

KfK 5057
Oktober 1992

Zum Verhalten von Schwebstofffiltern der Klasse S bei Durchströmung mit Luft hoher Feuchte

C. I. Ricketts
Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik
Projekt Nukleare Sicherheitsforschung

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

**Laboratorium für Aerosolphysik und Filtertechnik
Projekt Nukleare Sicherheitsforschung**

KfK 5057

**Zum Verhalten von Schwebstofffiltern der Klasse S
bei Durchströmung mit Luft hoher Feuchte**

C.I. Ricketts

**von der Fakultät für Chemieingenieurwesen der
Universität Karlsruhe (Technische Hochschule)
genehmigte Dissertation**

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

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

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

Zusammenfassung

Zur Bestimmung bzw. Erhöhung der Sicherheitsreserven von Schwebstofffiltern der Klasse S in kerntechnischen Lüftungsanlagen unter möglichen Störfallbedingungen wurden die Schadensdifferenzdrücke und -mechanismen der Filterelemente unter Feuchteeinwirkung ermittelt sowie die zugrundeliegenden physikalischen Phänomene, die zu Filterversagen und zu Filterbetriebsstörungen in feuchter Luft führen, identifiziert. Des Weiteren wurden empirische Modelle für Differenzdruckzunahmen von Filtern bei hohen Luftfeuchten aufgestellt.

Die theoretischen Arbeiten enthalten zum einen die Berechnung der Zugspannungen in tiefgefalteten Filtermedien unter Differenzdruckbeanspruchung. Durch Lokalisierung der höchsten Zugspannungen liefert ein Modell die Erklärung für eine der beiden am häufigsten beobachteten Filterschadensarten. Zum anderen wurden die theoretischen Abhängigkeiten der Meniskusgeometrie des adsorbierten Kapillarwassers zwischen Paaren einander berührender Mikrokugeln von den fundamentalen Einflußgrößen untersucht. Der dominierende Einfluß des Kontaktwinkels zwischen dem eingelagerten Wasser und der Partikel- oder Faseroberfläche auf das berechnete Volumen des Kapillarwassers erklärt die Wirkungsweise der Faseroberflächenbehandlung zur Erhöhung der Wasserabstoßung, die bei neuen, nicht beladenen Filtermedien als wirksame Maßnahme gegen die negativen Auswirkungen hoher Luftfeuchte gilt.

Die Schwächen der in der Praxis angewandten Maßnahmen zum Schutz der Filterelemente vor den nachteiligen Auswirkungen feuchter Luftströme werden diskutiert und grundlegende Erklärungen für berichtete Versagensfälle im vorwiegend bestimmungsgemäßen Betrieb geliefert. Das typische Filterversagen in feuchter Luft durch Reißen des Filtermediums ist eine Folge der wachsenden Differenzdruckbeanspruchung und der abnehmenden mechanischen Belastbarkeit mit zunehmender Feuchteeinwirkungsdauer. Beiden Vorgängen liegt eine Einlagerung von Wasser aus dem Luftstrom in das Filtermedium zu Grunde. Zwei wichtige Merkmale der Belastbarkeitsabnahme in feuchter Luft bestehen in der Verringerung der Filtermediumzugfestigkeit und der Auflockerung tiefgefalteter Filterpacks.

Die Ergebnisse der Arbeit liefern die Grundlage sowohl für die Entwicklung hochfester, feuchtebeständiger Filterelemente als auch für die Auslegung einer Typ- und Serienprüfanlage zur entsprechenden Qualitätssicherung der Filter. Bei der Filterentwicklung geht es darum, ausreichende Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen im gefalteten, nassen Zustand zu gewährleisten sowie Packauflockerungen unter Feuchteeinwirkung zu vermeiden. Die Benutzung eines mit einem Verstärkungsgewebe versehenen Filtermediums sowie eine verbesserte Abstandshaltergeometrie und -anordnung gewährleisten mechanische Belastbarkeiten von über 56 kPa in trockener Luft und über 15 kPa im anhaltenden Nebelbetrieb; das sind um etwa eine Größenordnung verbesserte Werte gegenüber denen herkömmlicher Filter.

Behavior of HEPA filters under high humidity airflows

Abstract

To help determine and improve the safety margins of High Efficiency Particulate Air (HEPA) filter units in nuclear facilities under possible accident conditions, the structural limits and failure mechanisms of filters in high-humidity airflows were established and the fundamental physical phenomena underlying filter failure or malfunction in humid air were identified. Empirical models for increases in filter pressure drop with time in terms of the relevant airstream parameters were also developed.

Calculation of the nonuniformly distributed tensile stresses in deep-pleat filter media created by the filter pressure drop constituted one theoretical part of the work. In one case individual pleats are modelled as pairs of beams sustaining uniformly distributed loads from the top as well as from the side. Via localization of the maximum principal normal stresses, one of the two most common failure modes could be quantitatively explained. A theoretical investigation into the parameters that affect the adsorption of water vapour by HEPA filter media was also performed using a model for the meniscus geometry of capillary water between two contacting microspheres in humid air.

The weaknesses of currently employed humidity countermeasures used in filter protection are discussed and fundamental explanations for reported filter failures in normal service are given. Typical structural failure by a tearing of the filter medium is the end result of rising filter pressure drop and decreasing structural strength with increasing humidity exposure time. Underlying both processes is the incorporation of water into the filter medium from the airstream. Two key characteristics of moisture-related decreases in filter structural strength are a reduction in filter medium tensile strength and a loosening of deep-pleat filter packs.

The results of the experimental and theoretical investigations provided the basis not only for the development of high-strength moisture resistant HEPA filter units but also for the design of a rig for type testing and quality control of nuclear-grade filters. The principal objectives in filter development were to maintain sufficient tensile strength and elongation at rupture for filter media in a wet folded condition, as well as to prevent loosening of the filter pack. This was achieved by the use of a filter medium reinforced on one side by a cloth of coarse glass fibers, together with improved separator geometry and configuration of adjacent separators. The resulting burst strengths of more than 56 kPa in dry air and more than 15 kPa after extended exposure to fog conditions represent an improvement of almost an order of magnitude in comparison to values for conventional filter units.

Inhaltsverzeichnis

1.	Einleitung und Zielsetzung	1
2.	Raumlufttechnische Anlagen und Filter in der Kerntechnik	4
2.1	Funktionen und Komponenten raumlufttechnischer Anlagen	4
2.2	Auswirkung hoher Feuchte auf die Anlagefunktionen	6
2.3	Hohe Luftfeuchten in Lüftungs- und Luftfilteranlagen	8
2.4	Merkmale von Filtern der Klasse S in kerntechnischen Anlagen	11
3.	Kenntnisstand zum Filterverhalten unter Feuchteeinwirkung	14
3.1	Auswirkungen hoher Luftfeuchten	14
3.1.1	Filterstörungen bei unbeschädigtem Filtermedium	15
3.1.1.1	Penetration von flüssigem Wasser	15
3.1.1.2	Erhöhung des Partikeldurchlaßgrades intakter Filtermedien	15
3.1.1.3	Veränderungen im Filterdifferenzdruck	18
3.1.1.4	Veränderungen der Filterwerkstoffe durch Feuchteeinfluß	23
3.1.2	Mechanisches Versagen von Filterelementen	23
3.1.2.1	Mechanische Belastung und Belastbarkeit der Filterelemente	24
3.1.2.2	Schadensarten	25
3.1.2.3	Schadensmechanismen	27
3.2	Einlagerung von Wasser in das Filtermedium	28
3.3	Maßnahmen zur Verbesserung der Filterleistung bei Feuchteeinwirkung	30
3.3.1	Maßnahmen gegen Feuchteeinwirkung bzw. -auftritt an Filtern	31
3.3.2	Mängel in den Abhilfemaßnahmen	32
3.3.3	Empfehlungen zur Verbesserung von Abhilfemaßnahmen	34
4.	Versuchseinrichtungen für Untersuchungen bei hoher Feuchte	35
4.1	Die Filterversuchsanlage TAIFUN	35
4.2	Die Laborapparatur LÜFTER	40
4.2.1	Bestimmung der relativen Luftfeuchte	41
4.2.2	Messung des Wassergehalts im Filtermedium	44
4.3	Versuchsfiler bzw. -proben und -durchführung	44

5.	Untersuchungen zum zeitlichen Differenzdruckverlauf	48
5.1	Untersuchungen an Filtermedienproben bei hoher relativer Luftfeuchte	48
5.2	Kapillarwasser im Filtermedium	55
5.3	Untersuchungen an Filterelementen im Nebelbetrieb	58
5.3.1	Filterverhalten im Nebelstrom	59
5.3.2	Größen mit Einfluß auf die Differenzdruckzunahme	61
5.4	Simulation der Differenzdruckänderungen	68
5.5	Vergleich der berechneten Verläufe mit den gemessenen Verläufen	71
5.5.1	Filtermedienproben bei hohen relativen Luftfeuchten	72
5.5.2	Filterelemente im Nebelbetrieb	74
6.	Untersuchungen zur mechanischen Belastbarkeit	77
6.1	Schadensdifferenzdrücke	77
6.2	Schadensarten und -mechanismen	80
6.2.1	Filterschäden infolge von Rissen in der Faltenseite	80
6.2.2	Filterschäden infolge von Rissen in den Faltenenden	86
6.2.3	Einflüsse verschiedener Faktoren auf die Zugfestigkeit des Filtermediums	91
6.2.4	Auflockerung von tiefgefalteten Faltenpacks	93
6.3	Realisierung und Qualitätssicherung hochfester Filterelemente	94
7.	Zusammenfassung	99
8.	Anhang	103
A1	Definitionen relevanter Begriffe	103
A2	Tabellen zum Feuchteeinfluß auf Schwebstofffilter	107
A3	Modell zur Gestalt des Kapillarwassers zwischen zwei Mikrokugeln	122
A4	Zugspannungsmodelle für tiefgefaltete Schwebstofffilter	131
A5	Verzeichnis der verwandten Symbole	141
9.	Literatur	147

1. Einleitung und Zielsetzung

Lüftungs- und Luftfilteranlagen dienen zum Schutz der Beschäftigten in Industrieanlagen und Laboratorien, in denen mit toxischen oder radioaktiven Stoffen umgegangen wird. Indem sie die Freisetzung luftgetragener Kontamination in die Umgebung verhindern, dienen die Komponenten der Luftfilteranlagen auch der Luftreinhaltung bzw. dem Umweltschutz. Insbesondere im Bereich der Verfahrens- und Kerntechnik werden Schwebstofffilter der Klasse S mit extrem hoher Abscheideleistung zur Rückhaltung feinstpartikelförmiger Toxine bzw. radioaktiver Stoffe eingesetzt /Din19, Din25, Ede, Ell, Kel3, Tec, Ull/.

Da diese Filter einen Teil der Sicherheitsbarriere zwischen kontaminierten Bereichen und der Umwelt darstellen, müssen sie nicht nur während des bestimmungsgemäßen Betriebs einer kerntechnischen Anlage, sondern auch unter möglichen anomalen Bedingungen, d.h. bei Störfallereignissen, möglichst zuverlässig funktionieren. Dabei müssen Filterelemente gelegentlich einzeln oder gemeinsam auftretenden Beanspruchungen, wie beispielsweise erhöhten Temperaturen, Differenzdrücken oder Luftfeuchten, ohne Leistungseinbußen standhalten. In der Kerntechnik eingesetzte Filter dürfen zudem keine Undichtigkeiten aufweisen und das Keimwachstum nicht fördern. Sie müssen flammhemmend sein und den Einflüssen starker Strahlung, unsachgemäßer Handhabung sowie den durch schwankenden Luftdurchsatz oder von Erdbeben erzeugten Erschütterungen widerstehen. Einige Einsatzfälle erfordern auch eine gewisse Korrosionsfestigkeit sowie Widerstandsfähigkeit gegenüber Druckwellen oder der zersetzenden Wirkung organischer Lösungsmittel /AN58, Bras, Bur2, Bur5, Cuc, Ens0, Fir3, Gli, Mul, Neu2, Pra4/.

Diese vielfältigen Anforderungen mit dem dazu erforderlichen Leistungsprofil erfüllen die heutigen Filter nur dank jahrzehntelanger Verbesserungen bei Filterwerkstoffen und Herstellungsverfahren, besonders den Filtermedien /Dav1, Fir2, Gil4, Kreg2, Lin/. Wegen seiner inhärenten Empfindlichkeit gegenüber geringen mechanischen Einwirkungen und der daraus entstehenden erheblichen Minderungen im Filterabscheidegrad war das Filtermedium immer der Schwachpunkt in der Filterausführung. Filterelemente können deshalb nicht nur während der Fertigung, beim Transport und beim Einbau beschädigt werden, sondern auch während des Betriebs versagen.

Die mit hohem Abscheidegrad ($> 99,97\%$) zu erreichende Rückhaltung von Teilchen im Größenbereich von ca. $0,3 \mu\text{m}$ aus Gasströmen mit Staubkonzentrationen unter ca. $0,1 \text{ mg/m}^3$ läßt sich bis heute am besten mit einer dünnen Lage von ca. $0,5 \text{ mm}$ Dicke aus beliebig angeordneten Glasfasern von Durchmessern in der Größenordnung der Partikel selbst erreichen. Die Filtrationsgeschwindigkeit beträgt üblicherweise $2,5 \text{ cm/s}$. Bei Filtern der Klasse S leiten

sich die Filtermedien aus Glasfasern mit Durchmessern zwischen 0,15 und 10 μm unmittelbar von den Filtermedien zum Atemschutz gegen Giftgas ab, die Anfang des 20. Jahrhunderts aus Baumwolle oder Zellstoff hergestellt /Dor1, Fel/ und in den 30er Jahren durch die Zugabe von feinen Asbestfasern verbessert wurden /Dav2/. Solche Filtermedien wurden zunächst zur Rückhaltung von luftgetragenen Teilchen in Einrichtungen zur Kernwaffenentwicklung eingesetzt /Gil4/. Als 1950 die Geheimhaltungsvorschriften für Filtermedien der Klasse S wegfielen, wurden diese auch für den Einsatz in zivilen Kernkraftwerken /Din16/ und später in anderen Industriezweigen, wie der Reinraumtechnik, allgemein eingeführt.

Während der Entwicklung kerntechnischer Filterelemente wurde erstmals bei Filtern, die einem mit Wasserdampf gesättigten Luftstrom ausgesetzt waren, über zunehmende Differenzdrücke sowie Durchsatzverringerungen berichtet /Pal/. Daneben kam es auch zum Durchreißen des Filtermediums mit einer starken Abnahme des Abscheidegrades schon bei niedrigen Differenzdrücken. Es begann die Suche nach Maßnahmen, die den schädigenden Auswirkungen von Feuchtigkeit auf die Zuverlässigkeit der Filter entgegenwirken konnten. Dazu wurden zunächst die Folgen des Kühlmittelverluststörfalls /Bun/ in wassergekühlten Leistungsreaktoren /Zec/ untersucht, bei denen Filter mit übersättigter Luft von erhöhten Temperaturen und Volumenströmen beaufschlagt werden können /Col, Dur, Fir1, Gri, Hay, Nit, Pet, Riv/. Spätere Untersuchungen bezogen sich auf die nachteiligen Auswirkungen von Sprühwasser, mit dem Filter im Brandfall vor heißen Verbrennungsgasen und hohen Rußteilchenkonzentrationen geschützt werden sollten /Alv2, Dom, Gas1, Mur/.

Bei den Arbeiten in den 60er und 70er Jahren wurden Maßnahmen entwickelt, die die Filter nicht nur vor dem Auftreten hoher Luftfeuchte schützen, sondern auch die Möglichkeit bieten sollten, den Einfluß der Feuchtigkeit auf die Werkstoffe von Filterelementen zu verringern. Im folgenden Jahrzehnt erschienen jedoch in der Literatur immer wieder Berichte, in denen von Filterausfällen im Zusammenhang mit Feuchtigkeit die Rede war /Bel, Car1, Ens2, Fri, Gli, Lil, Moe1-4/. Da die berichteten Fälle vorwiegend schon während des bestimmungsgemäßen Betriebs aufgetreten waren, schien die Zuverlässigkeit von Filterelementen bei Störfällen nicht generell gewährleistet.

Zur gleichen Zeit wurden die ersten einfachen Computerprogramme zur Simulation von instationären Strömungen in Luftfilteranlagen unter Störfallbedingungen in kerntechnischen Anlagen entwickelt /Due/. Ihnen folgten komplexere Rechencodes, mit deren Hilfe man Partikeltransporte in die Umwelt über die von Lüftungsanlagen gebildeten Pfade berechnen konnte /Has2, Mar/. Mit Hilfe solcher Rechencodes /Neu1/ lassen sich auch die Sicherheitsfaktoren für die mechanische Belastbarkeit von Filtern am Einbauort unter Störfallbedingungen abschätzen. Für eine realistische Abschätzung sind jedoch empirische Daten notwendig.

Dazu müssen die Berstdrücke der Filterelemente unter den erschwerten Betriebsbedingungen während eines Störfalls bekannt sein. In die Rechencodes müssen außerdem zeitabhängige Änderungen des Druckverlusts bei verschiedenen Filter- und Luftstromparametern eingehen. Diese Daten lassen sich nur durch experimentelle Untersuchung von Filtern unter hypothetischen Störfallbedingungen ermitteln.

Bei der Entwicklung von Maßnahmen gegen Feuchteeinwirkung wurden Versuche vorwiegend an unbeladenen Filterelementen im Neuzustand durchgeführt. Dabei wurden zwar allgemein die am Filtermedium durch Feuchteeinwirkung auftretenden Schäden dokumentiert, nicht jedoch die Schadensdifferenzdrücke. Auch die zugrundeliegenden Versagensmechanismen waren keineswegs ausreichend untersucht worden. Außerdem war bekannt, daß der Strömungswiderstand im Filter bei hoher Luftfeuchte anstieg, jedoch wurde weder die Geschwindigkeit noch das Ausmaß dieses Anstiegs in Abhängigkeit von den wichtigsten Einflußgrößen festgehalten. Die hierfür verantwortlichen Vorgänge der Wassereinlagerung ins Filtermedium waren nicht im einzelnen erkannt und untersucht worden.

Um dazu beizutragen, diese Wissenslücken zu schließen, wurde das Verhalten von Filtern der Klasse S bei Durchströmung mit Luft hoher Feuchte untersucht. Ziel der Untersuchungen war zunächst die Ermittlung der Schadensdifferenzdrücke der Filter und des Differenzdruckverhaltens sowie der entsprechenden Einflußparameter. Außerdem wurden Erklärungen für berichtete Fälle von Filterversagen im bestimmungsgemäßen Betrieb gesucht. Mit der Untersuchung der Versagensmechanismen sollte die Grundlage zur Entwicklung hochfester, feuchtebeständiger Schwebstofffilterelemente geschaffen werden.

Insgesamt sollten auf diesem Weg die Sicherheitsgrenzen für Filter unter Feuchteeinwirkung in kerntechnischen Luftfilteranlagen genauer ermittelt und verbessert werden. Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Filterverhalten unter Einwirkung hoher Luftfeuchte werden hier zusammengefaßt.

2. Raumluftechnische Anlagen und Filter in der Kerntechnik

2.1 Funktionen und Komponenten raumluftechnischer Anlagen

In Anlagen der kerntechnischen Industrie wird regelmäßig mit radioaktiven und giftigen Stoffen umgegangen, die in erheblichen Mengen und teilweise unter extremen Bedingungen verarbeitet und gelagert werden. So befinden sich z.B. im Kern eines 1000-MWe-Reaktors etwa 100 t Uranoxidbrennstoff, mit Temperaturen bis zu ca. 350 °C bei Nennleistung /Fos, Zec/. Allen kerntechnischen Anlagen ist gemein, daß radioaktive Stoffe innerhalb bestimmter Bereiche eingeschlossen werden. Dazu dient durchweg das Barrierenkonzept, das durch Maßnahmen zur Belüftung und Luftreinhaltung unterstützt wird /Ede, Ell, Ull/. Zusätzlich wird in der Luft enthaltene Kontamination möglichst nahe am Entstehungsort abgeschieden /Kel1, Ull/. In Kernkraftwerken können als passive Barrieren, die den radioaktiven Brennstoff und die Spaltprodukte von den begehbaren Bereichen sowie der allgemeinen Umwelt trennen, die Brennstabhüllen, die druckführende Umschließung, die gegeneinander abgeschlossenen Kühlmittelkreisläufe und der Sicherheitsbehälter sowie das Reaktorgebäude genannt werden. Für die Sicherheitsbehälter gibt es unterschiedliche Auslegungskonzepte /Bur5, Kel3/. Moderne deutsche Druckwasserreaktoren (DWR) sind mit einem druckaufnehmenden Sicherheitsbehälter aus Stahl und einem Reaktorgebäude ausgerüstet, wie Bild 2.1 zeigt.

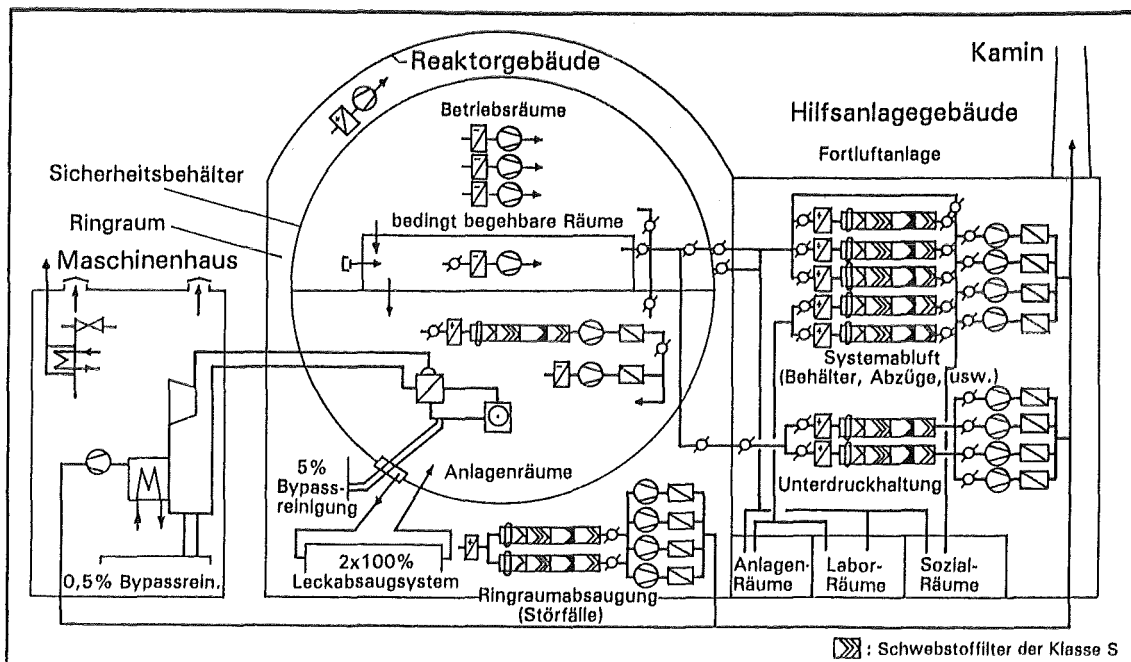


Bild 2.1: Vereinfachtes Lüftungsschema eines modernen deutschen Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor

Im bestimmungsgemäßen Betrieb ermöglichen Lüftungsanlagen die Einhaltung der erforderlichen Raumluftzustände, die Unterdruckhaltung und Filterung und verhindern, daß radioaktive Aerosole und Gase durch undichte Barrieren von Orten potentiell hoher Kontamination in weniger stark kontaminierte Bereiche übertreten können. In festgelegten Zonen innerhalb des Sicherheitsbehälters werden verschieden hohe Unterdrücke eingestellt (sog. Unterdruckstaffelung), so daß Luftströme durch Lecks immer in Bereiche mit höherer potentieller Kontamination fließen /Bur5, Din16/. Außerdem müssen die Umluft- und Fortluftströme so behandelt werden, daß praktisch alle wesentlichen Schadgase und Schadstoffteilchen vor der Wiederverwendung oder Ableitung über den Kamin zurückgehalten werden. Je nach Auslegung und Größe der Reaktoranlage belüftet sich der gesamte Abluftstrom auf 100 000 bis 300 000 m³/h.

Entsprechend ihren physikalischen Eigenschaften werden die luftgetragenen Schadstoffe nach unterschiedlichen Methoden abgeschieden. Zur Abscheidung gasförmiger Halogene, im wesentlichen von elementarem und organischem Iod, durch Adsorption und Chemisorption, wird im allgemeinen Aktivkohlegranulat benutzt. Radioaktive Edelgase lassen sich aus den Kühlmittelabgasströmen durch Adsorption in Kältefallen oder Fraktionierung entfernen sowie durch Zerfall in Aktivkohleverzögerungsstrecken zurückhalten /Din21/. Faserfilter halten Teilchen durch die drei Abscheidemechanismen Diffusion, Sperreffekt und Trägheit zurück. Tröpfchenabscheider scheiden Nebeltropfen aus den Luftströmen vor allem durch den Trägheitsmechanismus ab.

Die empfohlene Reihenfolge zur Anordnung der wichtigsten Komponenten einer Luftfilteranlage geht schematisch aus Bild 2.2 hervor. Der Tröpfchenabscheider und die Heizung sollen die relative Feuchte des Luftstroms unter den höchsten zulässigen Auslegungswert senken, um dadurch die nachgeschalteten Komponenten vor einer Belastung durch hohe Luftfeuchte zu schützen. Durch Filtration grober und faserförmiger Teilchen verlängern Vorfilter der Klasse EU4 /Din20, Eur9/ die Lebensdauer von Schwebstofffiltern der Klasse S /Din19/, die Teilchen im Größenbereich unter 1 µm zurückhalten. Nachgeschaltete Filter der Klasse R /Din19/ verhindern die Freisetzung von Iod auf feinen Aktivkohleteilchen, die aus den Iodadsorptionsfiltern ausgetragen werden können /Wil2, Nic/.

In Kernkraftwerken sind Mindestvolumenströme durch Lüftungsanlagen erforderlich, um u.a. die Unterdruckstaffelung /Bur5/ aufrechtzuerhalten und Räume und Anlagen zu kühlen /Nic/. Deshalb sind ausreichende Luftdurchsätze für den bestimmungsgemäßen Betrieb kerntechnischer Lüftungs- und Luftfilteranlagen ähnlich wichtig wie leckfreie Schwebstofffilter.

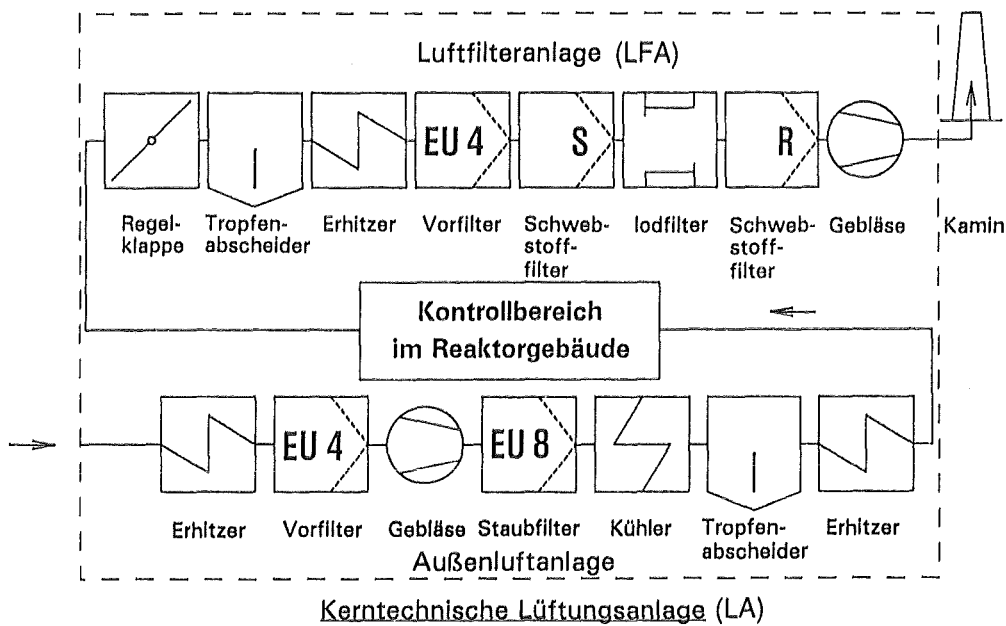


Bild 2.2: Schematische Darstellung der Komponentenreihenfolge in kerntechnischen Zu- und Abluftanlagen

2.2 Auswirkungen hoher Feuchte auf die Anlagefunktionen

Jede einzelne Grundfunktion kerntechnischer Lüftungs- und Luftfilteranlagen kann durch die Einwirkung feuchter Luftströme beeinträchtigt werden. So kann zum einen der Abscheidegrad von Schwebstofffiltern erheblich verringert werden. Zum anderen können die Luftdurchsätze der Lüftungsanlagen auf Werte unterhalb der Auslegungsgrenze absinken. Wie in Bild 2.3 gezeigt wird, kann sich aus länger anhaltenden, unzureichenden Luftdurchsätzen eine Reihe schwerwiegender Folgen ergeben: zu hohe Raumlufttemperaturen, Umkehrung in der Unterdruckstaffelung mit erhöhter Raumluftkontamination sowie Ausfall der Steuer- und Regeleinheiten der Lüftungsanlage durch Versagen elektronischer und elektrischer Komponenten. Eine Freisetzung luftgetragener Radioaktivität durch beschädigte oder nicht mehr funktionstüchtige Einschlußbarrieren in weniger stark kontaminierte Bereiche oder in die Umwelt kann nicht mehr ausgeschlossen werden.

Eine Verringerung des Luftdurchsatzes der Anlage durch Feuchteinwirkung auf die Filter hängt entscheidend von zwei Faktoren ab. Einer ist die potentiell starke Zunahme des Strömungswiderstands der Schwebstofffilter der Klasse S. Der zweite Grund ist die Abhängigkeit des Volumenstroms vom gesamten Differenzdruck der Anlage, wie sie durch die Gebläsecharakteristik definiert ist. Bild 2.4 zeigt schematisch die Verschiebung des Betriebspunktes einer Lüftungsanlage nach einer übermäßigen Zunahme des Filterdifferenzdruckes.

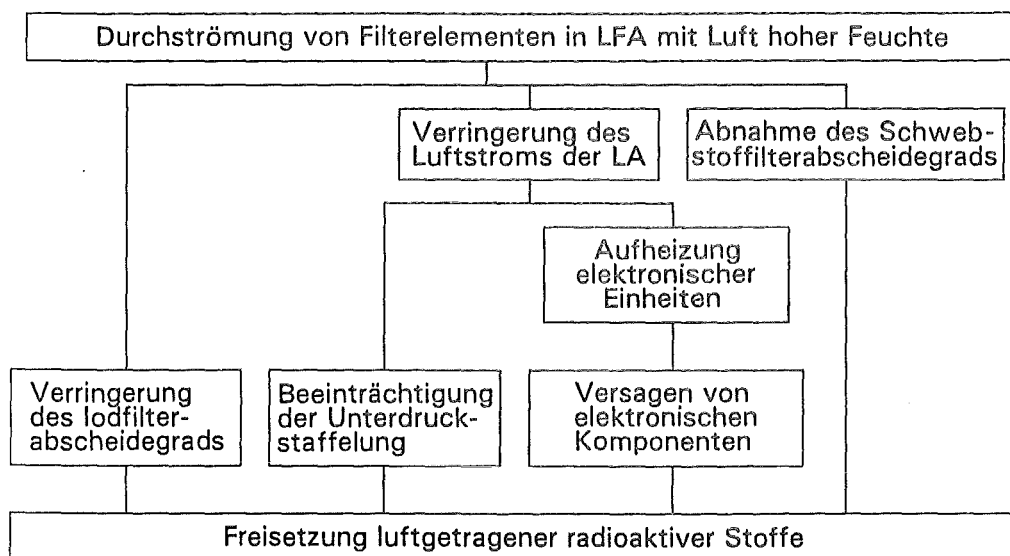


Bild 2.3: Mögliche Folgen der Durchströmung von Schwebstofffiltern der Klasse S in kerntechnischen Lüftungsanlagen mit Luft hoher Feuchte

Unter bestimmungsgemäßen Betriebsbedingungen und bei trockener Luft liegt der Betriebspunkt (1) im Normbereich zwischen \dot{V}_{\min} und \dot{V}_{\max} . Wenn der Filterdifferenzdruck auf Grund der Luftfeuchte erheblich über die obere Regelgrenze hinaus ansteigt, kann der Betriebspunkt der Anlage vom Punkt (1) zum Punkt (2) verschoben werden, der unter \dot{V}_{\min} , also außerhalb des Auslegungsbereichs, liegt. In diesem Fall läßt sich der Luftdurchsatz nicht mehr regeln und ist nur noch vom Filterströmungswiderstand, der Gebläsekennlinie und der Widerstandscharakteristik der Anlage abhängig (Kap. 3.1.1.3).

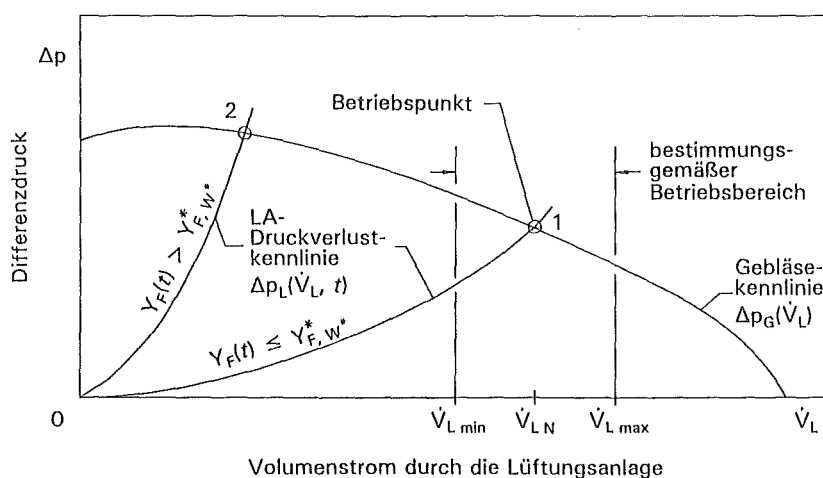


Bild 2.4: Verschiebung des Betriebspunktes einer Lüftungsanlage infolge einer Differenzdruckzunahme von Filtern der Klasse S durch Feuchteinwirkung

2.3 Hohe Luftfeuchten in Lüftungs- und Luftfilteranlagen

Für den thermodynamischen Gleichgewichtszustand feuchter Luft bei einer bestimmten Temperatur und einem bestimmten Druck lassen sich Luftfeuchten in drei Bereiche unterteilen. Die *untersättigten* und *gesättigten* Zustände, die nur Wasserdampf enthalten, sind durch eine relative Feuchte von $\varphi \leq 100\%$ r. F. gekennzeichnet. Bei *Übersättigung* liegen wasserdampfgesättigte Zustände vor, die zusätzlich noch durch einen Gehalt an flüssigem Wasser gekennzeichnet sind. Dieser wird als "Nebelnässe" bezeichnet und in $\text{g H}_2\text{O}/\text{m}^3$ gesättigter Luft bei der vorhandenen Trockentemperatur ausgedrückt.

