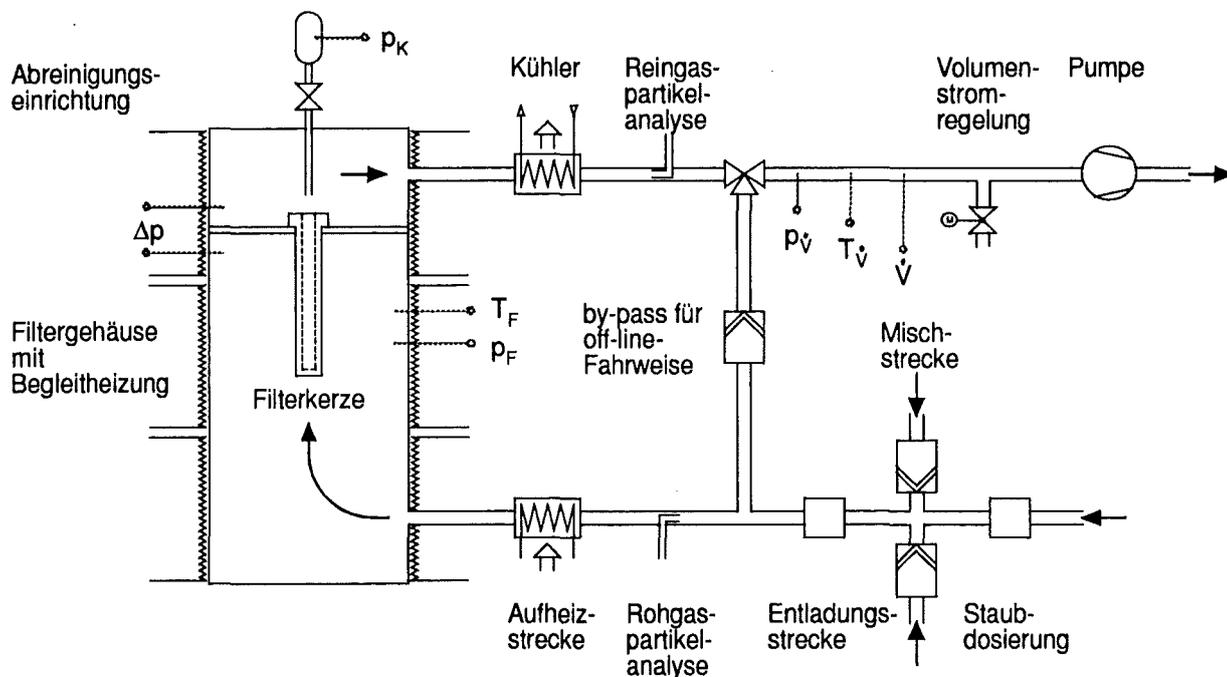


Abb. 4.2: Schematische Darstellung des Aufbaus der Hochtemperatur-Technikumsfilteranlage SAMUM (hier: Abreinigung mittels Druckimpuls).

Tab. 4.1: Technische Kenngrößen der Hochtemperatur-Technikumsfilteranlage SAMUM.

Technische Kenngrößen	
Betriebstemperatur	25 bis 800 °C
Betriebsdruck	1 bar, atmosphärisch
Anzahl der Filterkerzen	1 (max. 7)
Filterkerzenabmessungen:	
Länge	500 oder 1000 mm
Außendurchmesser	60 mm
Filterfläche	bis 0,19 m ²
Filtrationsgeschwindigkeit	1 bis 10 cm/s
Volumenstrom	max. 65 Nm ³ /h
Staub	BaSO ₄
mittlere anzahlbezogene Partikelgröße	d _{50,0} = 0,4 µm ; polydisperse Verteilung
Staubkonzentration	1 g/m ³

¹ SAMUM: heißer, trockener Wind in der Zentral-Sahara

Die Filteranlage ist für offenen Saugbetrieb ausgelegt. Die nachstehende Beschreibung der einzelnen Anlagenkomponenten erfolgt entlang des Gasstromes.

Die Zugabe des Staubes erfolgt wahlweise mittels Bürstendosierer (RBG-1000, Fa. PALAS) oder Banddosierer (BEG-1000, Fa. PALAS). Für die Untersuchungen wurde als Modellstaub chemisch gefälltes Bariumsulfat, sog. "blanc fixe", der Fa. Sachtleben eingesetzt. Im Temperaturbereich bis 1000 °C ist es chemisch stabil, erst oberhalb 1100 °C tritt zunehmend Zersetzung ein /ULLMANN 1974/. Die zudosierte Staubmenge wurde so eingestellt, daß sich im Filterraum eine auf den Betriebsvolumenstrom bezogene Staubkonzentration von etwa 1 g/m³ ergibt. In **Abbildung 4.3** werden die Herstellerangaben zur massenbezogenen Partikelgrößenverteilung sowie daraus berechnete Anzahlverteilungskurven der verwendeten Körnung dargestellt. Die mittlere anzahlbezogene Partikelgröße beträgt 0,4 bis 0,5 µm, die Verteilung ist polydispers.

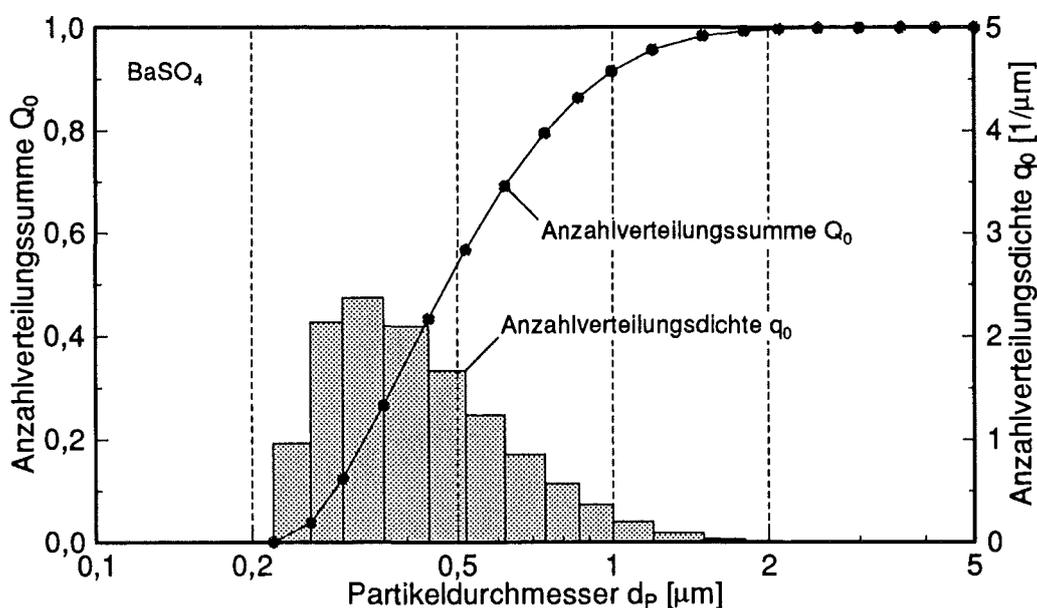


Abb. 4.3: Herstellerangaben zur Partikelgrößenverteilung des Modellstaubes BaSO₄.

Nach der Staubdosierung wird gefilterte Umgebungsluft bis zum Erreichen des Nennvolumenstroms zugemischt. Durch den Dispergierprozeß ist der Staub statisch aufgeladen. Eine anschließende elektrische Entladungsstrecke (EEK 14/4 RC, Fa. Eltex) dient zur Konditionierung des Aerosols. Hier werden Gasionen vorgegebener Polarität freigesetzt, die den Staub ins elektrostatische Gleichgewicht bringen. Danach folgt die Rohgaspartikelanalyse mittels Streulichtpartikelzähler. Voruntersuchungen ergaben einen untergeordneten Einfluß der Entladungsstrecke auf die Partikelgrößenverteilung, so daß in späteren Versuchen diese nicht weiter eingesetzt wurde. Mittels Streulichtpartikelzähler gemessene mittlere Partikelgrößen stimmen mit denen des Herstellers gut überein.

Das staubbeladene Rohgas wird in der Aufheizstrecke auf Solltemperatur aufgeheizt. Die Aufheizstrecke besteht aus einem von außen beheizten metallenen Gasführungsrohr. Der Durchmesser des Rohres wurde im Hinblick auf einen guten Wärmeübergang je nach Nennvolumenstrom so gewählt, daß turbulente Strömung herrscht. Die Heizung und Isolierung besteht aus Keramikfasermodulen mit eingebetteten Heizwendeln (FIBROTHAL RAC 200 bzw. HAS 200, Fa. Kanthal).

Nach der Aufheizstrecke gelangt das Rohgas in den Filterraum. Der Filterbehälter besteht aus zwei zylindrischen Abschnitten, dem Rohgas- und dem Reingasraum. Beide sind durch eine Trägerplatte, die bis zu 7 Filterkerzen von 1 m Länge aufnehmen kann, getrennt. Die Filterkerzen sind über einen speziellen Adapter befestigt, der einen Ausbau der Filterkerze ohne Beschädigung des Staubkuchens ermöglicht (Abb. 4.4). Dadurch können die auf der Filterkerze verbliebenen Staubstrukturen weiter analysiert werden.

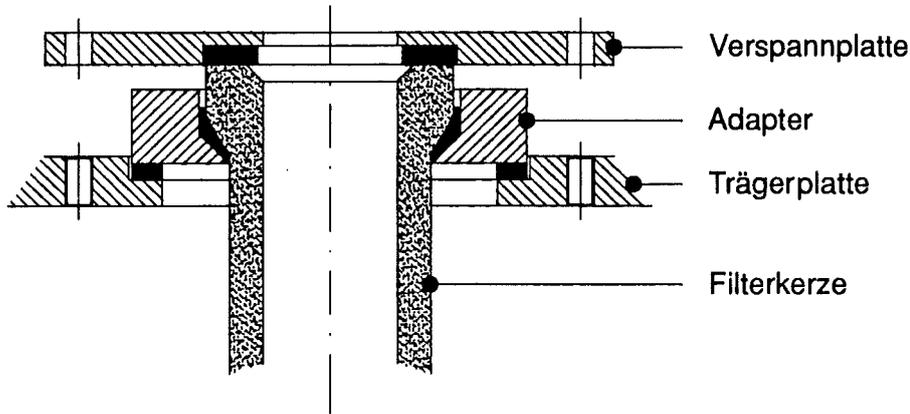


Abb. 4.4: Kerzenbefestigung.

Zur Kompensation von Wärmeverlusten ist das gesamte Filtergehäuse ähnlich wie die Aufheizstrecke von außen mit einer elektrischen Heizung ausgerüstet (FIBROTHAL HAS 200, Fa. Kanthal). Das Rohgas durchströmt die Filterkerze und wird nach Austritt aus dem Filterraum mittels Doppelrohrkühler abgekühlt. Anschließend erfolgt die Reingaspartikelanalyse. Vor der unregelmäßig betriebenen Vakuumpumpe (VFT 100, Fa. Rietschle) wird der Volumenstrom mittels Laminar-Flow-Element gemessen und über Zumischung von Fremdluft geregelt.

Regelung der Anlage und Meßwerterfassung erfolgten mittels SPS und PC. Meßgrößen sind der Volumenstrom, der Absolutdruck und die Temperatur an der Volumenstrommeßstelle und im Filterraum sowie der Differenzdruck über der Filterkerze. Die Regelung der Heizungen übernehmen getrennte PID-Regler für die jeweiligen Heizzonen. Partikelmessungen im Rohgas- oder Reingasraum erfolgen unabhängig von der zentralen Meßwerterfassung mit eigenständigen Systemen.

Zur Regelung des Betriebsvolumenstroms wird der gemessene Volumenstrom über das ideale Gasgesetz umgerechnet und ein Kugelhahn im Bypass vor der Vakuumpumpe entsprechend angesteuert. Die Abreinigung wird wahlweise bei Erreichen eines vorgegebenen Differenzdrucks oder einer vorgegebenen Zeitspanne ausgelöst. Der Bypass zwischen Rohgas- und Reingasraum erlaubt eine off-line Fahrweise bei der Abreinigung. Zur Abreinigung stehen mehrere Systeme zur Verfügung:

Bei der **Druckimpulsabreinigung** (Abb. 4.5) wird Druckluft aus einem Druckluftbehälter über ein schnellöffnendes Ventil entspannt. Über ein Blasrohr gelangt das Abreinigungsgas in die Filterkerze. Der Abstand zwischen Blasrohr und Filterkerze wurde so gewählt, daß der Freistrahlskegel die Kerzenöffnung genau überdeckt. Dies ergab bei den strömungsdynamischen Untersuchungen die höchsten statischen Drücke in der Filterkerze und damit die höchsten Abreinigungskräfte.

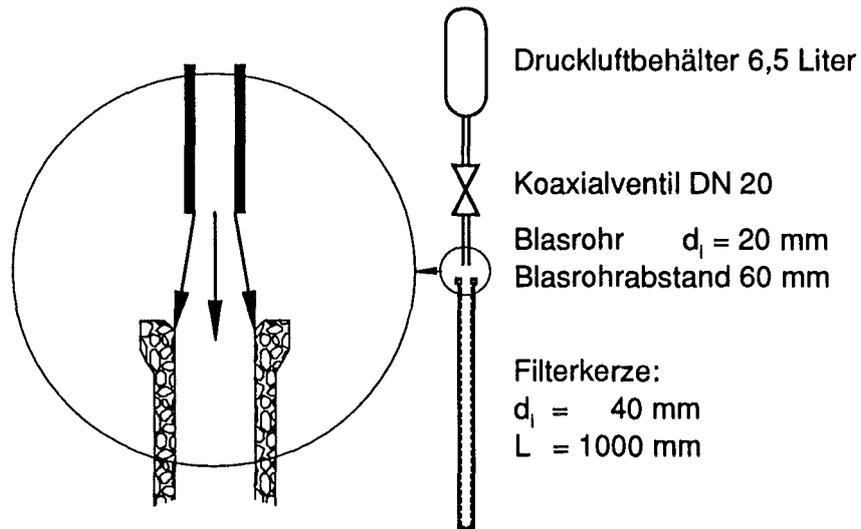


Abb. 4.5: Schematische Darstellung der Anordnung bei der Druckimpulsabreinigung.

Bei der **Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung** gelangten an der Anlage SAMUM zwei mechanische Systeme zum Einsatz (Abb. 4.6). Zum einen wurde das unter Atmosphärendruck stehende Rohgasvolumen der Filteranlage gegen einen zweiten, gleich großen, evakuierten Behälter über eine Berstscheibe bzw. ein Quetsch-Ventil zur Seite hin entspannt (Abb. 4.6a). Als zweites wurde statt des Filterkopfes ein eigens entwickeltes Stoßsystem installiert, welches das Gas im Rohgasraum innerhalb der Trägerplatte gegen einen evakuierten Bereich in axialer Richtung entspannt (Abb. 4.6b).

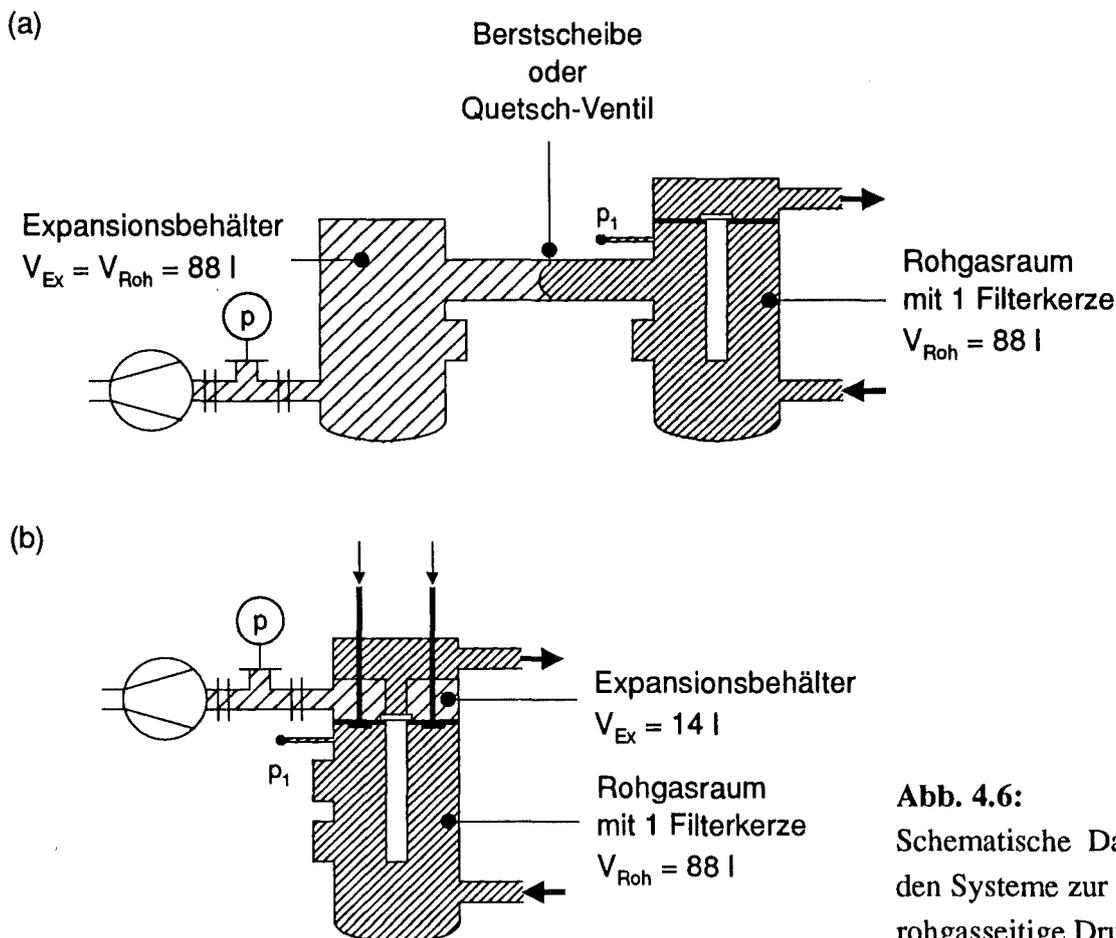


Abb. 4.6: Schematische Darstellung der beiden Systeme zur Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung.

4.1.3 Versuchsstand Mehrelementanordnungen Fa. Schumacher

Zusätzlich zu den Experimenten an der eigenen Technikumsanlage wurden Untersuchungen an der Heißgasfiltrations-Versuchsanlage des Kooperationspartners Fa. Schumacher durchgeführt, deren Aufbau schematisch in **Abbildung 4.7** dargestellt ist. Diese Anlage dient der Ermittlung des Filtrations- und Abreinigungsverhaltens von bis zu 6 keramischen Filterelementen. Insbesondere lassen sich die Auslegungparameter für eine großtechnische Filtrationsanlage unter praxisnahen Bedingungen ermitteln. Beim Bau der Anlage wurde auf geometrische Ähnlichkeit zu praxisüblichen Heißgasfilteranlagen geachtet. Außerdem wurden die gleichen Standardkomponenten (z.B. Ventile, Meßumformer) verwendet. Die Testanlage wird grundsätzlich bei Umgebungsdruck betrieben. Für druckbetriebene Anlagen müssen deshalb die Versuchsergebnisse auf die Auslegungparameter einer Großanlage umgerechnet werden. Im wesentlichen beschränkt sich dies jedoch auf die Festlegung des notwendigen Abreinigungsdruckes.

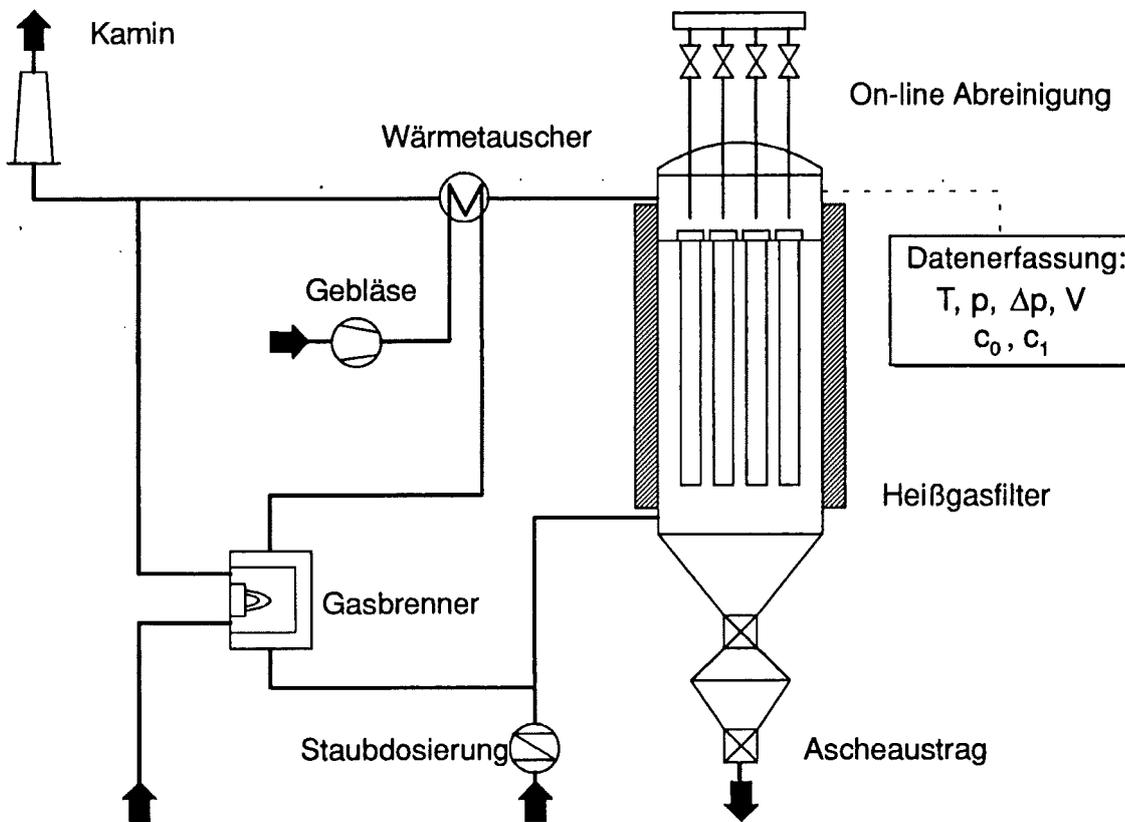


Abb. 4.7: Aufbau des Versuchsstands Mehrelementanordnungen Fa. Schumacher (schematisch).

Die durch das Seitenkanalgebläse angesaugte Umgebungsluft wird im Wärmetauscher vorgewärmt. Über ein Gasstrahlrohr (Nacherhitzer) wird dem Luftstrom die restliche Energie zugeführt, so daß die gewünschte Filter-Betriebstemperatur von maximal 800 °C erreicht wird. Das Gasstrahlrohr besteht aus einem erdgasbetriebenen Gasbrenner, der durch einen Wärmetauscher vom aufzuheizenden Gas getrennt ist. Diese Trennung ist erforderlich, da das zu erheizende Gas einem Überdruck mit zusätzlichen Druckschwankungen aufgrund der Abreinigung der Filterelemente unterworfen ist.

Dem erhitzten Gasstrom wird Staub zudosiert. Das Staubdosiersystem besteht im wesentlichen aus dem Staubdosierbehälter, einer Doppelschnecke und dem nachfolgenden Ejektor. Der Ejektor hat die Aufgabe, die Staubpartikeln im heißen Gas zu dispergieren. Zu Versuchszwecken kann über den Ejektor noch zusätzlich Gas oder Flüssigkeit (z.B. Wasser) beigemischt werden. Dies kann für Untersuchungen zur Korrosionsbeständigkeit erforderlich sein. Da der Treibluftstrahl der Staubdosage und der zudosierte Staub die Gastemperatur reduzieren, ist am Austritt des Nacherhitzers eine etwas höhere Temperatur als die gewünschte Betriebstemperatur im Filterbehälter erforderlich.

Im nachgeschalteten Filterbehälter wird der Staub an den keramischen Filterelementen abgeschieden. In den Filterbehälter werden 6 Filterelemente in eine Lochplatte eingebaut. Die Elemente werden von außen nach innen durchströmt. Staubpartikeln werden dabei auf der Filteroberfläche zurückgehalten. Die Abreinigung des angelagerten Staubes erfolgt intervallweise, druck- oder zeitgesteuert, mittels eines Druckimpulses entgegen der Filtrationsrichtung. Dazu ist über jedem einzelnen Filterelement ein Abreinigungsrohr positioniert.

Die Strömungsführung des Rohgases im Filterbehälter ist so gewählt, daß der Staubaustrag bei der Abreinigung unterstützt wird. Mittels eines zentralen Steigrohrs wird der Rohgasstrom zunächst senkrecht in Richtung Lochplatte geführt. Dort wird der Luftstrom umgelenkt, so daß sich die Hauptströmung im Filterbehälter entlang der Filterelemente in Sedimentationsrichtung des abgelösten Staubes ergibt. Hierdurch ist vor allem bei niedrigen Staubbeladungen und feinen Partikeln eine geringere Wiederanlagerung nach dem Abreinigungsvorgang zu erreichen. Der abgereinigte Staub fällt in den Aschekonus und wird über eine Druck- und Temperaturschleuse periodisch ausgetragen. Mittels einer Förderspirale wird er intervallweise in den Staubdosierbehälter gefördert, so daß sich bezüglich des Staubes ein geschlossener Kreislauf ergibt. Der gereinigte Gasstrom wird im nachgeschalteten Wärmetauscher abgekühlt und dient dabei zur Vorwärmung der angesaugten Umgebungsluft.

Nach Bedarf kann der Ansaugluft zusätzlich Brennerabgas zugemischt werden. So kann neben der Gaszusammensetzung auch die relative Feuchte des Rohgases variiert werden. Wird eine hohe Betriebstemperatur verlangt, die mit dem Gasstrahlrohr nicht mehr erreicht werden kann, so kann der Filterbehälter zusätzlich mittels einer elektrischen Begleitheizung beheizt werden. Das abgekühlte Reingas wird zusammen mit dem verbleibenden Brennerabgas über einen Kamin abgeleitet. Die Pilotanlage ist vollautomatisiert. Dauerversuche können somit problemlos durchgeführt werden. Alle prozeßrelevanten Daten wie Differenzdruck, Volumenstrom und sämtliche Temperaturwerte werden zentral angezeigt und für spätere Auswertungen digital über einen PC sowie auch mittels Schreiber aufgezeichnet.

Für die Versuche mit der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung wurde ähnlich wie bei den Versuchen an der Technikumsanlage SAMUM das unter nahezu Atmosphärendruck stehende Rohgasvolumen der Filteranlage gegen einen zweiten, gleich großen, evakuierten Behälter über eine Berstscheibe zur Seite hin entspannt. **Abbildung 4.8** zeigt den schematischen Aufbau.

Unter den gegebenen räumlichen Bedingungen mußten zur Installation der Anordnung lange Rohrleitungen sowie ein 90°-Krümmer zwischen Rohgasraum und Expansionsbehälter in Kauf genommen werden. Im Hinblick auf eine möglichst schnelle Druckabsenkung im Rohgasraum sind die Randbedingungen damit deutlich ungünstiger als an der Technikumsanlage SAMUM. Die Filterkerzen wurden zunächst bis zu

einem vorgegebenen Druckverlust bestaubt. Die Staubdosierung wurde unterbrochen, der Volumenstrom jedoch aufrechterhalten. Anschließend wurde zur Abreinigung der Expansionsbehälter auf etwa 0,3 bar absolut evakuiert und die Berstscheibe von Hand ausgelöst.

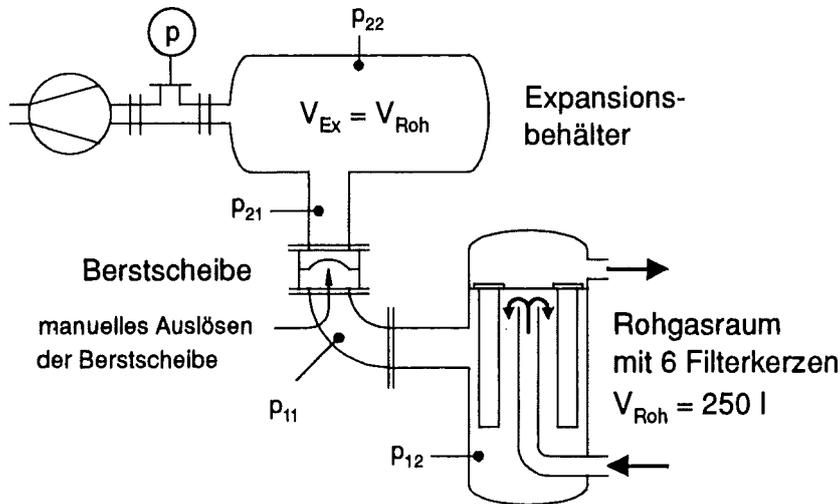


Abb. 4.8: Schematische Darstellung des Systems zur Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung.

4.2 Erfassung schneller Vorgänge

Zur Analyse der Abreinigungsmechanismen und der jeweils wirksamen Abreinigungskräften, wurden während des Abreinigungsverganges an den Anlagen LISA und SAMUM die zeitlichen Druckverläufe auf Rein- und Rohgasseite gemessen und Zeitpunkte und Art der Staubablösung mittels Hochgeschwindigkeitskamera ermittelt. Je nach Einsatzbereich wurden die Druckverläufe mit piezoresistiven Absolut- bzw. Differenzdruckaufnehmern (Fa. ENDEVCO, Fa. ENTRAN) mit Meßbereichen zwischen 0,3 und 7 bar erfaßt (Tab. 4.2). Zur Messung und Speicherung der Signale wurden digitale Zweikanal-Speicher-oszilloskope (Fa. HAMEG, Fa. KIKUSUI) verwendet (Tab. 4.3). Druckaufnehmer und Oszilloskope erlaubten eine zeitliche Auflösung der Druckverläufe bis 8 µs pro Meßintervall. Zusätzlich zu der Aufzeichnung des Druckverlaufes, wurde über eine Hochgeschwindigkeitsvideokamera (HGV-Kamera) der Ablösevorgang der Staubschicht festgehalten. Der Beginn der Aufzeichnungen von HGV-Kamera und Oszilloskopen wurde gemeinsam über ein elektrisches Signal des Ventils (V1) getriggert. Das Triggersignal wurde um die vorher im Versuch ermittelte Schaltzeit verzögert (ZV). Bei einer Gesamtmeßzeit von 1,2 s kann die HGV-Kamera bis zu 1000 Voll-Bilder pro Sekunde speichern (Tab. 4.4). Drei Speicherkarten registrieren je 400 Vollbilder mit 200 x 240 Pixeln à 8 bit. Bei Reduzierung der Pixelzahl können bis zu 12000 Teilbilder pro Sekunde erfaßt werden. Der HGV-Kamera wurde bei den Versuchsaufzeichnungen ein Lichtmikroskop (LM) mit maximal 40-facher Auflösung vorgeschaltet, um die Staubablösung im mikroskopischen Maßstab zu erfassen.

Tab. 4.2: Kennwerte der Differenzdruckaufnehmer Entran EPI-203 (1 bar) und ENDEVCO 8510b-15 (15 PSI).

	ENTRAN EPI-203	ENDEVCO 8510b-15
Empfindlichkeit	45 mV/bar	290 mV/bar
Resonanzfrequenz	125 kHz	130 kHz
Linearität, kombinierte Nichtlinearität & Hysterese	+ 0,75 % ¹⁾	0,25 % ²⁾ 0,5 %
Betriebsbereich Therm. Nullpunktverschiebung	0 °C bis 60 °C ± 2 % v.B.	- 18 °C bis 93 °C 3 % ³⁾ (bei 24 °C)
Temperaturkompensation	- 6 % / 50 °C	4 % ³⁾
Nulldrift	± 10 Volt	0,2 % • 3 • 300 mV = 180 mV
Speisespannung	5VDC	10VDC

¹⁾ vom Bereich, ²⁾ FSO: full scale output, ³⁾ über den Bereich.

Tab. 4.3: Kennwerte der eingesetzten Oszilloskope HAMEG HM 208 und KIKUSUI COR 5521 U.

	HAMEG HM 208	KIKUSUI COR 5521U
Horizontalverstärkung (X)		
Auflösung (auf 10 cm)	1024 Punkte	4096 Punkte
Zeitbasis pro DIV (= cm)	0,01 µs bis 50 s	0,2 µs bis 5 s
Abtastfrequenz	10 MHz	10 MHz
Vertikalverstärkung (Y)		
Auflösung (auf 10 cm)	256 Punkte	256 Punkte
Anstiegszeit / Überschwingen	17,5 ns / 1 %	17,5 ns / 1 %
Ablenkungskoeffizient pro DIV (= cm)	5 mV bis 20 V	2 mV bis 10 V

Tab. 4.4: Kennwerte der Hochgeschwindigkeitsvideokamera Ektapro EM 1012/1, Fa. KODAK.

Prozessor	Ektapro EM 1012/1
Vollbilder pro Sekunde	50 / 125 / 250 / 500 / 1000
Teilbilder pro Sekunde	bis zu 12000
Steckplätze für Speicherkarten	3
Gesamtaufnahmezeit (1000 Vollbildern pro Sekunde)	1,2 ms

Speicherkarten	EKTAPRO EM 400
200 x 240 Pixel à 8 Bit	400 Vollbilder

Kamera	EKTAPRO EM IMAGER
Version	Standard
Anschluß Endoskop	ja
Anschluß Makroobjektive	C - Mount

Abbildung 4.9 zeigt das Schema des Versuchsaufbaus an der Anlage LISA (vgl. Kap. 4.1.1). Die piezoresistiven Druckaufnehmer wurden unmittelbar vor und hinter dem Filterelement plaziert. In Abbildung 4.10 ist der reingasseitige Druckaufnehmer im Kanalstück und der rohgasseitige Druckaufnehmer im Deckel des Sichtfilterhalters angebracht.

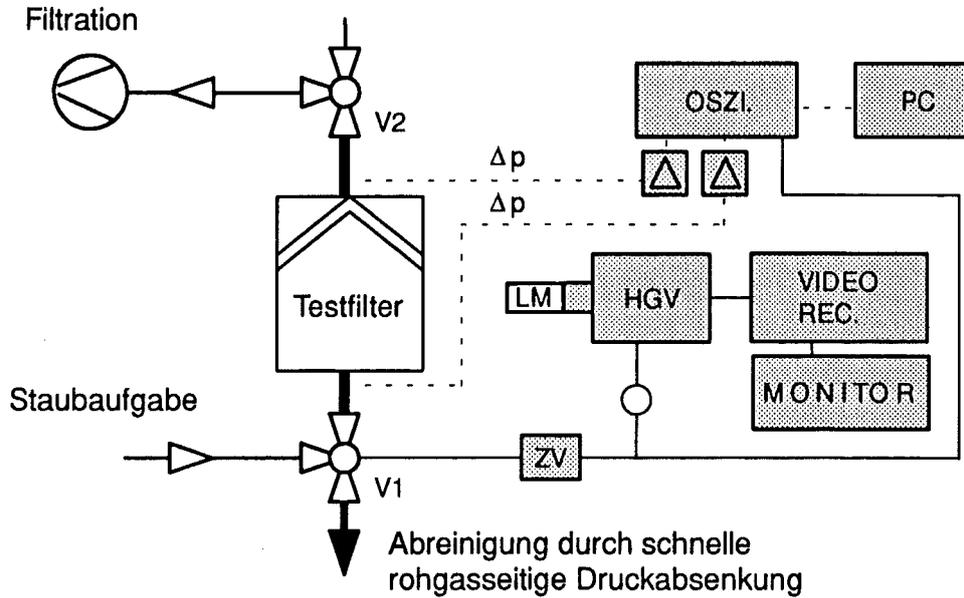


Abb. 4.9: Erfassung schneller Vorgänge.

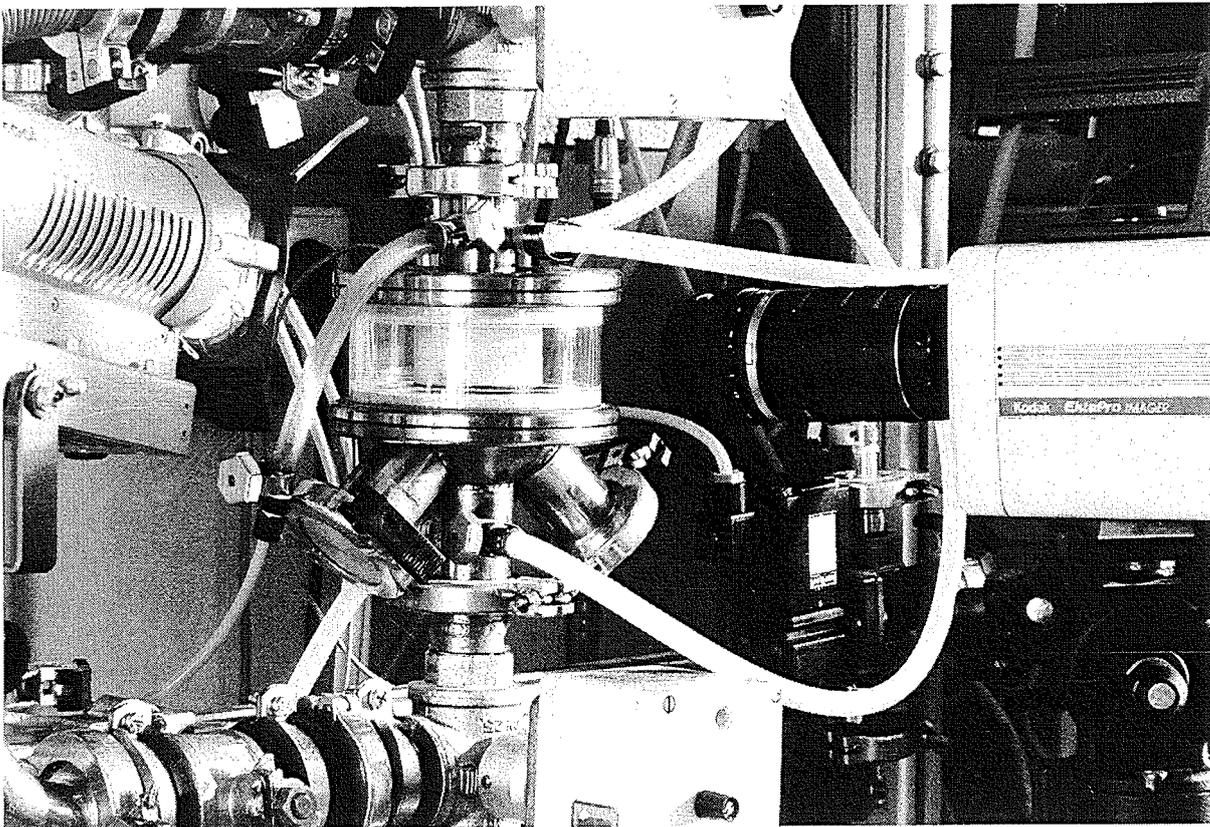


Abb. 4.10: Hochgeschwindigkeitsvideokamera an Kreisringsegment (Anlage LISA).

Zur Messung der Druckverläufe entlang der Kerze und über der Kerzenwandung wurden zwei Kerzen 4SPF (1000 mm) und UK2 (1000 mm) entsprechend **Abbildungen 4.11** und **4.12** instrumentiert. Die so präparierten Kerzen wurden in mehreren Versuchseinrichtungen eingebaut, um den Druckverlust während der Filtration (Durchströmung von außen nach innen) und der Abreinigung (Durchströmung von innen nach außen) zu ermitteln.

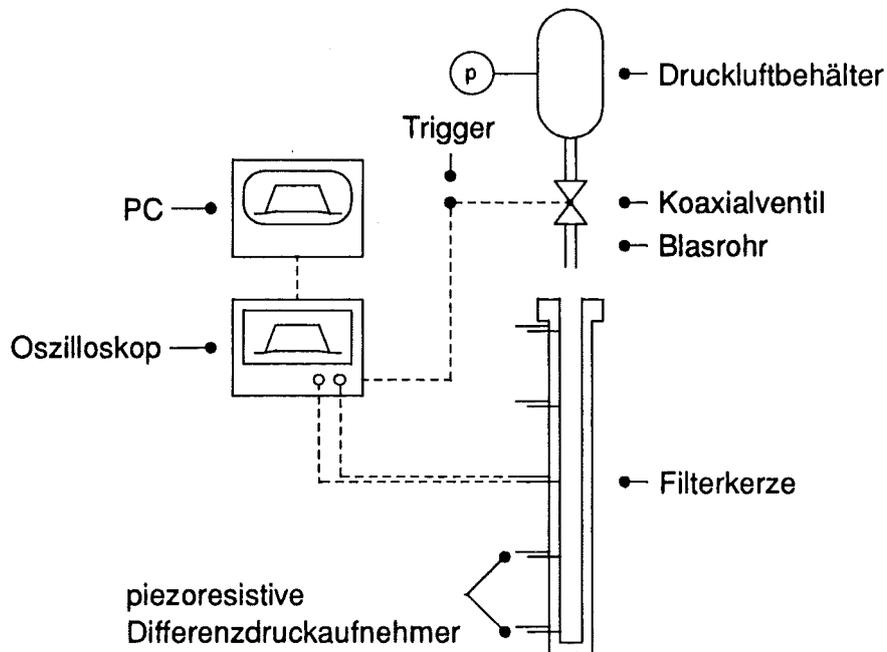


Abb. 4.11: Aufbau zur Bestimmung der axialen Durchströmungscharakteristik von Filterkerzen (schematisch).

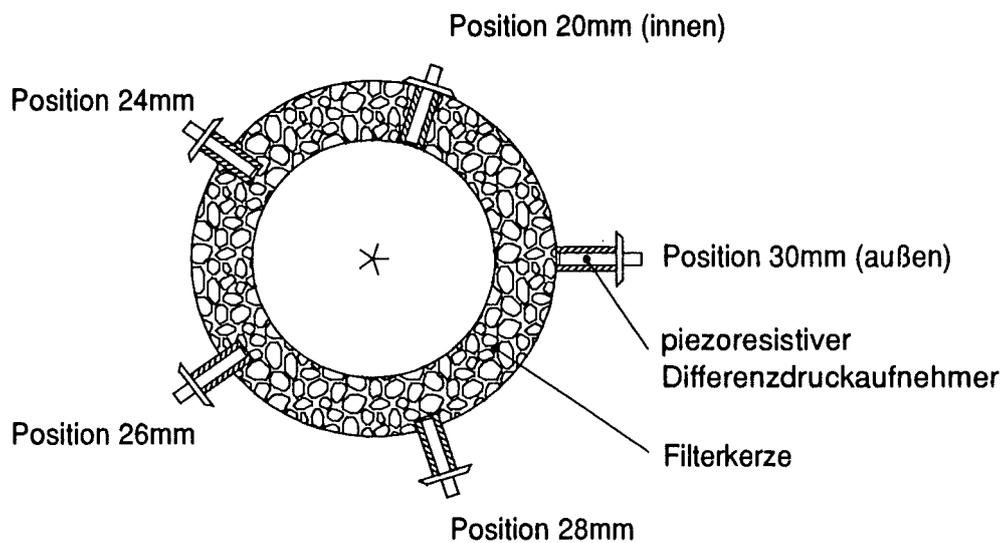


Abb. 4.12: Aufbau zur Bestimmung der radialen Durchströmungscharakteristik von Filterkerzen.

4.3 Durchströmungsmessungen an Filterkerzen

Die Durchströmungscharakteristik der Filterelemente im Abreinigungsfall hat entscheidenden Einfluß auf das Betriebsverhalten. Da korn- aber auch faserkeramische Filterkerzen starr sind, können nur strömungsdynamische Kräfte zur Abreinigung beitragen. Die aus der Schlauchfiltration übernommene Druckimpulsabreinigung zeigt aber bezüglich der langen, schlanken Filterkerzen einige Nachteile. So tritt bspw. häufig eine unvollständige Abreinigung der Filterelemente auf, sowohl lokal als auch entlang der Kerzen, was zu einem instabilen Betriebsverhalten führen kann. Zur Ermittlung der Abreinigungsbedingungen wurden im Rahmen des Vorhabens Untersuchungen zur Durchströmungscharakteristik starrer Filterkerzen im stationären Betrieb (entsprechend dem Rückspülen), bei der konventionellen Druckimpulsabreinigung und bei der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung durchgeführt. Hierzu wurden unterschiedliche Meßaufbauten verwendet, die im folgenden erläutert werden.

4.3.1 Differenzdruckmessungen an Filterkerzenabschnitten bei stationärer Durchströmung

Zur Bestimmung der Druckverlustcharakteristik der keramischen Filterkerzenmedien wurden Filterkerzenabschnitte von ca. 30 mm Höhe in eine Halterung eingespannt und sowohl in Filtrationsrichtung (Abb. 4.13) als auch in Abreinigungsrichtung (Abb. 4.14) durchströmt. Zur Erzeugung des Volumenstroms diente wahlweise eine Vakuumpumpe bzw. ein Seitenkanalverdichter. Um mit dem Seitenkanalverdichter sowohl im Druck- als auch im Saugbetrieb bei vergleichbaren Temperaturen messen zu können, wurde die Kompressionswärme mittels eines Doppelrohrwärmetauschers abgeführt. Die Volumenstrommessung erfolgte mittels eines Laminar-Flow-Elementes. Der Differenzdruck wurde gegen Umgebung gemessen. Zur Berechnung der Gasgeschwindigkeit auf der Außenseite des Filtermediums wurde der gemessene Volumenstrom auf Umgebungsbedingungen normiert und auf die äußere Filterfläche bezogen.

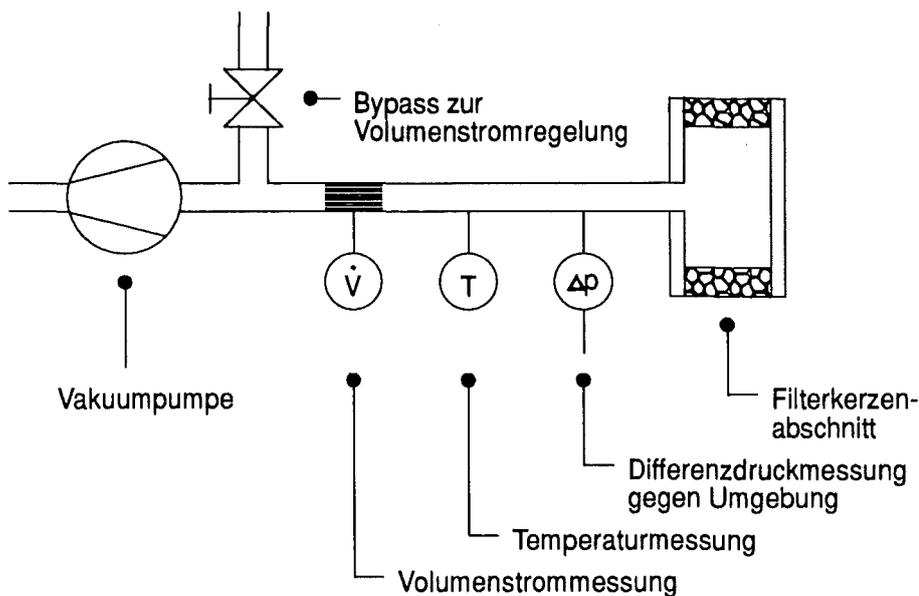


Abb. 4.13: Aufbau zur Bestimmung der Druckverlust- und Durchströmungscharakteristik von Filterkerzenabschnitten bei stationärer Durchströmung in Filtrationsrichtung (schematisch).

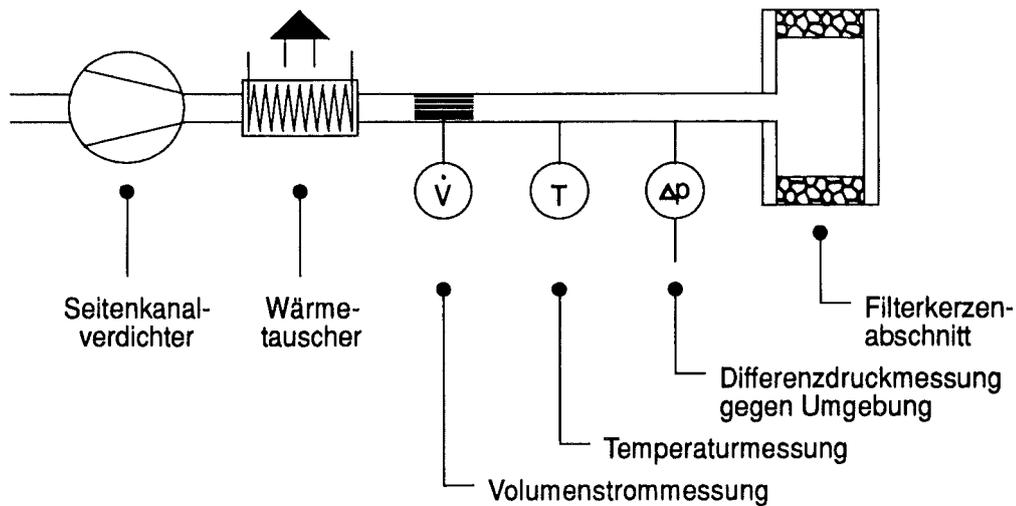


Abb. 4.14: Aufbau zur Bestimmung der Druckverlust- und Durchströmungscharakteristik von Filterkerzenabschnitten bei stationärer Durchströmung in Abreinigungsrichtung (schematisch).

4.3.2 Differenzdruck- und Geschwindigkeitsmessungen an Filterkerzen bei stationärer Durchströmung

Bei kompletten Filterkerzen ist das Durchströmungsprofil entlang der Filterkerze bzgl. der lokal herrschenden Abreinigungsbedingungen von Interesse. Zur Bestimmung dieses Profils wurden komplette Filterkerzen in eine Trägerplatte eingehängt und in Abreinigungsrichtung stationär durchströmt. Der vorgegebene Gasdurchsatz wurde mit einem frequenzgesteuerten Seitenkanalverdichter erzeugt. Als Vorgabe diente eine, auf die äußere Filterfläche bezogene, mittlere Gasgeschwindigkeit. Mit steigendem Durchsatz und abnehmender Permeabilität trat aufgrund der Kompressionswärme eine zunehmende Erwärmung der Filterkerze auf. Um diese in Grenzen zu halten und die Meßergebnisse miteinander vergleichen zu können, wurde der Gasstrom auf Temperaturen unter 40 °C gekühlt. Zur Charakterisierung des Durchströmungsprofils entlang der Filterkerze wurden sowohl Differenzdrücke im Inneren der Filterkerze gegen Umgebung, als auch Gasgeschwindigkeiten an der Außenseite der Filterkerze gemessen. Hierbei wurde der Differenzdruck an 5 Stellen entlang der Kerze mittels Durchgangsbohrungen bestimmt, während die Gasgeschwindigkeit mittels Hitzdrahtanemometersonde bzw. Pitot- oder Prandtl-Sonde abgescannt wurde. Zum Abscannen diente eine Lineareinheit mit einer Schrittweite von 10 mm. **Abbildung 4.15** gibt den Meßaufbau schematisch wieder.

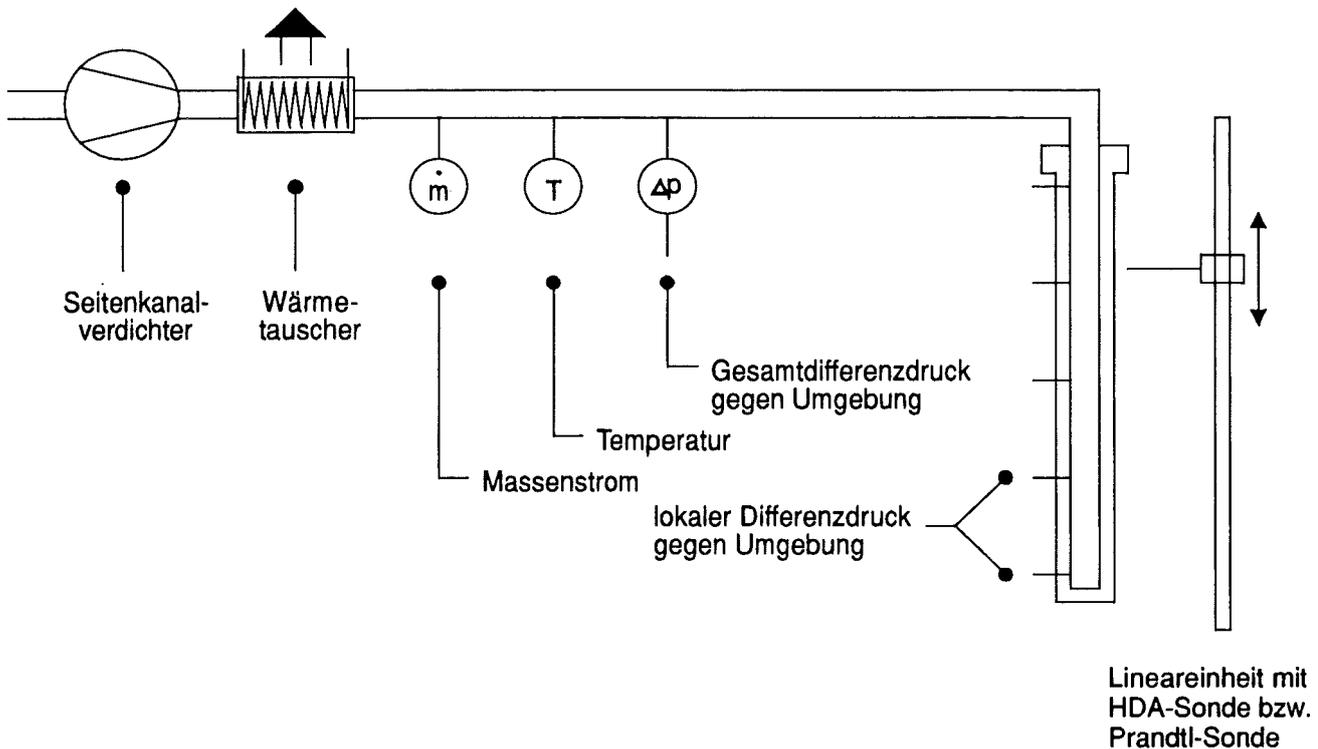


Abb. 4.15: Aufbau zur Bestimmung der Druckverlust- und Durchströmungscharakteristik von Filterkerzen bei der stationären Durchströmung in Abreinigungsrichtung (schematisch).

4.3.3 Druckmessungen an Filterkerzen bei der Druckimpulsabreinigung

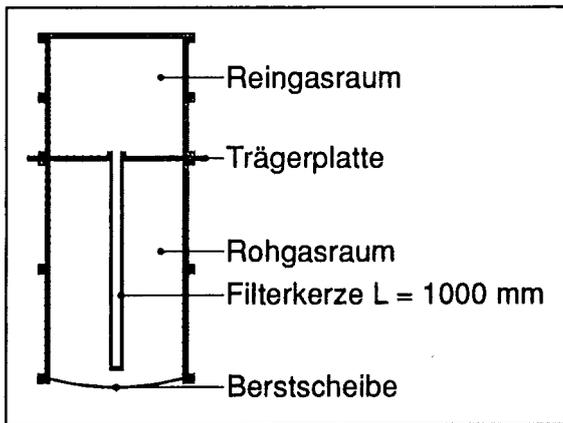
Zur Charakterisierung der instationären Durchströmung bei der Druckimpulsabreinigung wurde der zeitliche und örtliche Verlauf des Differenzdruckes entlang einer Filterkerze während des Abreinigungsverganges bestimmt. Hierzu wurden im Inneren der Filterkerze und auf der Außenseite piezoresistive Differenzdruckaufnehmer in verschiedenen Höhen entlang der Filterkerze angebracht (vgl. Abb. 4.11). Bezugsdruck war jeweils der Umgebungsdruck außerhalb der Filterkerze. Digitale Speicheroszilloskope ermöglichten die gleichzeitige Erfassung der Meßsignale von 5 verschiedenen Positionen. Zur Auswertung der Meßsignale wurden diese über eine Schnittstelle mit einem PC ausgelesen. Variiert wurden folgende Parameter:

- Abreinigungsdruck im Druckluftbehälter
- Blasrohrdurchmesser
- Blasrohrabstand
- Kerzenlänge
- Kerzentyp (und damit Permeabilität und Innendurchmesser)

Neben den Differenzdruckmessungen entlang der Filterkerzen wurde der Druckverlauf in der Kerzenwand bestimmt. Hierzu wurde eine Filterkerze mit unterschiedlich tiefen Sacklöchern versehen, in die piezoresistive Differenzdruckaufnehmer eingebracht wurden (vgl. Abb. 4.12).

4.3.4 Druckmessungen an Filterkerzen bei der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung

Zur Charakterisierung der Durchströmung bei der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung wurde die Filterkerze wie zuvor instrumentiert (vgl. Abb. 4.11, 4.12). Im Gegensatz zu den Messungen bei der Druckimpulsabreinigung wurde die Filterkerze jedoch in einen Druckbehälter eingebaut. Der Behälter wurde zunächst auf einen vorgegebenen Druck aufgeladen und das Gas dann wahlweise gegen Umgebungsdruck bzw. in einen weiteren geschlossenen Behälter entspannt (Abb. 4.16). Neben den reingasseitigen Druckmessungen entlang der Kerze wurde zusätzlich der Druck auf der Rohgasseite bestimmt. Variiert wurden die roh- und reingasseitigen Volumina und der Ladedruck.