Zur Beschreibung der Vorgänge in kerntechnischen Lüftungs- und Luftfilteranlagen beschränkt man sich auf zwei Einstufungen für die Luftfeuchte $Y_{k_i}(t)$ an der Einzelkomponente k_i . Sie beziehen sich entweder auf relative Feuchten bis einschließlich der Sättigung oder auf Nebelbedingungen. Als hohe Luftfeuchten für eine bestimmte Lüftungskomponente sind diejenigen definiert, die über einem kritischen Wert ($Y_{k_i, 1}^*$) liegen und mindestens eine Leistungskenngröße der Komponente nachteilig beeinflussen (Anhang A1). Der höchste zulässige (Auslegungs-)Wert der Luftfeuchte an einer Komponente muß unter dem kritischen Wert liegen. Wenn ein durch Luftfeuchte bedingtes Leistungsversagen einer Lüftungsanlage verhindert werden soll, darf die Luftfeuchte an keiner Komponente den jeweiligen kritischen Wert überschreiten.

Im bestimmungsgemäßen Betrieb des Reaktors wird die in die Lüftungsanlagen eintretende Luft gewöhnlich vor der Grenze des Sicherheitsbehälters konditioniert, damit die Innentemperaturen und relativen Luftfeuchten innerhalb der Auslegungsgrenzen bleiben (Bild 2.2) /Bur5, Nic, Ull/. Dennoch können bestimmte Situationen während Störfallereignissen die Komponenten einer Lüftungsanlage durch Beaufschlagung mit hoher Luftfeuchte gefährden.

Als potentielle Feuchtigkeitsquellen innerhalb der Sicherheitsbehälter kommen, wie in Bild 2.5 gezeigt, zahlreiche Stellen in Frage. Die Zuluft selbst, das Reaktorkühlmittel, Lösch- einrichtungen für den Brandschutz und Verbrennungsprozesse bei Bränden sind hier an erster Stelle zu nennen. Die Einwirkung von Nässe auf Filter während des bestimmungsgemäßen Betriebs ist auf Komponentenausfälle, aber auch auf Fehler in der Auslegung, im Aufbau und Betrieb ebenso wie auf mangelhafte Wartung der Lüftungsanlagen zurückzuführen /Bur5, Moe1,3,4, Muh/.

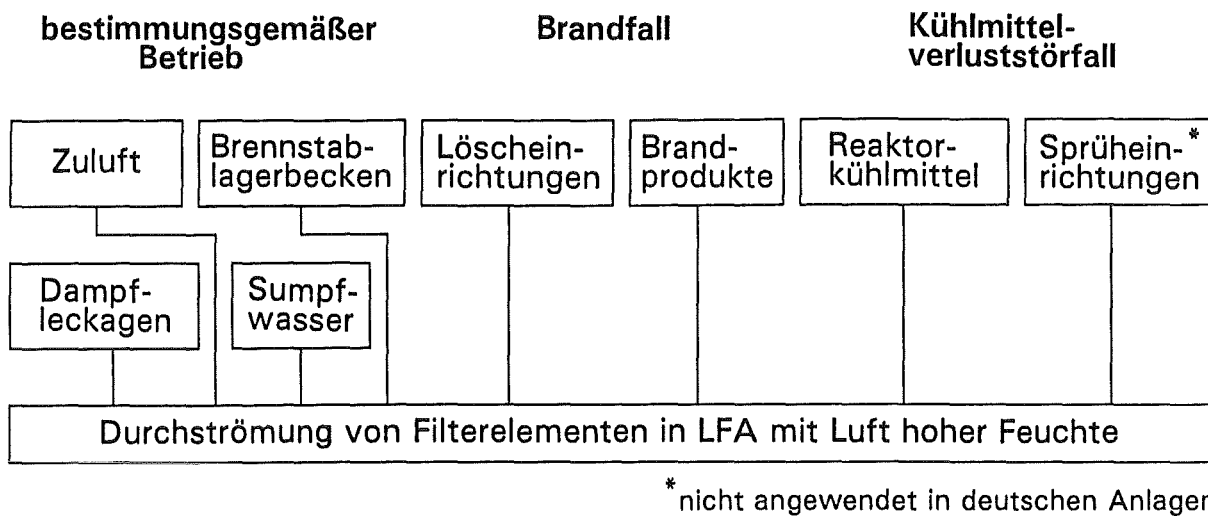


Bild 2.5: Feuchtigkeitsquellen im Sicherheitsbehälter, die zu hohen Luftfeuchten in den Lüftungsanlagen beitragen können

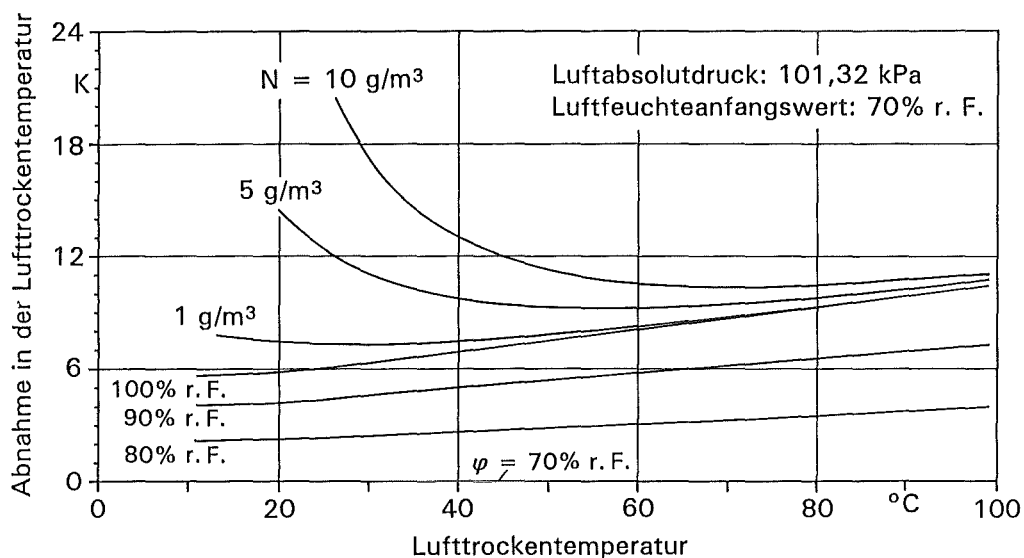


Bild 2.6: Berechnete feuchte- und temperaturbezogene Luftzustände nach einer isobaren Luftabkühlung von einer gegebenen Trockentemperatur (bei 1 bar und einer Anfangsfeuchte von 70% r. F. und ohne Kondensation auf den Wänden des umschlossenen Luftraums)

Nicht zu unterschätzen ist die Gefährdung durch den Restwasserdampfgehalt der Anlagenzuluft. Die Umleitung von Luftströmen auf Reserve oder parallele Filterstränge mit einer Temperatur, die zunächst unter dem Taupunkt der Luft liegt, kann zu hohen relativen Luftfeuchten sowie zur Kondensation auf den Oberflächen einzelner Lüftungskomponenten

führen oder Nebel erzeugen. Bild 2.6 zeigt die relativ geringfügigen Abnahmen der Trockentemperatur, die schon hohe relative Luftfeuchten bzw. übersättigte Zustände herbeiführen können. Zum Vergleich: Natürlicher Nebel weist eine Nebelnässe in der Größenordnung von $0,1 \text{ g/m}^3$ auf /Jui/.

Das Auftreten hoher Luftfeuchten in kerntechnischen Luftfilteranlagen hängt stark von dem jeweiligen Betriebszustand ab. Daher kann der Feuchtegehalt stark schwanken und die Einwirkungszeit nur kurz sein. Außerdem ist damit zu rechnen, daß er Veränderungen bei anderen Parametern des Luftstroms hervorruft bzw. gleichzeitig mit diesen auftritt. Die Schwankungen der relativen Feuchte und der Temperatur bei konstantem Luftstrom an der Filterbank einer Luftfilteranlage ohne Lufterhitzer, die während eines Brandversuchs im Reaktorsicherheitsbehälter einer Versuchsanlage im Originalmaßstab ermittelt wurden, sind als Beispiel in Bild 2.7 dargestellt /Bes/.

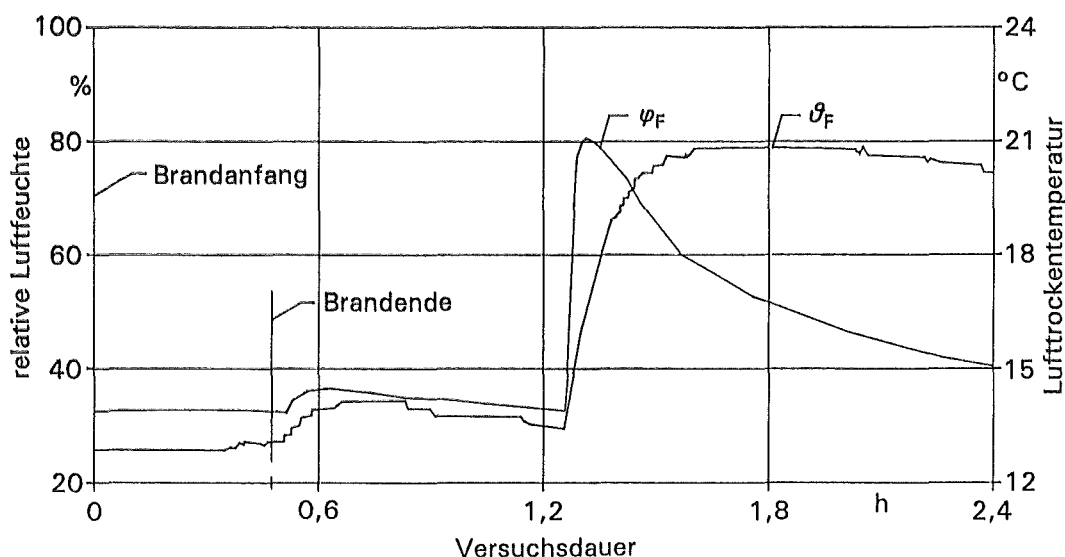


Bild 2.7: Änderungen der relativen Luftfeuchte und der Lufttrockentemperatur an den Schwebstofffiltern der Fortluftanlage während eines Brandversuchs in der HDR-Versuchsanlage (ohne Löscheinsatz) /Bes/

Die stärkste Gefährdung kerntechnischer Luftfilteranlagen resultiert aus der Freisetzung von Reaktorkühlmittel bei erhöhter Temperatur in die Atmosphäre des Sicherheitsbehälters. Hypothetische Höchstwerte der innerhalb einer Luftfilteranlage bei einem Kühlmittelverluststörfall möglichen Druck-, Feuchte- und Strömungsverhältnisse bis zum Lüftungsabschluß werden in Tabelle A2.1 mit den beim bestimmungsgemäßen Betrieb vorliegenden Bedingungen verglichen. Obwohl die aufgeführten Werte in einer bestimmten Luftfilteranlage nicht gleichzeitig auftreten können, stellen sie doch grobe Schätzwerte der Beanspruchungen dar,

denen die einzelnen Lüftungskomponenten ausgesetzt sein können. Der typische Auslegungswert für eine relative Luftfeuchte von 70% an den Schwebstoff- und Iodfiltern bei einem Kühlmittelverluststörfall setzt voraus, daß die vorgeschalteten Tröpfchenabscheider und Lufterhitzer nicht versagen.

Ereignisse, bei denen Luftströme mit hoher Feuchte in kerntechnischen Lüftungs- und Luftfilteranlagen auftreten, sind zwangsläufig mit instationären Betriebsbedingungen verknüpft, unter denen die Wahrscheinlichkeit einer Freisetzung luftgetragener Radioaktivität schnell signifikante Größenordnungen erreichen kann. Infolgedessen muß in den mathematischen Modellen für Sicherheitsanalysen die Zeitabhängigkeit nicht nur der Strömungsgeschwindigkeit, sondern auch der Luftfeuchte und -temperatur in Betracht gezogen werden.

2.4 Merkmale von Filtern der Klasse S in kerntechnischen Anlagen

Die Leistungsanforderungen an Schwebstofffilter der Klasse S bilden die Grundlage für eine Normklasse bei der Einordnung von Luftfiltern vorwiegend nach dem Abscheidegrad und dem Druckverlust. Da die Zuverlässigkeit von Filtern für den Einsatz in der Kerntechnik auch unter verschiedenen extremen Bedingungen gewährleistet sein muß, werden Leistung und Einsatzbereiche von Filtern in Normen und Richtlinien genau festgelegt. In den Tabellen A2.2 bis A2.5 sind die wichtigsten Leistungsmerkmale von Filtern und Filtermedien zusammengefaßt. Der Anteil der Filterelemente der Klasse S für die Kerntechnik beträgt zur Zeit schätzungsweise ca. 5% des europäischen bzw. amerikanischen Marktes an Schwebstofffiltern mit Medien aus Glasfasern /And2/.

Die beiden wichtigsten handelsüblichen Ausführungen, die heute im Einsatz sind, nämlich tiefgefaltete Filter und Filter in V-Bauweise, sind in Bild 2.8 und 2.9 dargestellt. Eine dritte, leicht zu entsorgende Ausführung, eine radial durchströmte, zylindrische Patrone mit flacher Faltung, erfordert ein besonderes Gehäuse und hat sich in der Praxis noch nicht recht durchgesetzt /Pra5/. In allen Ausführungen dienen Abstandshalter zur Versteifung des Faltenpacks und zur Aufrechterhaltung von Luftströmungskanälen zwischen benachbarten Falten. In tiefgefalteten Filtern bestehen die Abstandshalter aus plissierter Aluminiumfolie. Bei den Filtern in V-Bauweise werden für diesen Zweck Glasfaserkordeln oder -streifen eingesetzt. Abstandshalterlose Varianten des tiefgefalteten Filters lassen sich auch mit Hilfe von gewellten Filtermedien herstellen, die den erforderlichen Abstand zwischen den Falten von selbst einhalten /All1, Ies1/.

Holzrahmen und Elastomerklebstoffe aus Polyurethan eignen sich für den Einsatz bis maximal 120 °C. Der Rahmen wirkt als zusätzliche Versteifung und schützt außerdem das Faltenpack, das mit der Vergußmasse abgedichtet und gleichzeitig im Rahmen befestigt wird. Eine mit dem Filtrerrahmen fest verklebte Dichtung aus Neoprenschaum schließt die Auflagefläche des Filterelements leckdicht ab.

Filter für den Einsatz bei Temperaturen zwischen 120 und 250 °C besitzen einen Rahmen aus Kohlenstoff- oder Edelstahl. Die früher häufig benutzte Packabdichtung aus Glaswolle wurde inzwischen weitgehend durch Vergußmassen aus Keramik oder Silikon ersetzt. Dichtungen bestehen heute aus Glasfasern oder Silikonvergußmassen.

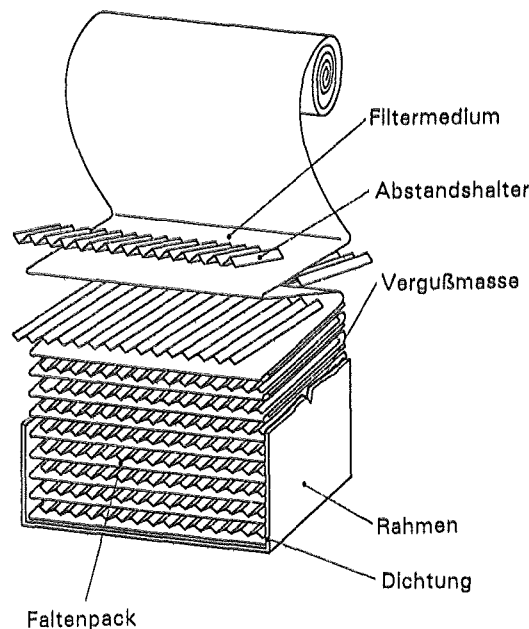


Bild 2.8: Abbildung eines Filterelements der Klasse S mit tiefgefaltetem Pack während der Herstellung

Filter mit Luftdurchsätzen von $\leq 350 \text{ m}^3/\text{h}$ (Tab. A2.4) werden für kleine umschlossene Räume eingesetzt, wie zum Beispiel Handschuhkästen in Laboratorien. Der Abluftstrom von Kraftwerkslüftungsanlagen erfordert größere Filterelemente, die in Bänken von jeweils mehreren Dutzend Filtern angeordnet sind. In modernen deutschen Druckwasserreaktoren werden pro 1 MWe Kraftwerks-Nennleistung ca. $125 \text{ m}^3/\text{h}$ an Schwebstofffilterkapazität vorgesehen /Wil4/. Ein typischer Wert für amerikanische Reaktoranlagen liegt bei $270 \text{ m}^3/\text{h}$ /Nic/. Die üblichen tiefgefalteten Filter in der Größe $610 \times 610 \times 292 \text{ mm}$ sind am weitesten verbreitet. In derselben Größe gibt es auch Elemente in tiefgefalteter oder V-Bauweise für erhöhten Durchsatz, die etwa 50% mehr Filtermedium enthalten als die ca. 20 m^2 der üblichen Ausführungen.

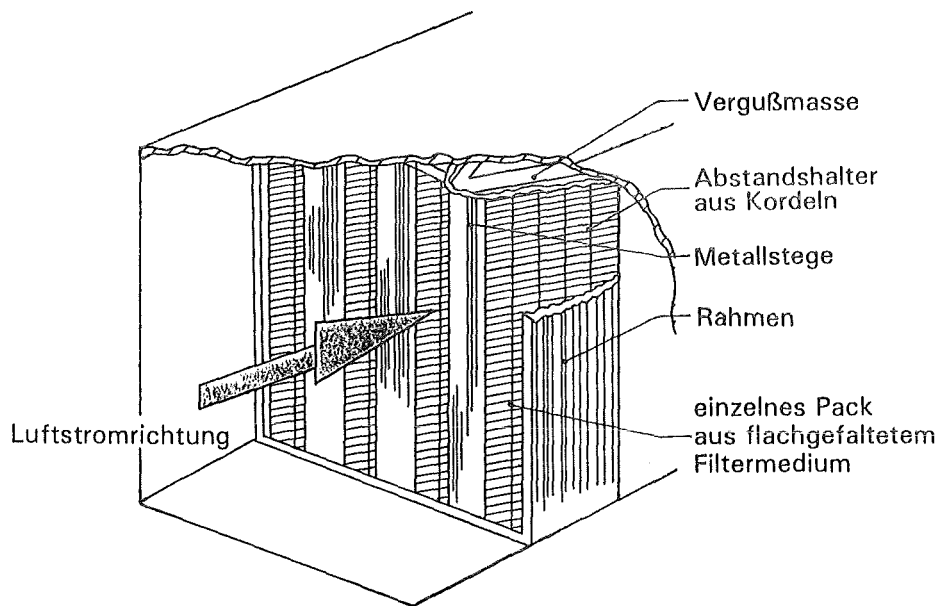
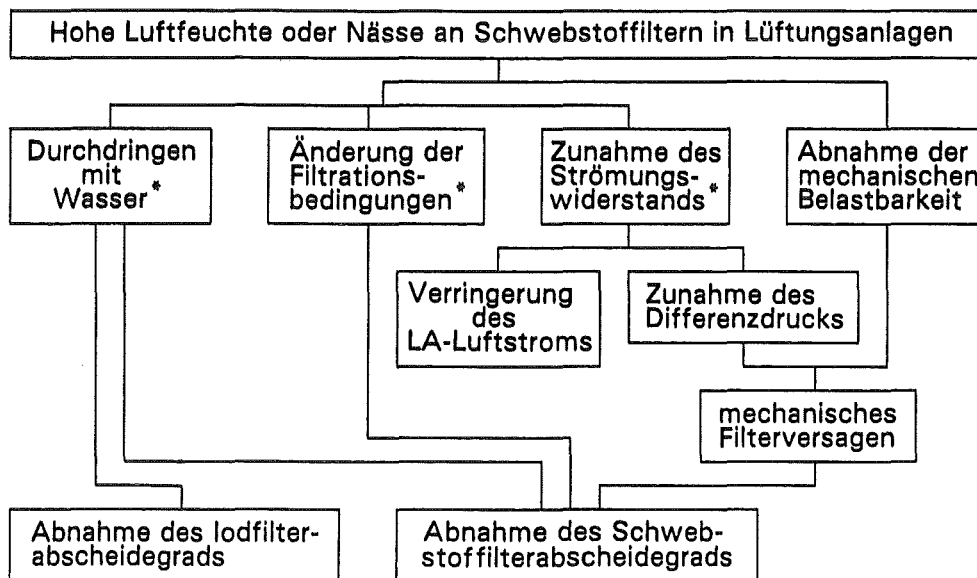


Bild 2.9: Abbildung eines Filterelements der Klasse S in V-Bauweise

3. Kenntnisstand zum Filterverhalten unter Feuchteeinwirkung

3.1 Auswirkungen hoher Luftfeuchten

Verschiedene Leistungsdaten von Filtern der Klasse S können durch hohe Luftfeuchte negativ beeinflusst werden. Dabei sind vor allem der Partikelabscheidegrad η_F , der spezifische Strömungswiderstand W_F^* und der Berstdruck Δp_{F_6} zu nennen. Wie in Bild 3.1 gezeigt, kann durch Verschlechterung dieser Eigenschaften aufgrund der Einwirkung hoher Feuchte oder von flüssigem Wasser eine vorübergehende Betriebsstörung oder gar Strukturversagen eintreten.



* durch Trocknen des Filtermediums reversible Phänomene

Bild 3.1: Primäre, durch Nässe hervorgerufene Phänomene (und deren Folgen) mit Auswirkung auf die Leistungseigenschaften von Schwebstofffiltern der Klasse S

Reversible Filterstörungen können einen Verlust der Gas- oder Partikelrückhaltewirkung zur Folge haben (Bild 2.3), selbst wenn äußerlich kein Schaden zu erkennen ist. Ein wichtiges Beispiel ist hier der Anstieg des Strömungswiderstandes, der den Volumenstrom durch die Lüftungsanlage verringert /Pet/. Selbst bei Filtern, die keine wesentliche Erhöhung des Strömungswiderstands zeigen, kann unter Umständen flüssiges Wasser durchdringen, wodurch wasserlösliche Radionuklidverbindungen auf die Reिनluftseite gelangen können /Fri/. Feuchtigkeitsbedingte Veränderungen der Filtrationsbedingungen können den Abscheidegrad eines unversehrten Filters bis auf Werte unterhalb der Auslegungsgrenzen senken. Eine Trocknung

nach der Einwirkung von Feuchtigkeit kann allerdings die vorübergehend schlechteren Betriebseigenschaften eines unbeschädigten Filtermediums wieder auf Auslegungswerte zurückführen.

3.1.1 Filterstörungen bei unbeschädigtem Filtermedium

3.1.1.1 Penetration von flüssigem Wasser

Besonders im Nebelbetrieb kann flüssiges Wasser durch die Medien äußerlich unbeschädigter Filter dringen (Kap. 5.3.1). Die im Nebel vorhandenen oder schon vorher im Filtermedium abgeschiedenen wasserlöslichen Schadstoffe werden in diesem Fall vom Filter nicht mehr zurückgehalten /Fri/. Das Wasser könnte auch Feststoffteilchen durch die Faserstruktur transportieren oder selbst radioaktiv sein. Außerdem besteht durch die Erzeugung von sogenannten "Sekundär"-Wassertröpfchen auf der Reinfluftseite der Filter die Möglichkeit einer erheblichen Reduktion des Abscheidegrades der Iodadsorber /Pet, Wil2/.

3.1.1.2 Erhöhung des Partikeldurchlaßgrades intakter Filtermedien

Experimentelle Untersuchungen

Von den üblichen Aerosolpartikeln für Abscheidegradprüfungen von Schwebstofffiltern der Klasse S /Dor3, Ens1/ lassen sich weder Uranin noch NaCl zuverlässig bei $\varphi > 80\%$ r. F. anwenden. Die meisten Autoren haben Dioctylphthalat (DOP)-Aerosole zur Messung benutzt. Wie gut Ölnebel das Verhalten von Feststoffteilchen in einem feuchten Filtermedium zu simulieren vermag, ist nicht bekannt. Die Ergebnisse solcher Versuche können deshalb auch nur qualitativ betrachtet werden. Um quantitative Ergebnisse zu erzielen, mußte ein nicht standardisiertes Verfahren benutzt werden. Obwohl zu diesem Zweck ein Prüfverfahren auf der Basis von TiO_2 -Partikeln entwickelt wurde /Ens1/, liegen noch keine Ergebnisse über Filterelemente in feuchter Luft vor.

Bei äußerlich unbeschädigten Schwebstofffiltermedien hat man feuchtebedingte Erhöhungen des Durchlaßgrades auf Vergrößerungen des wirksamen Faserdurchmessers und auf die Schrumpfung der aus Partikeln von Submikrongröße gebildeten Agglomerate zurückgeführt. Beide Erscheinungen wurden durch Oberflächenspannungseffekte erklärt /Das1/. Jeder Ursache wurde eine 50%ige Erhöhung im Durchlaßgrad bei UO_2 -Edelstahl-Teilchen für Proben neuer Filtermedien zugeschrieben /Das3/. Weiterhin wurde eine Verdoppelung der Penetration gegenüber DOP-Tropfen im Submikronbereich an nachträglich getrockneten Filterme-

dienproben nach zehnstündiger Einwirkung von Dampf bei 100 ° C beobachtet /Nor/.

Außerdem wurde über Erhöhungen des Durchlaßgrades für neue Filterelemente berichtet, die man unter Nebelbedingungen mit DOP-Tropfen von 0,3 μm Durchmesser geprüft hatte (um den Faktor 100) /Osa/. Das galt auch für den feuchten Zustand nach Einwirkung von Nebel (um den Faktor 4) /Bur3/ und den trockenen Zustand nach Einwirkung von Nebel (um den Faktor 1,7) /Osa/. Weitere Ergebnisse für hohe relative Luftfeuchten $\leq 100\%$ und die üblichen Prüfaerosole sind widersprüchlich /Osa/ oder zeigen durchschnittliche Abnahmen des Durchlaßgrades um etwa 45% /Dew/. In der Literatur finden sich keine Angaben über gealterte Schwebstofffilter oder Filtermedien, die im Betrieb mit Feinstaub beladen wurden.

Im Vergleich zeigten Faserfilter mit geringerer Abscheideleistung eher die umgekehrte Tendenz. Für EU1- und EU2-Filter mit niedrigem Abscheidegrad ist eine Erhöhung des Abscheidegrades mit ansteigender relativer Feuchte im Bereich von 30 bis 80% r. F. bei Beaufschlagung mit Teilchen im Größenbereich von $> 1 \mu\text{m}$ festgestellt worden /Ste, Denw/. Der vorherrschende Abscheidemechanismus war dabei die Trägheit. Ein Anstieg im gravimetrischen Abscheidegrad bei relativen Feuchten zwischen 20 und 60% r. F. ist für Staubpartikel von etwa 4 μm Durchmesser, die zur Prüfung von Schlauchfiltern benutzt wurden, festgestellt worden /Duh/. Feuchtebedingte Verbesserungen des Abscheidegrades wurden in allen Fällen auf wachsende Haftkräfte zwischen Fasern und auftreffenden Teilchen zurückgeführt. Die Erhöhung der Haftkräfte /Löf1, Shz/ hängt mit Änderungen in den Oberflächencharakteristiken der Partikeln und Fasern infolge der zunehmenden Wasserdampfadsorption bei zunehmender relativer Luftfeuchte zusammen.

Theoretische Aspekte

Hinweise zur Klärung der unterschiedlichen Einflüsse hoher Luftfeuchte auf den Durchlaßgrad von Faserfiltern liefern die vom Partikeldurchmesser abhängigen Verläufe der unterschiedlichen Abscheidemechanismen bei konstanter Anströmgeschwindigkeit. Im Bild 3.4 sind einzelne Trennkurven für die drei Mechanismen zwischen Glasfasern und Partikeln ohne Einwirkungen elektrostatischer Kräfte schematisch dargestellt. Die resultierende Gesamttrennkurve zeigt das charakteristische Minimum. Jahrzehntlang wurde bei Schwebstofffiltern der Klasse S der Partikeldurchmesser im Abscheidegradminimum $D_p(\eta_{\min})$ bei einer Nennfiltrationsgeschwindigkeit von $\bar{V}_{mN} = 2.5 \text{ cm/s}$ mit ca. 0,3 μm angenommen, wovon einige Filternormen und -richtlinien noch ausgehen /Din19, Mil2/. Moderne Partikelmeßmethoden deuten bei heutigen Filtermedien auf einen typischen Wert von etwa 0,15 μm hin. Bei den Filtrationsgeschwindigkeiten und den Partikeldurchmessern, bei denen Abscheidegradprüfungen üblicherweise durchgeführt werden, sind Diffusion und Sperreffekt die dominierenden Mechanismen. Typische Folgen einer Erhöhung der Filtrationsgeschwindigkeit von \bar{V}_{mN} auf

das Zehnfache können beispielsweise eine Penetrationszunahme um den Faktor 3 und eine Verschiebung von $D_p(\eta_{\min})$ auf $0,1 \mu\text{m}$ sein.

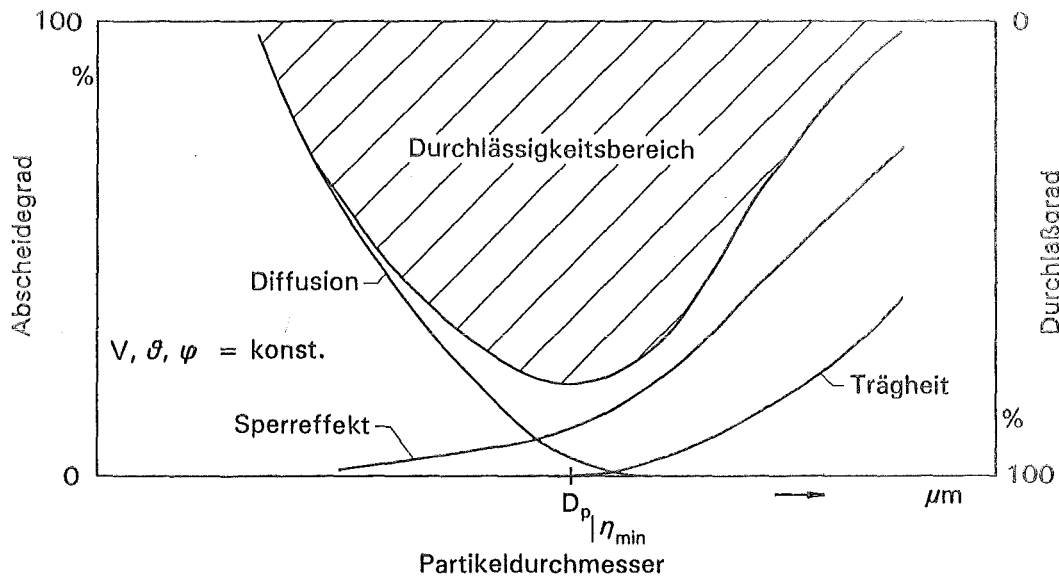


Bild 3.2: Schematische Darstellung des Durchlaßbereiches sowie der primären, zur Partikelabscheidung beitragenden Mechanismen bei Glasfasermedien der Klasse S

Der theoretische Einzelfaserabscheidegrad η_f bei unbestäubten Faserfiltern ist durch

$$\eta_f = \zeta_f \cdot h \quad (3.1)$$

gegeben [Löf4], wobei der Einzelfaserauftreffgrad ζ_f nach Kirsch und Stechlana [Kir] von verschiedenen dimensionslosen Kennzahlen [Bau] abhängig ist. Der Haftanteil h hängt auch von einer Reihe unterschiedlicher Einflußgrößen ab [Jod, Löf4], die zum Teil durch die Luftfeuchte beeinflusst werden können. Unter Berücksichtigung der von der Luftfeuchte abhängigen Parameter, die ζ_f und h beeinflussen, kommen vor allem Erhöhungen in der Filtrationsgeschwindigkeit und Änderungen in der Faserflächencharakteristik als Verursacher nennenswerter Änderungen beim Filterabscheidegrad in Frage.

Anders als im Bereich der Trägheitsabscheidung scheint eine bessere Haftung von Mikropartikeln und -tropfen an Mikrofasern die Abscheidung durch Diffusion und Sperrereffekt nicht wesentlich zu beeinflussen. Schon postulierte lokale Erhöhungen in der Filtrationsgeschwindigkeit aufgrund einer partiellen Blockade der Faserstruktur durch Wasser [Ens1, Fur] (s. Kap. 5.3.1) hätten vor allem im diffusionsbestimmten Bereich eine ungünstige Auswirkung.

Abnahmen im Abscheidegrad trockener, makroskopisch unbeschädigter Prüflinge nach Feuchteeinwirkung deuten möglicherweise auf Änderungen in den Oberflächeneigenschaften der Fasern und daraus resultierende Reduktion des Haftanteils hin. Eventuelle mikroskopische Änderungen in Form von Porenerweiterungen oder lokale Erhöhungen der Porosität des Filtermediums in Folge einer Differenzdruckbeanspruchung im nassen Zustand sind auch denkbar. Zu dieser Thematik stehen systematische Untersuchungen noch aus.

3.1.1.3 Veränderungen im Filterdifferenzdruck

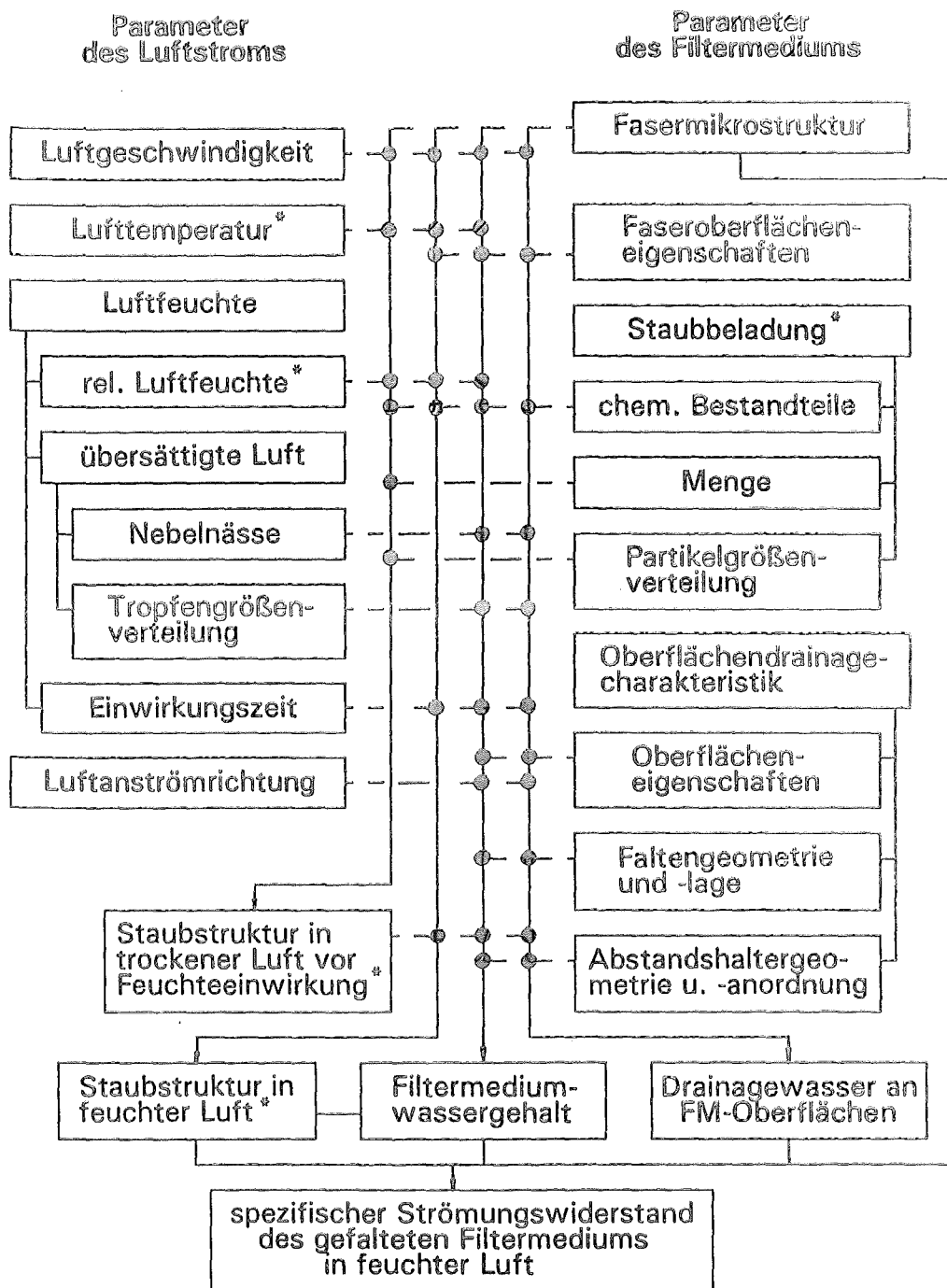
In der Literatur finden sich unterschiedliche, zum Teil sogar widersprüchliche Ergebnisse über Ausmaß und Geschwindigkeit der Differenzdruckänderung von Schwebstofffiltern durch Feuchteeinwirkung /Rüd2/. Dafür sind wohl Schwierigkeiten bei der genauen Messung und Regelung von hohen relativen Luftfeuchten sowie die Empfindlichkeit des Strömungswiderstands gegenüber geringfügigen Veränderungen der Luftfeuchte in Sättigungsnähe verantwortlich. Häufig wurden die Luftfeuchten auch überhaupt nicht gemessen. Unterschiede in den Prüfluftbedingungen sowie in den Eigenschaften der Filtermedien und den Staubbeladungen der untersuchten Filter haben mit dazu beigetragen, daß die veröffentlichten Werte nicht direkt vergleichbar sind.