Rohgasraum
DN300, H = 1050 mm
 $V_{\text{Roh}} = 74 \text{ l ohne Kerze}$

Rohgasraum
DN150, H = 1050 mm
 $V_{\text{Roh}} = 18,5 \text{ l ohne Kerze}$

Rohgasraum
DN80, H = 1050 mm
 $V_{\text{Roh}} = 5 \text{ l ohne Kerze}$

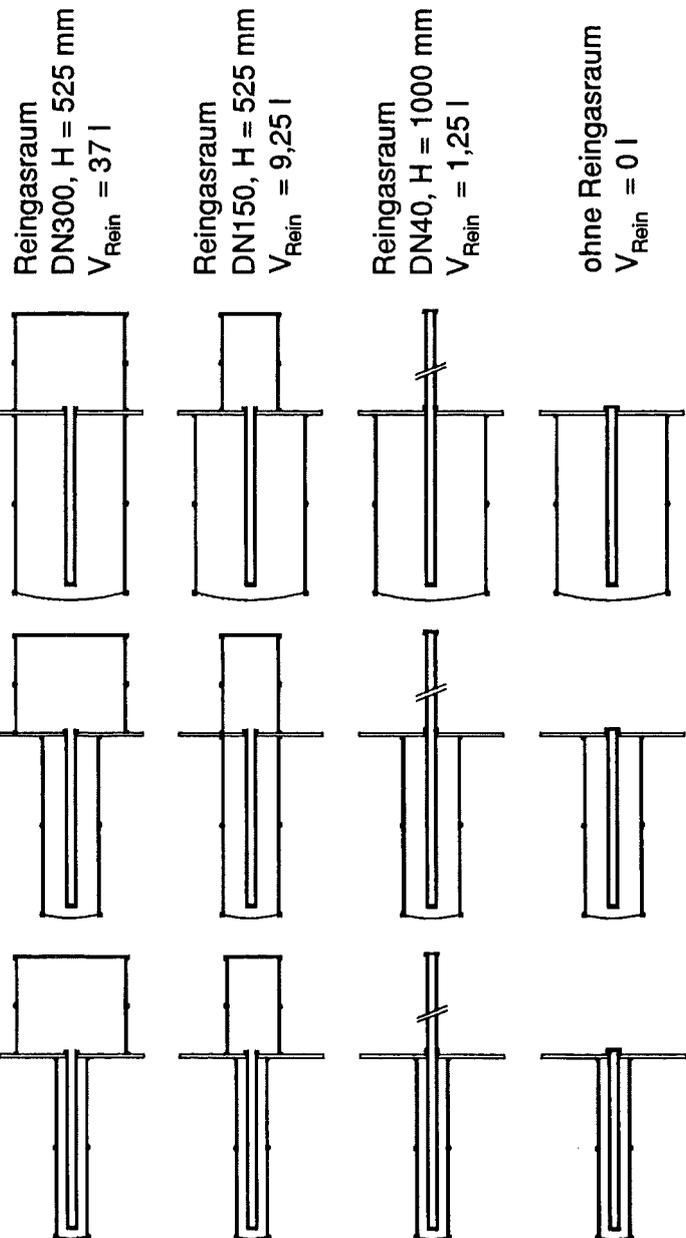


Abb. 4.16: Variation von Roh- und Reingasvolumen für die Einzelkerze.

Als Öffnungssysteme wurden Berstscheiben sowie ein vergleichsweise träger Stempelmechanismus eingesetzt (Abb. 4.17).

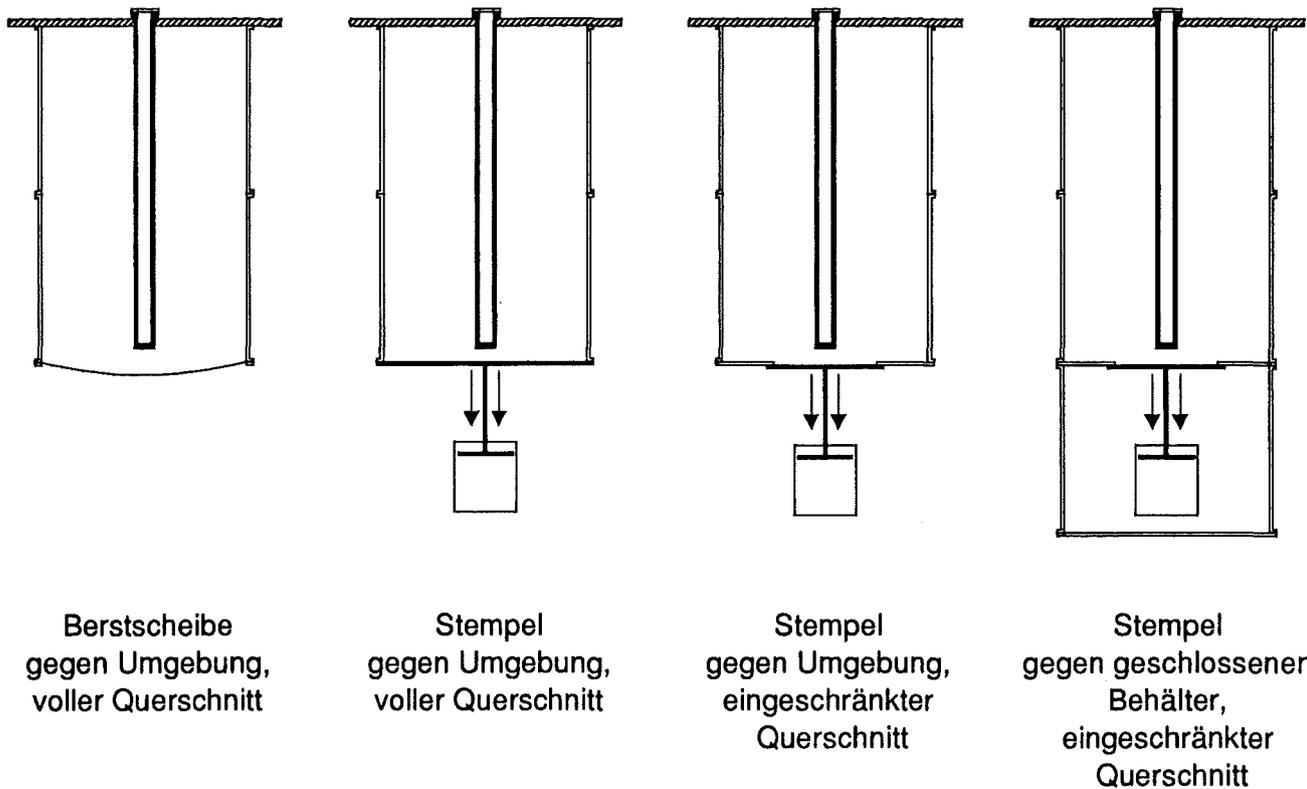


Abb. 4.17: Schematische Darstellung der eingesetzten Öffnungssysteme zur Druckentlastung des Rohgasraumes.

4.4 Strukturanalyse

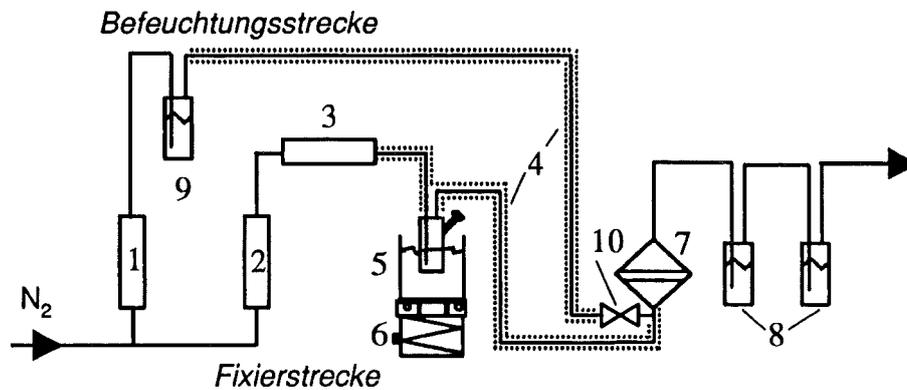
Das Filtrations- und Abreinigungsverhalten keramischer Filtermedien wird wesentlich durch ihren strukturellen Aufbau bestimmt. Eine systematische Analyse des strukturellen Aufbaus sowie des Eindringverhaltens luftgetragener Stäube ermöglicht auf der einen Seite durch Identifikation der wirksamen Mechanismen eine Zuordnung des Funktionsverhalten zu Gefügestruktur und Betriebsbedingungen. Auf der anderen Seite können in Korrelation zum Funktionsverhalten durch die Erfassung strömungsrelevanter Gefügeparameter Daten für die Filterberechnung sowie für die Entwicklung strömungstechnisch idealer Strukturen bereitgestellt werden.

Die Vorgehensweise bei der Strukturanalyse ist schematisch in **Abbildung 4.18** wiedergegeben. Zunächst wurden die Oberflächen der Filtermedien licht- bzw. stereomikroskopisch erfaßt und die zu entnehmenden Filterbereiche in Abhängigkeit von Inhomogenitäten der Filtermembran oder der anhaftenden Staubstrukturen bestimmt. Bei Filtern mit homogener Membran bzw. homogener Staubstruktur erfolgte die mittels einer Diamantsäge durchgeführte Probennahme aus dem mittleren Filterbereich.



Abb. 4.18: Schematische Darstellung der Vorgehensweise bei der Strukturanalyse.

Während bei den unbestäubten Filtern die zu analysierenden Filtersegmente direkt entnommen und eingebettet werden konnten, war bei den bestäubten Filtern vor dem Einbetten eine Fixierung der filigranen Staubstrukturen erforderlich. Hierzu wurden bei Filterkerzen ca. 10 cm lange Ringelemente entnommen und die Staubstruktur mit Cyanacrylat in einer Gasphasen-Fixieranlage (Abb. 4.19) fixiert: Um eine vollständige Stabilisierung der Strukturen zu gewährleisten, wurden die Filterproben vor dem Fixieren für 24 h bei hoher Luftfeuchte in einem Exsikkator konditioniert. Nach dem Einbau in den Probenhalter erfolgte in alternierender Reihenfolge ein Durchströmen der Filter mit trockenem Stickstoff und gasförmigem Cyanacrylat, welches bei einer Temperatur von ca. 80 °C verdampft wurde, sowie ein Durchströmen mit feuchtem, heißem Stickstoff um freies, überschüssiges Cyanacrylat abzubinden. Die Fixierung wurde durch Aufbringen von flüssigem Epoxidharz geprüft und ggf. wiederholt.



- 1 = Durchflußmesser Befeuchtungsstrecke
- 2 = Durchflußmesser Fixierstrecke
- 3 = Trockenstrecke
- 4 = Beheizung
- 5 = Wasserbad mit Cyanacrylat-Verdampfungsgefäß
- 6 = Heizplatte
- 7 = Probenhalter
- 8 = Waschflasche zur Gasreinigung
- 9 = Waschflasche zur Befeuchtung
- 10 = Absperrhahn

Abb. 4.19: Schematische Darstellung der Gasphasen-Fixieranlage.

Anschließend wurden aus den bestaubten und fixierten Ringelementen wie auch aus den unbestaubten Filterkerzen, Kreissegmente herausgetrennt und in Epoxidharz eingebettet. Um an den eingebetteten Proben interessante bzw. signifikante Staubstrukturen wie Blasen etc. zu erreichen, wurden überschüssige Probenbereiche mit einer Diamantsäge abgetrennt, da hierdurch eine bessere Oberflächenqualität als durch Schleifen mit Diamantscheiben (Körnung > 40 µm) erzielt werden konnte. Das abschließende Schleifen und Polieren der Proben erfolgte mit einer Diamantscheibe der Körnung 20 µm sowie Diamantpasten der Körnung 6, 3 und ggf. 1 µm.

Anhand der auf diese Art und Weise hergestellten Schriffe wurden dann sowohl die Gefüge- und Staubstrukturen als auch das Eindringverhalten der Stäube licht- und rasterelektronenmikroskopisch charakterisiert. Für die rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen war hierbei ein Besputtern der Proben mit Platin erforderlich, um Aufladungseffekte insbesondere der Binderanteile zu vermeiden.

Zur quantitativen Ermittlung relevanter Strukturparameter des Gefüges und des Staubes diente ein halbautomatisches Bildanalyse-System. Die Analysen erfolgten an licht- bzw. rasterelektronenmikroskopischen Aufnahmen, wobei im Aufbau der Proben zwischen Tragstruktur, Filtermembran und Staubschicht differenziert wurde. Pro Bereich wurden mindestens fünf Aufnahmen ausgewertet; die Position der Aufnahmeserien erschließt sich aus **Abbildung 4.20**.

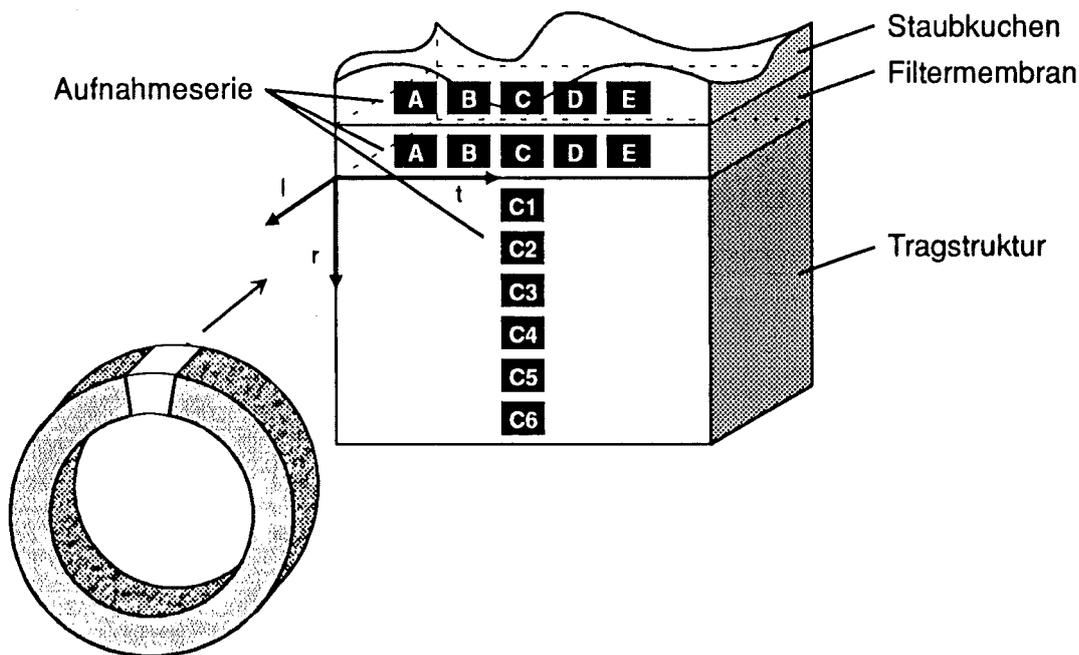


Abb. 4.20: Position der Aufnahmeserien für die quantitative Ermittlung von Strukturparametern mittels eines Bildanalyse-Systems.

Bei den in dieser Arbeit untersuchten Schriffen handelt es sich, soweit nicht anders erwähnt, um Querschliffe senkrecht zur Anströmrichtung. Hinsichtlich der Interpretation der Ergebnisse ist dabei zu berücksichtigen, daß die zur Auswertung heranziehbaren Filterbereiche nur einen kleinen Ausschnitt des Filters darstellen und die analysierten Strukturaufnahmen lediglich eine zweidimensionale Schnittebene eines dreidimensional durchströmten Körpers wiedergeben. Ferner sind aufgrund der Herstellungsbedingungen

partielle Schwankungen im Gefügeaufbau eines Filters zu erwarten. Entsprechend stellen die ermittelten Strukturparameter Näherungswerte dar, wobei versucht wurde, lichtmikroskopisch erfaßbare Unterschiede in der Gefüge- bzw. Staubstruktur durch die Analyse zusätzlicher Schliffe zu berücksichtigen.

4.5 Festigkeitsuntersuchungen

4.5.1 Bestimmung der O-Ring-Bruchfestigkeit

Zur Bestimmung der Bruchfestigkeit von rohrförmigen keramischen Werkstoffen wie Filterkerzen, stellt der übliche 4-Punkt-Biegeversuch infolge der Prüfkörperherstellung eine sehr aufwendige Methode dar. Wesentlich einfacher ist die hier verwendete O-Ring-Prüfung, bei der planparallele Ringelemente in radialer Richtung bis zum Bruch belastet werden.

Untersucht wurden sowohl neuwertige 4SPF und 2SPK-Filterkerzen (vgl. Tab. 3.1) als auch im Rauchgaszug der Feststoffverbrennungsanlage TAMARA des Forschungszentrum Karlsruhe ausgelagerte sowie aus zwei verschiedenen Betrieben (A, B) entnommene Filterkerzen. Hierzu wurden 10 mm breite, planparallele Ringelemente mittels einer Diamantsäge von den Filterkerzen abgetrennt, im Ultraschallbad gereinigt und anschließend getrocknet. Danach wurden der Außendurchmesser D_a , die Breite B und die Wandstärke t der Ringelemente mindestens zweimal an gegenüberliegenden Seiten gemessen und jeweils der arithmetische Mittelwert gebildet. Die Untersuchungen erfolgten mittels einer Universalprüfmaschine bei Raumtemperatur und einer weggesteuerten Belastungsgeschwindigkeit von 0,25 mm/min.

Die Bruchfestigkeit σ_{OR} ergab sich aus /MUNZ 1989/:

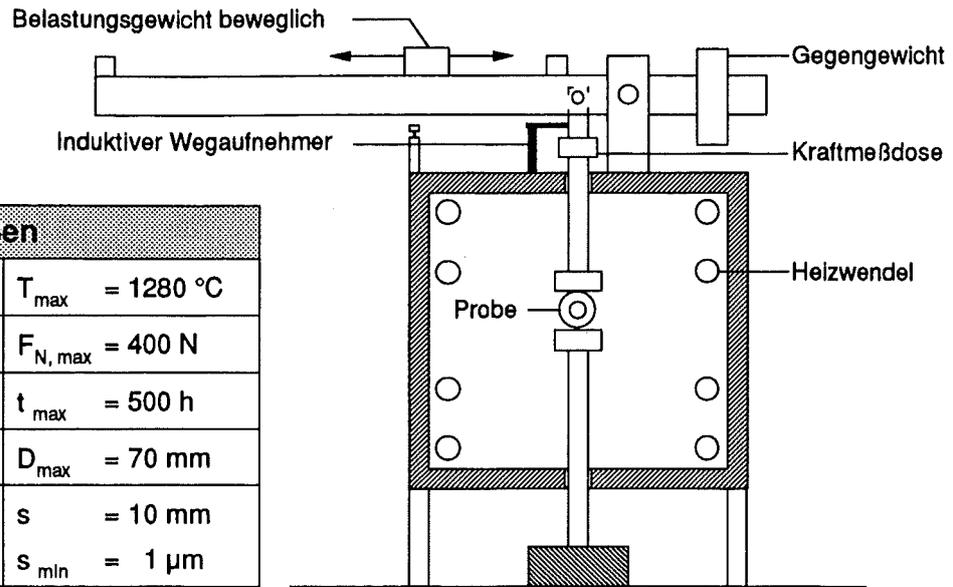
$$\sigma_{OR} = \frac{6 F_B r (1 - \frac{t}{6r})}{\pi B t^2 (1 - \frac{t}{2r})} \quad (4.1)$$

mit: F_B = Bruchkraft
 r = mittlerer Radius = $(D_a - t)/2$
 t = Wandstärke
 B = Breite

Die Untersuchungen wurden an mindestens 15 Proben pro Filterelement durchgeführt, wobei unter der vereinfachenden Annahme einer Gültigkeit der Weibullstatistik die charakteristische Festigkeit σ_0 und der Parameter m der Weibullverteilung nach der linearen Regressionsmethode /MÜLLER 1995/ bestimmt wurde.

4.5.2 Hochtemperatur-Kriechprüfstand

Zur Untersuchung des Kriechverhaltens von C- bzw. O-Ring-Prüfkörpern wurde seitens des Kooperationspartners Schumacher ein Hochtemperatur-Versuchsstand entwickelt und Ende 1996 in Betrieb genommen. Schematischer Aufbau und Ansicht sind in **Abbildung 4.21** und **Abbildung 4.22** wiedergegeben.



Technische Kenngrößen	
max. Betriebstemperatur	$T_{\max} = 1280 \text{ °C}$
max. Normalkraft	$F_{N, \max} = 400 \text{ N}$
max. Meßdauer	$t_{\max} = 500 \text{ h}$
max. Probendurchmesser	$D_{\max} = 70 \text{ mm}$
Meßbereich Wegmessung	$s = 10 \text{ mm}$
Auflösung Wegmessung	$s_{\min} = 1 \text{ }\mu\text{m}$

Abb. 4.21: Schematische Darstellung des Hochtemperatur-Versuchsstandes zur Untersuchung des Kriechverhaltens von C- bzw. O-Ring-Prüfkörpern und technische Kenngrößen.

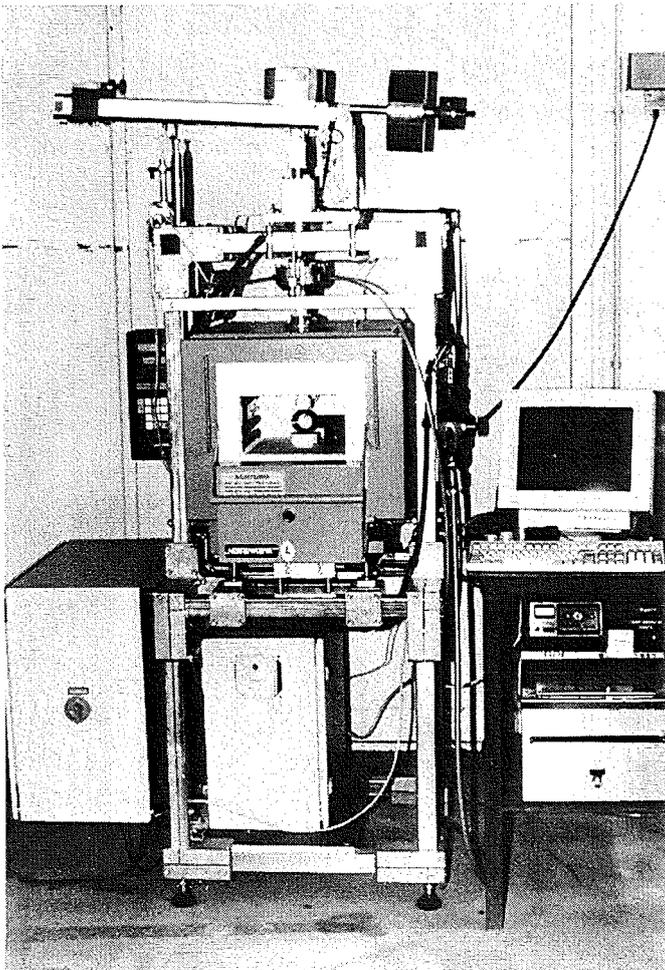


Abb. 4.22: Ansicht des Hochtemperatur-Versuchsstandes zur Untersuchung des Kriechverhaltens von C- bzw. O-Ring-Prüfkörpern.

Innerhalb des Ofens, der eine Prüftemperatur bis 1280 °C erlaubt, werden die Prüfkörper zwischen zwei keramischen Stempeln aufgenommen. Die Belastung der Prüfkörper mit einer Normalkraft von maximal 400 N erfolgt über den oberen Stempel durch einen Ausleger, auf dem ein Verfahrgewicht montiert ist. Zur Tarierung des Auslegers dient ein verstellbares Gegengewicht. Die aufgebrachte Normalkraft wird über

eine Kraftmeßdose, die Verformung bzw. Verschiebung des Prüfkörpers über einen, am oberen Stempel angebrachten, induktiven Wegaufnehmer erfaßt.

Die Versuche werden im thermischen Gleichgewicht, ca. 2 h nach Erreichen der Prüftemperatur, durch Aufsetzen des oberen Stempels begonnen. Während der Versuche werden die Normalkraft, die Dehnung sowie die Temperatur über ein Meßwerterfassungssystem kontinuierlich aufgezeichnet. Aufgrund des unterschiedlichen Kriechverhaltens von Keramiken unter Zug- und Druckbelastung sowie der daraus - infolge von Spannungsumlagerung - resultierenden Problematik, Daten für einachsige Bedingungen zu bestimmen, werden die Versuche nur bis zum Erreichen eines stationären Zustandes durchgeführt. Dieser stationäre Zustand beschreibt den Bereich sekundären Kriechens, für welchen die Geschwindigkeiten der nicht-elastischen Verschiebung proportional zu den Kriechdehnungsgeschwindigkeiten sind /DURST 1996/.

Erste Ergebnisse an C-Ring-Prüfkörpern aus 3SPF-Filterkerzen sind in **Abbildung 4.23** dargestellt. Bei Prüftemperaturen von $T = 800 \text{ °C}$ zeigten die Prüfkörper bereits für geringe Beanspruchungen von 2,7 bzw. 5,5 MPa ein ausgeprägtes Kriechverhalten. Die Verformung bzw. Verschiebung betrug bei 2,7 MPa nach 44 h etwa $1200 \text{ }\mu\text{m}$ (2 %), während bei 5,5 MPa schon nach 20 h eine Verschiebung von etwa $1500 \text{ }\mu\text{m}$ (2,5 %) gemessen wurde. Dies unterstreicht, wie auch weitere - teilweise in Zusammenarbeit mit dem Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, Freiburg i.Br., durchgeführte - Untersuchungen des Kooperationspartners Schumacher /GEHRKE 1995, DURST 1996, WESTERHEIDE 1997/, die Notwendigkeit einer systematischen Analyse des Kriechverhaltens und den Entwicklungsbedarf in bezug auf Binder und Gefüge von keramischen Filtermedien für Hochtemperaturanwendungen.

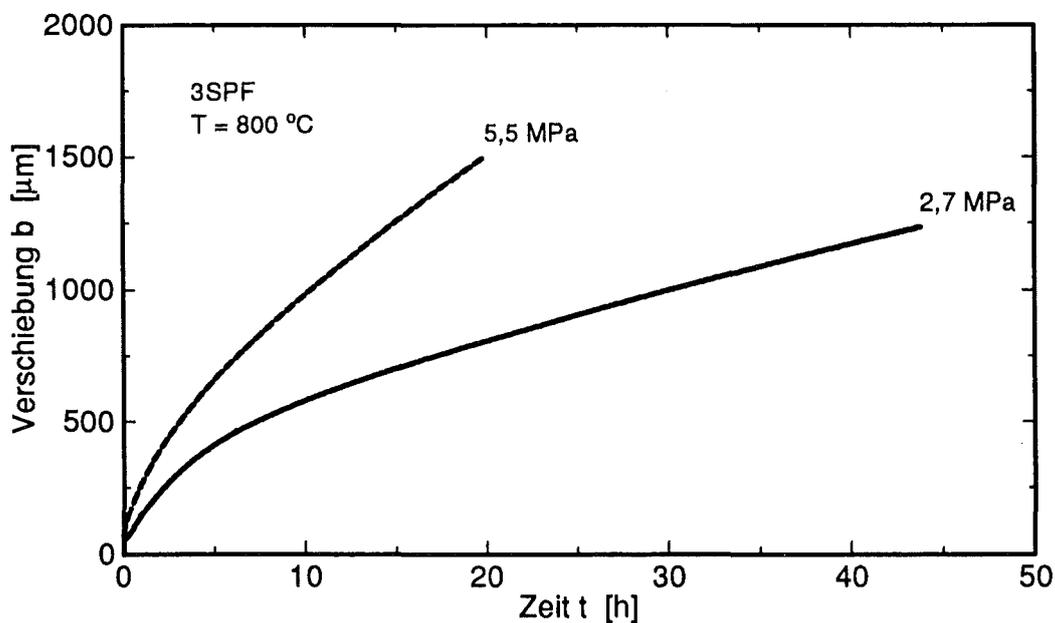


Abb. 4.23: Spannungsabhängige Verformung bzw. Verschiebung von C-Ring-Prüfkörpern aus 3SPF-Filterkerzen als Funktion der Versuchsdauer bei einer Prüftemperatur von $T = 800 \text{ °C}$.

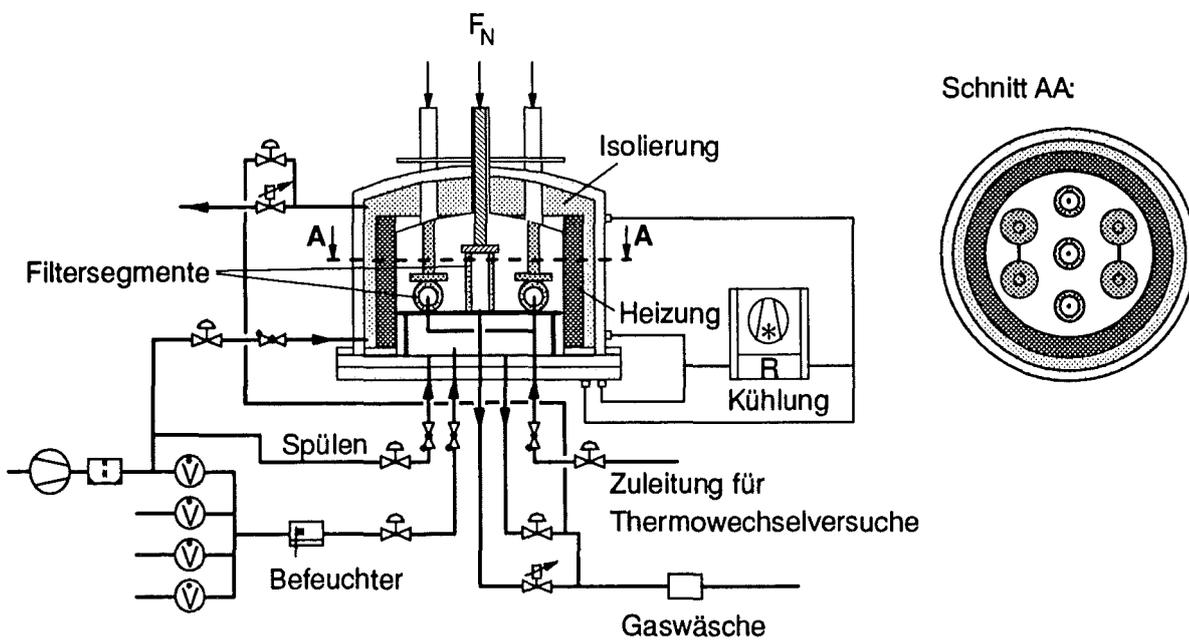
4.6 Versuchsstand für kombinierte Beanspruchung von Kerzensegmenten

Zur systematischen Analyse des Werkstoffverhaltens unter realitätsnahen Betriebsbedingungen d.h. unter kombinierter thermischer, chemischer und mechanischer Beanspruchung wurde ein Versuchsstand konzipiert und aufgebaut, dessen Anforderungsprofil auf den Ergebnissen der Literaturrecherche (vgl. Kap.

6.1.1) basiert. Der Versuchsstand ist schematisch in **Abbildung 4.24** dargestellt und ermöglicht Untersuchungen an durchströmten bzw. ausgelagerten Kerzensegmenten in definierten Atmosphären bei Temperaturen bis 1000 °C und einem Betriebsdruck bis 1 MPa unter gleichzeitiger Normalkraftbeanspruchung.

Kern des Prüfstandes ist eine temperaturbeständige Innenkammer, gegenüber welcher die druckbeständige, wassergekühlte Außenkammer mit einem Überdruck von 0,02 MPa geregelt nachgeführt wird. Die Beheizung der Innenkammer erfolgt über MoSi₂-Heizleiter, die zur Vermeidung korrosiver Einflüsse der unterschiedlichen Atmosphären zwischen Innen- und Außenkammer positioniert sind. In der Innenkammer können bis zu 7 Prüfkörper bzw. Kerzensegmente mit einer Normalkraft von maximal 500 N belastet werden, von denen wiederum bis zu 3 Kerzensegmente (Schnitt AA: mittlere Reihe) zwangsdurchströmt werden können. Der maximale Volumenstrom beträgt hierbei 100 l/min. Zusätzlich besteht die Möglichkeit die äußeren Kerzensegmente durch definiertes Anblasen mit kalter Preßluft einer Thermowechselbeanspruchung zu unterziehen.

Die im Rahmen dieses Projekts vorgesehene Inbetriebnahme des Versuchsstandes sowie die geplanten Versuchsreihen konnten allerdings nicht mehr durchgeführt werden, da der für Mai 1996 zugesagte Liefertermin - teils aufgrund der komplexen Konstruktion und sicherheitsrelevanten Detailproblemen, teils aufgrund langer Zulieferzeiten der verwendeten Werkstoffe - seitens des Herstellers nicht eingehalten wurde. Zudem mußte der im Dezember 1996 gelieferte Versuchsstand noch einmal zur Mängelbeseitigung an den Hersteller zurückgegeben werden.



Technische Kenngrößen	
max. Betriebstemperatur	$T_{\max} = 1000 \text{ °C}$
max. Betriebsdruck	$p_{\max} = 1 \text{ MPa}$
max. Normalkraft	$F_{N, \max} = 500 \text{ N}$

Abb. 4.24: Schematische Darstellung des Prüfstandes zur kombinierten Beanspruchung von Kerzensegmenten und technische Kenngrößen.

5 Filtertechnische Untersuchungen

Keramische Filterkerzen werden überwiegend zur Partikelfiltration bei hohen Temperaturen eingesetzt. Entsprechend muß das Betriebsverhalten für Stäube untersucht werden, wie sie typischerweise bei Hochtemperaturprozessen vorliegen. Ausschlaggebend für das Filtrationsverhalten sind Partikelgröße, Partikelgrößenverteilung sowie die Partikelkonzentration. In **Abbildung 5.1** sind Partikelgrößenverteilungen für einige wichtige Hochtemperaturprozesse wiedergegeben.

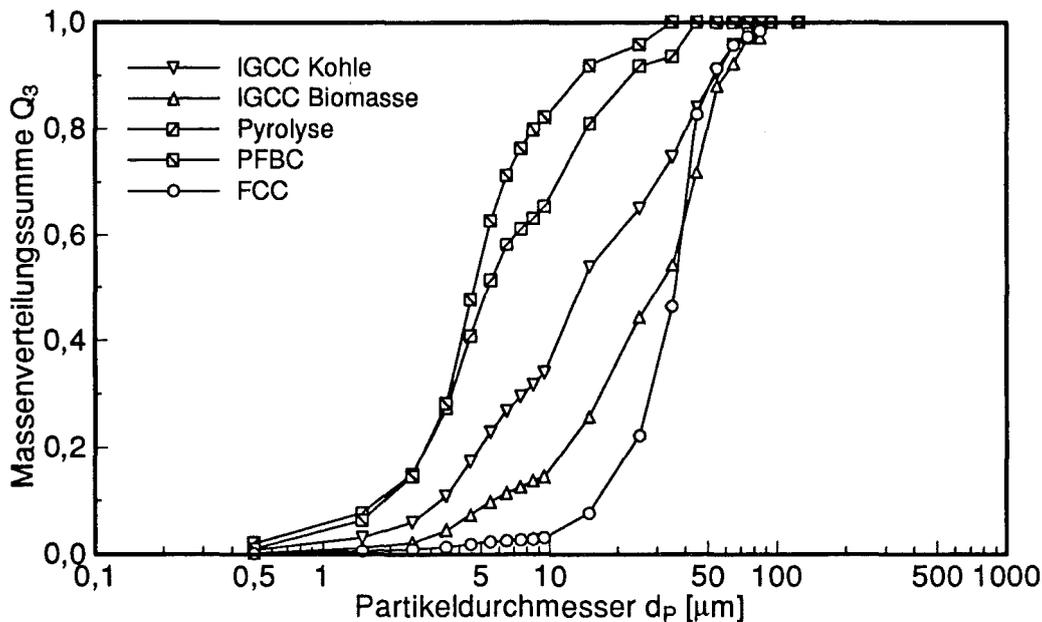


Abb. 5.1: Typische, massenbezogene Partikelgrößenverteilungen für die HT-Prozesse IGCC, PFBC, FCC, Pyrolyse /BUNDSCHUH 1995/.

Zu erkennen ist, daß je nach Prozeß zwischen 2 und 45 % der Staubmasse von Partikeln unter 5 µm gebildet wird. In diesem Größenbereich zeigen keramische Filterkerzen einen vergleichsweise geringen Abscheidegrad. Für den Referenz-Kerzentyp 4SPF wurde bei Raumtemperatur die größte Durchlässigkeit für 0,5 µm Partikeln bestimmt /LEIBOLD 1990/. Mit steigender Temperatur verschiebt sich dieser Wert geringfügig zu größeren Durchmessern. Das bedeutet, daß diese Partikel vergleichsweise tief in das keramische Filtermedium eindringen und über lange Betriebszeiten zum Verstopfen der Filterkerzen führen. Nach einer typischen Konditionierungsphase steigt der Restdruckverlust nur noch langsam, aber kontinuierlich an, wobei die Permeabilität auf 10 bis 20 % des Ausgangswertes absinkt. Diese nahezu stabile Betriebsphase wird beendet durch einen plötzlichen starken Anstieg des Restdruckverlustes, der den Austausch der Filterelemente notwendig macht. Sind die Feinstaubkonzentrationen insgesamt niedrig, ist dieser Effekt unproblematisch und kann u.U. mit Blick auf die gesamte Betriebszeit der Filterkerzen hingenommen werden. Bei hohen Gesamtstaubkonzentrationen (**Tab. 5.1**) wie sie z.B. für PFBC-Prozesse vorliegen, kann selbst ein kleiner Mengenanteil - absolut gesehen - hohe Feinstaubmengen bedeuten. Hier ist, ebenso wie bei HT-Prozessen mit überwiegend feinen Partikeln im kritischen Größenbereich, der Einfluß auf die Filterstandzeit nicht mehr zu vernachlässigen.

Tab. 5.1: Bereich der Staubkonzentrationen, die bei IGCC- und PFBC-Prozessen auftreten können /LEIBOLD 1991/.

		Staubkonzentration	
Druck-Wirbelschichtfeuerung (PFBC)		bis 20	g/Nm ³
	Druck-Vergasung (IGCC)		
	Festbett	1 bis 6	g/Nm ³
	Wirbelschicht	8 bis 20	g/Nm ³
	Flugstrom	50 bis 150	g/Nm ³

Abhängig vom Aufbau der Filterkeramiken findet die Abscheidung vorwiegend im oder auf dem Filtermedium statt. Insbesondere Filterkerzen mit einer membranartigen Beschichtung sind so konzipiert, daß der Staub auf der Membran abgeschieden wird. Innerhalb der Tragstruktur sollte möglichst keine Staubeinlagerung erfolgen. Für die beschichteten Filterkeramiken wurde deshalb ausschließlich das Filtrationsverhalten der Membran betrachtet.

Für das Langzeitverhalten der Filterkerzen ist zunächst das reine Beladungsverhalten zu Beginn der Filtration, sodann das Verhalten bei zyklischem Filtrations-/Abreinigungsbetrieb bestimmend. Diese beiden Betriebszustände wurden daher im folgenden getrennt analysiert, um sowohl für die ungestörte Filtration als auch für die Regeneration Optimierungsanforderungen ableiten zu können. Als Modellstäube wurden quasimonodisperses /VDI 3491/ Wachsaerosol mit 0,5 µm Partikeldurchmesser und eng verteiltes BaSO₄, mit einem mittleren, anzahlbezogenen Partikeldurchmesser von 0,4 µm verwendet. Die Filtrationsgeschwindigkeit wurde auf 5 cm/s festgelegt. Diese Randbedingungen begünstigen und beschleunigen im Falle der Filtration ohne zusätzliche Abreinigung das Verstopfen der Filtermaterialien. Für den kombinierten Filtrations-/Abreinigungsbetrieb wurden zusätzlich kurze Filtrationsintervalle festgelegt, um dünne, schwierig abzureinigende Staubschichten zu realisieren und das Filtermedium möglichst häufig dem verstopfungsempfindlichen Anfangszustand auszusetzen. Für beide Betriebszustände konnte dadurch die Dauer der Experimente wesentlich reduziert werden. Die Extrapolation auf den Langzeitbetrieb erscheint dennoch möglich, da die gewählten Untersuchungsbedingungen typischerweise den Betrieb raffen.

5.1 Beladungsverhalten

Zur Analyse des Filtrationsverhaltens wurden an der Laborfilteranlage LISA Filterkerzenabschnitte sowie ebene Filterkeramiken bei Raumtemperatur bis zu einem maximalen Druckverlust von 5000 Pa beladen. Die Beladung erfolgte mit quasimonodispersen Wachspartikeln von 0,5 µm, bei einer Filtrationsgeschwindigkeit von 5 cm/s. Untersucht wurden der Einfluß des Membranaufbaus auf Druckverlust und Abscheideverhalten sowie für eine fortgeschrittene Keramik des Typs 2SPK der Einfluß der Membrandicke.

5.1.1 Einfluß des Membranaufbaus

Die Abscheidung findet praktisch ausschließlich in und auf der Filtermembran statt (vgl. Kap. 6.2). Mit Blick auf niedrige Reingasstaubgehalte gerade für Feinstäube muß die Membran aus besonders feinem Korn bzw. Fasern aufgebaut werden. Aus der Druckverlustbeziehung nach ERGUN ergibt sich daraus ein Aufbau mit spezifisch hohem Druckverlust. Zur Begrenzung des Druckverlustes sollte die Membran

deshalb möglichst dünn ausgeführt sein und zusätzlich eine hohe Permeabilität aufweisen. Um möglichst lange Standzeiten zu erzielen, darf die Membran bei der Feinstaubfiltration nicht durch irreversibles Einlagern von Feinstaubpartikeln verstopfen. Angestrebt wird eine schnelle gleichförmige Staubschichtbildung, die durch eine homogene Membran begünstigt wird /LEIBOLD 1996/. Über diese grundsätzlichen Anforderungen zum Aufbau hinaus ist die technisch erzielbare Struktur der Membran zu berücksichtigen.

Die **Abbildung 5.2** zeigt den Verlauf des Druckverlustes für eine Keramik 4SPF, beschichtet mit einer sehr inhomogenen Korn/Faser-Membran und einer Keramik 2SPK mit kornkeramischer Membran (vgl. Tab. 3.1). Zu erkennen ist, daß der Anfangsdruckverlust der Korn/Kornkeramik höher liegt als der der Korn/Faserkeramik. Die Staubschichtbildung erfolgt für die Keramik 2SPK jedoch wesentlich schneller als für die Keramik 4SPF. Die für eine Staubschicht typische, lineare Differenzdruckzunahme ist bereits bei geringer Beladung bzw. nach kürzeren Filtrationszeiten zu beobachten. Feinstaubpartikel werden dadurch in geringerem Umfang im Filtermedium eingelagert. Zur Verdeutlichung ist den beiden beschichteten Filtermedien die Tragstruktur UK4 der Keramik 4SPF allein gegenübergestellt. Diese offenporige Struktur zeigt ein signifikant anderes Beladungsverhalten. Der Druckverlust nimmt zunächst, bedingt durch die Partikeleinlagerung im Filtermedium, sehr langsam zu. Mit zunehmender Beladungsdauer setzen sich die Porenkanäle zu und der Filterwiderstand wächst beschleunigt an. Für die vorliegenden Betriebsbedingungen verstopft ein solches Filtermedium innerhalb von ca. 10 Filtrationszyklen. Auffallend ist, daß der Abscheidegrad für die in der Abbildung gezeigte Filtrationsphase konstant bleibt; Beleg für eine sehr uneinheitliche Partikelabscheidung. Da die Filterkerzen nach jeder Abreinigung diese kritische Filtrationsphase durchlaufen, ergibt sich langfristig ein um so günstigeres Betriebsverhalten, je schneller eine vollständige Staubschichtbildung erreicht werden kann.

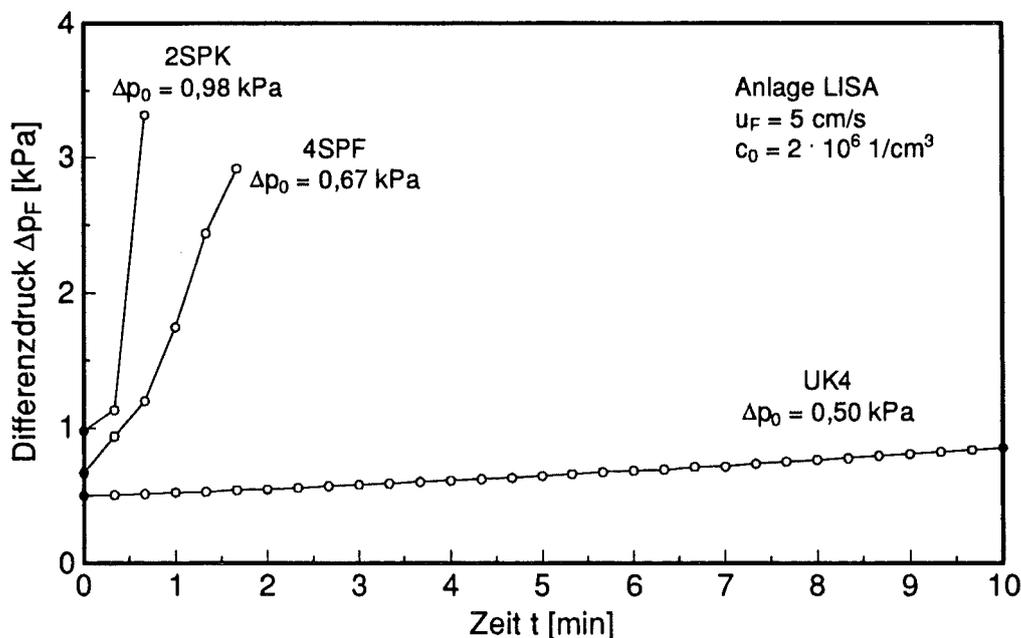


Abb. 5.2: Differenzdruckverlauf bei unterschiedlichem Membranaufbau.

Bedingt durch das Herstellungsverfahren weisen die derzeit verfügbaren Filtermembranen überwiegend breite Porengrößenverteilungen auf. Die Folge ist eine sehr uneinheitliche und verzögerte Staubschichtbildung. Eine wesentliche Anforderung an eine leistungsfähige Filtermembran ist deshalb ein homogener Aufbau, d. h. eine enge Porenverteilung und eine gleichmäßig dicke Schicht einheitlicher Porosität, insbesondere senkrecht zur Strömungsrichtung. Im günstigen Fall können Inhomogenitäten durch Erhöhen der

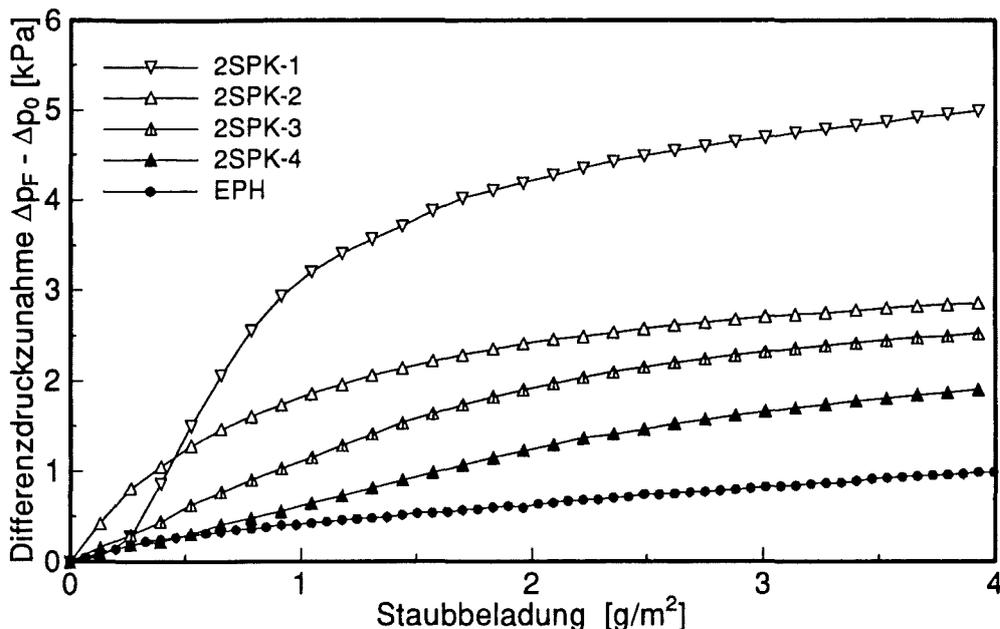


Abb. 5.3: Einfluß der Membrandicke auf das Beladungsverhalten einer Keramik 2SPK. Im Vergleich dazu eine prototypische Keramik mit elektrophoretischer Beschichtung (EPH).

Membrandicke ausgeglichen werden. **Abbildung 5.3** verdeutlicht den Dickeneinfluß auf das Filtrationsverhalten einer Keramik 2SPK. Die Druckverlustzunahme fällt von 2SPK-1 (Membrandicke 100 µm) zu 2SPK-4 (Membrandicke 400 µm) um so geringer aus je dicker die Membran ist. Gleichzeitig flachen die Kurven im Anfangsbereich ab. Nach einer Beladung von 3,5 bis 4,0 g/m² ist der Druckverlustzuwachs für alle 2SPK-Keramiken etwa gleich groß. In dieser Betriebsphase hat sich auf allen Membranen eine Staubschicht gebildet und die weitere Druckverlustzunahme erfolgt proportional zur Beladung. Dennoch liegt selbst bei einer Membrandicke von ca. 400 µm noch keine optimale Struktur vor. Der charakteristische, S-förmige Verlauf der Differenzdruckkurve der Keramik 2SPK-4 ist Indiz dafür, daß bis zu einer Beladung von ca. 1,5 g/m² noch eine längere Phase auftritt, in der die Partikeln in der Membran eingelagert werden. Ein deutlich günstigeres Beladungsverhalten weist das prototypische Al₂O₃-Material (EPH) auf, bei dem eine sehr feinkörnige Membran elektrophoretisch aufgebracht wurde. Für diese lediglich 100 µm dicke Membran wurde selbst für 0,5 µm Partikel ein Anfangsabscheidegrad von 99,99 % gemessen. Es ist keine ausgeprägte Einlagerung mehr zu verzeichnen, der Druckverlust wächst praktisch von Beginn an linear an.

5.1.2 Beladung mit eng verteiltem Staub

An der Technikumsanlage SAMUM wurden Beladungsversuche an Filterkerzen des Typs 4SPF bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Der hierbei verwendete Staub BaSO₄ weist eine enge Verteilung im Bereich von 0,2 bis 2 µm auf (vgl. Kap. 4.1.2). In der **Abbildung 5.4** ist der zeitliche Differenzdruckverlauf bei Raumtemperatur dargestellt.

Ausgehend von einem Anfangsdifferenzdruck von 0,7 kPa steigt der Differenzdruck ab Filtrationsbeginn praktisch linear an. Schwankungen im Kurvenverlauf sind hierbei durch Schwankungen bei der Staubdosierung bedingt. Der Verlauf deutet darauf hin, daß im Unterschied zu den Beladungsversuchen mit monodispersen Aerosol keine ausgeprägte Tiefenfilterphase durchlaufen wird. Im Gegensatz zur Beladung mit monodispersen Aerosol bedingen die großen Partikeln eine schnellere räumliche Verlegung der freien

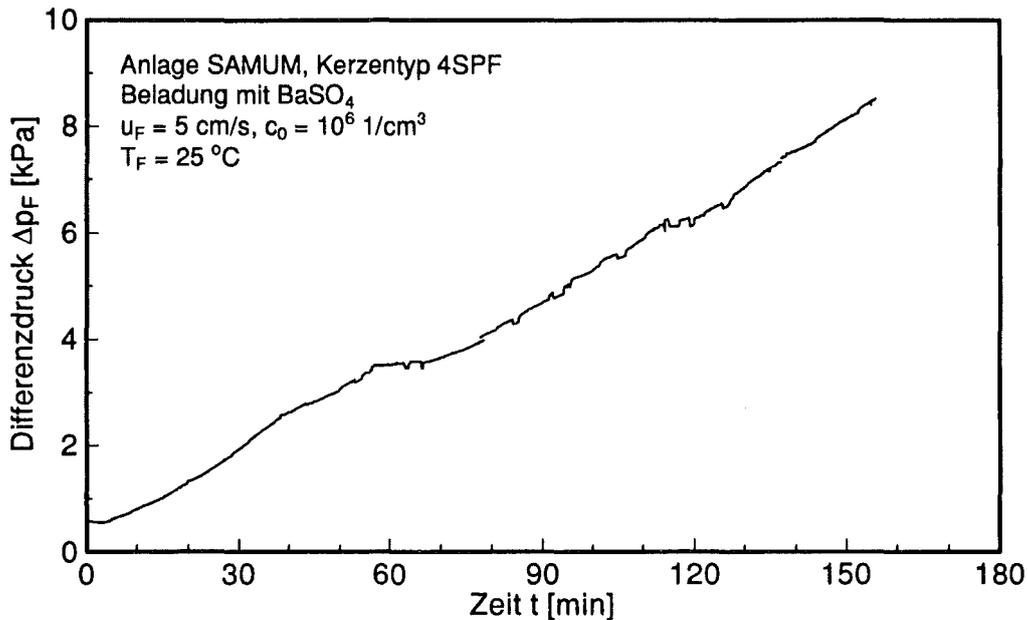


Abb. 5.4: Zeitlicher Differenzdruckverlauf bei der Beladung mit eng verteiltem Staub (Filtrations-temperatur 25 °C).

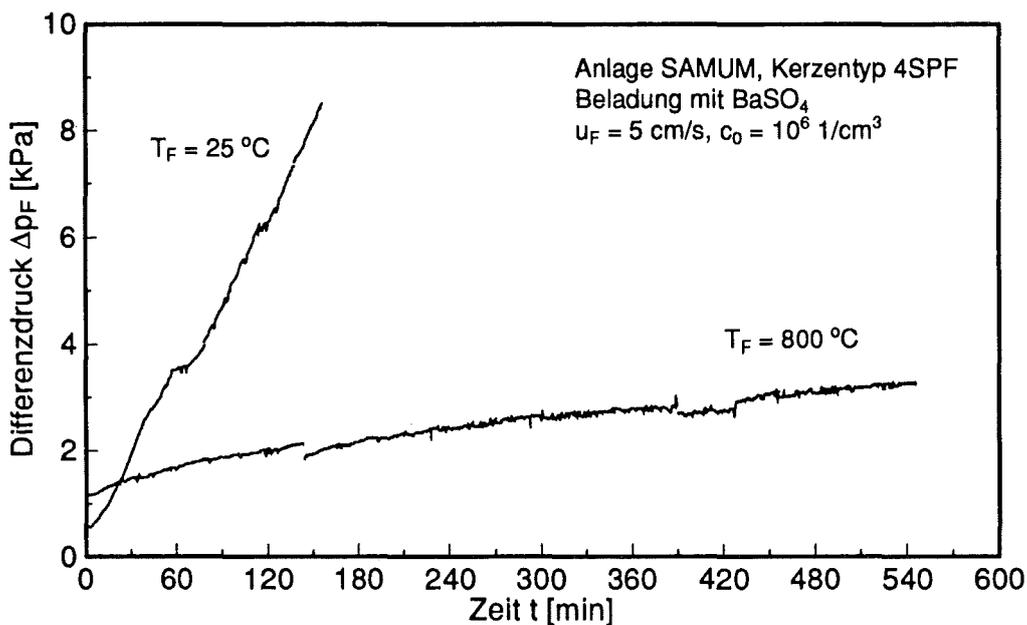


Abb. 5.5: Zeitlicher Differenzdruckverlauf bei der Beladung mit eng verteiltem Staub (Filtrations-temperatur 25 bzw. 800 °C).

Porenquerschnitte und damit eine Schichtbildung. Feinere Partikeln werden dadurch ebenfalls oberflächennah abgeschieden.

Dem Differenzdruckverlauf bei Raumtemperatur ist in **Abbildung 5.5** der Differenzdruckverlauf bei einer Temperatur von 800 °C gegenübergestellt. Die Filtrationsgeschwindigkeit und die Rohgaskonzentration wurden hierbei konstant gehalten. Im Vergleich zu 25 °C liegt der Anfangsdruckverlust für 800 °C bei 1,1 kPa. Diese relativ geringe Erhöhung ist nicht allein mit der höheren Gasviskosität entsprechend der Gleichung nach ERGUN korrelierbar, da hiernach ein wesentlich höherer Anfangsdruckverlust zu erwarten wäre. Die geringere Gasdichte scheint den Viskositätseffekt zumindest teilweise zu kompensieren.

Bei 800 °C steigt der Druckverlust zunächst bei Filtrationsbeginn mit geringerer Steigung an und flacht dann in seinem weiteren Verlauf ständig ab. Mit steigender Temperatur dominieren Diffusionskräfte die Abscheidung. Deshalb werden in den freien Porenquerschnitten Staubstrukturen mit höherer Porosität erzeugt, die einen geringeren Durchströmungswiderstand aufweisen. In diese Strukturen können nachfolgende feine Partikel über längere Zeit eindringen. Mit Einsetzen der Schichtbildung werden auch diese oberflächennah abgeschieden und die Druckverlustzunahme sinkt.

Die resultierenden Staubstrukturen auf den Filterkerzen zeigt **Abbildung 5.6** in der Draufsicht. Bei Raumtemperatur zeigt der Filterkuchen eine geschlossene, kompakte Struktur; der Filterkuchen ist sehr stabil. Bei 800 °C hingegen, treten während des Abkühlens Schrumpfrisse auf, die die gesamte Filterkerze netzartig überziehen. Durch geringste mechanische Erschütterungen fallen die einzelnen Felder vollständig bis auf die Filtermembran ab.

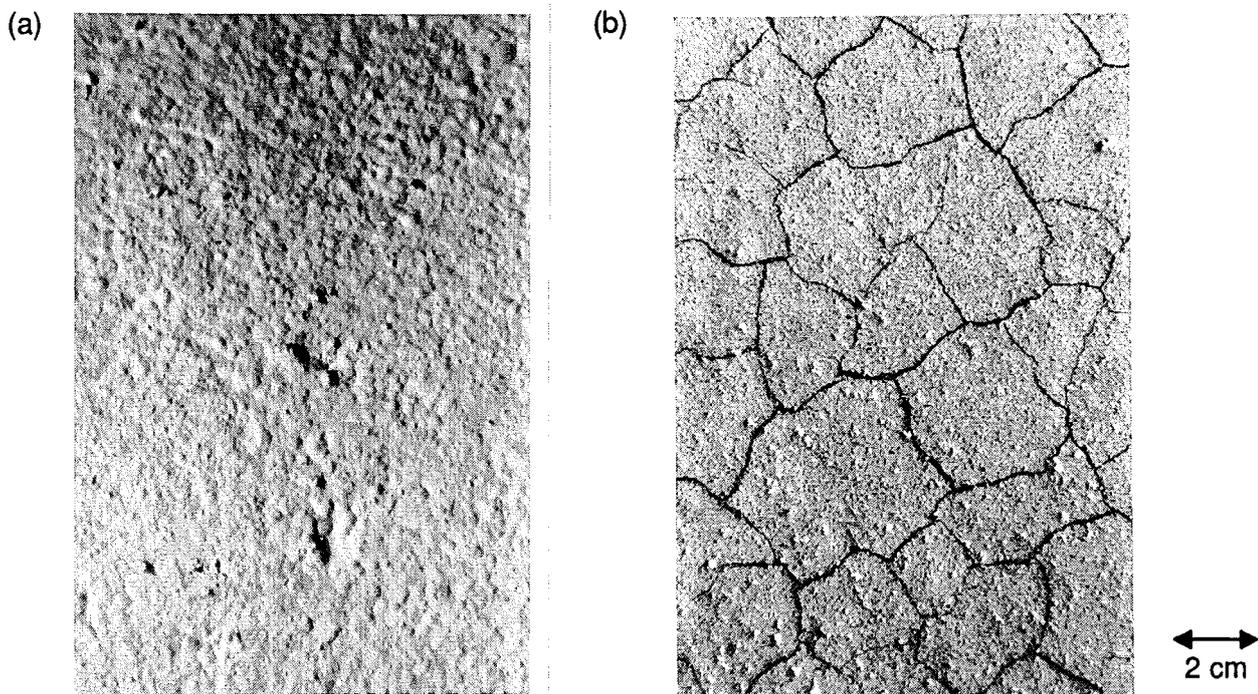


Abb. 5.6: Lichtmikroskopische Aufnahmen der Filterkuchen der Beladungsversuche bei 25 und 800 °C nach dem Ausbau.