Bei Nennvolumenstrom in trockener Luft beträgt der Strömungswiderstand des Filtermediums normalerweise 80% des Gesamtwiderstands eines neuen tiefgefalteten Filters von 610x610x292 mm. Ein Druckverlustmodell nach *Schlehuber* /Shl/ deutet darauf hin, daß die übrigen ca. 20% aus der Summe der Ein- und Durchströmungsverluste der dreieckförmigen Kanäle des Faltenpacks bestehen. Nach *Davies* /Dav2/ wird der Filterströmungswiderstand hier definiert als

$$W_F = \frac{\Delta p_F}{\dot{V}_F} \quad (3.2)$$

Ist das Faltenpack mit Staub beladen, können bis über 90% des Strömungswiderstands auf das Filtermedium und die abgeschiedenen Teilchen zurückgeführt werden. Unterhalb ungefähr des zehnfachen Nennvolumenstroms sind Erhöhungen des Strömungswiderstands von Filterelementen unter Feuchteeinwirkung also vor allem auf Änderungen im Strömungswiderstand des Filtermediums zurückzuführen. Der dimensionslose spezifische Strömungswiderstand W_F^* eines Filters wird hier definiert durch das Verhältnis des geänderten Strömungswiderstands (durch Feuchteeinfluß, Staubbeladung oder geänderten Volumenstrom) zum Strömungswiderstand eines unbeladenen Filters in trockener Luft bei Nennvolumenstrom, d.h.

$$W_F^* = \frac{W_F}{W_{F_n} N} = \frac{\Delta p_F \cdot \dot{V}_F N}{\Delta p_{F_n} \cdot \dot{V}_F} \quad (3.3)$$



* auf staubbeladene Filter bezogen

Bild 3.3.1:

Luftstrom- und Filtermediumparameter mit signifikantem Einfluß auf den spezifischen Strömungswiderstand von Schwebstofffilterelementen der Klasse S in feuchter Luft

Wie sehr der spezifische Strömungswiderstand eines neuen Filtermediums in feuchter Luft ansteigt, richtet sich danach, wie stark sich die Faseranordnung ändert und der Luftstrom infolge der Wassereinlagerung in die Mikrostruktur aus Glasfasern blockiert wird. Der Strömungswiderstand beladener Filtermedien kann unter Feuchteeinwirkung auch durch Umstrukturierung der abgeschiedenen Teilchen sowohl im Filterkuchen als auch in der Fasermatrix stark ansteigen. Die Eigenschaften eines Schwebstofffilters unterliegen den Einflüssen des Luftstroms und des Filtermediums (Bild 3.3.1), die zu Veränderungen in Menge und Verteilung des eingelagerten Wassers führen oder Änderungen in der Mikrostruktur der Fasern oder der abgeschiedenen Staubteilchen hervorrufen. Die auf das flüssige Wasser und auf die nassen Staubmikrostrukturen einwirkenden Kräfte können aerodynamisch, kapillar durch Oberflächenspannung oder durch den Einfluß der Schwerkraft bedingt sein /Lüc, Kri, Shu2/.

Eine bemerkenswerte Eigenschaft des Differenzdruckes von Filterelementen in Luftfilteranlagen, die Feuchtluftströmen unter instationären Betriebsbedingungen ausgesetzt sind, besteht in der Rückkoppelungswirkung, die die einwirkenden Parameter verbindet. Wie in Bild 3.3 schematisch dargestellt ist, beeinflussen sich Lufttemperatur und -feuchte, spezifischer Strömungswiderstand der Filter und Luftdurchsatz gegenseitig.

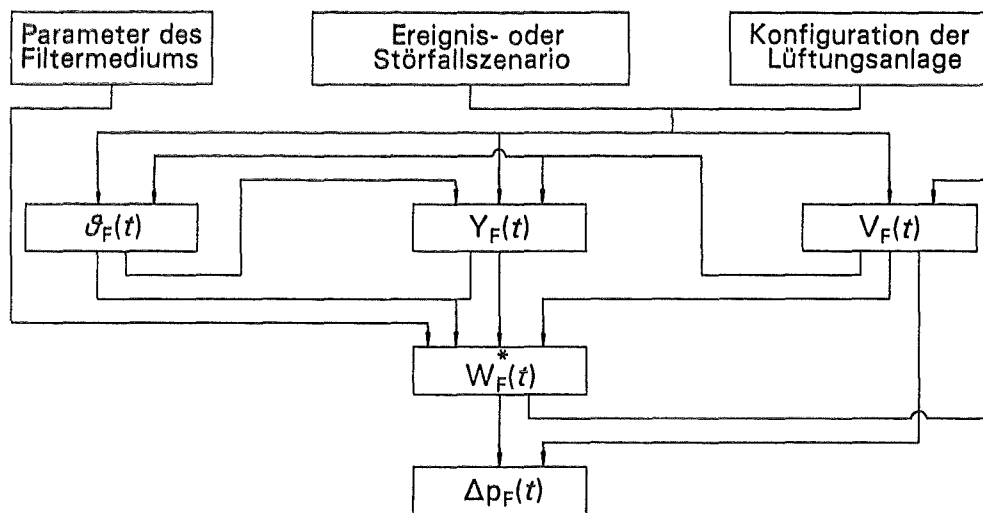


Bild 3.3.2: Randbedingungen und Parameter mit primären Auswirkungen auf den zeitlichen Differenzdruckverlauf von Filterelementen in kerntechnischen Luftfilteranlagen unter Durchströmung mit Luft hoher Feuchte

Werden Schwebstofffilter hoher Luftfeuchte ausgesetzt, kann sich der Volumenstrom durch die Luftfilteranlage infolge des erhöhten Strömungswiderstands im Filtermedium signifikant verringern. Wie stark der Luftstrom abnimmt, hängt von der Gebläsekennlinie und der Änderung der Anlagenkennlinie ab.

Der Volumenstrom kann aber auch ansteigen, obwohl gleichzeitig der Strömungswiderstand der Filter zunimmt, nämlich bei erhöhten Volumendurchsätzen durch expandierenden Dampf, Verbrennungswärme oder durch Klappen bewirkte Ableitungen von Luftströmen. Ein schwerer Kühlmittelverluststörfall könnte den Volumenstrom durch Lüftungsanlagen ebenfalls beträchtlich erhöhen /Pet/ (Tab. A2.1). Das Ausmaß dieser Erhöhung würde durch einen gleichzeitigen Anstieg des Strömungswiderstands der Filter begrenzt werden. Volumenstromanteile oberhalb des durch die Gebläse entstehenden Nennvolumenstroms werden im folgenden mit \dot{V}_Q bezeichnet (s. Kap. A1.2)

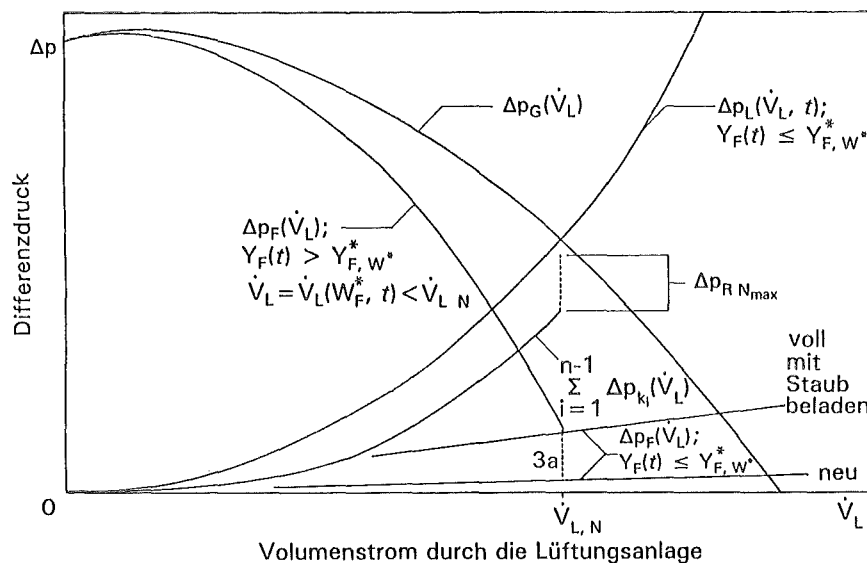


Bild 3.4: Verlauf des Filterdifferenzdrucks mit abnehmendem Volumenstrom durch feuchtebedingte Erhöhungen im spezifischen Strömungswiderstand (schematisch)

Wenn der Anstieg des Filterdifferenzdrucks Δp_F im Bereich der Klappenregelung bleibt, kommt es zu keiner Veränderung des Volumenstroms mit der Zeit. Die in diesem Fall gültige Kurve ist durch die punktierte senkrechte Linie (3a) in Bild 3.4 dargestellt. Bei ganz geöffneter Regelklappe ergibt sich der höchstmögliche Differenzdruck des Filters, der durch die Gebläse beim Nennvolumenstrom der Lüftungsanlage erzeugt wird, aus Gleichung (A1.13) zu

$$\Delta p_{F_{\max}}(\dot{V}_{L N}) = \Delta p_{G_{\max}}(\dot{V}_{L N}) - \Delta p_{B N} - \sum_{i=1}^{n-1} \Delta p_{k_i}(\dot{V}_{L N}) - \Delta p_{R N}(\dot{V}_{L N}). \quad (3.4)$$

Dieser Wert kennzeichnet die betreffende Luftfilteranlage und deren Gebläse.

Die Kurve $\Delta p_F(\dot{V}_L)$, der der Filterdifferenzdruck mit abnehmendem Volumenstrom durch einen zunehmenden Strömungswiderstand des Filters folgt, hängt von den Kennlinien der Anlage und des Gebläses $\Delta p_L(\dot{V}_L, t)$ bzw. $\Delta p_G(\dot{V}_L)$ (Bild 3.4) ab. Die Parameter des Luftstroms und des Filtermediums, die den spezifischen Strömungswiderstand des Filters beeinflussen (Bild 3.3.1), bestimmen außerdem, wie schnell und wie weit dieser Bereich durchfahren wird.

Tabelle 3.1: Grenzen des maximalen Differenzdrucks an nassen Filterelementen bei stationären und verschiedenen quasi-stationären Betriebsbedingungen in Luftfilteranlagen unter Einwirkung hoher Luftfeuchte.

\dot{V}_Q	\dot{V}_L	Δp_{Fmax}
0	$< \dot{V}_{LN}$	$= f[\Delta p_L(\dot{V}_L), \Delta p_G(\dot{V}_L), W_F^*, t]$
	$= \dot{V}_{LN}$	$= \text{konst.}$
	$> \dot{V}_{LN}$	—
> 0	$< \dot{V}_{LN}$	$= f[\dot{V}_Q, \Delta p_L(\dot{V}_L), \Delta p_G(\dot{V}_L), W_F^*, t]$
	$= \dot{V}_{LN}$	
	$> \dot{V}_{LN}$	

(1) Falls der angegebene Wert kleiner als $\Delta p_{k_i}^*$ ist.

Die Grenze von Δp_F an wassergesättigten Filtern ($\dot{V}_L \rightarrow 0, \Delta p_F = \Delta p_L$) beträgt

$$\Delta p_{Fmax} \simeq \Delta p_{Gmax} \simeq \lim_{\dot{V}_L \rightarrow 0} \Delta p_G(\dot{V}_L), \quad (3.5)$$

was etwa der maximalen Pressung der verwendeten Gebläse entspricht. Zum Vergleich: Die Kurven

$$\Delta p_F(\dot{V}_L) \Big|_{Y(t) < Y_{F, W}^*}$$

für den Durchsatz an trockener Luft, der durch andere Einflüsse als einen Anstieg des Filterströmungswiderstands gedrosselt wird, sind Geraden mit dem Ursprung bei $\dot{V}_L = 0$. Wenn $\dot{V}_Q > 0$, ist davon auszugehen, daß die obere Grenze für Δp_F vom Berstdruck der schwächsten Komponente der Luftfilteranlage $\Delta p_{k_i s}^*$ bestimmt wird (Tabelle 3.1).

3.1.1.4 Veränderungen der Filterwerkstoffe durch Feuchteeinfluß

Durch Einwirkung feuchter Luft sinkt die Leistung von Schwebstofffiltern der Klasse S, da sich einige Eigenschaften der Filterwerkstoffe verschlechtern. Die Abstandshalter aus Papier /Str/ oder Asbest /Bur5, Gil2/ werden weich, und die Rahmen aus Preßspan quellen auf und verziehen sich, wie aus Berichten bekannt ist /Bur3, Rüd2/. Hohe Luftfeuchte fördert auch die Korrosion von Aluminiumabstandshaltern /Rob, Str/ sowie von Metallrahmen /Bur5/. Nässe kann ferner dazu beitragen, die Haftkräfte zwischen dem Faltenpack und dem Rahmen zu vermindern oder die feuerhemmenden Salze aus den Holzrahmen herauszulösen. Dadurch kann es zu beschleunigten Korrosionseffekten an den Aluminiumabstandshaltern kommen.

Am stärksten wird das Filtermedium geschädigt. Wenn in der Glasfasermikrostruktur flüssiges Wasser vorhanden ist, können die Zugfestigkeit /Bel, Rüd2, Shw/ und der Filterabscheidegrad /Das1/ abnehmen, und der Strömungswiderstand kann ansteigen /Jon1, Nor, Pet, Rüd2/. Auch die Steifigkeit der Falten und die Festigkeit des Faltenpacks können erheblich zurückgehen /Str, Gun/. In allen obengenannten Fällen wurden nach dem Trocknen Anzeichen für bleibende Schäden festgestellt /Osa, Das1, Str, Nor/.

3.1.2 Mechanisches Versagen von Filterelementen

Aufgrund von chemischen und mechanischen Veränderungen an den Filterwerkstoffen durch Feuchteeinwirkung kann es zu Schäden an den Filterelementen kommen, die zu einer Reduktion des Partikelabscheidegrades führen. Am häufigsten wird über das Reißen des Filtermediums berichtet /Lap, Pet, Str, Gun/. Auch die Ablösung der angeklebten Faltenpacks von den Holzrahmen /Bur3, Str, Rüd2/ und die Lockerung der Preßspanrahmen an den Eckverbindungen aufgrund von Aufquellen /Bur3, Rüd2/ werden genannt. Da der Rückgang im Abscheidegrad in diesen Fällen nicht reversibel ist, spricht man hier vom mechanischen Versagen des Filters.

Änderungen in der mechanischen Belastbarkeit und der mechanischen Belastung des Faltenpacks mit der Zeit sind schematisch in Bild 3.5 für Luftdurchsätze mit konstanter hoher Feuchte dargestellt. Der Anstieg der Differenzdruckbeanspruchung bei gleichzeitiger Abnahme der Belastbarkeit mit zunehmender Einwirkungszeit kann zu mechanischen Schäden an den Filterelementen führen.

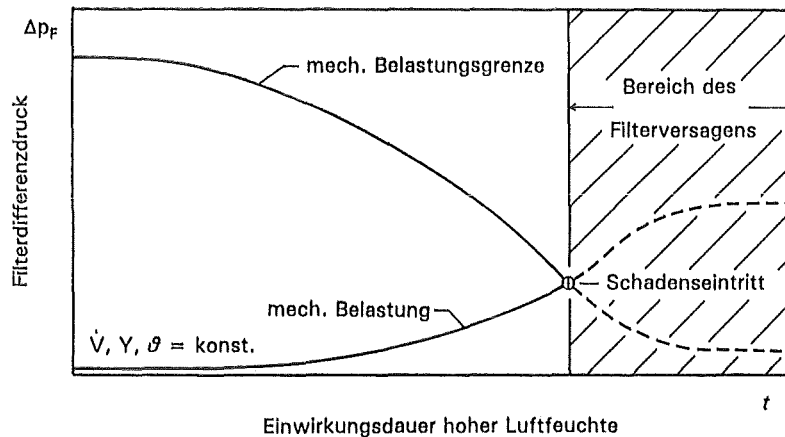


Bild 3.5: Zeitlicher Verlauf der Filterbelastbarkeit und der Differenzdruckbeanspruchung von Schwebstofffilterelementen der Klasse S bei stationären Betriebsbedingungen unter Feuchteeinwirkung (schematisch)

3.1.2.1 Mechanische Belastung und Belastbarkeit der Filterelemente

Die auf ein in einem Luftstrom stehendes Filterelement einwirkende mechanische *Belastung* ist im wesentlichen dem Filterdifferenzdruck proportional. Infolgedessen wird der Anstieg der mechanischen Belastung von denselben Faktoren beeinflusst, die auch auf den Differenzdruck einwirken, darunter vor allem die mittlere Lufteintrittsgeschwindigkeit $\bar{V}_{Fe}(t)$ und der Strömungswiderstand $W_F^*(t)$ (Kap. 3.1.1.3).

Die Konstruktion eines Filterelements, der Hersteller und die Herstellungscharge sind Faktoren, die die mechanische *Belastbarkeit* im Ausgangs- ebenso wie im Endzustand unter den jeweiligen Betriebsbedingungen beeinflussen /Rüd1, Rüd5/. So haben zum Beispiel Filter in V-Bauweise sowohl in trockener /Rüd5/ als auch in feuchter Luft /Gun, Rüd5, Str/ im allgemeinen eine geringere Belastbarkeit als tiefgefaltete Filterausführungen mit Abstandshaltern. Die zu einem bestimmten Zeitpunkt noch verbliebene Belastbarkeit hängt auch von der Luftfeuchte und der Einwirkungsdauer, dem Volumenstrom und den vorausgegangenen Betriebsbedingungen ab (Kap. 6.1). Mit welcher Geschwindigkeit die Belastbarkeit abnimmt, wird zusätzlich sowohl durch den mit der Zeit anwachsenden Wassergehalt des Filtermedi-

ums (Kap. 3.2) als auch durch die Beeinträchtigung der Bauteile im Filterelement in feuchtem Zustand beeinflusst.

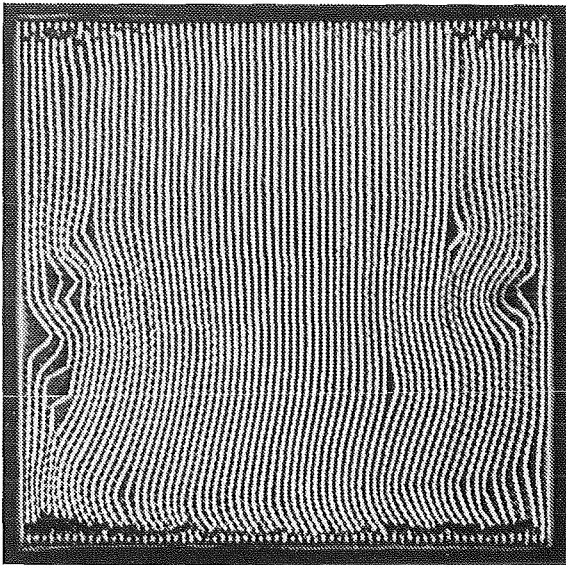
Ein Maß für die mechanische Belastbarkeit ist der Differenzdruck beim mechanischen Versagen eines Filterelements, der sogenannte Schadensdifferenzdruck. Die in einer Literaturstudie angegebenen Werte für sieben neue Testfilter beim Schadenseintritt nach Einwirkung nicht näher genannter hoher Luftfeuchten bei Nennvolumenstrom lagen zwischen 0,6 und 2,5 kPa /Rüd2/.

3.1.2.2 Schadensarten

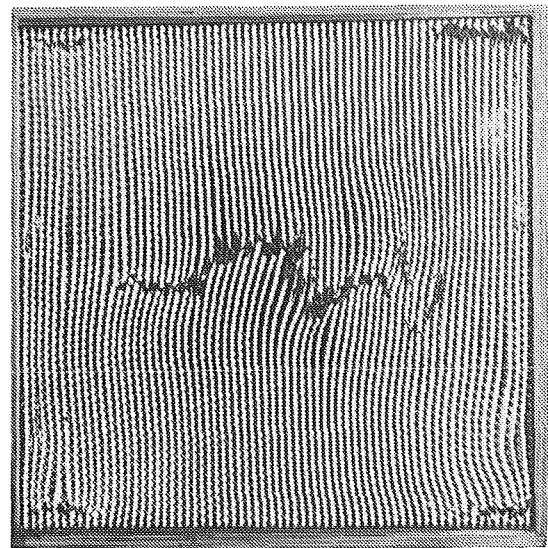
In verschiedenen Versuchsberichten findet man Angaben über durch Feuchtigkeit verursachte Schäden im Medium sowohl von tiefgefalteten Faltenpacks als auch von Filtern in V-Bauweise und Filterelementen ohne Abstandshalter /Gil2, Gun, Nor, Petd2, Str/. Die festgestellten Schadensarten unterscheiden sich nicht nur je nach Ausführung des Faltenpacks, sondern auch in Abhängigkeit von der Befestigung des Faltenpacks am Rahmen. Ähnliche Schäden, die unter verschiedenen ungünstigen Einflüssen bei einer bestimmten Ausführung immer wieder auftreten, weisen auf konstruktionsbedingte Schwächen bzw. auf Stellen höchster Belastung im Faltenpack hin (Kap. 6.2).

Tiefgefaltete Filterelemente mit Vergußmasse zeigen eine Reihe unterschiedlicher Schadensarten. Risse im Filtermedium an der Ober- und Unterseite des Packs /Rüd2, Nor/ (Bild 3.6a) ähneln den Schäden, die Filterelemente unter der Einwirkung von Luftströmungen hoher Temperaturen /Pra4/, von Stoßwellen /And1/ oder nach unsachgemäßer Handhabung und Transport /Ric, Tha/ erleiden. Querrisse in der Mitte des Packs auf der Reinluftseite /Nor/ (Bild 3.6b) wurden nach Versuchen mit hohen Differenzdrücken /Rüd3/ und Stoßwellen /And1, Cuc/ auch in trockener Luft festgestellt. Die berichteten Risse an den Faltenenden der Reinluftseite /Rüd2/ (Bild 3.6c) sind auch bei Filtern unter hohen Differenzdrücken /Hor, Rüd1/, bei erhöhter Temperatur /Pra4/, nach dem Transport /Gil2, Tha/ oder nach der Beaufschlagung mit Stoßwellen /And1, Cuc/ beobachtet worden.

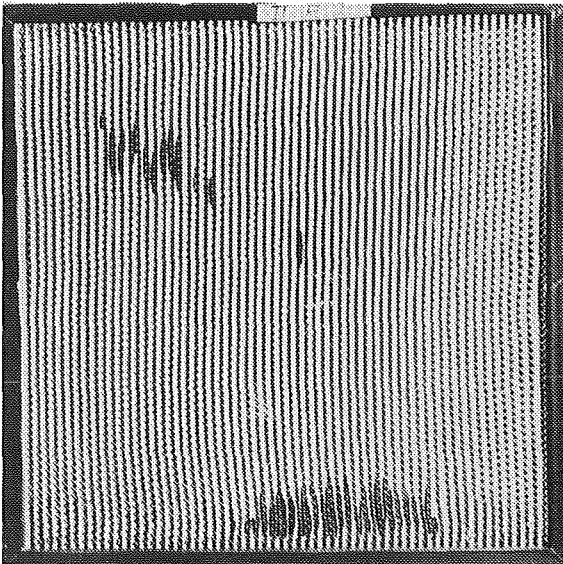
Eine typische Versagensart von tiefgefalteten Filtern mit einer Abdichtung aus Glaswolle (Bild 3.6d) ist, ähnlich wie bei erhöhten Durchsätzen in trockener Luft /Rüd1/, ein Ablösen des gesamten Faltenpacks vom Rahmen. Auch die angegebene Auflockerung von tiefgefalteten Faltenpacks /Gun, Rüd2, Str/ unter Feuchteeinwirkungen (Bild 3.6a) ist charakteristisch für Elemente, die unter anderen Belastungsbedingungen (z.B. hohen Volumenströmen, erhöhten Temperaturen usw.) geprüft worden sind /Pra4, Ric, Rüd3, Tha, Ens0/.



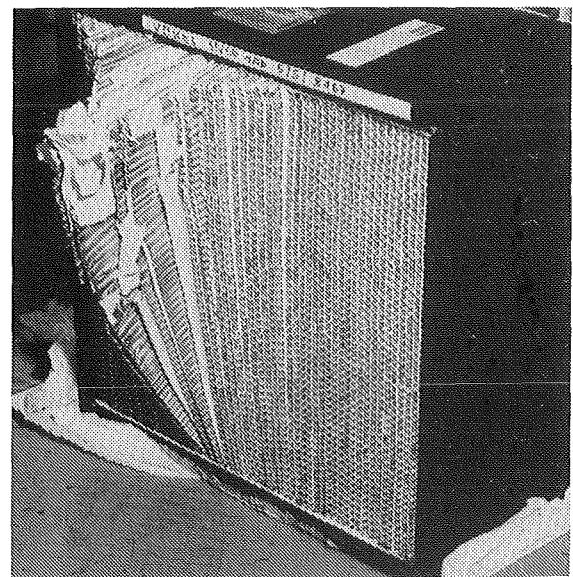
(a) Querrisse in Falten: oben und unten
(Anströmseite)



(b) Querrisse in Falten: Packmitte
(Abströmseite)

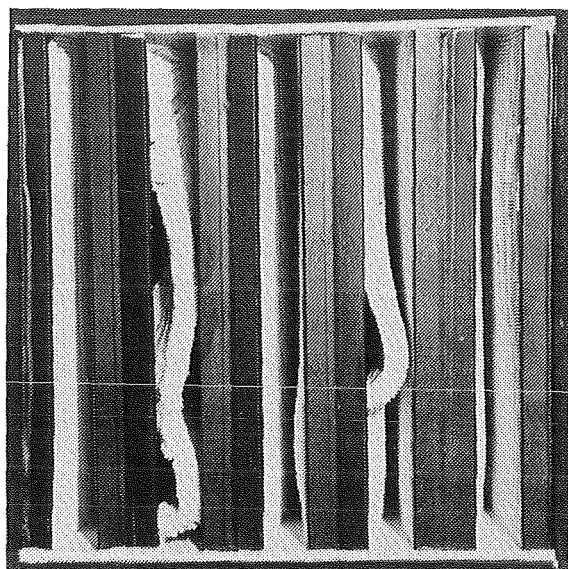


(c) Längsrisse in Faltenenden
(Abströmseite)

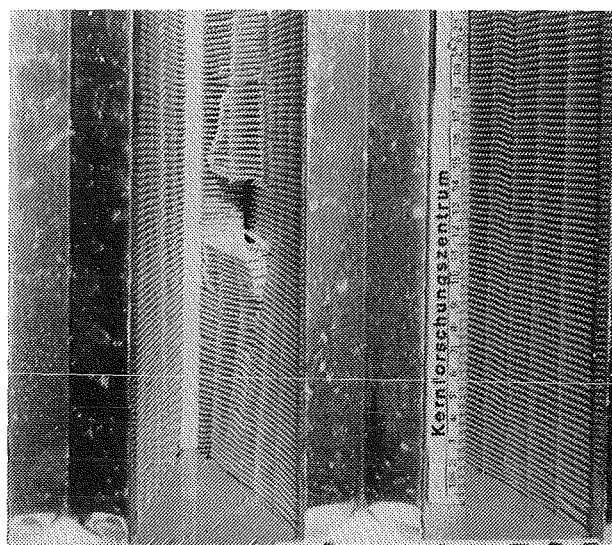


(d) Ausgedrücktes Filterpack
(Abströmseite) /Rüd0/

Bild 3.6: Typische Schadensarten tiefgefalteter Filter infolge der Durchströmung mit Luft hoher Feuchte (Größe 610x610x292 mm)



(a) Abscherungen an Packrändern



(b) Schaden in der Mitte eines Einzelpacks

Bild 3.7: Typische Schadensarten von Filtern in V-Bauweise infolge der Durchströmung mit Luft hoher Feuchte (Größe 610x610x292 mm)

Gleiche Ausfallmerkmale bei verschiedenen Beanspruchungen sind auch für Filter in V-Bauweise typisch /Str, Gun, Rüd1, Rüd3, Cuc, Gre, Pra2/. Die häufigste allgemein auftretende Schadensart ist das Abscheren der einzelnen Faltenpacks an den senkrechten Metallstegen, mit denen sie verklebt sind (Bild 3.7a). Auch ein Ausbeulen mit anschließendem Abreißen der Falten in der Mitte der Einzelpacks ist beobachtet worden (Bild 3.7b).

3.1.2.3 Schadensmechanismen

Die geringe Zugfestigkeit von Glasfaserfiltermedien in nassem Zustand ist hinlänglich bekannt /Bur3, Rüd2/ und wirkt sich gravierend auf die Belastbarkeit aller hier genannten Filterkonstruktionen aus. Aber auch die Auflockerung des Faltenpacks /Rüd2/ sowie mechanische Wechselwirkungen zwischen den Rändern des Abstandshalters und den Faltenenden /Ric1/ unter der Einwirkung von Feuchtigkeit während der Luftdurchströmung spielen bei der Beschädigung von tiefgefalteten Filterelementen eine Rolle (Kap. 6.2).

Weitere Ursachen von Schwachstellen tiefgefalteter Faltenpacks sind mögliche Beschädigungen des Filtermediums bei Herstellung, Transport und Einbau des Filterelements. Minde-

rungen der Zugfestigkeit des Filtermediums /Rüd2/ rühren vom Bruch der Mikrofasern beim Faltungsvorgang her /Esc, Rüd1/. Eine mechanische Wechselwirkung mit den Abstandshaltern beim Zusammenbau des Packs kann das Filtermedium vorher belasten, zum Teil durchschneiden oder zerreißen /Aaf, Del, Flo/. Das kann auch beim Transport oder beim unsachgemäßen Umgang mit fertiggestellten Filterelementen geschehen /Ric, Tha/. Die niedrige (Tab. A2.6) Ausgangsfestigkeit des Filtermediums gegenüber der durch eine mögliche Feuchteeinwirkung verursachten Beanspruchung kann sich somit noch vor dem Einbau der Filterelemente weiter verringern.

Die typische Schadensart bei Filtern mit einer Packabdichtung aus Glaswolle läßt sich mit einer Auflockerung des Faltenpacks erklären, durch die die Reibungskräfte, die tiefgefaltete Faltenpacks im Metallrahmen festhalten, vermindert werden /Rüd2/. Bei Anfeuchtung der Glaswolle sinkt auch der Reibungskoeffizient zwischen Pack und Rahmen ab.

3.2 Einlagerung von Wasser in das Filtermedium

Da flüssiges Wasser in oder auf dem Filtermedium die Filterleistung beeinträchtigt, sind Vorgänge (Bild 3.8) von besonderer Bedeutung, die mit dem Übertritt von Wasser aus dem Luftstrom in oder auf das Filtermedium zusammenhängen. Der Grad der Luftfeuchte und der Aggregatzustand des Wassers bestimmen, ob die Wasserübertragung durch Sorption, Kondensation oder Tröpfchenabscheidung erfolgt /Rüd2/. Davon hängt es dann ab, welche Parameter des Luftstroms und des Filters die Geschwindigkeit und das Ausmaß des Wasserübertritts beeinflussen.

Sorption

Bei $\varphi < 100\%$ r. F. ist die Wasserdampfsorption für die Bindung von Wassermolekülen an der Oberfläche und in den Kapillaren eines aus Mikrofasern bestehenden Filtermediums verantwortlich. Die Sorptionsvorgänge der Ein- sowie Mehrschichten-Adsorption und vor allem der Kapillarkondensation /Bru/ sind hier als maßgebend zu betrachten. Die Absorption oder Chemisorption spielt nur bei abgeschiedenen Teilchen eine Rolle, die lösliche Verbindungen enthalten bzw. bei den Partikeln, die chemisch mit Wasser reagieren. Die Hygroskopizität eines Adsorbens ist durch die Sorptionsisotherme gekennzeichnet. Ein Beispiel ist in Bild 3.9 dargestellt. *Hofmann* /Hof1/ hat als erster gezeigt, daß Isothermen für Schwebstofffilterelemente der Klasse S nach der Einteilung von *Brunauer* u.a. /Bru/ vom Typ II sind.

Die Parameter, die den Gleichgewichtswassergehalt des Filtermediums $\psi_m(\varphi)$ beeinflussen, lassen sich nach Kapitel 5.2 und A3.1 in luft-, grenzflächen- und feststoffspezifische

Größen unterteilen. Außer dem Anfangs- und dem Endwert der relativen Luftfeuchte können die gleichen Größen auch die Sorptionskinetik beeinflussen, also die Geschwindigkeit, mit der sich Wasser in das Filtermedium einlagert.

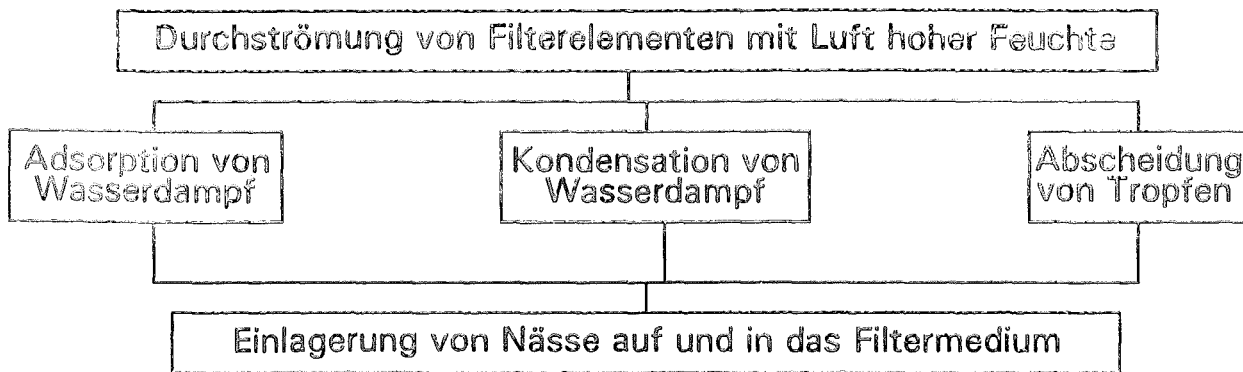


Bild 3.8: Vorgänge bei der Wassereinlagerung aus dem Luftstrom ins Filtermedium.