Im Unterschied zur Beladung mit monodispersen Aerosol tritt die ausgeprägte Tiefenfilterphase bei der Beladung mit einem eng verteiltem Staub bei Raumtemperatur nicht auf. Hinsichtlich Verstopfung verhält sich die Filterkeramik deshalb wesentlich gutmütiger, da die irreversible Feinstaubeinlagerung zeitlich gestreckt wird. Die schnelle Staubschichtbildung hat ebenfalls Vorteile hinsichtlich der Abreinigung. Insbesondere bei der konventionellen Abreinigung mittels Druckimpuls erfordern geschlossene Staubschichten niedrigere Abreinigungskräfte /SEVILLE 1989/. Auch werden an die Struktur der keramischen Membran geringere Anforderungen gestellt. Das Problem verschärft sich jedoch bei hohen Temperaturen. Der hochporöse Filterkuchen mit niedrigem Durchströmungswiderstand bricht sehr leicht auf, weshalb bevorzugt lokale Staubablösung auftritt, verbunden mit einem schnelleren Zusetzen der Filterkeramik.

Bei der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung verlieren die strömungsmechanischen Eigenschaften des Staubkuchens an Bedeutung, da die Druckänderung und damit der Eintrag der Abreinigungskräfte sehr viel schneller erfolgt.

5.2 Abreinigungsverhalten

Die Abreinigung von Submikronpartikeln erweist sich generell als schwierig. Zur Ablösung von Partikeln durch strömungsdynamische Kräfte werden mit abnehmendem Partikeldurchmesser immer höhere Strömungsgeschwindigkeiten erforderlich, da die Anströmfläche quadratisch mit dem Durchmesser sinkt, während die Haftkräfte nahezu linear mit dem Durchmesser abnehmen /LEIBOLD 1993/. Einzelne Partikel und kleinere Partikelagglomerate sind deshalb praktisch nicht abreinigbar. Die Abreinigung wird wesentlich begünstigt, wenn die Submikronpartikeln als geschlossene Staubschicht an der Oberfläche des Filters vorliegen. Mit zunehmender Dicke der Staubschicht wird die Abreinigung erleichtert, da der Strömungswiderstand mit der Staubschichtdicke wächst, während die Zahl der Kontaktstellen zwischen der Staubschicht und dem Filtermedium sowie die Haftkräfte selbst konstant bleiben. Dieser Zusammenhang wurde in zahlreichen Untersuchungen immer wieder bestätigt /SIEVERT 1989, SEVILLE 1989/. Voraussetzung ist, daß Plastifizierungsvorgänge und eine Kompression der Staubschicht im Bereich des Filtermediums vernachlässigt werden können. Solange die am Einzelpartikel erzeugten Widerstandskräfte kleiner sind als die Haftkräfte, werden in der Staubschicht zwischen den Partikeln Zugkräfte übertragen. Dabei addieren sich die einzelnen Kräfte der Partikeln und die Summe aller Einzelkräfte muß am Übergang zum Filtermedium die Haftung einer vergleichsweise geringen Zahl von Kontaktstellen überwinden.

Bei der Filtration von Submikronpartikeln bilden sich geschlossene Staubschichten i.a. erst bei höherer Beladung bzw. nach mehreren Filtrations-/Abreinigungszyklen. Für eine effektive Abreinigung von Submikronstäuben ist deshalb durch gezielten Strukturaufbau des Filtermediums eine schnelle Staubschichtbildung anzustreben (vgl. Kap. 5.1), ergänzt durch ein Abreinigungsverfahren, bei dem über der gesamten Staubschicht entlang der Kerze gleichförmige Abreinigungsbedingungen anliegen.

5.2.1 Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung

Keramische Filterkerzen werden derzeit überwiegend durch Druckimpulsabreinigung oder Rückspülen regeneriert. Diese Verfahren wurden ursprünglich für die Abreinigung flexibler Filterschläuche und -taschen mit hoher Luftdurchlässigkeit entwickelt. Der Druckimpuls wird durch Druckluft erzeugt, die über schnell öffnende Ventile aus Blasrohren direkt in die Filterelemente einströmt. Je nach Anordnung der Blasrohre kann durch eine Ejektorwirkung zusätzliche Luft in das Filterelement gefördert werden. Durch die einströmende Luft wird im Filterelement ein geringer Überdruck aufgebaut und das staubbeladene flexible Filtermedium wird kurzzeitig entgegen der Filtrationsrichtung beschleunigt. Der auf der Außenseite angelegte Staubkuchen wird aufgebrochen, abgelöst und schließlich bei maximaler Dehnung des Filtermediums abgeworfen.

Starre Kornkeramiken können demgegenüber nur durch strömungsdynamische Kräfte abgereinigt werden. Außerdem weisen bereits die unbestaubten Filtermaterialien eine vergleichsweise geringe Durchlässigkeit auf. Dementsprechend sind die Abreinigungskräfte, die an der Außenseite der Filterkerzen zur Verfügung stehen, selbst bei hohem Innendruck gering und betragen nur wenige Prozent des Überdrucks in der Kerze. (vgl. Kap. 5.3.1.2, Abb. 5.28). Erschwerend kommt hinzu, daß sich der Überdruck in der Kerze bei den konventionellen Abreinigungsverfahren nicht beliebig erhöhen läßt. Begrenzungen ergeben sich daraus, daß die Abreinigungsluft höchstens mit Schallgeschwindigkeit in die Kerze einströmen kann und daß sich bei hohen Einströmgeschwindigkeiten in den standardmäßig 1000 mm langen Filterkerzen ein ausgeprägtes Druck-/Geschwindigkeitsprofil ergibt, mit niedrigen Werten am Eintritt und hohen Drücken bzw.

Durchströmungsgeschwindigkeiten am geschlossenen Ende der Kerze (vgl. Kap. 5.3.2). Feinstäube werden deshalb im Bereich des Kerzenkopfes praktisch nicht mehr abgereinigt. Die Ablösung der Staubschicht und damit die Abreinigungswirkung wird nicht nur von der Geometrie der Kerze (Länge, Innendurchmesser, Wandstärke) sondern zusätzlich von der Porenstruktur der Filtermembran bestimmt

Um unabhängig von diesen Einflußgrößen zu werden und außerdem die Abreinigungskräfte signifikant zu erhöhen, wird bei der Druckabsenkung die Abreinigungswirkung auf der Rohgasseite direkt an der Staubschicht erzeugt. Der extrem schnelle Aufbau einer Druckdifferenz über der Staubschicht durch Expansions- bzw. Verdünnungswellen führt zu einer sehr hohen Beschleunigung der Luft, die sich innerhalb der Staubschicht und im Bereich des Überganges Staubschicht/Filtermedium befindet. Ist die Beschleunigung der Luft groß genug, erfahren selbst Submikronpartikel Widerstandskräfte, deren Summe die Haftkräfte zum Filtermedium übersteigt und die gesamte Staubschicht wird großflächig vom Filtermedium gelöst, unabhängig von Kerzengeometrie und Porenstruktur.

5.2.1.1 Theoretische Grundlagen

Die theoretischen Grundlagen der Expansions- bzw. Verdünnungswellen sind im Zusammenhang mit Druckwellen in sogenannten Stoßwellenrohren untersucht worden. Diese Rohre dienen der Erzeugung starker Druckstoßwellen (S) oder Expansionswellen (R), wobei die Rohre durch eine Berstscheibe (B) in einen Bereich niedrigen System- oder Umgebungsdruckes (1) und einen Hochdruckteil (4) getrennt sind (Abb. 5.7, /OERTEL 1966/). Das Vordruckverhältnis $P_{41} = p_4/p_1$ über der Berstscheibe (B) bestimmt die Stärke $P_{21} = p_2/p_1$ des Stoßes (S). Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Druckstoßwelle (S) beeinflusst wiederum die Geschwindigkeit der Druckabsenkung über die Expansionswelle (R) von p_4 auf $p_3 = p_2$. Die Stärke der Expansionswelle ist formelmäßig nur bei Berücksichtigung des Gesamtsystems erfassbar. Ausführlich ist es nur für Stoßrohre bekannt mit der Fläche des Rohres $A = \text{konst.}$ /ZIEREP 1976, OSWATITSCH 1952, OERTEL 1966, PRANDTL 1990/.

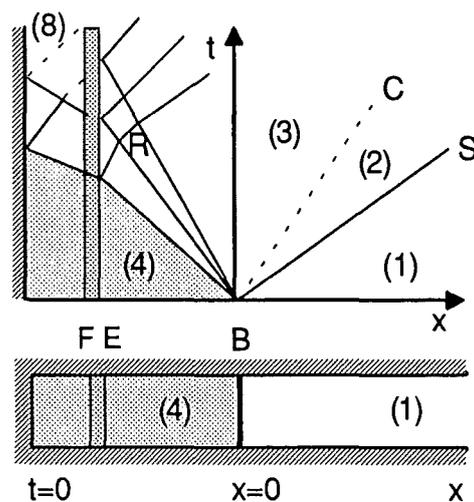


Abb. 5.7: x-t-Diagramm: Expansionswelle (R), auf ein Filter auflaufend.

Eine hohe Druckabsenkung ist erreichbar, wenn das unter erhöhtem Druck p_4 stehende Teilvolumen (4) durch Platzen der Berstscheibe (B) schlagartig zur Umgebung (1) hin freigegeben wird. Im Hochdruckteil (4) befindet sich ein staubbeladenes Filter (FE). Durch eine zentrierte Expansionswelle (R), die mit der

Das Vordruckverhältnis berechnet sich in Abhängigkeit von P_{21} zu:

$$\frac{p_1}{p_4} = \frac{p_1}{p_2} \frac{p_2}{p_4} = \frac{p_1}{p_2} \frac{p_3}{p_4} = \frac{p_1}{p_2} \left(1 - \frac{\kappa-1}{2} \frac{u_2}{c_4} \right)^{\frac{2\kappa}{\kappa-1}} \quad (5.3)$$

$$\frac{p_4}{p_1} = \frac{p_1}{p_2} \left[1 - \frac{\frac{\kappa-1}{2} (P_{21}-1) \frac{c_1}{c_4}}{\kappa \sqrt{1 + \frac{\kappa+1}{2} (P_{21}-1)}} \right]^{-\frac{2\kappa}{\kappa-1}} \quad (5.4)$$

Da $p_2 = p_3$ ist, kann mit Hilfe der Rankine-Hugoniot Beziehung das Druckverhältnis p_3/p_4 für einen Verdichtungsstoß in impliziter Form errechnet werden ($P_{31} = P_{21}$) /ZIEREP 1976/. Der Weg eines Luftteilchens durch den Expansionsfächer von einer beliebig zurückliegenden Stelle $x = -c_4 t_x$ berechnet sich aus der Integration über die Geschwindigkeit zu:

$$\frac{x}{-c_4 t_x} = \frac{\kappa+1}{\kappa-1} \left(\frac{t}{t_x} \right)^{\frac{2}{\kappa+1}} - \frac{2}{\kappa-1} \frac{t}{t_x} \quad (5.5)$$

Ist die Länge x_w des Treibrohres bekannt, kann die Zeit $t_w = -x_w / c_4$ zwischen Zerstörung der Berstscheibe und Auftreffen des Wellenkopfes am geschlossenen Rohrende bestimmt werden /PAIKERT 1990/. Der Wellenkopf wird als rechtsläufige Welle reflektiert. Im x - t -Diagramm ergibt sich der Verlauf des Wellenkopfes durch:

$$\frac{x}{x_w} = \frac{\kappa+1}{\kappa-1} \left(\frac{t}{t_w} \right)^{\frac{3-\kappa}{\kappa+1}} - \frac{2}{\kappa-1} \frac{t}{t_w} \quad (5.6)$$

Alle nachfolgenden Kurven im Reflexionsgebiet sind keine Geraden mehr. Die Zustände in diesem Gebiet sind durch die erste reflektierte Charakteristik und durch die Wandbedingung ($u = 0$) festgelegt. Die Anwendung des Charakteristikenverfahrens im Reflexionsgebiet wurde u.a. von /LANDAU 1981/ sowie /PETERS 1987/ beschrieben.

Für reale Behältergeometrien wird die Druckabsenkrate außer von Ladedruck und Volumenverhältnis des Roh- und Reingasraumes zusätzlich von den Behälterabmessungen, der Größe der Ausströmöffnung und deren Öffnungscharakteristik beeinflusst. Sie ist jedoch einer vollständigen theoretischen Beschreibung nicht mehr zugänglich.

5.2.1.2 Erzeugung steiler Druckgradienten

Anhand einer 2SPK-Ringprobe wird die Erzeugung steiler Druckgradienten an der Laboranlage LISA erläutert. Die gesamte Filtereinheit wird zunächst unter einen geringen Überdruck von 0,8 bar gesetzt. Zur Abreinigung wird das Rohgasvolumen über eine unterhalb der Ringprobe gelegene zentrische Öffnung mit schnell öffnendem Kolben entspannt und dadurch der Druck auf Umgebungsdruck abgesenkt. Die Druckabsenkung im Reingasraum erfolgt zeitverzögert um die Laufzeit der Kopfwelle im Filtermedium. Während das Gas auf der Rohgasseite abströmt, beginnt gleichzeitig das Gasvolumen von der Reingasseite über den Filter in den Rohgasraum nachzuströmen (Abb. 5.9). Die Strömung durch das Filtermedium hängt vom Widerstand im Filtermedium inklusive Reststaub nach Ablösung der Staubschicht ab. Bei kleinem Rohgasvolumen, wie in diesem Falle, findet die rohgasseitige Druckabsenkung praktisch unbeeinflusst vom Widerstand des Filtermedium und der angelagerten Staubschicht statt.

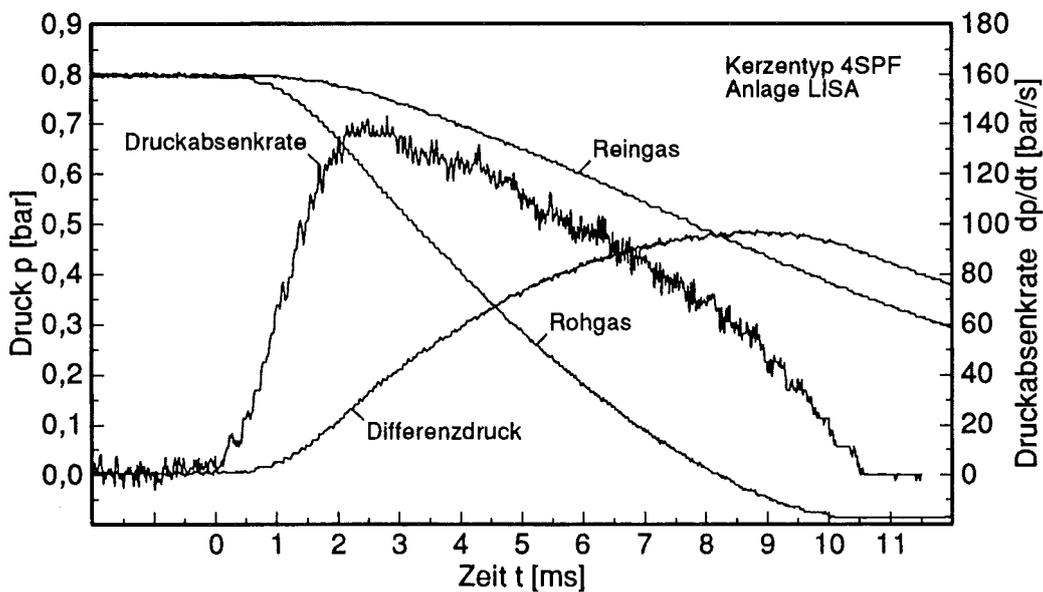


Abb. 5.9: Roh- und reingasseitiger Druckverlauf, Differenzdruckverlauf und rohgasseitige Druckabsenkrate in den ersten Millisekunden des Abreinigungsvorganges.

Der zeitliche Differenzdruckverlauf ergibt sich aus der Differenz der momentanen Druckwerte von Rein- und Rohgasseite $\Delta p_{\text{Rein}} - \Delta p_{\text{Roh}}$. Je schneller der rohgasseitige Druck abgesenkt wird - erfaßbar in der Druckabsenkrate -, desto schneller steigt der Differenzdruck über der Staubschicht und bewirkt in den ersten Millisekunden eine sehr hohe Beschleunigung der Luftteilchen an den Partikeln der Staubschicht. Die resultierende Anlaufströmung führt an jedem Partikel der Staubschicht zu geschwindigkeitsabhängigen Widerstandskräften. Deren Summe muß größer sein als die Summe der Haftkräfte zwischen Staubschicht und Filtermedium. Für eine großflächige Ablösung der Staubschicht muß diese Gesamtkraft erreicht werden, bevor es lokal zu einer Reißbildung in der Staubschicht kommt. Die Staubschicht besitzt global und lokal eine Relaxationszeit; die Zeit, die eine Masse braucht, um sich auf veränderte Kraftzustände einzustellen. Innerhalb dieser Zeit müssen überall am Filtermedium die notwendigen Abreinigungskräfte aufgebracht werden. Ansonsten kommt es zur vorzeitigen Plackenablösung des Staubes.

Im Kurvenverlauf der rohgasseitigen Druckabsenkung beobachtet man eine Anlaufphase innerhalb von 1 bis 2 Millisekunden, gefolgt von einem Bereich mit maximaler Druckabsenkrate (vgl. Abb. 5.9). Mit wachsender Schnelligkeit des Vorgangs verkürzt sich die Anlaufphase und die Druckabsenkung erfolgt

schließlich, wie beim Platzen einer Berstscheibe, von Beginn an mit maximaler Druckabsenkrate. In Abbildung 5.9 ist weiterhin der Verlauf des Differenzdruckes eingezeichnet, der in der Entstaubungstechnik vielfach als Maß für die Höhe der Abreinigungskräfte herangezogen wird. Dieser Differenzdruck läßt sich direkt aus dem Druckunterschied zwischen Roh- und Reingasseite ableiten, er kann aber auch durch Integration der Druckabsenkrate über der Zeit berechnet werden. Aus der letztgenannten Berechnungsmethode wird der Zusammenhang zwischen Druckabsenkrate und Differenzdruck deutlich. Während die maximale Druckabsenkrate bereits nach ca. 3 ms gemessen wird, tritt der maximale Differenzdruck deutlich verzögert erst nach ca. 9 ms auf. Anfangs wurde versucht, unabhängig vom Zeitpunkt, eine möglichst hohe Druckabsenkrate zu erzielen, um mit größtmöglicher Strömungsgeschwindigkeit abzureinigen. Die gemessenen Druckverlaufskurven wurden deshalb nach $(dp/dt)_{\max}$ ausgewertet. Durch hochauflösende Meßtechnik zur Erfassung der Druckverläufe, in Verbindung mit Aufnahmen einer Hochgeschwindigkeitsvideokamera (vgl. Kap. 4.2), konnte im Laufe des Vorhabens die Erkenntnis gewonnen werden, daß für die Staubablösung die ersten Millisekunden entscheidend sind. Daher ist allein die Druckabsenkrate zu Beginn der Abreinigung ausschlaggebend. Die in dieser Weise bestimmte Druckabsenkrate wurde deshalb in den weiteren Untersuchungen zur Beurteilung des Abreinigungsergebnisses verwendet.

Druckabsenkung durch Berstscheibe

Beim Platzen einer Berstscheibe wird eine Ausströmöffnung schlagartig, nahezu ohne zeitliche Verzögerung, freigegeben ($\Delta t \approx 200 \mu s$, /OERTEL 1966/). Die Berstscheibe öffnet praktisch trägheitsfrei und stellt den Idealfall für die Erzeugung von Expansionswellen dar. Mit zunehmendem Abstand von der Berstscheibe, d.h. mit zunehmender Ausbreitungszeit der Expansionswellen, nimmt die Beschleunigung der Luft und somit die Druckabsenkung pro Zeiteinheit ab. Kennzeichen der Druckabsenkung durch Berstscheibe (Abb. 5.10) ist ein spontaner Druckabfall zu Beginn, verbunden mit der größten Druckabsenkrate innerhalb der ersten Millisekunden nach Auslösen des Vorgangs. Aufgrund der Schnelligkeit der Druckabsenkung tritt auf der Rohgasseite des Filtermediums kurzzeitig Unterdruck auf.

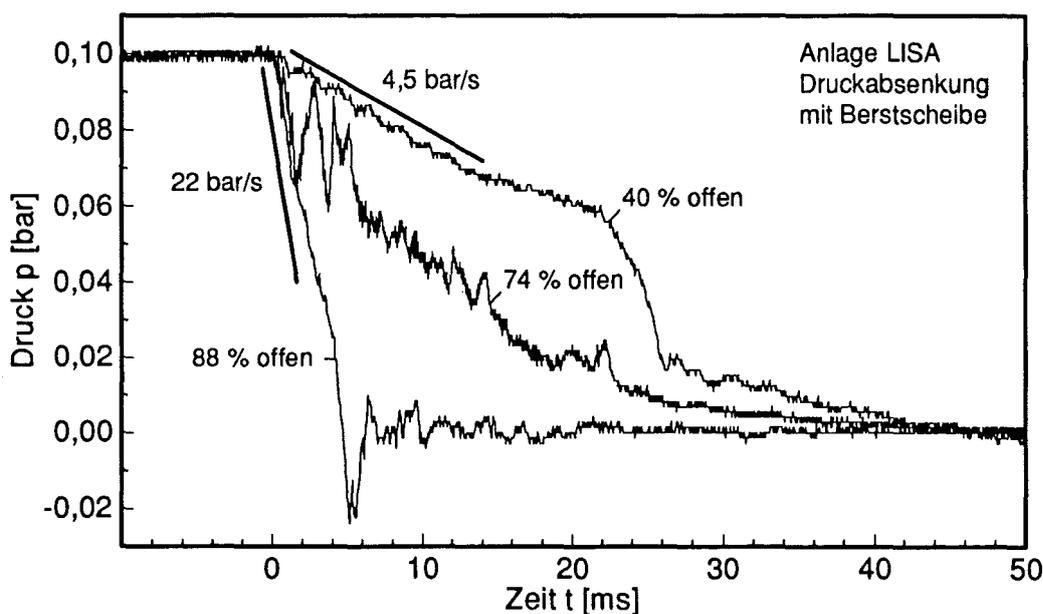


Abb. 5.10: Druckabsenkung mittels Berstscheibe (Anlage LISA).

Bei diesen Experimenten konnte auch anschaulich gezeigt werden, welche Bedeutung das Verhältnis Öffnungsquerschnitt zu Rohgasvolumen auf die rohgasseitige Druckabsenkung hat. Platzt die Berstscheibe unvollständig, bleibt die Unstetigkeitsstelle bei $t = 0$ bestehen, aber der Druckabfall wird aufgrund der Ausströmbehinderung nach kurzer Zeit stark gedämpft. Gleichzeitig kommt es zu starken Druckschwankungen an der Ausströmöffnung. Abbildung 5.10 gibt diesen Sachverhalt für eine 74 %ige Freigabe der Ausströmfläche wieder.

Berstscheiben wurden neben den Versuchen an der Anlage LISA auch an der Anlage SAMUM und dem Versuchsstand für Mehrelementanordnungen eingesetzt.

Druckabsenkung durch mechanisches Öffnungsorgan

Für einen kontinuierlichen Filtrations-/Abreinigungsbetrieb scheidet der Einsatz von Berstscheiben zur Auslösung der Druckabsenkung aus. Möglich erscheinen mechanisch wirksame Stellorgane wie Schieber, Klappen, Ventile oder Stempel. Die prinzipielle Eignung schnellöffnender Schieber und Klappen wurde zunächst an der Anlage LISA untersucht. Eine kurze Öffnungszeit bei gleichzeitig anstehendem hohen Differenzdruck erfordert allerdings sehr aufwendige Lösungen /PICHLER 1994/, die nur für geringe Leitungsquerschnitte anwendbar sind. Für größere Behälter kommen mechanische Stellorgane deshalb nicht in Frage. Wegen der Massenträgheit werden die Öffnungszeiten zu groß, darüber hinaus ist das Dichtigkeitsproblem für die geforderten hohen Einsatztemperaturen nur schwer beherrschbar. Zusätzlich wird das Ausströmen der Luft bei Stempeln und Ventilen dadurch behindert, daß die Ausströmfläche zeitlich verzögert oder nur teilweise freigegeben wird. Im Unterschied zur Berstscheibe beobachtet man daher einen stetigen Druckabfall zu Beginn. Gleichzeitig ist die maximale Druckabsenkrate geringer (Abb. 5.11). Meist erfolgt der Druckabfall so langsam, daß rohgasseitig kein Unterdruck mehr auftritt.

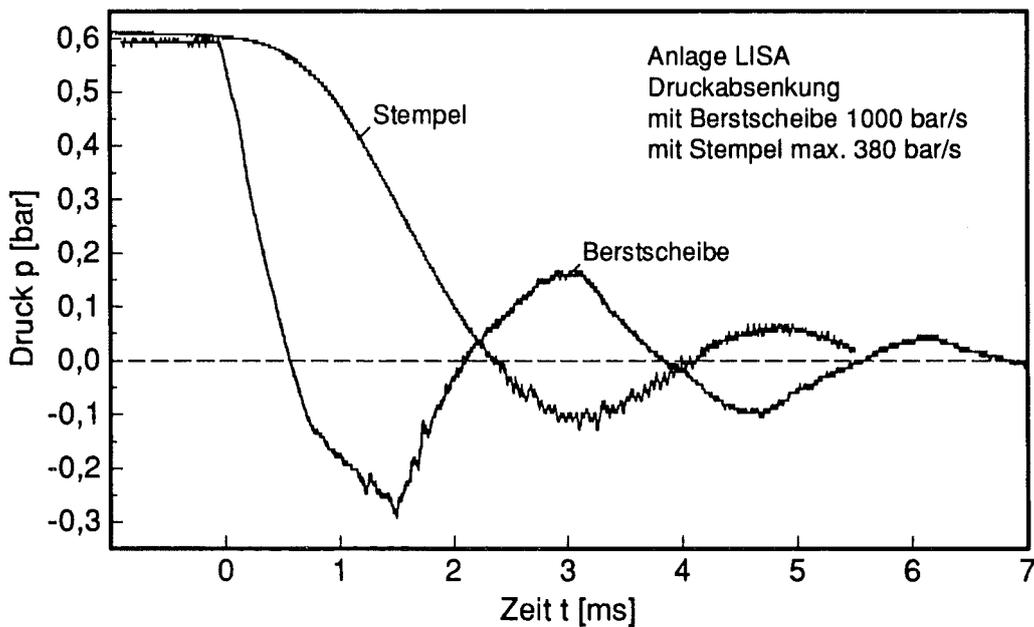


Abb. 5.11: Vergleich der Druckabsenkung bei Stempel- und Berstscheibenöffnung an der Anlage LISA.

Stempel wurden an den Anlagen LISA und SAMUM verwendet. Die freie Ausströmfläche ergibt sich als Ringspalt, der sich stetig erweitert. Konstruktionsbedingt wird die ausströmende Luft zusätzlich umgelenkt. An der Anlage LISA wurde mit Stempel an Kerzenringen nach 1 ms eine Druckabsenkrate von

127 bar/s und nach 2 ms von 250 bar/s erreicht (Abb. 5.11). Im Vergleich dazu ergibt eine vollständig öffnende Berstscheibe bei gleichem Ladedruck von 600 mbar nach 0,5 ms eine Druckabsenkrate von 1000 bar/s und nach 1 ms von 770 bar/s. Zu Beginn des Vorgangs weist die Druckverlaufskurve des Stempels eine waagerechte Tangente auf, da dieser aus der Ruhe heraus beschleunigt wird.

An der Anlage SAMUM wurden an einer instrumentierten Einzelkerze von 1000 mm Länge zwei unterschiedliche Konfigurationen untersucht. Zur Erzeugung der Druckabsenkung wurde der Filterbehälter zunächst auf einen Ladedruck von 1 bar aufgeladen. Das Rohgasvolumen wurde danach über pneumatisch betätigte Stempel (Durchmesser 300 mm bzw. 150 mm) auf Umgebungsdruck entspannt (Tab. 5.2). Die maximale Druckabsenkrate wurde direkt an der Oberfläche der Kerze gemessen. Während für den Stempel mit 300 mm Durchmesser eine maximale Druckabsenkrate zwischen 150 und 300 bar/s ermittelt wurde, ergab sich beim kleineren Stempeldurchmesser ($D = 150$ mm, Ausströmfläche = 32 % des Behälterquerschnitts) eine maximale Druckabsenkrate von 25 bar/s. Bei Expansion in einen Behälter ($V_{Ex} = 33$ l) mit Umgebungsdruck, reduzierte sich die Druckabsenkrate auf ca. 15 bar/s, da sich sofort ein Gegendruck aufbaute, der das Ausströmen behindert.

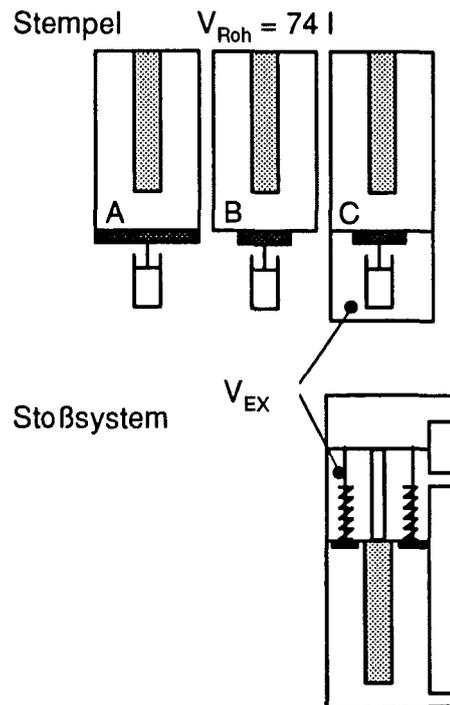
Tab. 5.2: Druckabsenkraten bei Stempel- und Stoßsystem-Öffnungsmechanismus.

Stempel

Fall	P_L bar	V_{Roh} l	\varnothing Stempel mm	V_{Ex} l	$(dp/dt)_{max}$ bar/s
A	1,00	74	300	∞	130 bis 300
B	1,00	74	150	∞	23 bis 25
C	1,00	74	150	33	14 bis 15

Stoßsystem

P_L bar	P_{Ex} bar	V_{Roh} l	Anzahl • \varnothing Stempel mm	V_{Ex} l	$(dp/dt)_{max}$ bar/s
0	- 0,75	74	1 • 60	15	6 bis 13
0	- 0,75	74	2 • 60	15	11 bis 16
0	- 0,75	74	3 • 60	15	15 bis 23



Um das trägheitsdominierte Verhalten eines großen, pneumatisch betätigten Stempels zu vermeiden, wurde für die Anlage SAMUM ein Stoßsystem entwickelt, das bei Einsatztemperaturen bis 800 °C bereits zu Beginn der Öffnungsphase eine endliche Flächenöffnungsgeschwindigkeit besitzt. Durch einen vorgespannten Federmechanismus werden so bei einer Betriebstemperatur von $T = 400$ °C Druckabsenkraten erreicht, wie sie an der Anlage SAMUM sonst nur mit Berstscheiben gemessen werden konnten (Abb. 5.12). Bei Umgebungsdruck wird aus dem Filterbehälter in ein Volumen $V_{Ex} = 15$ l entspannt, das zuvor auf einen absoluten Druck von 250 mbar evakuiert wurde. Insgesamt sind drei Stempel gleichmäßig um die Kerze verteilt, über die die Expansion erfolgen kann. Bei einem Hub von $H = 20$ mm und einem Stempeldurchmesser von $D = 60$ mm beträgt die Ausströmfläche bei drei Stempeln nur ca. 16 % des Behälterquerschnitts. Durch eine schnelle Schalttechnik wird der Ausströmvorgang auf ca. 7 ms begrenzt.

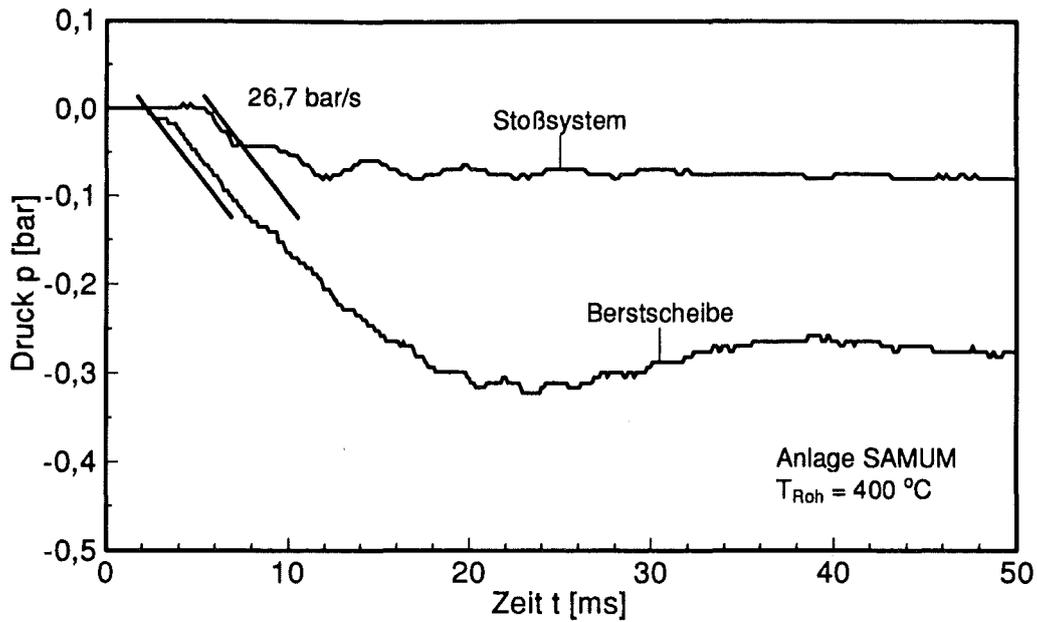


Abb. 5.12: Vergleich des Druckverlaufes von Stoßsystem und Berstscheibe an der Anlage SAMUM.

Als Alternative zum vergleichsweise komplizierten und stör anfälligen Stoßsystem wurde ein gekühltes Quetschventil entwickelt. Solche Ventile, bei denen der gesamte Rohrquerschnitt über eine Elastomermanschette verschlossen wird, werden in der Industrie zur schnellen Abschottung von Rohrleitungen z. B. bei Staubexplosionen eingesetzt (Abb. 5.13). Besonderheiten sind ein zusätzlicher, gekühlter Zentralkörper, durch den die Temperatur der Gummimanschette im verschlossenen Zustand auf kleiner 100 °C begrenzt werden kann, und ein gekühlter Flansch zur Hochtemperaturseite hin. Durch schnelles Absenken des Druckes im Außenraum des Ventils legt sich die Manschette an die Außenkontur des Ventils an und gibt zwischen Zentralkörper und Manschette die Ausströmfläche frei. Bei einem Ladedruck von 2 bar im Rohgasraum ist die Druckabsenkung ohne und mit Zentralkörper in Abbildung 5.14 dargestellt.

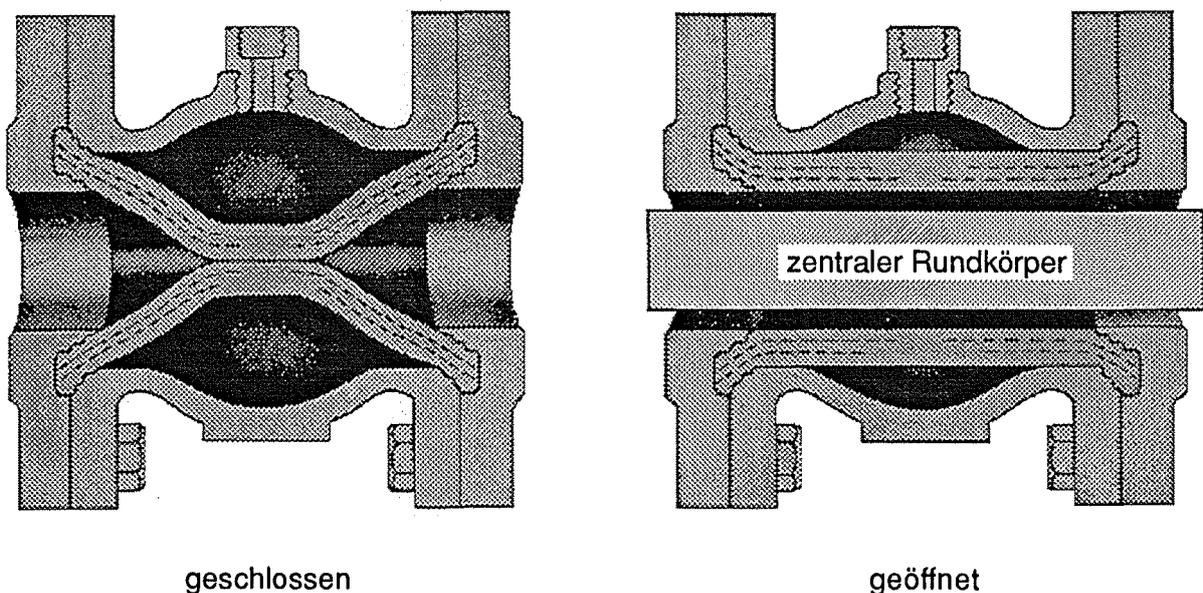


Abb. 5.13: Quetschventil.

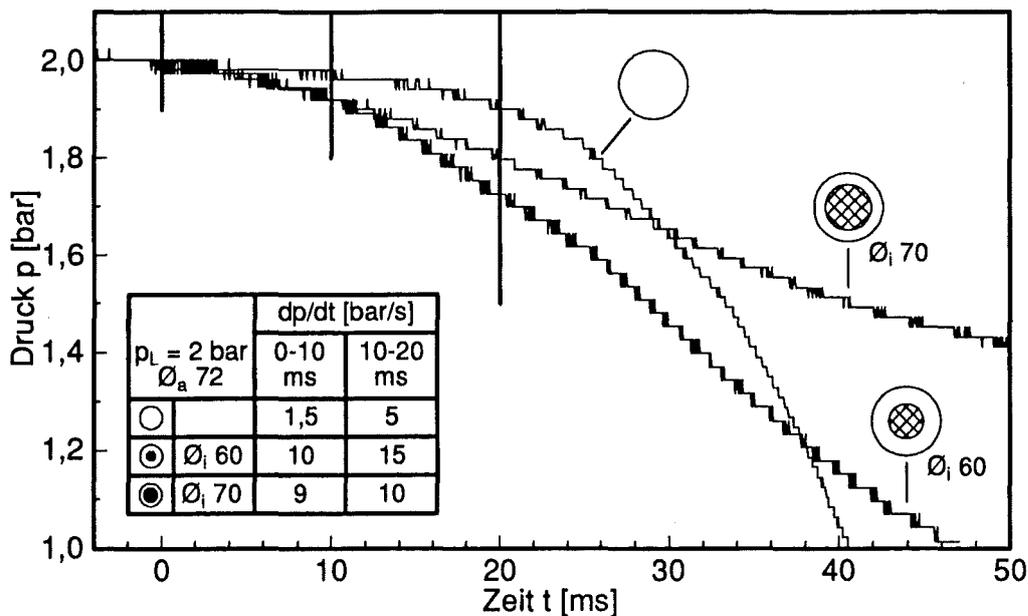


Abb. 5.14: Druckverlauf bei Quetschventil ohne und mit verschiedenen Zentralkörper.

Ohne Zentralkörper öffnet das Ventil in den ersten 10 ms mit lediglich 1,5 bar/s. Danach fällt der Druck beschleunigt ab. Mit Zentralkörper liegt der Druckabfall in den ersten 10 ms bei etwa 10 bar/s, da die Flächenöffnung bereits zu Anfang durch den Außenradius des Zentralkörpers bestimmt wird. Die größtmögliche anfängliche Druckabsenkrate wird bei der beschriebenen Anordnung mit einem Zentralkörper von $D = 60 \text{ mm}$ erzielt. Bei größerem Zentralkörper von $D = 70 \text{ mm}$ wird die Ausströmung behindert, so daß nach 4 bis 5 ms kein weiterer Zuwachs des Druckabfalls möglich ist. Bei höheren Ladedrücken (1 bis 2 bar) erhöht ein Zentralkörper in den ersten Millisekunden generell die Druckabsenkraten gegenüber einem Quetschventil ohne Zentralkörper (Abb. 5.15).

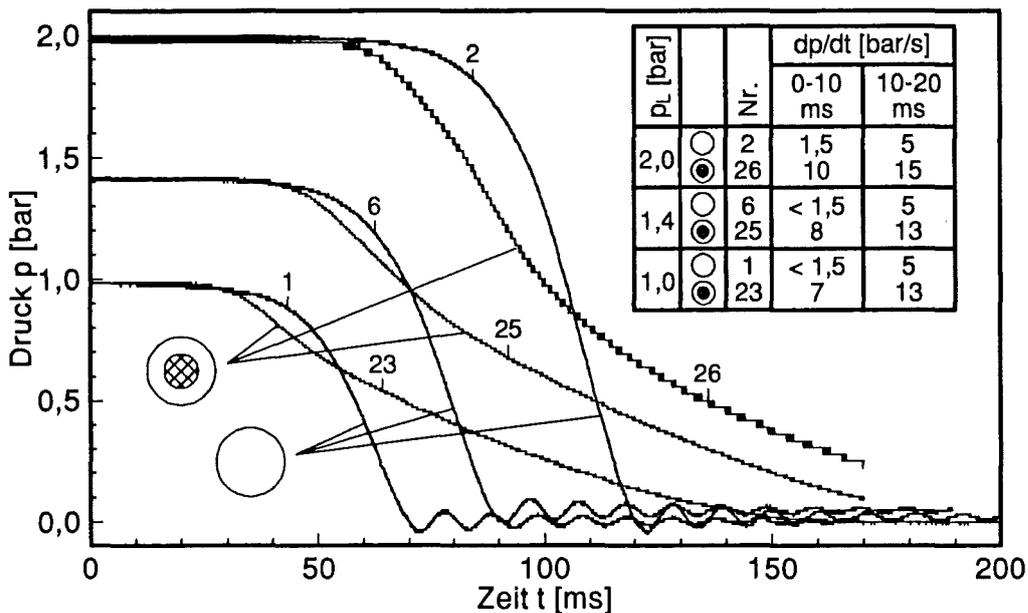


Abb. 5.15: Druckabsenkraten Quetschventil ($T = 25 \text{ }^\circ\text{C}$) ohne und mit Zentralkörper bei verschiedenen Ladedrücken.

Druckabsenkung direkt im Rohgas

Für den späteren großtechnischen Einsatz der rohgasseitigen Druckabsenkung sind die im Labor- bzw. Technikumsmaßstab verwendeten Techniken nicht geeignet. So weist bereits das Hochtemperaturfilter des Demonstrationskraftwerkes in Buggenum 864 Filterkerzen auf, die in Clustern von jeweils 48 Elementen abgereinigt werden /DURST 1996/. Schnelle, wiederverschließbare Öffnungssysteme für große Druckbehälter oder einzelne Sektionen davon, die in staubhaltiger Atmosphäre und bei Temperaturen bis 850 °C störungsfrei betrieben werden können, sind praktisch nicht möglich. Berücksichtigt man weiter, daß die schnelle rohgasseitige Druckabsenkung um so wirksamer wird, je geringer der Abstand zum staubbeladenen Filtermedium ist (vgl. Kap. 5.2.1.1), so scheiden schnelle, mechanische Öffnungssysteme aus.

Ein neuartiges, technisch realisierbares Verfahren zur Erzeugung steiler Druckgradienten auch in großen Druckbehältern stellt die spontane Verdampfung feinverteilter Wassertröpfchen dar. Das Prinzipschaubild (Abb. 5.16) zeigt die Funktionsweise.

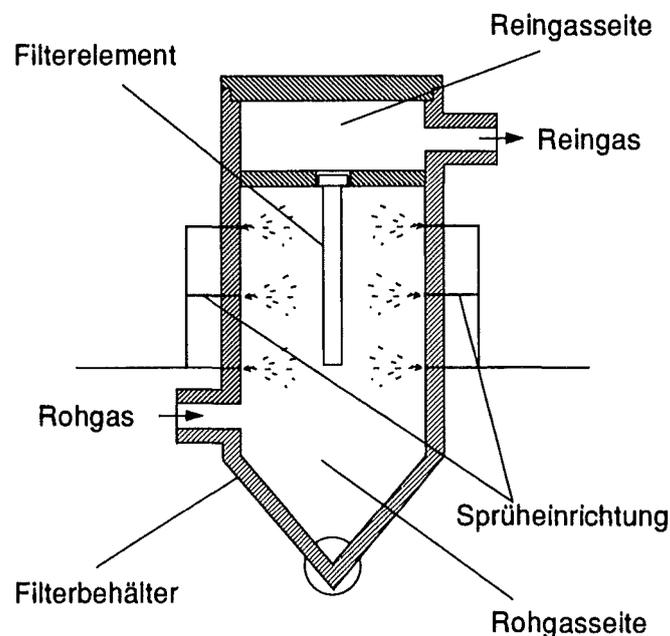


Abb. 5.16: Schnelle Druckabsenkung in einem Hochtemperaturbehälter durch adiabatische Verdampfung feinster Wassertröpfchen.

Durch Hochdruck-Einstoffdüsen wird auf der Rohgasseite eines Filterbehälters kurzzeitig Wasser sehr fein zerstäubt. Bei Prozeßtemperaturen bis 850 °C verdampft das eingesprühete Wasser innerhalb weniger Millisekunden. Die zur Verdampfung notwendige Energie wird dem heißen Prozeßgas entzogen, das sich dadurch abkühlt. Die überlagerte Verringerung der Gasdichte durch den zusätzlichen Wasserdampfanteil wird durch den Abkühlvorgang überkompensiert, so daß der Gesamtdruck sinkt. In den bisher, am Ende des Vorhabens, durchgeführten Versuchen bei Prozeßtemperaturen bis 450 °C konnten für eine offene Einkerzenanordnung bereits Druckabsenkkraten von 25 bar/s erreicht werden. Dieser Wert wurde für die ersten Millisekunden gemessen, in dem Zeitbereich der für den Abreinigungsvorgang von ausschlaggebender Bedeutung ist. In **Abbildung 5.17** ist der Druckverlauf im Filterbehälter für verschiedene Einsprühbedingungen wiedergegeben. Wie zu erwarten, hat der Wasservordruck den größten Einfluß auf die Zerstäubung und damit den Verdampfungsprozeß. Das Diagramm zeigt, daß eine Druckabsenkung von

100 mbar problemlos zu erreichen ist. Zum genaueren Verständnis des Vorgangs sowie zur Entwicklung eines entsprechenden Verfahrens für den Kraftwerksbereich sind in jedem Falle noch umfangreiche Untersuchungen notwendig. An dieser Stelle soll nur verdeutlicht werden, in welcher Weise die Abreinigung von keramischen Filterkerzen durch schnelle Druckabsenkung technisch umgesetzt werden kann.

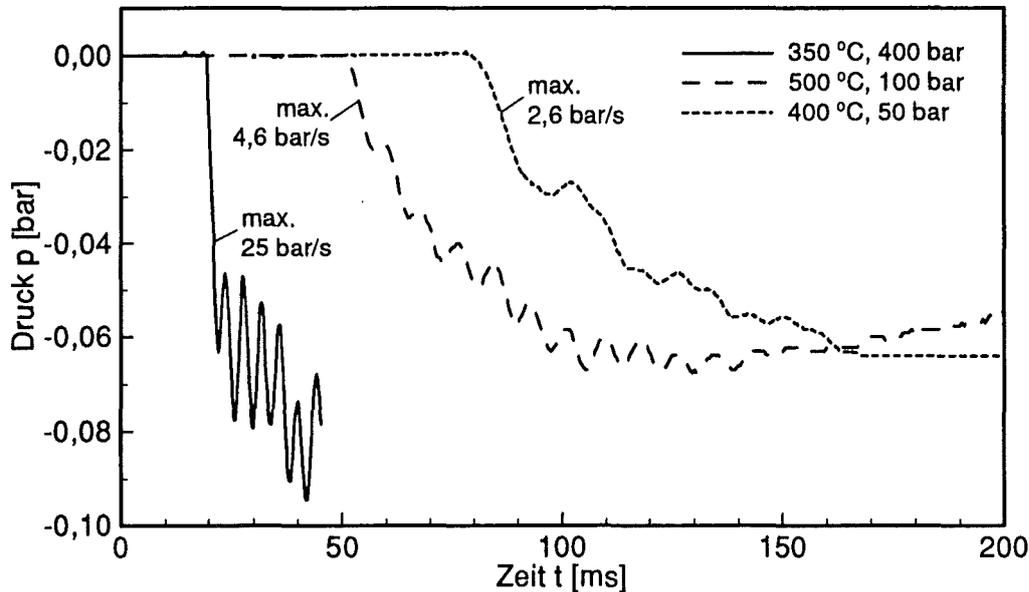


Abb. 5.17: Durch Hochdruck-Zerstäubung von Wasser erzielbare Druckabsenkraten in einem offenen Filterbehälter.

5.2.1.3 Einfluß des Ladedruckes

Durch Erhöhen des Ladedruckes läßt sich der Druckabfall in den ersten Millisekunden, bei sonst unveränderten Bedingungen, beschleunigen. Die Abreinigungsintensität kann somit auf einfache Weise beeinflusst werden. Dazu wurden an einem Behälter $\varnothing 80 \times 1000$ mm Druckabsenkraten gemessen (Abb. 5.18). Es sind zwei Fälle zu unterscheiden, die hier als Zunahme des relativen bzw. absoluten Ladedruckes bezeichnet werden. Als Öffnungsorgan wurde ein Quetschventil DN80 mit Zentralkörper $\varnothing 60$ mm verwendet. An das Quetschventil schloß sich ein weiteres Rohrstück von 500 mm Länge an.

Relativer Ladedruck: Der rechte Behälerteil ist auf einen Ladedruck von 1 bar gegenüber Umgebung aufgeladen. Die linke Seite ist offen und der Druck entspricht Umgebungsdruck. Die Druckabsenkrate beträgt in den ersten Millisekunden 8 bis 10 bar/s (Abb. 5.18(A)). Der Druck läuft mit zunehmender Zeit gegen Umgebungsdruck, wobei eine periodische Druckschwankung überlagert ist. Wird das Rohrstück verschlossen und auf einen Absolutdruck von $p_{\text{abs}} = 0,1$ bar evakuiert, so erhöht sich der Ladedruck im rechten Rohrabschnitt bei gleichbleibendem Überdruck von 1 bar relativ. Dies führt zu einer Steigerung der Druckabsenkrate in den ersten Millisekunden um einen Faktor 2 auf 18 bis 20 bar/s (Abb. 5.18(B)). Der Systemdruck liegt nach der Entspannung um 200 mbar unter dem Umgebungsdruck.

Absoluter Ladedruck: Ein höherer Absolutdruck ist gleichbedeutend mit einer größeren Anzahl von Luftmolekülen im Behältervolumen, was zu einem höheren Impuls auf eine begrenzende Wandung führt. Außerdem nimmt die potentielle Energie in diesem Volumen zu. Bei höherem Ladedruck treten pro

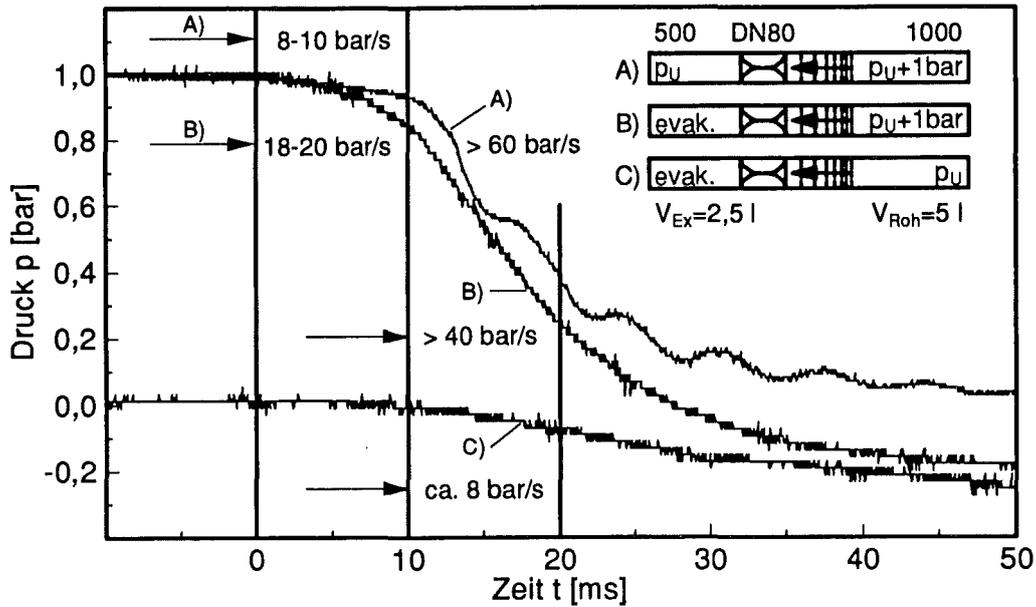


Abb. 5.18: Einfluß des Ladedruckes auf die Druckabsenkung mittels Quetschventil DN80 ($V_{Roh} = 5 \text{ l}$, $V_{Ex} = 2,5 \text{ l}$).

Zeiteinheit mehr Luftmoleküle durch einen Öffnungsquerschnitt und führen anfangs zu einer höheren Druckabsenkrate. Bei Umgebungsdruck im rechten Behälterteil und Evakuierung des linken Rohrstückes um 0,9 bar, ergibt sich mit dem Quetschventil DN80 im rechten Teil eine Druckabsenkrate von 8 bar/s (Abb. 5.18(C)). Wird der Ladedruck auf 0,75 bzw. 1 bar gesteigert, nimmt die Druckabsenkrate auf 18 bis 20 bar/s in den ersten Millisekunden zu (Abb. 5.18(B)). Im Rahmen der Meßgenauigkeit ist die für die Abreinigung entscheidende Druckabsenkrate gleich. Die im weiteren Druckverlauf auftretenden maximalen Druckabsenkrate unterscheiden sich jedoch bei unterschiedlichem Ladedruck.

An der Anlage LISA wurden 2SPK Ringproben bei jedem Filtrationszyklus bis zu einem Druckverlust von 5000 Pa beladen. Zur Abreinigung wurde bei diesem Druckverlust eine Berstscheibe zum Platzen gebracht. Unter diesen Bedingungen wird bei 0,5 bar Ladedruck ein stabiler Restdifferenzdruck von 4200 Pa erzielt. Die Steigerung des Ladedruckes auf 0,8 bar, verbessert die Abreinigung und der Restdifferenzdruck stabilisiert sich bei 2500 Pa (Tab. 5.3).

Tab. 5.3: Auswirkung des absoluten Ladedruckes auf den stabilen Restdifferenzdruck für eine Filterkeramik 2SPK (Porosität $\epsilon = 0,37$, $\Delta p_0 = 650 \text{ Pa}$).

Abreinigungsparameter:	
p_L bar	$(dp/dt)_{max}$ bar/s
0,5	185
0,8	245

Filtrationsparameter:		
$\Delta p_{F, max}$ Pa	$\Delta p_{R, stabil}$ Pa	u_F cm/s
5000	4200	5
5000	2500	5

5.2.1.4 Einfluß der Druckabsenkrate

Zur Untersuchung dieses Parameters wurden Proben bis zu einem Druckverlust von 5000 bzw. 10000 Pa beladen und die Druckabsenkung durch Berstscheiben ausgelöst (Tab. 5.4). Der erste Druckabfall an der Staubschicht hat danach den größten Einfluß auf das Abreinigungsergebnis. Ist die Druckabsenkrate und damit der Druckabfall groß genug, hat der absolute Ladedruck untergeordnete Bedeutung, solange er nur einen Mindestdruck übersteigt. Eine Druckabsenkung von 185 bar/s ausgelöst bei einem Ladedruck von 0,5 bar führte zu einem stabilen Restdifferenzdruck von 4000 bis 4200 Pa, nahezu unabhängig vom maximalen Druckverlust von 5000 bzw. 10000 Pa am Ende der Filtrationsphase. Die etwas geringere Druckabsenkrate von 150 bar/s, trotz erhöhten Ladedruckes von 0,8 bar, ergab eine schlechtere Abreinigung. Ein stabiler Restdifferenzdruck wurde bei einem Wert von 6500 Pa erreicht, wobei zuvor bis zu einem Druckverlust von 10000 Pa anfiltriert wurde. Wird bei gleichen Abreinigungsbedingungen die Keramikprobe bereits bei einem Druckverlust von 5000 Pa abgereinigt, liegt dieser Wert unterhalb des stabilen Restdifferenzdruckes. Der Filtrations-/Abreinigungsprozeß bleibt deshalb bei diesen Bedingungen instabil. Hier zeigt sich, daß bei niedrigen Druckabsenkkraten auch der Beladungszustand, d.h. die Dicke der geschlossenen Staubschicht, an Einfluß gewinnt. Dies ist vor allem dann der Fall, wenn die Druckabsenkrate kleiner als die oben genannten 150 bar/s ist.

Tab. 5.4: Einfluß des ersten Druckabfalls und Auswirkung auf den stabilen Restdifferenzdruck für eine Filterkeramik 2SPK (Porosität $\epsilon = 0,37$, $\Delta p_0 = 650$ Pa).

Abreinigungsparameter:		Filtrationsparameter:		
p_L bar	$(dp/dt)_{max}$ bar/s	$\Delta p_{F, max}$ Pa	$\Delta p_{R, stabil}$ Pa	u_F cm/s
0,5	120	5000	-	5
0,8	150		-	
0,5	185		4200	
0,8	245		2500	
0,8	150	10 000	6500	5
0,5	185		4500	

5.2.1.5 Einfluß des Volumenverhältnisses

Ein dominierender Einfluß auf die erreichbare Druckabsenkrate an der Filteroberfläche ergibt sich aus geometrischen Randbedingungen, in erster Linie dem Verhältnis von Ausströmfläche zu Rohgasvolumen und der Anordnung des Ausströmquerschnittes zum Rohgasvolumen.

Verhältnis von Ausströmfläche zum Rohgasvolumen

Bei gleichbleibendem Rohgasvolumen gibt Abbildung 5.10 (vgl. Kap. 5.2.1.2) den Einfluß verschiedener Öffnungsflächen auf die anfängliche Druckabsenkrate am Filter wieder. Bei einem Überdruck von 100 mbar wurden unterschiedliche Öffnungsflächen bei sonst unveränderten geometrischen Verhältnissen durch unvollständig öffnende Berstscheiben realisiert. Werden 88 % der Fläche freigegeben, ergibt sich

eine Druckabsenkrate von 22 bar/s. Beträgt die durchströmbare Fläche lediglich 40 % der Gesamtfläche, verringert sich die Druckabsenkrate auf 4,5 bar/s. In der Abbildung ist auch zu erkennen, daß eine vergleichsweise geringe Verkleinerung auf 74 % der Ursprungsfläche, zwar die anfängliche Druckabsenkrate nicht wesentlich reduziert, den weiteren Ausströmvorgang jedoch deutlich behindert. Für die vorliegenden Abmessungen verringert sich der Einfluß allerdings mit steigendem Ladedruck, da bei gleichbleibender Öffnungszeit der Berstscheibe das treibende Druckgefälle größer wird. Daraus resultiert eine höhere Druckabsenkrate.

Im speziellen Fall eines langsam öffnenden Ventils mit großem Querschnitt (z.B. Quetschventil) führt eine Verlegung der freien Ausströmfläche mittels eines auf der Achse zentrierten Zentralkörpers zur Verbesserung der anfänglichen Druckabsenkung (vgl. Abb. 5.14). Statt einer linienförmigen Abdichtung auf der Rohrmitte bei verschlossener Gummimanschette entspricht die Abdichtfläche der Oberfläche des Zentralkörpers. In der Öffnungsphase des Ventils ist deshalb der Flächenzuwachs pro Zeiteinheit und somit die absolute Ausströmfläche größer, was sich in einer schnelleren Druckabsenkung innerhalb der ersten 10 bis 20 ms äußert (vgl. Abb. 5.15). Die Verkleinerung der Gesamtausströmfläche wird zeitlich erst nach der abreinigungsrelevanten Druckabsenkung wirksam. Ähnliches gilt für Stempel und Stoßsystem an der Anlage SAMUM. Die Verkleinerung des Ausströmquerschnittes eines Stempels von $\varnothing 300$ mm auf $\varnothing 150$ mm führt zu einem starken Rückgang der Druckabsenkrate um einen Faktor von 6 bis 12 (vgl. Tab. 5.2). Wird die gleiche Ausströmfläche dagegen auf drei synchron auslösende kleine, vorgespannte Stößel ($\varnothing 60$ mm) wie beim Stoßsystem verteilt, ist der Zuwachs der Ausströmfläche in den ersten Millisekunden höher und die Druckabsenkrate steigt, obwohl die Gesamtausströmfläche kleiner ist.

Abbildung 5.19 zeigt die Öffnungscharakteristik verschiedener Stempel, wie sie aus Teilbildern der Hochgeschwindigkeitskamera über den Hubweg der Stempel ermittelt wurden. Deutlich sichtbar ist die konstante Geschwindigkeit der Stößel des Stoßsystemes von der Zeit $t = 0$ an. Dies ist über ein System

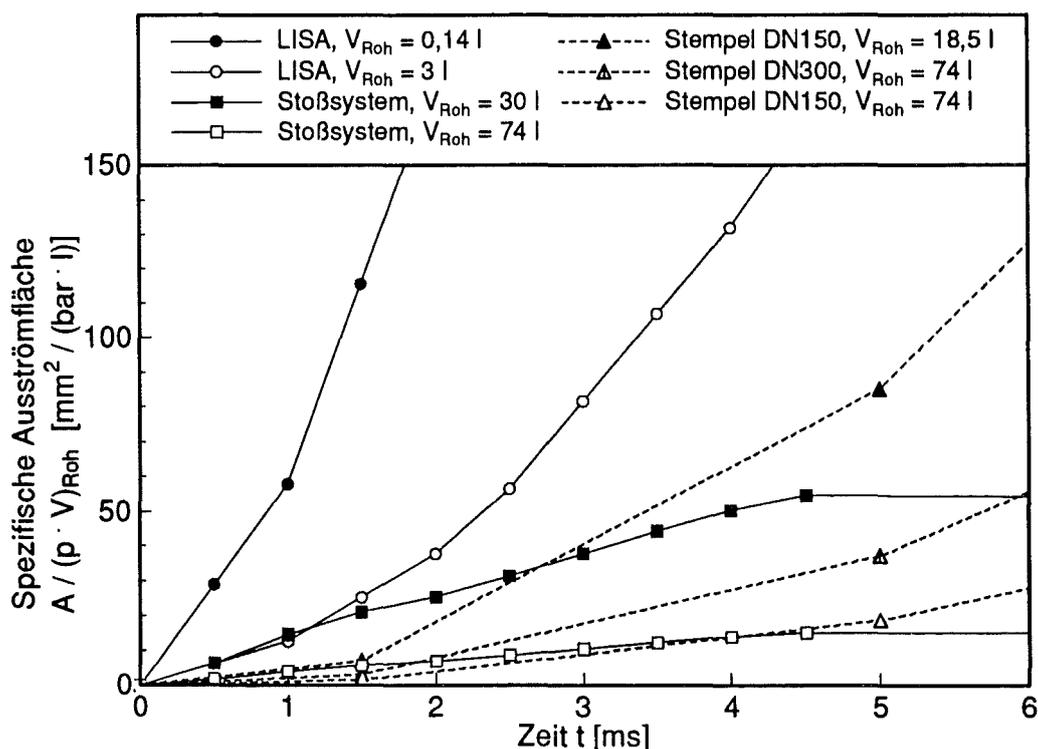


Abb. 5.19: Zeitlicher Verlauf der bezogenen Ausströmfläche für verschiedene Stempel.

mehrerer vorgespannter Federn erreichbar, so daß der Stempel zu Beginn der Flächenöffnung eine endliche Geschwindigkeit besitzt. Im selben Größenbereich bzw. höher liegt der gewichtsoptimierte kleine Stempel der Versuchsanlage LISA. Dieser besitzt eine sichtbare Beschleunigung aus der Ruhe heraus. Langsamer, entsprechend ihrer Masse, öffnen die großen Stempel ($\varnothing 150$ mm, $\varnothing 300$ mm).

Anordnung des Ausströmquerschnittes zum Rohgasvolumen

Das Verhältnis des Rohgasvolumens (HD) zur Ausströmöffnung durch die Berstscheibe (B) ist entscheidend für die Schnelligkeit der Druckabsenkung. Das Volumen (HD) sollte möglichst klein gehalten werden. Die Druckabsenkung ändert sich dagegen nur geringfügig, wenn die Berstscheibe (B) bei unverändertem Volumen (HD) vom Inneren des Rohres ans Ende (Abb. 5.20(A und B)) verlagert wird. Die Expansionswellen (2) laufen als ebene Wellen durch das Rohr und senken den Druck ab. Entlang des Weges schwächen sie sich nur geringfügig ab. Wird dasselbe Volumen (HD) über eine gleich große Öffnungsfläche (B) an der Seite (Abb. 5.20(C)) entspannt, so schwächen sich die Expansionswellen (2) mit zunehmendem Weg stärker ab, da sich Kugelwellen dreidimensional im Raum ausbreiten. Nach einer kurzen Anfangsbeschleunigung der Luft bestimmt die Einschnürung der Strömung an der Öffnung (B) den Druckabfall. In noch stärkerem Maße beobachtet man dies an größeren Behältern. Bei seitlicher Anordnung des Quetschventils (DN 80) an verschiedenen Filterbehältern $V_{\text{Roh}} = 5 / 20 / 88$ l fällt die Druckabsenkrate mit wachsendem Behältervolumen von 60 bar/s auf 0,4 bar/s.

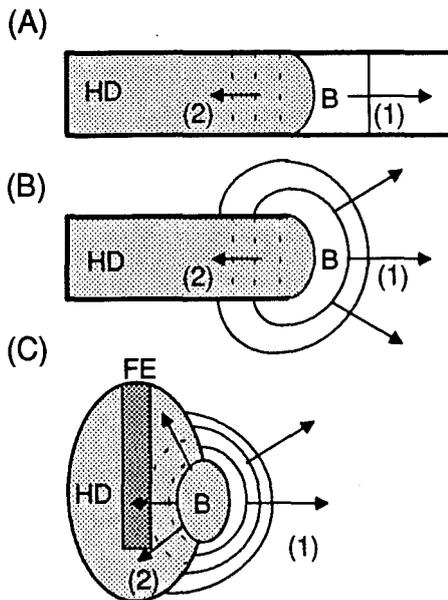


Abb. 5.20:
Mögliche Anordnung des Ausströmquerschnittes zum Hochdruckvolumen (HD).

5.2.1.6 Einfluß der Beladung

Eine höhere Druckabsenkrate führt bei gleichem Beladungszustand zu einem niedrigeren Restdifferenzdruck (vgl. Kap. 5.2.1.3). Die Beladung selbst, d.h. die Dicke der Staubschicht, hat keinen unmittelbaren Einfluß auf den erzielbaren Restdifferenzdruck (Abb. 5.21), sofern die Druckabsenkrate groß genug ist. Um einen stabilen Filtrationsverlauf zu erreichen, muß der maximale Druckverlust am Filtermedium, bei dem die Abreinigung ausgelöst wird, über dem erreichbaren Restdifferenzdruck liegen. Für diesen Restdruckverlust dürften in erster Linie Struktur des Filtermedium, Partikeldurchmesser und die Filtrationsgeschwindigkeit bestimmend sein. Über die genauen Zusammenhänge ist derzeit jedoch noch nichts bekannt.

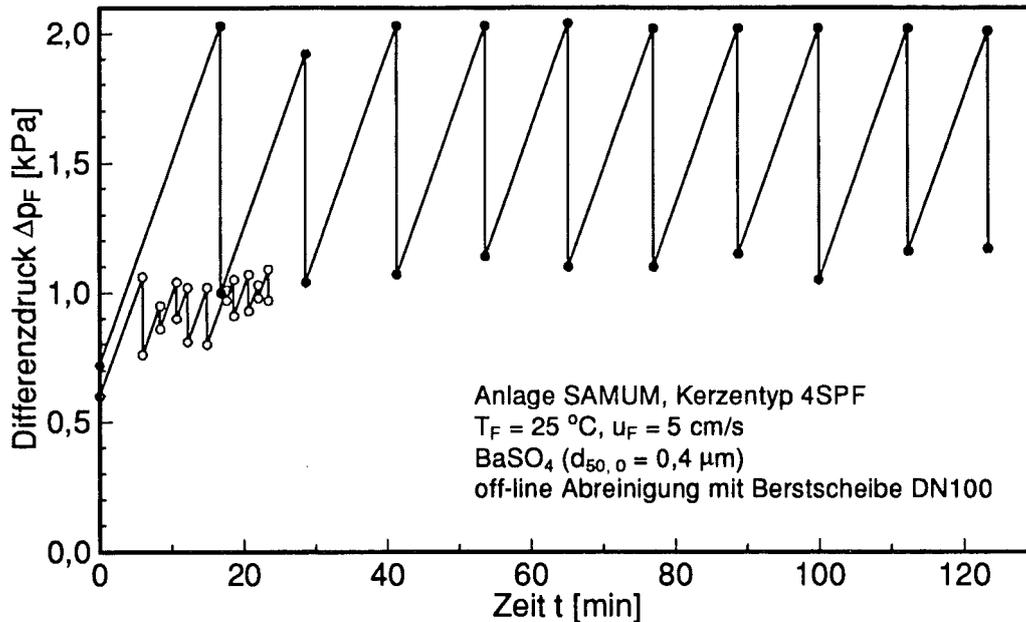


Abb. 5.21: Druckverlauf bei unterschiedlicher Beladung und off-line Abreinigung mittels Berstscheibe (Anlage SAMUM).

5.2.1.7 Einfluß der Temperatur

Der Einfluß der Temperatur auf die Druckabsenkrate wurde an unbeladenen 4SPF-Kerzen ($L = 1000 \text{ mm}$) untersucht. Bei Steigerung der Temperatur von $25 \text{ }^\circ\text{C}$ bis auf $800 \text{ }^\circ\text{C}$ nahm die Druckabsenkrate leicht zu (Abb. 5.22). Die Druckabsenkung im Filterbehälter ($V_{\text{Roh}} = 88 \text{ l}$) der SAMUM erfolgte durch Berstscheibe von Umgebungsdruck in einen evakuierten Behälter gleichen Volumens ($p_{\text{abs}} = 0,2 \text{ bar}$, $V_{\text{Ex}} = 88 \text{ l}$). Im Mittel nahm die Druckabsenkrate von 15 bis 20 bar/s bei $25 \text{ }^\circ\text{C}$ auf 20 bis 25 bar/s bei $400 \text{ }^\circ\text{C}$ zu. Aus Sicherheitsgründen wurden die Berstscheibenversuche nur bis zu Temperaturen von $400 \text{ }^\circ\text{C}$ durchgeführt. Für höhere Temperaturen wurden die Untersuchungen mit dem Stoßsystem weitergeführt. Die leichte Zunahme der Druckabsenkrate setzte sich auch in diesem Temperaturbereich fort, wobei die ermittelten Werte stark variierten. Die komplizierte Anordnung des Stoßsystems mit vorgespannten Federn führte mit zunehmender Temperatur zu einer immer stärkeren Streuung der Werte, die entsprechend zu berücksichtigen sind.

Im Unterschied zu den Berstscheibenversuchen ist das Expansionsvolumen ($V_{\text{Ex}} = 14 \text{ l}$) beim Stoßsystem erheblich kleiner und hat dieselbe hohe Temperatur wie der Filterbehälter ($V_{\text{Roh}} = 88 \text{ l}$). Die höhere kinetische Energie des Heißgases, in dem die Luftteilchen eine höhere Molekülgeschwindigkeit besitzen, führt zu keiner zusätzlichen Unterstützung des Ausströmvorganges. Dies dürfte die Ursache dafür sein, daß die Temperaturabhängigkeit beim Stoßsystem weniger ausgeprägt ist als bei der Druckabsenkung mit Berstscheibe.

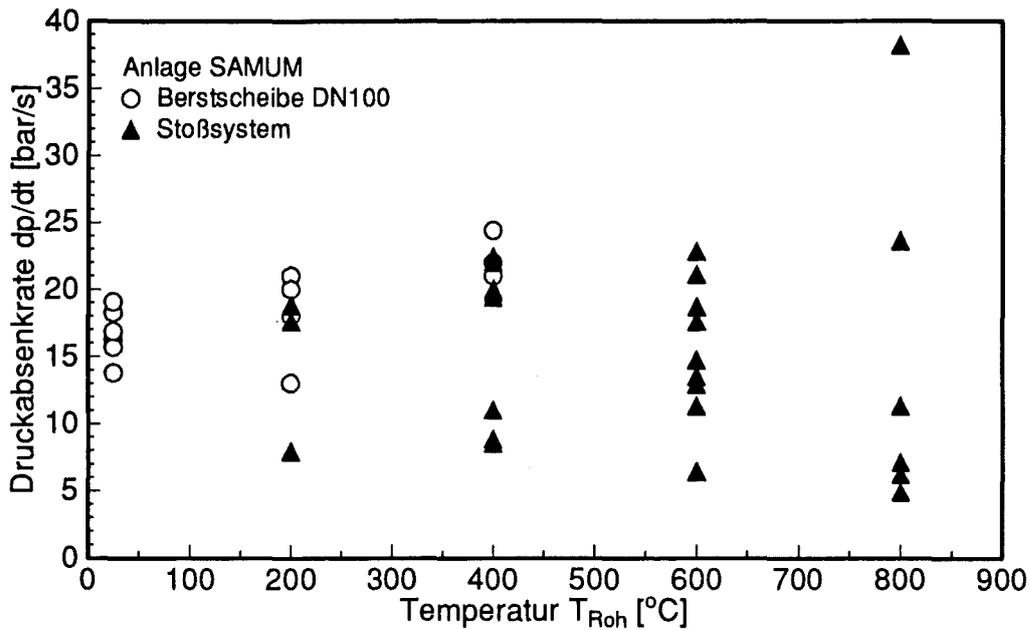


Abb. 5.22: Einfluß der Temperatur auf die Druckabsenkrate einer unbeladenen Filterkerze 4SPF zu Beginn der Druckabsenkung. Abreinigung mit Berstscheibe bzw. Stoßsystem.

5.2.2 Vergleich mit Druckimpulsabreinigung

Während die Abreinigung durch Druckimpuls - selbst bei hohem Vordruck - nur zu einem geringen Druckaufbau besonders am Kopf der Kerze führt, lassen sich mit der rohgasseitigen Druckabsenkung über der gesamten Kerzenlänge ($L = 1000$ mm) gleichmäßig hohe Abreinigungskräfte realisieren. **Abbildung 5.23** zeigt den erreichbaren maximalen Differenzdruck beispielhaft für einen Ladedruck von 1 bar im Vergleich zur Abreinigung durch Druckimpuls bei 7 bar und optimaler Abstimmung von Blasrohr und Filterkerze.

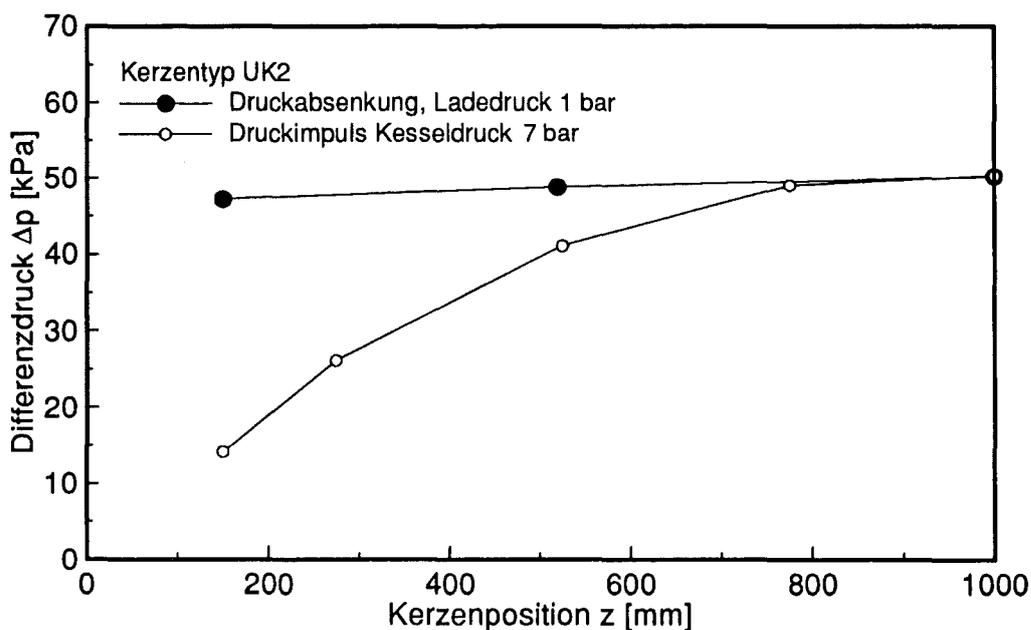


Abb. 5.23: Erzielbarer Differenzdruck über der Kerzenwandung bei rohgasseitiger Druckabsenkung und Druckimpulsabreinigung.

Zu beachten ist, daß der erreichbare Differenzdruck zur Beurteilung der Abreinigungsintensität nicht ausreicht. Die Kraftwirkung an der Staubschicht wird entscheidend durch die Druckänderungsrate bestimmt. Mit der rohgasseitigen Druckabsenkung lassen sich hohe Druckänderungsraten an der Staubschicht bereits in den ersten Millisekunden nach Auslösung des Abreinigungsverganges erzeugen. Beim konventionellen Druckimpuls wird die Druckänderungsrate dagegen durch die Dicke der keramischen Wand so stark gedämpft, daß die Kräfte an der Staubschicht zu Beginn des Abreinigungsverganges gering sind. Infolgedessen bricht der Staubkuchen nur lokal auf, da die Abreinigungskräfte nur an wenigen Stellen ausreichen. Es kommt zur vielfach beobachteten Plackenabreinigung. Das Abreinigungsverfahren der schnellen rohgasseitigen Druckabsenkung ist deshalb dem konventionellen Druckimpuls überlegen. Nur mit der Druckabsenkung lassen sich die hohen Druckänderungsraten erzeugen, die zur großflächigen Ablösung geschlossener Staubschichten von keramischen Elementen führen.

5.3 Durchströmungsverhalten

Die Durchströmungscharakteristik von Filterkerzen hat entscheidenden Einfluß auf Filtration und Abreinigung und wird vor allem durch den Filterwiderstand und die Kerzengeometrie, aber auch durch die Betriebsart beeinflußt. Im Fall der Filtration handelt es sich um eine stationäre Strömung mit typischen Anströmgeschwindigkeiten im Bereich 1 bis 5 cm/s. Der Druckverlust steigt in diesem Geschwindigkeitsbereich linear mit der Anströmgeschwindigkeit. Sowohl bei der Druckimpulsabreinigung als auch bei der Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung handelt es sich um einen instationären Strömungsvorgang mit Abströmgeschwindigkeiten auf der Außenseite der Filterkerzen von mehreren m/s. Hier sind der Druckverlauf in der Wandung und die Verteilung der Abreinigungskräfte entlang der Filterkerze von Interesse. Zur Klärung der Fragestellungen wurden strömungsdynamische Untersuchungen an unbeladenen Filterkerzen bzw. Filterkerzenabschnitten durchgeführt.

5.3.1 Durchströmungscharakteristik der Kerzenwandung

5.3.1.1 Druckverlust-Kennlinien im Filtrations- und Abreinigungsbetrieb

Zunächst wurden Druckverlustkennlinien an verschiedenen Kerzenabschnitten ermittelt, um spätere Differenzdruckmessungen mit Abreinigungsgeschwindigkeiten korrelieren zu können. Die Ergebnisse sind in **Abbildung 5.24** dargestellt.

Im Geschwindigkeitsbereich, der unter Filtrationsbedingungen maßgeblich ist, sind die Kennlinien linear. Erst bei höheren Geschwindigkeiten wirkt sich der Trägheitseinfluß aus. Vor allem bei den kornkeramischen Filtermedien ist der quadratische Verlauf der Kennlinien deutlich zu erkennen. Bei der Faserkerze UF ist der quadratische Verlauf hingegen nur schwach ausgeprägt. Alle Kennlinien lassen sich durch Polynome 2ter Ordnung annähern:

$$\Delta p = K_1 \cdot u_{0,a} + K_2 \cdot u_{0,a}^2 \quad (5.7)$$

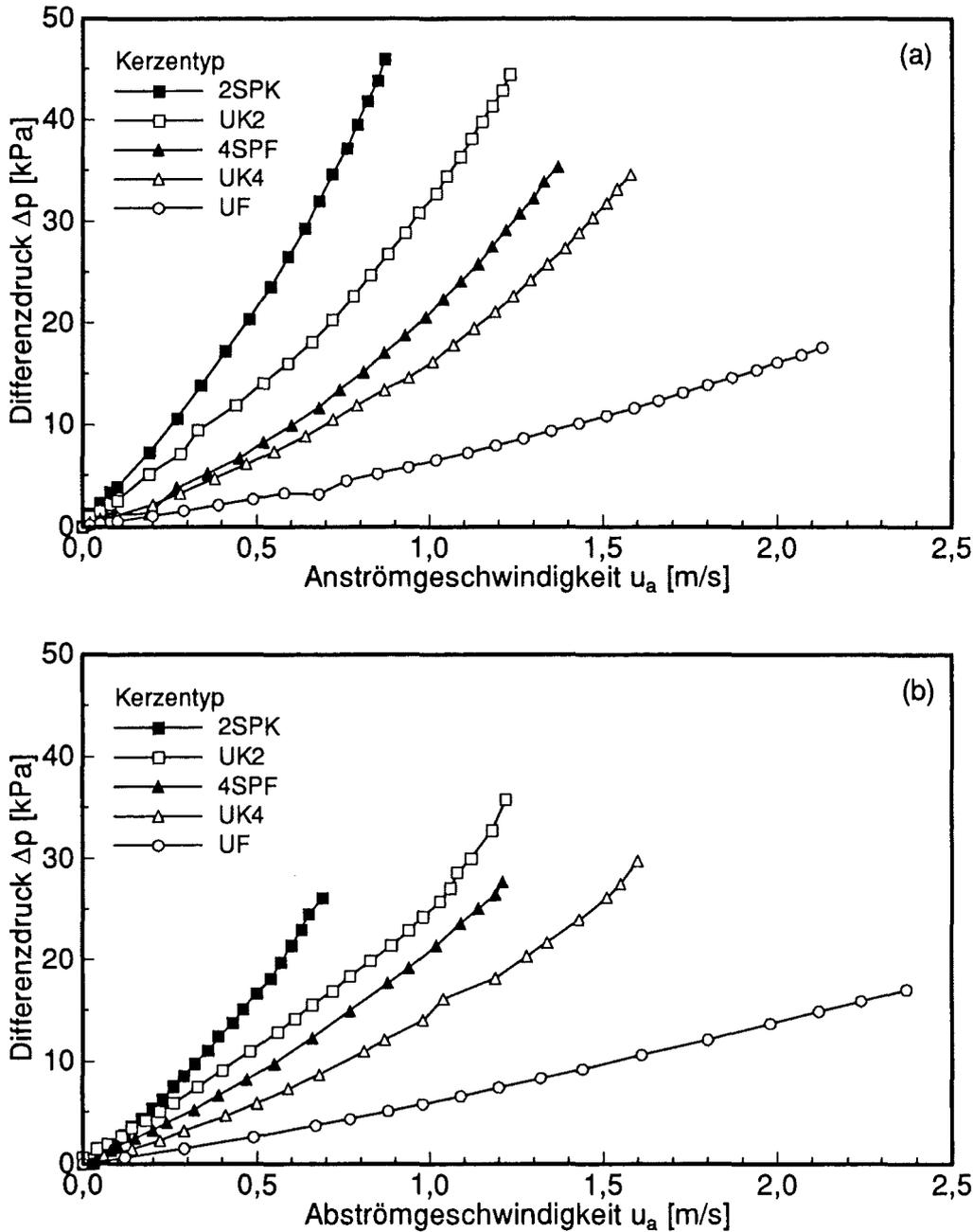


Abb. 5.24: Druckverlustkennlinien für die Durchströmung der Kerzenwandung in (a) Filtrationsrichtung und (b) Abreinigungsrichtung.

Im Filtrationsfall (Abb. 5.24a) stimmen die linearen Regressionskoeffizienten (vgl. Tab. 5.5, Tab. 5.6) mit Ausnahme für das Fasermedium UF relativ gut mit den Herstellerangaben überein. Die Abweichungen für das Fasermedium zu deutlich höheren Werten werden durch /BERBNER 1995/ bestätigt. Zur Berechnung des Anfangsdruckverlustes unter Filtrationsbedingungen und Filtrationsgeschwindigkeiten kleiner 10 cm/s ist der quadratische Term vernachlässigbar und die Herstellerangabe ausreichend. Im Abreinigungsfall (Abb. 5.24b) liegen die Kennlinien durchweg niedriger. Der Einfluß der Durchströmungsrichtung auf die Höhe des Druckverlusts ist durch die Kompressibilität des Gases und die sich über der Kerzenwandung verändernden Gasgeschwindigkeit zu erklären.

Tab. 5.5: Regressionskoeffizienten zur Berechnung des Druckverlusts bei der Durchströmung der Kerzenwandung in Filtrationsrichtung.

Filtrationsfall	Regressionskoeffizienten		Herstellerangabe
	K ₁ [kPa/(m/s)]	K ₂ [kPa/(m/s) ²]	K ₁ [kPa/(m/s)]
2SPK	30,9	24,6	28,6
UK2	20,1	12,3	19,4
4SPF	9,1	12,1	10,8
UK4	7,8	8,6	8,6
UF	4,6	1,7	1,0

Tab. 5.6: Regressionskoeffizienten zur Berechnung des Druckverlusts bei der Durchströmung der Kerzenwandung in Abreinigungsrichtung.

Abreinigungsfall	Regressionskoeffizienten	
	K ₁ [kPa/(m/s)]	K ₂ [kPa/(m/s) ²]
2SPK	22,2	22,8
UK2	18,6	7,2
4SPF	14,2	6,8
UK4	8,8	5,8
UF	5,1	0,9

Zur modelltheoretischen Beschreibung wird für die Kornkeramiken das Durchströmungsmodell nach ERGUN (Glg. 5.8) herangezogen. Üblicherweise wird vom ebenen Fall mit inkompressibler Strömung ausgegangen:

$$\Delta p = 150 \cdot \frac{(1-\epsilon)^2}{\epsilon^3} \cdot \frac{\mu \cdot u_0}{d_K^2} \cdot H + 1,75 \cdot \frac{(1-\epsilon)}{\epsilon^3} \cdot \frac{\rho \cdot u_0^2}{d_K} \cdot H \quad (5.8)$$

Entsprechendes gilt für das Widerstandskraftmodell bei der Durchströmung von Faserschichten:

$$\Delta p = \frac{1-\epsilon}{\epsilon} \cdot \frac{16}{2 - \ln(\text{Re})} \cdot \frac{\mu \cdot u_0}{d_F^2} \cdot H \quad (5.9)$$

mit:

$$Re = \frac{u_0 \cdot d_F \cdot \rho}{\varepsilon \cdot \mu} \quad (5.10)$$

Nach Ansetzen der Gleichung 5.8 in differentieller Form und Integration von r_i bis r_a ergibt sich der Druckverlust zu:

$$\Delta p = p_a - p_i = \pm \frac{p_a}{\bar{p}} \cdot \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot (r_a - r_i) \cdot \frac{r_a}{r_a - r_i} \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right) + E_2 \cdot \rho_a \cdot u_{0,a}^2 \cdot (r_a - r_i) \cdot \frac{r_a}{r_i} \right] \quad (5.11)$$

mit:

$$\bar{p} = \frac{p_a + p_i}{2} \quad (5.12)$$

Der Druckverlust für den kompressiblen Fall berechnet sich entsprechend Gleichungen 5.11 und 5.12. Hieraus wird ersichtlich, daß in Filtrationsrichtung \bar{p} kleiner und damit der Druckverlust größer ist als in Abreinigungsrichtung. Der Zylindergeometrie wird innerhalb der eckigen Klammer durch zwei verschiedene Korrekturfaktoren für den linearen bzw. quadratischen Geschwindigkeitsterm Rechnung getragen:

$$\Delta p_{\text{kompr., zyl.}} = \frac{p_a}{\bar{p}} \cdot \left[\Delta p_{\text{inkompr., eben, lin.}} \cdot \frac{r_a}{r_a - r_i} \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right) + \Delta p_{\text{inkompr., eben, quadr.}} \cdot \frac{r_a}{r_i} \right] \quad (5.13)$$

Die **Abbildungen 5.25 bis 5.27** geben gemessene und berechnete Druckverlustkennlinien für die drei homogen aufgebauten Filtermedien UF, UK2 und UK4 wieder.

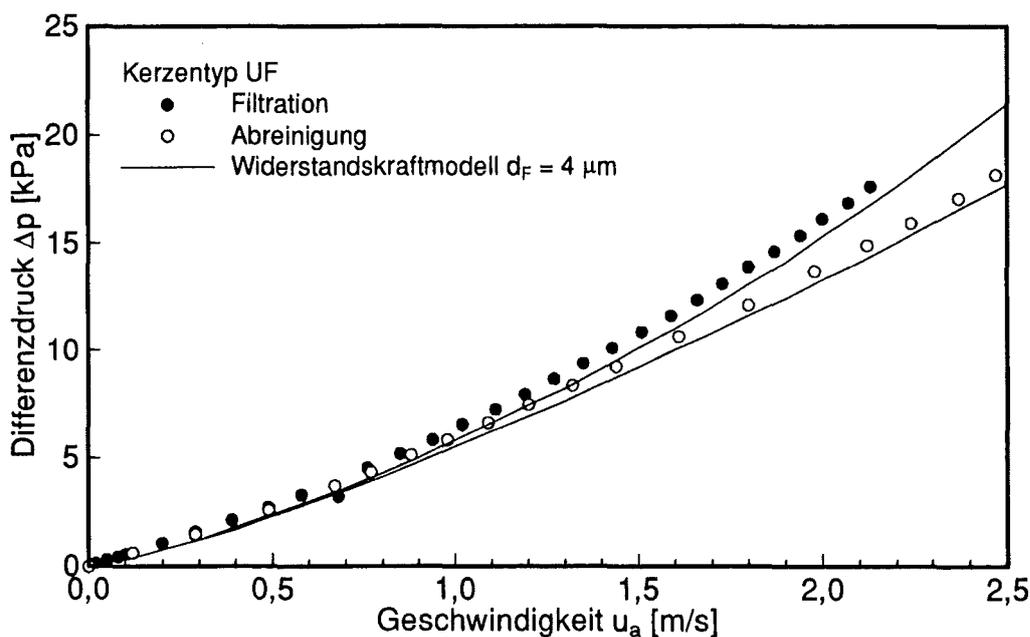


Abb. 5.25: Vergleich zwischen Modellrechnung nach dem Widerstandskraftmodell und Meßwerten UF (Porosität $\varepsilon = 93 \%$, $d_F = 4 \mu\text{m}$).

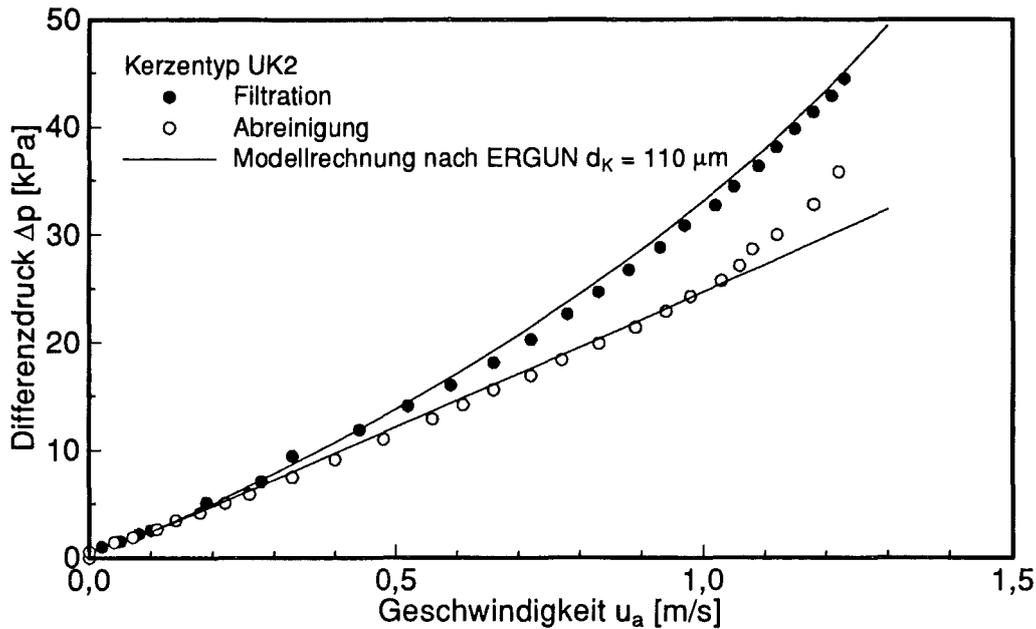


Abb. 5.26: Vergleich zwischen Modellrechnung nach ERGUN und Meßwerten UK2 (Porosität $\epsilon = 36 \%$, $d_K = 110 \mu\text{m}$).

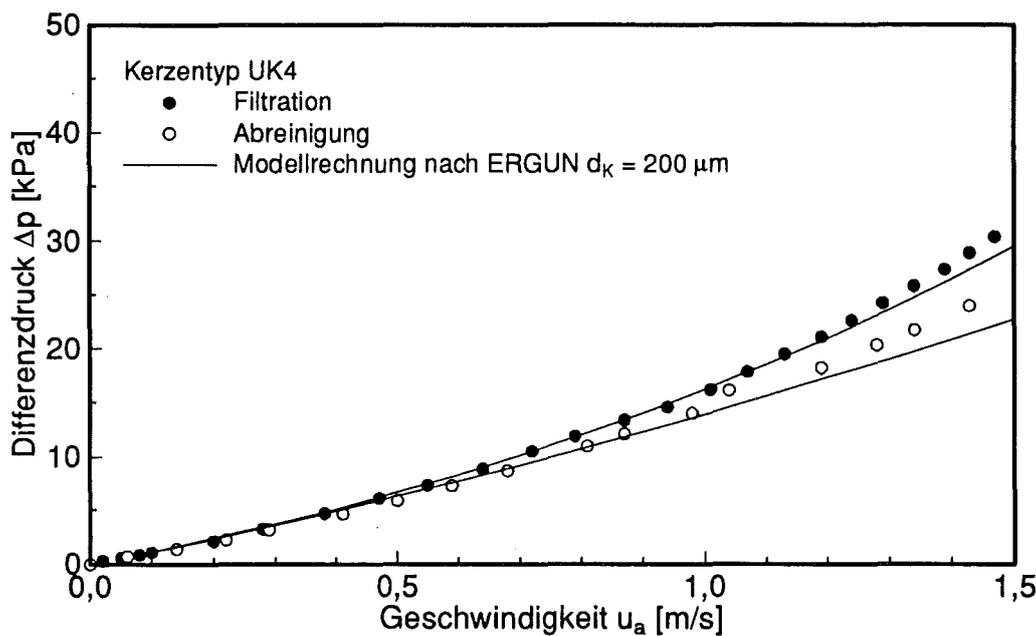


Abb. 5.27: Vergleich zwischen Modellrechnung nach ERGUN und Meßwerten UK4 (Porosität $\epsilon = 37 \%$, $d_K = 200 \mu\text{m}$).

Die für die Berechnung notwendigen Porositätswerte stammen aus Herstellerangaben. Beim Fasermedium gibt der Hersteller für den Faserdurchmesser eine Bandbreite von 3 bis 5 μm an. Für die Modellrechnung wurde der arithmetische Mittelwert von 4 μm herangezogen. Da die kornkeramischen Medien eine durch den Herstellungsprozeß bedingte Textur aufweisen (vgl. Kap. 6.3), ist die Zuordnung eines äquivalenten Korndurchmessers für die ERGUN-Gleichung problematisch. Die bestmögliche Angleichung ergab sich für den arithmetischen Mittelwert aus den Feretdurchmessern der Körner in Anströmrichtung, der mittels Bildanalyse aus Tangentialschliffen ermittelt wurde.

Durch die Modellrechnung lassen sich die experimentell ermittelten Druckverlustkennlinien sowohl im Filtrations- als auch im Abreinigungsfall gut wiedergeben. Insbesondere wird die Abhängigkeit von der Durchströmungsrichtung richtig beschrieben. Eine Extrapolation über den experimentell abgesicherten Geschwindigkeitsbereich hinaus erscheint jedoch nicht möglich, wie die Abweichungen der Meßwerte von der Modellrechnung vor allem in Abreinigungsrichtung oberhalb von 1 m/s zeigen.

5.3.1.2 Druckverlauf innerhalb der Kerzenwand

Mit Blick auf die Abreinigungskräfte, die an der Außenfläche der Kerze zu erwarten sind, wurde der Druckverlauf in der Kerzenwandung bei stationärer Durchströmung bestimmt. Hierzu wurde eine Filterkerze des Typs UK2 (Länge 1000 mm) mit unterschiedlich tiefen Sacklöchern versehen, in die piezoresistive Differenzdruckaufnehmer eingebracht wurden (vgl. Kap. 4.2).

Die Messungen erfolgten für typische Bedingungen bei der Druckimpulsabreinigung. In **Abbildung 5.28** ist der zeitliche Verlauf des statischen Drucks in unterschiedlicher Tiefe der Filterkerzenwand dargestellt. Nach Öffnen des Ventils steigt der statische Druck innerhalb von etwa 10 ms auf das jeweilige Plateau an, verbleibt dort bis zum Schließen des Ventils und sinkt dann wieder auf Null. Für die weitere Auswertung wurde die gemittelte Höhe des Plateaus herangezogen. Die Werte repräsentieren eine quasistationäre Durchströmung. Die so ermittelten Druckverläufe in der Kerzenwand zeigt die **Abbildung 5.29**.

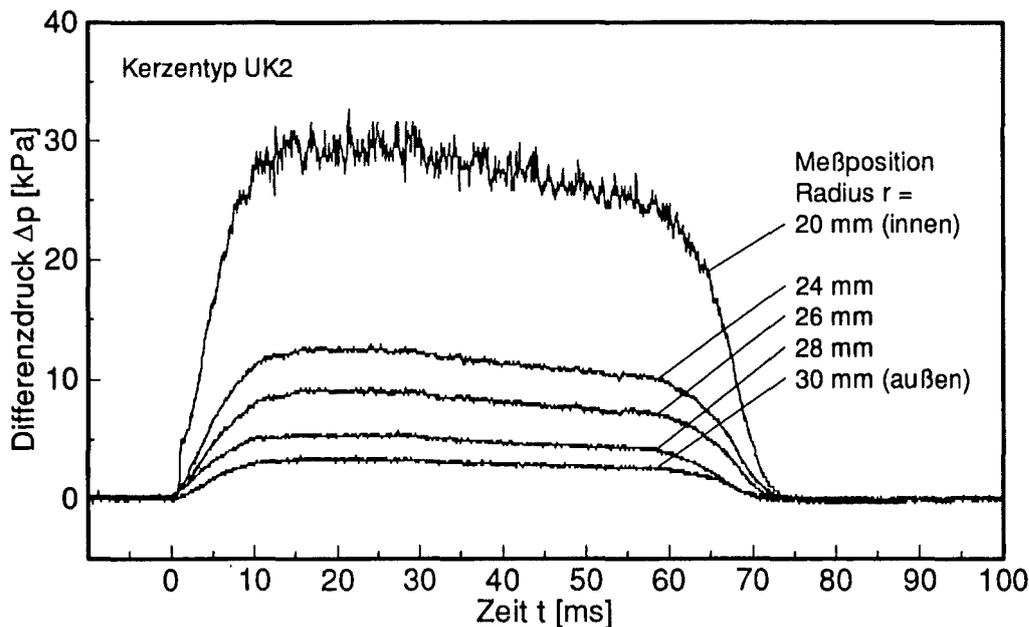


Abb. 5.28: Zeitlicher Druckverlauf in unterschiedlichen Tiefe der Filterkerzenwand.

Der statische Druck klingt über dem Radius exponentiell von innen nach außen ab. Die Dämpfung ist hierbei um so stärker, je höher der Überdruck auf der Innenseite ist. Dies hat zur Folge, daß die Effizienz der Abreinigung abnimmt. Bei niedrigen Differenzdrücken kann der Verlauf linearisiert werden. Auf der Außenseite sind nur noch geringe Drücke meßbar, die innerhalb von 1 bis 2 mm auf den Umgebungsdruck abklingen. Im Vergleich zu den experimentell ermittelten Kurven wurde der Druckverlauf rechnerisch bestimmt. Hierzu wurde Gleichung A1.10 (vgl. Anhang A1) in den Grenzen von r bis r_a integriert:

$$\Delta p = p(r) - p_a = \sqrt{p_a^2 + 2 \cdot \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot p_a \cdot r_a \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r}\right) - E_2 \cdot \rho_a \cdot u_{0,a}^2 \cdot p_a \cdot r_a^2 \cdot \left(\frac{1}{r_a} - \frac{1}{r}\right) \right]} - p_a \quad (5.14)$$

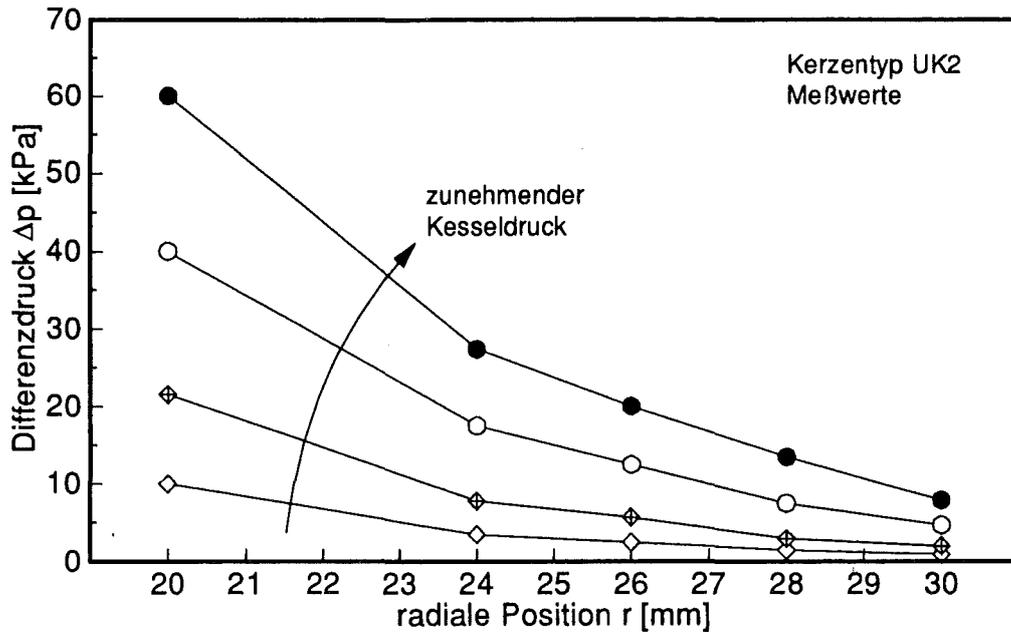


Abb. 5.29: Druckverlauf in der Kerzenwand bei unterschiedlichen Abreinigungsdrücken.

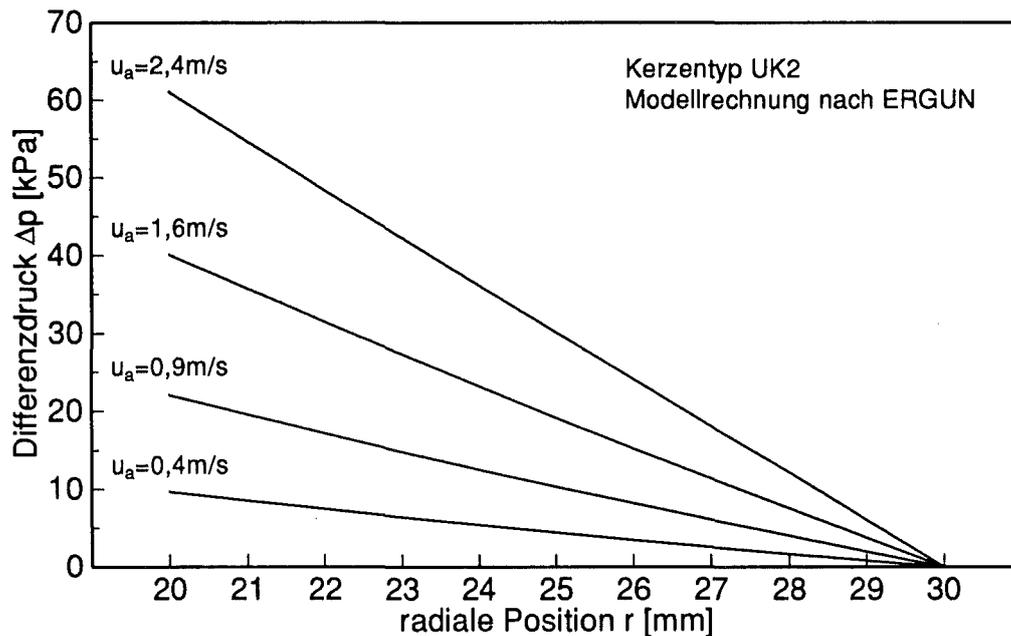


Abb. 5.30: Rechnerisch ermittelter Druckverlauf innerhalb der Filterkerzenwand bei unterschiedlichen Abreinigungsgeschwindigkeiten $u_{0,a}$.

Die gerechneten Druckverläufe zeigt **Abbildung 5.30**. Die Abreinigungsgeschwindigkeiten wurden dabei so gewählt, daß der Innendruck p_i mit den experimentell bestimmten Werten übereinstimmt.

Im Gegensatz zu den experimentell bestimmten Druckverläufen innerhalb der Filterkerzenwand verlaufen die nach ERGUN ermittelten auch bei hohen Abreinigungsgeschwindigkeiten von 2,4 m/s praktisch linear. Der Grund liegt in der eingeschränkten Anwendbarkeit des Widerstandmodells nach ERGUN. Wie aus **Abbildung 5.31** ersichtlich, kann hiermit der Differenzdruck für Abströmgeschwindigkeiten größer 1 m/s nicht mehr ausreichend wiedergegeben werden.

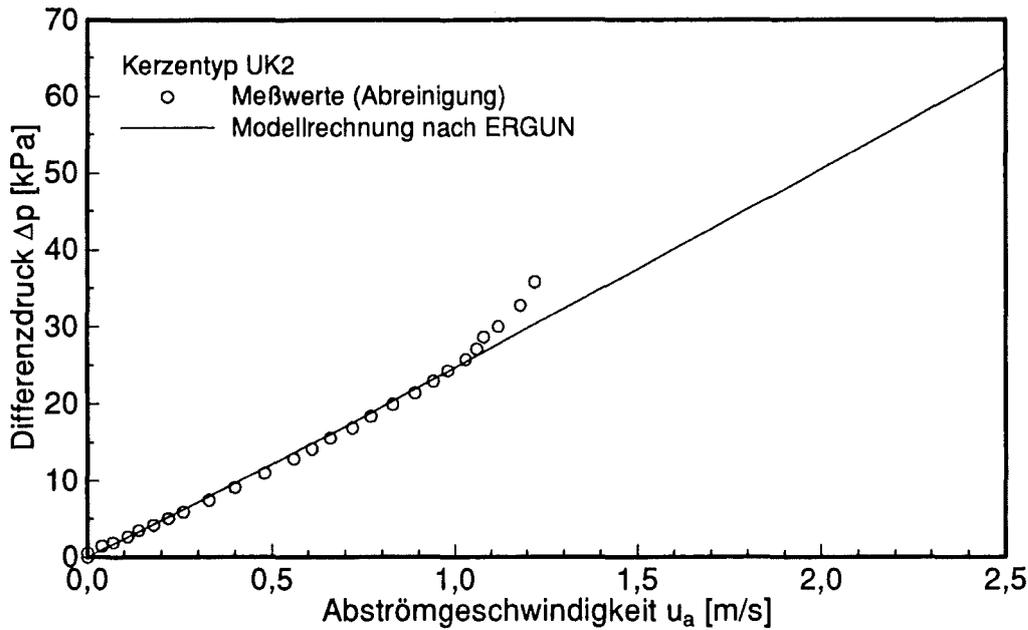


Abb. 5.31: Druckverlustkennlinie nach ERGUN und Vergleich mit experimentell bestimmten Werten.

5.3.2 Durchströmungscharakteristik der Filterkerze unter Abreinigungsbedingungen

5.3.2.1 Geschwindigkeitsprofil entlang einer Filterkerze und Vergleich mit der Rechnung

Der Aufbau der Geschwindigkeitsmessung mit Hitzdrahtanemometersonde bzw. Prandtl- oder Pitot-Sonde ist in Kapitel 4.3.2 beschrieben. Alle untersuchten Filterkerzen wurden stationär bei einem Massenstrom von 300 kg/h durchströmt. Dies entspricht einer mittleren Abströmgeschwindigkeit von ca. 0,4 m/s.

In **Abbildung 5.32** sind für alle Kerzentypen (vgl. Kap. 3) die experimentell bestimmten Geschwindigkeitsprofile dargestellt. Mit aufgeführt sind Geschwindigkeitsprofile, die aus Modellrechnungen für die Kerzendurchströmung ermittelt wurden (zu Modelldetails siehe Anhang A2).

Die gemessenen Geschwindigkeiten liegen bei den kornkeramischen Filtermedien um den Faktor 2 bis 3 über dem auf die gesamte Filteroberfläche bezogenen Mittelwert (gestrichelte Linie). Durch eine Porosität von ca. 37 % ergibt sich eine signifikante Geschwindigkeitsüberhöhung in den Poren der Keramik. Diese Überhöhung tritt bei der Faserkeramik mit einer Porosität von 93 % praktisch nicht auf. Die aus der Modellrechnung ermittelten Abströmgeschwindigkeiten $u_{0,a}$ wurden deshalb wie folgt korrigiert:

$$u_{\text{korr}} = \frac{u_{0,a}}{\epsilon} \cdot \frac{d_a}{2 \cdot r_{\text{meß}}} \quad (5.15)$$

Bei den Filterkerzen mit einem Innendurchmesser von 40 bzw. 42 mm (UK2, 2SPK, UF) ergeben sich Einströmgeschwindigkeiten in axialer Richtung von ca. 50 m/s. Die Geschwindigkeitsprofile entlang der Kerzen sind relativ ausgeglichen, prägen sich jedoch mit abnehmendem Kerzenwiderstand deutlicher aus. Demgegenüber ergeben sich bei den Filterkerzen mit einem Innendurchmesser von 30 mm (UK4, 4SPF)

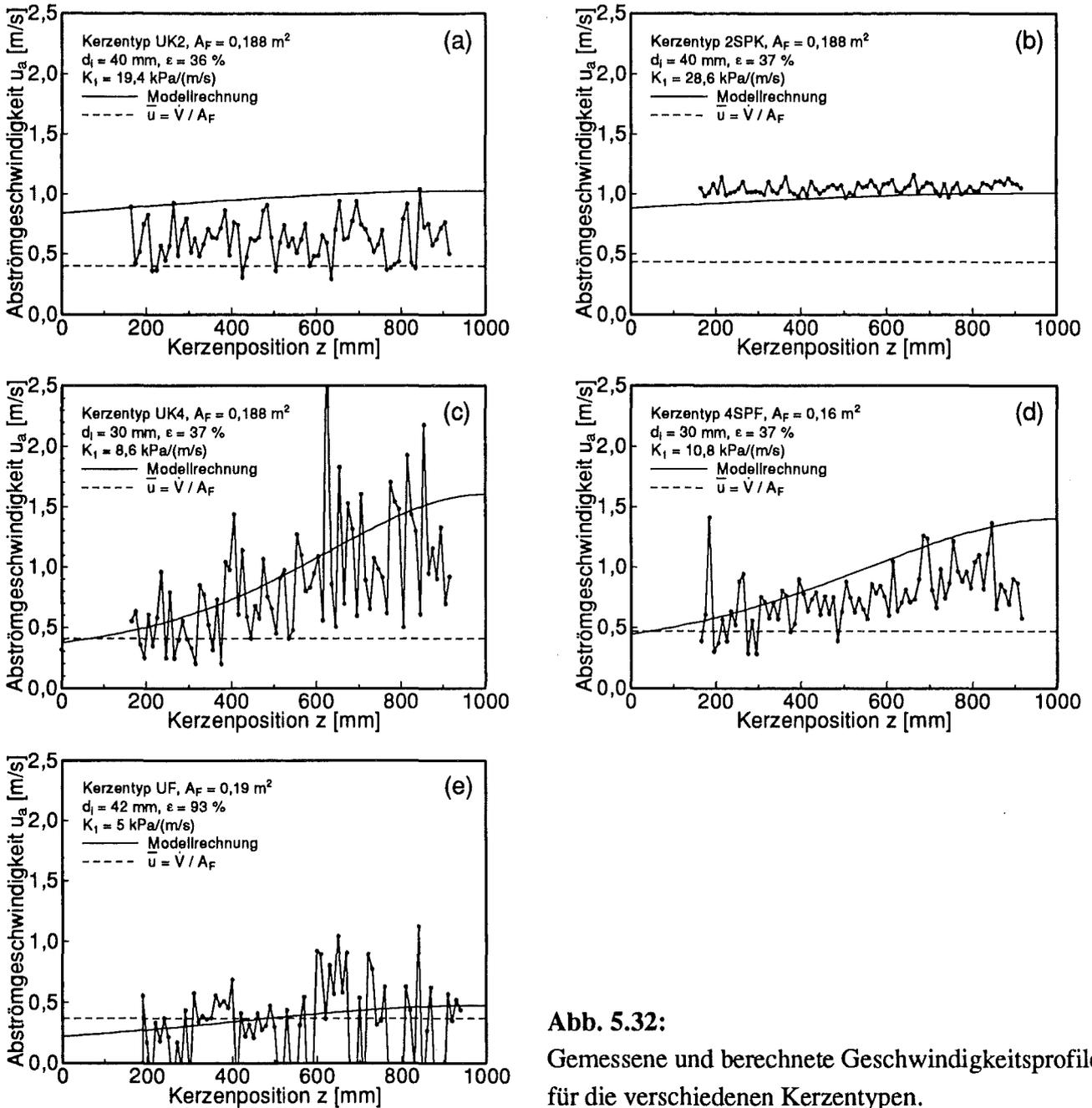


Abb. 5.32:
Gemessene und berechnete Geschwindigkeitsprofile für die verschiedenen Kerzentypen.

Einströmgeschwindigkeiten in axialer Richtung von ca. 100 m/s. Die Geschwindigkeitsprofile steigen entlang der Kerzen stark an. Dies wird mit abnehmendem Kerzenwiderstand wiederum zusätzlich verstärkt.

Die starken lokalen Schwankungen bei den Kornkeramiken sind durch die ausgeprägte Porenstruktur in der grobkörnigen Schicht erklärbar. Mit steigendem Porendurchmesser steigen die lokalen Unterschiede an. Durch die Beschichtung werden sie stark gedämpft, wie aus dem direkten Vergleich zwischen 4SPF (Abb. 5.32d) und UK4 (Abb. 5.32c) deutlich wird. Die starken lokalen Schwankungen bei der Faserkeramik UF (Abb. 5.32e) sind dagegen auf die lokalen Dickenunterschiede des Filtermediums zurückzuführen.

Auf Basis der mittleren Gasgeschwindigkeiten kann somit das Profil der Abströmgeschwindigkeit unter Vernachlässigung strukturbedingter Schwankungen durch die Modellrechnung wiedergegeben werden. Lediglich bei der Kornkeramik UK2 (Abb. 5.32a) liegen die berechneten Werte um ca. 80 % zu hoch.