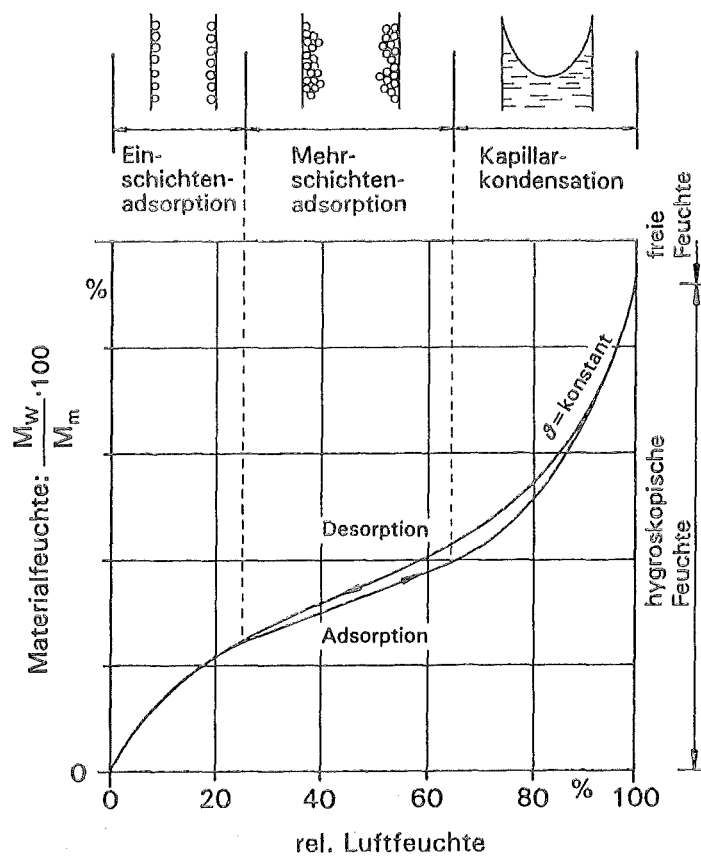


Bild 3.9: Physikalische Vorgänge bei einer Sorptionsisotherme des Typs II /Poe/.

Kondensation (bei $N = 0 \text{ g/m}^3$)

Zur Kondensation von luftgetragendem Wasserdampf in Form von ungebundenem Wasser auf Filterfasern kommt es grundsätzlich immer dann, wenn die Temperatur der Fasern unter der Taupunkttemperatur der Luft liegt oder bei $\varphi = 100\%$ r. F., wobei beide Zustände in einem Luftstrom instabil sind. In der Praxis können diese beiden besonderen Bedingungen in einer Luftfilteranlage nur eine sehr begrenzte Zeit und auch dann nur bei Temperaturtransienten vorliegen. Die Menge und die Verteilung des übertretenden Wassers sowie die Einlagerungsgeschwindigkeit hängen von der Dauer und der Geschwindigkeit der Kondensation sowie von den Drainagecharakteristiken des Filtermediums ab.

Tropfenabscheidung

In übersättigten Luftströmungen, d.h. bei einer Nebelnässe $N > 0 \text{ g/m}^3$, führt die Abscheidung von Tröpfchen durch die Fasern oder durch schon abgeschiedene Partikel ebenfalls zur Verlagerung von Wasser auf und in das Filtermedium. Geschwindigkeit, Menge und Verteilung des übertretenden Wassers hängen von der Dauer der Nebelwirkung, der Massenkonzentration, der Geschwindigkeit und der Größenverteilung der Tröpfchen sowie vom Abscheidegrad und den Drainagecharakteristiken des Filtermediums ab. Zu den Parametern, die den Wasserablauf beeinflussen, gehören die Einbaulage und die Geometrie der Falten und Abstandhalter sowie die Wasserabweisung des Filtermediums und seine Oberflächeneigenschaften (Kap. 5.3). Die Charakteristiken möglicher Sekundärtropfen hängen vor allem von der Geschwindigkeit des Luftstroms sowie von einer eventuellen Luftblasenbildung auf der Filterabströmseite ab.

Die bei Nebelbedingungen für $\varphi = 100\%$ r. F. kondensierende Wassermenge ist im Vergleich zu der durch Tröpfchenabscheidung übertragenen Menge im allgemeinen zu vernachlässigen.

3.3 Maßnahmen zur Verbesserung der Filterleistung bei Feuchteeinwirkung

Zum Schutz der Filterelemente vor den nachteiligen Auswirkungen feuchter Luftströme werden zwei Grundprinzipien angewandt: die Konditionierung des Luftstroms, so daß keine Feuchteeinwirkung entstehen kann und die Verwendung von feuchtebeständigen Werkstoffen, um die schädlichen Auswirkungen unbeabsichtigter kurzer Feuchtebeanspruchungen möglichst gering zu halten. Obwohl diese Methoden im Prinzip einfach sind, gelingt ihre erfolgreiche Verwirklichung in der Praxis nicht immer.

3.3.1 Maßnahmen gegen Feuchteinwirkung bzw. -auftritt an Filtern

Hays /Hay/ hat festgestellt, daß eine wasserabstoßende Imprägnierung des Filtermediums den Differenzdruck von Proben eines sauberen Filtermediums unter der Einwirkung von Dampf bei konstantem Durchsatz erheblich weniger ansteigen ließ. Entsprechend haben für konstanten Differenzdruck *Peters* und Mitarbeiter */Pet/* nachgewiesen, daß durch eine wasserabstoßende Behandlung Geschwindigkeit und Ausmaß des Durchsatzrückgangs bei Durchströmung mit Dampf-Luft-Gemischen von sauberen Filtermedien und -elementen verringert wurden. Außerdem wiesen saubere, wasserabstoßende Filtermedien nicht nur eine höhere Zugfestigkeit im nassen Zustand auf als unbehandelte Medien, sondern auch eine geringere Durchlässigkeit gegenüber UO_2 -Edelstahl-Teilchen von Submikrongröße bei Einwirkung einer gesättigten Luftströmung, wie *Adams* festgestellt hat */Ada2/*.

Angesichts der erzielten Verbesserungen wurden für neue Filtermedien zum Einsatz in der Kerntechnik Mindestwerte für die wasserabstoßenden Eigenschaften festgelegt */Din16, Mil2, Aes/*. Auch für die Holzrahmen wurden Normen für die Feuchtebeständigkeit ausgearbeitet */Mil1/*. Nach neueren Vorschriften müssen Filterelemente kurzzeitig geringfügig erhöhten Differenzdrücken in übersättigten Luftströmen */Mil1/* oder in nassem Zustand */KTA10/* ohne Verschlechterung des Abscheidegrads standhalten. Anhand der hier aufgeführten Normen lassen sich die Feuchtebeständigkeit der Filterwerkstoffe und die mechanische Festigkeit des Packs sowie seine Haftung am Rahmen unter Feuchteinwirkung qualifizieren.

Aus Fasermatten und -geweben hergestellte Tropfenabscheider mit hohem Wirkungsgrad ($\bar{T}(D_p) > \text{ca. } 0,95$) gegenüber Wassertröpfchen im Größenbereich von 1 bis $10 \mu\text{m}$ (Tab. A2.7) zeigten erstmals in den Untersuchungen von *Peters* u.a. */Pet/* ihre Fähigkeit, den Durchsatzrückgang von nachgeschalteten sauberen sowie schwach mit Staub beladenen Schwebstofffilterelementen bei konstantem Differenzdruck und übersättigten Luftströmungen zu vermindern. Typische Trennkurven für die üblicherweise in der Kerntechnik eingesetzten Tropfenabscheider sind in Bild 3.10 dargestellt.

Durant u.a. */Dur2/* berichten vom Einsatz elektrischer Lufterhitzer auf der Abströmseite von Tropfenabscheidern zur Verringerung der relativen Luftfeuchte an Schwebstoff- und Iodfilterelementen. Später wurde die Kombination Tropfenabscheider und Erhitzer nicht nur für Filteranlagen zur Reinigung der Atmosphäre des Sicherheitsbehälters nach Auslegungsfällen vorgesehen */Din16, Kel3, r152/*, sondern auch für den bestimmungsgemäßen Betrieb der Filteranlagen deutscher Druckwasserreaktoren vorgeschrieben (Tab. A2.8) */Din16, r114/*.

Nach diesen Entwicklungen ging man davon aus, daß Filterbetriebsstörungen aufgrund von Feuchtluftströmen ausgeschlossen werden können. Die Schadensverhütung stützte sich jetzt vor allem darauf, Filter vor der Einwirkung von Nässe zu schützen. Das sollte durch eine Verminderung der relativen Feuchte des Luftstroms vor den Schwebstoff- und Iodfilterstufen erreicht werden. Mit Hilfe von feuchtebeständigen Werkstoffen sollte Betriebsstörungen vorgebeugt werden, falls Filter dennoch kurzzeitig naß würden.

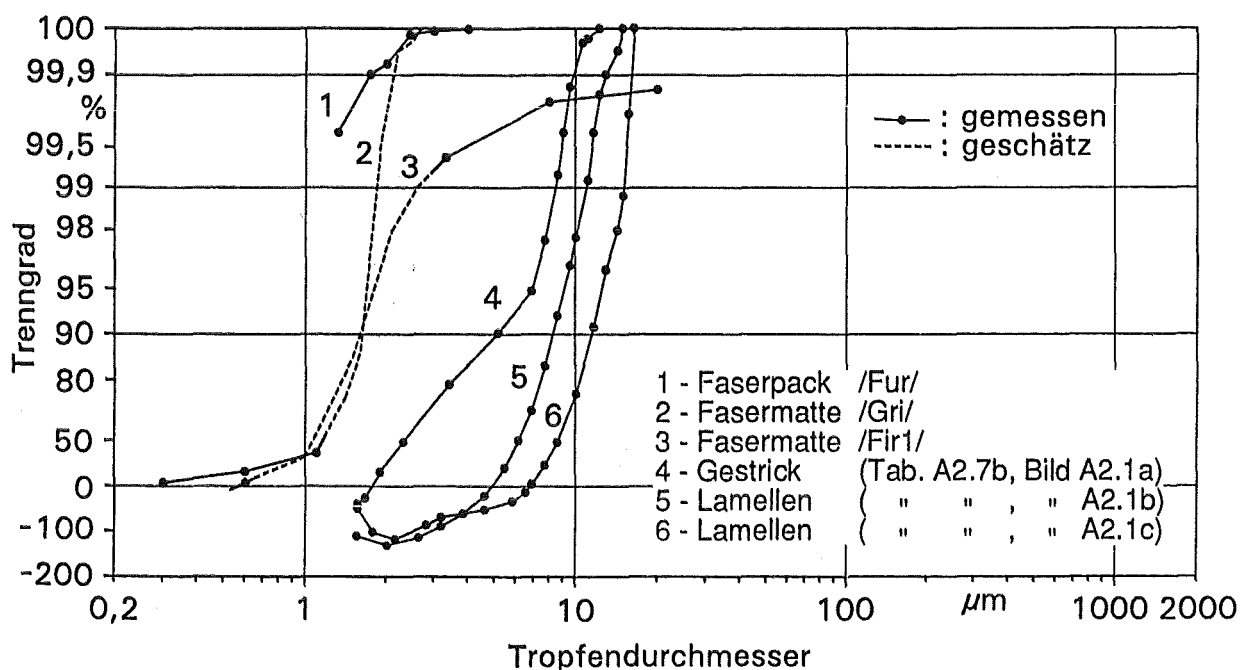


Bild 3.10: Typische Trennkurven für üblicherweise in der Kerntechnik eingesetzte Tropfenabscheider

3.3.2 Mängel in den Abhilfemaßnahmen

Aus Berichten von Ausfällen seit der Entwicklung dieser Gegenmaßnahmen /Bel, Car1, Ens2, Fri, Gli, Lil, Moe1–4/ geht hervor, daß Filterelemente nach wie vor Nässe ausgesetzt waren und Filtermedien immer noch gegenüber den Einwirkungen von Feuchtigkeit empfindlich sind. Das Auftreten hoher Feuchten an Filterelementen wurde im einzelnen auf Bauteil-ausfälle und menschliches Versagen zurückgeführt (Kap. 2.3). Es bleibt jedoch ungewiß, ob die heutigen Vorschriften und Richtlinien für Erhitzer und Tropfenabscheider im bestimmungsgemäßen Betrieb genügend eng gefaßt sind. Ebenso unsicher ist es, ob ältere Einrichtungen entsprechend den jeweils neuesten Normen nachgerüstet worden sind.

Angesichts der Tatsache, daß die meisten berichteten Schäden schon im bestimmungsgemäßen Betrieb auftraten, entstehen Zweifel an der Zuverlässigkeit der Filter zum Beispiel bei der Brandlöschung oder einem Kühlmittelverluststörfall. Wenn Tropfenabscheider vorgeschrieben werden, ohne daß Mindestleistungsdaten vorgegeben sind /Din16/, bleibt ihre Wirkung ungewiß. Als aktive Bauteile, die mit Fremdstrom versorgt und von außen geregelt werden müssen, würden Erhitzer in einem Störfall mit höherer Wahrscheinlichkeit versagen als passive Bauteile. Die Zuverlässigkeit beider Einrichtungen beim Schutz gealterter und mit Staub beladener Filterelemente unter Transientenbedingungen, unter denen auch kondensierender Dampf auftritt, muß erst noch im Versuch nachgewiesen werden.

Dagegen sind die Gründe für die anhaltende Filterempfindlichkeit gegen Nässe trotz der Entwicklung von Maßnahmen gegen Feuchteeinwirkung klarer. Erstens ist bekannt, daß die Wirksamkeit der wasserabweisenden Behandlung des Filtermediums durch eine Staubbeladung /Pet, Jon1, Joh/, das Falten /Rob, Ric1/, die Einwirkung von Gammastrahlen /Jon1/ und Alterung /Rob/ erheblich verschlechtert werden kann. Zweitens gibt es keine Vorschriften über Gegenmaßnahmen, die auf eine Behebung der inhärenten Brüchigkeit der Glasfaserfiltermedien in nassem Zustand zielen. Schließlich müssen die zur Zeit üblichen Prüfmethode der Feuchtebeständigkeit /Din16, Mil1/ neuer Filterelemente kritisch betrachtet werden. Fraglich ist, ob die durch Feuchteeinwirkung bedingten Beanspruchungen, die in einem gealterten, mit Staub beladenen Filter im bestimmungsgemäßen Betrieb auftreten können, von diesen Prüfmethode genügend genau simuliert werden. Zum Beispiel wird bei keinem der Verfahren ein auf die maximale Gebläsepressung bezogener Sicherheitsfaktor für Filterelemente im nassen Zustand berücksichtigt.

Jedoch sind nicht alle Filterschäden im Einsatz ausschließlich durch Feuchteeinwirkung bedingt. Ein alleiniger Schutz gegen das Auftreten von Feuchtigkeit wird deshalb nicht alle Schäden verhindern können, wie aus Erfahrungen in der Praxis mit Filterelementen beim bestimmungsgemäßen Betrieb in trockener Luft bekannt ist /Ben, Car1, Cza, Ohl3, Shn/. Es ist auch schon in Frage gestellt worden, ob angesichts der starken Konkurrenz auf dem Markt die Qualität und Zuverlässigkeit von Filtern unverändert geblieben sind /All2, Rüd5/. Neben verbesserten Maßnahmen gegen die Einwirkungen von Feuchte braucht man auch strengere Vorschriften über die Festigkeit von Faltenpacks in trockener Luft und bessere Prüfverfahren zur Qualitätssicherung /Kuh/.

3.3.3 Empfehlungen zur Verbesserung von Abhilfemaßnahmen

In der Praxis muß der Zugewinn an Sicherheit, der durch die Verbesserung der Abhilfemaßnahmen erzielt wird, immer zur Zeit und zu den Kosten, die mit ihrer Verwirklichung verbunden sind, in Relation gesetzt werden. Genauere Untersuchungen über Betriebsbedingungen, aus denen die Gründe des Versagens von Filtern im bestimmungsgemäßen Betrieb klarer hervorgehen, sind verhältnismäßig langfristige und aufwendige Unterfangen. Auch die Änderung von Vorschriften, Normen oder Richtlinien kann ein erhebliches Maß an Zeit und Mühe erfordern, besonders wenn sich daraus die Notwendigkeit ergibt, fest eingebaute Bauteile auszuwechseln oder nachzurüsten. Welche Verbesserungen schließlich vorgenommen werden, hängt von den Gesamtkosten der Durchführung ab.

Da die Maßnahmen, die Filter vor der Einwirkung hoher Luftfeuchte schützen sollen, im Grunde darauf abzielen, die Luftfeuchte unter einem kritischen Wert zu halten, müssen die Leistungsdaten von Tropfenabscheidern und Lufterhitzern genau vorgegeben werden. Wie aus Tab. A2.8 und A2.9 hervorgeht, ist diese Aufgabe noch nicht abgeschlossen. Außerdem bleibt die gekoppelte Wirkung von Tropfenabscheidern und Erhitzern zum Schutz gealterter und beladener Filter vor kondensierendem Dampf unter den Temperatur- und Strömungstransienten eines schweren Kühlmittelverluststörfalls noch zu beweisen. Eventuelle ungünstige Nebenwirkungen der durch die Lufterhitzer oder einen Brandfall hervorgerufenen Temperaturerhöhungen bei mit Feinstaub beladenen Filtern bleiben noch zu klären. Hierzu gehört die Verschiebung möglicher Spitzenzunahmen im Filterdifferenzdruck zu niedrigeren relativen Luftfeuchten bei steigenden Temperaturen (Kap. 5.1, 5.5.1).

Zunahmen des Differenzdrucks sauberer Filterelemente unter Nebel einfluß lassen sich dadurch vermindern, daß der Wasserablauf vom Filtermedium verbessert wird (Kap. 5.3.2). Bei staubbeladenen Filtern müßten in dieser Hinsicht allerdings erst noch gangbare Wege gesucht werden. Vor allen Dingen muß jedoch dafür gesorgt werden, daß Filter unter dem Einfluß von feuchten Luftströmungen nicht mechanisch beschädigt werden. Der Schadensdifferenzdruck der Filter muß also oberhalb des maximal in der Einbaustelle möglichen Differenzdruckes liegen, wobei dieser im Idealfall von der Betriebszeit und der Luftfeuchte unabhängig sein sollte.

Dazu sind aber Filter von höherer und dauerhafterer Festigkeit als die der herkömmlichen Elemente notwendig. Sollen die Verbesserungen der Feuchtebeständigkeit von Faltenpacks Eingang in die Praxis finden, müssen die heutigen Leistungsvorgaben und Qualitätssicherungsverfahren entsprechend verschärft werden. Dadurch ließe sich auch die Zuverlässigkeit von Filterelementen im Trockenluftbetrieb erhöhen.

4. Versuchseinrichtungen für Untersuchungen bei hoher Feuchte

Die Versuche dienten vor allem zur Bestimmung der Schadensdifferenzdrücke bzw. -mechanismen und Δp -Zeitverläufe von Filtern unter Feuchteeinwirkung. Mit Proben von Filtermedien wurden Versuche durchgeführt, bei denen nicht nur Zugfestigkeit bzw. Wasserabstoßung, sondern auch zeitliche Differenzdruckverläufe auf Grund von Adsorption gemessen wurden. Außerdem wurde nach den Parametern des Luftstroms und des Filtermediums gesucht, die das Filterverhalten unter Feuchteeinwirkung besonders stark beeinflussen.

Tests in feuchter Luft erfordern eigens zu diesem Zweck gebaute Versuchseinrichtungen. Bei Parameteruntersuchungen mußte besonders auf genaue Messung und Regelung der Luftstromparameter wie Feuchte, Temperatur und Geschwindigkeit geachtet werden. Zur Prüfung von Filterelementen diente die Anlage TAIFUN. Für Untersuchungen der Sorptionseigenschaften und der Differenzdruckänderungen an Proben von Filtermedien wurde die Laborapparatur LÜFTER entworfen und gebaut.

4.1 Die Filterversuchsanlage TAIFUN

Die allgemeinen Leistungsdaten der Versuchsanlage TAIFUN sind an anderer Stelle ausführlicher beschrieben /Dil1, Lei, Rüd0, Wil1, Ric2/ und sollen deshalb hier nur kurz zusammengefaßt werden (siehe auch Tab. A2.10). Wie in Bild 4.1 gezeigt, wird der Feuchtluftstrom im Kreislauf durch die Meßstrecke geführt. Dazu dient ein zweistufiges Radialgebläse, dessen Antriebsquelle ein Wechselstrommotor mit regelbarer Drehzahl ist. Die Verdichtungswärme wird in einem Wärmeaustauscher hinter dem Gebläse abgeführt. Zur genauen Regelung der Temperatur und Feuchte des Luftstroms sind alle Einzelteile der Versuchsanlage gut isoliert. Außerdem sind geregelte Heizelemente an der Außenwand der Meßstrecke angebracht.

Das VersuchsfILTER von 610x610x292 mm oder kleineren Abmessungen wird an vierter Stelle in der Meßstrecke (Bild 4.2) eingebaut. Die Fühler für die Temperatur- und Feuchtere-gelung befinden sich direkt vor dem VersuchsfILTER. Ein Metallfaserfilter /Dil3/ an der Meßstelle 6 schützt das Gebläse vor Tröpfchen und Trümmern beschädigter VersuchsfILTER. Die Strecke zwischen dem VersuchsfILTER und dem Schutzfilter wird auf Umgebungsdruck gehalten. Der Überdruck im übrigen Kreislauf schwankt je nach dem Differenzdruck des VersuchsfILTERs, steigt jedoch nie über 20 kPa hinaus an. Der Luftstrom während des Versuchs wird mit einem Wirbeldurchflußmesser überwacht und elektronisch über die Drehzahl des Gebläsemotors geregelt.

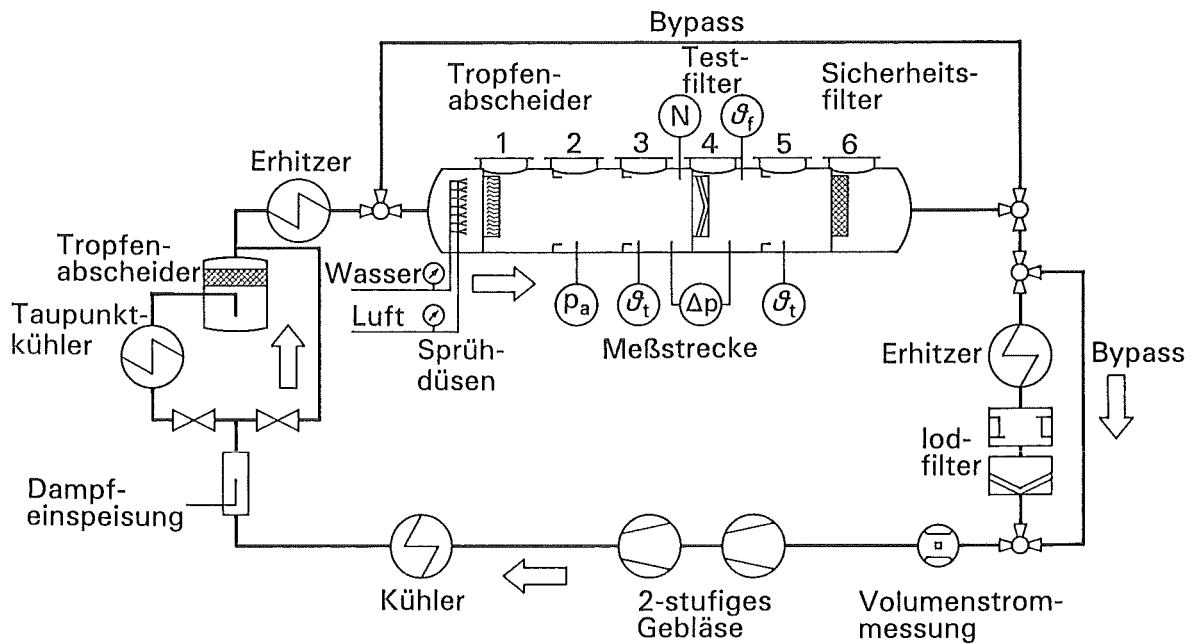


Bild 4.1: Schema der Versuchsanlage TAIFUN

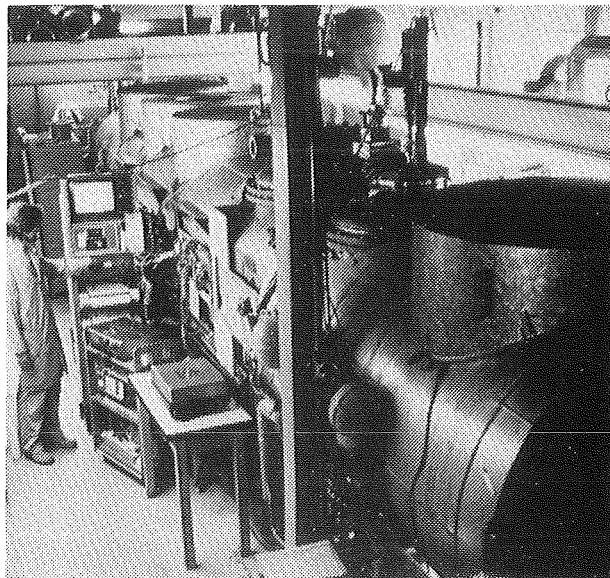


Bild 4.2: Meßstrecke der Anlage TAIFUN

Um den Verlauf des mechanischen Versagens von Filtern zu bestimmen, wird die Reinluftseite des Versuchsfilters bei den einzelnen Tests überwacht und mit den in Bild 4.3 schematisch dargestellten Geräten aufgezeichnet. Die Geräteausstattung umfaßt eine Beleuchtungseinrichtung und ein Endoskop, an das eine Spiegelreflexkamera sowie die Kamera eines Videoaufzeichnungssystems angeschlossen sind. Eine programmierbare automatische Schaltuhr steuert die Aufnahmen in Intervallen von 1 bis 60 min.

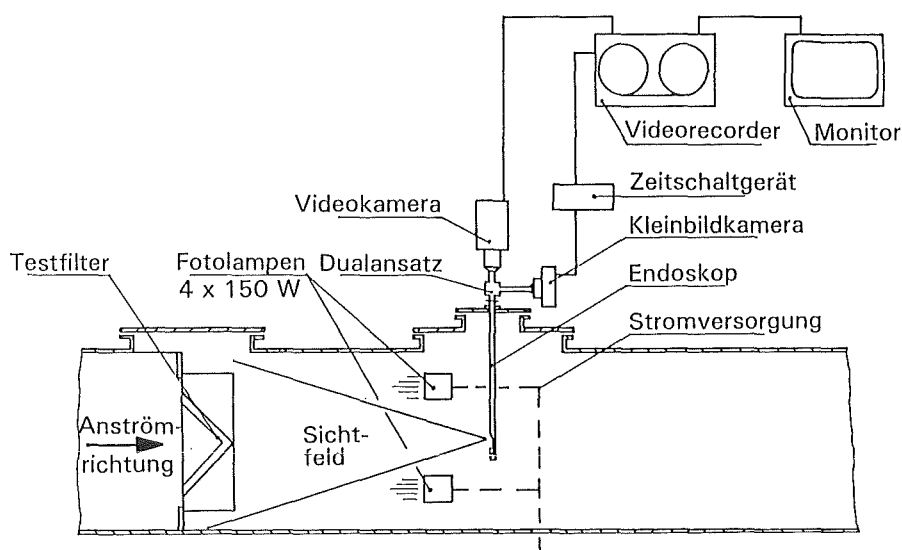


Bild 4.3: Einrichtung zur Beobachtung und Registrierung der Schadensabläufe von Versuchsfiltern in der Anlage TAIFUN /Lei/

Zum Betrieb bei 30 bis 99% r. F. wird die Luft durch Dampfeinspeisung befeuchtet und dann in zwei Teilströme aufgeteilt. Je nach der im Versuch verlangten Feuchte strömen zwischen 5 und 100% des Luftstroms durch den Taupunktkühler. Der Rest wird über eine Abzweigung geleitet. Hinter dem Kühler werden die beiden Luftströme wieder zusammengeführt. Der vereinigte Luftstrom wird dann auf die im Versuch erforderliche Trockentemperatur erwärmt. Durch die automatische Anpassung der Taupunkt- und Trockentemperatur kann die relative Feuchte eingestellt und geregelt werden. Fasergewebetropfenabscheider, von denen einer hinter dem Taupunktkühler, ein zweiter in Meßstelle 1 angeordnet ist, beseitigen weitgehend alle mitgerissenen feinen Wassertröpfchen. Bei orientierenden Versuchen /Rüd0/ wurde die relative Feuchte des Luftstroms bis $\varphi = 99\%$ psychrometrisch gemessen, ähnlich wie in Kap. 4.2.1 beschrieben. Alle anderen Versuche wurden in übersättigten Luftströmen durchgeführt.

Um Nebelbedingungen zu erzeugen, wurden durch Zweistoffsprühdüsen (Bild 4.4) Wassertröpfchen am Anfang der Versuchsstrecke 4,8 m vor dem Versuchsfiter in den Luftstrom eingesprüht. Bei Temperaturen unter 40 °C konnten die Versuche ohne Dampfeinspeisung gefahren werden. An der ersten Meßstelle war ein Lamellentropfenabscheider eingebaut, um Werte von $N \leq 2,5 \text{ g/m}^3$ zu erhalten. Bei Versuchen mit höherem Nässegehalt wurde er ausgebaut /Ric2/. Versuche in senkrechten Luftströmen ließen sich in einem handelsüblichen Filtergehäuse /Ohl3/ durchführen, das so geschaltet war, daß es die Meßstrecke hinter den Sprühdüsen umging.

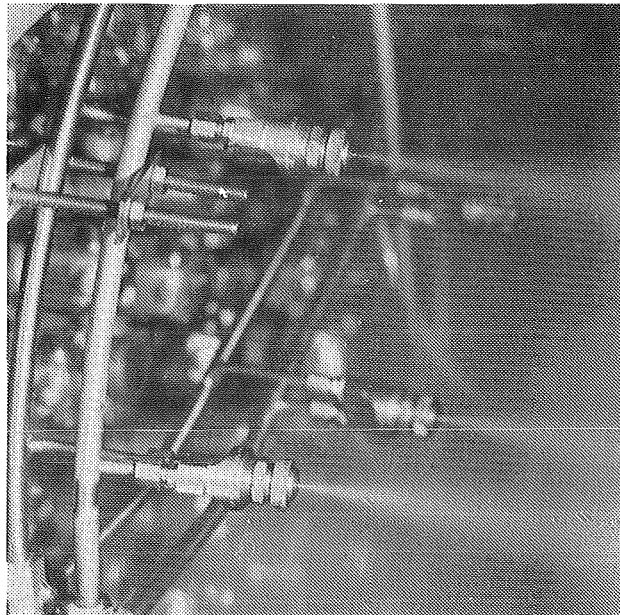


Bild 4.4: Zweistoffsprühdüsen während des Sprühbetriebs

In Bild 4.5 sind die anzahl- und massenbezogenen Verteilungssummen der Wassertröpfchen wiedergegeben, wie sie an der Meßstelle 4 bestimmt wurden. Der x_{50} -Wert für Durchmesser zwischen 2 und 20 μm betrug 5 μm , 95% der Tröpfchen in diesem Bereich wiesen einen Durchmesser unter 10 μm auf. Für die mittlere Tropfenanzahlkonzentration wurde ein Wert von $c = 9,5 \cdot 10^9/\text{m}^3$ ermittelt. Die Messungen wurden bei einem Volumenstrom von $\dot{V}_F = 1700 \text{ m}^3/\text{h}$ unter isokinetischen Probenahmebedingungen mit Hilfe eines Streulicht-Partikelgrößen-Analysators durchgeführt /She/, mit dem sich Tröpfchen im Durchmesserbereich von ≈ 2 bis 100 μm nachweisen lassen. Die Probenahmezeit betrug 120 Sekunden.

Tröpfchen mit Durchmessern über 50 μm sanken vor der in der Mitte des Kanalquerschnitts angeordneten Meßsonde auf Grund ihrer großen Masse auf den Boden ab und wurden deshalb nicht registriert. Andere Autoren /Fir¹, Gri/ haben unter Verwendung von Kaskadenimpaktoren Tröpfchengrößen bis $\approx 100 \mu\text{m}$ für dieselbe Düsenausführung¹ gemessen. Daß kaum Tröpfchen im Bereich von 20 bis 50 μm vorlagen, ist auf Unterschiede im Betrieb der Versuchsanlage und der Düsen zurückzuführen. Auf Grund von Sedimentationserscheinungen und sichtbaren Schwankungen in der Tropfenkonzentration über die Höhe und Breite der Versuchsstrecke ließen sich die Tröpfchen nicht als zeitlich und räumlich gleichverteilt betrachten. Das führte zu einer Einschränkung in der Wahl eines Verfahrens zur Bestimmung der mittleren Nebelnässe des Luftstroms.

¹Modell 1/4 JSS von Spraying Systems Deutschland GmbH

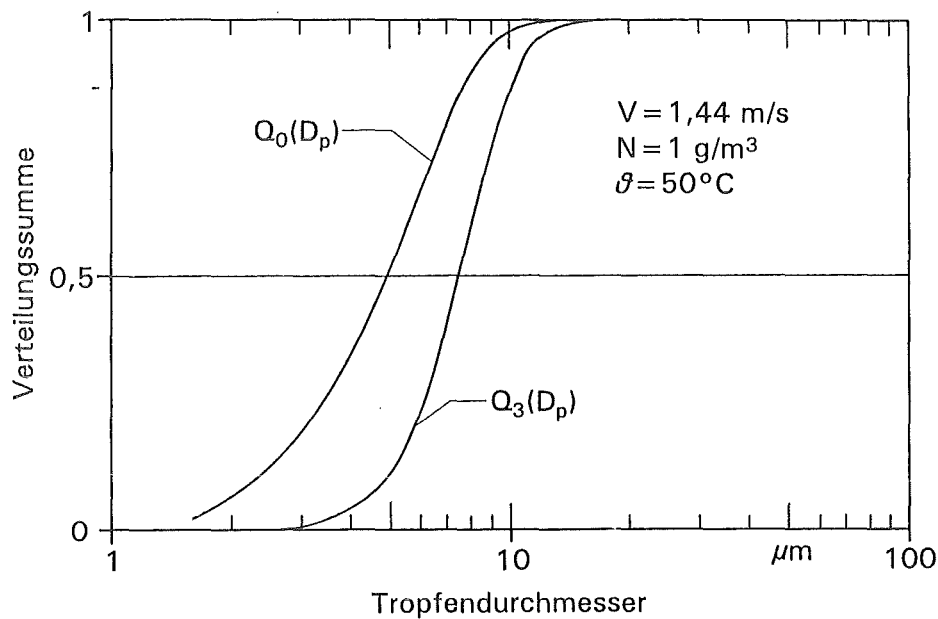


Bild 4.5: Anzahl- und massenbezogene Verteilungssummen der Nebeltropfen bei Meßstelle 4 in der Anlage TAIFUN

Nach Beurteilung der in Frage kommenden Meßverfahren /Chi, VDI9, Geo, Gol, Däu, Noo, Gro, Rob2, Dic, Petr/ wurde ein diskontinuierlich arbeitendes, integrales Verfahren nach einem gravimetrischen Prinzip entwickelt und als einfachstes und zuverlässigstes Mittel zur genauen Bestimmung der durchschnittlichen Nebelnässe des Luftstroms gewählt. Schwebstofffilterelemente der Klasse S von der Größe 610x610x292 mm dienten als Probenahmefilter für den Gesamtluftstrom. Unter stationären Betriebsbedingungen und bei einer Nebelnässe größer als 0 g/m^3 (bei $\varphi = 100\% \text{ r. F.}$) gilt

$$N = \frac{M_W}{\dot{V} \cdot t_m}, \quad (4.1)$$

wobei die vom Meßfilter eingefangene Wassermasse

$$M_W = M_M|_{t = t_m} - M_M|_{t = 0} \quad (4.2)$$

beträgt. Um sicherzustellen, daß die Luftfeuchte während des Versuchs konstant war, wurde eine Messung kurz vor, eine zweite kurz nach jedem Filtertest durchgeführt. Die relativen Fehlergrenzen der Nebelnäsmessungen nach dem *Gaußschen* Fehlerfortpflanzungsgesetz /Din14/ sind in Bild 4.6 dargestellt.