5.3.2.2 Korrelation zwischen Geschwindigkeits- und Differenzdruckprofil

In der Literatur /ITO 1993, LAUX 1994, BERBNER 1995/ werden zur Charakterisierung der Abreinigungskräfte, wegen der leichteren meßtechnischen Zugänglichkeit, ausschließlich Differenzdruckprofile während der Abreinigung dargestellt. Ein Vergleich von Filterkerzen mit unterschiedlicher Permeabilität oder Staubbeladung gestaltet sich dadurch jedoch schwierig. Zur Ermittlung der tatsächlichen Abreinigungskräfte an der Kerzenaußenfläche ist deshalb eine Korrelation zwischen dem Differenzdruck- und dem Geschwindigkeitsprofil notwendig. Eine indirekte Möglichkeit besteht in der Verwendung von Druckverlustkennlinien für die Kerzenwandung (vgl. Kap. 5.3.1.1). Eine direkte Möglichkeit ist die synchrone Messung der beiden Größen.

Abbildung 5.33 zeigt an den beiden Filterkerzentypen 4SPF und 2SPK mittels Hitzdrahtanemometrie gemessene Geschwindigkeitsprofile bei zwei unterschiedlichen Abreinigungsvolumenströmen.

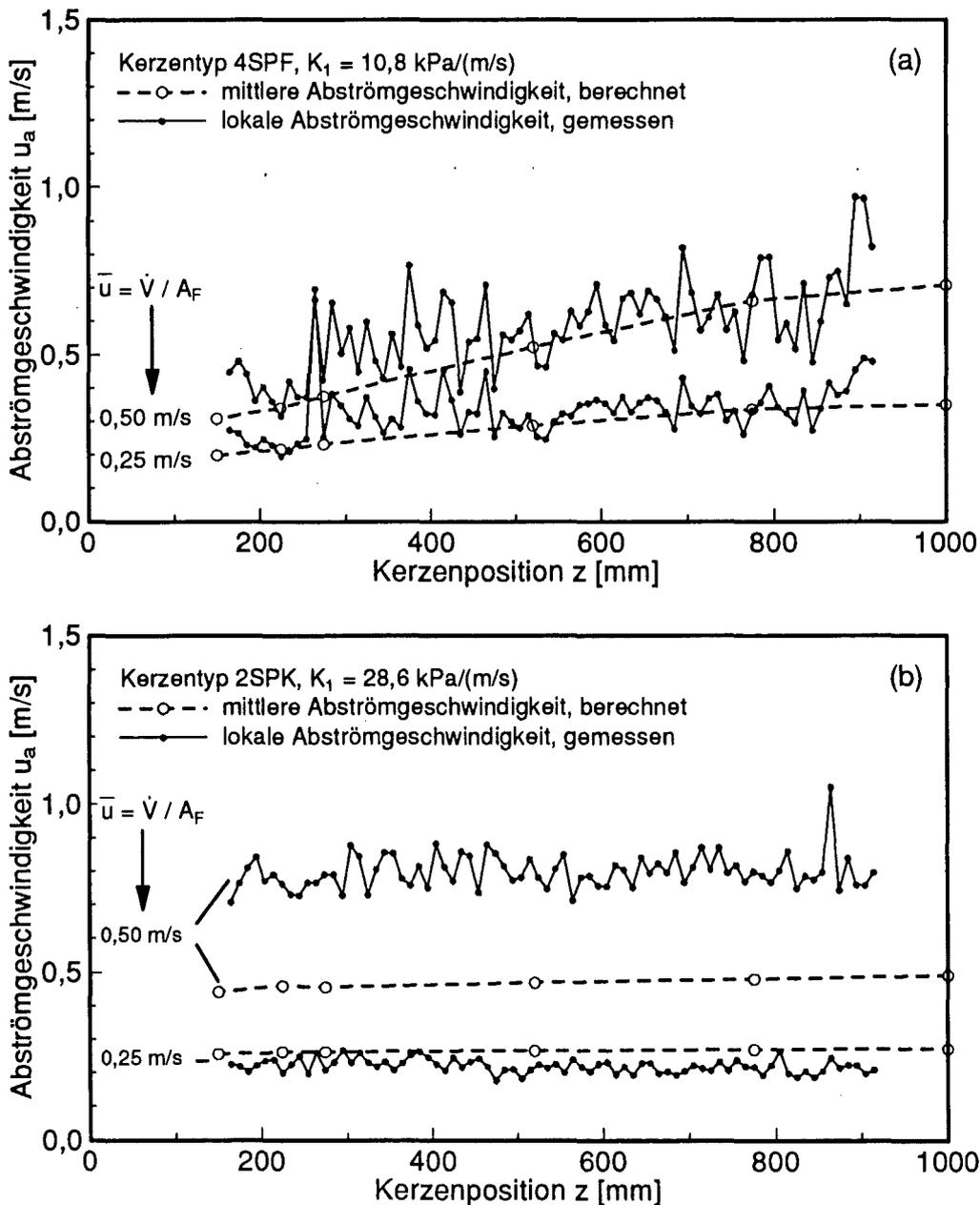


Abb. 5.33: Gemessenes und aus dem Differenzdruck abgeleitetes Geschwindigkeitsprofil bei stationärer Durchströmung einer Filterkerze des Typs 4SPF (a) und 2SPK (b).

Die Abreinigungsvolumenströme entsprechen über die gesamte Filterfläche gemittelten Abströmgeschwindigkeiten von 0,25 bzw. 0,50 m/s. Zusätzlich sind die, aus den synchron gemessenen Differenzdrücken gemäß Gleichung 5.16 berechneten, mittleren lokalen Abströmgeschwindigkeiten eingetragen (gestrichelte Linien).

$$\bar{u}_a(z) = \frac{\Delta p(z)}{K_1} \quad (5.16)$$

Zunächst ist ersichtlich, daß die starken lokalen Geschwindigkeitsunterschiede bei der Differenzdruckmessung nicht registriert werden. Folglich erscheinen die Abreinigungsprofile in der Literatur fälschlicherweise glatt. Phänomene wie das lokale Abreinigen von Placken, das sog. "patchy cleaning", haben allerdings eine Ursache in diesen lokalen Schwankungen. Für den Filterkerzentyp 4SPF (Abb. 5.33a) erzielt man sowohl eine qualitative als auch eine quantitative Übereinstimmung zwischen direkt gemessenem und abgeleitetem Geschwindigkeitsprofil für beide Abreinigungsvolumenströme. Im Falle des Filterkerzentyps 2SPK (Abb. 5.33b) gilt dies nur für den niedrigen Abreinigungsvolumenstrom.

Die direkt gemessenen Geschwindigkeitsprofile verdeutlichen jedoch, daß die Abreinigungskräfte aufgrund der Durchströmung lokal starke Schwankungen aufweisen und sie nur aus Geschwindigkeitsmessungen an der Filteroberfläche abgeleitet werden können. Differenzdruckprofile entlang einer Filterkerze aus wenigen Meßpunkten ermittelt, geben nur den grundsätzlichen Verlauf wieder.

5.3.2.3 Differenzdruckprofil einer Filterkerze bei instationärer Durchströmung

Bei der Abreinigung von Filterkerzen mittels Druckimpuls wird auf der Reingasseite der Filterkerze ein Überdruck gegenüber der Rohgasseite aufgebaut. Mit dem Anstieg des Differenzdrucks erhöht sich die Durchströmung von Kerzenwandung und Staubkuchen.

Dazu wird zunächst Druckluft aus einem Druckluftbehälter über ein schnell öffnendes Ventil entspannt. Die Druckluft wird beschleunigt und strömt aus einem Blasrohr als Freistrahle in das Innere der Filterkerze. Hier trifft sie im Fall der off-line Abreinigung auf das ruhende bzw. im Fall der on-line Abreinigung auf das entgegen strömende Gas und bewirkt letztlich eine Strömungsumkehr. Der zeitliche Verlauf des Differenzdrucks an verschiedenen Positionen der Filterkerze ist hierbei neben dem Abreinigungsdruck und der Abreinigungsgeometrie abhängig von der Kerzengeometrie und dem Durchströmungswiderstand. Die lokale Verteilung des statischen Drucks ist ein Maß für die lokale Durchströmungsgeschwindigkeit und damit für die lokalen Abreinigungskräfte. Die, in **Abbildung 5.34** im einzelnen wiedergegebenen, Signalverläufe können in folgende drei Typen unterteilt werden:

Typ 1 — Quasistationäres Profil

Nach dem Öffnen des Abreinigungsventils steigt der Differenzdruck innerhalb von 10 ms steil an. Danach folgt ein mit sinkendem Kesseldruck leicht abfallendes Plateau. Nach dem Schließen des Abreinigungsventils fällt der Differenzdruck steil ab. Signale des Typs 1 treten bei den beiden Kornkeramiken 4SPF und UK2 in der Kerzenmitte (Abb. 5.34e,f) und am Kerzenboden (Abb. 5.34h,i), bei der Faserkerze UF hingegen erst am Kerzenboden (Abb. 5.34g) auf.

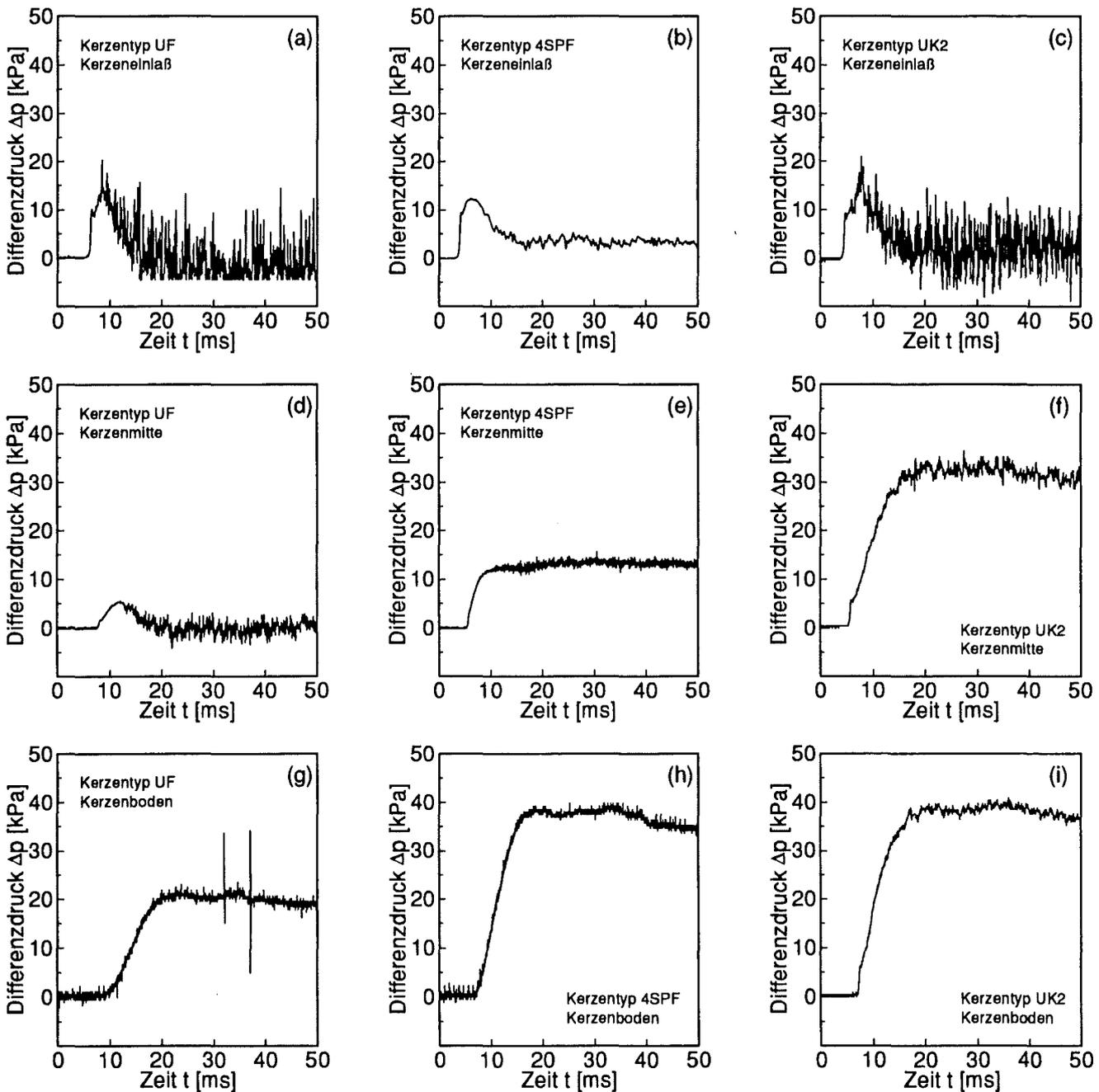


Abb. 5.34: Charakteristische Drucksignale an verschiedenen Positionen der Filterkerzen UF (a, d, g), 4SPF (b, e, h) und UK2 (c, f, i) bei Abreinigung mittels Druckimpuls.

Signale dieses Typs werden ebenfalls bei /LAUX 1994/ an allen Positionen entlang der Filterkerze beobachtet. Bei /ITO 1993, BERBNER 1995 und STEPHEN 1996/ tritt Typ 1 im mittleren Bereich und gegen Kerzenende auf /MAI 1996/.

Typ 2 — Profil mit starken Oszillationen

Im Einlaufbereich oszillieren die Meßsignale bei den Filterkerzen mit einem Innendurchmesser von 42 bzw. 40 mm (UF, Abb. 5.34a und UK2, Abb. 5.34c) nach einem kurzzeitigen Druckanstieg (siehe Typ 3) sehr stark. In Kerzenmitte treten diese Druckschwankungen nicht mehr auf. Bei der Kornkeramik des Typs 4SPF werden sie nicht beobachtet. Hier wurde aufgrund des Innendurchmessers von 30 mm ein geringerer Blasrohrabstand zur Filterkerze gewählt, um eine Überdeckung von Freistahlkegel und Kerzenöffnung zu gewährleisten.

Die Oszillationen sind auch aus Messungen anderer Autoren bekannt: Um den Druckluftverbrauch gering zu halten werden i.d.R. Blasrohre mit kleinem Durchmesser verwendet /LAUX 1994 (8 mm), BERBNER 1995 (6,5 mm), ITO 1993 (6 mm)/. Der Abstand zwischen Blasrohrende und Filterkerzeneintritt wird kurz gewählt um eine Injektorwirkung zu erzielen. Aufgrund der Injektorwirkung des Freistrahls kommt es in diesem Bereich zu Druckausgleichsvorgängen mit der Umgebung. Bei der Hochtemperatur-Anwendung hat dies zudem den Vorteil, daß das kalte Abreinigungsgas sich mit heißem Reingas vermischt und somit die Thermowechselbeanspruchung der Filterelemente gering gehalten wird. Dieser Aufbau hat jedoch zur Folge, daß im Einlaufbereich der Filterkerze kein wesentlicher Überdruck oder sogar Unterdruck, begleitet von starken Oszillationen, auftritt /ITO 1993, BERBNER 1995, STEPHEN 1996/. Mit zunehmendem Abstand vom Einlaufbereich nehmen die Oszillationen ab /BERBNER 1995, MAI 1996/. Höhere Überdrücke lassen sich beispielsweise mit größerem Blasrohrabstand erreichen, was jedoch bei gleichem Blasrohrquerschnitt zur Verringerung der Injektorwirkung und damit zu geringeren Differenzdrücken im weiteren Verlauf der Filterkerze führt /BERBNER 1995/. Eine weitere Möglichkeit ist die Verwendung eines vorgeschalteten undurchlässigen Rohrteiles (bei /LAUX 1994/ eine Art Konfusor, bei /ITO 1993/ ein Diffusor).

Typ 3 — Profil nach Typ 1 oder 2 mit überlagertem Peak

Dem Signalverlauf nach Typ 1 oder 2 ist ein kurzzeitiger Peak überlagert. Während des Anlaufvorgangs kommt es zu einem kurzzeitigen Aufstau des Abreinigungsgases. Nach Beschleunigung des Gases in der Filterkerze in Abreinigungsrichtung kann der Freistrahл mit höherer Geschwindigkeit in die Filterkerze treten und der Druck sinkt wieder. Signale dieser Art treten bei allen drei untersuchten Filterkerzen im Einlaufbereich auf. Während bei den Kornkeramiken der Peak in Kerzenmitte nicht mehr erkennbar ist, reicht er bei der Faserkeramik bis in Kerzenmitte, allerdings in gedämpfter Form. Signale dieser Art werden bspw. bei /ITO 1993 und BERBNER 1995/ gemessen.

Bei der Bestimmung des Differenzdruckverlaufs entlang der Filterkerze kommt es entscheidend auf die zeitliche Auflösung sowie die Art und Weise der Auswertung der Drucksignale an. /BERBNER 1995/ z.B. verwendet in seinen Darstellungen den arithmetischen Mittelwert aus den 5 Maximalwerten des Druckverlaufs $\Delta p_{\max,5}$. Hierdurch wird ein auftretender Peak entsprechend stark gewichtet, jedoch kommt es auch zur Überbewertung der starken Oszillationen im Einlaufbereich. Druckmessungen von /BERBNER 1995/ an staubbeladenen Faserkerzen zwischen Staub und Filterkerze sowie eigene Messungen an verschiedenen radialen Positionen (vgl. Kap. 5.3.1.2 sowie /MAI 1995/) belegen eine starke Dämpfung der Oszillationen, selbst bei den hochporösen Faserfiltermedien, so daß diese nicht zur Abreinigung beitragen. Zudem ist dieses Maß von der zeitlichen Auflösung des Druckverlaufs abhängig. /BERBNER 1995/ erwähnt als weiteres Beurteilungskriterium eine integrale Bewertung des gesamten Drucksignals, die auch von /HAJEK 1995/ angewandt wird. Hierbei werden Peaks jedoch kaum berücksichtigt, insbesondere bei langen Ventilöffnungszeiten.

Berücksichtigt man nur den quasistationären Anteil der Drucksignale ohne Oszillationen und Peaks, so führt dies zu den in **Abbildung 5.35** dargestellten Druckprofilen entlang der Filterkerzen. Das Differenzdruckprofil steigt entlang der Filterkerzen an. Durch kontinuierliches Abströmen in radialer Richtung reduziert sich die Axialgeschwindigkeit entlang der Filterkerze. Dadurch wird kontinuierlich kinetische Energie in Druckenergie umgewandelt. Bei der Faserkeramik UF mit geringem Durchströmungswiderstand wird im Einlaufbereich und in Kerzenmitte praktisch kein Druck aufgebaut. Erst gegen Kerzenende stellt sich das

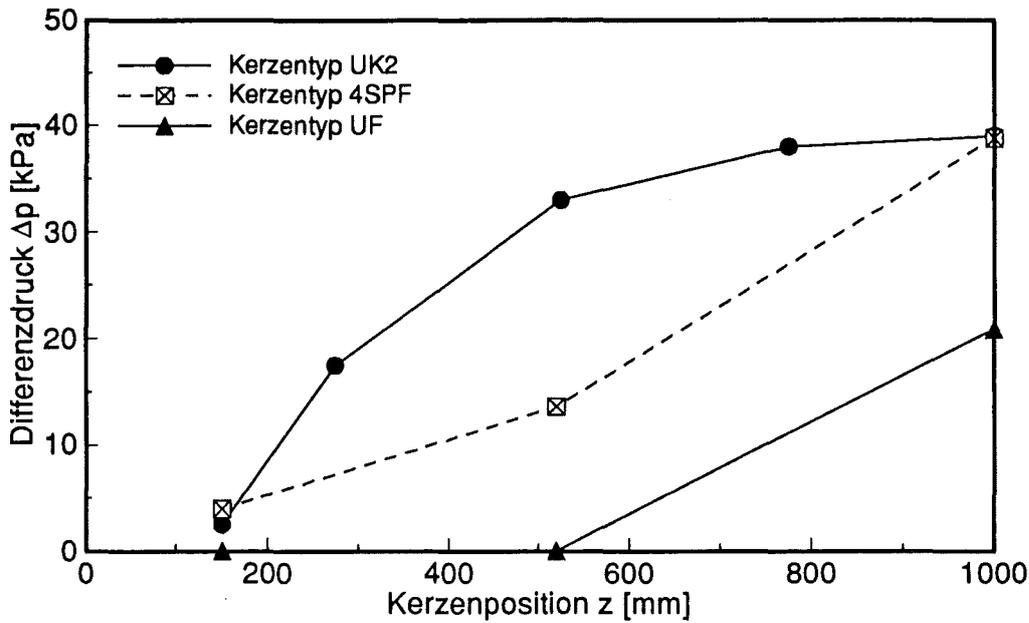


Abb. 5.35: Druckprofile entlang von Filterkerzen unter Berücksichtigung des quasistationären Anteils der Drucksignale ohne Oszillationen und Peaks.

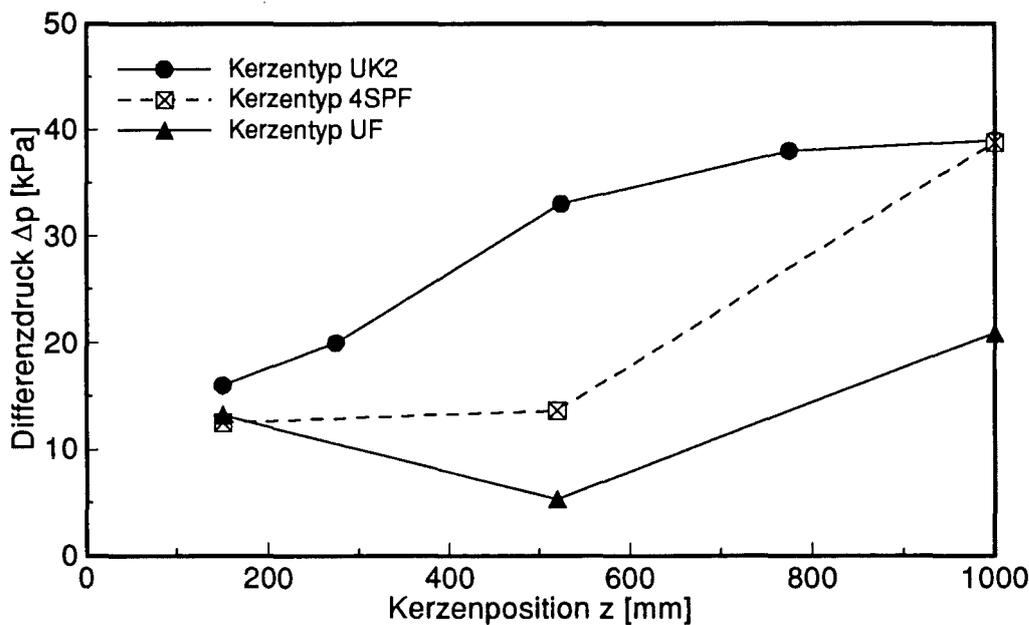


Abb. 5.36: Druckprofile entlang von Filterkerzen unter Berücksichtigung des Peaks während des Anlaufvorgangs.

Profil auf, erreicht allerdings auch dort nur einen geringen Überdruck. Wegen der hydraulischen Entkopplung der Freistrahldströmung und der Strömung im Kerzeninneren entspricht der Druck im Einlaufbereich nahezu dem Systemdruck. Dagegen wird bei den Kornkeramiken 4SPF und UK2 bereits im Einlaufbereich ein geringer Überdruck erzielt und am Kerzenende deutlich höhere Werte als bei der Faserkeramik erreicht.

Werden bei der Signalauswertung zusätzlich die Peaks während des Anlaufvorgangs berücksichtigt, so ergeben sich die in **Abbildung 5.36** wiedergegebenen Druckprofile entlang der Filterkerzen. Die Berücksichtigung der Peaks bei der Auswertung wirkt sich entscheidend auf die Druckprofile aus. Bei der Faserkerze

UF treten dadurch überhaupt erst Überdrücke im Einlaufbereich und in Kerzenmitte auf. Da der Peak bei der Faserkerze in Kerzenmitte stark gedämpft ist, zeigt das gesamte Profil hier ein Minimum. Bei den Kornkeramiken 4SPF und UK2 steigt das Profil weiterhin entlang der Kerze kontinuierlich an.

Eine Möglichkeit bei der Druckimpulsabreinigung die Abreinigungsintensität für eine sonst unveränderte Anordnung zu steigern, besteht in der Anhebung des Kesseldrucks. In **Abbildung 5.37** sind dazu gemessene Differenzdruckprofile entlang einer Filterkerze des Typs UK2 ($L = 1000$ mm) dargestellt.

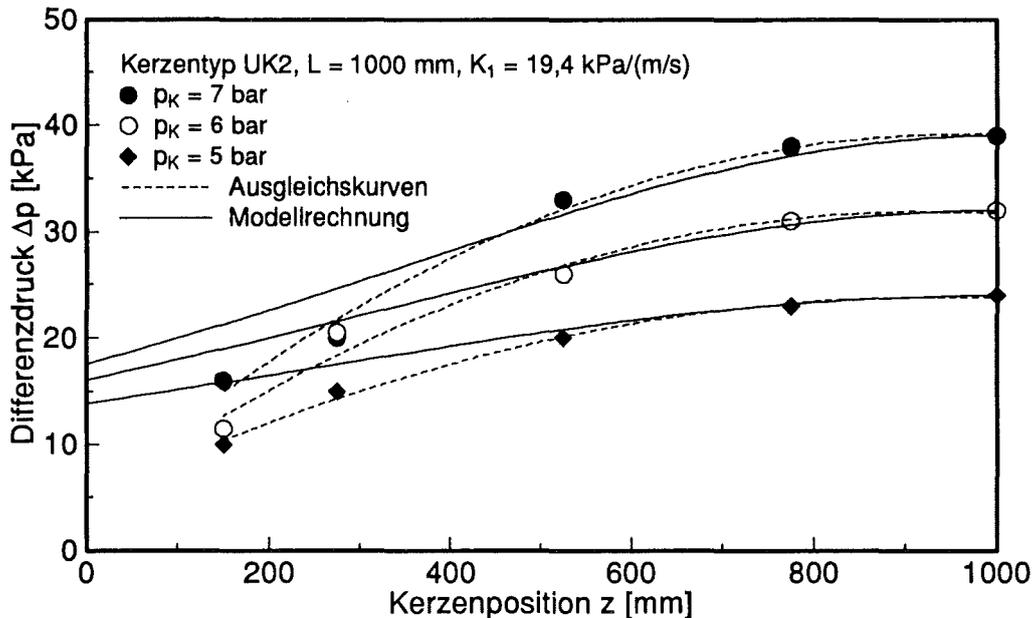


Abb. 5.37: Vergleich zwischen gemessenen und mittels Modellrechnung ermittelten Differenzdruckprofilen bei der Druckimpulsabreinigung mit Variation des Kesseldrucks (Filterkerzentyp UK2, $L = 1000$ mm).

Das Differenzdruckprofil steigt zum Kerzenende hin an (gestrichelte Kurven). Bei einem Kesseldruck von 5 bar wird ein mittlerer Differenzdruck von ca. 20 kPa erreicht, was einer mittleren Abströmgeschwindigkeit von ca. 1 m/s entspricht. Mit Steigerung des Kesseldrucks läßt sich der mittlere Differenzdruck anheben, jedoch steilen sich die Kurven dabei auf. Während zum Kerzenende hin der Differenzdruck und damit die Abreinigungskräfte deutlich angehoben werden können, ist im Einlaufbereich nur eine geringfügige Steigerung möglich.

Neben den Meßwerten bzw. den Ausgleichskurven sind in **Abbildung 5.37** mittels Modellrechnung (s. Anhang A2) berechnete Profile eingetragen. Da es sich um ein stationäres Modell handelt, das als Eingabe den Druck am Kerzeneinlaß benötigt, dieser aber beim Druckimpuls nicht gegeben ist, wurden die Kurven an den Endwert angepaßt. Die berechneten Profile geben den prinzipiellen Verlauf wieder. Im Einlaßbereich liegen die berechneten Werte jedoch deutlich über den gemessenen, da das Modell eine angekoppelte Abreinigungsströmung voraussetzt. Für die Kurve mit einem Kesseldruck von 7 bar beträgt die berechnete Einströmgeschwindigkeit in die Kerze bereits ca. 200 m/s. Höhere Abreinigungskräfte, wie sie insbesondere bei backenden Feinstäuben notwendig sind, sind kaum realisierbar, da das Abreinigungsgas maximal mit Schallgeschwindigkeit in die Kerze einströmen kann. Somit stellt der Einlaßbereich der Kerze bei der Druckimpulsabreinigung den kritischen Bereich dar, da die Abreinigungskräfte nur begrenzt angehoben werden können.

6 Werkstofftechnische Untersuchungen

6.1 Alterungsverhalten

Die Langzeitstabilität keramischer Filterelemente wird neben den filtrationstechnischen Parametern stark durch die chemisch/thermisch/mechanischen Betriebsbeanspruchungen beeinflusst. So führen Schadgase sowie luftgetragene Stäube und Aschen in Abhängigkeit von ihrer Zusammensetzung und der Betriebstemperatur zu einer Korrosion d.h. zu Änderungen in der Gefüge- und Phasenstruktur der Filter, was in einer Verschlechterung der mechanischen, chemischen und thermischen Eigenschaften resultieren kann. Daneben kann durch Montagefehler, durch starke Vibrationen oder durch Staubbrückenbildung eine lokale mechanische Überbeanspruchung auftreten, die wiederum zu einem vorzeitigen Versagen bzw. Bruch der Filterkeramiken führen kann.

Unter der Vielzahl keramischer Filtermaterialien wurde im folgenden der Schwerpunkt auf poröse, silikatisch gebundene SiC-Filterkeramiken gelegt.

6.1.1 Literaturrecherche zur korrosiven Beanspruchung

Zur Ermittlung kritischer Beanspruchungszustände keramischer Filterkerzen wurde, unter Berücksichtigung der Praxiserfahrungen des Industriepartners, eine umfangreiche Literaturrecherche durchgeführt. Schwerpunkt waren Untersuchungen an keramische Werkstoffen, insbesondere Filterwerkstoffen, unter rauchgasrelevanten Beanspruchungsbedingungen. Die Auswertung der Veröffentlichungen erfolgte nach folgenden Kriterien:

- Arbeitsgruppen
- Untersuchungsschwerpunkte
- Simulation der chemisch-thermischen Beanspruchung im Labormaßstab
- kritische Beanspruchungszustände
- Schädigungsformen

Die Ergebnisse der Literaturrecherche dienen als Basis zur Festlegung des Untersuchungsbedarfs zur thermisch/chemisch/mechanischen Beanspruchung und somit auch zur Festlegung des Anforderungsprofils hierfür erforderlicher Prüfstände (vgl. Kap. 4.5.2 und 4.6). Unter besonderer Berücksichtigung silikatisch gebundener SiC-Filterkeramiken sind die Ergebnisse nachstehend in einer kurzen Übersicht zusammengefaßt. Auf eine eingehendere Beurteilung bzw. Bewertung kritischer Einflußfaktoren wurde an dieser Stelle verzichtet, da diese stets in Verbindung mit dem jeweiligen Beanspruchungssystem - u.a. Phasenzusammensetzung und Gefügestruktur der Filter, filtrationstechnische Bedingungen, Temperatur und Zusammensetzung sowie Druck der umgebenden Atmosphäre - zu betrachten sind. Eine ausführliche Beschreibung der jeweiligen Veröffentlichungen (Werkstoffe, Beanspruchungszustände, Untersuchungsmethoden, Schädigungsformen) kann Tabelle A1 (s. Anhang A4) entnommen werden. Als allgemeine Literaturstudien zum Oxidations- und Korrosionsverhalten von SiC sind hierbei /SCHLICHTING 1979, JACOBSON 1993/ zu erwähnen.

Von den 15 Arbeiten, die sich mit porösen, silikatisch gebundenen SiC-Filterkeramiken befassen, beinhalten lediglich 4 Arbeiten /ALVIN 1993, BROWN 1993, DURST 1990, ERIKSSON 1993/

Laboruntersuchungen zur chemisch/thermischen Beanspruchung von SiC-Filtern. Hinsichtlich der verwendeten Prüfstände sind dabei folgende Einschränkungen vorhanden: Der Prüfstand von /M.A. ALVIN (Westinghouse)/ ist nur für Umgebungsdruck ausgelegt und erlaubt keine zusätzliche mechanische Beanspruchung. Gleiches gilt für den von /T. ERIKSSON (Ahlstrom Corp.)/ beschriebenen Prüfstand, der jedoch praxisgerecht mit einer Brennkammer betrieben wird. Der Prüfstand von /M. DURST (Schumacher)/ wird darüberhinaus nur mit Wasserdampf betrieben. Im Gegensatz zu den vorhergehenden, ermöglicht der Prüfstand von /N. BROWN (Virginia State University)/ Versuche unter zusätzlichem Druck bis zu 2 MPa, ist allerdings ebenfalls nicht für eine mechanische Zusatzbeanspruchung ausgelegt. Ferner erlaubt er, wie auch weitere für Untersuchungen unter Druck ausgelegte Prüfstände /LIPPERT 1993, SADLER 1984/, keine Durchströmung der Filterelemente.

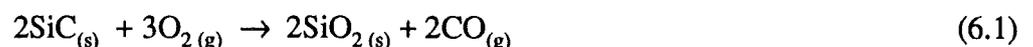
Die Untersuchungsschwerpunkte der 15 Veröffentlichungen zu SiC-Filterkeramiken liegen bei PFBC-Atmosphären, Festigkeits- und rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen. Untersuchungen in IGCC-Atmosphären werden nur zweimal /ALVIN 1994, JUDKINS 1992/ genannt. Vereinzelt wird über AES-, EDX-, XRD-, TOF- und Thermoschock-Ergebnisse berichtet. In einigen Arbeiten, insbesondere den oben genannten Laboruntersuchungen, werden Versuchsergebnisse, praktische Erfahrungen und thermodynamische Berechnungen zu Alkali- und Wasserdampfschädigungen diskutiert. Die erfaßten, durch chemisch/thermische Beanspruchung hervorgerufene, Schädigungsformen sind Kriechen, Kristallisation im Binder, Festigkeitsabnahme, Ermüdung und Verringerung der Porosität.

Als maßgebliche, rauchgasrelevante Einflußfaktoren auf das Oxidations- bzw. Korrosionsverhalten von SiC wird in den insgesamt ausgewerteten Literaturstellen O₂, Wasserdampf, CO/CO₂, SO₂/SO₃, Na₂SO₄, Na₂CO₃ und NaCl angegeben. Die Untersuchungen erfolgten überwiegend bei Temperaturen zwischen 600 und 1300 °C und Drücken zwischen 0,1 und 1 MPa (z.B. PFBC) bzw. 0,1 und 3 MPa (z.B. IGCC).

Infolge der geringen Anzahl an Untersuchungen zum Oxidations- bzw. Korrosionsverhalten von SiC-Filterkeramiken war eine eindeutige, systematische Zuordnung der Einflußfaktoren zu praktischen Anwendungsfällen oder zu Schädigungsformen anhand der Literatur nicht möglich.

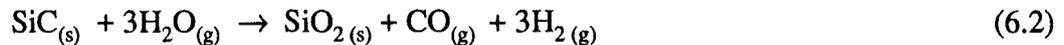
Im allgemeinen zeichnet sich SiC durch eine hohe Oxidationsbeständigkeit und sehr gute Korrosionsbeständigkeit aus. Unter dem Aspekt der Korrosion ist SiC beständig gegen Säuren, Laugen, Salzlösungen und organische Lösungen, wird allerdings durch Alkalien, Fluoride, Na₂SO₄ sowie ab ca. 1000 °C auch durch Metalle und Oxide angegriffen. Die Oxidation bzw. Korrosion von SiC wird hierbei maßgeblich durch den Sauerstoffpartialdruck in der Grenzfläche SiC/umgebende Phase bestimmt:

Bei ausreichendem Sauerstoffpartialdruck bildet SiC eine passivierende Deckschicht (zumeist aus amorphem SiO₂), deren Wachstum diffusionskontrolliert ist und durch ein parabolisches Zeitgesetz beschrieben werden kann. Die Ausbildung dieser Schutzschicht erfolgt nach:



wobei die Massenzunahme durch SiO₂ stets mit einem Massenverlust durch flüchtiges CO einhergeht. Die Ausbildung und das Wachstum der Oxidschicht ist dementsprechend relativ komplex und wird sowohl durch die gegensätzlichen Diffusionsrichtungen von Sauerstoff und Kohlenmonoxid, deren Diffusionsraten

als auch durch Reaktionen in der Grenzfläche SiC/SiO₂ beeinflusst. Im Vergleich zu trockener Atmosphäre steigt die Oxidationsrate in feuchter Atmosphäre erheblich an. Dieser Unterschied wird auf eine Störung des SiO₂-Netzwerks durch Wassermoleküle zurückgeführt, welche die Siloxanbrücken ($\equiv \text{Si} - \text{O} - \text{Si} \equiv$) unter Bildung von SiOH-Gruppen aufspalten. Dadurch erfolgt eine Aufweitung des Netzwerks, was wiederum eine höhere Wasserdiffusionsrate durch die Oxidschicht ermöglicht. Die durch Wasser geförderte Oxidation von SiC kann vereinfacht durch folgende Gleichung beschrieben werden:



Hierbei wird die Oxidationsrate zwar im wesentlichen durch die Wasserdiffusionsrate bestimmt, jedoch können auch die Reaktionen in der Grenzfläche beeinflusst werden. Die Oxidation von SiC wird ebenfalls durch Alkali(Na, K)- und Kohlenstoffgehalte der Atmosphäre gefördert. Bei polykristallinen SiC-Werkstoffen erfolgt eine zusätzliche Beeinflussung durch Bindephasen, Sinterhilfsmittel und Verunreinigungen. So wird, gegenüber SiC-Einkristallen, z.B. bei SiC-Werkstoffen mit hohen Al-Gehalten die Oxidationsrate durch Bildung von Al-Silikaten verringert, während bei (B,C)-dotiertem SiC oder SiC-Werkstoffen mit alkalihaltigen Bindephasen die Oxidationsrate durch Bildung von niedrig viskosen Gläsern bzw. Silikaten erhöht wird. Ein weiterer Effekt ist eine ab ca. 1000 °C in der Grenzfläche beginnende Kristallisation von Cristobalit, was die Oxidationsrate sowohl erniedrigen (O-Diffusion durch Cristobalit) als auch erhöhen (O-Diffusion entlang von Defektstellen zwischen amorphem SiO₂ und Cristobalit) kann. Die Bildung von Cristobalit wird hierbei durch Verunreinigungen und/oder feuchte Atmosphäre gefördert bzw. zu tieferen Temperaturen verschoben. So zeigen technische SiC-Werkstoffe eine Cristobalitbildung bereits ab ca. 800 °C. Die Stabilität der passivierenden Deckschicht ist durch Verdampfung bzw. Zersetzung des SiO₂ bestimmt, was in oxidierender Atmosphäre i.d.R. als unkritisch angesehen werden kann. Temperaturwechselbeanspruchungen können jedoch, einerseits aufgrund der unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten von SiC, amorphem sowie kristallinem SiO₂ und andererseits aufgrund der diversen Phasenumwandlungen von SiO₂, Risse in der Deckschicht initiieren, wodurch die Oxidationsraten erhöht werden, sowie unter Umständen ganze Schichtbereiche abplatzen. Kritisch ist ebenfalls eine Umsetzung des entstandenen SiO₂ durch, aus der Atmosphäre auskondensierte, Salzschnmelzen wie Na₂SO₄ zu Na-Silikaten mit sehr niedrig schmelzenden Eutektika.

Demgegenüber kommt in reduzierender Atmosphäre bzw. bei geringen Sauerstoffpartialdrücken in der Grenzfläche SiC/SiO₂ der Zersetzung des SiO₂ eine signifikante Bedeutung zu. Ein unzureichender Sauerstoffpartialdruck führt gemäß:



zur Bildung von gasförmigem SiO, wobei ein hoher SiO-Dampfdruck zum Aufplatzen der Oxidschicht führt und auf der freiwerdenden Oberfläche eine aktive Oxidation analog der Gleichung:



erfolgen kann.

Hinsichtlich dem, von der Temperatur und dem Sauerstoffpartialdruck abhängigen, Übergang von passiver zu aktiver Oxidation ist hierbei zu berücksichtigen, daß dieser Übergang z.B. durch O-Donatoren wie CO₂ oder H₂O zu geringeren O₂-Partialdrücken der Umgebung bzw. höheren Temperaturen verschoben werden kann.

Im Vergleich zu dem besser charakterisierten Korrosionsverhalten dichter Keramikwerkstoffe sind bei der Durchströmung von porösen Filterkeramiken indes Änderungen im Korrosionsverhalten zu erwarten. Insbesondere bei der für Hochtemperaturprozesse typischen Kombination von Temperatur und Druck muß bei einer Durchströmung der Filterwerkstoffe von verstärkten Wechselwirkungen ausgegangen werden. Systematische Laboruntersuchungen zu durchströmten Filterwerkstoffen unter kombinierter Temperatur- und Druckbeanspruchung waren anhand der Literatur jedoch nicht zugänglich. Die Kenntnis der Wechselwirkungen ist allerdings unerlässlich zur Erschließung des Anwendungspotentials keramischer Filterwerkstoffe für Hochtemperaturprozesse.

6.1.2 Festigkeitsverhalten

Die Ergebnisse der O-Ring-Festigkeitsuntersuchungen (vgl. Kap. 4.5.1) sind in **Tabelle 6.1** sowie den **Abbildungen 6.1** und **6.2** wiedergegeben. Hinsichtlich der Betriebsbedingungen wie Temperatur, Zusammensetzung der Atmosphäre, Betriebs- und Stillstandszeiten etc. konnte allerdings nur zwischen oxidierender und reduzierender Atmosphäre unterschieden werden. Detaillierte Betriebsbedingungen lagen lediglich für die im Rauchgaszug der Feststoffverbrennungsanlage TAMARA des Forschungszentrums Karlsruhe ausgelagerten Elemente vor. Für die aus Pyrolyse- bzw. Vergasungsanlagen entnommenen Filterkerzen waren mit Ausnahme einer Beanspruchung unter reduzierender Atmosphäre keine weiteren Angaben zugänglich.

Tab. 6.1: Festigkeitskennwerte und Betriebsbedingungen der untersuchten Filterkerzen.

Filterelement		Betriebsbedingungen	σ_0 MPa	m	Festigkeitsabnahme %
4SPF	Referenz	neuwertig	24,1	27,9	-
	TAMARA	T = 770°C t = 80 h oxidierende Atmosphäre	23,2	32,0	4
	A2	nicht zugänglich (reduzierende Atmosphäre)	20,8	23,3	14
2SPK	Referenz	neuwertig	35,7	15,5	-
	A1	nicht zugänglich (reduzierende Atmosphäre)	26,7	27,2	25
	B1	nicht zugänglich (reduzierende Atmosphäre)	21,5	13,0	40

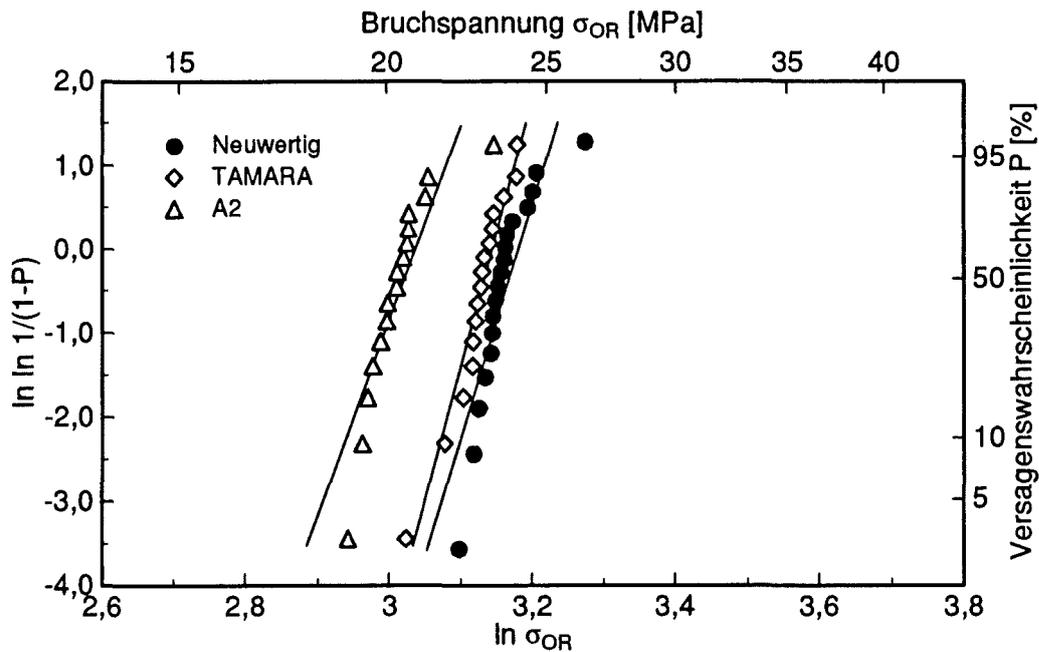


Abb. 6.1: Einfluß unterschiedlicher Betriebsbedingungen auf die O-Ring-Festigkeit von 4SPF-Filterelementen.

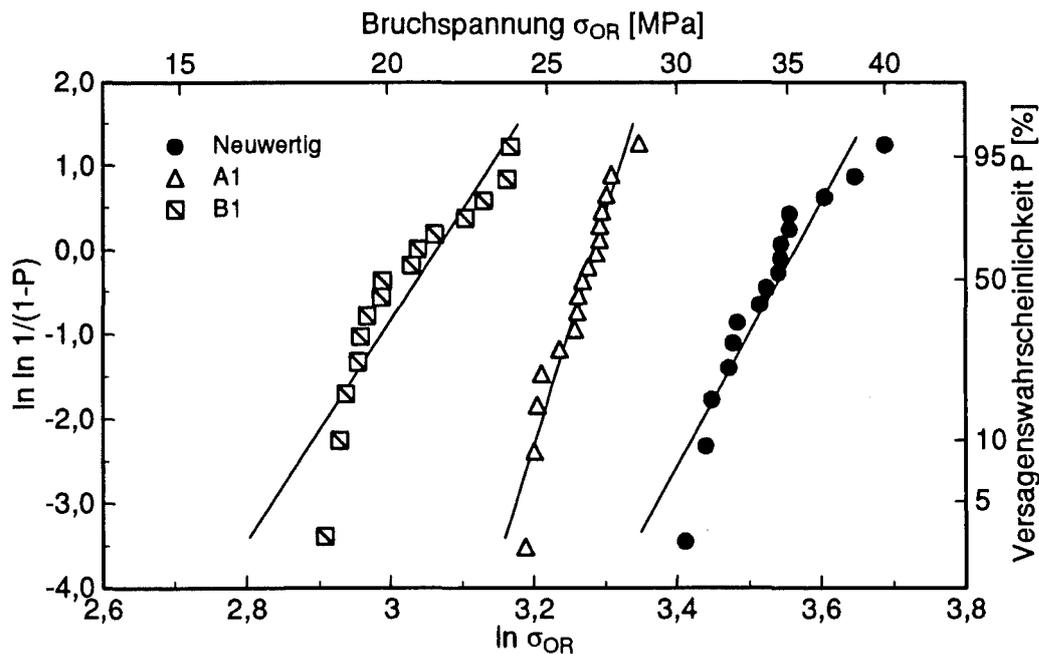


Abb. 6.2: Einfluß unterschiedlicher Betriebsbedingungen auf die O-Ring-Festigkeit von 2SPK-Filterelementen.

Die Untersuchungen zeigten, daß die bei Raumtemperatur ermittelte Festigkeit der ausgelagerten bzw. dem Betrieb entnommenen Filter gegenüber dem neuwertigen Zustand infolge betriebsbedingter Korrosion und/oder mechanischer Beanspruchung z.T. drastisch abnahm. So verringerte sich die Festigkeit der bei 770 °C in TAMARA ausgelagerten, d.h. nur umströmten, Filterkerzen bereits nach einer Auslagerungsdauer von 80 h um 4 %. Bei den durchströmten, staubbeladenen und abgereinigten, Filtern aus den Pyrolyse- bzw. Vergasungsanlagen nahm die Festigkeit gar um bis zu 40 % ab.

Im Vergleich der Filter wies das 2SPK-Filter im neuwertigen Zustand mit 35,7 MPa eine deutlich höhere charakteristische Festigkeit als das 4SPF-Filter auf, dessen Festigkeit 24,1 MPa betrug. Für die aus dem Betrieb A entnommenen Kerzen lag indes die Festigkeitsabnahme des 2SPK-Filters mit 25 % über derjenigen des 4SPF-Filters von 14 %, wobei allerdings die absoluten Werte der Festigkeit stets größer waren als die des 4SPF-Filters. Die höhere Festigkeit des 2SPK-Filters, sowohl im neuwertigen als auch im gebrauchten Zustand, ist hierbei auf die feinkörnigere Tragstruktur (vgl. Kap. 6.2, Tab. 6.2) zurückzuführen /WESTERHEIDE 1997/, welche jedoch - unter der Annahme identischer Betriebsbedingungen - aufgrund des daraus resultierenden, erhöhten Anteils an Grenzflächen auch als Ursache für die überproportionale Festigkeitsabnahme angesehen werden kann.

Beide untersuchten Filtertypen weisen trotz der z.T. erheblichen Festigkeitsabnahme eine Festigkeit auf, die im Normalbetrieb, mit zu erwartenden Spannungen von ca. < 2 MPa /FREUDE 1996/, ausreicht. Eine hohe Festigkeit der Filter ist allerdings anzustreben, da durch die Installation der Filterkerzen, durch starke Vibrationen oder durch Staubbrückenbildung im Störfall hohe, nicht quantifizierbare Belastungen auftreten können. Hierdurch gebildete Risse können bereits bei normaler Betriebsbeanspruchung zu kritischer Größe anwachsen und somit einen rein mechanisch bedingten Bruch während des Normalbetriebs auslösen. Dementsprechend erscheint das 2SPK-Filter aus bruchmechanischer Sicht günstiger als das 4SPF-Filter.

Hinsichtlich der ermittelten Festigkeitskennwerten (σ_0 , m) ist anzumerken, daß die O-Ring-Prüfung im Vergleich zur C-Ring-Prüfung bzw. zum 4-Punkt-Biegeversuch höhere Werte ergibt, da das berücksichtigte Probenvolumen deutlich kleiner ist. Zudem wird die Vergleichbarkeit durch die unterschiedliche Lage und Richtung der wirksamen Spannungen beeinträchtigt. Die maximale Zugspannung liegt bei der O-Ring-Prüfung senkrecht zur Normalkraft an der Innenwandung der zylindrischen Probe vor, während sie bei der C-Ring-Prüfung in Normalkraftrichtung an der Außenwandung auftritt /BORTZ 1961, EVANS 1984, DURELLI 1986, MUNZ 1989, ROARK 1989/. In Anbetracht der vorliegenden Textur im Gefügebau der Filter (vgl. Kap. 6.3) kann dies zu erheblich differierenden Festigkeitswerten führen. Weiterhin ist zu beachten, daß die Festigkeitskennwerte der ausgelagerten bzw. dem Betrieb entnommenen Filter jeweils nur an einer Kerze ermittelt wurden und somit fertigungstechnische und/oder betriebsbedingte Varianzen nicht berücksichtigt sind.

6.2 Struktur der Filtermembran

Die Lösung des Zielkonflikts zwischen geringem Druckverlust i.e. geringer Energieverbrauch und hohem Anfangsabscheidegrad bzw. Trenngrad bei guter Regenerierbarkeit und ausreichender Festigkeit der keramischen Filtermedien erfolgt derzeit durch einen mehrschichtigen strukturellen Aufbau d.h. durch eine Funktionstrennung zwischen einer relativ dicken, grobkörnigen Tragstruktur und der eigentlichen, sehr dünnen sowie feinkörnigen bzw. feinporösen Filterschicht. Bei kommerziell erhältlichen, mit gutem Erfolg in der Heißgasentstaubung eingesetzten, Filterelementen wird die feinkörnige Filtermembran häufig auf gespritzt. Für eine breite Partikelgrößenverteilung im Rohgas zeigen diese Elemente ein stabiles Betriebsverhalten, welches jedoch bei einer Verlagerung des zu filtrierenden Partikelspektrums zu feineren Partikeln zunehmend instabil wird. Das Funktionsverhalten der Filter wird hierbei maßgeblich durch die Gefügestruktur (Korn- und Porengröße) und die Homogenität der Filtermembran bestimmt, die wiederum von dem verwendeten Ausgangsmaterial, u.a. Binder, Kornform und -größe, sowie dem Beschichtungs- bzw. Herstellungsverfahren abhängig sind. Charakteristische Erscheinungsformen der Filtermembran bei

stabilem bzw. instabilem Betriebsverhalten sind in **Abbildung 6.3** am Beispiel einer 4SPF-Filterkeramik durch rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der oberflächennahen Bereiche wiedergegeben. Bei stabilem Betriebsverhalten (Abb. 6.3a) lagern sich die Staubpartikeln im wesentlichen an der Oberfläche der Filtermembran an und können somit bei der Abreinigung abgelöst werden. Demgegenüber scheiden sich die Staubpartikeln bei instabilem Betriebsverhalten (Abb. 6.3b) in der Filtermembran ab und können von dort nicht mehr ausgetragen werden. Diese irreversible Anlagerung führt zu einer zunehmenden Verlegung der Porenkanäle und letztlich zu einem Verstopfen des Filtermediums.

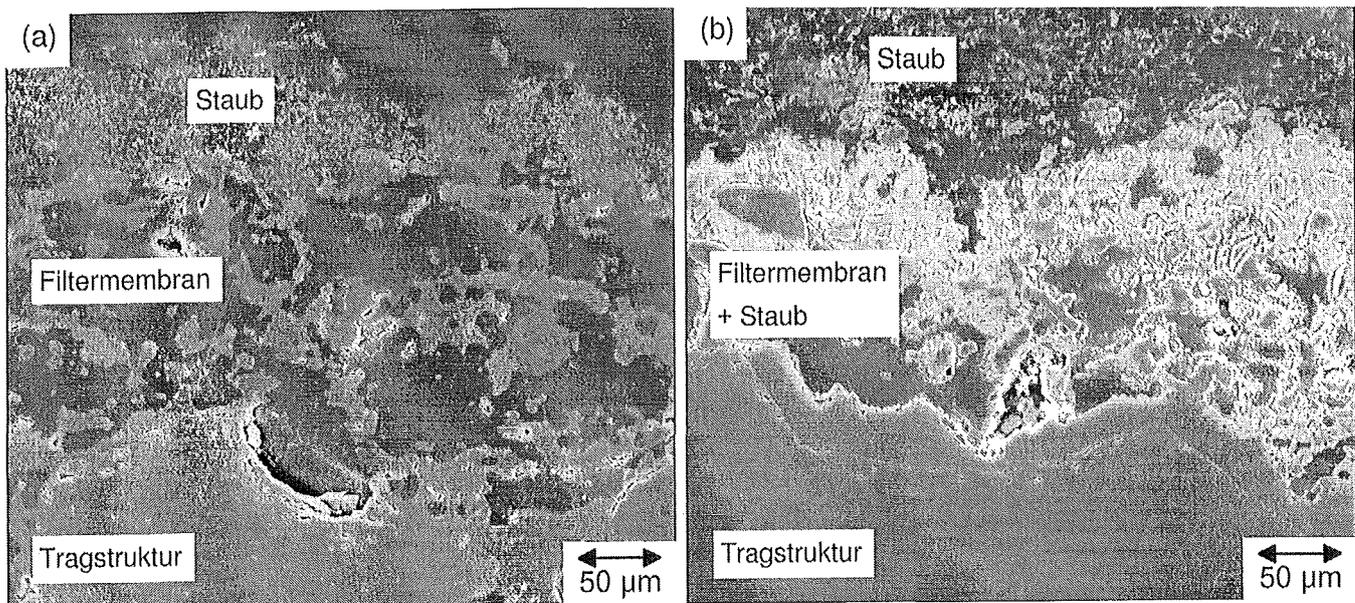


Abb. 6.3: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der oberflächennahen Bereiche von 4SPF-Filterkerzen bei stabilem (a) und instabilem (b) Betriebsverhalten.

Zur Ermittlung des Beschichtungseinflusses wurden verschiedene, teils bereits industriell eingesetzte Filterkeramiken auf SiC-Basis, teils noch in der Entwicklung befindliche Filterkeramiken auf Al_2O_3 -Basis charakterisiert. Hierfür wurden mittels Licht- und Rasterelektronenmikroskopie unter Anwendung eines halbautomatischen Bildanalyse-Systems quantitative Strukturanalysen an Anschliffen der Filter senkrecht zur Filtrationsoberfläche durchgeführt (vgl. Kap. 4.4). Der Einfluß der Beschichtungsverfahren auf die Filtereigenschaften wurde durch Druckverlustmessungen sowie Abreinigungsversuche an Filterkeramiken untersucht (vgl. Kap. 5.1.1).

Die untersuchten Filterkeramiken sind in **Tabelle 6.2** einander gegenübergestellt. Im Unterschied zu den SiC-Filterkeramiken waren die Tragstrukturgefüge der Al_2O_3 -Filterkeramiken laut Herstellerangabe identisch, was eine rein qualitative Analyse der Tragstrukturen bestätigte. Die exemplarisch für die EPH-Proben durchgeführte quantitative Gefügeanalyse der Tragstruktur ergab hierbei eine bimodale Korngrößenverteilung sowie einen zweilagigen Aufbau der Tragstruktur. Die obere, unmittelbar an die Filtermembran anschließende Lage bestand anzahlmäßig zu ca. 75 % aus kleinen, porösen sowie unregelmäßig geformten Körnern im Bereich von etwa 25 µm und zu ca. 25 % aus größeren, polygonalen Körnern mit einer Größe zwischen etwa 100 und 150 µm. Im Abstand von etwa 1 mm zur beschichteten Oberfläche folgte eine zweite Lage mit einem auf ca. 50 bis 60 % reduzierten Anteil der feinen und einem dementsprechend erhöhten Anteil der gröberer Körner. Der Mittelwert der maximalen Feretdurchmesser betrug in der ersten, oberen Lage ca. 40 µm und in der darunter liegenden zweiten ca. 60 µm. Die SiC-Filterkeramiken

zeigten demgegenüber eine monomodale Korngrößenverteilung sowie einen in erster Näherung homogenen, einlagigen Aufbau der Tragstruktur. Der Mittelwert der maximalen Feretdurchmesser lag für die 4SPF-Filterkeramik bei ca. 350 µm, für die 2SPK-Filterkeramik bei ca. 250 µm.

Tab. 6.2: Untersuchte Filterkeramiken.

	Tragstruktur			Filtermembran			B* $10^{-9} \frac{\text{m}^2}{\text{Pa} \cdot \text{s}}$
	Material	Dicke mm	mittlere Korngröße µm	Material	Beschichtungs- verfahren	max. Dicke µm	
EPH/1	Al ₂ O ₃	7,1	zweilagig mit bimodaler Verteilung: 1. Lage: 40 2. Lage: 60	Al ₂ O ₃	Elektrophorese	50	53
EPH	Al ₂ O ₃	2,5		Al ₂ O ₃	Elektrophorese	2 • 60	40
SG	Al ₂ O ₃	3,0		Al ₂ O ₃	Sol-Gel-Verfahren	2 • 60	35
RP	Al ₂ O ₃	3,5		Al ₂ O ₃	Reib-Preß-Verfahren	50	24
4SPF	SiC	15,0	350	Al ₂ O ₃ / SiC	Spritzen	150	1390
2SPK	SiC	10,0	250	3Al ₂ O ₃ • 2SiO ₂	Spritzen	500	350

* mit $\Delta p = \frac{1}{8} H u_0$, B = Permeabilität, H = Gesamtdicke (Tragstruktur + Filtermembran)

Der strukturelle Aufbau der Membranen ist in **Abbildung 6.4** und **6.5** wiedergegeben.

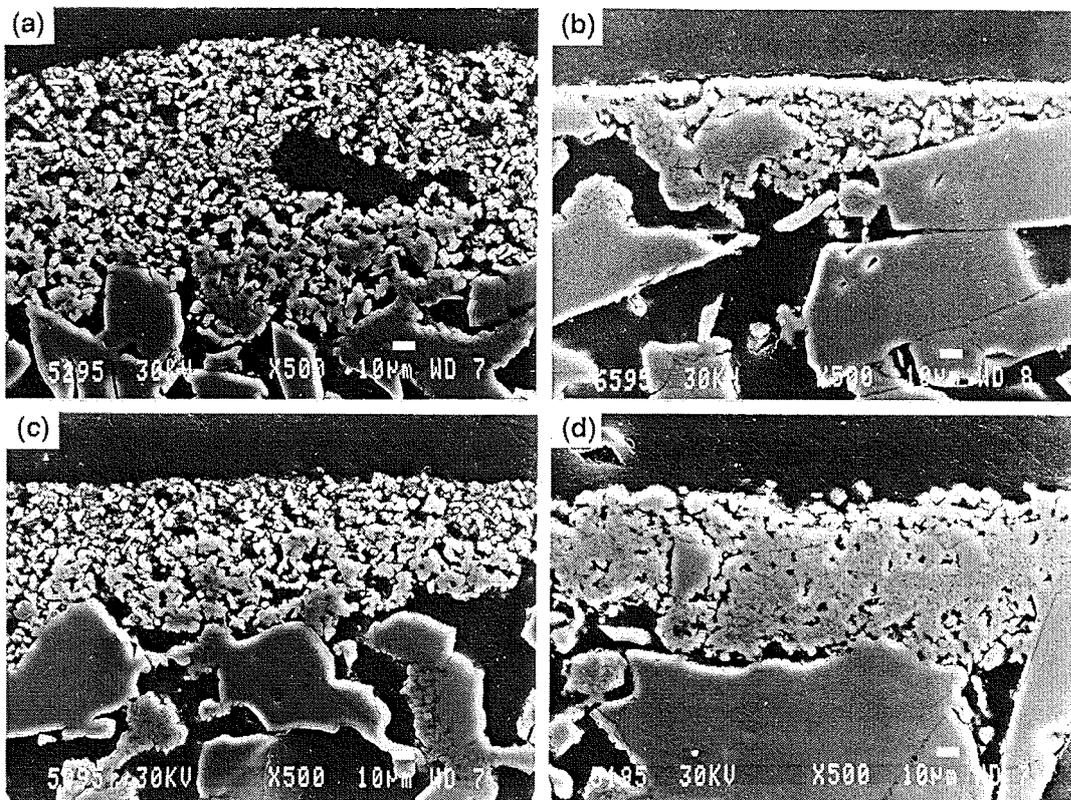


Abb. 6.4: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der oberflächennahen Bereiche der Proben SG (a), EPH/1 (b), EPH (c) und RP (d).

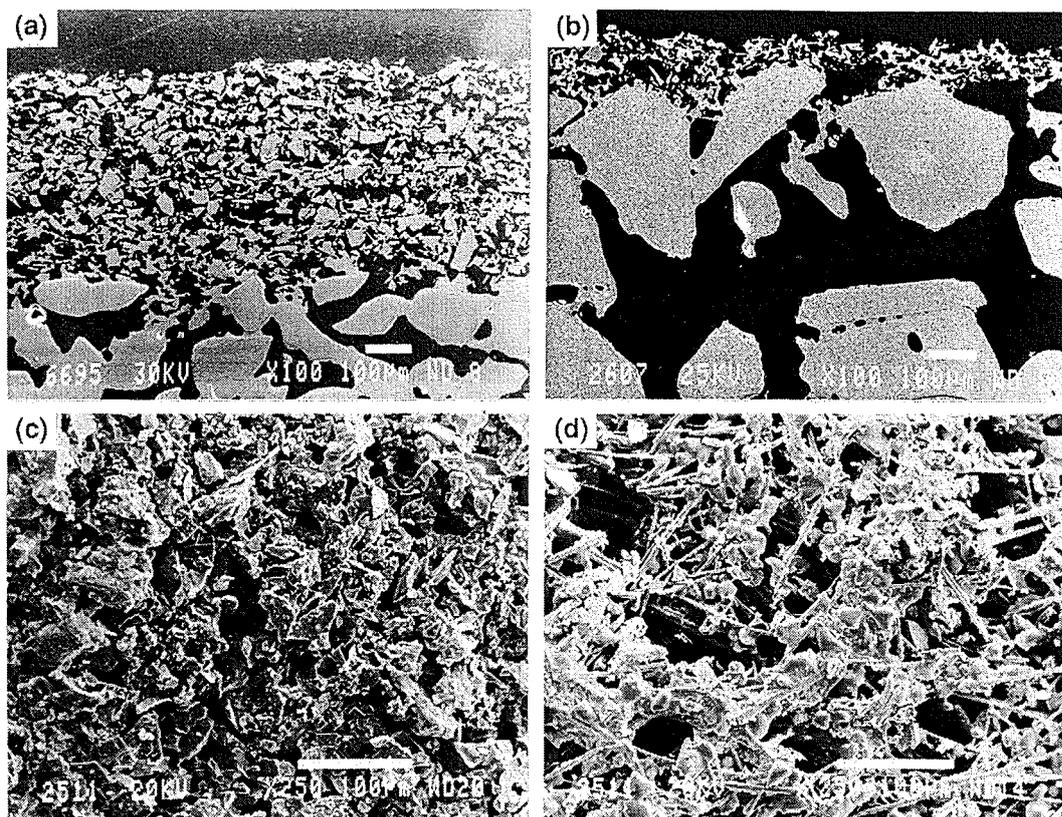


Abb. 6.5: Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Querschliffen (a, b) und Oberflächen (c, d) der Proben 2SPK (a, c) und 4SPF (b, d).

Abbildung 6.4 zeigt rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Querschliffen der oberflächennahen Bereiche der Proben SG (a), EPH/1 (b), EPH (c) und RP (d). Die Probe SG (Abb. 6.4a) wies eine zwei-lagige, etwa 120 μm dicke Beschichtung mit etwa 5 μm großen Körnern auf. An der Grenzfläche zwischen der oberen, etwa 60 μm dicken Lage und der unteren Beschichtungslage waren lokal Poren vorhanden. Die Beschichtung der Probe EPH/1 (Abb. 6.4b) war lediglich bis zu ca. 50 μm dick. Abschnitte ohne erkennbare Beschichtung, in denen die Körner der Tragstruktur bis zur Oberfläche reichten, wechselten hierbei mit beschichteten Bereichen in den Zwischenräumen der Körner der Tragstruktur. Die Beschichtung der Probe EPH (Abb. 6.4c) bestand aus zwei etwa 60 μm dicken Lagen. Auffällige Inhomogenitäten wie bei Probe SG wurden an der Probe EPH nicht festgestellt. Die Korngröße lag bei etwa 5 bis 10 μm . Die Beschichtung der Probe RP (Abb. 6.4d) bestand aus einer sehr dichten, etwa 50 μm dicken Lage.

Abbildung 6.5 zeigt rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen von Querschliffen (a, b) und Oberflächen (c, d) der Proben 2SPK (a, c) und 4SPF (b, d). Die Membran der Probe 2SPK bestand aus Körnern mit einer mittleren Größe im Bereich von 10 bis 20 μm (Abb. 6.5c) und war bis zu ca. 500 μm dick. Etwa 300 μm unterhalb der Oberfläche war ein zeilenförmiger Bereich mit höherer Porosität erkennbar. Die Membran der Probe 4SPF bestand aus einer Mischung von etwa 10 μm großen Körnern und etwa 5 μm dicken sowie etwa 100 μm langen Fasern (Abb. 6.5d). Die Beschichtung war bis zu ca. 150 μm dick.

In **Abbildung 6.6a** ist die Porosität einer Schnittebene senkrecht zur Filteroberfläche der Proben EPH, SG, RP, 4SPF und 2SPK in Abhängigkeit des Oberflächenabstands aufgetragen. Bei den im Bereich der Membran eingetragenen Meßpunkten in den Abbildungen 6.6a und 6.6b handelt es sich um Mittelwerte aus jeweils 5 analysierten Flächen mit gleichem Oberflächenabstand. Die Länge der einzelnen horizontalen Kurvenabschnitte gibt hierbei den Oberflächenabstandsbereich an über den jeweils gemittelt wurde. Die

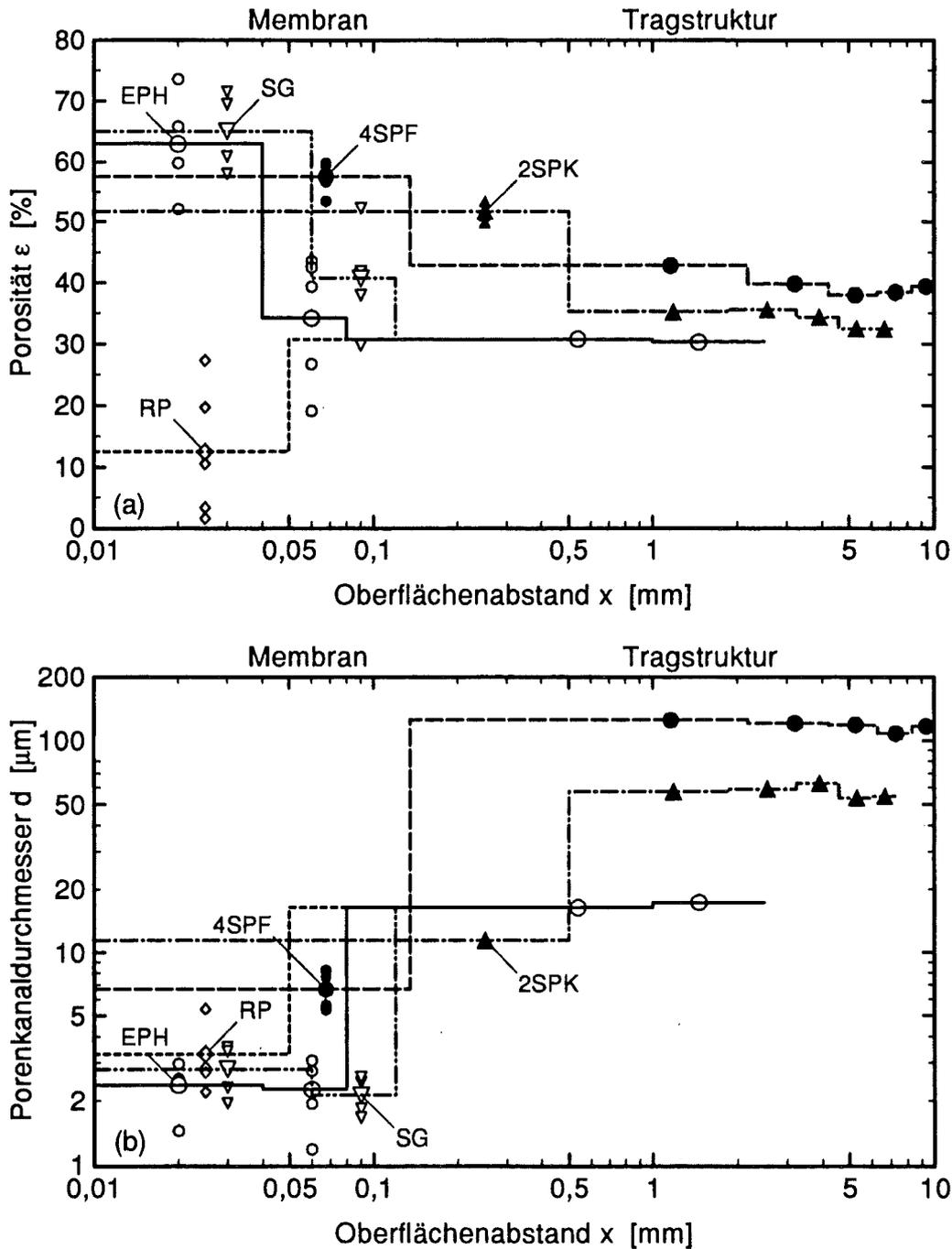


Abb. 6.6: Flächenporosität einer Schnittebene senkrecht zur Filteroberfläche (a) sowie mittlerer Porenkanaldurchmesser (b) der Proben EPH, SG, RP, 4SPF und 2SPK in Abhängigkeit des Abstands zur Filteroberfläche.

zweilagigen Filtermembranen der Proben EPH und SG wiesen Porositäten von etwa 65 % in der oberen und etwa 35 bis 40 % in der unteren Lage auf. Demgegenüber waren die Filtermembranen der Proben RP, 4SPF und 2SPK einlagig aufgebaut und wiesen Porositäten von etwa 57 % (4SPF), 52 % (2SPK) bzw. 12 % (RP) auf. Die Membran der Probe 2SPK war dabei mit bis zu 500 μm wesentlich dicker als die der übrigen Proben (50 bis 150 μm). Die Porosität der ebenfalls zweilagig aufgebauten, laut Hersteller identischen Tragstruktur der Filterkeramiken auf Al₂O₃-Basis (EPH, SG, RP) wurde exemplarisch für die EPH-Proben ermittelt und betrug etwa 30 %. Die Porosität der Tragstrukturen der SiC-Filterkeramiken lag bei etwa 42 bis 38 % (4SPF) sowie 35 bis 32 % (2SPK) und nahm mit zunehmendem Oberflächenabstand leicht ab.

Hinsichtlich der zur modelltheoretischen Abschätzung des Anfangsdruckverlusts und Anfangstrenngrads erforderlichen Korngröße, kann diese an den konfektionierten, keramisch gebundenen kornkeramischen Heißgasfiltermedien rasterelektronenmikroskopisch nicht ohne weiteres rekonstruiert werden. Hinzu kommt, daß eine Vernachlässigung der Menge und Verteilung des Binders zu sehr großen Fehlern in der Abschätzung führt. Anstelle der Korngröße bzw. Ausgangspartikeln wurde deshalb versucht, die Porenkanäle zu charakterisieren. Dies erschien sinnvoll, da bei gebundenen, kornkeramischen Heißgasfiltermedien ohnehin eher eine Durchströmung von Porenkanälen als eine Umströmung einzelner Schüttgüt-körner vorliegt.

In Abbildung 6.6b sind die mittleren Porenkanaldurchmesser der Proben EPH, SG, RP, 4SPF und 2SPK in Abhängigkeit des Abstands zur Filteroberfläche aufgetragen. Als mittlerer Porenkanaldurchmesser wird der arithmetische Mittelwert der Porenschnittsehnenlängenverteilung parallel zur Filteroberfläche, d.h. senkrecht zur Anströmrichtung bezeichnet. Die mittleren Porenkanaldurchmesser der Proben EPH, RP und SG lagen bei etwa 2 bis 4 μm in der Membran und etwa 15 bis 20 μm in der Tragstruktur. Im Vergleich dazu waren die mittleren Porenkanaldurchmesser der Proben 4SPF und 2SPK mit etwa 7 μm (4SPF) und 12 μm (2SPK) innerhalb der Membran sowie etwa 60 μm (2SPK) und 120 μm (4SPF) innerhalb der Tragstruktur deutlich größer.

Neben den Mittelwerten der Porosität und Porengröße ist die Verteilung und Streuung dieser Kennwerte innerhalb eines Filters ausschlaggebend für das Filtrationsverhalten und die Qualität eines Filtermediums.

In **Abbildung 6.7** sind deshalb die Standardabweichungen der Porenschnittsehnenlängen (Abb. 6.7a) sowie die ermittelten maximalen Porenschnittsehnenlängen (Abb. 6.7b) für die oberen (/O) und die unteren Beschichtungslagen (/U) der Proben EPH und SG sowie für die einlagigen Schichten der Proben RP, 4SPF und 2SPK aufgetragen. Die Standardabweichung der Porenschnittsehnenlängen ist ein Maß für die Breite der Häufigkeitsverteilung der Schnittsehnenlängen und kann als Maß für die Homogenität der Beschichtung herangezogen werden. Die maximale Porenschnittsehnenlänge dient zur Detektion einzelner großer, häufig als "pin-holes" bezeichneter, Porenkanäle in der Beschichtung, die wegen ihrer geringen Häufigkeit die Standardabweichung nur wenig beeinflussen, für das Filtrations- und Abreinigungsverhalten jedoch entscheidend sind.

Die Standardabweichungen der Porenschnittsehnenlängen der Proben EPH, SG und RP lagen auf gleichem Niveau bei etwa 3 μm , wobei für die zweilagig beschichteten Proben EPH und SG die untere Lage jeweils um etwa 0,5 bis 1,0 μm kleinere Werte aufwies. Die Standardabweichungen der Porenschnittsehnenlängen der Proben 4SPF und 2SPK lagen etwa um den Faktor 3 (4SPF) bzw. 5 (2SPK) höher. Diese Aufsprei-zung der Verteilung ist zu erwarten, da die untere Grenze aller Porenschnittsehnenlängenverteilungen stets unabhängig von der mittleren Porengröße bei 0 μm liegt, die obere Grenze aber mit dem Mittelwert steigt.

Die maximalen Porenschnittsehnenlängen (Abb. 6.7b) lagen für die Proben EPH, SG, RP und 4SPF etwa um den Faktor 6, für die Probe 2SPK um den Faktor 9 höher als die jeweiligen Mittelwerte (vgl. Abb. 6.6b). Bei den zweilagig beschichteten Proben EPH und SG war die maximale Porenschnittsehnenlänge der oberen Beschichtungslage jeweils höher als die der unteren Beschichtungslage.

Ein Vergleich der Untersuchungsergebnisse mit den filtrationstechnischen Untersuchungen der Filterkera-miken sowie den begleitend durchgeführten licht- bzw. rasterelektronenmikroskopischen Analysen der

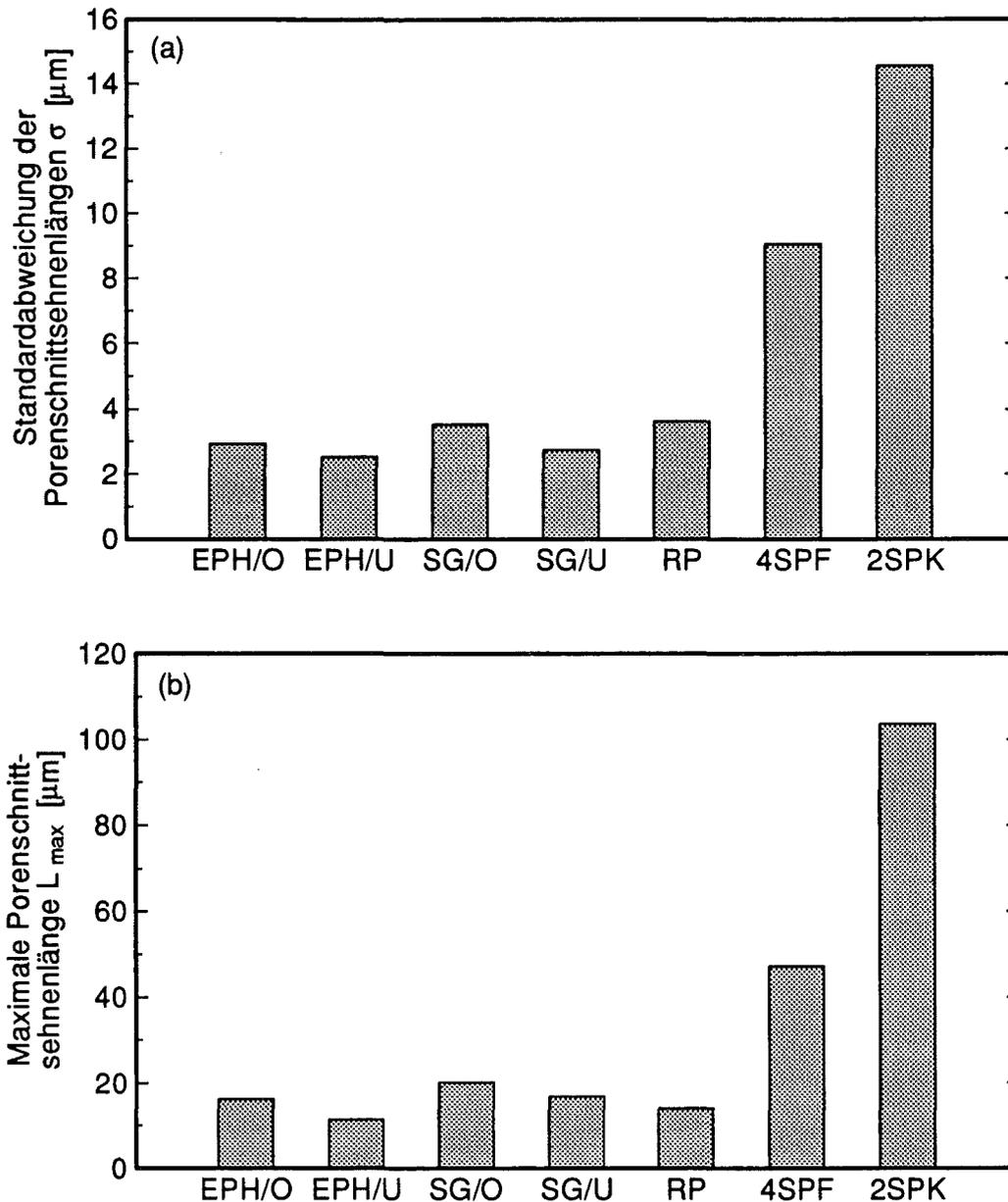


Abb. 6.7: Standardabweichungen der Porenschnittsehnenlängen (a) sowie maximale ermittelte Porenschnittsehnenlängen (b) für die oberen (/O) und die unteren Beschichtungslagen (/U) der Proben EPH und SG sowie für die einlagigen Schichten der Proben RP, 4SPF und 2SPK.

Staubstrukturen /BUNDSCHUH 1995/ ergab, daß mit Hilfe dieser Strukturparameter ein filtertechnisches Anforderungsprofil für hochwertige keramische Beschichtungen zur langzeitstabilen Feinstaubfiltration festgelegt werden kann. Als wichtigstes Strukturmerkmal für solche Beschichtungen erwies sich dabei deren Homogenität. Beschichtungen, die durch einfaches Aufspritzen hergestellt wurden (4SPF, 2SPK), zeigten eine wesentlich geringere Homogenität als elektrophoretisch (EPH) oder mittels Sol-Gel-Prozeß (SG) aufgetragene Schichten. Letztgenannte Verfahren ermöglichen zudem Beschichtungen mit sehr hochporösem Aufbau bei geringer Schichtdicke und folglich geringem Druckverlust. Solche hochporösen Schichten mit kleinem Porendurchmesser bewirken bei ausreichender Homogenität eine oberflächennahe, über die gesamte Filteroberfläche gleichmäßige Filtration und verhindern ein irreversibles Einlagern feiner Partikel in die Filterschicht. Das Funktionsverhalten bleibt somit auch für Rohgase mit einem hohen Feinstaubanteil im Submikronbereich ($< 0,5 \mu\text{m}$) stabil.

6.3 Textureinfluß auf den Filterwiderstand

Durch die hexagonale bzw. rhomboedrische Kristallstruktur des eingesetzten α -SiC bedingt, weisen die Gefüge der Filterelemente auf SiC-Basis eine überwiegend längliche Kornform auf (vgl. Abb. 6.5), was zu einem richtungsabhängigen Durchströmungswiderstand bzw. Druckverlust führen kann.

In **Abbildung 6.8** sind am Beispiel einer gestampften 2SPK-Filterkerze der bildanalytisch erfaßte Formfaktor D_{\min}/D_{\max} (Streckungsgrad) sowie die Orientierung des maximalen Feretdurchmessers D_{\max} der SiC-Körner in der Tragstruktur dargestellt. Die Analysen erfolgten an senkrecht zueinander stehenden Anschliffen in longitudinaler (Abb. 6.8a,b) bzw. tangentialer (Abb. 6.8c,d) Richtung der Filterkerze jeweils senkrecht zur radialen Anströmrichtung.

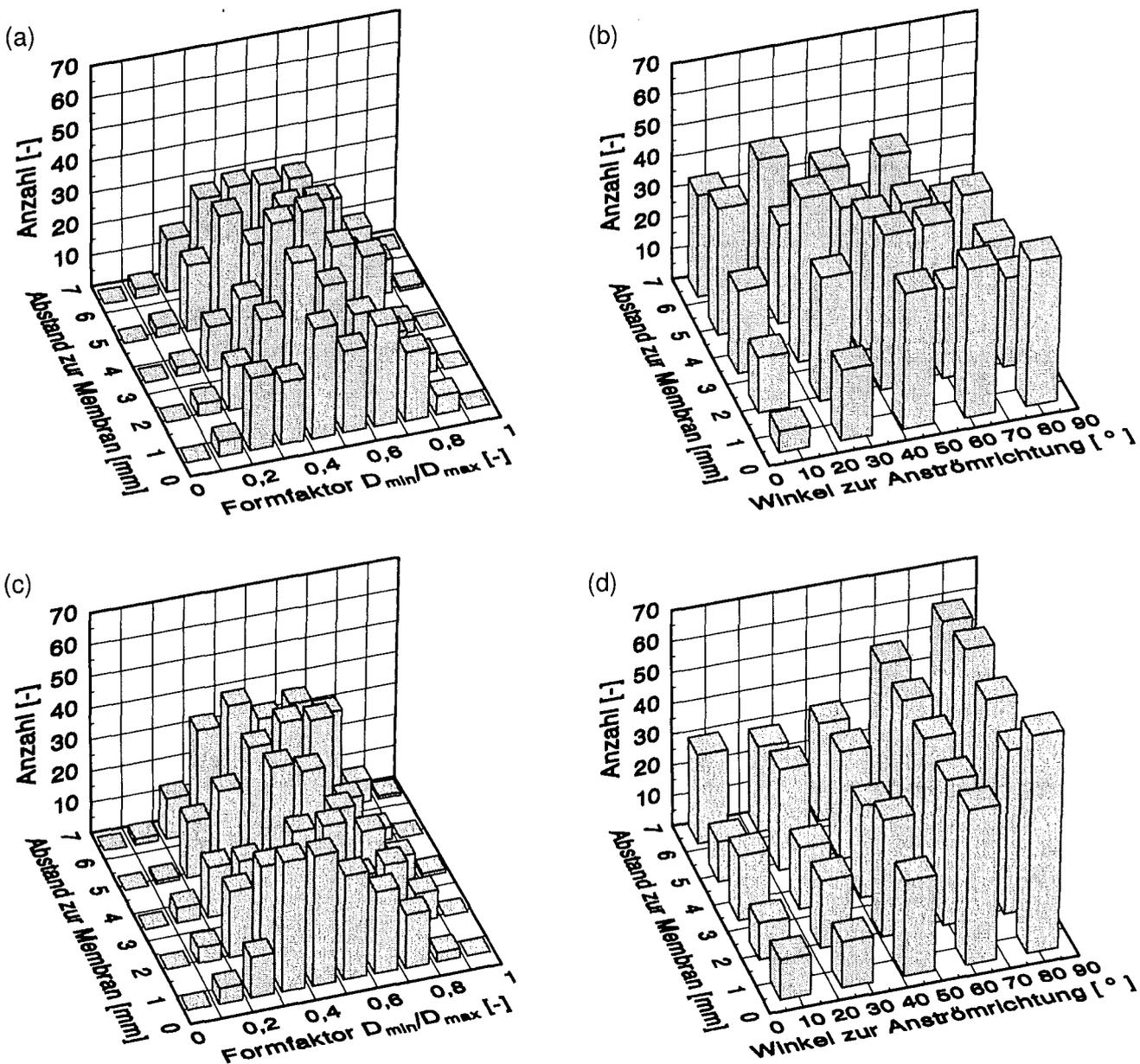
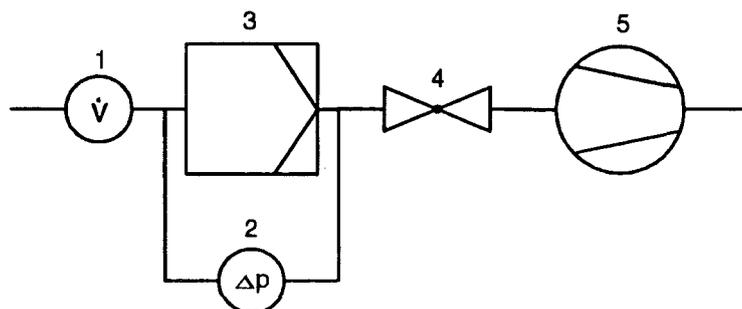


Abb. 6.8: Formfaktor (a,c) und Orientierung von D_{\max} (b,d) der SiC-Körner in longitudinaler (a,b) und tangentialer (c,d) Richtung der Tragstruktur eines 2SPK-Filterelements.

Die SiC-Körner wiesen zwar in longitudinaler wie auch in tangentialer Filtrerrichtung einen mittleren Formfaktor von ca. 0,5 bis 0,6 auf, zeigten jedoch eine deutliche Abhängigkeit hinsichtlich ihrer Orientierung bzw. der Lage von D_{\max} . In longitudinaler Filtrerrichtung waren die SiC-Körner eher regellos orientiert, während in tangentialer Filtrerrichtung eine Vorzugsorientierung (Textur) von D_{\max} senkrecht zur Anströmrichtung vorlag.

Ursache für die Texturierung ist im wesentlichen das jeweilige Herstellungsverfahren der Filterelemente, wobei sich die Körner relativ zu den wirksamen Kräften ausrichten. So resultiert die ermittelte Textur beim Stampfen durch die Verwendung eines ca. 1/4 Kreissegment großen, gebogenen Stößels sowie durch Drehen der Stampfform, was zu der Vorzugsorientierung parallel zur Außenwandung führt. Demgegenüber erfolgt beim axialen Pressen eine Vorzugsorientierung von D_{\max} senkrecht zur Preßrichtung d.h. senkrecht zur longitudinalen Richtung der Filterkerze. Beim Extrudieren wiederum richten sich die Körner in Preßrichtung d.h. parallel zur longitudinalen Richtung der Filterkerze aus, da das Material in der Mittelachse dem an den Rändern vorausseilt.

Zur Analyse des Einflusses unterschiedlicher, gängiger Herstellungsverfahren auf die Texturbildung und somit auf den Filterwiderstand bzw. Druckverlust wurden aus dem gleichen Ausgangspulver gestampfte, gepreßte sowie extrudierte Filterkerzenelemente hergestellt. Aus diesen wurden wiederum Würfel mit einer Kantenlänge von ca. 10 mm x 10 mm x 10 mm definiert herausgetrennt, allseitig mit einer Diamantschleifscheibe (Körnung: 20 μm) geschliffen, danach mindestens 10 min im Ultraschallbad gereinigt und abschließend getrocknet. Die Bestimmung des Druckverlusts der Würfel erfolgte in drei Strömungsrichtungen mit dem in **Abbildung 6.9** schematisch dargestellten Versuchsaufbau unter systematischer Variation der Anströmgeschwindigkeit von ca. 2 bis 97 cm/s. Dazu wurden die Prüfkörper in einen Probenhalter aus Gummi eingesetzt, der eine Durchströmung nur in einer Richtung erlaubte. Die Zuordnung der Strömungsrichtungen zeigt **Abbildung 6.10**.



- 1 Rotameter
- 2 Differenzdruckaufnehmer
- 3 Prüfkörperhalter
- 4 Volumenstromregelventil
- 5 Vakuumpumpe

Abb. 6.9: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Bestimmung des Druckverlusts an würfelförmigen Filtersegmenten.

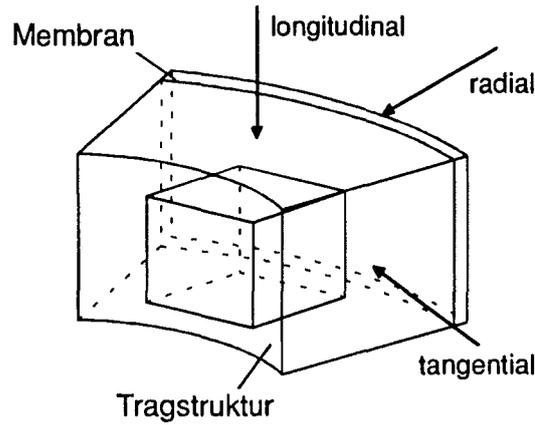


Abb. 6.10: Bezeichnung der Strömungsrichtungen.

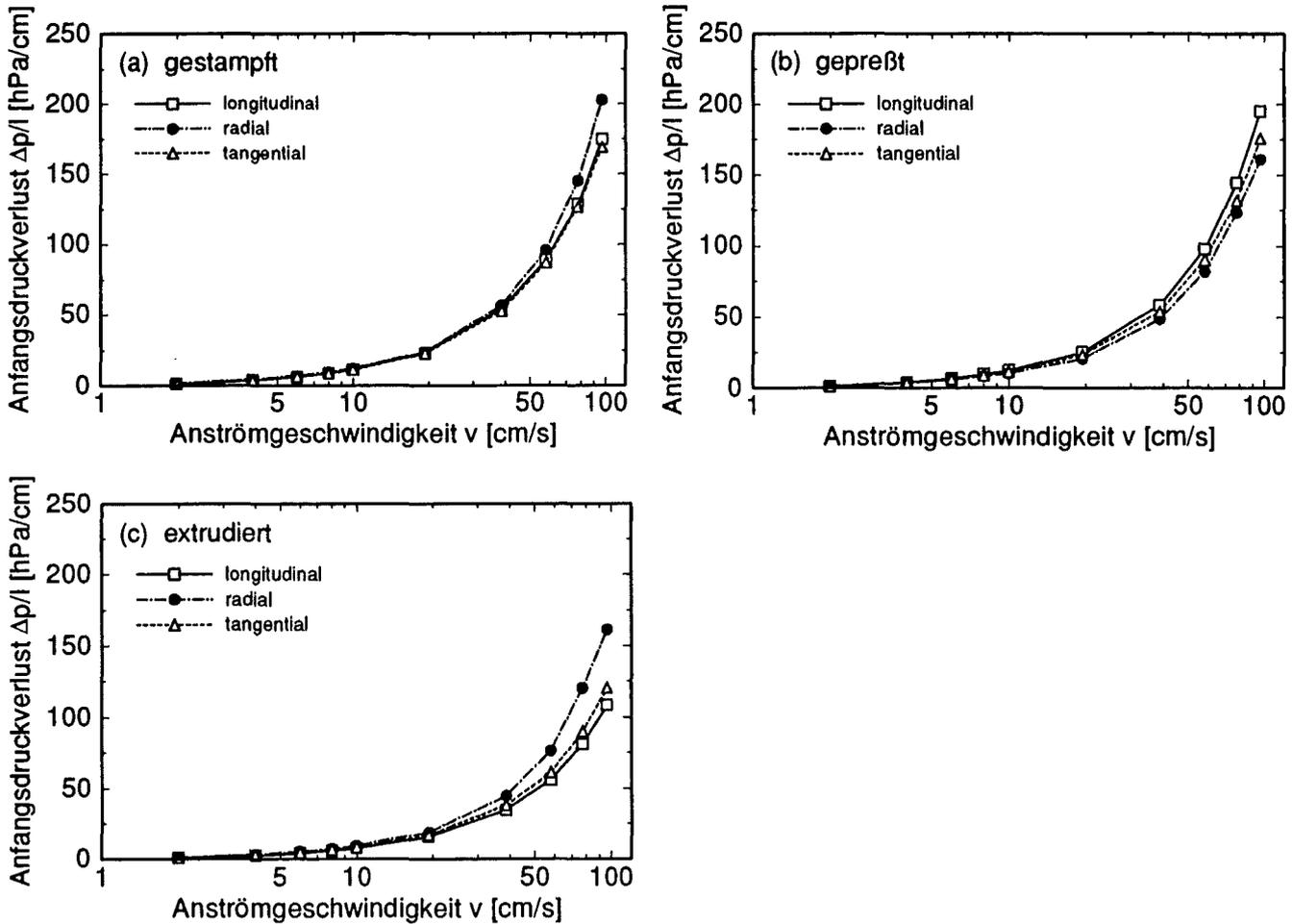


Abb. 6.11: Abhängigkeit des Druckverlusts von der Strömungsrichtung als Funktion der Anströmgeschwindigkeit für würfelförmige Segmente aus unterschiedlich hergestellten Filterelementen.

Die Abhängigkeit des Druckverlusts von der Strömungsrichtung ist für die unterschiedlichen Herstellungsverfahren in **Abbildung 6.11** als Funktion der Anströmgeschwindigkeit wiedergegeben. Infolge der herstellungsbedingten Texturunterschiede wiesen die gestampften (Abb. 6.11a) und extrudierten (Abb. 6.11c) Filterelemente den jeweils höchsten Druckverlust in radialer Strömungsrichtung auf, während die gepreßten Filterelemente (Abb. 6.11b) den höchsten Druckverlust in longitudinaler Strömungsrichtung zeigten.

Die richtungsabhängigen Unterschiede im Druckverlust betragen jeweils ca. 10 bis 40 %. Die absoluten Werte des Druckverlusts waren dabei für die extrudierten Elemente in allen drei Strömungsrichtungen am geringsten, was jedoch nicht auf einen Textureinfluß sondern auf einen zur Plastifizierung erforderlichen höheren Anteil an Hilfsstoffen - vor allem Wasser - und die daraus resultierende höhere Porosität zurückzuführen ist. Im Vergleich zu den gestampften Filterelementen führte indes die ausgeprägtere Textur parallel zur Außenwandung der extrudierten Filterelemente in radialer Strömungsrichtung zu einem, gegenüber der tangentialen bzw. longitudinalen Strömungsrichtung, überproportional hohen Druckverlust.

Im Hinblick auf einen geringen Anfangsdruckverlust in der, für den Betrieb maßgeblichen, radialen Strömungsrichtung erweist sich folglich die wirtschaftlich günstigere Herstellung der Filterelemente durch Stampfen oder Extrudieren als nachteilig. Vorteilhafter ist das Pressen der Filterelemente. Eine geringe Texturneigung und somit ein geringer Druckverlust kann auch durch Druckgießen erreicht werden. Allerdings sind sowohl das Pressen als auch das Druckgießen für die Produktion hoher Stückzahlen weniger geeignet. Dementsprechend ist eine Reduzierung des texturbedingten Anfangsdruckverlusts am ehesten durch einen Übergang zu einer "runden" Kornform z.B. durch gezielte Fraktionierung des Ausgangspulvers oder durch Wahl eines Werkstoffes mit isometrischer Kornstruktur zu erreichen, was jedoch wiederum zu einer Reduzierung der Festigkeit aufgrund eines geringeren Verhakungseffektes führen kann.

7 Optimierung der Filtergeometrie

Aus dem Verständnis der Druck- und Geschwindigkeitsprofile unter den scharfen Abreinigungsbedingungen für Feinstäube und den Anforderungen an die Festigkeit der Filterelemente lassen sich Gestaltungsmöglichkeiten für Filterkerzen mit optimierter Geometrie ableiten. Eingriffsmöglichkeiten bestehen einerseits bei der Kerzenlänge und andererseits, über die Form der Filterkerzen, beim Querschnitt. Schließlich läßt sich durch Variation der Außenkontur die erreichbare Filterfläche sowohl für ein einzelnes Filterelement als auch für eine Vielelementanordnung beeinflussen.

7.1 Kerzenlänge

Bei der Feinstaubabscheidung sind zur Regenerierung der Filterelemente hohe Abreinigungskräfte notwendig. Die Untersuchungen zur Druckimpulsabreinigung (vgl. Kap. 5.3.2.3) zeigten, daß eine Anhebung der Abreinigungsintensität für Kerzen mit 1000 mm Länge mit einem Anstieg des Differenzdruckprofils zum Kerzenende hin verbunden sind. Im Extremfall werden die Kerzen ab 1000 mm Länge nur im unteren Bereich abgereinigt und die effektive Filterfläche sinkt.

Abbildung 7.1 zeigt gemessene Differenzdruckprofile entlang von Filterkerzen des Typs UK2 mit unterschiedlicher Länge für einen konstanten Kesseldruck von 6 bar. Blasrohrquerschnitt und -anordnung waren hierbei identisch.

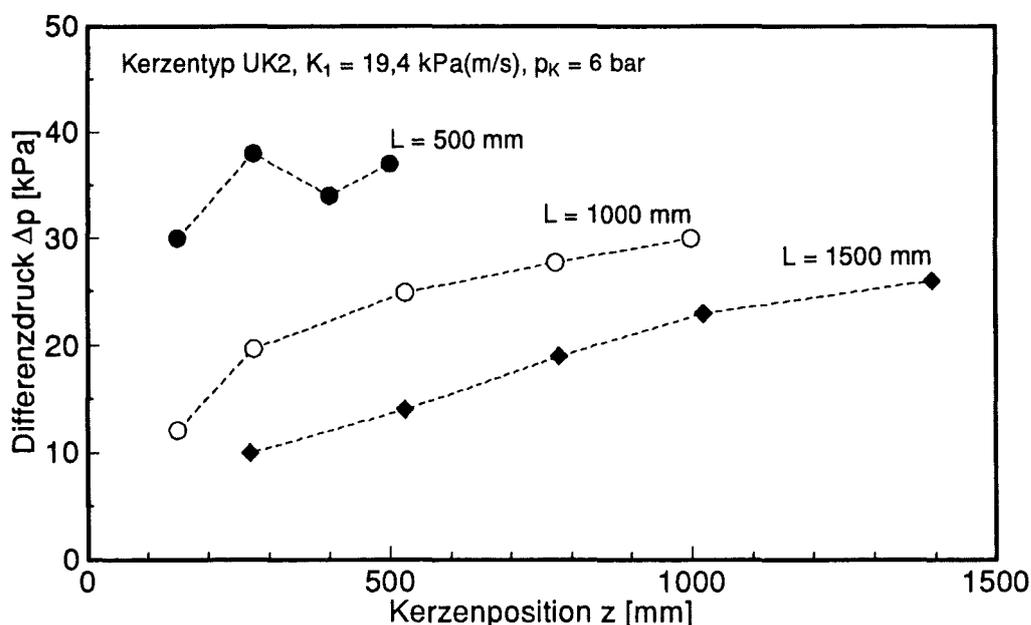


Abb. 7.1: Gemessene Differenzdruckprofile bei der Druckimpulsabreinigung für unterschiedlich lange Filterkerzen des Typs UK2.

Der mittlere Differenzdruck erhöht sich mit abnehmender Kerzenlänge. Zudem zeigen die Differenzdruckprofile für die Filterkerzen mit 1000 und 1500 mm Länge den typischen Anstieg zum Kerzenende hin, während die nur 500 mm lange Kerze ein relativ ausgeglichenes Profil aufweist.

Durch Verkürzung der Filterkerze auf 500 mm kann folglich der Differenzdruck über der Kerzenwand - als Maß für die Abreinigungsintensität - gegenüber einer konventionellen 1000 mm bzw. 1500 mm Kerze

deutlich angehoben werden. Insbesondere im Bereich des Kerzenbundes kann durch Verkürzen der Filterkerze die Abreinigungsintensität gesteigert werden. Damit ist auf Kosten der Filterfläche eine bessere Abreinigung möglich. Allerdings sind die prinzipiellen Begrenzungen der Druckimpulsabreinigung dickwandiger Kerzen davon unberührt, da der Überdruck in der Filterkerze und damit die mögliche Abreinigungsintensität nicht beliebig erhöht werden kann. Weiterhin beeinträchtigen die geringe Permeabilität und der Beladungszustand die direkt an der Staubschicht verfügbaren Abreinigungskräfte.

7.2 Kerzenform

Ein möglichst ausgeglichenes Druck- und Strömungsprofil läßt sich auch unter den Bedingungen der Druckimpulsabreinigung erzielen, sofern die Einströmgeschwindigkeit und damit der dynamische Druck am Eintritt gering gehalten werden. Hierbei hat der Innendurchmesser am Eintritt einen entscheidenden Einfluß (vgl. Kapitel 5.3.2.1, Typ 4SPF mit $d_i = 30$ mm und Typ 2SPK mit $d_i = 40$ mm). Um den Druckrückgewinn, also die Umwandlung von dynamischen in statischen Druck entlang der Kerze zu minimieren, sollte die Axialgeschwindigkeit idealerweise konstant bleiben. Hierzu muß der Innendurchmesser entlang der Kerze abnehmen. Da der Filterwiderstand entlang der Kerze nicht ansteigen soll, muß zusätzlich die Wandstärke konstant bleiben. Diese Anforderungen führen zu einer konischen Kerzenform. Mittels Modellrechnungen (vgl. Kap. 5.3.2.1) wurden Geometrie-Vorgaben für die Fertigung von konischen Prototyp-Filterkerzen aus Kunststoffgranulat erarbeitet. Die Abmessungen der Kerzen sind in **Tabelle 7.1** aufgeführt. Aus Übertragbarkeitsgründen sollte dabei der Widerstandsbeiwert der Kerzenwandung in ähnlicher Höhe liegen wie bei den keramischen Filterkerzen des Typs 4SPF.

Tab. 7.1: Abmessungen der prototypischen Filterkerzen aus Kunststoffgranulat sowie der keramischen Kerze 4SPF.

Kerzentyp		KON90-60	KON60-40	KON60-60	4SPF
Länge L	[mm]	1000	1000	1000	1000
Durchmesser d_a / d_i am Kerzeneintritt	[mm]	90 / 70	60 / 40	60 / 40	60 / 30
Durchmesser d_a / d_i am Kerzenboden	[mm]	60 / 40	40 / 20	60 / 40	60 / 30
Filterfläche A_F	[cm ²]	2355	1570	1885	1600
Widerstandsbeiwert K_1	[kPa/(m/s)]	7,1	12,9	46,9 *	10,8

* fertigungstechnisch bedingter, sehr hoher Widerstandsbeiwert

Für die in Tabelle 7.1 genannten Kerzen wurde bei stationärer Durchströmung das Differenzdruckprofil bestimmt. Als feste Randbedingung wurde eine mittlere Abströmgeschwindigkeit von 0,5 m/s gewählt. Die gemessenen Differenzdruckprofile sind in **Abbildung 7.2** dargestellt. Sämtliche Prototyp-Filterkerzen, sowohl die beiden konischen Bauformen KON60-40 und KON90-60 als auch die zylindrische Form KON60-60, weisen ein nahezu ausgeglichenes Differenzdruckprofil auf. Der Differenzdruck der Kerze 4SPF steigt dagegen zum Kerzenende hin auf den 3-fachen Wert, verglichen mit dem Kerzeneintritt, an. Die Form des Differenzdruckprofils wird in erster Linie durch die Eintrittsgeschwindigkeit bestimmt, die bei den untersuchten Kerzen - bedingt durch unterschiedliche Filterflächen bzw. unterschiedliche Innendurchmesser - nicht einheitlich ist.

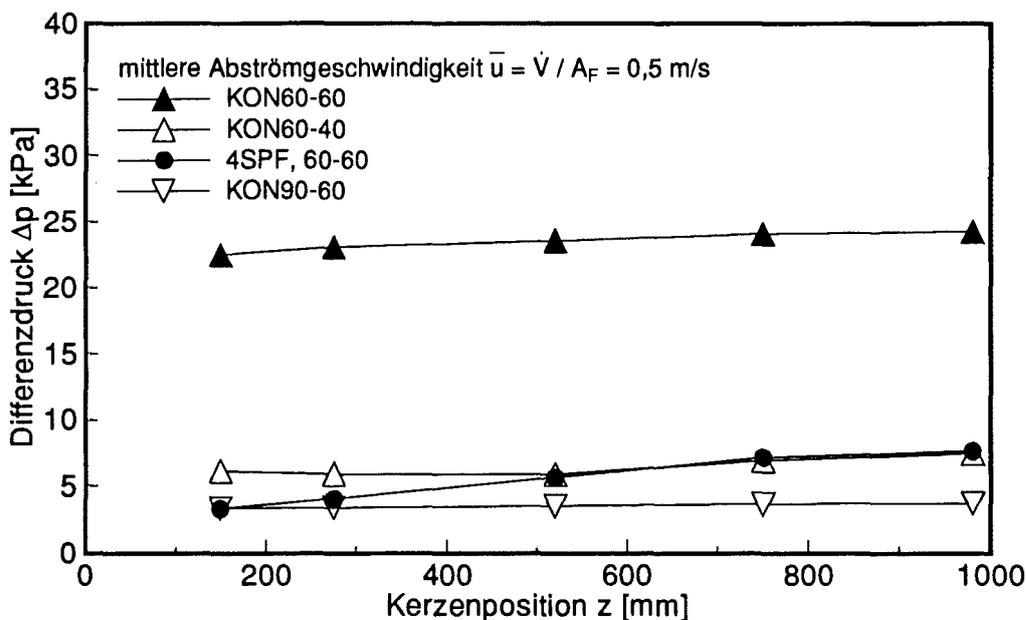


Abb. 7.2: Gemessene Differenzdruckprofile an verschiedenen Prototyp-Filterkerzen aus Kunststoffgranulat sowie der Filterkerze 4SPF.

In Tabelle 7.2 sind die berechneten Geschwindigkeitswerte und der entsprechende dynamische Druck aufgeführt. Letzterer wird dem gemessenen Differenzdruckunterschied zwischen Kerzenende und Kerzeneintritt gegenübergestellt.

Tab. 7.2: Geschwindigkeit und dynamischer Druck am Kerzeneintritt sowie Differenz des statischen Drucks zwischen Kerzenende und Kerzeneintritt bei einer mittleren Abströmgeschwindigkeit von 0,5 m/s.

Kerzentyp		KON90-60	KON60-40	KON60-60	4SPF
Geschwindigkeit am Kerzeneintritt	[m/s]	30,0	62,5	75,0	110,0
dynamischer Druck am Kerzeneintritt	[kPa]	0,6	2,3	3,3	7,2
Differenz des statischen Drucks zwischen Kerzenende und Kerzeneintritt	[kPa]	3,8 - 3,3 = 0,5	7,5 - 5,5 = 2,0	24,2 - 22,4 = 1,8	7,7 - 2,6 = 5,1

Durch Umwandlung von kinetischer Energie in Druckenergie steigt der statische Druck entlang der Kerze an. Mit zunehmender Eintrittsgeschwindigkeit steigt der dynamische Druck am Eintritt und damit der maximal mögliche Druckrückgewinn. Gleichzeitig bedingt jedoch eine höhere Einströmgeschwindigkeit größere Reibungsverluste, die der Ausprägung eines ungleichförmigen Profils entgegenwirken. Abhängig von der Permeabilität des Filtermediums und damit vom Niveau des Differenzdruckprofils wirkt sich der mögliche Druckrückgewinn unterschiedlich auf die Abströmgeschwindigkeit aus. Bei der Kerze 4SPF beträgt der Differenzdruck am Kerzenende etwa das 3-fache des Wertes am Kerzeneintritt mit entsprechend hoher Abströmgeschwindigkeit. Bei den beiden konischen Kerzen KON60-40 und KON90-60, die einen ähnlichen Widerstandsbeiwert wie der Kerzentyp 4SPF aufweisen, liegt der Differenzdruck am Kerzenende im Vergleich zum Kerzeneintritt dagegen nur um 36 bzw. 15 % höher. Bei der Kerze KON60-60, die eine geringere Permeabilität als der Filterkerzentyp 2SPK besitzt, wirkt sich dagegen der

Differenzdruckunterschied zwischen Kerzenende und Kerzeneintritt kaum auf die Abreinigungsbedingungen aus. Der Unterschied beträgt hier ca. 8 %.

Die derzeitige Entwicklung bei den Filterkerzen zielt in erster Linie auf eine gute Feinstaubabscheidung, was zur Folge hat, daß die Filterkerzen einen hohen Anfangsdruckverlust aufweisen. Bedingt durch den hohen Durchströmungswiderstand der Kerzen des Typs 2SPK kann bis zu einer Länge von 1000 mm ein ungleichförmiges Differenzdruckprofil toleriert werden, sofern der Überdruck am Kerzenboden unter Abreinigungsbedingungen nicht mehr als 25 % über dem im Eintrittsbereich liegt. Eine Steigerung der Abreinigungskräfte auf Werte, die für Feinstäube notwendig sind, führt bei der 1000 mm langen Filterkerze des Typs 4SPF mit einem Innendurchmesser von 30 mm zu sehr hohen Eintrittsgeschwindigkeiten. Aufgrund der relativ hohen Permeabilität der Kerzenwandung bildet sich hier ein sehr ungleichförmiges Differenzdruckprofil entlang der Kerze aus. Um das Differenzdruckprofil bei diesem Kerzentyp zu gleichmäßigen, würde es genügen, den Innendurchmesser von 30 auf 40 mm anzuheben. Somit ist unter Berücksichtigung des fertigungstechnischen Aufwandes eine konische Kerzenform bis zu Baulängen von 1000 mm nicht zweckmäßig. Hinsichtlich des Differenzdruckprofils während der Abreinigung erbringt die konische Kerzenform nur einen geringen Vorteil.

7.3 Kerzenquerschnitt

Die theoretischen Untersuchungen zu den Optimierungsmöglichkeiten des Kerzenquerschnitts im Hinblick auf eine größere Filterfläche erfolgten in zwei Schritten. Im ersten Schritt wurde ausschließlich der Kerzenquerschnitt für eine konventionelle Kerzenanordnung variiert, während im zweiten Schritt sowohl der Kerzenquerschnitt als auch die Kerzenanordnung variiert wurden.

Randbedingungen für die Variation des Kerzenquerschnitts waren:

- konventionelle Kerzenanordnung
- konstanter Umkreisradius von 30 mm
- minimaler Kerzenabstand von 30 mm
- konstante Wandstärke von 10 mm

Die analysierten Querschnittsgeometrien sind in **Abbildung 7.3** wiedergegeben. Zur Beurteilung der Geometrien wurden die, in **Abbildung 7.4** dargestellten, wesentlichen Kenngrößen wie Umfang, axiales Widerstandsmoment gegen Biegung, Tragquerschnittsfläche und Innenquerschnittsfläche auf die gebräuchliche Kreisgeometrie bezogen. Im Vergleich zum Kreisquerschnitt wiesen von den analysierten Geometrien nur der Sternquerschnitt und der Kreuzquerschnitt (bei einer reduzierten Wandstärke von 5 mm) einen höheren Umfang (Abb. 7.4a) von etwa 5 % bzw. 19 % und somit eine höhere Filterfläche pro Längeneinheit auf. Allerdings führten diese Querschnitte, wie auch die anderen Querschnitte, zu einer zum Teil drastischen Reduzierung des axialen Widerstandsmoments (Abb. 7.4b), der Tragquerschnittsfläche (Abb. 7.4c) sowie der Innenquerschnittsfläche (Abb. 7.4d). Aus der Verringerung des axialen Widerstandsmoments gegen Biegung resultiert u.a. eine höhere Empfindlichkeit auf Druckdifferenzen entlang der Kerze. Demgegenüber führt die Verringerung der Tragquerschnittsfläche zu einem geringeren Materialvolumen, wodurch die Belastung durch das Eigengewicht der Kerze sowie die Bruchwahrscheinlichkeit reduziert wird. Eine Verringerung der Innenquerschnittsfläche bewirkt indes eine Zunahme des Strömungswiderstands und erfordert somit bei konventioneller Abreinigung einen höheren Abreinigungsdruck.

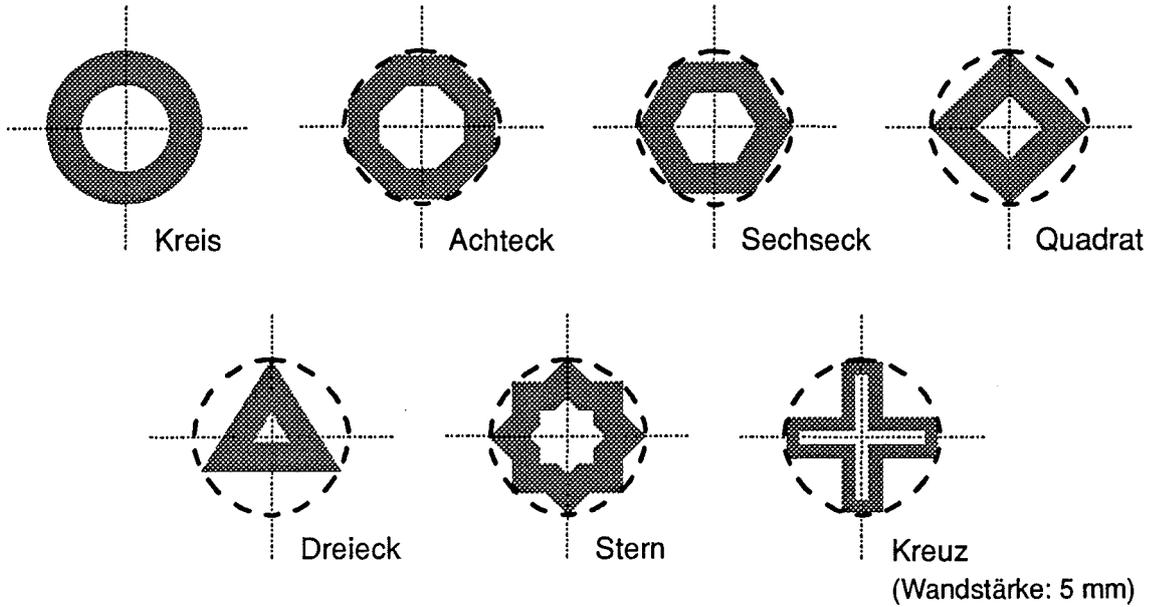


Abb. 7.3: Analytierte Querschnittsgeometrien für eine konventionelle Kerzenanordnung.