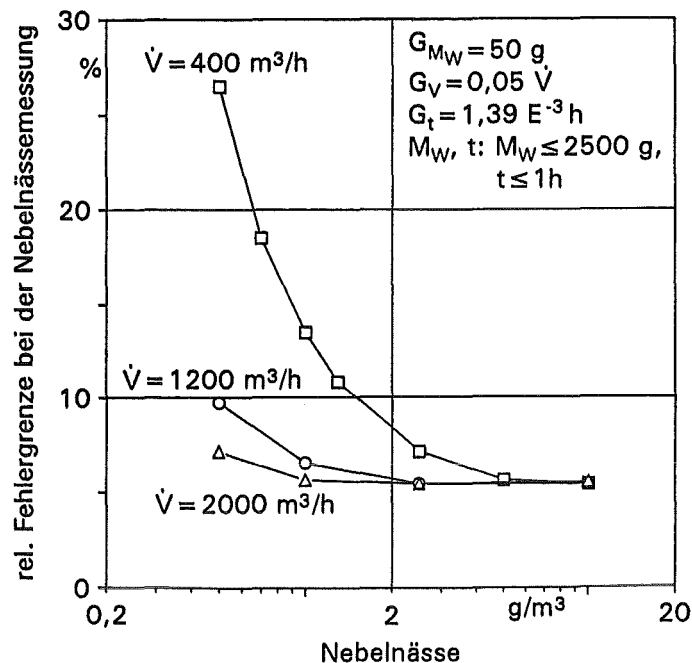


Bild 4.6: Verläufe der relativen Fehlergrenzen bei Nebelnäsmessungen in der Anlage TAIFUN bei verschiedenen Versuchsvolumenströmen

4.2 Die Laborapparatur LÜFTER

Die Laborapparatur LÜFTER ist in ihrem Grundkonzept analog zur Anlage TAIFUN aufgebaut (s. Bild 4.7). Der Luftstrom von $6 \text{ m}^3/\text{h}$ wird mittels einer Rotationspumpe im Kreislauf bewegt. Das Schwebstofffilter am Pumpenausgang hält alle von den Kompressorscheiben abgeriebenen Kohlenstoffteilchen zurück. Die Reinluft strömt zur Befeuchtung durch einen Sprudelbefeuchter von 20 l , der etwa 2 °C über der Lufttemperatur am Ausgang des Taupunktkühlers gehalten wird. Die gesättigte Luft mit der eingestellten Taupunkttemperatur wird dann auf die für den Versuch gewählte Trockentemperatur erwärmt. Die Taupunkttemperatur für eine bestimmte Trockentemperatur und relative Feuchte wird nach Tabellenwerten eingestellt /Her/.

Nur $5 - 25\%$ des Luftstroms werden durch die Versuchsstrecke geleitet. Der Rest strömt über den Bypass und ein Regelventil, das den Luftstrom durch die Versuchsstrecke konstant hält, während sich der Differenzdruck der Filterprobe ändert. Die Versuchsbedingungen sowie die Meß- und Regelcharakteristiken der Anlage sind in Tab. A2.11 zusammengefaßt.

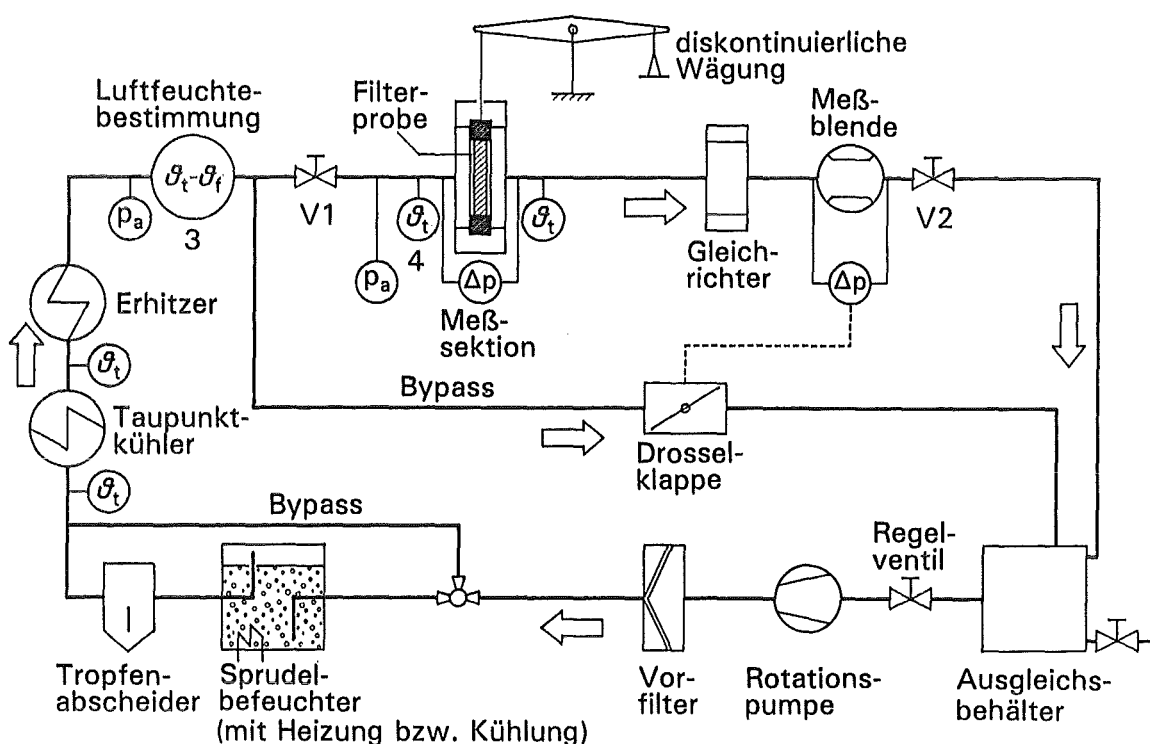


Bild 4.7: Schema der Laborapparatur LÜFTER.

Die Luftgeschwindigkeit beträgt am Naßkugel-Temperaturfühler in der Feuchtemeßsektion 5 m/s. Nach genauer Kalibrierung mit Präzisionsquecksilberthermometern in einem gerührten Ölbad wurden gealterte Vierleiter-Pt-100-Fühler /VDI10, DIN13/, die mit einem Präzisions-Ohmmeter zusammenschalteten waren, zur Messung der drei Temperaturen ϑ_{t_3} , ϑ_{t_3} und ϑ_{t_4} eingesetzt, mit deren Hilfe die relative Feuchte an der Probe φ_4 bestimmt wurde.

4.2.1 Bestimmung der relativen Luftfeuchte

Mit Hilfe eines Aspirationspsychrometers /Lüc, Thr/ wurde die relative Luftfeuchte in der Versuchsstrecke über die Messung der psychrometrischen Differenz der Feucht- und Trockentemperatur $\vartheta_{t_3} - \vartheta_{f_3}$ bestimmt. Wie unten vereinfacht zusammengefaßt, wurden zur Berechnung von $p_w = p_w(\vartheta_t - \vartheta_f)$ Formeln gewählt, die sich zusammen mit Definitionen der relativen Luftfeuchte

$$\varphi = \frac{p_w}{p_{w_s}(\vartheta_t)} = \frac{f}{f_s} \quad (4.3)$$

zur Bestimmung von φ_4 verwenden lassen.

Da sich Gemische aus trockener Luft und Wasserdampf im wesentlichen wie ein ideales Gas verhalten /Thr/, d.h.

$$p_a \cdot v = M \cdot R \cdot \vartheta \quad (4.4)$$

und

$$p_a = p_l + p_w \quad (\text{Daltonsches Gesetz}) \quad (4.5)$$

ist an Hand der thermodynamischen Eigenschaften feuchter Luft abgeleitet worden /Berl/, daß

$$\frac{p_w}{p_a - p_w} = \frac{p_{w_s}(\vartheta_f)}{p_a - p_{w_s}(\vartheta_f)} - \frac{L_e \cdot c_{p_l}}{r(\vartheta_f) \cdot (R_l/R_w)} \cdot (\vartheta_t - \vartheta_f) \quad (4.6)$$

Durch Vereinfachung mittels der Näherung

$$p_a - p_{w_s}(\vartheta_f) \simeq p_a - p_w \quad (4.7)$$

ergibt sich die sogenannte Psychrometerformel /Berl/

$$p_w = p_{w_s}(\vartheta_f) - \frac{L_e \cdot c_{p_l}}{r(\vartheta_f) \cdot (R_l/R_w)} \cdot (\vartheta_t - \vartheta_f) \cdot (p_a - p_w) \quad (4.8)$$

in der

$$r(\vartheta_f) = r_0 - (c_{p_w} - c_{p_w}) \cdot \vartheta_f \quad (4.9)$$

Der Deutsche Wetterdienst /Dwd/ verwendet die im wesentlichen auf der Grundlage der Sprungschens Formel /Berl/ weiter vereinfachte Formel

$$p_w = p_{w_s}(\vartheta_f) - C \cdot p_a \cdot (\vartheta_t - \vartheta_f) \quad (4.10)$$

in der $p_a - p_w \simeq p_a$ ist. Der Psychrometerkoeffizient $C = 0,00066 (1 + 0,00115 \vartheta_t)$ soll die Temperaturabhängigkeiten der Lewis-Zahl L_e und der spezifisch latenten Wärme $r(\vartheta_f)$ in Gl. (4.8) ausgleichen. Durch Verwendung von

$$p_{w_s}(\vartheta_t) \simeq c_3 \cdot e^{\left[\frac{c_4 \cdot \vartheta_t}{c_5 + \vartheta_t} \right]} \quad (4.11a)$$

und

$$p_{w_S}(\vartheta_f) \simeq c_3 \cdot e^{\left[\frac{c_4 \cdot \vartheta_f}{c_5 + \vartheta_f} \right]}, \quad (4.11b)$$

mit $c_3 = 6,10780$ mbar, $c_4 = 17,08085$ und $c_5 = 234,175$ K (für Wasser bei 0,0 bis 100,9 °C) /Dwd/, ergibt sich zusammen mit Gl. (4.3) und Gl. (4.10)

$$\varphi \simeq e^{\left[\frac{c_4}{c_5/\vartheta_f + 1} - \frac{c_4}{c_5/\vartheta_t + 1} \right]} - \frac{C \cdot p_a}{c_3} \cdot (\vartheta_t - \vartheta_f) \cdot e^{\left[\frac{-c_4}{c_5/\vartheta_t + 1} \right]} \quad (4.12)$$

als relative Feuchte am Psychrometer φ_3 (Bild 4.7).

Da ϑ_{t_3} nicht zwangsläufig gleich ϑ_{t_4} ist, darf nicht angenommen werden, daß $\varphi_4 = \varphi_3$.
Durch Verwendung der absoluten Feuchte

$$f = \varphi \cdot f_S = \varphi \cdot \frac{p_{w_S}(\vartheta_t)}{R_w \cdot \vartheta_t}, \quad (4.13)$$

Gl. (4.11a) und unter der Annahme, daß $f_4 = f_3$ ($\vartheta_{t_4} \geq \vartheta_{t_3}$), ergibt sich die relative Luftfeuchte an der Filterprobe zu

$$\varphi_4 = \left[\frac{\vartheta_{t_4} + 273,16}{\vartheta_{t_3} + 273,16} \right] \cdot \varphi_3 \cdot e^{\left[\frac{c_4}{c_5/\vartheta_{t_3} + 1} - \frac{c_4}{c_5/\vartheta_{t_4} + 1} \right]}, \quad (4.14)$$

wobei φ_3 dem in Gl. (4.12) genannten Wert entspricht und ϑ_{t_3} , ϑ_{f_3} , ϑ_{t_4} in °C angegeben werden.

In Bild 4.8 sind die Fehlergrenzen für φ_4 in Abhängigkeit von φ_4 und ϑ_{t_4} für die bestehenden Fehlergrenzen bei den Temperaturen ϑ_{t_3} , ϑ_{f_3} und ϑ_{t_4} angegeben. Sie wurden mit Hilfe des *Gauß*schen Verfahrens zur Fehlerfortpflanzung /Din14/ und mittels Gl. (4.14) berechnet und gelten für alle nachstehend aufgeführten Versuchsergebnisse. Bei jedem Versuch wurde der entsprechende Wert der relativen Luftfeuchte an Hand von Messungen ermittelt, die jeweils am Anfang, in der Mitte und am Ende des Versuchs durchgeführt wurden.

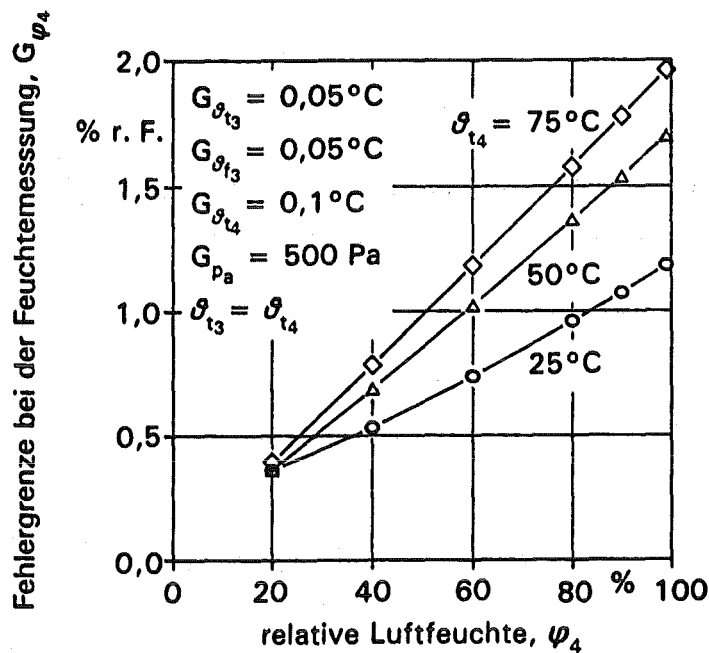


Bild 4.8: Verläufe der Fehlergrenzen für die gemessenen relativen Luftfeuchten in der Laborapparatur LÜFTER bei verschiedenen Versuchstemperaturen

4.2.2 Messung des Wassergehalts im Filtermedium

Der Wassergehalt der Filterprobe unter Gleichgewichtsbedingungen wurde jeweils während einer Versuchsunterbrechung vor Ort mit einer Unsicherheit von $0,1\text{ g/m}^2$ mit Hilfe einer Mikrowaage ermittelt. Der Luftstrom durch die Probesektion wurde während des Wiegevorgangs durch Schließen der Ventile V1 und V2 umgeleitet. Das Trockengewicht der Proben vor dem Versuch wurde nach 24-stündiger Konditionierung in trockener Flaschenluft bei 50°C und einem Absolutdruck von 5 kPa gemessen.

4.3 Versuchsfiler bzw. -proben und -durchführung

Neben den Versuchen an 120 handelsüblichen Schwebstofffiltern der Klasse S in sechs unterschiedlichen Größen von zehn europäischen Herstellern wurden auch dreißig hochfeste Prototypen von fünf Anbietern als fabrikneue Filter unter Nebelbedingungen geprüft. Die meisten der zusätzlichen fünfzig mit Partikeln beladenen Filter von $610 \times 610 \times 292\text{ mm}$ waren nach routinemäßigem Einsatz in der Abluftfilteranlage eines Laboratoriums im KfK ausgetauscht worden.

Einige Filterelemente waren bei Brandversuchen mit Ruß oder im Normalbetrieb mit Aktivkohle beladen worden. Die Partikelbeladungen lagen bei 2 bis 20 g/m² mit Differenzdrücken zwischen 270 und 880 Pa bei einem Volumenstrom von 1700 m³/h, einer Temperatur von 25 °C und einer relativen Luftfeuchte $\varphi < 40\%$. Alle Versuchsfilter wiesen wasserabstoßende Filtermedien aus Glasfasern auf.

Zu den drei wichtigsten untersuchten Filterbauarten gehörten folgende Ausführungen:

- Tiefgefaltete Filter mit Elastomer-Vergußmasse und Holzrahmen für eine maximale Betriebstemperatur ≤ 120 °C.
- Tiefgefaltete Filter mit einer Abdichtung aus Glaswolle und einem Metallrahmen für einen Dauerbetrieb unter 250 °C.
- Filter in V-Bauweise mit Elastomer-Vergußmasse und Holzrahmen für eine maximale Betriebstemperatur ≤ 120 °C.

Die getesteten Prototypen entsprachen der tiefgefalteten Filterausführung für Betriebstemperaturen unter 120 °C.

Filtermedienproben wurden jeweils aus neuen und mit Partikeln beladenen tiefgefalteten Filtern ähnlich den geprüften Ausführungen sowie aus den Versuchsfiltern nach Feuchtigkeitseinwirkung entnommen. Der äußere bzw. der durchströmte Probendurchmesser bei Tests in der Anlage LÜFTER betragen 120 mm bzw. 100 mm. Bei den beladenen Proben wurde ein Staubgehalt zwischen 1 und 15 g/m² bei Differenzdrücken im Bereich von 230 - 800 Pa bei 2,5 cm/s, 25 °C und $\varphi < 40\%$ r. F. gemessen. Bei unbeladenen neuen Proben betrug der Differenzdruck unter gleichen Prüfbedingungen zwischen 160 und 190 Pa.

An Filtermedienproben der Größe 50x250 mm wurden Zugfestigkeitsversuche nach DIN 53857 /Din28/ durchgeführt. Die Prüfung der Wasserabstoßungseigenschaften erfolgte nach MIL-F-51079D /Mil2/, die in Anhang C der DIN 25 414 /Din16/ beschrieben wird. Zur statistischen Absicherung wurden die Versuche mindestens fünfmal durchgeführt.

Die Versuchsabläufe waren in den Anlagen TAIFUN und LÜFTER ähnlich. In beiden Fällen wurde der Luftstrom zunächst im Umlauf konditioniert, bis sich die gewünschten stationären Temperatur- und Feuchteverhältnisse eingestellt hatten. Nach Einbau des Prüflings in die jeweils vorgesehene Meßstelle wurde der Versuch begonnen und unter stationären Betriebsbedingungen im allgemeinen so lange fortgesetzt, bis es zum mechanischen Versagen

kam oder der maximale Differenzdruck erreicht war. Auf diese Weise wurde dann für alle Filterelemente der Schadensdifferenzdruck ermittelt.

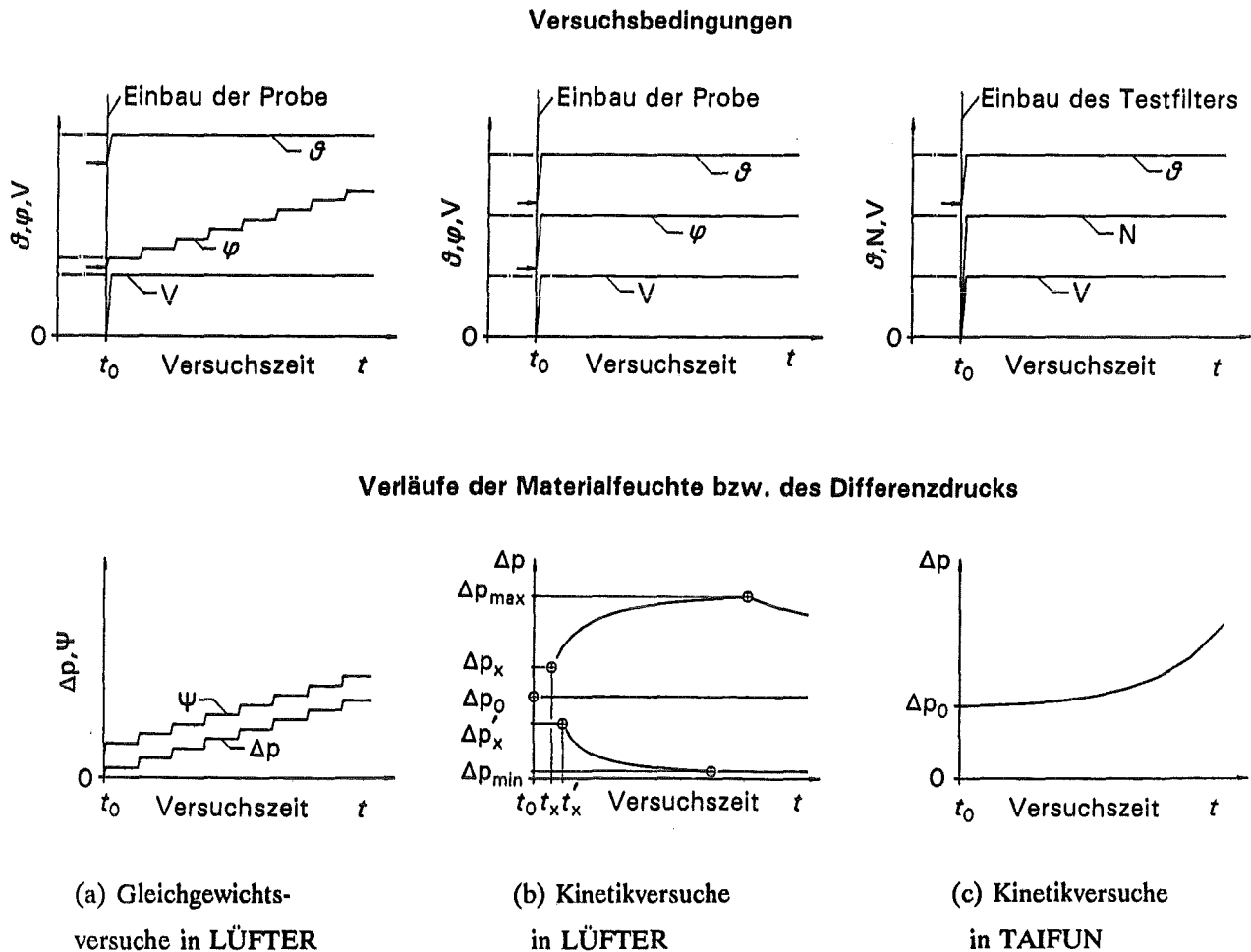


Bild 4.9: Schematische Darstellung der Versuchsdurchführung in den Testanlagen TAIFUN und LÜFTER

Die Versuchsabläufe für die beiden Anlagen werden in Bild 4.9 schematisch dargestellt. In der Anlage LÜFTER konnten die Gleichgewichtszustände für den Differenzdruck und die im Medium eingelagerte Wassermenge durch stufenweise Erhöhung der relativen Luftfeuchte erzielt werden (Bild 4.9a). Ausgangspunkt war jeweils eine relative Luftfeuchte $\varphi < 50\%$. Die Anfangsbedingungen zur Zeit t_0 hatten keinen Einfluß auf die nachfolgenden Versuchswerte. Während der 15 Sekunden, die benötigt wurden, um das Filterelement in die Anlage TAIFUN einzubauen, wurden der Volumenstrom und der Nebelgehalt am Testfilter sprunghaft erhöht. Änderungen des Differenzdrucks während dieses Zeitintervalles können gegenüber denen in den nachfolgenden Versuchszeiten von 0,2 bis 50 h vernachlässigt werden (Bild 4.9c). Dies war für Kinetik-Versuche an der Anlage LÜFTER nicht der Fall.

Obwohl die Filtermediumprobe innerhalb von 15 Sekunden in die Anlage LÜFTER eingebaut werden konnte und sich stationäre Bedingungen einstellten, kam es bis zur Zeit t_x bzw. t_x' zu einer schnellen Veränderung im Differenzdruck. Zur Zeit t_x lag definitionsgemäß ein Differenzdruck Δp_x vor, von dem an der Differenzdruck stetig bis zu einem Maximum anstieg. Die Zeit t_x' gehört zu dem Differenzdruck $\Delta p_x'$, von dem an der Differenzdruck stetig bis zu einem Minimum abnahm. Die Differenzdruckänderung bis Δp_x bzw. $\Delta p_x'$ geschah gewöhnlich innerhalb der Einbau- und Anlaufzeit von 15 Sekunden. Daher konnte der Verlauf des Differenzdrucks in der Zeit von t_0 bis t_x bzw. t_x' nicht gemessen werden. Der maximale Wert von t_x bzw. t_x' war kleiner als 30 Sekunden. Der Differenzdruck Δp_x bzw. $\Delta p_x'$ hing direkt von den Versuchsbedingungen ab (s. Kap. 5.1).

5. Untersuchungen zum zeitlichen Differenzdruckverlauf

Veränderungen des Filterdifferenzdrucks in Abhängigkeit von der Luftfeuchte (Kap. 3.1.1.3) tragen zum mechanischen Versagen von Filtern bei (Bild 3.5). In der vorliegenden Arbeit werden Aspekte der Bauart und des Betriebs von Filterelementen im Zusammenhang mit ungünstigen Auswirkungen von Feuchtigkeit auf den Filterströmungswiderstand untersucht. Die Abhängigkeit des Filterdifferenzdrucks von der Einwirkungsdauer und den Luftstromparametern bei stationären Versuchsbedingungen wurde empirisch untersucht, um einen Beitrag zur numerischen Simulation von Strömungs- und Drucktransienten in Luftfilteranlagen zu liefern.

5.1 Untersuchungen an Filtermedienproben bei hoher relativer Luftfeuchte

Annähernd 100 Filterproben wurden aus Filterelementen entnommen und unter stationären Bedingungen in der Anlage LÜFTER getestet. Da saubere, wasserabstoßende Filtermedien nur unwesentlich feuchtebedingte Änderungen im Differenzdruck zeigten, wurden ausschließlich beladene Medien systematisch untersucht. Das Interesse konzentrierte sich dabei auf Filterproben aus vier Faltenpacks des Herstellers C, die in einer Lüftungsanlage mit Feinstaub beladen worden waren. Um zu bestimmen, ob Tendenzen in den Versuchsergebnissen auch für andere Medien und Stäube aufgezeigt werden können, wurden in kleinerem Umfang auch Proben aus zwei zusätzlichen Filtern der Hersteller A und C entnommen. Beide Filterelemente waren in einer zweiten Lüftungsanlage beladen worden. Ziel der Untersuchungen war die Bestimmung der wichtigsten Strömungs- und Filterparameter, die Einfluß auf eine feuchtebedingte Druckänderung ausübten.

Bei Proben vom Typ CN und den gewählten Versuchsbedingungen stiegen der höchste erreichte Differenzdruck sowie die Geschwindigkeit der Differenzdruckzunahme mit zunehmender Filtrationsgeschwindigkeit (Meßpunkte in Bild 5.25) bzw. zunehmender Filtermediumstaubbeladung vom Zeitpunkt t_x an (Kap. 4.3, Bild 5.23) stetig an. Bei den einzelnen Versuchen wurden alle Versuchsparameter konstant gehalten, während der Differenzdruckverlauf ermittelt wurde.

Bei ähnlichen Bedingungen und Proben zeigten die zeitlichen Differenzdruckverläufe mit zunehmender relativer Luftfeuchte bzw. Temperatur andere Verhaltensweisen. Bei der relativen Luftfeuchte (Meßpunkte in Bild 5.26) war zuerst, wie für Luftanströmgeschwindigkeit und Staubbelaugung, ein Anstieg zu verzeichnen. Ab einer gewissen relativen Luftfeuchte (ca.

85%) nahmen jedoch der maximale Differenzdruck und die Geschwindigkeit der Differenzdruckzunahme mit steigender relativer Luftfeuchte ab.

Mit zunehmender Temperatur nahmen der maximal erreichte Differenzdruck sowie die Geschwindigkeit der Differenzdruckzunahme bis zu einer gewissen Temperatur ab. Oberhalb dieser Temperatur waren statt einer Zunahme nur Abnahmen im Differenzdruck zu beobachten. Mit weiter zunehmender Temperatur sank der niedrigste erreichte Differenzdruck, während die Geschwindigkeit der Differenzdruckabnahme stieg.

Zur Erläuterung der unterschiedlichen Verhaltensweisen können bestimmte Kenngrößen herangezogen werden. Diese entstehen als Bestandteile empirischer Funktionen, die zur Berechnung von zeitlichen Differenzdruckverläufen in Abhängigkeit von den Versuchsparametern verwandt werden (Kap. 5.4). Bei staubbeladenen Proben vom Typ CN in ungesättigter Luft sind die Funktionen für steigende bzw. sinkende Differenzdrücke durch

$$\Delta p_m(t) = \Delta p_{m_x} + \left[\frac{a \cdot (t - t_x)}{b + t - t_x} \right] \quad (5.1)$$

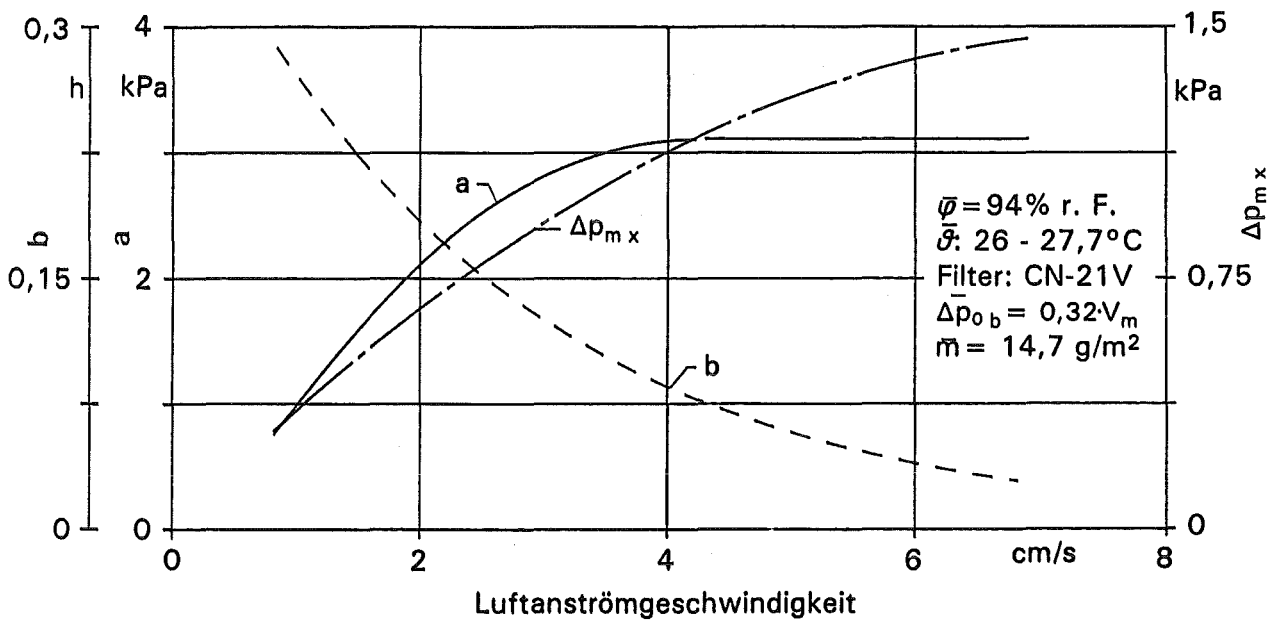
und

$$\Delta p_m(t) = \Delta p'_{m_x} + \left[\frac{a' \cdot (t - t'_x)}{b' + t - t'_x} \right] \quad (5.2)$$

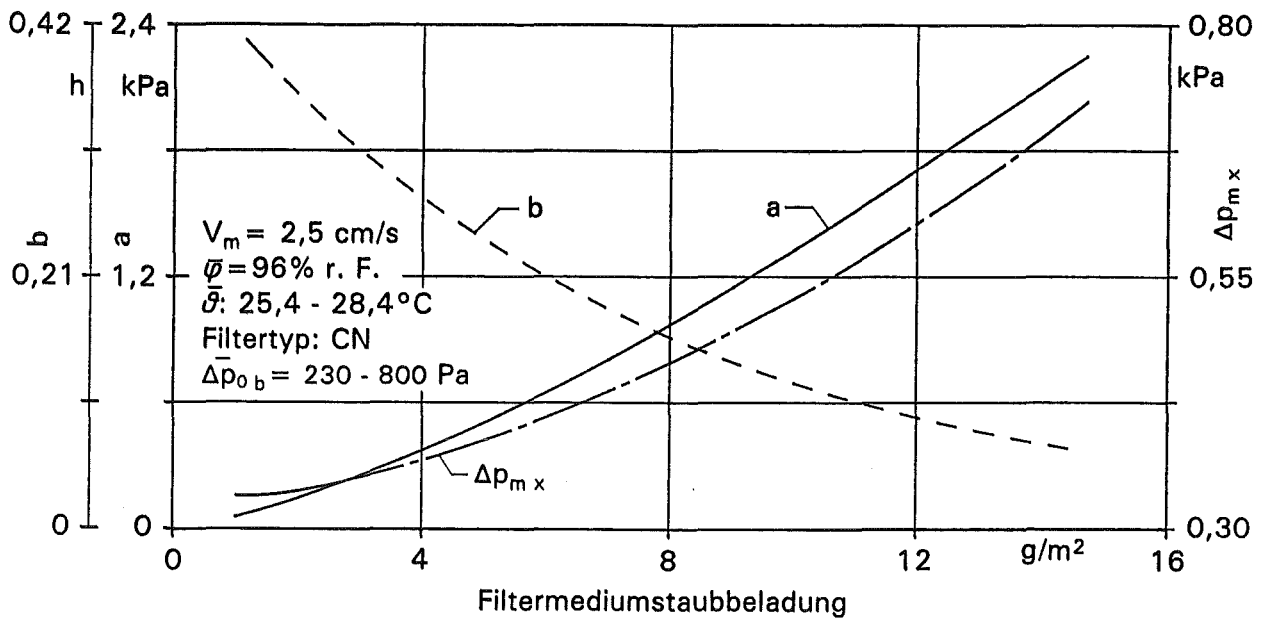
gegeben (Tab. 5.1). Die geltenden Einheiten sind $[\Delta p_m(t), \Delta p_{m_x}, \Delta p'_{m_x}, a, a'] = \text{kPa}$ und $[t, t_x, t'_x, b, b'] = \text{h}$.

Die empirischen Faktoren a und b (bzw. a' und b') werden durch Regressionsanalyse aus den gemessenen zeitlichen Differenzdruckverläufen ermittelt (Bild 5.23). Der Differenzdruck Δp_x bzw. $\Delta p'_x$ wird am Versuchsanfang direkt gemessen (Kap. 4.3). Ein Maß für die Geschwindigkeit, mit der sich der Differenzdruck ändert, ist das Verhältnis a/b bzw. a'/b' . Der erreichte maximale oder minimale Differenzdruck ist die Summe aus a und Δp_x bzw. aus a' und $\Delta p'_x$.