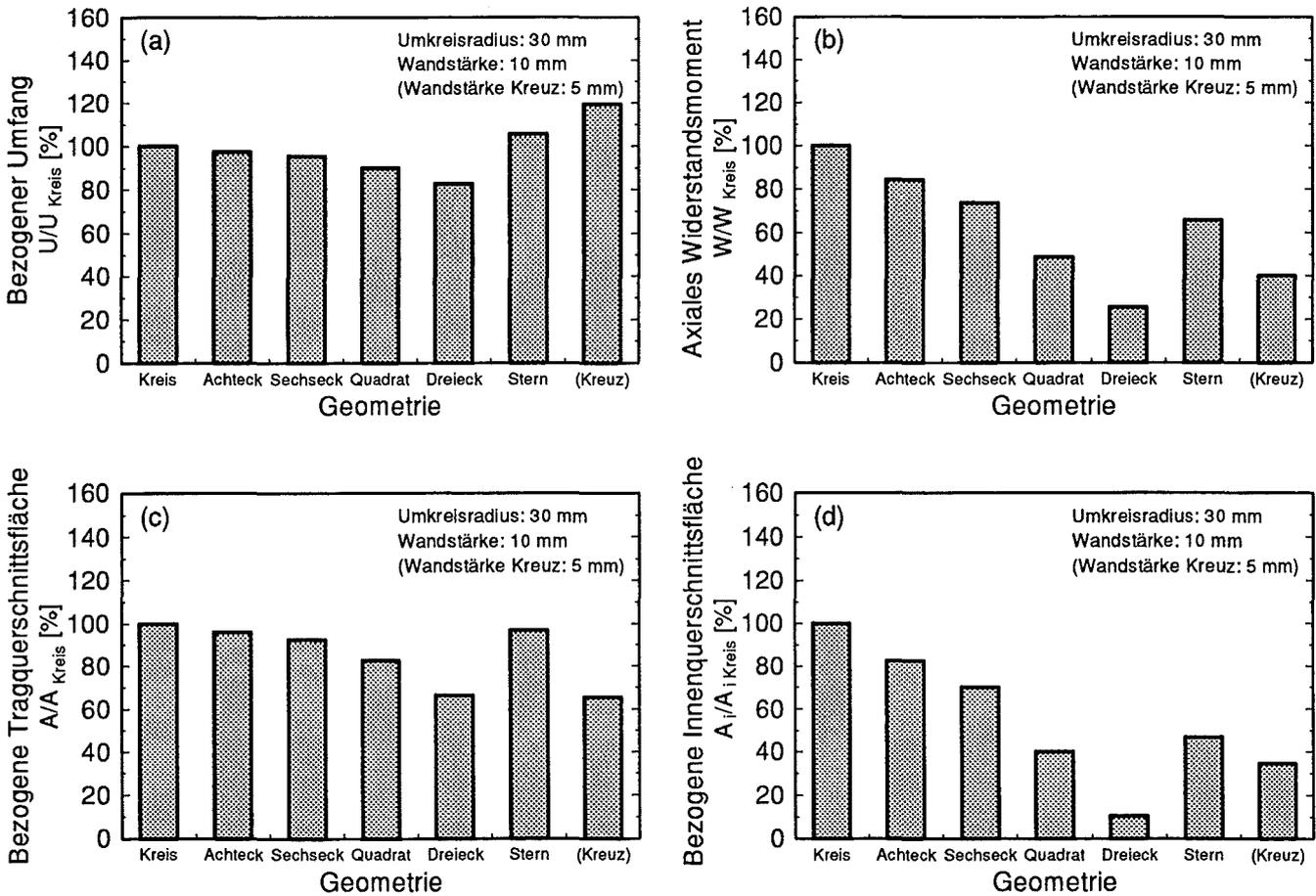


Abb. 7.4: Umfang (a), axiales Widerstandsmoment (b), Tragquerschnittsfläche (c) und Innenquerschnittsfläche (d) verschiedener Querschnittsgeometrien bezogen auf Kreisgeometrie.

Folglich wäre die Vergrößerung der Filterfläche/Element durch den Sternquerschnitt bei konstanter Wandstärke nur sinnvoll für die Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung. Bei konventioneller Abreinigung wäre dagegen die Vergrößerung der Filterfläche/Element durch den Sternquerschnitt nur vorteilhaft für kurze Kerzen bei Verringerung der Wandstärke. Gravierende Nachteile des Sternquerschnitts sind jedoch die komplexe geometrische Form und die damit verbundenen erschwerten Herstellungsbedingungen.

Hiervon ausgehend wurden im zweiten Schritt sowohl der Kezenquerschnitt als auch die Kerzenanordnung im Hinblick auf eine größere Filterfläche bei gleichem Behältervolumen variiert, wobei nur einfach herstellbare Querschnitte herangezogen wurden. Als Randbedingungen wurden definiert:

- konstantes Widerstandsmoment
- konstante Innenquerschnittsfläche
- minimaler Kerzenabstand von 30 mm
- konstante Wandstärke von 10 mm

Abbildung 7.5 zeigt die analysierten Querschnitte sowie die aus den Randbedingungen resultierenden optimalen Anordnungen.

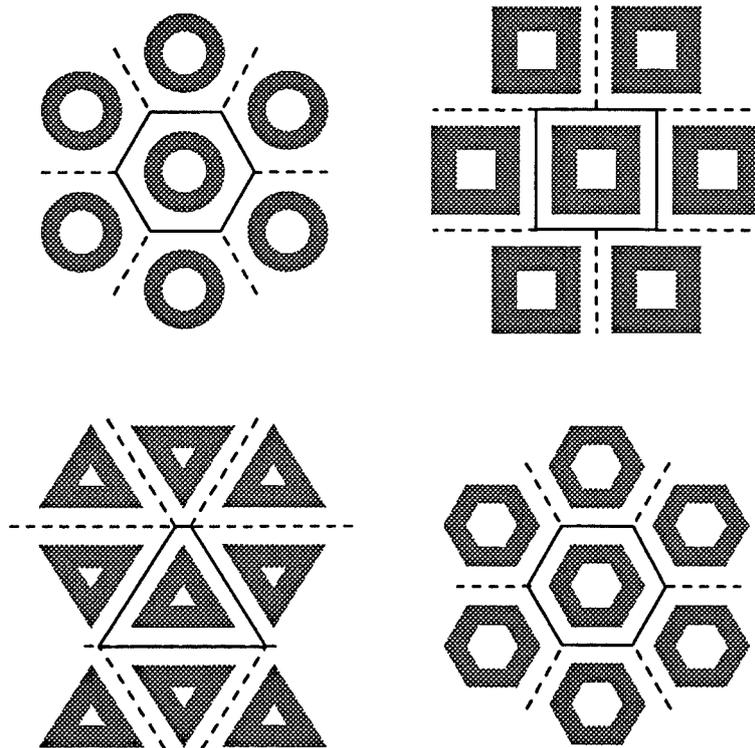


Abb. 7.5: Analytierte Querschnittsgeometrien sowie daraus resultierende optimale Anordnungen.

Ausgehend von einer konstanten Innenquerschnittsfläche (Abb. 7.6a) sowie einem konstanten bzw. höherem axialen Widerstandsmoment (Abb. 7.6b) ergab sich bei einer Wandstärke von 10 mm der Umkreisdurchmesser der jeweiligen Querschnitte zu 68 mm (Sechseck), 79 mm (Quadrat) und 102 mm (Dreieck). In optimaler Anordnung führten diese Querschnittsgeometrien theoretisch zu einer deutlichen Steigerung der Filterfläche pro Behältervolumen (Abb. 7.6c). In der Praxis muß jedoch davon ausgegangen werden,

daß die, den Berechnungen zugrundeliegenden, scharfen Ecken der Querschnitte herstellungsbedingt abgerundet sind. Unter der Annahme eines Rundungswinkels von 30° wird die theoretisch mögliche Filterfläche zum Teil erheblich reduziert (Abb. 7.6d), wodurch sich die reale Filterfläche bei hexagonalem bzw. quadratischen Querschnitt gegenüber dem Kreisquerschnitt lediglich um etwa 6 % bzw. 4 % vergrößert, während sie sich bei dreieckigem Querschnitt sogar um etwa 1 % verringert.

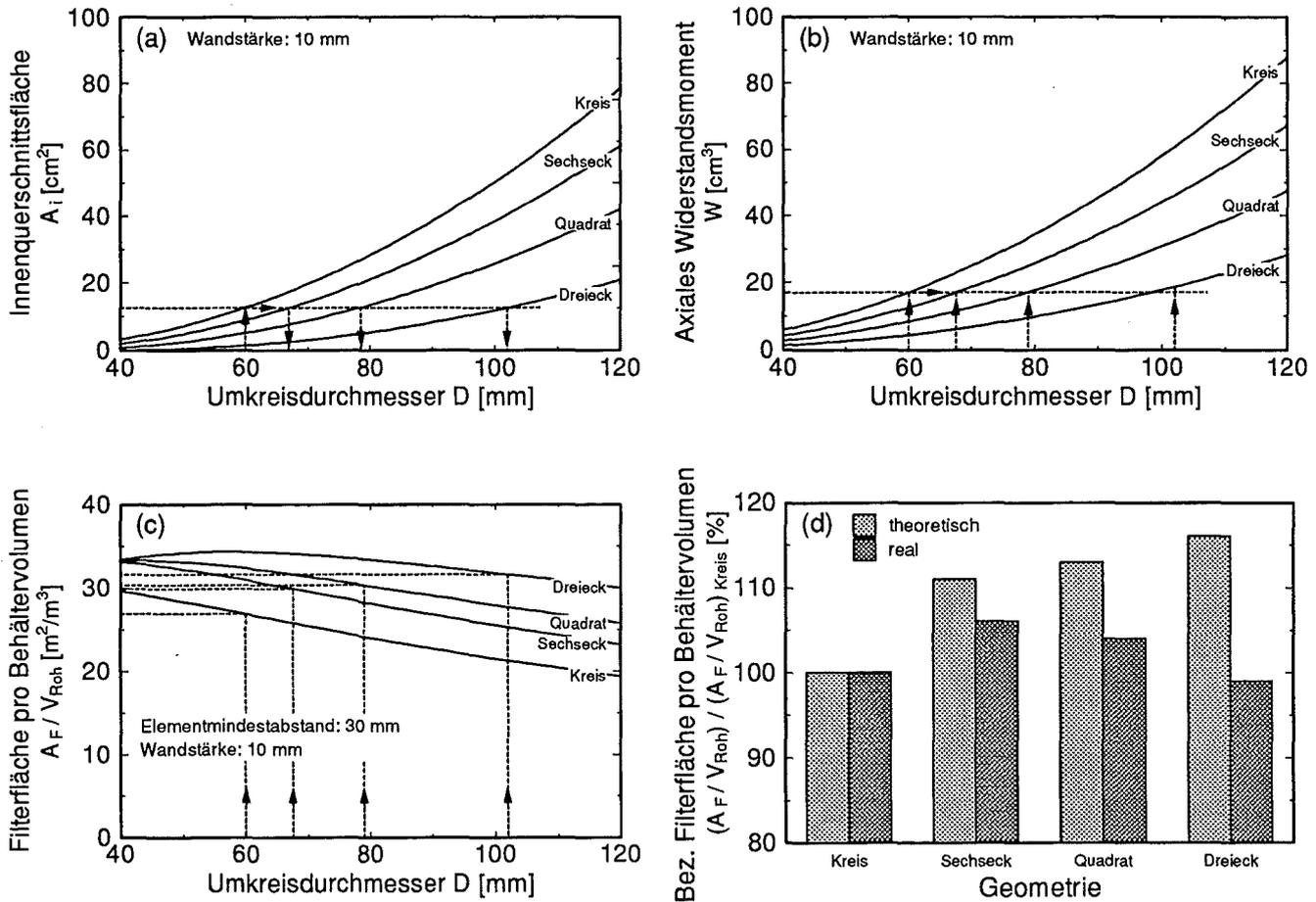


Abb. 7.6: Innenquerschnittsfläche (a), axiales Widerstandsmoment (b) und Filterfläche pro Behältervolumen (c) als Funktion des Umkreisdurchmessers sowie auf den Kreisquerschnitt bezogene Filterfläche pro Behältervolumen (d) verschiedener Querschnittsgeometrien.

Zusammenfassend kann demnach, unter den vorgegebenen Randbedingungen, die Filterfläche allein durch Optimierung des Kerzenquerschnitts nur in geringem Maße vergrößert werden. Unter zusätzlicher Berücksichtigung der damit verbundenen fertigungs- und anlagentechnischen Investitionen erscheint deshalb eine Änderung der herkömmlichen zylindrischen Form der Filterkerzen nicht zweckmäßig. Vielmehr sollte auf gänzlich andere Formen übergegangen werden, wie z.B. Faltenstrukturen oder Wabenkörper.

8 Schlußfolgerungen

Das Langzeitverhalten keramischer Filterkerzen für die Feinstaubfiltration bei hohen Temperaturen und Drücken wird durch die Überlagerung und Wechselwirkung von filtertechnischen Einflußgrößen mit der mechanischen, thermischen und korrosiven Beanspruchung in komplexer Weise beeinflusst. Die in dieser Arbeit vorgenommene Beurteilung des Betriebsverhaltens unter allein filtertechnischen, mechanischen oder werkstofftechnischen Gesichtspunkten kann daher den komplexen Sachverhalt zwar nicht vollständig beschreiben, verdeutlicht aber die wesentlichen Einflußgrößen und liefert wichtige Hinweise für eine Gesamtoptimierung des Systems Heißgasfiltration mit keramischen Filterkerzen.

Dazu wurden die filtertechnischen Einflußparameter aufgegliedert in das grundlegende Beladungsverhalten der Keramik, den Gesamtkomplex Abreinigung mit dem Abreinigungsverhalten der keramischen Filtermembran und der Kerze, die Erzeugung abreinigungswirksamer Kräfte sowie die technische Umsetzung der Abreinigungsmethode. Der filtertechnischen Teil wurde ergänzt durch Untersuchungen zur Optimierung des Durchströmungsverhalten der Filterkeramik.

Ein für die spätere Abreinigung vorteilhaftes **Beladungsverhalten**, charakterisiert durch schnelle Staubschichtbildung, läßt sich selbst unter den zugrundegelegten ungünstigen Filtrationsbedingungen - Partikeldurchmesser im Submikronbereich und hohe Anströmgeschwindigkeiten von 5 cm/s - erreichen. Notwendig sind dazu homogene keramische Membranen, aufgebaut aus feinem Korn, das hochporös auf den keramischen Träger aufgebracht wird. Die prototypische Filterkeramik EPH mit elektrophoretischer Beschichtung lieferte hier die besten Ergebnisse. Von den bereits verfügbaren Materialien mit aufgespritzter Beschichtung zeigte die Kornkeramik 2SPK das günstigste Beladungsverhalten.

Für die **Abreinigung** keramischer Filterkerzen erweist sich die neuartige Methode der rohgasseitigen Druckabsenkung als besonders vorteilhaft, da durch Expansionswellen über die gesamte Kerzenlänge gleichförmig hohe Abreinigungsintensitäten erreicht werden. Im Gegensatz zur konventionellen Druckimpulsabreinigung ermöglicht diese Methode damit auch eine effiziente Abreinigung von Feinstäuben. Durch die Möglichkeit ein druckaufgeladenes System kurzzeitig auf einen 0,5 bis 1 bar niedrigeren Druck zu entspannen, eignet sich die neuartige Abreinigungsmethode besonders für druckbetriebene Prozesse. Die Druckabsenkung muß extrem schnell - innerhalb weniger Millisekunden nach Auslösung des Abreinigungsvorganges - erfolgen, bevor in der anfiltrierten Staubschicht Risse aufbrechen können. Wird der Druck schnell genug abgesenkt, so ist die Höhe der Staubschicht von untergeordneter Bedeutung. Dagegen ist es wichtig, daß die Druckabsenkung im Filterbehälter möglichst nahe an der abzureinigenden Filterkerze stattfindet, um die Abschwächung der Expansionswellen zu begrenzen. Dieser Zusammenhang wurde insbesondere bei den Untersuchungen im Technikumsmaßstab deutlich.

Aufgrund dieser Anforderungen scheiden für die **industrielle Umsetzung** mechanische Stellorgane wie Klappen oder Ventile zur Auslösung der schnellen Druckabsenkung aus. Ein ebenfalls im Rahmen des Vorhabens entwickeltes Verfahren ermöglicht es jedoch, selbst bei hohen Temperaturen, die erforderlichen Druckabsenkungen auch in größeren Behältern zu erzeugen. Durch kurzzeitiges Einsprühen von Wasser mit hohem Druck und der spontanen Verdampfung des feinverteilten Sprühnebels läßt sich auf der Rohgasseite eines Filterbehälters die erforderliche schnelle Druckabsenkung erreichen.

Für die großflächige und vollständige Ablösung des Staubkuchens von der Kerzenoberfläche spielt die gleichförmige **Durchströmung** der Filtermembran eine entscheidende Rolle. Abhängig vom mikroskopischen Aufbau der keramischen Membran können in den verfügbaren Korn- und Faserkeramiken innerhalb weniger Millimeter lokale Geschwindigkeitsunterschiede bis zu 50 % auftreten. Werden die Filtermembranen wie beim Kerzentyp 2SPK aus eng fraktionierten, feinkörnigen Materialien aufgebaut, vergleichsmäßig sich das Geschwindigkeitsprofil erheblich und die Abreinigbarkeit wird verbessert. Das Geschwindigkeitsprofil wird hierbei um so gleichförmiger, je homogener die Membran aufgebaut ist.

Das Durchströmungsverhalten der gesamten Kerze ist vor allem dann von Bedeutung, wenn der Abreinigungsvorgang wie bei der Druckimpulsabreinigung vergleichsweise langsam ist. Insbesondere bei hohen Abreinigungsintensitäten, die zur Feinstaubablösung notwendig sind, werden unter diesen Bedingungen die Druck- und Geschwindigkeitsprofile entlang der Kerze um so ungleichförmiger, je geringer der Innenquerschnitt und je größer die Kerzelänge ist. Dabei treten die höchsten Druck- und Geschwindigkeitswerte am geschlossenen Kerzenende auf, während im Bereich des Kerzenbundes nur geringe Drücke und Abströmgeschwindigkeiten gemessen werden. Für die Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung sind diese geometrischen Randbedingungen dagegen von untergeordneter Bedeutung.

Werkstofftechnische Folgerungen betreffen einerseits das Korrosionsverhalten und die Festigkeit der Keramiken sowie andererseits die Funktion als Filtermedium. Für durchströmte poröse Filterkeramiken sind - im Vergleich zu dem besser charakterisierten Oxidations- bzw. Korrosionsverhalten dichter Keramikwerkstoffe - Änderungen im **Korrosionsverhalten** zu erwarten, da zumindest auf der Gasseite ein ständiger Austausch der schädigenden Agentien und Produkte stattfindet. Insbesondere bei der für Hochtemperaturprozesse typischen Kombination von Temperatur und Druck muß bei einer Durchströmung der Filterwerkstoffe von verstärkten Wechselwirkungen ausgegangen werden. Systematische Laboruntersuchungen zu durchströmten Filterwerkstoffen unter kombinierter Temperatur- und Druckbeanspruchung waren anhand der durchgeführten Literaturrecherche jedoch nicht zugänglich. Die Kenntnis der Wechselwirkungen ist allerdings unerlässlich zur Beurteilung des Betriebsverhaltens keramischer Filterwerkstoffe in Hochtemperaturprozessen. Hier besteht ein zusätzlicher Untersuchungsbedarf. Zukünftige Untersuchungen zum Korrosionsverhalten sollten in jedem Fall eine überlagerte mechanische Beanspruchung einbeziehen, um die tatsächliche Beanspruchung der Filterkeramiken möglichst vollständig zu berücksichtigen.

Eine hohe **Festigkeit** der Filter, weit oberhalb der im Normalbetrieb zu erwartenden Spannungen von kleiner 2 MPa, ist mit Blick auf nicht quantifizierbare Belastungen durch die Installation der Filterkerzen, durch starke Vibrationen oder durch Staubbrückenbildung anzustreben. Hierdurch gebildete Risse können bereits unter normalen Betriebsbedingungen zu kritischer Größe anwachsen und somit zu einem rein mechanisch bedingten Bruch führen. Dementsprechend erscheint das 2SPK-Filterelement aufgrund seiner höheren Festigkeit günstiger als das 4SPF-Filterelement.

Aus den filtrationstechnischen Untersuchungen der Filterkeramiken sowie den begleitend durchgeführten licht- bzw. rasterelektronenmikroskopischen Analysen der Staubstrukturen konnte ein filtertechnisches Anforderungsprofil für hochwertige keramische Beschichtungen zur langzeitstabilen Feinstaubfiltration abgeleitet werden. Als wichtigstes Merkmal der **Struktur** solcher Beschichtungen erwies sich deren Homogenität, beschrieben durch die Parameter Schichtdicke, Porosität und Porenschnittsehnenlänge. Beschichtungen, die durch einfaches Aufspritzen hergestellt wurden (4SPF, 2SPK), zeigten eine wesentlich

geringere Homogenität als elektrophoretisch (EPH) oder mittels Sol-Gel-Prozeß (SG) aufgebraute Schichten. Letztgenannte Verfahren ermöglichen zudem Beschichtungen mit hochporösem Aufbau, bei geringer Schichtdicke und folglich geringem Druckverlust. Hochporöse, aus sehr feinem Korn aufgebaute, Membranen bewirken bei ausreichender Homogenität eine oberflächennahe, über die gesamte Filteroberfläche hinweg, gleichmäßige Filtration und verhindern ein irreversibles Einlagern feiner Partikeln in die Filtermembran. Das Funktionsverhalten bleibt somit auch für Rohgase mit einem hohen Feinstaubanteil $< 0,5 \mu\text{m}$ stabil.

Im Hinblick auf einen geringen Anfangsdruckverlust der Kerzenwandung erweist sich die wirtschaftliche **Herstellung** der Filterelemente durch Stampfen oder Extrudieren als nachteilig. Wegen der günstigeren Texturierung ist das Pressen der Filterelemente vorteilhafter. Eine geringer Anfangsdruckverlust kann auch durch Druckgießen erreicht werden. Allerdings sind sowohl das Pressen als auch das Druckgießen für die Produktion hoher Stückzahlen weniger geeignet. Dementsprechend ist eine Reduzierung des texturbedingten Anfangsdruckverlusts am ehesten durch Übergang auf kugelförmiges Korn z.B. durch gezielte Fraktionierung des Ausgangspulvers oder durch Wahl eines Werkstoffes mit isometrischer Kornstruktur zu erreichen. Zu berücksichtigen ist jedoch, daß diese Maßnahme zu einer Reduzierung der Festigkeit aufgrund eines geringeren Verhakungseffektes führen kann.

Der Übergang auf einen sternförmigen Querschnitt zur **Vergrößerung der Filterfläche** je Element erscheint nur für die Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung sinnvoll. Für die konventionelle Druckimpulsabreinigung wäre dagegen die Vergrößerung der Filterfläche je Element durch den Sternquerschnitt nur vorteilhaft für kurze Kerzen, bei gleichzeitiger Verringerung der Wandstärke. Gravierende Nachteile des Sternquerschnitts sind jedoch die komplexe geometrische Form und die damit verbundenen erschwerten Herstellungsbedingungen. Die aufwendige Fertigung steht auch strömungsmechanisch günstigeren Formen der Filterkerze entgegen. So sollten bei der Druckimpulsabreinigung die Filterkerzen ab ca. 1000 mm Länge eine konische Form aufweisen, mit einem Eintrittsquerschnitt größer als der bisherige. Hierdurch steigt allerdings der Platzbedarf je Kerze und die in einem Filterbehälter installierbare GesamtfILTERfläche verringert sich. Unter zusätzlicher Berücksichtigung der fertigungs- und anlagentechnischen Investitionen erscheint deshalb eine Änderung der herkömmlichen zylindrischen Form der Filterkerzen nicht zweckmäßig. Vielmehr sollte auf gänzlich andere Formen übergegangen werden, wie z.B. Faltenstrukturen oder Wabenkörper, deren Abreinigung erst durch das neue leistungsfähige Abreinigungsverfahren der rohgasseitigen Druckabsenkung ermöglicht wird.

9 Zusammenfassung

Die Hochtemperatur-Staubabscheidung stellt für die Kohleverstromung im kombinierten Gas- und Dampfturbinenprozeß eine Schlüsselkomponente dar. Sie ermöglicht dort den Schutz der Gasturbine vor partikelförmigen Schadstoffen. Für die effiziente Partikelabscheidung bei der Druckvergasung oder Druckwirbelschichtverbrennung von Stein- und Braunkohle eignen sich in erster Linie kornkeramische Filterkerzen. In Anlagen mit integrierter Kohlevergasung werden solche keramischen Filterkerzen bereits bei vergleichsweise niedrigen Entstaubungstemperaturen bis 400 °C betrieben. Dagegen ist die Langzeitbeständigkeit für den, in Druckwirbelschicht-(PFBC)-Anlagen relevanten, Temperaturbereich bis ca. 850 °C - trotz der Vielzahl von Untersuchungen bis hin zur Erprobung in Testanlagen - nicht gesichert. Mit Blick auf Standzeiten von mindestens 10 000 h können bisher die filtertechnische, die mechanische und die chemische Dauerbeständigkeit keramischer Filterkerzen im Temperaturbereich oberhalb 400 °C nicht gewährleistet werden.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden die filtertechnischen Einflüsse aufgegliedert in das grundlegende Beladungsverhalten der Keramik und das Abreinigungsverhalten der keramischen Filtermembran und der Kerze. Einen Untersuchungsschwerpunkt bildete die Erzeugung abreinigungswirksamer Kräfte mit dem neuartigen Verfahren der schnellen rohgasseitigen Druckabsenkung und deren technische Umsetzung. Messungen zum Durchströmungsverhalten der Filterkeramik ergänzten den filtertechnischen Teil. Über die filtertechnischen Fragestellungen hinaus wurden die aktuell verfügbaren Kenntnisse zur Langzeitbeständigkeit von SiC-Filterkeramik gegen Korrosion - einschließlich der umfangreichen Erfahrungen des Industriepartners Schumacher Umwelt- und Trenntechnik, Crailsheim - bewertet, um gezielt experimentelle Untersuchungen zur Schadgaswirkung vorzubereiten. Die Wechselwirkung von Schadgasen bei hohem Druck und hoher Temperatur waren dabei von besonderem Interesse. Diese Arbeiten wurden erweitert durch Untersuchungen zur Struktur und mechanischen Festigkeit der Filterkeramiken sowie zur Optimierung der Filtergeometrie.

Ein für die Abreinigung vorteilhaftes Beladungsverhalten, charakterisiert durch eine schnelle Staubschichtbildung, läßt sich selbst unter den zugrundegelegten ungünstigen Filtrationsbedingungen - Partikeldurchmesser im Submikronbereich und hohe Anströmgeschwindigkeiten von 5 cm/s - erreichen. Wichtigste Voraussetzung sind leistungsfähige Filtermembranen. Elektrophoretisch aufgebraute, hochporöse und homogene keramische Membranen liefern hier die besten Ergebnisse. Von den bereits verfügbaren Materialien mit aufgespritzter Beschichtung ergab sich für kornkeramische Filtermembranen das günstigste Beladungsverhalten.

Die neuartige Methode der rohgasseitigen Druckabsenkung erweist sich für die Abreinigung keramischer Filterkerzen als besonders vorteilhaft, da durch Expansionswellen über die gesamte Kerzenlänge gleichförmig hohe Abreinigungsintensitäten erreicht werden. Im Gegensatz zur konventionellen Druckimpulsabreinigung ermöglicht diese Methode somit auch eine effiziente Abreinigung von Feinstäuben. Darüberhinaus ergeben sich auch bessere Voraussetzungen für den Druckbetrieb einer großtechnischen Filtereinheit mit einigen hundert oder mehr Einzelelementen, da der Druck auf der Rohgasseite des Filterbehälters zur Abreinigung lediglich kurzzeitig um weniger als 1 bar verringert wird. Die Druckabsenkung muß dabei extrem schnell - innerhalb weniger Millisekunden - erfolgen, bevor in der anfiltrierten Staubschicht Risse aufbrechen können. Wird der Druck schnell genug abgesenkt, so ist die Höhe der Staubbildung von untergeordneter Bedeutung. Dagegen ist es wichtig, daß die Druckabsenkung im Filterbehälter möglichst

nahe an der abzureinigenden Filterkerze stattfindet, um die Abschwächung der Expansionswellen zu begrenzen. Dieser Zusammenhang wurde insbesondere bei den Untersuchungen im Technikumsmaßstab deutlich. Die anlagentechnische Realisierung kann, mit einem im Rahmen des Vorhabens entwickelten Verfahren, durch spontane Verdampfung von feinverteiltem Wasser erfolgen.

Als Bindeglied zwischen filtertechnischen und werkstofftechnischen Anforderungen fungiert die keramische Filterschicht, die als dünne Membran die hohe Abscheideleistung der keramischen Filterkerzen ermöglicht. Für die großflächige und vollständige Ablösung des Staubkuchens von der Kerzenoberfläche ist die gleichförmige Durchströmung der Filtermembran entscheidend. Bei den verfügbaren Korn- und Faserkeramiken treten jedoch innerhalb weniger Millimeter lokale Geschwindigkeitsunterschiede bis zu 50 % auf. Werden die Filtermembranen aus eng fraktionierten feinkörnigen Materialien aufgebaut, vergleichmäßig sich das Geschwindigkeitsprofil erheblich. Die Homogenität als wichtigstes Strukturmerkmal der Filtermembran kann am besten durch die Parameter Schichtdicke, Porosität und Porenschnittsehnenlänge beschrieben werden. Beschichtungen, die durch einfaches Aufspritzen hergestellt wurden, zeigten eine wesentlich geringere Homogenität als elektrophoretisch oder mittels Sol-Gel-Prozeß aufgebraachte Schichten. Letztgenannte Verfahren ermöglichen extrem dünne Beschichtungen mit hochporösem Aufbau und geringem Strömungswiderstand, die eine irreversible Partikeleinlagerung in der Membran unterbinden.

Werkstofftechnische Anforderungen betreffen einerseits das Korrosionsverhalten und die Festigkeit der Keramiken sowie andererseits die Funktion als Filtermedium. Für durchströmte poröse Filterkeramiken muß bei der, für Hochtemperaturprozesse typischen, Kombination von Temperatur und Druck von verstärkten korrosiven Wechselwirkungen ausgegangen werden. Hier besteht zusätzlicher Untersuchungsbedarf. Zukünftige Untersuchungen zum Korrosionsverhalten sollten in jedem Fall eine überlagerte mechanische Beanspruchung einbeziehen, um die tatsächliche Beanspruchung der Filterkeramiken möglichst vollständig zu berücksichtigen. Im Hinblick auf einen geringen Anfangsdruckverlust der Kerzenwandung erweist sich die wirtschaftliche, für die Produktion hoher Stückzahlen geeignete, Herstellung der Filterelemente durch Stampfen oder Extrudieren als nachteilig. Eine günstigere Texturierung wird durch Pressen oder Druckgießen der Filterelemente erreicht. Um diese aufwendigen Verfahren zu vermeiden, kann indes der texturbedingte Anfangsdruckverlust beim Stampfen oder Extrudieren durch Übergang auf kugelförmiges Korn reduziert werden.

Durch einen sternförmigen Querschnitt kann die Filterfläche je Element vergrößert werden. Bei konstanter Wandstärke erscheint dies nur für die Abreinigung durch rohgasseitige Druckabsenkung zweckmäßig. Für die konventionelle Druckimpulsabreinigung wäre der Sternquerschnitt dagegen nur für kurze Kerzen, bei gleichzeitiger Verringerung der Wandstärke, vorteilhaft. Gravierende Nachteile des Sternquerschnitts sind jedoch die komplexe geometrische Form und die aufwendigere Fertigung. Dies gilt auch für strömungsmechanisch günstigere Formen der Filterkerze. Zur Optimierung der Strömungsverhältnisse bei der Druckimpulsabreinigung sollten Filterkerzen ab ca. 1000 mm Länge eine konische Form aufweisen, mit einem Eintrittsquerschnitt größer als der bisherige. Dadurch steigt der Platzbedarf je Kerze und die in einem Filterbehälter installierbare GesamtfILTERfläche verringert sich. Unter zusätzlicher Berücksichtigung der fertigungs- und anlagentechnischen Investitionen erscheint daher die Änderung der herkömmlichen Kerzenform nicht zweckmäßig, sofern die Kerzenlänge 1000 mm nicht überschreitet. Gänzlich andere Filterformen wie z.B. Faltenstrukturen oder Wabenkörper sind vorzuziehen und werden durch das neue leistungsfähige Abreinigungsverfahren der rohgasseitigen Druckabsenkung möglich.

10 Literaturverzeichnis

- ALVIN 1991 Alvin, M.A., Lippert, T.E., Lane, J.E.:
Assessment of Porous Ceramic Materials for Hot Gas Filtration Applications.
Ceram. Bull., 70 [9] (1991).
- ALVIN 1993 Alvin, M.A., Tressler, R.E., Lippert, T.E., Diaz, E.S.:
Evaluation of Ceramic Filter Material, Selection for Application.
Coal-Fired Power Systems '93 - Advances in IGCC and PFBC Review Meeting, DOE,
Morgantown, USA, (1993), S. 515-538.
- ALVIN 1994 Alvin, M.A., Tressler, R.E., Lippert, T.E., Diaz, E.S., Smeltzer, E.E.:
A Review of the Compatibility of Silicon Carbide Hot-Gas Filters in IGCC and PFBC
Environments.
"Durability of Ceramic Filters", Coal-Fired Power Systems '94, Advances in IGCC and
PFBC Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, (1994).
- BERBNER 1993 Berbner, St., Löffler, F.:
Pulse Jet Recleaning of Rigid Filter Elements at High Temperatures.
In: Clift, R. und Seville, J.P.K. (Hrsg.): Gas Cleaning at High Temperatures,
27.-29. September 1993, Blackie Academic & Professional, Glasgow, GB, (1993),
S. 225-243.
- BERBNER 1995 Berbner, St.:
Zur Druckstoßregenerierung keramischer Filterelemente bei der Heißgasreinigung.
Dissertation, Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik, Universität
Karlsruhe (TH), (1995)
- BERGMANN 1996 Bergmann, D., Luft, H., Ulm, W.:
Jahresübersicht Dampfturbinen.
BWK, 48 [4] (1996), S. 111-115.
- BORTZ 1961 Bortz, S.A., Lund H.H.:
The Brittle Ring Test.
In: Kriegel, W.W., Palmour, H. (Hrsg.): Mechanical properties of engineering
ceramics, Inter. Science Publishers, New York, USA, (1961), S. 383-406.
- BROWN 1993 Brown, N.:
Durability Testing of the Schumacher DIA-SCHUMALITH SiC Candle Filter in
PFBC Environments.
Internal Report for Schumacher, (1993).
- BUNDSCHUH 1995 Bundschuh, W., Mai, R., Leibold, H., Schulz, K., Walch, A.:
Poröse keramische Schichten für die Heißgasentstaubung.
cfi/Ber., DKG, 10 [4] (1995), S. 250-262.

- BURNARD 1993 Burnard, G.K., Leitch, A.J., Stringer, J., Clark, R.K., Holbrow, P.:
Operation and Performance of the EPRI Hot Gas Filter at Grimethorpe PFBC
Establishment: 1987-1992.
In: Clift, R. und Seville, J.P.K. (Hrsg.): Gas Cleaning at High Temperatures,
27.-29. September 1993, Blackie Academic & Professional, Glasgow, GB, (1993),
S. 88-110.
- DURELLI 1986 Durelli, A. J., Lin, Y.H.:
Stresses and Displacements on the Boundaries of Circular Rings Diametrically Loaded.
J. Appl. Mech., 53 (1986), S. 213-219.
- DURST 1989 Durst, M., Reinhardt, A., Vollmer, H.:
High Efficiency Particle Collection with the Aid of Ceramic Filter Media.
In: Löffler, F. (Hrsg.): PARTEC 89, 1. Europäisches Symposium Partikelabscheidung
aus Gasen, Preprints, 19.-21. April 1989, Nürnberg Messe GmbH, Nürnberg, (1989),
S. 19-36.
- DURST 1990 Durst, M., Freude, E., Vollmer, H., Wagner, A.:
Korrosion und Ermüdungsverhalten von porösen keramischen Filterelementen bei
hohen Temperaturen.
Symposium mit Fachausstellung: Verschleiß und Korrosion, 22.-23. Mai 1990, DKG,
Köln, (1990).
- DURST 1996 Durst, M., Schulz, K.:
Poröse, keramische Elemente zur Filtration heißer Gase.
GVC-Jahrbuch 1996, VDI-Verlag, Düsseldorf, (1996), S. 200-208.
- ERIKSSON 1993 Eriksson, T., Isaksson J., Stahlberg, P., Kurkela, E., Helanti, V.:
Applicability of Ceramic Filters to Hot Gas Cleaning.
Power Production from Biomass, Final Seminar of the JALO Program,
3.-4. Dezember 1992, Dipoli Center, Espoo, Finland, (1992).
- EVANS 1984 Evans, J.R.G., Stevens, R.:
The C-Ring Test for the Strength of Brittle Materials.
Br. Ceram. Trans. J., 83 (1984), S. 14-18.
- FREUDE 1996 Freude, E., Gehrke, E., Heinrich, A.:
Entwicklung und Realisierung eines Prooftests für Heißgasfilterkerzen.
Fortschrittsberichte der Deutschen Keramischen Gesellschaft,
Werkstoffe-Verfahren-Anwendungen, 11 [2] (1996), S. 131-143.
- GEHRKE 1995 Gehrke, E., Hollstein, T., Schulz, K., Wagner, A., Kalthoff, U.:
Keramische Werkstoffe für die Heißgasfiltration in der Energietechnik.
VDI-Werkstofftag 1995, 15.-16. März 1995, Aachen, (1995).

- HAJEK 1995 Hajek, St., Peukert, W.:
Experiences with High-Temperature Filter Media.
In: Ebert F. (Hrsg.): PARTEC 95, 3rd European Symposium Separation of Particles from Gases, Preprints, 21.-23. März 1995, Nürnberg Messe GmbH, Nürnberg, (1995), S. 75-86.
- ITO 1993 Ito, S.:
Pulse Jet Cleaning and Internal Flow in a Large Ceramic Tube Filter.
In: Clift, R. und Seville, J.P.K. (Hrsg.): Gas Cleaning at High Temperatures, 27.-29. September 1993, Blackie Academic & Professional, Glasgow, GB, (1993), S. 266-279.
- JACOBSON 1993 Jacobson, N. S.:
Corrosion of Silicon Based Ceramics in Combustion Environments.
J. Am. Ceram. Soc., 76 [1] (1993), S. 3-28.
- JUDKINS 1992 Judkins, R.R., Stinton, D.P., DeVan, J.H.:
The Efficiency of Silicon Carbide Hot Gas Filters in Coal Gasification and Pressurized Fluidised Bed Combustion Environments.
Summary Report of a Seed Money Project, 11. November 1992, Oak Ridge, USA, (1992).
- LAF 1993 Ergebnisbericht über Forschungs- und Entwicklungsarbeiten 1993, Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik, Kernforschungszentrum Karlsruhe.
KfK 5338, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, (1994).
- LANDAU 1981 Landau, L.D., Lifschitz, E.M.:
Lehrbuch der theoretischen Physik, Hydromechanik.
Akademie-Verlag Berlin, 4. Auflage, (1981).
- LAUX 1994 Laux, St.:
Druckstoßabreinigung keramischer Filterelemente zur Heißgasfiltration.
Fortschrittberichte VDI Reihe 6 Nr. 303, VDI-Verlag, Düsseldorf, (1994).
- LEIBOLD 1990 Leibold, H., Mai, R., Wilhelm, J.G.:
Steps towards the Minimization of Particulate Emissions from a Low-Level Waste Incineration Facility.
In: First (Hrsg.): Proc. of the 21st DOE/NRC Nuclear Air-Cleaning Conference, San Diego, CA, USA, August 1990, Vol.1, (1990), S. 510.
- LEIBOLD 1991 Leibold, H., Mai, R.:
Hochtemperatur-Hochdruck-Staubabscheidung bei fortgeschrittenen Kohleverstromungstechniken.
KfK 4931, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, (1991).

- LEIBOLD 1993 Leibold, H., Leiber, T., Döffert, I., Wilhelm J.G.:
Grundlagen und Technik der Abreinigung von Schwebstoffiltern durch Rückspülung.
KfK-PEF 109, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, (1993).
- LIPPERT 1993 Lippert, T.E., Bruck, G.J., Oberst, J.P.:
Operating Experience with Hot Gas Cleanup Candle Filters.
(1993).
- MAI 1995 Mai, R., Fronhöfer, M., Leibold, H.:
Recleaning of Filter Candles by Fast Pressure Decrease on the Raw Gas Side.
In: Ebert F. (Hrsg.): PARTEC 95, 3rd European Symposium Separation of Particles
from Gases, Preprints, 21.-23. März 1995, Nürnberg Messe GmbH, Nürnberg, (1995),
S. 301-310.
- MAI 1996 Mai, R., Fronhöfer, M., Leibold, H.:
Flow Characteristics of Filter Candles During Recleaning.
In: Schmidt E. et al (Hrsg.): High Temperature Gas Cleaning, 18.-20. September 1996,
Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik der Universität Karlsruhe
(TH), Karlsruhe, (1996), S. 193-206.
- MÜLLER 1995 Müller, M.T.:
Bestimmung der Weibullverteilung.
In: Kriegesmann, J. (Hrsg.): DKG - Technische Keramische Werkstoffe, Deutscher
Wirtschaftsdienst, Köln, Losebl.-Ausg., (1989-1995), Kap. 6.2.5.0.
- MUNZ 1989 Munz, D., Fett, T.:
Mechanisches Verhalten keramischer Werkstoffe.
Werkstoff-Forschung und -Technik, 8, Springer-Verlag, Berlin, (1989).
- NRW 1990 Der Minister für Wirtschaft, Mittelstand und Technologie des Landes
Nordrhein-Westfalen:
Kohlekraftwerke der Zukunft - Stand der Entwicklung, Erprobung und Planung neuer
Kohlekraftwerks-Technologien.
März 1990.
- OERTEL 1966 Oertel, H.:
Stossrohre.
Springer-Verlag, Wien, (1966).
- OSWATITSCH 1952 Oswatitsch, K.:
Gasdynamik.
Springer Verlag, Wien, (1952).
- PAIKERT 1990 Paikert, B.:
Untersuchungen der Kondensation und Verdampfung ruhender Tropfen in Gas-
Dampfgemischen mit Hilfe eines Stoßwellenrohres.
Dissertation Universität Gesamthochschule Essen, (1990).

- PETERS 1987 Peters, F.:
Das Stoßrohr als Instrument zur Messung der Keimbildungsrate bei homogener Kondensation.
Universität Gesamthochschule Essen, (1987).
- PICHLER 1994 Pichler, D.:
interner Bericht, (1994).
- PRANDTL 1990 Prandtl, L., Oswatitsch, K., Wieghardt, K.:
Führer durch die Strömungslehre.
Vieweg-Verlag, 9. Auflage, 1990, Wiesbaden, (1960).
- ROARK 1989 Roark's Formulas for Stress and Strain.
6th ed., Crawford, H.B., Thomas, S. (Hrsg.), McGraw-Hill, (1989).
- SADLER 1984 Sadler, L.Y., Heystek, H., Raymon, N.S., Clancy, T.A.:
Refractories for Dry Ash Coal Gasifiers.
Bureau of Mines Report of Investigations, RI8913, (1984), S. 28-33.
- SHELLBERG 1995 Schellberg, W., Wetzel, R.:
Entwicklungstendenzen in Kombikraftwerken mit integrierter Flugstromvergasung:
Wirkungsgrade, Umweltdaten, Kosten.
BWK, 47 [9] (1995), S. 354-358.
- SCHLICHTING 1979 Schlichting, J.:
Siliciumcarbid als oxidationsbeständiger Hochtemperaturwerkstoff; Oxidations- und Heißkorrosionsverhalten.
Teil I: Ber. Dt. Keram. Ges., 56 [8] (1979), S. 196-200.
Teil II: Ber. Dt. Keram. Ges., 56 [9] (1979), S. 256-261.
- SCHULZ 1980 Schulz, R., Schütz, M.:
Experimentelle Untersuchungen zur Hochtemperaturfiltration mit Filtrationsabscheidern.
In: Gasreinigung bei hohen Temperaturen und hohen Drücken, VDI-Berichte Nr. 363, (1980), S. 75-82.
- SEVILLE 1989 Seville, J.P.K., Cheung, W., Clift, R.:
A Patchy-cleaning Interpretation of Dust Cake Release from Non-woven Fabrics.
Filtration & Separation, 5/6 (1989), S. 187-190.
- SEVILLE 1996 Seville, J.P. K., Ivat, S., Burnard, G.K.:
Recent Advances in Particulate Removal from Hot Process Gases.
In: Schmidt E. et al (Hrsg.): High Temperature Gas Cleaning, 18.-20. September 1996, Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik der Universität Karlsruhe (TH), Karlsruhe, (1996), S. 3-25.

- SIEVERT 1989 Sievert, J.:
Physikalische Vorgänge bei der Regenerierung des Filtermediums in Schlauchfiltern mit Druckstoßabreinigung.
VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 3: 161, VDI-Verlag, Düsseldorf, (1989).
- SPLIETHOFF 1983 Spliethoff, H., Weber, E.:
Heißgasfilter zur Abgasreinigung - Anforderung und Versuchsergebnisse.
In: Kraftwerk und Umwelt 1983, VGB-Konferenz, Essen, (1983), S. 172-177.
- STEPHEN 1996 Stephen, C.M.:
Conditioning and Pulse-Cleaning of Rigid Ceramic Filters.
In: Filtration and Separation of Fine Dust, Proceedings, 24.-26. April 1996,
Wirtschaftskammer Österreich, Wien, A, (1996), S. 93-103
- ULLMANN 1974 Emley, F., Simoleit, H., Walter, L.:
Barium und Barium-Verbindungen.
In: Antimon und Antimon-Verbindungen bis Brot und andere Backwaren.
Ullmanns Encyklopädie der technischen Chemie. 4. Auflage, Band 8,
Verlag Chemie, Weinheim, (1974), S. 302-304.
- VDI 3491 VDI 3491, Blatt 1:
Messen von Partikeln - Kennzeichnung von Partikeldispersionen in Gasen, Begriffe und Definitionen.
VDI Handbuch Reinhaltung der Luft, Band 4, VDI-Verlag, Düsseldorf, (1989).
- WESTERHEIDE 1997 Westerheide, R., Hollstein, T., Freude, E., Walch, A., Kalthoff, U., Gehrke, E.:
Einsatzverhalten und Lebensdauer keramischer Filterwerkstoffe für die Heißgasfiltration.
In: Grünling, H.W. (Hrsg.): Werkstoffe für die Energietechnik, DGM-
Informationsgesellschaft, Frankfurt, (1997), S. 177-182.
- WITHERS 1990 Withers, C.J., West, A.A., Twigg, A.N., Courtney, R.S., Seville, J.P.K., Clift, R.:
Improvements in the Performance of Ceramic Media for Filtration of Hot Gases.
Filtration & Separation, 1/2 (1990), S. 32-37.
- ZIEREP 1976 Zierrep, J.:
Theoretische Gasdynamik.
Verlag G. Braun, Karlsruhe, (1976).

Anhang

A1 Durchströmungscharakteristik der Filterkerzenwand im Filtrations- und Abreinigungsfall

Bei Durchströmungsmodellen für Kornsüttungen wie bspw. nach ERGUN wird üblicherweise vom ebenen Fall mit inkompressibler Strömung ausgegangen:

$$\Delta p = 150 \cdot \frac{(1-\epsilon)^2}{\epsilon^3} \cdot \frac{\mu \cdot u_0}{d_K^2} \cdot H + 1,75 \cdot \frac{(1-\epsilon)}{\epsilon^3} \cdot \frac{\rho \cdot u_0^2}{d_K} \cdot H \quad (\text{A1.1})$$

Im vorliegenden Fall handelt es sich jedoch um eine zylindrische Geometrie mit nicht konstanter Durchströmungsfläche und die Kompressibilität kann bei Differenzdrücken von 50 kPa nicht vernachlässigt werden. Dadurch variiert die Leerrohrgeschwindigkeit innerhalb der Schicht. Filtrations- und Abreinigungsfall unterscheiden sich bei gleicher Geschwindigkeit auf der Außenseite und damit gleichem Massenstrom wie folgt:

	Filtrationsfall	Abreinigungsfall
Druck auf der Außenseite	Umgebungsdruck	Umgebungsdruck
Druck auf der Innenseite	Unterdruck	Überdruck
Volumenstrom auf der Innenseite	größer als auf der Außenseite	kleiner als auf der Außenseite
Geschwindigkeit auf der Innenseite	größer als im Abreinigungsfall	kleiner als im Filtrationsfall
Druckverlust auf der Innenseite	größer als im Abreinigungsfall	kleiner als im Filtrationsfall

Die Kerzengeometrie und die Bezeichnung der Variablen kann **Abbildung A1** entnommen werden.

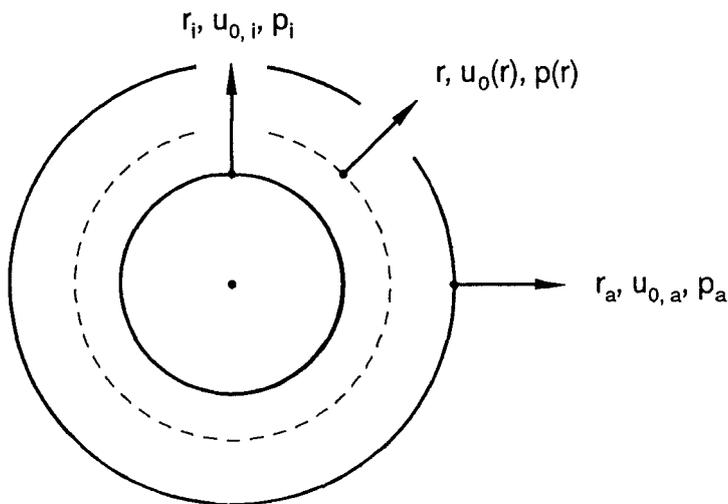


Abb. A1: Hilfszeichnung zur Herleitung des Druckverlustverlaufs.

Zunächst wird die Gleichung nach ERGUN in differentieller Form angesetzt:

$$dp = \pm \left[150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\mu \cdot u_0(r)}{d_K^2} \cdot dr + 1,75 \cdot \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\rho(r) \cdot (u_0(r))^2}{d_K} \cdot dr \right] \quad (A1.2)$$

Das positive Vorzeichen gilt für den Filtrationsfall (im Saugbetrieb steigt der statische Druck mit zunehmendem Radius), das negative für den Abreinigungsfall.

Die ortsabhängige Geschwindigkeit ergibt sich aus der Kontinuitätsbedingung:

$$u_0(r) \cdot A(r) \cdot \rho(r) = u_{0,a} \cdot A(r_a) \cdot \rho(r_a) \quad (A1.3)$$

mit:

$$A(r) = \pi \cdot 2r \cdot z \quad (A1.4)$$

zu:

$$u_0(r) = u_{0,a} \cdot \frac{r_a}{r} \cdot \frac{\rho_a}{\rho(r)} \quad (A1.5)$$

Unter Annahme isothermer Zustandsänderungen wird die Kompressibilität wie folgt berücksichtigt:

$$\rho(r) = \rho_a \cdot \frac{p(r)}{p_a} \quad (A1.6)$$

Nach Zusammenfassung der Konstanten und Einsetzen in Gleichung A1.2 ergibt sich:

$$dp = \pm \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot \frac{p_a}{p(r)} \cdot \frac{r_a}{r} \cdot dr + E_2 \cdot \rho_a \cdot \frac{p(r)}{p_a} \cdot u_{0,a}^2 \cdot \left(\frac{p_a}{p(r)} \right)^2 \cdot \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 \cdot dr \right] \quad (A1.7)$$

mit:

$$E_1 = 150 \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\mu}{d_K^2} \quad (A1.8)$$

$$E_2 = 1,75 \cdot \frac{(1-\varepsilon)}{\varepsilon^3} \cdot \frac{1}{d_K} \quad (A1.9)$$

Eine Trennung der Variablen führt zu:

$$p \cdot dp = \pm \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot p_a \cdot r_a \cdot \frac{dr}{r} + E_2 \cdot \rho_a \cdot u_{0,a}^2 \cdot p_a \cdot r_a^2 \cdot \frac{dr}{r^2} \right] \quad (A1.10)$$

Aus der anschließenden Integration in den Grenzen r_i und r_a folgt:

$$\frac{p_a^2 - p_i^2}{2} = \pm \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot p_a \cdot r_a \cdot \ln \left(\frac{r_a}{r_i} \right) - E_2 \cdot \rho_a \cdot u_{0,a}^2 \cdot p_a \cdot r_a^2 \cdot \left(\frac{1}{r_a} - \frac{1}{r_i} \right) \right] \quad (A1.11)$$

Der Druckverlust ergibt sich schließlich

im Filtrationsfall zu: $\Delta p_{\text{Filtration}} = p_a - p_i = p_a - \sqrt{p_a^2 - 2 \cdot [\dots]} \quad (A1.12)$

im Abreinigungsfall zu: $\Delta p_{\text{Abreinigung}} = p_i - p_a = \sqrt{p_a^2 + 2 \cdot [\dots]} - p_a \quad (A1.13)$

Zum Vergleich mit dem inkompressiblen Fall läßt sich Gleichung A1.11 auch wie folgt schreiben:

$$\Delta p = p_a - p_i = \pm \frac{p_a}{\bar{p}} \cdot \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot r_a \cdot \ln \left(\frac{r_a}{r_i} \right) - E_2 \cdot \rho_a \cdot u_{0,a}^2 \cdot r_a \cdot \left(1 - \frac{r_a}{r_i} \right) \right] \quad (A1.14)$$

mit:

$$\bar{p} = \frac{p_a + p_i}{2} \quad (A1.15)$$

Der Druckverlust für den kompressiblen Fall berechnet sich demnach aus dem Druckverlust für den inkompressiblen Fall multipliziert mit dem Quotienten von Außendruck zu arithmetischem Mittelwert des Drucks innerhalb der Schicht. Hieraus wird ersichtlich, daß im Filtrationsfall (Saugbetrieb) der arithmetische Mittelwert von Außen- und Innendruck kleiner und damit der Druckverlust größer ist als im Abreinigungsfall (Druckbetrieb). Der Zylindergeometrie wird innerhalb der eckigen Klammer durch zwei verschiedene Korrekturfaktoren für den linearen bzw. quadratischen Geschwindigkeitsterm Rechnung getragen:

$$\Delta p = \pm \frac{p_a}{\bar{p}} \cdot \left[E_1 \cdot u_{0,a} \cdot (r_a - r_i) \cdot \frac{r_a}{r_a - r_i} \cdot \ln \left(\frac{r_a}{r_i} \right) + E_2 \cdot \rho_a \cdot u_{0,a}^2 \cdot (r_a - r_i) \cdot \frac{r_a}{r_i} \right] \quad (A1.16)$$

$$\Delta p_{\text{kompr, zyl}} = \frac{p_a}{\bar{p}} \cdot \left[\Delta p_{\text{inkompr, eben, lin}} \cdot \frac{r_a}{r_a - r_i} \cdot \ln \left(\frac{r_a}{r_i} \right) + \Delta p_{\text{inkompr, eben, quadr}} \cdot \frac{r_a}{r_i} \right] \quad (A1.17)$$

A2 Durchströmungscharakteristik der Filterkerze im Abreinigungsbetrieb

Zur Ermittlung des Einflusses der geometrischen, der filtertechnischen und der thermodynamischen Parameter auf die Durchströmungscharakteristik wurde ein Rechenprogramm entwickelt. Betrachtet wird ein stationärer, isothermer Strömungszustand bei der Abreinigung, wobei das kompressible Gas der idealen Gasgleichung genügen soll. Ausgehend von der Massen- und Impulserhaltung für ein Kontrollvolumen ΔV (Abb. A2) werden für die mittlere Axialgeschwindigkeit w_i und für den über den Querschnitt der Filterkerze als konstant angenommenen Druck p_i zwei Differentialgleichungen aufgestellt, die zusammen mit der Zustandsgleichung und dem Druckverlustgesetz eine iterative Berechnung der lokalen Größen p_i , ρ_i , w_i und $u_{0,a}$ ermöglichen.

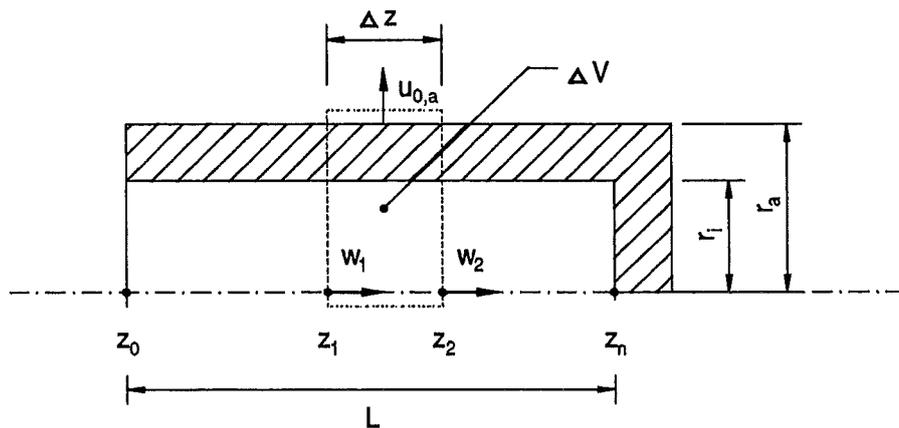


Abb. A2: Filterkerzengeometrie und Kontrollvolumen.