Die entsprechenden Koeffizienten sind in den Bildern 5.1 und 5.2 jeweils über den relevanten Parametern aufgetragen. Die Kurven für die Strömungsgeschwindigkeit, die relative Feuchte und die Temperatur sind Ergebnis der Untersuchungen an identischen Proben aus einem mit Staub beladenen Filter des Herstellers C. Die Kurven für die Staubbeladung enthalten zusätzlich Ergebnisse von drei anderen Elementen vom Typ C mit verschiedenen Beladungen ähnlicher Stäube.

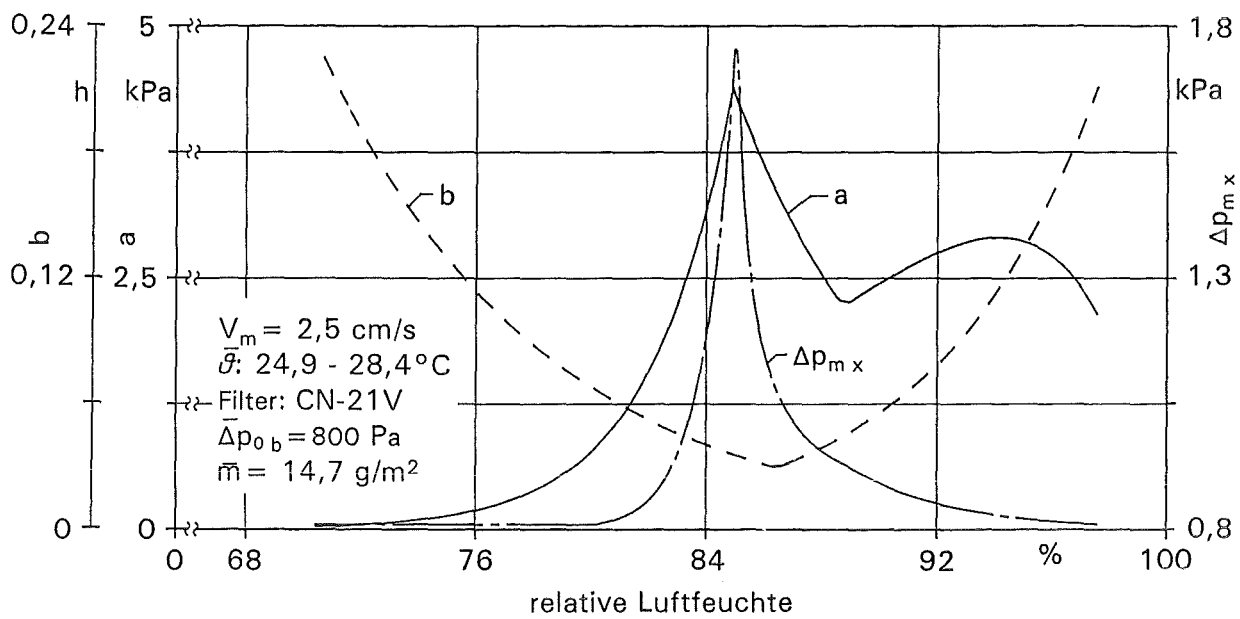


(a)

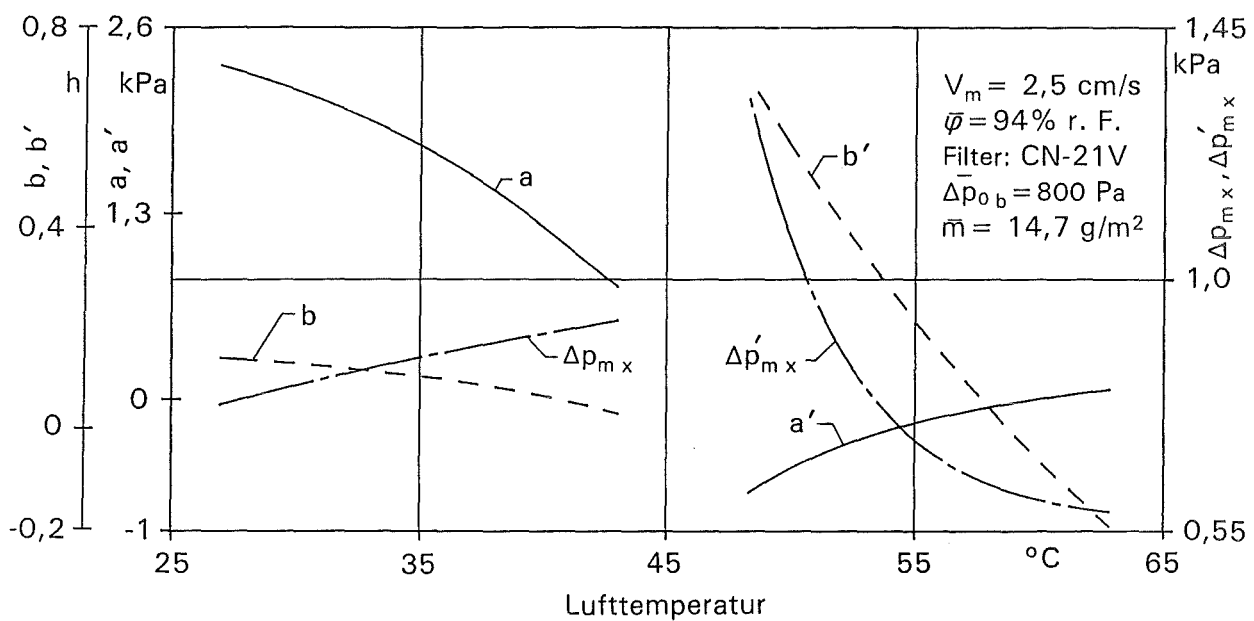


(b)

Bild 5.1: Verläufe des Anfangsdifferenzdrucks (feucht) Δp_x sowie der empirischen Koeffizienten a und b bei beladenen Proben in Abhängigkeit von der Luftanströmgeschwindigkeit (Bild a) bzw. von der abgeschiedenen Staubmenge (Bild b)



(a)



(b)

Bild 5.2: Verläufe des Anfangsdifferenzdrucks (feucht) Δp_x ($\Delta p'_x$) sowie der empirischen Koeffizienten a und b (a' und b') bei beladenen Proben in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte (Bild a) bzw. von der Lufttemperatur (Bild b)

Die kontinuierlichen Anstiege des Maximaldifferenzdrucks und der Geschwindigkeit der Differenzdruckzunahme bei zunehmender Filtrationsgeschwindigkeit oder Staubbeladung hängen mit den positiven Steigungen von a und Δp_x , sowie mit der stetigen Abnahme von b zusammen (Bilder 5.1a und 5.1b). Der durch die zunehmende Luftdurchströmungsgeschwindigkeit schneller ablaufende Adsorptionsvorgang erhöht die Geschwindigkeit des Differenzdruckanstiegs a/b und verringert die Feuchteeinwirkungsdauer, bis der Maximaldifferenzdruck $\Delta p_{m \max}$ erreicht wird (Bild 5.25).

Bei der Variation der relativen Luftfeuchte stellte das Zusammenfallen des Maximums von Δp_x bzw. a mit dem kleinsten Wert von b bei 84,7% r. F. und $\vartheta \cong 25^\circ \text{C}$ (Bild 5.2a) eine besondere Gefährdung der Filterelemente dar. Diese Kombination führt z.B. bei vorgegebenen Bedingungen zu einem Δp_x von 1,8 kPa, gefolgt von einem Differenzdruckmaximum von 4,6 kPa innerhalb von nur 7 Minuten (Bild 5.26). Orientierungsergebnisse mit Proben vom Typ A für Temperaturen zwischen 25 und 75 °C zeigten eine Verschiebung des Differenzdruckmaximums zu Luftfeuchten um ca. 50% r. F. bei 75 °C mit steigender Temperatur. Die Absolutwerte nahmen geringfügig ab.

Bei der Temperaturvariation konnten im betrachteten Bereich von 27 bis 63 °C bei $\varphi = 94\%$ r. F. (Bild 5.2b) für die Kurven der Koeffizienten zwei Teilbereiche unterschieden werden, innerhalb derer sie stetig verliefen. Im Teilbereich zwischen 43 und 48 °C entsteht ein Pol mit Vorzeichenwechsel für die Steigungen des Differenzdrucks. In unmittelbarer Nähe des Pols lagen keine eindeutigen Meßergebnisse vor. Bis 43 °C steigt Δp_x kontinuierlich mit degressivem Verlauf an. Für den Steigungsparameter gilt daher $a/b > 1$, der Wert nimmt jedoch stetig ab. Bei 48 °C liegt der Wert von Δp_{m_x} bzw. b' weit über den entsprechenden Werten bei 43 °C. Mit zunehmender Temperatur ab 48 °C fiel Δp_{m_x} anfänglich stark, dann schwächer ab. Für den Steigungsparameter gilt $a'/b' < 1$, wobei b' fast linear mit der Temperatur abnimmt, a' degressiv von negativen Werten auf Null zunimmt.

Die beobachteten Änderungen im Differenzdruck mit vor allem zunehmender Feuchte oder Temperatur, aber auch zunehmender Filtrationsgeschwindigkeit, sind vermutlich auf Umstrukturierungen von abgeschiedenen Staubpartikeln zurückzuführen. Diese Änderungen können durch Wassereinlagerung in die Staubstruktur erklärt werden, die aus der Bildung von Kapillarwasser zwischen den Kontaktflächen einander berührender Partikel resultiert. (Anhang 3 und Kap. 5.2). Die so mit Wasser benetzten Partikel können sich unter dem Einfluß kapillarer und aerodynamischer Kräfte bewegen und umlagern. Bei Proben des Filtertyps CN - 21V trug die Auflösung wasserlöslicher Bestandteile der anfiltrierten Partikeln auch zur Umstrukturierung bei.

Die gemessenen Differenzdruckverläufe in Bild 5.25 liefern z.B. Hinweise auf eine eventuelle Auswirkung wachsender aerodynamischer Kräfte auf die Staubstruktur. Zum einen sind es die im Vergleich zu $\Delta p_{0\ b}$ abnehmenden Werte von Δp_{m_x} und zum anderen die nur regressiv steigenden Maximaldifferenzdrücke bei zunehmender Geschwindigkeit V_m oberhalb von ca. 2,5 cm/s. Bei einer unveränderten Staubmikrostruktur sind nicht regressiv, sondern linear oder eventuell progressiv zunehmende Werte von Δp_{m_x} und $\Delta p_{m\ max}$ zu erwarten.

Auch bei bis auf 100% steigender relativer Luftfeuchte ist durch die exponentiell steigende Materialfeuchte $\Psi(\varphi)$ ab ca. 70% r. F. (oberste Kurve in Bild 5.3) ein kontinuierlich wachsender Maximaldifferenzdruck zu erwarten. Dies trifft jedoch bei dem hier betrachteten Filter CN-21V nur bis zu 85% r. F. zu (Bild 5.26). Das Verhalten oberhalb von 85% r. F. deutet auf eine möglicherweise veränderte Staubkuchenstruktur mit einem geringeren Strömungswiderstand hin. Darüberhinaus würde eine unveränderte Staubstruktur bei zunehmender Temperatur (infolge der dadurch beschleunigten Adsorptionskinetik) eher eine Zunahme in der Geschwindigkeit der Filterdifferenzdruckänderung a/b bzw. a'/b' hervorrufen. Dies ist jedoch nur bei a'/b' ab einer Temperatur zwischen 43 und 48 °C (beim Filter CN-21V) der Fall.

Die unterschiedlichen Verhaltensweisen der zeitlichen Differenzdruckverläufe bei $\vartheta \leq 43$ °C und bei $\vartheta \geq 48$ °C lassen sich durch zwei Arten von Staubumlagerungen erklären. Der zunehmende Differenzdruck bei $\vartheta \leq 43$ °C resultiert nicht nur aus der mit der Feuchteeinwirkungszeit abnehmenden Filtermedium- sowie Staubkuchenporosität durch Kapillarkondensation, sondern auch aus einem Vorgang, der durch Änderungen in der Staubstruktur den Strömungswiderstand des Staubkuchens ebenfalls erhöht. Gleichzeitig wirkt ein zweiter, von einer anderen Staubumlagerungsart bestimmter Vorgang der Zunahme des Strömungswiderstands entgegen.

Die Staubumlagerung der ersten Art verläuft bis zur kritischen Temperatur ($43 \leq \vartheta \leq 48$ °C) relativ langsam und vorwiegend in der Feuchteeinwirkungszeit zwischen t_x und dem Zeitpunkt des Maximaldifferenzdrucks. Bei $\vartheta \leq 43$ °C wird der zweite Umlagerungsvorgang von den zur Differenzdruckerhöhung beitragenden Vorgängen bis zum Erreichen des Maximaldifferenzdrucks dominiert. Danach sinkt der Differenzdruck mit zunehmender Feuchteeinwirkungszeit (Bild 5.23) unter dem Einfluß des zweiten Vorgangs.

Oberhalb der kritischen Temperatur läuft der erste Vorgang sprunghaft in der Zeit zwischen t_0 und t_x ab, wird jedoch mit weiter zunehmender Temperatur in seiner Auswirkung gegenüber dem zweiten Umlagerungsvorgang immer schwächer, bis er bei ca. 53 °C $\Delta p_{x\ max}$

nicht mehr größer als der mittlere Probendifferenzdruck $\Delta\bar{p}_{x_0 b}$ ($= 800 \text{ Pa}$) in trockener Luft ist, sondern diesem gleich (Bild 5.2b). Dies würde die Sprünge von a , b und Δp_x bei 43°C auf a' , b' bzw. Δp_x bei 48°C erklären.

Der vermutete erste Umlagerungsvorgang führt, durch eine relativ schnelle Kompaktierung des naßgewordenen Staubkuchens, aufgrund der anziehenden Kapillarkräfte und des anliegenden Differenzdrucks über dem Staubkuchen zu einer Erhöhung der Packungsdichte und somit zu einer Erhöhung der mittleren Durchströmungsgeschwindigkeit in den Staubkucheporen. Hierdurch nimmt der Gesamtdifferenzdruck über das staubbeladene Filtermedium zu. Bei der zweiten Umlagerungsart dürfte eher die relativ langsam ablaufende lokale Umlagerung einzelner Partikeln unter aerodynamischen Kräften maßgebend sein. Dies führt zu Erweiterungen in den nach der Kompaktierung freigebliebenen Staubkucheporen sowie zu der daraus folgenden Abnahme des Filtermediumdifferenzdrucks bei $\vartheta \geq 48^\circ \text{C}$ bzw. von dem Zeitpunkt an, an dem $\Delta p = \Delta p_{m \max}$ für $\vartheta \leq 43^\circ \text{C}$.

Die Vorgänge der Stabumlagerung können erst oberhalb einer bestimmten Materialfeuchte stattfinden und unterliegen in Ablaufgrad und -kinetik der relativen Luftfeuchte sowie der Filtrationsgeschwindigkeit und der Temperatur. Es ist davon auszugehen, daß die Staubeigenschaften auch eine entscheidende Rolle spielen. Bei Stäuben mit wasserlöslichen Bestandteilen sind stärkere Umlagerungen möglich, bei hydrophoben, nicht wasserlöslichen Partikeln dagegen eher schwächere.

Der festgestellte Einfluß der relativen Luftfeuchte und der Temperatur auf den Strömungswiderstand des Filtermediums hat einige Bedeutung für die Wirkung erhöhter Temperaturen, wie sie durch Lufterhitzer oder Brände verursacht werden können, auf die Differenzdruckbeanspruchung der Filterelemente. In einigen Fällen können sich die Lufterhitzer, die die relative Feuchte unter 70% halten und dadurch die Filter schützen sollen, als nachteilig erweisen. Das kann der Fall sein, wenn die erhöhte Temperatur einen Anstieg der relativen Luftfeuchte über 70% hinaus zwar verhindert, jedoch gleichzeitig die charakteristische relative Feuchte des Differenzdruckmaximums in den Bereich unter 70% verschiebt. Die signifikante Abnahme des Differenzdrucks, die für staubbeladene Filtermedien oberhalb ca. 50°C bei 94% r. F. beobachtet wurde, bietet eine zusätzliche Rechtfertigung für den Einsatz von Lufterhitzern. Dennoch kann der Rückgang des Differenzdrucks nicht als verlässliches, bekanntes Phänomen betrachtet werden, da er von der relativen Feuchte und der Staubbeladung abhängt und nur oberhalb von 70% r. F. (bei $\vartheta \approx$ Raumtemperatur) auftritt. Schließlich ist die Anwendbarkeit der hier beschriebenen Ergebnisse auf stationäre Betriebsbedingungen beschränkt. Die Einflüsse von Feuchte-, Temperatur- oder Geschwindigkeitsschwankungen wurden nicht untersucht.

5.2 Kapillarwasser im Filtermedium

Um die Einflüsse der Luft- und Filtermediumparameter auf das Differenzdruckverhalten von Filtermedien bei hohen relativen Feuchten besser zu verstehen, mußten die Einlagerungsmechanismen von Wasser in die Filtermatrix untersucht werden. Dabei interessierte nicht nur das Sorptionsverhalten unbeladener, sondern hauptsächlich das beladener Filtermedien.

Bild 5.3 zeigt die Sorptionsisothermen fünf verschiedener Filterproben. Zwei Proben sind unbeladen, aber von unterschiedlichem Alter. Drei Proben sind verschieden stark beladen, wobei die Beladung durch das Flächengewicht des eingelagerten Staubes und den daraus resultierenden Differenzdruck in trockener Luft vorgegeben wird. Die neue, unbeladene Filterprobe lagert selbst bei hohen relativen Feuchten keine nennenswerten Wassermengen ein, weil die bei der Fertigung aufgetragene Imprägnierung noch voll wirksam ist. Beim gleichartigen gealterten Filtermaterial kommt es dagegen ab 70% r. F. zu einer merklichen Wassereinlagerung, die mit weiter steigender relativer Feuchte überproportional zunimmt.

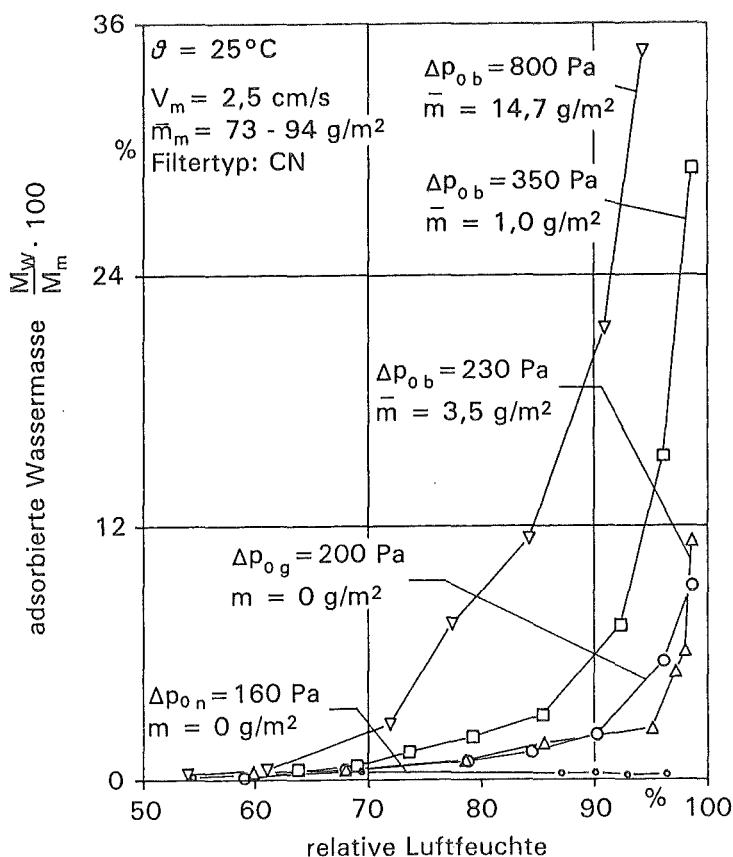


Bild 5.3: Adsorptionsisotherme von Filtermedienproben aus Filterelementen vom Typ CN in verschiedenen Zuständen (typische Glasfaserfiltermedien)

Schwebstofffilter in Lüftungsanlagen sind jedoch den größten Teil ihrer Betriebszeit mehr oder weniger stark vorbeladen. Mit zunehmender Beladung verschiebt sich der Beginn der Wassereinlagerung zu immer niedrigeren relativen Feuchten, und das Speichervermögen für Wasser nimmt zu. Dieser Sachverhalt zeigt sich deutlich anhand der Proben, die mit $14,7 \text{ g/m}^2$ und 1 g/m^2 Staub vorbeladen sind. Die letzte Probe wurde, im Gegensatz zu den beiden zuvor genannten, mit hydrophoben Partikeln beladen. Dadurch ergab sich trotz der höheren Vorbeladung von $3,3 \text{ g/m}^2$ gegenüber 1 g/m^2 eine geringere Wassereinlagerung bei hohen relativen Feuchten. Zusammenfassend ist festzustellen, daß die Sorptionseigenschaften eines Filtermediums von seiner Imprägnierung, seinem Alter, aber hauptsächlich von der Beladungsmenge und den Sorptionseigenschaften der eingelagerten Partikel bestimmt werden.

Unter dem Einfluß unterschiedlicher Filtrationsgeschwindigkeiten V_m zeigten beladene und unbeladene Proben ein gegensätzliches Verhalten. Die Sorptionsisothermen eines unbeladenen Filtermediums bei 25°C und $\varphi = 70\text{--}95\%$ r. F. überlagerten sich im Bereich von $V_m = 1,2\text{--}5 \text{ cm/s}$, lagen jedoch durchschnittlich 80% über der Isothermen für $V_m = 0 \text{ cm/s}$ nach *Wolf /Wolf/*. Beladene Filtermedien hingegen lagerten mit zunehmender V_m im Bereich von $0\text{--}5 \text{ cm/s}$ immer geringere Wassermengen ein. Beispielsweise wurden bei Filtrationsgeschwindigkeiten von $2,5 \text{ cm/s}$ annähernd 30% , bei 5 cm/s ca. 50% weniger Wasser eingelagert als ohne Durchströmung. Mit wachsender Luftanströmgeschwindigkeit kann die von mit Feinstaub beladenen Filtermedien speicherbare Wassermenge verringert werden. Dieses Verhalten dürfte auf irreversiblen Umlagerungen der anfiltrierten Staubpartikel beruhen, die die Kapillarstruktur verändern (Kap. 5.1) und das zur Speicherung verfügbare Volumen reduzieren.

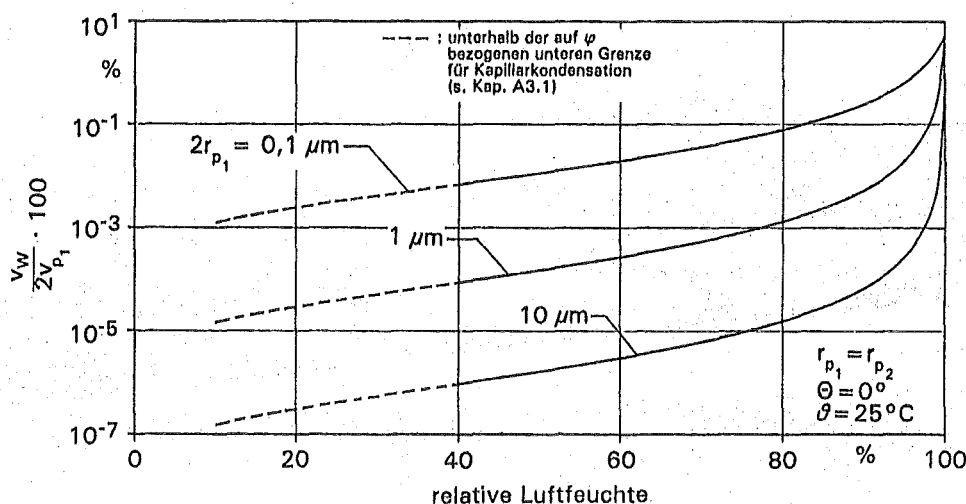


Bild 5.4: Theoretisch abgeschätzter Einfluß des Partikelradius auf die Menge des Kapillarwassers zwischen zwei einander berührenden Mikrokugeln in feuchter Luft

Die Einflüsse anderer Parameter auf die Feuchteeinlagerung in beladenen Filtermedien können mit Hilfe des theoretischen Modells von *Glasstetter /Glas1,2/* (Anhang A3) eingeschätzt werden. Dieses Modell liefert Abschätzungen für die Gestalt und das Volumen des Kapillarwassers zwischen zwei einander berührenden Mikrokugeln in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte, der Temperatur und der Partikelgeometrie. Mit zunehmender relativer Luftfeuchte nimmt die berechnete Kapillarwassermenge zwischen zwei Mikrokugeln mit Durchmessern im Bereich $0,1 - 10 \mu\text{m}$ erst oberhalb ca. 90% r. F. steil zu (Bilder A3.3 und 5.4).

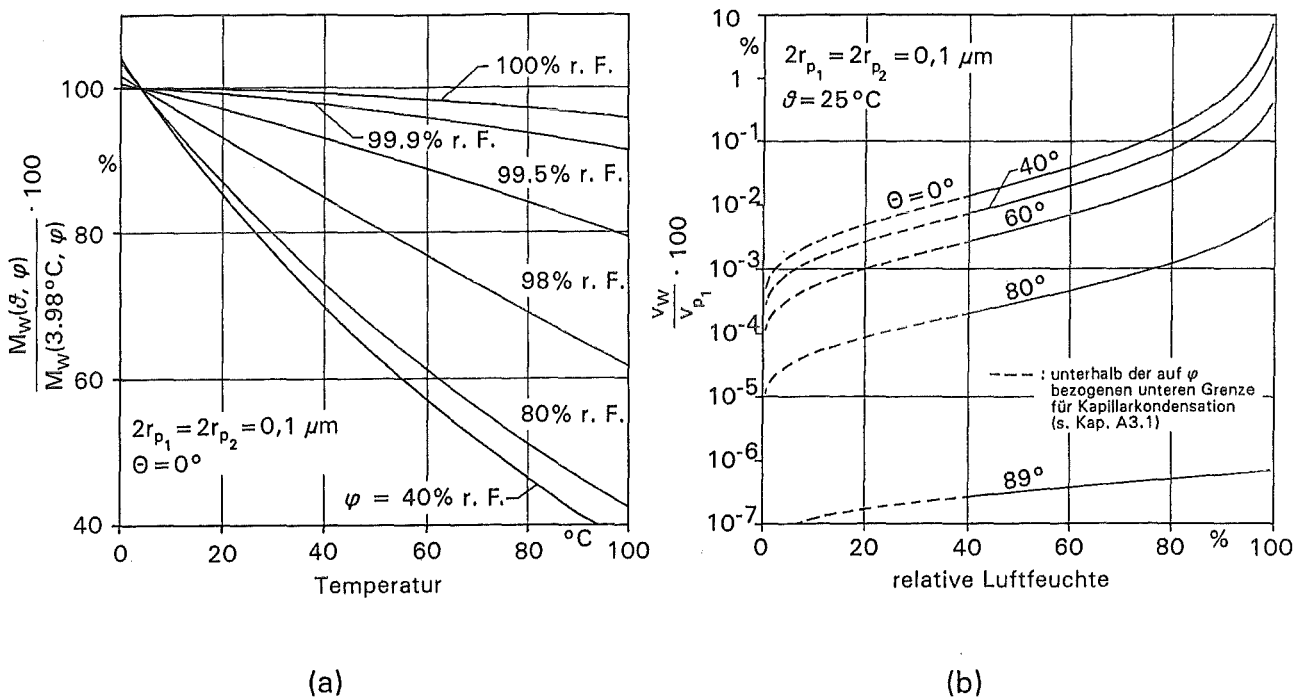


Bild 5.5: Theoretisch abgeschätzter Einfluß der Temperatur (Bild a) bzw. des Kontaktwinkels (Bild b) auf die Menge des Kapillarwassers zwischen zwei einander berührenden Mikrokugeln in feuchter Luft

Durch Auswirkung auf die mittlere Oberflächenkrümmung des eingelagerten Wassers beeinflusst die Lufttemperatur die Kapillarkondensation sowohl direkt wie auch zum Teil indirekt über die Temperaturabhängigkeit der Wasserdichte und der Oberflächenspannung (s. Gl. A3.5). Bild 5.5a zeigt den relativen Rückgang der sorbierten Wassermenge mit zunehmender Temperatur. Nahe der Sättigungsgrenze ist die sorbierte Wassermenge nahezu temperaturunabhängig. Bei geringfügig abnehmender Luftfeuchte bis zu ca. 98% r. F. verringert sich die eingelagerte Wassermenge immer stärker mit zunehmender Temperatur. Im Bereich zwischen 40 und 80% r. F. ändert sich die Temperaturabhängigkeit nur minimal.

Da bei der Darstellung der theoretisch eingelagerten Wassermenge über der Temperatur kein diskontinuierlicher Verlauf festgestellt werden konnte, z.B. im Gegensatz zur temperaturbedingten Änderung des Differenzdruckes Δp_x , ist anzunehmen, daß in dem Bereich um 94% r. F. (s. Bild 5.2b) die Menge des eingelagerten Wassers nicht den bestimmenden Einflußparameter für das Differenzdruckverhalten darstellt. In diesem Bereich überwiegen die in Kap 5.1 genannten Einflüsse (Umstrukturierung der Staubmatrix).

Den größten Einfluß auf die sorbierte Wassermenge zeigt der Kontaktwinkel zwischen Wasser und Partikeloberfläche. Eine Zunahme dieses Winkels kann die mögliche mittlere Krümmung der Oberfläche des Kapillarwassers bei gegebener relativer Feuchte stark reduzieren. Der Zusammenhang zwischen der Kapillarwasserzunahme und aufsteigender relativer Feuchte ist in Bild 5.5b für unterschiedliche Kontaktwinkel dargestellt. Eine Erhöhung des Kontaktwinkels von 0 auf 80° führt zu einer Verringerung des kondensierten Wasservolumens um fast zwei Größenordnungen. Dies erklärt die Wirkung der Imprägnierung auf die Erhöhung der Wasserabstoßung der in der Kerntechnik eingesetzten Filter. Das Ergebnis der Oberflächenbehandlung zeigt sich im flachen Verlauf der Sorptionsisotherme für das neue Filtermedium in Bild 5.3.

Auch die Durchmesser der abgeschiedenen Staubpartikel beeinflussen die Menge des Kapillarwassers. Bei relativen Feuchten $< \text{ca. } 97\%$ verschiebt sich das Verhältnis von Kapillarwasservolumen zu Partikelvolumen mit kleiner werdenden Partikeln exponentiell zu größeren Werten. Das Modell zeigt eine vom Partikelradius theoretisch unabhängige Obergrenze der eingelagerten Wassermenge von z.B. ca. 5,2% des Partikelpaarvolumens bei $\varphi > 99,99\%$ r. F. (Bild 5.4). In der Praxis wird jedoch die Bildung von Kapillarwasser bei gegebener Partikelgeometrie /Shu2/ und gegebenem Feuchtluftzustand für Partikelradien oberhalb eines bestimmten Werts durch die Schwerkraft beeinflusst (Kap. A3.1). Die Empfindlichkeit der mit Feinstaub beladenen Filtermedien aus Glasfasern im Submikronbereich gegenüber Einwirkungen hoher relativer Luftfeuchte ist direkt auf den zunehmenden Wasseranteil bei abnehmenden Partikel- und Faserdurchmessern zurückzuführen.

5.3 Untersuchungen an Filterelementen im Nebelbetrieb

Der Einfluß verschiedener Filter- und Luftstromparameter auf den Filterdifferenzdruck im Nebelbetrieb wurde an 120 handelsüblichen Schwebstofffiltern der Klasse S in sechs verschiedenen Größen von zehn europäischen Herstellern untersucht. Zusätzlich wurde das Verhalten weiterer 30 hochfester Filterprototypen (Kap. 6.3) von fünf Herstellern geprüft.

5.3.1 Filterverhalten im Nebelstrom

Die Reinfluftseite der untersuchten Filter wurde während der Versuche optisch entweder direkt oder über eine Videoanlage kontrolliert. Bei unbeladenen tiefgefalteten Filterelementen mit senkrechter Faltenlage ließen sich bis zu drei verschiedene Phasen feststellen, in denen einige der beobachteten Vorgänge qualitativ mit dem zeitlichen Anstieg des Differenzdrucks zusammenhängen. Diese Beziehungen werden in Bild 5.6 dargestellt.

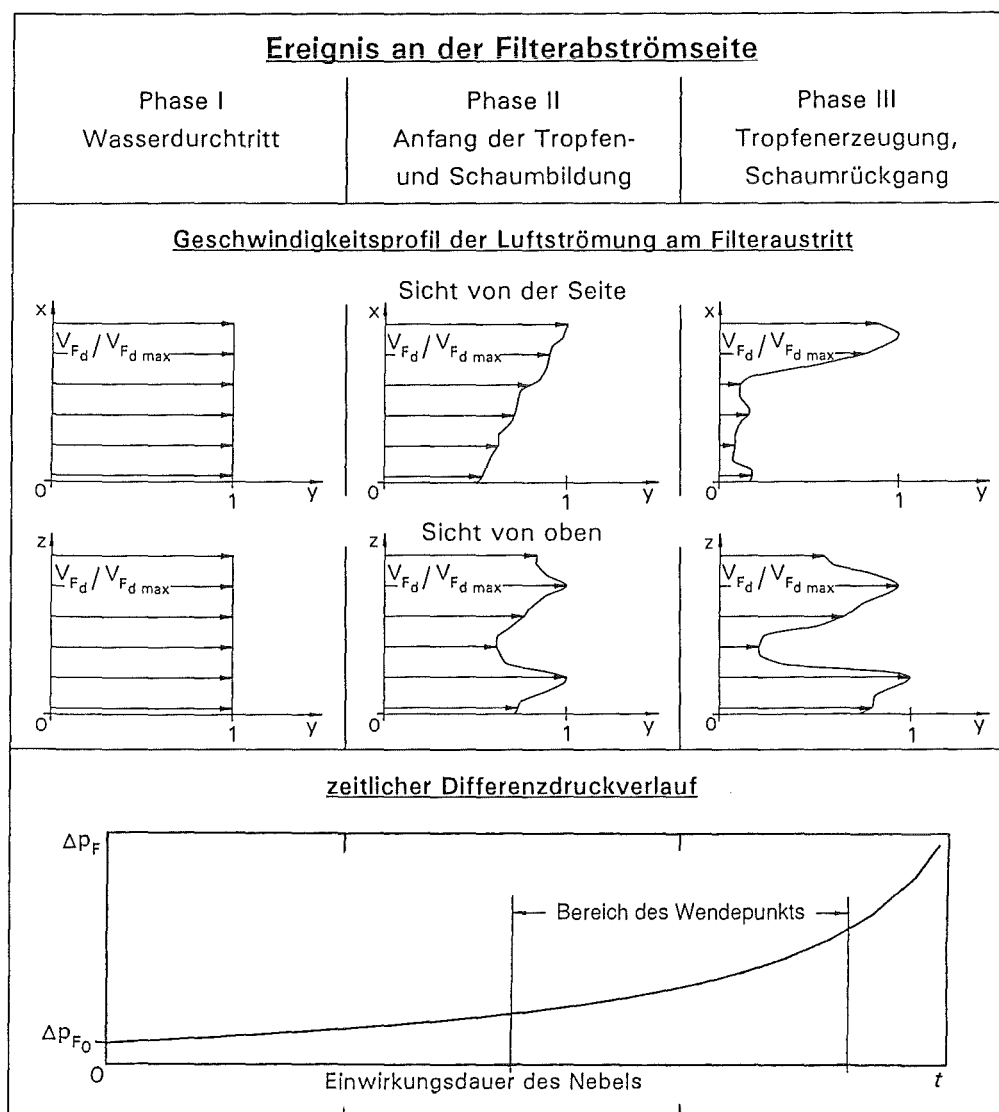


Bild 5.6: Zusammenhänge zwischen den Δp – Zeitverläufen und verschiedenen Ereignissen auf der Packabströmseite bei tiefgefalteten Filtern mit senkrechter Faltenlage im Nebelbetrieb

Allgemein wurden auf der Reinluftseite nach 10 bis 60 Minuten Einwirkungszeit kleine Wasserlachen oder -strömungen auf der Vergußmasse an der Unterseite der Falten festgestellt. In einigen Fällen wurden Wassertröpfchen beobachtet, die sich von den Rändern einzelner Abstandshalter ablösten, was auf lokale Vorschädigungen im Filtermedium hindeutet.