Kontinuitätsgleichung

Aus der Massenerhaltung folgt für das Kontrollvolumen ΔV unter Vernachlässigung der Axialgeschwindigkeit im Kerzenmantel:

$$\pi \cdot r_i^2 \cdot \rho_1 \cdot w_1 = \pi \cdot r_i^2 \cdot \rho_2 \cdot w_2 + 2\pi \cdot r_a \cdot (z_2 - z_1) \cdot \rho_a \cdot u_{0,a} \quad (\text{A2.1})$$

Mit dem Grenzübergang $\Delta z = z_2 - z_1 \rightarrow 0$ folgt für die Änderung der mittleren Massenstromdichte:

$$m'_1 = \frac{dm(z_1)}{dz} = \lim_{\Delta z \rightarrow 0} \left(\frac{\rho_2 \cdot w_2 - \rho_1 \cdot w_1}{\Delta z} \right) = - \frac{2 \cdot r_a \cdot \rho_a}{r_i^2} \cdot u_{0,a} = \text{const} \cdot u_{0,a} \quad (\text{A2.2})$$

Druckverlustgesetz

Das verwendete Druckverlustgesetz genügt der Gleichung:

$$\Delta p = p_i - p_a = K_1 \cdot u_{0,a} + K_2 \cdot u_{0,a}^2 \quad (\text{A2.3})$$

Impulsleichung in axialer Richtung

Die Änderung des Druckes im Inneren der Filterkerze in axialer Richtung ist unter Vernachlässigung der Schwerkraft nur abhängig von den Trägheitskräften F_T und den Reibungskräften F_R , d.h.:

$$p' = \frac{dp}{dz} = -F_T - F_R \quad (A2.4)$$

Für die Trägheitskraft $F_T = d(\rho w)/dt$ ist die lokale Beschleunigung $\partial(\rho w)/\partial t = 0$ (stationäre Strömung) und da $u \ll w$ (mit Vernachlässigung für $z \rightarrow L$) erhält man:

$$F_T = \partial(\rho w)/\partial z \circ \partial z/\partial t = \rho' w^2 + \rho w w' = \frac{1}{RT} \cdot p' w^2 + \frac{1}{RT} \cdot p w w' \quad (A2.5)$$

Für die lokale Reibungskraft F_R ergibt sich mit Hilfe der Funktion $\lambda(Re)$ nach Blasius:

$$\Delta F_R(z) = \lambda(Re(z)) \cdot \frac{\rho(z)}{2} \cdot w(z)^2 \cdot \frac{\Delta z}{d_i} \quad (A2.6)$$

Somit ergibt sich aus Gleichung (A2.4):

$$p' = -w \cdot \left(m' + 0,5 \cdot \frac{\lambda}{d_i} \cdot m \right) \quad (A2.7)$$

bzw.:

$$\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot w^2 \right) \cdot p' = -\frac{1}{RT} \cdot p \cdot \left(w w' + 0,5 \cdot \frac{\lambda}{d_i} \cdot w^2 \right) \quad (A2.8)$$

Die Separation der Funktionen p und w und die anschließende Integration liefert:

$$\ln \left(\frac{p_2}{p_1} \right) = -0,5 \cdot \ln \left(\frac{\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot w_2^2 \right)}{\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot w_1^2 \right)} \right) - \int_1^2 0,5 \cdot \frac{1}{RT} \cdot \frac{1}{d_i} \cdot \frac{\lambda \cdot w^2}{1 + \frac{1}{RT} \cdot w^2} \cdot dz \quad (A2.9)$$

Das Integral kann nur näherungsweise gelöst werden. Bei hinreichend kleinem Δz kann $\lambda(Re(z))$ und $w(z)$ durch die Mittelwerte des Intervalles ersetzt werden und man erhält:

$$\ln \left(\frac{p_2}{p_1} \right) = -0,5 \cdot \ln \left(\frac{\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot \bar{w}_2^2 \right)}{\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot \bar{w}_1^2 \right)} \right) - 0,5 \cdot \frac{1}{RT} \cdot \frac{1}{d_i} \cdot \frac{\bar{\lambda} \cdot \bar{w}^2}{1 + \frac{1}{RT} \cdot \bar{w}^2} \cdot \Delta z \quad (A2.10)$$

Der Druck p_2 ergibt sich somit zu:

$$p_2 = p_1 \cdot \frac{\sqrt{\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot w_1^2\right)}}{\sqrt{\left(1 + \frac{1}{RT} \cdot w_2^2\right)}} \exp\left(0,5 \cdot \frac{1}{RT} \cdot \frac{1}{d_i} \cdot \frac{\bar{\lambda} \cdot \bar{w}^2}{1 + \frac{1}{RT} \cdot \bar{w}^2} \cdot \Delta z\right) \quad (\text{A2.11})$$

Lösungsalgorithmus

An der Stelle $z_0 = 0$ wird zunächst ein fester Eintrittsdruck $p_{i,0}$ vorgegeben. Anschließend werden iterativ die lokalen Größen p_i , ρ_i , w_i und u_i an den Stellen z_0 und z_1 berechnet. Hieraus lassen sich die lokalen Größen für die folgenden Stellen $i = 2 \dots n$ direkt berechnen. Am Ende der Filterkerze muß der Druck $p_{i,n}$ dem Druckverlustgesetz bezüglich des Kerzenmantels und des -bodens genügen, andernfalls wird die Eintrittsgeschwindigkeit w_0 für den nächsten Iterationsschritt entsprechend korrigiert.

A3 Modellierung der Kerzendurchströmung unter Filtrationsbedingungen

Der Gesamtdruckverlust einer Filterkerze im Filtrationsfall setzt sich zusammen aus einem Anteil für die Durchströmung der Wand und einem Rohrreibungsanteil (Abb. A3). Der Anteil für die Durchströmung der Wand ist abhängig vom Filterwiderstand und der Filtrationsgeschwindigkeit, der Rohrreibungsanteil vom Innendurchmesser und der axialen Gasgeschwindigkeit. Die axiale Gasgeschwindigkeit steigt entlang der Filterkerze vom Boden bis zur Reingasöffnung an. Dadurch nimmt der Rohrreibungsanteil ebenfalls in dieser Richtung zu. Für unterschiedliche Strömungspfade entlang der Filterkerze existieren somit unterschiedliche Druckverhältnisse. Der Einfluß auf das Filtrationsgeschwindigkeitsprofil entlang der Filterkerze soll im folgenden abgeschätzt werden.

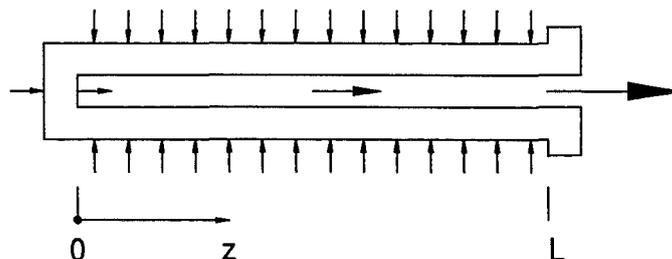


Abb. A3: Schematische Darstellung der Durchströmung im Filtrationsfall.

Bei Annahme einer inkompressiblen Strömung und konstanter Anströmgeschwindigkeit entlang der Kerze steigt die axiale Geschwindigkeit im Inneren der Kerze in Richtung Kerzenkopf linear an:

$$w \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_i^2 = u_F \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_i^2 + \int_0^z u_F \cdot \pi \cdot d_a \cdot dz = u_F \cdot \pi \cdot \left(\frac{d_i^2}{4} + d_a \cdot z \right) \quad (\text{A3.1})$$

$$w = u_F \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot d_a}{d_i^2} \cdot z \right) \quad (\text{A3.2})$$

Die Axialgeschwindigkeit ist somit in erster Näherung direkt proportional zur Filtrationsgeschwindigkeit und umgekehrt proportional zum Quadrat des Innendurchmessers. In **Abbildung A4** wird der rechnerische Verlauf der axialen Geschwindigkeit entlang der untersuchten Filterkerzen veranschaulicht. Hierbei wurden bei den Parametern jeweils die Eckwerte angesetzt (Innendurchmesser 30 und 42 mm, Filtrationsgeschwindigkeit 1 und 5 cm/s). Die maximal auftretenden Geschwindigkeiten liegen bei einer 1000 mm Kerze bei ca. 13 m/s und bei einer 1500 mm Kerze bei ca. 20 m/s.

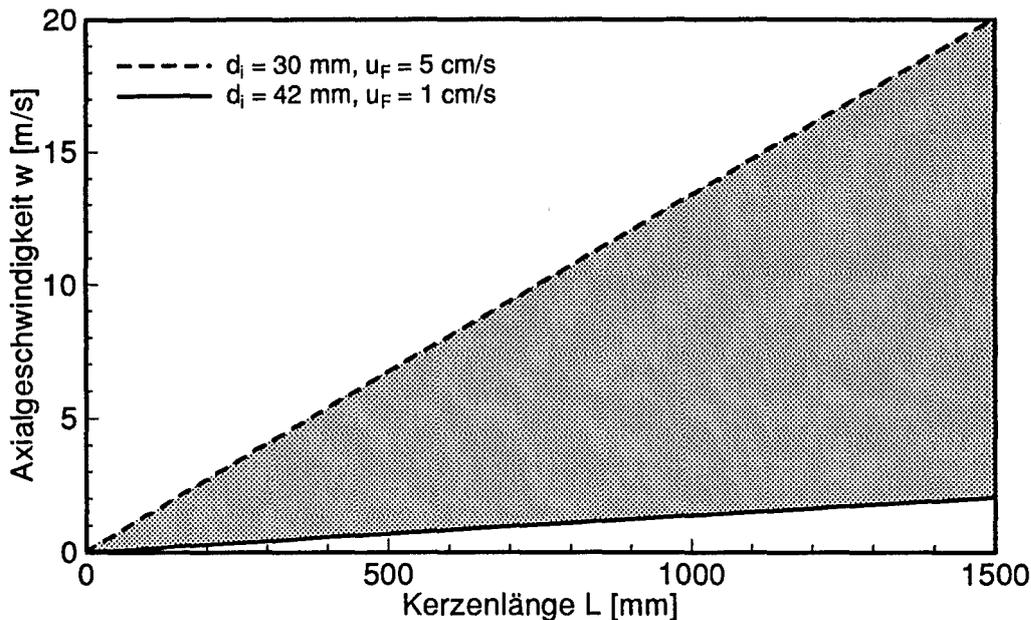


Abb. A4: Axiale Gasgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Kerzenlänge (Parameter: Innendurchmesser, Filtrationsgeschwindigkeit).

Die Reynolds-Zahl (**Abb. A5**) steigt entsprechend der axialen Geschwindigkeit ebenfalls linear an. Die Strömung durchläuft zunächst einen laminaren und danach einen turbulenten Bereich, wobei der Umschlag laminar-turbulent je nach Parameterkombination an unterschiedlicher Stelle entlang der Kerze stattfindet:

$$\text{Re} = \frac{w \cdot d_i \cdot \rho}{\mu} = \frac{u_F \cdot d_i \cdot \rho}{\mu} \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot d_a}{d_i^2} \cdot z \right) \quad (\text{A3.3})$$

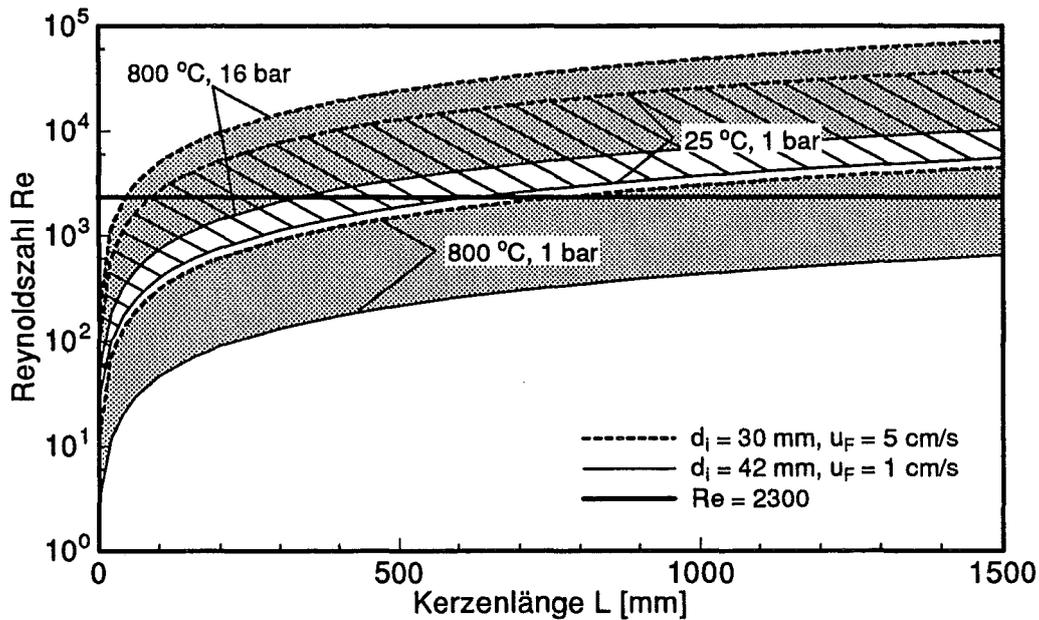


Abb. A5: Halblogarithmische Darstellung der Reynoldszahl in Abhängigkeit der Kerzenlänge (Parameter: Innendurchmesser, Filtrationsgeschwindigkeit, Temperatur und Druck).

$$z_{\text{lam/turb}} = \left(\frac{2300 \cdot \mu}{u_F \cdot d_i \cdot \rho} - 1 \right) \cdot \frac{d_i^2}{4 \cdot d_a} \quad (\text{A3.4})$$

Mit steigender Temperatur verschiebt sich der Umschlagpunkt zu größeren Kerzenlängen, mit steigendem Systemdruck hingegen zu kürzeren:

$$\text{Re} \sim \frac{\rho}{\mu} \sim \frac{p}{T \cdot T^{0,67}} = \frac{p}{T^{1,67}} \quad (\text{A3.5})$$

Zur Berechnung des Druckverlustes wird die laminare bzw. turbulente Rohrreibungsformel in differentieller Form verwendet:

$$dp_{\text{lam}} = \frac{64}{\text{Re}} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot w^2 \cdot \frac{1}{d_i} \cdot dz = \frac{32 \cdot \mu}{d_i^2} \cdot u_F \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot d_a}{d_i^2} \cdot z \right) \cdot dz \quad (\text{A3.6})$$

$$dp_{\text{turb}} = \frac{0,3164}{\text{Re}^{0,25}} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot w^2 \cdot \frac{1}{d_i} \cdot dz = \frac{0,1582 \cdot \rho^{0,75} \cdot \mu^{0,25}}{d_i^{1,25}} \cdot u_F^{1,75} \cdot \left(1 + \frac{4 \cdot d_a}{d_i^2} \cdot z \right)^{1,75} \cdot dz \quad (\text{A3.7})$$

Die anschließende Integration erfolgt bereichsweise.

Im laminaren Bereich von $z = 0$ bis $z = z_{\text{lam/turb}}$ gilt:

$$\Delta p = C_{\text{lam}} \cdot \int_0^z (1 + A \cdot z) \cdot dz = C_{\text{lam}} \cdot \left(z + \frac{A}{2} \cdot z^2 \right) \quad (\text{A3.8})$$

mit:

$$C_{\text{lam}} = \frac{32 \cdot \mu}{d_i^2} \cdot u_F \quad (\text{A3.9})$$

sowie:

$$A = \frac{4 \cdot d_a}{d_i^2} \quad (\text{A3.10})$$

Im turbulenten Bereich von $z = z_{\text{lam/turb}}$ bis z gilt:

$$\Delta p = C_{\text{lam}} \cdot \int_0^{z_{\text{lam/turb}}} (1 + A \cdot z) \cdot dz + C_{\text{turb}} \cdot \int_{z_{\text{lam/turb}}}^z (1 + A \cdot z)^{1,75} \cdot dz \quad (\text{A3.11})$$

$$\Delta p = C_{\text{lam}} \cdot \left(z_{\text{lam/turb}} + \frac{A}{2} \cdot z_{\text{lam/turb}}^2 \right) + C_{\text{turb}} \cdot \frac{1}{2,75 \cdot A} \cdot \left[(1 + A \cdot z)^{2,75} - (1 + A \cdot z_{\text{lam/turb}})^{2,75} \right] \quad (\text{A3.12})$$

mit:

$$C_{\text{turb}} = \frac{0,1582 \cdot \rho^{0,75} \cdot \mu^{0,25}}{d_i^{1,25}} \cdot u_F^{1,75} \quad (\text{A3.13})$$

Laminarer und des turbulenter Druckverlust hängen von Temperatur und Druck wie folgt ab:

$$\Delta p_{\text{lam}} \sim C_{\text{lam}} \sim \mu \sim T^{0,67} \quad (\text{A3.14})$$

$$\Delta p_{\text{turb}} \sim C_{\text{turb}} \sim \rho^{0,75} \cdot \mu^{0,25} \sim \frac{p^{0,75}}{T^{0,75}} \cdot T^{0,67} = \frac{p^{0,75}}{T^{0,08}} \quad (\text{A3.15})$$

Der Rohrreibungsdruckverlust in Abhängigkeit der Kerzenlänge und der Betriebsparameter Temperatur und Druck ist für eine Filterkerze mit einem Innendurchmesser von 30 mm und einer Filtrationsgeschwindigkeit von 5 cm/s in **Abbildung A6** dargestellt. Diese Kombination ergibt die höchsten Druckverlustwerte.

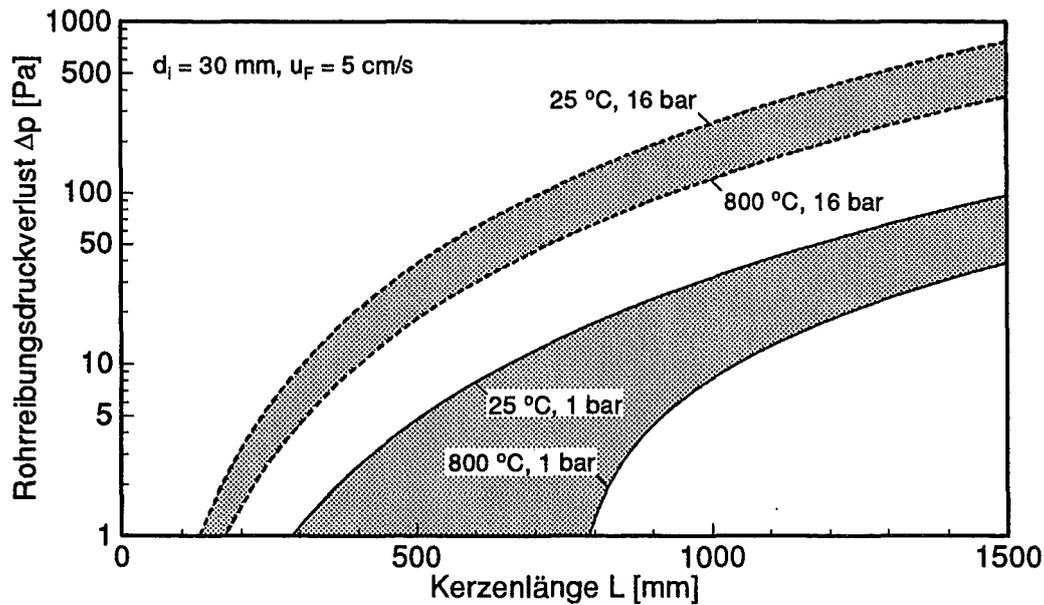


Abb. A6: Halblogarithmische Darstellung des Rohrreibungsdrukverlusts in Abhängigkeit der Kerzenlänge, Innendurchmesser 30 mm, Filtrationsgeschwindigkeit 5 cm/s (Parameter: Temperatur und Druck).

Für die üblichen Filtrationsgeschwindigkeiten bis 5 cm/s liegt bei atmosphärischen Anwendungen der Druckverlust aufgrund von Rohrreibung selbst bei einer Kerzenlänge von 1500 mm bei etwa 40 bis 100 Pa im Temperaturbereich von 25 bis 800 °C. Verglichen mit dem Wandverlust des entsprechenden Filterkerzentyps bei Raumtemperatur:

$$4\text{SPF: } \Delta p_{\text{Wand}} (u_F = 0,05 \text{ m/s}, 25 \text{ °C}) = 600 \dots 700 \text{ Pa}$$

liegt er damit bei ca. 15 % des Gesamtdruckverlustes (700.....800 Pa) und kann vernachlässigt werden. Die eingangs des Kapitels getroffene Annahme einer gleichmäßigen Anströmung entlang der Kerze ist hier somit berechtigt.

Bei Hochdruckanwendungen mit bspw. 16 bar Systemdruck hingegen erreicht der Druckverlust aufgrund von Rohrreibung bei einer Kerzenlänge von 1500 mm Werte von 400 bis 800 Pa im Temperaturbereich von 25 bis 800 °C. Er ist damit 8 bis 10mal größer als bei atmosphärischen Anwendungen. Inwieweit die Filterkerzen ungleichförmig angeströmt werden ist allerdings nicht bekannt.

A4 Literaturrecherche

Tab. A1: Übersicht der Veröffentlichungen.

Autor/Jahr	Werkstoff	Atmosphäre	Temp °C	Mechanische Untersuchung	Sonstige Untersuchung	Schäden
1 Alvin, M.A. 1989	Al ₂ O ₃ /Mullit Cordierit Cordierit/Si ₃ N ₄	PFBC IGCC	538 bis 1370	4-Punkt Biegeversuch Dichte Porenvolumen	Phasenanalyse REMEDAX	Eutektika Oxidation Alkalien Thermoschock Dampf
2 Alvin, M.A. et. al 1990	Al ₂ O ₃ /Mullit RBSN Cordierit	PFBC IGCC	870 bis 980		REMEDAX XRD TGA	Korrosion, Oxidation Phasenumwandlung
3 Alvin, M.A. 1994	DSL F40 (197/320 B)	IGCC	780 bis 843	C-Ring (Druck, Zug)	REMEDAX	
4 Alvin, M.A. 1993	Al ₂ O ₃ /Mullit DSL F40	oxidierend PFBC	732	4-Punkt Biegeversuch	Alkalitest REM	Thermoschock HT-Kriechen
5 Alvin, M.A. 1994	SiC (SUT, PALL) Al ₂ O ₃ /Mullit (Coors)	PFBC (TIDD) Flugasche		C-Ring (Druck, Zug)	REM EDS	Vitropore: Kriechrisse thermische Ermüdung DSL: Biegung bei 732 °C Staubbrücken thermische Ermüdung Kristallisation Bindephase
6 Bakker, W.T. et. al. 1982	WT-Rohre (U-Form) aus SiSiC	Kohle-Abgas Alkalien	1100 bis 1200	Weibull-Plots Biegebruchspannung		Korrosion Wärmeausdehnung Oxidation Bildung von Fe, Ni, Si-Eutektika
7 Bakker, W.T. 1982	Al ₂ O ₃ Schamotte SiC	Synthesegas CO, H ₂ , CO ₂ Dampf Additive Na + K	811 bis 1087	Testmethode nicht angegeben		Versagen durch Alkalien
8 Ballard, W.V. 1978	Al ₂ O ₃ AlPO ₄ -Bindung	Dampf CO	199		XRD	
9 BMFT-Workshop HG-Reinigung 1992		Kohlegas IGCC PFBC	250 bis 550 850			tiefschmelzende Eutektika Korrosion
10 Bonk, D. (DOE) 1993	SiC (SUT, Refracton)	20 ppm NaCl 15 % Dampf IGCC	870 980	C-Ring (Druck, Zug)	REM XRD	Korrosion
11 Brown, N. EPRI 1993	SiC (DSL)	PFBC-Rauchgas (synthetisch)	700 bis 850	"crushing-strength"	Schüttdichte, Porosität XRD Δp Schliffbilder mit Harz	Oxidation Phasenumwandlung Cristallitbildung Abnahme von Porosität, Kalt- und Warmfestigkeit
12 Costello, J.A. et. al. 1985	SiC, dicht, heißgepreßt Sinterhilfsmittel	oxidierend O ₂ (trocken)	1200 bis 1400		SIMS TEM	Oxidation
13 Danzer, R. 1990	Keramik allgemein, Kurze Übersicht lebensdauer- bestimmender Gefügemerkmale				Bruchzähigkeit Festigkeitsverteilung Weibull Rißausbreitung Kriechfestigkeit	Spröbruch unterkrit. Rißwachstum Ermüdung Kriechen Oxidation, Korrosion

	Autor/Jahr	Werkstoff	Atmosphäre	Temp °C	Mechanische Untersuchung	Sonstige Untersuchung	Schäden
14	Day, D.E. 1981	Polykristallines Al ₂ O ₃ (96 %)	Dampf	286	3-Punkt Biegeversuch	XRD REM an Bruchstellen	Kristallbildung Verlust der interkristallinen Bindung
15	Dietrichs, P. 1991	SiC	Rauchgas	700	(ASTMC-863)	Rohdichte Gewicht Porosität	Oxidation ger. Oxidationsbeständigkeit SiO-Abdampfung
16	Durst M. et. al. 1990	SiC DSL, SL 20 Stäbe, O-Ringe	pH 10 Dampf Dampf	100 121 500 700 900	3-Punkt Biegeversuch O-Ring	Grindo-Sonic TWB REM, Mikrosonde	Korrosion
17	Eriksson T. et. al. 1992	SiC (SUT, Refractron) Cordierit (Asahi)	reduzierend oxidierend	600 820	O-Ring Berstdruck	REM, EDS XRD Dilatometer	Rißbildung thermische Ermüdung
18	Ervin, G. Jr. 1958	SiC	Luft O ₂ CO ₂	1300		optische Messung (Dicke der Oxidschicht)	SiC-Oxidation
19	Federer, J.I. 1988	SiC α-SiC	oxidierend + NaCl + H ₂ O	1200	C-Ring	Messung Dimensionen	Spannungsspitzen
20	Federer, J.I. 1988	SiC verschiedene Sorten	oxidierend + Na ₂ SO ₄ + Na ₂ CO ₃ + NaCl, NaF	1000 1000 1200	5 cm-Stücke	REM XRD Messung Dimensionen	Korrosion Eutektikum Na ₂ O-SiO ₂
21	Ferber, M.K. et. al. 1983	SiC Al ₂ O ₃ Sialon	oxidierend	1000 (1230)		REM XRD	Oxidation
22	Förthmann, R. 1987	SiC-Biegestäbchen	H ₂ O-Dampf 68 % Wasserstoff 1 % Argon o. Stickstoff	1370	4-Punkt Biegeversuch Weibull	XRD, REM opt. Mikroskopie EMP	Korrosion, Oxidation Wachstum der Oxidschichten (Cristoballitbildung)
23	Förthmann, R. et. al. 1989	SiC (ähnlich Nr. 25)	oxidierend H ₂ ,H ₂ O-Dampf,SO ₂ , H ₂ S	1200 bis 1400	4-Punkt Biegeversuch Weibull		Korrosion, Oxidation
24	Förthmann, R. et. al. 1990	SiC (ähnlich Nr. 25, 26)					Korrosion, Oxidation
25	Frisch, B. et. al. 1988	SiC	oxidierend	300 bis 1300		XRD, REM Massenspektrometrie Oxidationskurven durch CO ₂ -Gasanalyse isotherme Einzelexperimente	Oxidation Cristoballitbildung und röntgenamorphe Phasen
26	Guertler, H.C. (BWF) 1986	Faserwerkstoffe Polymere "Chemical Finishing"	säurebildende Gase HCl, HF, SO ₂ , NO ₂ , H ₂ O-Dampf				Faserdegradation
27	Gugel, E. 1969	SiC	oxidierend	1000 bis 1500		XRD, REM chemisch, reaktionskinetisch	Oxidation Cristoballitbildung
28	Heitmann, H.G. 1985	Graphitfilter Elektromagnetfilter	H ₂ O	340			Korrosion, Oxidation
29	Henrotin, E. 1986	Filtertücher Abreinigung					
30	Jacobson, N.S. et. al. 1986	SiC	O ₂ , CO ₂ , SO ₃ + Na ₂ SO ₄ + Na ₂ CO ₃	950 bis 1000		XRD, REM chem. Analyse Besprühen der Proben mit Salzlösung	Korrosion
31	Jacobson, N.S. et. al. 1986	α-SiC (ähnlich Nr. 30)	O ₂ SO ₃	1000	Stabilitätstest: Bruchmodul (Bruchtest)	XRD, REM Ofentests chem. Analyse	Korrosion

	Autor/Jahr	Werkstoff	Atmosphäre	Temp °C	Mechanische Untersuchung	Sonstige Untersuchung	Schäden
32	Jacobson, N.S. et. al. 1985	alpha SiC (gesintert) (ähnlich Nr. 30 + 31)	SO ₃ , CO ₂ , O ₂ + Na ₂ SO ₄ + Na ₂ CO ₃	1000		XRD, REM WDS chem. Analyse, Wägung	Korrosion
33	James, S. 1990	Plasmabesch. Wkst. aus Tonerde/Graphit	Stahl- und Schlackeschmelzen	1600		Röntgenbeugung Heißkorrosionsuntersuchung nach Stabeintauchverfahren	Korrosion
34	Jorgenson, P.J. et. al. 1959	SiC	O ₂	900 bis 1600		Thermogravimetrie XRD, IR-Spektrometrie	Oxidation Cristobalit und SiO ₂ sind röntgenamorph
35	Jorgenson, P.J. 1961	SiC	H ₂ O	1218 bis 1514		Thermogravimetrie XRD	
36	Jorgenson, P.J. et. al. 1960	SiC		1380 1475 1550		Thermogravimetrie	
37	Judkins, R.R. et. al. 1992	versch. Elemente für Heißgas-Filtration DSL F40	PFBC (Grimeth.) IGCC (Texaco)	870 650 bis 870			
38	Kerkhof, F. et. al. 1987	Al ₂ O ₃ -Keramiken Glas	Luft, Luftfeuchte Flüssigkeiten	1200 bis 1400 25	Bruchspannung Weibull-Verteilung *proof-test*		Rißausbreitung
39	Knoch, H. et. al. 1989	SiC (Produktentwicklung)					
40	Kurkela, E. et. al. 1990	SiC	PFBC IGCC reduzierend	550 bis 720		REM, EDX Δp Sichttests	Abnahme der Permeabilität keine Abreinigung möglich
41	Lee, S.H.D. et. al. 1993	SiC Fibrosic	PFBC IGCC (GTCCS)	800 bis 825	Berstdruck Blasentest Bruchmodul Pre Test	REM EDX Δp Sichttests	in Nachtests festgestellt
42	Lehtovaara, A. et. al. 1992	SiC	IGCC	400 bis 650			
43	Lippert, T.E. et. al. 1993	SiC (DSL F40)	PFBC (TIDD)	840 bis 905		Sichttests	Bruch von Filterkerzen Anstieg von Δp
44	Lippert, T. E. et. al. 1993	Al ₂ O ₃ /Mullit Cordierit Al-Silikat	PFBC IGCC DCFT	177 bis 650			Korrosion Sorption von Na an Filteroberfläche
45	Lukacs, J. et. al.	SiC Al ₂ O ₃ SiO, SiO ₂ Si-Metall	CO O ₂ Rauchgas Argon	20 bis 1600	Bruchuntersuchung Kaltdruckfestigkeit Druckfeuer- beständigkeit	IR-Spektroskopie Brennfarbe Erhitzungsmikroskopische Untersuchungen Gewichtsveränderung nach dem Brennen	Oxidation Gewichtsverlust Bläschenbildung auf Ober- fläche
46	McHenry, K.D. et. al. 1977	SiC (gesintert) SiC (heißgepreßt)	O ₂ Wasserdampf SO ₂	600 bis 850	Doppel-Torsions- messungen	E-Modul (Resonanzfrequenz) Thermogravimetrie REM, EDAX	instabile Ausbreitung von un- terkrit. Rißwachstum Oxidation
47	McKee, D.W. et. al. 1976	SiC (gesintert)	Gasgemische aus: N ₂ , O ₂ , Luft, SO ₂ , CH ₄ , H ₂ S, H ₂			Korrosionsrate Korrosionsart Gewichtsverlust über Zeit in Abhängigkeit von O ₂ -Konzentration	aktive Oxidation Salz: Silikatbildung

	Autor/Jahr	Werkstoff	Atmosphäre	Temp °C	Mechanische Untersuchung	Sonstige Untersuchung	Schäden
48	Morell, R. et. al. 1990	DSL F40	oxidierend PFBC	800	O-Ring C-Ring Druck und Zug	REM EDAX TOF	Mikrorisse Festigkeitsabfall nach 300 h Reaktionen zwischen Staub und Binder Bindererweichung erst nach mehr als 900 h
49	Nickel, K.G. et. al. 1988	SiC Si ₃ N ₄ (dotiert) Auslagerung	oxidierend	1200 bis 1535		REM, Thermoanalyse Massenspektrometrie Thermoschock zur Bestimmung der Oxidationsbeständigkeit	Korrosion, Oxidation Rißbildung
50	Nickel, K.G. 1992	Si ₃ N ₄ SiC (dichte Ingenieurkeramik)	oxidierend reduzierend z. Teil mit Cl ₂				kritischer Bereich: 800 bis 1100 °C insbesondere in oxidierender Gasatmosphäre, bei Vorhandensein von Na ₂ SO ₄ (+ HCl) Si ₃ N ₄ : heißkorrosionsfester SiC: hochtemperaturbeständiger
51	Nickel, K.G. et. al. 1994	SiC SiSiC	trockene Luft H ₂ O-Dampf O ₂		4-Punkt Biegeversuch Weibull	REM	Oxidation H ₂ O-Dampf ist kritische Komponente
52	Nihon Schumacher 1989	Schumalith Cordierit	Verbrennung		Festigkeit		keine Veränderung
53	Oakley, J.E. et. al. 1986	Keram. Fasergewebe Keram. Filterkerzen	PFBC IGCC	1000	Festigkeitstest	REM	Festigkeitsabnahme Einlagerung von Aschepartikeln
54	Phillips, J.N. et. al. 1993	DSL Laycer 70/3 von JFP, Keramikfilter	SCGP	240 bis 265			
55	Pickrell, G. et. al. 1993	SiC Si ₃ N ₄	reduzierend oxidierend	300 bis 1100		REM	Oxidation Korrosion
56	Rasch, R. 1978	SiC	oxidierend reduzierend	200 bis 1350	Druckerweichung Wärmeleitfähigkeit Druckfeuerbeständigkeit		Oxidation Alumosilikat-Bildung Erweichung der Schutzglasur (SiO ₂) bei 1200 bis 1300 °C Volumenzunahme Rißbildung
57	Reed, G.P. 1986	Al ₂ O ₃ Faserkeramik	PFBC	800 bis 900		REM	leichte Korrosion
58	Reed, G.P. 1985	Keramische Filter Composite bzw. bonded candles Al ₂ O ₃	PFBC IGCC	950			Korrosion
59	Rothwell, E. 1986	"Pulse-jet Filter"				"Reverse-Jet Pulse Cleaning System"	
60	Sadler III, L.Y. et. al. 1984	verschiedene Keramiken	Synthesegas High BTU Low BTU		Biegefestigkeit		
61	Sawyer, J. 1989	SiC (clay-bonded, mullite bonded) Al ₂ O ₃	reduzierend oxidierend				
62	Schlichting, J. 1979	SiC	oxidierend			Literaturstudie zum Oxidations- und Korrosionsverhalten von SiC (Heißkorrosion)	Wasserdampf bei Oxidation kritisch, da Zwischenabkühlungen bei der Oxidation Risse in der SiO ₂ -Schicht verursachen

	Autor/Jahr	Werkstoff	Atmosphäre	Temp °C	Mechanische Untersuchung	Sonstige Untersuchung	Schäden
63	Schwab, D.E. et. al. 1980	α -SiC	oxidierend Salzwasser	1620 900 bis 1260	4-Punkt Biegeversuch	Metallographische Analyse Stereomikroskop REM	starke Festigkeitsabnahme Rißbildung Rißwachstum Oxidation Korrosion durch Salzzugabe
64	Schwerdtfeger 1993	SiC Al_2O_3 ZrO_2	reduzierend oxidierend CO, CO_2			Chemische Reaktionen	
65	Semler, C.E. 1988	SiC	PFBC (Grimeth.)			Literaturstudie bzgl. Ergebnisse zu Oxidation und Korrosion von SiC	
66	Seville, J.P.K. 1994	Al_2O_3 SiC Mullit	PFBC IGCC Verbrennung FCC reduzierend oxidierend			reverse flow or pulse (Cake Detachment Tests)	
67	Sharma, K.K. et. al.	SiC	oxidierend hydrothermal	1300 bis 1500		REM Interferenz-Mikroskopie Laue-Aufnahmen	Oxidation Cristoball- u. Tridymitbildung Ätzfiguren auf Oberfläche
68	Singhal, S.C.	Si_3N_4 (heißgepreßt) SiC (heißgepreßt)	oxidierend	1000 bis 1400	4-Punkt Biegeversuch	XRD REM Thermogravimetrie	Korrosion Erosion Oxidation durch H_2O -Dampf
69	Tassicker, O.J. et. al. 1989	DSL F40	AFBC	800		Reingasmessungen Δp -Messungen	
70	Thümmler, F. et. al. 1989	Si_3N_4 SiC based materials	Luft Vakuum	1000 bis 1500	Kriechtests	XRD α -Partikelverteilung	Oxidation (Cristoballbildung) Kriechen Rißwachstum
71	Trantina, G. 1978	SiC	Luft	1400	3-Punkt Biegeversuch Zyklische Belastung Festigkeitsmessung	Weibull	Rißwachstum Rißkeimung unter 1370 °C starke Festigkeitsabnahme ab 1200 bis 1400 °C unterschiedliche Festigkeitswerte im Material Volumenveränderungen bei Spin-Tests Korrosion in CO -Dampf-atmosphäre bei 200°C
72	Trantina, G. 1982	α -SiC SiSiC			3-Punkt Biegeversuch Bruchtests Biegetests bei 1200 °C, 1500 °C Biegetests mit zyklischer Belastung		Rißwachstum unterschiedliche Strukturen Festigkeitsabnahme bei 1200 °C und 1500 °C ungleichmäßige Festigkeitsverteilung im Material
73	Trostel Jr., L. 1965	Al_2O_3 Zirkonium	oxidierend Luftgasverbrennung	1100 bis 2000		Gewichtsbestimmung (Feststellung entweichender Bestandteile der Oxide Al und Zirkonium)	Hohe H_2O -Dampfkonzentr. Verluste durch Verflüchtigung in Hydrogenatmosphäre (ab 1500 °C merklich)
74	Twigg, A.N. et. al. 1990		PFBC (Grimeth.)				
75	Valentino, K.R. et. al. (EPRI/DOE) 1993	tongebundenes SiC kristallines Cordierit Ca-Aluminat	PFBC Dampf $NaNO_3$	850			Kaltzähigkeit bei SiC durch Dampf verschlechtert bis auf Cordierit keine Schäden
76	Völker, W. 1986	SiC Si_3N_4 tongebundene SiC	oxidierend	1300 bis 1500		REM Thermogravimetrische Untersuchungen	Oxidation

	Autor/Jahr	Werkstoff	Atmosphäre	Temp °C	Mechanische Untersuchung	Sonstige Untersuchung	Schäden
77	Wecht, P. 1977	SiC	reduzierend oxidierend Luft-Wasserdampf			lichtmikroskopische Untersuchungen	Zersetzung des SiC bei 900 bis 1250 °C Oxidation Auskristallisation Cristoballbildung Rißbildung
78	White, L.R. et. al. 1986	Keram. Gewebefilter (Nextel, 3M)	Rauchgas (Kohleverbrennung)	290 bis 870	Festigkeit		Durchbrennen des Gewebes Geschmolzene Asche bzw. geschmolzene Salze (Staubbrücken)
79	White, L.R. et. al. 1992	Faserkeramik (Nextel, 3M)	verschiedene Anwendungen		Thermoschock Berstdruckmessung		
80	Zdaniewski, W.A. et. al. 1987	SiC (heißgepreßt)	oxidierend	200 bis 1370	Vickers	XRD	Oxidation Kristallisation Zunahme der Festigkeit bei ca. 1289 °C Abnahme der Festigkeit bei ca. 1300 °C
81	Zievers, J.F. 1989	SiC Mullit Al ₂ O ₃ Fibrosic				REM EDAX	
82	Zievers, J.F. 1989	SiC Mullit mit Mullitbinder SiC mit Mullitbinder	PFBC			REM Unterscheidung von: Filterelement und Filterelement mit Membranen	
83	Zievers, J.F. 1993	Vacuum Formed Ceramic Filter (VFCE)	Verbrennung	300 bis 1010			

Referenzliste:

- 1 Alvin, M.A., Lane, J.E., Tressler, R.E., Jakus, K.:
Long Term High-Temperature Degradation of Ceramic Cross-Flow Filters. Proc. 9th Annual Gasification and Gas Stream Cleanup Systems Contractors Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, June 27-29, (1989), S. 129-138.
- 2 Alvin, M.A., Bachovchin, D.M., Lane, J.E., Tressler, R.E., Jakus, K.:
Degradation of Cross Flow Filter Material. Proc. 7th Annual Coal-Fueled Heat Engines and Gas Stream Cleanup Systems Contractors Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, March 26-28, (1990), S. 162-167.
- 3 Alvin, M.A.:
Characterization of a Clay Bonded Silicon Carbide Candle Filter Segment after Exposure in the Peat Fluidized-Bed Air Gasification System. Internal Westinghouse Report for SCHUMACHER, April 18, (1994).
- 4 Alvin, M.A., Tressler, R.E., Lippert, T.E., Diaz, E.S.:
Evaluation of Ceramic Filter Material, Selection for Application. Coal-Fired Power Systems '93 - Advances in IGCC and PFBC Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, (1993), S. 515-538.
- 5 Alvin, M.A., Tressler, R.E., Lippert, T.E., Diaz, E.S., Smeltzer, E.E.:
A Review of the Compatibility of Silicon Carbide Hot-Gas Filters in IGCC and PFBC Environments. In: "Durability of Ceramic Filters", Coal-Fired Power Systems '94, Advances in IGCC and PFBC Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, (1994).
- 6 Bakker, W.:
Materials requirements for high-pressure ceramic heat exangers. High Temperature Technology, 11 (1982), S. 75-82.
- 7 Bakker, W., Kotchick, D.:
Refractory Ceramics Experience in Coal Gasifiers. DOE Refractory Evaluation Program 1975-1982.
- 8 Ballard, W., Day E.E.:
Corrosion Resistance of Refractory Bond Phase to Steam-CO at 199 °C. Ceramic Bulletin, 57 [4] (1978), S. 438-443.
- 9 BMFT-Workshop:
Heißgasreinigung, (1992).
- 10 Bonk, D.:
Ceramic Filter Material Issues. Proc. of the Coal Fired Power Systems 93 - Advances in IGCC and PFBC Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, (1993).
- 11 Brown, N.:
Durability Testing of the SCHUMACHER DIA-SCHUMALITH SiC Candle Filter in PFBC Environments. Internal Report for SCHUMACHER, 1993.
- 12 Costello, J.A., Tressler R.E.:
Oxygen Penetration into Silicon Carbide Ceramics During Oxidation. Ceramics International, 11 [2] (1985).
- 13 Danzer, R.:
Lebensdauerbestimmende Gefügemerkmale von keramischen Konstruktionswerkstoffen. Keramische Zeitschrift, 42 [5] (1990), S. 313-318.
- 14 Day, D. E.:
Reaction of Alumina Ceramics with Saturated Steam. Ceramic Bulletin, 62 [6] (1982), S. 624-631.
- 15 Dietrichs, P.:
Keramische Auskleidungen in der thermischen Entsorgung. cfi/Ber., DKG, 68 [7/8] (1991), S. 346-350.
- 16 Durst, M., Freude, E., Vollmer, H., Wagner, A.:
Korrosion und Ermüdungsverhalten von porösen, keramischen Filterelementen bei hohen Temperaturen. Symposium mit Fachausstellung: Verschleiß und Korrosion, 22.-23. Mai 1990, DKG, Köln, (1990).

- 17 Eriksson, T., Isaksson J., Stahlberg, P., Kurkela, E., Helanti, V.:
Applicability of Ceramic Filters to Hot Gas Cleaning. Power Production from Biomass, Final Seminar of the JALO Program, Dec. 3-4, 1992, Dipoli Center, Espoo, Finland, (1992).
- 18 Ervin G.:
Oxidation Behaviour of Silicon Carbide. J. Am. Ceram. Soc., 41 [9] (1958), S. 347-352.
- 19 Federer, J.:
Corrosion of SiC Ceramics by Na₂SO₄. Advanced Ceramic Materials, 3 [1] (1988), S. 56-61.
- 20 Federer, J.:
Stress-Corrosion of SiC in an Oxidizing Atmosphere Containing NaCl. Advanced Ceramic Materials, 3 [3] (1988), S. 293-295.
- 21 Ferber, M.K., Tennery, V.J.:
Behavior of Tubular Ceramic Heat Exchanger Materials in Acidic Coal Ash from Coal-Oil-Mixture Combustion. Ceramic Bulletin, 62 [2] (1983), S. 236-243.
- 22 Förthmann, R.:
Korrosion von Siliciumcarbid-Werkstoffen bei hohen Temperaturen in wasserdampfhaltigen Gasatmosphären. VDI-Bericht Nr. 600.4, (1987), S. 245-256.
- 23 Förthmann, R., Naoumidis, A.:
Influence of Hot Gas Corrosion on the Bending Strength of Silicon Carbide Material. Proc. of European Colloquium "High Temperature Corrosion of Technical Ceramics", Petten, NL, June 26-28, (1989).
- 24 Förthmann, R., Naoumidis, A.:
Influence of the high temperature corrosion by different gaseous environments on the bending strength of silicon carbide materials. Werkstoffe und Korrosion, 41 (1990), S. 728-733.
- 25 Frisch, B., Thiele, W.-R., Drumm R., Münnich, B.:
Oxidationsmechanismen des Siliciumcarbids im Temperaturbereich von 300 °C bis 1300 °C. cfi/Ber., DKG, 65 [8/9] (1988), S. 277-284.
- 26 Guertler, H.C.:
Increased Service of Hot-Gas Filters Through Chemical Finishing. Proc. of World Filtration Congress, Ostend, Belgium, April 22-25, (1986), S. 5.11-5.20.
- 27 Gugel, E., Hennicke, H.W., Schuster, P.:
Zur Bildung der SiO₂-Schicht auf SiC. Ber. Dt. Keram. Ges., 46 [9] (1969), S. 481-485.
- 28 Heitmann, H.-G.:
Hochtemperaturfiltration in Kernkraftwerken zur Reduzierung der Korrosionsprodukte und der Radioaktivität. Vom Wasser, 55 (1980), S. 199-216.
- 29 Henrotin, E.:
Importance of physical Parameters for the Cleaning Efficiency of a Reverse Jet-Cleaned Dust Collector. World Filtration Congress, Ostend, Belgium, April 22-25, (1986), S. 2.55-2.69.
- 30 Jacobson, N.S.:
Kinetics and Mechanism of Corrosion of SiC by Molten Salts. J. Am. Ceram. Soc., 69 [1] (1986), S. 74-82.
- 31 Jacobson, N.S., Stearns, C.A., Smialek, J.L.:
Burner Rig Corrosion of SiC at 1000 °C. Advanced Ceramic Materials, 1 [2] (1986), S. 154-161.
- 32 Jacobson, N.S., Smialek, J.L.:
Hot Corrosion of Sintered alpha-SiC at 1000 °C. J. Am. Ceram. Soc., 68 [8] (1985), S. 432-439.
- 33 Janes, S.:
Heißkorrosionsverhalten von plasmabeschichteten Werkstoffen aus Tonerde/Graphit. Keramische Zeitschrift, 42 [5] (1990), S. 320-323.

- 34 Jorgenson, P.J., Wadsworth, M.E., Cutler, I.B.:
Oxidation of Silicon Carbide. *J. Am. Ceram. Soc.*, 42 [12] (1959), S. 613-616.
- 35 Jorgensen, P.J., Wadsworth, M.E., Cutler, I.B.:
Effects of Water Vapor on Oxidation of Silicon Carbide. *J. Am. Ceram. Soc.*, 44 [6] (1961), S. 258-261.
- 36 Jorgenson, P.J., Wadsworth, M.E., Cutler, I.B.:
Effects of Oxygen Partial Pressure on the Oxidation of Silicon Carbide. *J. Am. Ceram. Soc.*, 43 [4] (1960), S. 209-212.
- 37 Judkins, R.R., Stinton, D.P., DeVan, J.H.:
The Efficiency of Silicon Carbide Hot Gas Filters in Coal Gasification and Pressurized Fluidized Bed Combustion Environments. Summary Report of a Seed Money Project, 11.11.1992, Oak Ridge, USA, (1992).
- 38 Kerkhof, F., Richter, H.:
Bruchmechanik von Glas und Keramik II. *Sprechsaal*, 120 [8] (1987), S. 659-667.
- 39 Knoch, H., Sigl, L., Kracker, J.:
Produktentwicklung bei drucklos gesintertem Siliciumcarbid. *cav High Tech*, 12 (1989), S. 14-18.
- 40 Kurkela, E., Stahlberg, P., Laatikainen, J., Nieminen, M.:
Removal of Particulates and Alkali-Metals from the Product Gas of a Pressurized Fluidized-Bed Gasification. Part of the Finnish National Combustion Research Programme "Liekki", Laboratory of Fuel and Process Technology, Espoo, Finland, (1990), S. 449-467.
- 41 Lee, S.H.D., Swift, W.M.:
Evaluate Fibrosic Candle Filter for Particulate Control in PFBC. Final Technical Report, Sept. 1992 - Dec. 1993.
- 42 Lehtovaara, A., Mojtahedi, W.:
Ceramic Filter Behavior in Gasification. *Jalo-Seminar*, Espoo, Finland, (1992).
- 43 Lippert, T.E., Newby, R.A., Alvin, M.A., Bachovchin, D.M., Bruck, G.J., Smeltzer, E.E.:
Development of Hot Gas Cleaning Systems for Advanced, Coal Based Gas Turbine Cycles. *J. Eng. Gas Turbines Power*, 115 [3] (1993), S. 658-664.
- 44 Lippert, T.E., Bruck, G.J., Oberst, J.P.:
Operating Experience with Hot Gas Cleanup Candle Filters, (1993).
- 45 Lukacs, J., Albrecht, H.:
Einige Beobachtungen an feuerfesten SiC-Körpern in verschiedenen Gasatmosphären. S. 169-181
- 46 McHenry, K.D., Tressler, R.E.:
Subcritical crack growth in Silicon Carbide. *J. of Mat. Sci.*, 12 (1977), S. 1272-1278.
- 47 McKee, D.W., Chatterji, D.:
Corrosion of Silicon Carbide in Gases and Alkaline Melts. *J. Am. Ceram. Soc.*, 59 [9/10] (1976).
- 48 Morrell, R., Butterfield, D.M., Clinton, D.J., Barratt, P.G., Oakey, J.E., Reed, G.P., Durst, M., Burnard, G.K.:
The Mechanical Performance of Ceramic Dust Filter Elements in the Tertiary Dust Capture Filter of the Grimethorpe Pressurized Fluidized Bed Combustor. *Ceram. Energy Appl. Proc. Inst. Energy Conf.*, Hilger, Bristol, UK, (1990), S. 203-214.
- 49 Nickel, K.G., Danzer, R., Schneider, G., Petzow, G.:
Korrosion und Oxidation von Hochleistungs-Keramik. *Symp. Materialforschung, BMFT*, (1988), S. 611-630.
- 50 Nickel, K.G., Fu, Z., Quirnbach, P.:
High Temperature Oxidation and Corrosion of Engineering Ceramics. *ASME 345E. 47St*, New York, (1992).
- 51 Nickel, K.G., Nickel, H., Förthmann, R., Porz, F.:
Recommendations for the Conduction of Corrosion Tests on Ceramic Material. *cfi/Ber.*, DKG, 71 [10] (1994).

- 52 Nihon Schumacher:
Secondary Test Report for DIA-SCHUMALITH at Wakamatsu Work. Internal Test Report, 26.05.1989.
- 53 Oakey, J., Reed, G.P.:
The Behaviour of High Temperature Filter Materials in Hot Gas Gasifier and Combustor Gas Atmospheres. IChemE Symposium Series, 99 (1986), S. 421-443.
- 54 Philips, J.N., Dries H.W.A.:
Filtration of Flyslag from the Coal Gasification Process Using porous Ceramic Candles. In: Clift, R. und Seville, J.P.K. (Hrsg.): Gas Cleaning at High Temperatures, 27.-29. September 1993, Blackie Academic & Professional, Glasgow, GB, (1993), S. 127-141.
- 55 Pickrell, G., Sun, T.:
High Temperature Alkali Corrosion of SiC and Si₃N₄. Ceramic News, 4 [4] (1993).
- 56 Rasch, R.:
Siliciumcarbid-Erzeugnisse in Feuerräumen. Chemietechnik, 7 [2] (1978), S. 67-70.
- 57 Reed, G.P.:
Filtration of Hot Compressed Gases from the Pressurised Fluid Bed Combustion of Coal. World Filtration Congress Ostend, Belgium, April 22-25, (1986), S. 5.1-5.10.
- 58 Reed, G.P.:
Filtration of High Temperature Fuel Gases from a Fluidised Bed Gasifier. Filtration and Separation, [4/5] (1985), S. 106-109.
- 59 Rothwell, E.:
The Design and Operating Characteristics of Reverse - Jet Assemblies for Pulse-Jet Dust Collectors. World Filtration Congress Ostend, Belgium, April 22-25, (1986), S. 2.43-2.54.
- 60 Sadler, L.Y., Heystek, H., Raymon, N.S., Clancy, T.A.:
Refractories for Dry Ash Coal Gasifiers. Bureau of Mines Report of Investigations, RI8913, (1984), S. 28-33.
- 61 Sawyer, J., Brown, J.J., Brown, N. :
Thermal/Chemical Degradation of Ceramic Filter Materials. Proc. 7th An. Coal-Fueled Heat Engines and Gas Stream Cleanup Systems Contractors Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, March 26-28, (1990).
- 62 Schlichting, J.:
Siliciumcarbid als oxidationsbeständiger Hochtemperaturwerkstoff; Oxidations- und Heißkorrosionsverhalten.
Teil I: Ber. Dt. Keram. Ges., 56 [8] (1979), S. 196-200.
Teil II: Ber. Dt. Keram. Ges., 56 [9] (1979), S. 256-261.
- 63 Schwab, D.E., Kotchick, D.M.:
High Temperature Strength of Sintered alpha-SiC in Salt and Oxidizing Environments. Ceramic Bulletin, 59 [8] (1980), S. 805-813.
- 64 Schwerdfeger, G.:
Research Proposal High-Temperature Chemical Degradation of Ceramic Filter Materials.
- 65 Semmler, Ch.:
Review of Silicon Carbide Degradation Studies. Semler Materials Services, Internal Report 28.06.1988.
- 66 Seville, J.P.K.:
Rigid Ceramic Filters for Hot Gas Cleaning. KONA Powder and Particle, 11 (1994), S. 41-56.
- 67 Sharma, K.K., Flörke, O.W., Gugel, E., Sahl, K.:
Verhalten von Siliziumcarbid unter thermisch-oxidativen und hydrothermalen Bedingungen. Sprechsaal, 107. Jahrgang, S. 418-424.

- 68 Singhal, S.:
Oxidation and Corrosion-Erosion Behaviour of Si_3N_4 and SiC. In: Burke, J.J., Gorum, A.E., Katz, R.N. (Hrsg.): Ceram. High-Perform. Appl., Proc. of 2nd Army Mater. Technol. Conf. 1973, Brook Hill Publ. Co., Chestnut Hill, Mass., (1974), S. 533-548.
- 69 Tassicker, O.J., Yung, S.-C.:
700 Hour Test on a Tier Filter Module Utilizing Ceramic Filter Elements. Proc. of the 10th Int. Conf. on Fluidized Bed Combustion, San Francisco, USA, April 30-May 3, (1989), S. 1357-1361.
- 70 Thümmeler, F., Grathwohl, G.:
High Temperature Oxidation and Creep of Si_3N_4 - and SiC-Based Ceramic and their Mutual Interaction. In: Kimura, S., Kobayashi, A., Nii, K., Satio, Y., Umekawa, S. (Hrsg.): Proc. of the 1st MRS International Meeting on Advanced Materials, Tokyo, Japan, May 30-June 4, 1988, Mat. Res. Soc., Pittsburgh, Pa., 4 (1989), S. 237-253.
- 71 Trantina, G.G.:
Fracture of a Self-Bonded Silicon Carbide. Ceramic Bulletin, 57 [4] (1978), S. 440-443.
- 72 Trantina, G.G.:
Fracture Strength of Sintered and Siliconized SiC and SiC Joints. Ceramic Bulletin, 61 [5] (1982), S. 555-558.
- 73 Trostel, L.J.:
Stability of Alumina and Zirconia in Hydrogen. Ceramic Bulletin, 44 [12] (1965), S. 950-956.
- 74 Twigg, A.N., Bower, C.J., Kelsall, G.J., Hudson, D.M.:
Development of Ceramic Media for the Filtration of Hot Gases. Adv. Filtr. Sep. Technol., 2 (1990), S. 304-316.
- 75 Valentino, K.R., Brown, N.R., Brown, J.J., Bakker, W.T.:
Durability Tests of Ceramic Candle Filters. Proc. Int. Conf. Fluid. Bed Combust., 12 [2] (1993), S. 1375-1383.
- 76 Völker, W.:
Passive Oxidation feuerfester SiC-Werkstoffe. cfi Ber., DKG, [7/8] (1986), S. 385-391.
- 77 Wecht, P.:
Feuerfest-Siliciumcarbid. Springer-Verlag, Berlin, (1977).
- 78 White, L.R., Forester, R.J., O'Brien, D.L., Schmitt, G.A.:
Ceramic Fabrics for Filtration at High Temperatures of 290 to 870 °C. Inst. Chem. Eng. Symp. Ser., 99 (1986), S. 263-276.
- 79 White, L.R.:
Ceramic Filters for Hot Gas Cleanup. International Gas Turbine and Aeroengine Congress and Exposition, Cologne, June 1-4, (1992).
- 80 Zdaniewski, W., Kirchner, H.B.:
Effect of Grain-Boundary Oxidation on Fracture Toughness of SiC. J. Am. Ceram. Soc., 70 [8] (1987), S. 548-552.
- 81 Zievers, J.F., Eggerstedt, P.M., Aguilar, P., Zievers, E.C.:
Comparative Physicochemical Studies of porous Ceramics for Filtration of Hot Gases. Proc. of the 10th Int. Conf. on Fluidized Bed Combustion, San Francisco, USA, April 30-May 3, 10 [2] (1989), S. 1375-1380.
- 82 Zievers, J.F.:
Some Ceramic Options. Proceedings of the Coal-Fired Power Systems '93 - Advances in IGCC and PFBC Review Meeting, DOE, Morgantown, USA, (1993).
- 83 Zievers, J.F.:
A Comparison of Cylindrical Porous Ceramic Elements used for Hot Gas Filtration. Proc. 5th World Filtration Congress.