In der zweiten Phase trat an den Faltenenden ablaufendes Wasser auf. Danach drangen Tropfen aus den Dreieckskanälen, die vom Filtermedium und den Abstandshaltern gebildet werden. Dieser Vorgang setzte häufig in Bodennähe des Packs ein und breitete sich dann innerhalb von 60 Minuten über die gesamte Höhe der Falten aus. In anderen Fällen drang Wasser durch das Filtermedium schlagartig durch und erschien als Film auf der gesamten Reinluftseite. Im allgemeinen hing diese Erscheinung mit einem Wendepunkt (t_X , Δp_X) in der $\Delta p_F(t)$ -Kurve zusammen (Bild 5.24). Der Durchmesser der vom Filter erzeugten Sekundärtröpfchen lag vorwiegend bei einigen Hundert bis einigen Tausend Mikrometern. Auf der Reinluftseite der Filter einiger Hersteller bildete sich einige Stunden lang ein aus mehreren Lagen bestehender Schaum. Der Durchmesser der Blasen betrug etwa 2 bis 5 mm.

Ein wichtiges Merkmal der zweiten Phase war der Übergang von einer gleichförmigen zu einer ungleichförmigen Geschwindigkeitsverteilung der aus dem Filter austretenden Luft. Das Geschwindigkeitsprofil zeigte eine schnellere Luftströmung an der Filteroberseite und eine Verzögerung am Filterboden. Das ablaufende Wasser füllte die unteren Strömungskanäle der Filteranströmseite auf. Auch die Verteilung über die Packbreite zeigte stärker werdende Schwankungen, ohne allerdings eine deutliche Tendenz aufzuweisen. Während der dritten Phase war in manchen Bereichen fast keine Luftströmung mehr festzustellen. Ungleichmäßig verteilte Gebiete mit geringer oder so gut wie keiner Luftströmung hängen wahrscheinlich damit zusammen, daß sich die inhomogene Faserstruktur des Filtermediums ungleichmäßig zusetzt /Arb/, sind aber möglicherweise zum Teil auch mit einer Auflockerung des Packs verbunden. Nach dem Übergang zu einer ungleichförmigen Geschwindigkeitsverteilung näherte sich der Filterdifferenzdruck dem Schadensdifferenzdruck an, als die Luft fast ausschließlich durch die oberen 60 bis 100 mm des Faltenpacks mit einer Geschwindigkeit strömte, die um Faktor 6 bis 10 über dem normalen Wert lag.

Das beobachtete Filterverhalten ist für den Betrieb und die Zuverlässigkeit von Luftfilteranlagen von Bedeutung. So kann selbst ein intaktes Filterelement ein nachgeschaltetes Iodfilter nur kurzzeitig vor Wasser in Form von Sekundärtröpfchen schützen oder wasserlösliche radioaktive Substanzen zurückhalten (s. Kap. 3.1.1.1). Außerdem erklären die erhöhten Filtrationsgeschwindigkeiten im nicht mit Wasser zugesetzten Bereich des Filtermediums nicht nur die Zunahme des Strömungswiderstands, sondern auch die Zunahme der Penetration von DOP-Tröpfchen durch Filterelemente im nassen Zustand nach Nebelbetrieb

(s. Kap. 3.1.1.2). Darüber hinaus ist das Entstehen von Schaumblasen eine ungünstige Erscheinung, weil sie beim Platzen Wassertropfen oder im Wasser suspendierende Partikeln mit Durchmessern im Mikronbereich direkt in den abströmseitigen Luftstrom freisetzen können.

5.3.2 Größen mit Einfluß auf die Differenzdruckzunahme

Die Bilder 5.7 – 5.22 zeigen qualitativ Beispiele für die im typischen Fall zu beobachtenden Einflüsse verschiedener Faktoren auf die Zunahme des Differenzdrucks von Filterelementen im Nebelbetrieb. Wenn nicht anders angegeben, gelten die Kurven für tiefgefaltete Filterelemente der Größe 610x610x292 mm mit lotrechten Falten im waagerechten Luftstrom.

Den Einfluß der Filterbauart auf den Anstieg des Differenzdrucks gibt Bild 5.7 wieder. Dort sind die Ergebnisse für zwanzig neue konventionelle Filter in tiefgefalteter Bauart von fünf Herstellern zusammengefaßt. Darunter befinden sich vier Filter mit Metallrahmen unterschiedlicher Hersteller für den Einsatz bei erhöhten Temperaturen. Die Differenzdrücke von drei Elementen für erhöhten Durchsatz ($\dot{V}_{FN} = 2500 \text{ m}^3/\text{h}$) stiegen jeweils in 2,6 h auf 13,8 kPa, in 7,9 h auf 4,1 kPa und in 11,9 h auf 13,5 kPa an. Die übliche Ausführung von Filtern in V-Bauweise wird durch zwei Filter von verschiedenen Herstellern berücksichtigt. Die Differenzdrücke entsprechender Hochleistungselemente ($\dot{V}_{FN} = 3000 \text{ m}^3/\text{h}$) von drei anderen Herstellern stiegen jeweils in 1,1; 2,5 bzw. 4,2 h auf 2,5 kPa an. Konkrete Verläufe die in Bild 5.8 wiedergegeben sind, zeigen die erheblichen Unterschiede der Differenzdruckzunahme herkömmlicher Filterelemente von fünf Herstellern. Bild 5.9 zeigt die Verläufe für Filter aus drei verschiedenen Herstellungschargen eines einzigen Herstellers. Filterelemente werden allem Anschein nach hinsichtlich ihres Feuchteverhaltens in sehr unterschiedlicher Qualität geliefert.

Der Einfluß der Filtereinbaulage und der Richtung des Luftstroms auf den Differenzdruck von neuen Filtern ist aus den drei Kurven ganz rechts in Bild 5.10 ersichtlich. Der günstigste, d.h. geringste, Anstieg tritt bei abwärtsgerichteter Luftströmung und waagerechter Einbaulage des Faltenpacks ein. Die geringere mechanische Belastung des Packs wegen des niedrigeren Differenzdrucks ist allerdings mit zwei Nachteilen verbunden. Zum einen trägt das Gewicht des Wassers im Filtermedium latent zur Packbelastung bei. Der Höchstwert der Wassermassenbelastung von $0,5 \text{ kg/m}^2$ fügt zum Filterdifferenzdruck noch ein Äquivalent von 0,6 kPa hinzu. Zweitens strömt das Ablaufwasser nur von der Reinluftseite ab. Andererseits wird bei Filtern in waagerechter Einbaulage bei aufwärtsgerichtetem Luftstrom das durch das Filtermedium dringende Wasser zum größten Teil innerhalb der Falten auf der Reinluftseite

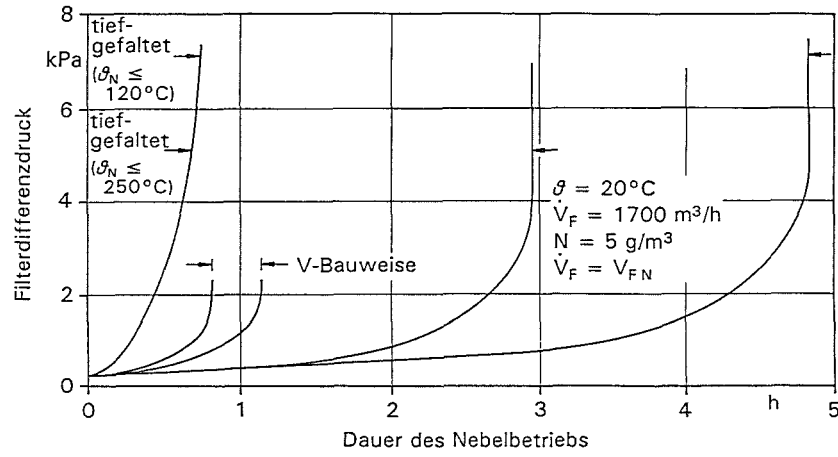


Bild 5.7: Bereiche der Δp -Zeitverläufe von drei Filterbauarten

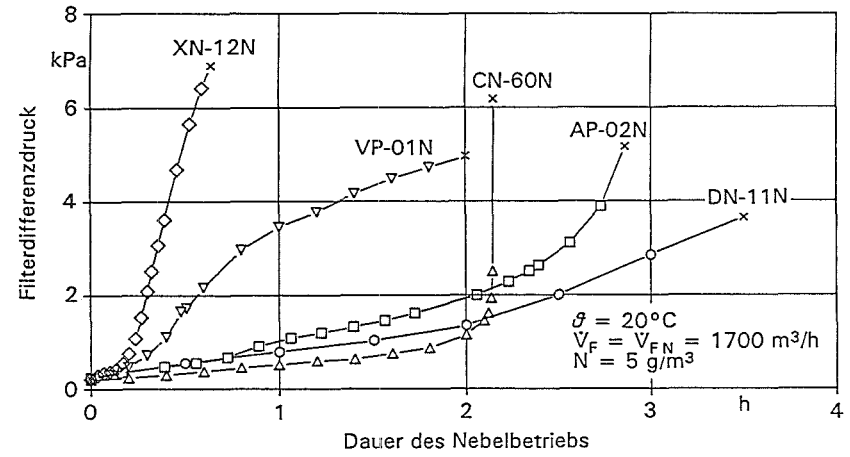


Bild 5.8: Δp -Zeitverläufe von fünf verschiedenen Herstellern

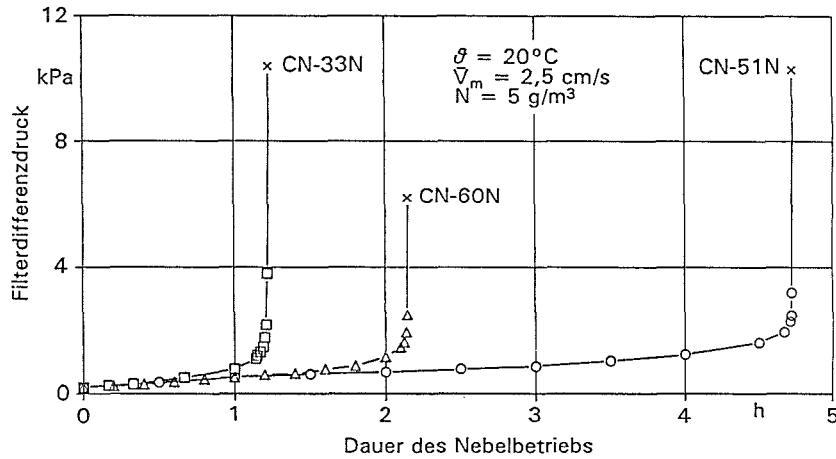


Bild 5.9: Δp -Zeitverläufe neuer Filter vom Typ CN aus drei verschiedenen Herstellungslagen

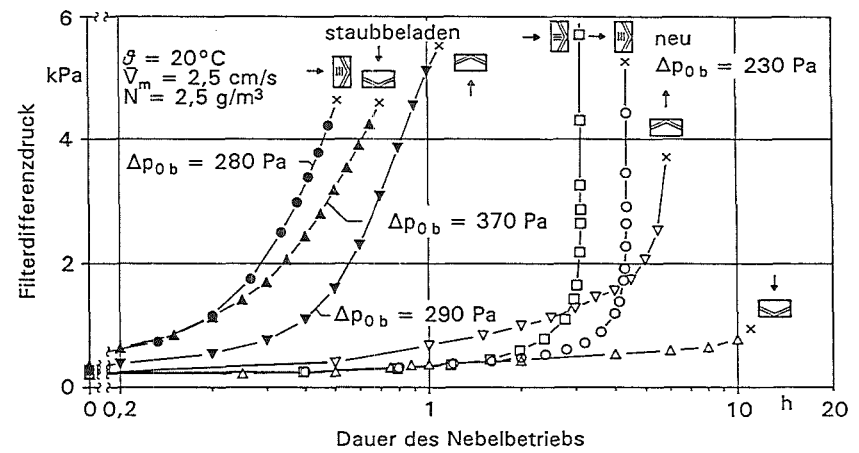


Bild 5.10: Δp -Zeitverläufe neuer bzw. mit Feinstaub beladener CN-Filter bei verschiedenen Einbau-lagen, Luftströmrichtungen und Faltenlagen

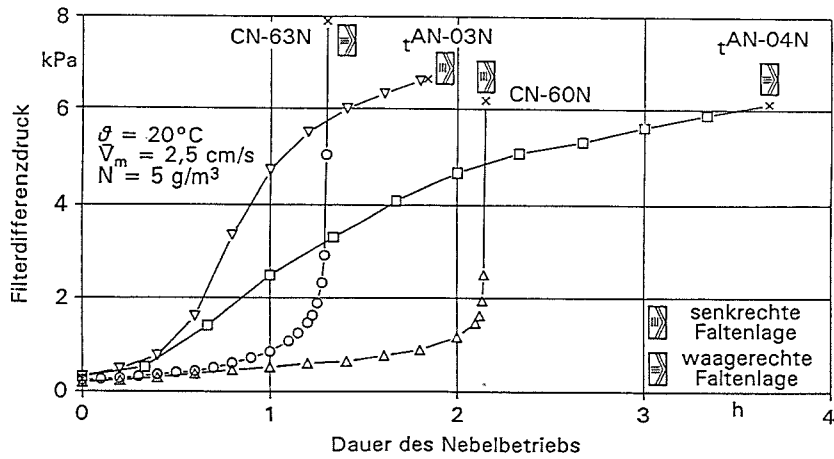


Bild 5.11: Δp -Zeitverläufe neuer Filter der Typen CN und $\text{}_{\text{t}}$ AN bei unterschiedlichen Faltenlagen

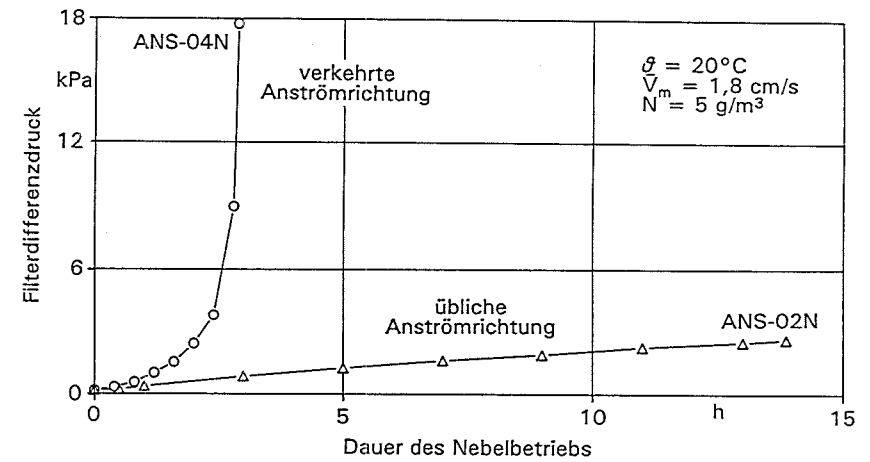


Bild 5.12: Δp -Zeitverläufe neuer Filter des Typs ANS ($\dot{V}_{FN} = 2500 \text{ m}^3/\text{h}$) bei unterschiedlichen Filtermediumanströmrichtungen

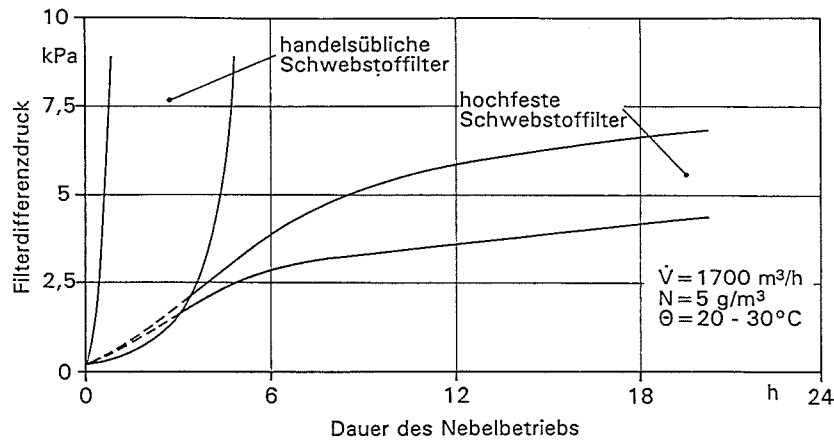


Bild 5.13: Vergleich der Δp -Zeitverlaufbereiche neuer hochfester bzw. neuer handelsüblicher Filter

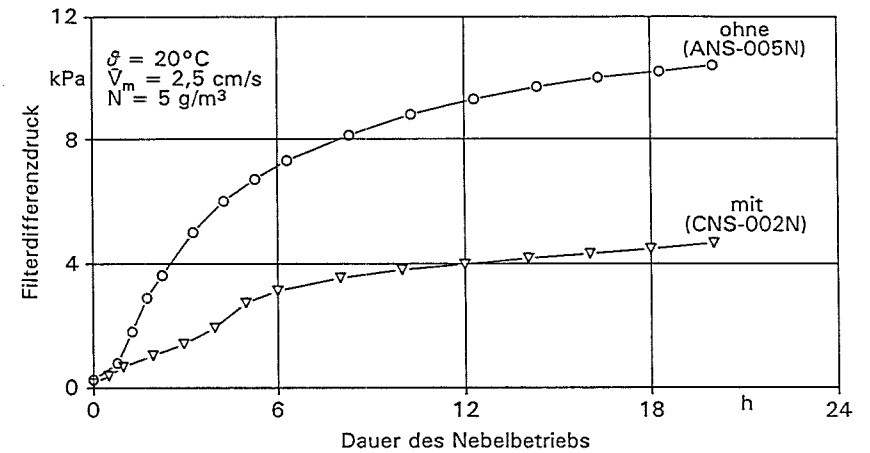


Bild 5.14: Vergleich der Δp -Zeitverläufe neuer hochfester Prototypfilter mit schrägplissierten Abstandshaltern bzw. ohne diese

eingefangen. Dieses Wasser (bis zu ≈ 10 kg) wirkt zusammen mit dem im Filtermedium eingelagerten Wasser der mechanischen Belastung aufgrund von Δp_F um bis zu $\approx 1,2$ kPa entgegen. Die Auswirkung der Faltenlage bei lotrechter Einbaulage (Unterschied zwischen der dritten und der vierten Kurve von rechts) war nicht bei allen Herstellern gleich ausgeprägt, wie aus Bild 5.11 hervorgeht. Die Zunahme verläuft für vertikale Falten vom Typ t_{AN} steiler als für die waagerechten Falten (wie sie für verstärkte Filtermedien in hochfesten Filtern typisch sind). Untersuchungen an herkömmlichen Filtern eines dritten Herstellers zeigten keinen erheblichen Unterschied zwischen den beiden Faltenlagen. In Bild 5.12 ist für zwei Elemente aus derselben Lieferung ein extremes Beispiel für die Auswirkung der unterschiedlichen Oberflächeneigenschaften zwischen den beiden Seiten von Schwebstofffiltermedien der Klasse S zu erkennen. Die durch die Walzvorgänge während der Filtermediumherstellung entstandenen unterschiedlichen Oberflächenstrukturen können die Drainage des abgeschiedenen Wassers entscheidend mit beeinflussen.

Die typischen langsameren Anstiege von Δp bei sauberen hochfesten Filterelementen im Vergleich zu herkömmlichen Elementen (Bild 5.13) lassen sich auf drei Faktoren zurückführen. Dazu gehören die verbesserte Stabilität des Packs, das steifere Filtermedium und die schrägplissierten Abstandshalter. Sie tragen dazu bei, daß das Wasser schneller vom Filtermedium abfließt und der Luftstrom im Pack gleichmäßiger verteilt bleibt. In Bild 5.14 läßt sich der Vorteil des verbesserten Wasserablaufs vom Filtermedium aufgrund der Verwendung von schrägplissierten Abstandshaltern erkennen.

Bild A5.15 zeigt, daß bereits geringste (Δp_{F_0} von 250 auf 270 Pa) im Filtermedium abgeschiedene Staubmengen den Differenzdruckanstieg im Nebelbetrieb stark beschleunigen können. Stärker mit Staub beladene Filter ($1 < m < 3$ g/m²) zeigen einen Differenzdruckanstieg, der ca. zehn mal schneller zum Schadensdifferenzdruck führt als bei unbeladenen Filtern (Bild 5.10). Die durch eine entsprechende Filtereinbaulage und Richtung des Luftstroms bei sauberen Filtern zu erzielenden Verringerungen in der Differenzdruckzunahme infolge verbesserter Drainage werden durch eine Vorbelastung mit Feinstaub nahezu aufgehoben, weil der beschleunigte Differenzdruckanstieg eintritt, bevor es zu einem stärkeren Wasserabfluß kommt. Daß die Anstiegsgeschwindigkeit des Differenzdrucks bei noch höheren Staubbelastungen ebenfalls höher ist, ergibt sich aus Bild A5.17. In diesem Fall handelt es sich um zwei Filter, die im Einsatz auf 350 bzw. 880 Pa beladen wurden ($m = 2,8$ bzw. $3,6$ g/m²). Das Filter mit $\Delta p_{F_0 b} = 580$ Pa ging später in Betrieb und wurde deshalb nicht mit genau derselben Art von Staubteilchen beladen, was die Unterschiede im Verlauf erklärt.

Die Kurven in Bild 5.16 zeigen, daß nicht alle Partikelarten den Anstieg des Filterdifferenzdrucks im selben Maß beeinflussen. Trotz eines anfänglich höheren Strömungswiderstands zeigt das mit Ruß beladene Filter ($\Delta p_{F0} = 760 \text{ Pa}$) einen langsameren Anstieg als die mit Staub (580 Pa) bzw. Aktivkohle (530 Pa) beladenen Filter. Der steilere Anfangsverlauf der Differenzdruckkurve des mit Feinstaub beladenen Filters im Vergleich zu dem mit Aktivkohle beladenen Filter ist auch auf die Partikeleigenschaften zurückzuführen.

Der normalerweise zu beobachtende geringe Einfluß der Temperatur auf den Differenzdruckanstieg für saubere ebenso wie für staubbeladene Filter im Bereich von $20 - 50 \text{ }^\circ\text{C}$ ist in Bild 5.18 dargestellt. Bis zur maximalen Versuchstemperatur von $80 \text{ }^\circ\text{C}$ traten im Nebelbetrieb keine abnehmenden Differenzdrücke auf, im Gegensatz zu mit Staub beladenen Filtermedien unter Einwirkung hoher relativer Luftfeuchte (Kap. 5.1). Im Nebelbetrieb findet die vermutete Stabumlagerung entweder nicht statt oder wird in ihrer Auswirkung durch die Differenzdruckerhöhung infolge der Wassereinlagerung über Tropfenabscheidung ausgeglichen.

Daß die Differenzdruckzunahmen bei Filtern unterschiedlicher Größe aus derselben Lieferung ganz verschieden ausfallen können, geht aus Bild 5.19 hervor. Die extrem starke Steigung kurz vor dem mechanischen Versagen war typisch für Filter der Größe $305 \times 305 \times 149$, $305 \times 305 \times 292$ und $610 \times 610 \times 149 \text{ mm}$ von drei Herstellern (Typen AN, CN und VP). Dies wird vor allem auf den Einfluß der Faltengeometrie auf das Tropfenabscheidungsverhalten und den Drainagevorgang an der Filteranströmseite zurückgeführt.

Ein Nachteil des wiederholten Nebelbetriebs ist aus Bild 5.20 ersichtlich. Versuchsfilter, die zuvor als Meßfilter mehreren Zyklen von Befeuchtung und Trocknung ausgesetzt gewesen waren (s. Kap. 4.1), zeigten viel steilere Anstiege als unbenutzte oder wenig benutzte Filter, wie ein Vergleich von CN-55 mit CN-54 bzw. CN-52 mit CN-57 ergibt. Die Bilder 5.21 bzw. A5.22 zeigen, wie die Anstiegsgeschwindigkeit des Differenzdrucks mit der Tropfenmassenkonzentration des Luftstroms und der Filtergeschwindigkeit zunehmen kann.

Eine qualitative Auswirkung der Wasserabstoßungscharakteristik des Filtermediums auf die Einwirkungsdauer von Nebel, die erforderlich ist, damit der Differenzdruck des Filters um bis zu 2 kPa ansteigt, ergibt sich aus Tabelle A2.12b. Dabei ist eine Tendenz zu längeren Einwirkungszeiten bei höheren Werten der Wasserabstoßung vorhanden. Die durch den normalen Betrieb und die Einwirkung von Nebel entstehenden Minderungen in der Wasserabstoßungscharakteristik (Tabelle A2.12a) erklären zum Teil den beschleunigten Anstieg, wie er für nicht ganz neue Filter zu beobachten war.

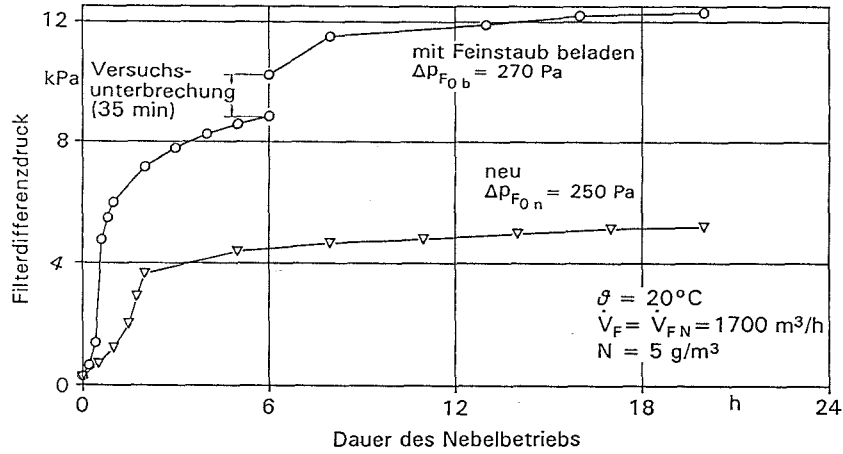


Bild 5.15: Δp -Zeitverlauf bei einem neuen bzw. einem mit Feinstaub beladenen hochfesten Filter vom Typ VN

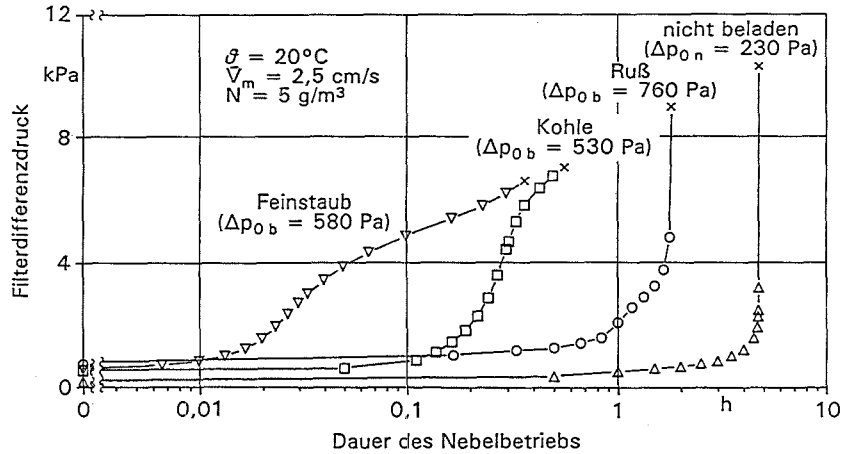


Bild 5.16: Δp -Zeitverläufe bei mit unterschiedlichen Partikeln beladenen Filtern vom Typ CN

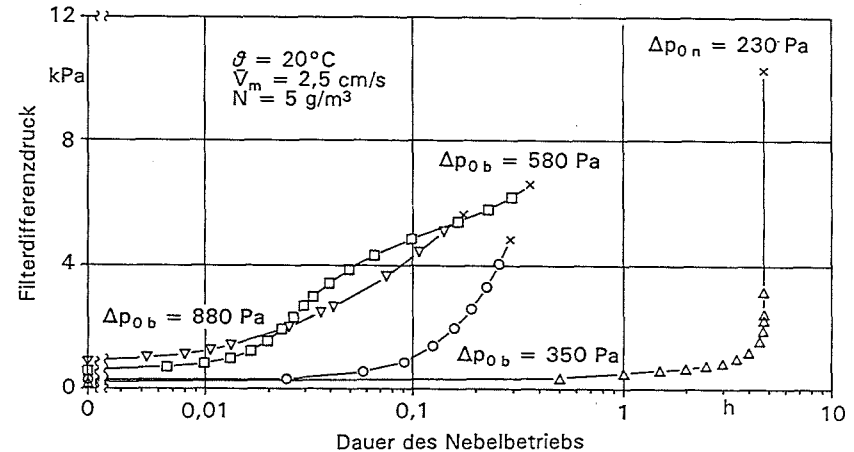


Bild 5.17: Δp -Zeitverläufe bei mit unterschiedlichen Feinstaubmengen beladenen Filtern vom Typ CN

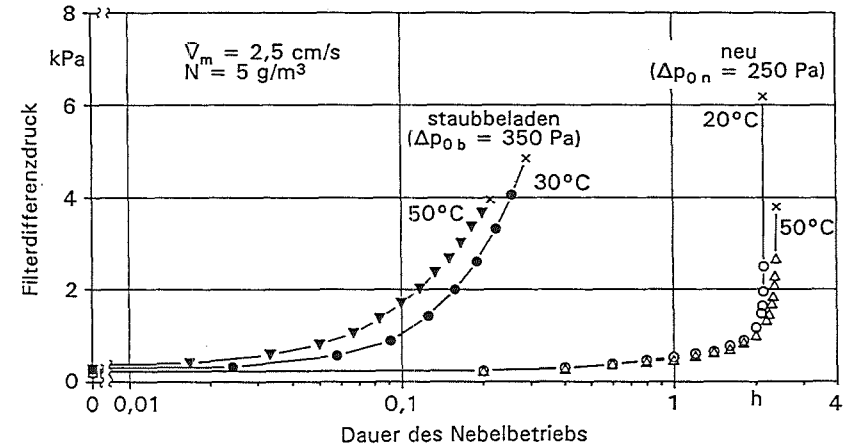


Bild 5.18: Δp -Zeitverläufe bei neuen und mit Feinstaub beladenen Filtern vom Typ CN bei unterschiedlichen Versuchstemperaturen

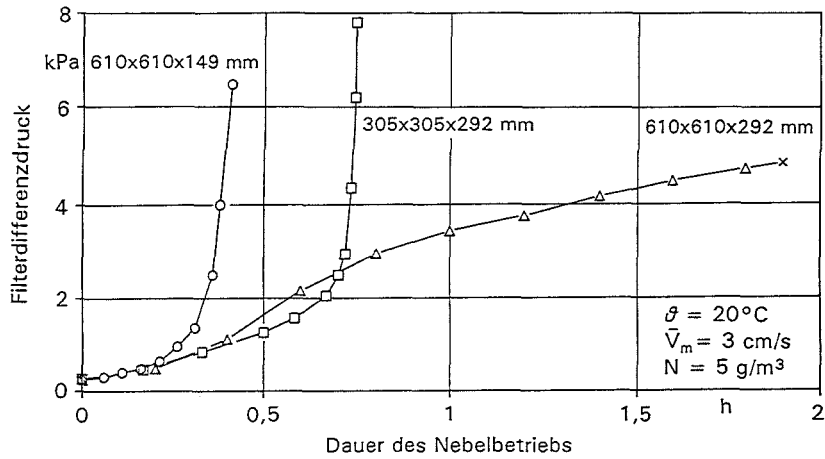


Bild 5.19: Δp -Zeitverläufe bei neuen Filtern vom Typ VP unterschiedlicher Abmessungen aus einer Liefercharge

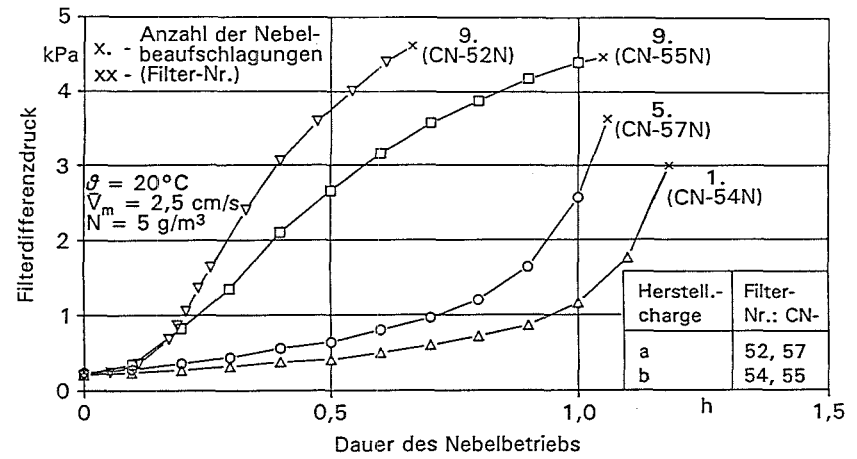


Bild 5.20: Δp -Zeitverläufe bei neuen Filtern vom Typ CN aus zwei Herstellungsladungen nach verschiedenen Beaufschlagungen mit Nebel

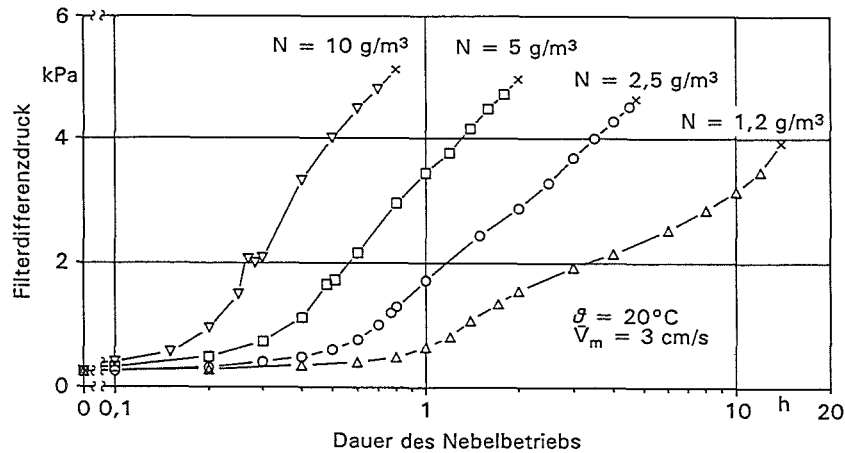


Bild 5.21: Δp -Zeitverläufe bei neuen Filtern vom Typ VP bei unterschiedlichen Nebelnässen

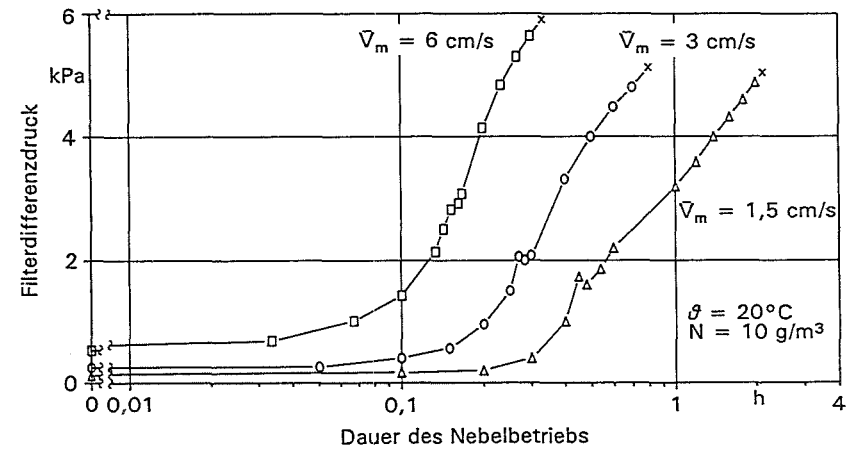


Bild 5.22: Δp -Zeitverläufe bei neuen Filtern vom Typ VP bei unterschiedlichen Anströmgeschwindigkeiten

Auf der Grundlage der Versuchsergebnisse lassen sich folgende Schlußfolgerungen formulieren: Die Wirksamkeit der Methoden zur Minderung des Δp -Anstiegs bei sauberen Filtern durch verbesserte Drainage kann durch geringfügige Beladung mit feinen Partikeln oder durch eine vorausgegangene Feuchteeinwirkung stark zurückgehen. Die Eigenschaften der anfiltrierten Partikel können den zeitlichen Ablauf der Differenzdruckzunahme genau so stark wie die Betriebsparameter beeinflussen. Der Erfolg von Parameteruntersuchungen des Filterverhaltens hängt stark davon ab, ob eine ausreichende Anzahl identischer VersuchsfILTER vorhanden ist. Schließlich können empirische Modelle für den Differenzdruck nur für einen bestimmten Hersteller, eine bestimmte Produktionscharge, Packeinbaulage, Richtung des Luftstroms, Teilchenbeladung usw. gelten.

5.4 Simulation der Differenzdruckänderungen

Die Versuchsergebnisse zeigen, daß verschiedene Arten von Zeitfunktionen zur mathematischen Simulation des Differenzdruckverlaufes bei Feuchteeinfluß notwendig sind, wie in den Bildern 5.23 und 5.24 dargestellt und in Tabelle 5.1 zusammengefaßt ist.

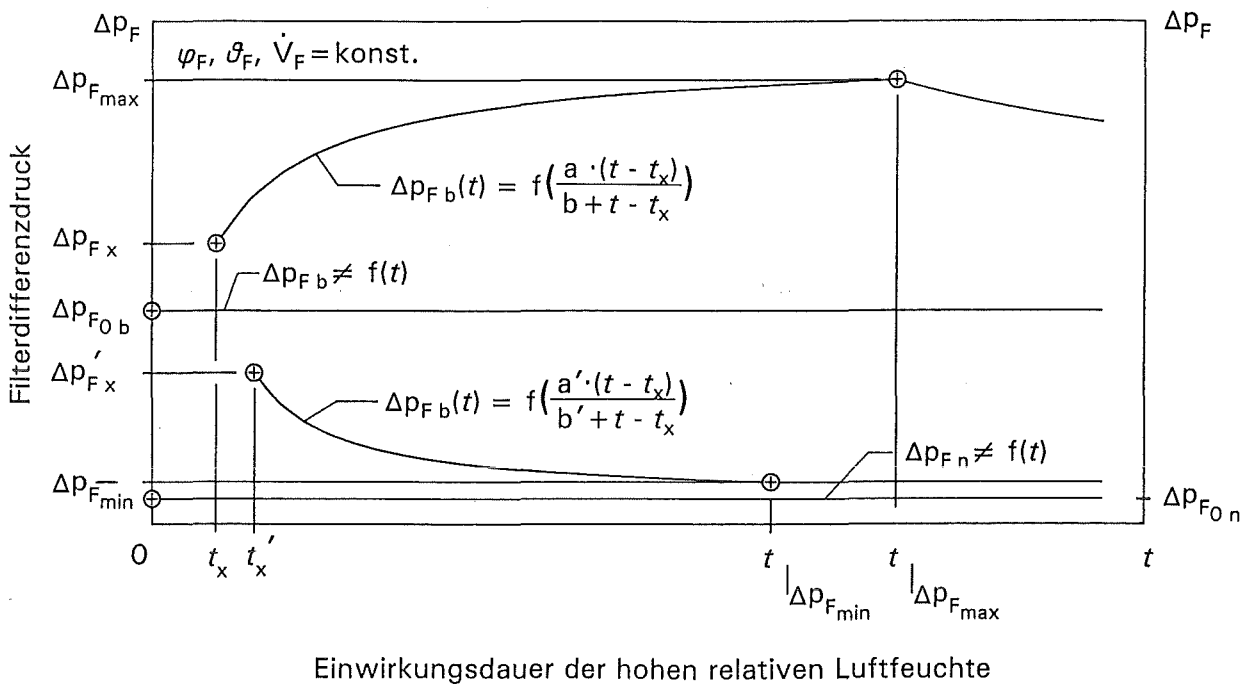
Die am häufigsten beobachteten zeitlichen Verläufe des Filterdifferenzdrucks bei hohen relativen Luftfeuchten lassen sich wie in Bild 5.23 darstellen. Die Differenzdrücke neuer unbeladener Filtermedien mit einer nach DIN 25 414 zulässigen Imprägnierung zeigen bei $\varphi < 100\%$ r. F. keine nennenswerte Abhängigkeit von der Feuchteeinwirkungsdauer. Dies gilt auch für staubbeladene Filtermedien, solange die relative Luftfeuchte unterhalb des kritischen Wertes $\varphi_{m,W}^*$ (Kap. A1.1) bleibt, ab dem der Strömungswiderstand von einer Wassereinlagerung ins Filtermedium beeinflußt wird. Oberhalb des kritischen Wertes nahm der Differenzdruck von feinstaubbeladenen Filtern der Klasse S (ab t_x bzw. t_x') entweder bis zu einem maximalen Wert $\Delta p_{F \max}$ zu oder bis zu einem minimalen Wert $\Delta p_{F \min}$ ab. In einzelnen Fällen wurden auch Verläufe mit linearen bzw. exponentiellen Anteilen beobachtet. Sie konnten jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht näher untersucht werden.

Von vorrangiger Bedeutung für Sicherheitsanalysen ist der Verlauf bis zum maximalen Wert, der oft nur als Quasi-Gleichgewichtswert betrachtet werden konnte. Der anschließende leicht abnehmende Verlauf wurde nicht untersucht. Obwohl der abnehmende Verlauf ab t_x' simuliert werden konnte, stellt er zur Zeit eher die Möglichkeit einer eventuellen Steuerung des Differenzdruckverlaufes zu unschädlichen Werten durch erhöhte Temperaturen dar. Mit der Einwirkungszeit abnehmende Differenzdruckverläufe sind eventuell durch einen Staubumlagerungsvorgang zu erklären (Kap. 5.1).

Der Differenzdruck Δp_F stieg bei Nebelbetrieb, unabhängig von Filtermedium, Staubart oder jeweiligen Luftstromparametern, zunächst exponentiell bis zum Wendepunkt Δp_{FX} an. Oberhalb von Δp_{FX} ließen sich die Kurvenverläufe näherungsweise durch einen der drei in Bild 5.24 gezeigten Typen darstellen, wobei die Funktion $\ln t$ bei unbeladenen Filtern am häufigsten und bei beladenen Filtern fast ausschließlich auftrat. Einzelne Beispiele eines linearen Verlaufs bildeten die Ausnahme bei beladenen Filtern und resultierten offensichtlich aus einem ausgedehnten Übergangsbereich zwischen den Funktionen e^t und $\ln t$, der durch den Schadenseintritt unterbrochen wurde. Der steilste Verlauf, der am besten, jedoch nicht völlig zufriedenstellend, mit $g_1 t g_2$ approximiert werden konnte, war vorwiegend für bestimmte Größen unbeladener Filter typisch (Kap. 5.3).

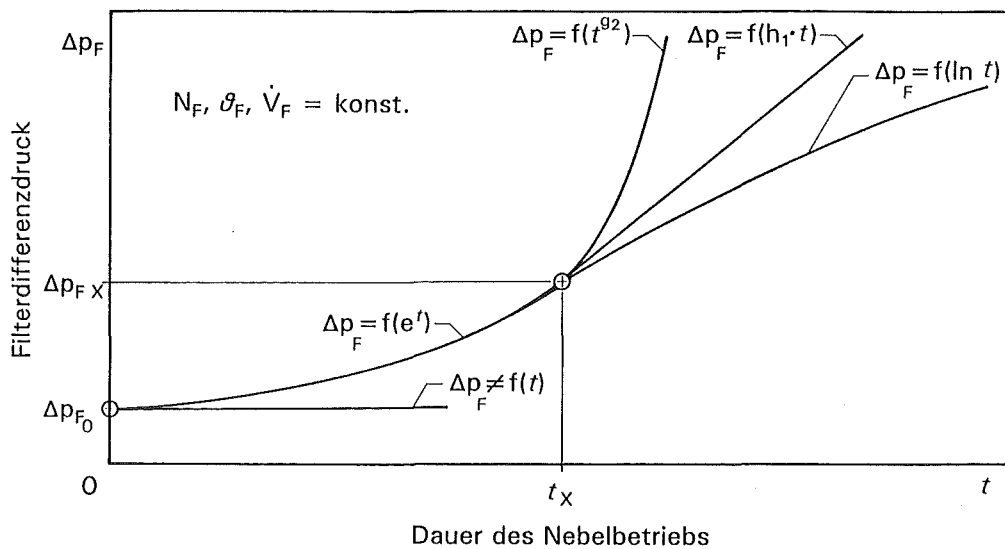
Tabelle 5.1: Empirische Zeitfunktionen zur Modellierung des Differenzdrucks von Schwebstofffilterelementen der Klasse S unter Einwirkung hoher Feuchte

Zeitfunktion	$\Delta p(t) =$	Luftstromparameter			
		$0,5 \cdot \bar{V}_{mN} \leq \bar{V}_m \leq 2 \cdot \bar{V}_{mN}$			
		$25 \leq \vartheta \leq 75 \text{ °C}$		$20 \leq \vartheta \leq 50 \text{ °C}$	
		$50 \leq \varphi < 100\% \text{ r. F.}$		$0,5 \leq N \leq 10 \text{ g/m}^3$	
		Filtermedium neu	Filtermedium beladen	Filtermedium neu	Filtermedium beladen
$\frac{a' \cdot t}{b' + t}$	$\Delta p_x + \left[\frac{a' \cdot (t - t_x)}{b' + t - t_x} \right]$	---	ja	---	---
$\Delta p \neq f(t)$	Δp_{F_0}	ja	ja	---	---
e^t	$\Delta p_0 \cdot \exp(c_1 \cdot t^{c_2})$	---	ja	ja	ja
$t g$	$\Delta p_X + g_1 \cdot t g_2$	---	---	ja	---
t	$\Delta p_X + h \cdot t$	---	ja	---	ja
$\ln t$	$\Delta p_X + k_1 \cdot \ln(k_2 \cdot t)$	---	---	ja	ja
$\frac{a \cdot t}{b + t}$	$\Delta p_x + \left[\frac{a \cdot (t - t_x)}{b + t - t_x} \right]$	---	ja	---	---



Einwirkungsdauer der hohen relativen Luftfeuchte

Bild 5.23: Mögliche Zeitverläufe des Differenzdrucks von Schwebstofffilterelementen der Klasse S bei konstantem Volumenstrom und konstanter hoher relativer Luftfeuchte $\varphi < 100\%$ (schematisch)



Dauer des Nebelbetriebs

Bild 5.24: Mögliche Zeitverläufe des Differenzdrucks von Schwebstofffilterelementen der Klasse S bei konstantem Volumenstrom im Nebelbetrieb (schematisch)

5.5 Vergleich der berechneten Verläufe mit den gemessenen Verläufen

Entsprechend den Funktionsformen müssen die Koeffizienten empirisch bestimmt werden. Dazu müssen eine Reihe von Filtern durch Parametervariationen innerhalb der Bereiche der interessierenden Betriebsbedingungen untersucht werden. In Tabelle 5.2 sind bekannte Luftstromparameter zusammengestellt, die sich auf die Koeffizienten auswirken.

Tabelle 5.2: Parameter, die die Koeffizienten der empirischen Zeitfunktionen aus Tabelle 5.1 beeinflussen

Koeffizient von Tabelle 5.1	Luftstromparameter	
	$25 \leq \vartheta \leq 75 \text{ } ^\circ\text{C}$ $60 \leq \varphi < 100\% \text{ r. F.}$ $0,5 \cdot \bar{V}_{mN} \leq \bar{V}_m \leq 2 \cdot \bar{V}_{mN}$	$20 \leq \vartheta \leq 50 \text{ } ^\circ\text{C}$ $0,5 \leq N \leq 10 \text{ g/m}^3$ $0,5 \cdot \bar{V}_{mN} \leq \bar{V}_m \leq 2 \cdot \bar{V}_{mN}$
a', a	$f(\vartheta, \varphi, V)$	---
b', b	$f(\vartheta, \varphi, V)$	---
$\Delta p'_x, \Delta p_x$	$f(\vartheta, \varphi, V)$	---
t'_x, t_x	$f(\vartheta, \varphi, V)$	---
c_1, c_2	$f(\vartheta, \varphi, V)$	$f(N, V, \vartheta)$
g_1, g_2	---	$f(N, V, \vartheta)$
h	$\frac{d}{dt} \Delta p(t)$ für $t \geq t_x$	$\frac{d}{dt} \Delta p(t)$ für $t \geq t_x$
k_1	---	$f(\Delta p)$
k_2	---	$f(t)$
Δp_x	---	$f(N, V, \vartheta)$
t_x	---	$f(\Delta p(t)$ für $t < t_x, \Delta p_x)$

5.5.1 Filtermedienproben bei hohen relativen Luftfeuchten

In Bild 5.25 werden die nach Gl. (5.1) berechneten und die gemessenen Werte für den Differenzdruckverlauf über der Zeit für vier verschiedene Anströmgeschwindigkeiten miteinander verglichen. Die Werte für Δp_x und die empirischen Koeffizienten a und b , die zur Festlegung der Kurven benutzt wurden, stammen aus 16 Versuchen, die mit 13 verschiedenen Geschwindigkeiten zwischen 0,82 und 6,9 cm/s unter den angegebenen Bedingungen durchgeführt wurden. Während das mit Feinstaub beladene Filterelement einen Differenzdruck von 850 Pa bei einer Filtrationsgeschwindigkeit von 2,5 cm/s bei 25 °C in trockener Luft aufwies, betrug der Differenzdruck der daraus entnommenen Proben unter den selben Bedingungen 800 ± 100 Pa. Das empirische Modell und die gemessenen Werte stimmen bis zu einer Filtrationsgeschwindigkeit von ca. 4 cm/s gut überein. Für die ersten drei Punkte jeder Kurve bei $t \geq t_x$ wird eine progressive Steigerung in Form von e^t für zunehmende Geschwindigkeiten immer deutlicher erkennbar. Um eine möglichst einfache Form beizubehalten, wurden die Anfangswerte nicht eigens simuliert. Dies bedeutet für die gegebenen Testbedingungen keinen nennenswerten Verlust an Genauigkeit.

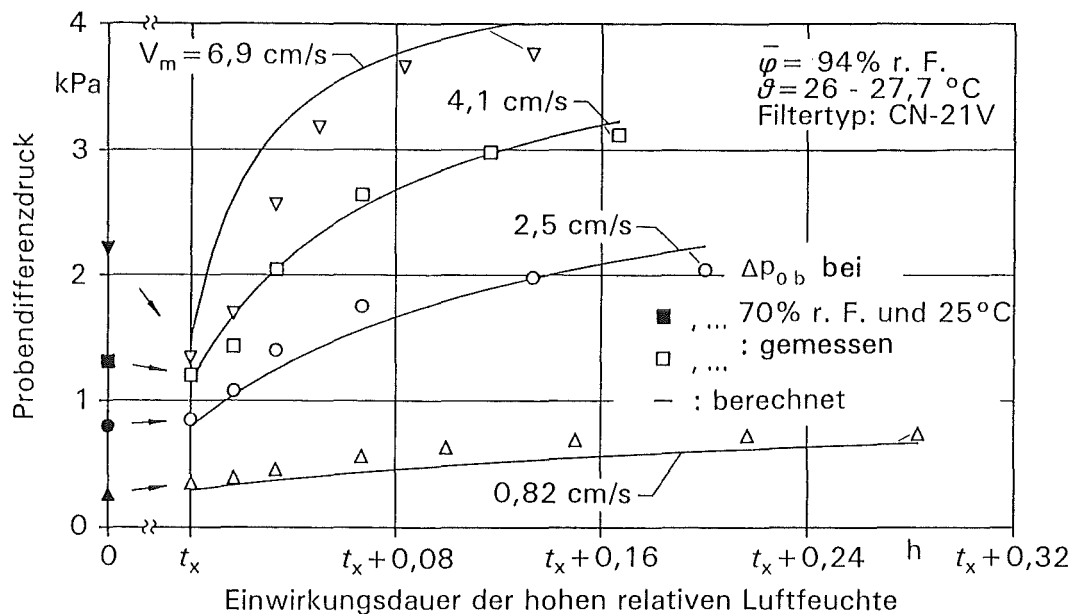


Bild 5.25: Vergleich von gemessenen und berechneten zeitlichen Differenzdruckverläufen von Filtermedienproben aus einem mit Feinstaub beladenen Filterelement vom Typ CN bei verschiedenen Anströmgeschwindigkeiten

In Bild 5.26 werden die nach Gl. 5.1 berechneten und die gemessenen Differenzdruckanstiege über der Zeit für acht verschiedene Luftfeuchten verglichen. Die Testergebnisse basieren auf 16 Versuchen, die bei zehn verschiedenen relativen Luftfeuchten zwischen 70 und

97,5% durchgeführt wurden (Bild 5.2.a). Alle verwendeten Proben wurden aus dem selben Faltenpack vom Typ CN entnommen.

Die Übereinstimmung zwischen Rechenmodell und Experiment für variierte Luftfeuchten, wie in Bild 5.26 gezeigt, ist nicht so gut wie in Bild 5.27. Allerdings liegt die rechnerische Abschätzung (außer für 75% r. F.) auf der sicheren Seite. Die anfänglich progressive Steigung der Form e^t ist für die gemessenen Punkte nur für relative Luftfeuchten von 94% klar ersichtlich.

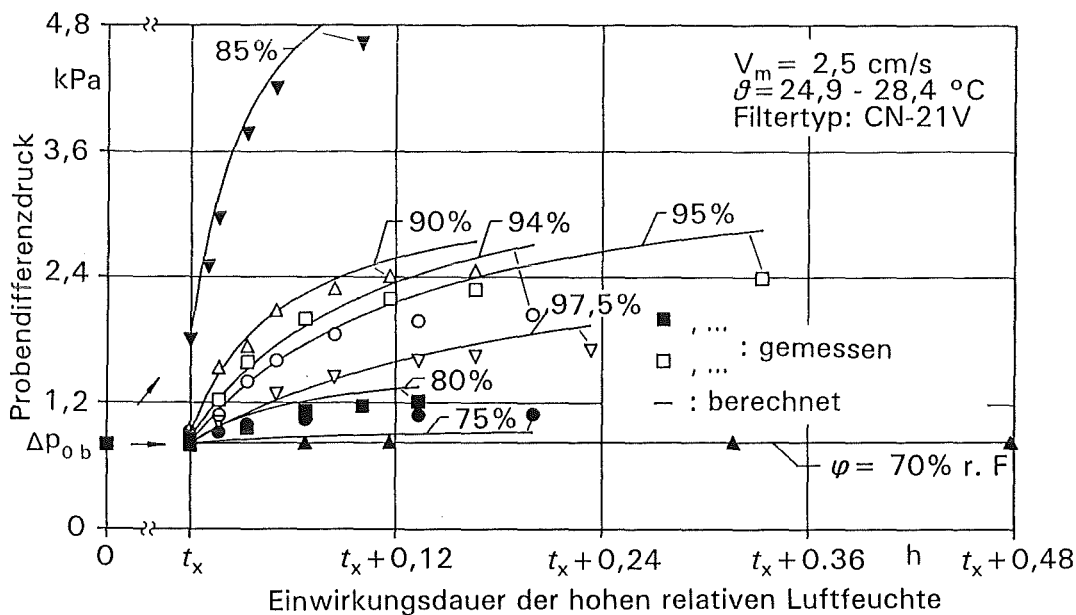


Bild 5.26: Vergleich von gemessenen und berechneten zeitlichen Differenzdruckverläufen von Filtermedienproben aus einem mit Feinstaub beladenen Filterelement vom Typ CN bei verschiedenen Luftfeuchten

Beobachtete Streuungen von a (auch von b und Δp_x), die mit unterschiedlichen Differenzdruckverläufen unter gleichen Versuchsbedingungen zusammenhängen, sind eine Folge der unterschiedlichen Eigenschaften der Beladung der einzelnen aus gleichen Filterelementen entnommenen Proben. Sie werden durch Abweichungen von maximal $\pm 15\%$ im Differenzdruck der Filterproben in trockener Luft im Vergleich zum durchschnittlichen Probendifferenzdruck verursacht. Diese Unterschiede sind auf eine inhomogene Verteilung des eingelagerten Staubes über dem Filtermedium zurückzuführen. Ursache hierfür ist eine Reihe unterschiedlicher Faktoren. Da sind zum einen die Inhomogenität des Filtermediums (Porosität, Dicke) und die typische ungleichförmige Strömungsverteilung in den Gehäusen /Ohl1/, in denen die Filter im Einsatz waren. Zusätzlich sind die durch die Spitzen der Abstandshalter blockierten Flächen auf der Rohluftseite der Filterproben (sechs weiße vertikale Streifen in

Bild 6.12 rechts) unterschiedlich in ihrer horizontalen und vertikalen Ausdehnung.

Weil die dem empirischen Modell zugrundeliegenden Meßergebnisse durch Versuche an Filtermediumproben ermittelt worden sind, werden die Ein- und Durchströmungsverluste tiefgefalteter Faltenpacks nicht berücksichtigt. Diese können mit Hilfe des theoretischen *Schlehuber-Modells* /Shl/ durch

$$\Delta p_F(t) = \Delta p_m(t) + \Delta p_{k_e}(t) + \Delta p_k(t) \quad (5.3)$$

erfaßt werden. Das Modell zeigt, daß die Einschnürverluste Δp_{k_e} und Durchströmungsverluste Δp_k der Falten im Vergleich zum Filtermediumdifferenzdruck Δp_m relativ klein und relativ unabhängig von der relativen Luftfeuchte sein dürften. Sie können als konstante Werte betrachtet werden. Eine experimentelle Überprüfung dieser Annahme steht noch aus.

5.5.2 Filterelemente im Nebelbetrieb

Zur Bestimmung der Funktionskoeffizienten für Filter im Nebelbetrieb wurden zehn neue Filterelemente aus einer Herstellungsladung unter stationären Versuchsbedingungen bei einer Versuchstemperatur von $\vartheta_F = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, einem Nebelgehalt von \bar{N}_F zwischen 1,2 und 10 g/m^3 sowie mittleren Filtrationsgeschwindigkeiten \bar{V}_m von 54 bis 216 m/h geprüft. Für die Näherungsfunktionen

$$\Delta p_F(t) = \Delta p_{F0} \cdot e^{(c_1 t^{c_2})} ; t < t_X \quad (5.4)$$

und

$$\Delta p_F(t) = \Delta p_{FX} + k_1 \ln k_2 t ; t \geq t_X \quad (5.5)$$

ergaben sich die empirischen Koeffizienten und ihre jeweiligen Bestimmtheitsmaße r^2 bzw. Standardabweichung s zu

$$c_1 = 0,00261 \cdot (\bar{N}_F \cdot \bar{V}_m)^{1,24} \quad ; \quad r^2 = 0,86; \text{ bei } 65 \leq \bar{N}_F \cdot \bar{V}_m \leq 1000 \quad (5.6a)$$

$$c_1 = 7,28 \cdot \ln(\bar{N}_F \cdot \bar{V}_m) - 37,0 \quad ; \quad r^2 = 0,55; \text{ bei } 1000 < \bar{N}_F \cdot \bar{V}_m \leq 2200 \quad (5.6b)$$

$$c_2 = \sum_{i=1}^{10} \frac{c_{2i}}{h} = 1,38 \quad ; \quad s = 0,25; \text{ bei } 1,13 < c_2 < 1,94 \quad (5.7)$$

$$k_1 = 1,32 \cdot \Delta p_{FX} + 0,00125 \quad ; \quad r^2 = 0,91 \quad (5.8)$$

$$k_2 = \frac{1}{t_X} \quad , \quad (5.9)$$

$$\Delta p_{FX} = 0,116 \cdot \bar{N}_F + 0,0081 \bar{V}_m + 0,0375 \quad ; \quad r^2 = 0,97 \quad (5.10)$$

mit t_X bzw. Δp_{FX} als Zeit bzw. Filterdifferenzdruck für den Wendepunkt der Kurve und

$$t_X = \left[\frac{1}{c_1} \cdot \ln \left[\frac{\Delta p_{FX}}{\Delta p_{F0}} \right] \right]^{1/c_2} \quad (5.11)$$

Die geltenden Einheiten sind $[\bar{N}_F] = \text{g/m}^3$, $[\Delta p_F, \Delta p_{F0}, \Delta p_{FX}] = \text{kPa}$, $[t \text{ und } t_X] = \text{h}$ und $[\bar{V}_m] = \text{m/h}$.

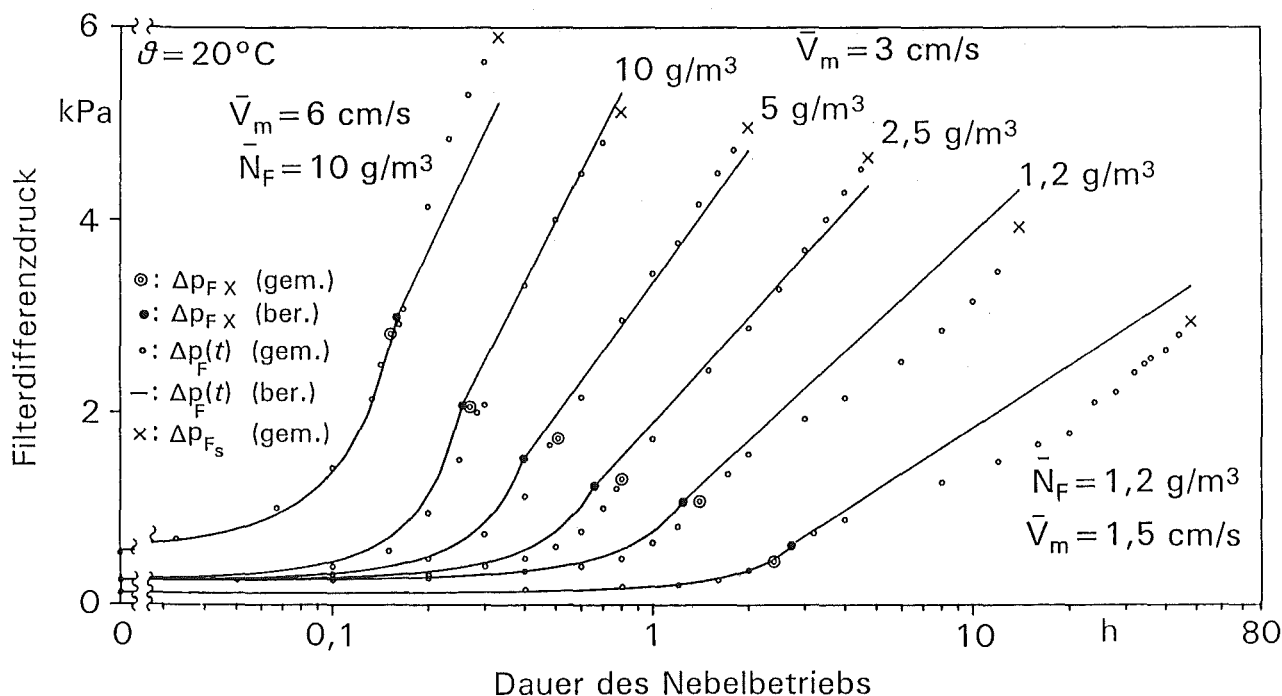


Bild 5.27: Vergleich von gemessenen und durch Gl. 5.4–5.11 berechneten zeitlichen Differenzdruckverläufen tiefgefalteter neuer Filter vom Typ VP in der Größe 610x610x292 mm bei Nebelbetrieb

Weil die dem empirischen Modell zugrundeliegenden Meßergebnisse von Versuchen an Filterelementen gewonnen wurden, kann das Modell direkt zur Berechnung von zeitlichen Differenzdruckverläufen konfektionierter Filter angewandt werden. Wie aus den sechs typischen Kurven in Bild 5.27 hervorgeht, wird zwischen den berechneten Werten und den Meßwerten gute Übereinstimmung erzielt. Die Verwendung empirischer Koeffizienten, bei denen es sich ausschließlich um lineare Funktionen der jeweiligen Luftstromparameter handelt, bietet den Vorteil, daß für jeden zu variierenden Luftstromparameter nur jeweils zwei Filterversuche nötig sind. Jedoch hätte im vorliegenden Fall eine lineare Funktion auch für c_1 in Abhängigkeit von $\bar{N}_F \cdot \bar{V}_m$ zu einer nicht akzeptablen Abweichung zwischen Modell und Experiment im Bereich von $\bar{N}_F \cdot \bar{V}_n > 600$ geführt.

6. Untersuchungen zur mechanischen Belastbarkeit

Hauptziel der Untersuchungen zum Verhalten von Filterelementen unter Feuchteeinwirkung war die Ermittlung der Schadensdifferenzdrücke. Dadurch sollte eine wichtige Grundlage zur Berechnung der Sicherheitsreserven unter Störfallbedingungen geschaffen werden. Die in feuchter Luft gemessenen, teilweise sehr niedrigen Berstdrücke wiesen auf die Notwendigkeit hin, feuchtebeständige Filterelemente höherer Festigkeit zu entwickeln. Als Grundlage zur Entwicklung kostengünstiger hochfester Filter wurden die Versagensarten und -mechanismen ausführlich untersucht.

6.1 Schadensdifferenzdrücke

Die Schadensdifferenzdrücke in feuchter Luft (Tab. 6.1) ergaben sich aus den in der Anlage TAIFUN unter stationären Betriebsbedingungen und vorwiegend bei Nennvolumenstrom durchgeführten Versuchen. Die einzelnen Filtertests dauerten einige Minuten bis 200 Stunden, je nach Luftfeuchte und Partikelbeladung des Versuchsfilters. Als Schadensdifferenzdruck wurde der Differenzdruck definiert, bei dem sich der erste mechanische Schaden am Filtermedium zeigte. Zur Bestimmung des Mittelwertes und des Variationskoeffizienten einzelner Typgruppen wurden mindestens fünf Exemplare jedes Filtertyps aus einer einzigen Herstellungscharge geprüft.

Tabelle 6.1: Schadensdifferenzdrücke neuer handelsüblicher Schwebstofffilter der Größe 610x610x292 mm bei 30 bis 50 °C in trockener Luft hoher Anströmgeschwindigkeit und in feuchter Luft beim Nennvolumenstrom /Rüd5/

Bauart		max. Betriebs- temperatur (°C)	Bereich der Mittelwerte der Schadensdifferenzdrücke	
Pack	Rahmen		in trockener Luft ⁽¹⁾ (kPa)	in feuchter Luft ⁽²⁾ (kPa)
V-Bauweise	(3)	120	6 – 19	1 – 2
tief gefaltet	Metall	250	4 – 11	2 – 3
tief gefaltet	Holz	120	10 – 23	3 – 9

(1) $\varphi_F \leq 50\%$ r. F.

(2) $\varphi_F = 100\%$ r. F. < $Y_F \leq N_F = 10 \text{ g/m}^3$

(3) Holz, Metall oder Kunststoff

Aus den in Tab. 6.1 aufgeführten Mittelwerten geht hervor, daß die gemessene Belastbarkeit am stärksten von der Bauart der Filterelemente beeinflusst wird. Die Ergebnisse stützen sich auf etwa 80 in feuchter Luft untersuchte neue Filterelemente acht europäischer Hersteller. Als weiterer Einflußfaktor stellte sich der Filterhersteller heraus. An dritter Stelle folgte schließlich die Herstellungscharge. Vor allem beweisen jedoch die Ergebnisse, wie sehr die mechanische Festigkeit von Filtern durch den Betrieb in Luftströmungen von hoher Feuchte reduziert werden kann. Die niedrigen Werte für den Schadensdifferenzdruck beim Betrieb in feuchter Luft werden durch weitere Literaturangaben bestätigt (Kap. 3.1.2.1).

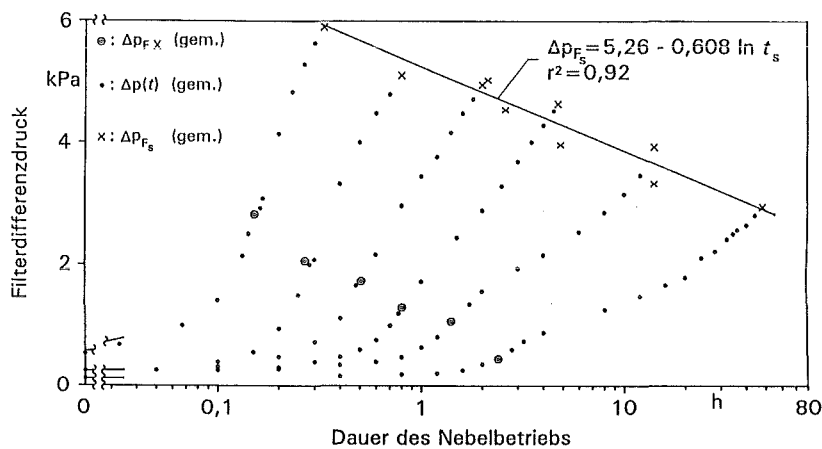


Bild 6.1: Abnahme des Schadensdifferenzdrucks neuer Filterelemente vom Typ VP mit der Nebelbetriebsdauer infolge unterschiedlicher Betriebsbedingungen (Schadensart wie in Kap. 6.2.1; Größe: 610x610x292 mm)

Zur Bestimmung der Sicherheitsreserven von Filterelementen ist es erforderlich, die Schadensdifferenzdrücke in Abhängigkeit von den Betriebsbedingungen unter Feuchteeinwirkung berechnen zu können. Bild 6.1 zeigt die Abnahme des Berstdrucks bei zunehmender Einwirkungszeit unter Nebelbedingungen bei 20 °C für zehn tiefgefaltete Filterelemente aus einer Herstellungscharge (Kap. 5.2). Alle zehn Filter wiesen die gleiche Schadensart auf (Bild 6.3). Trotz der verschiedenen Volumenströme ($0,5 \cdot \dot{V}_{FN} - 2 \cdot \dot{V}_{FN}$, $\dot{V}_{FN} = 1700 \text{ m}^3/\text{h}$) und Nebelnässen ($1,2 - 10 \text{ g/m}^3$) korreliert die Abnahme gut mit einer Ln-Funktion für die angegebenen Bereiche der Versuchsparameter.

Mit $[\Delta p_{F_s \text{ be}}; 5,26; 0,608] = \text{kPa}$, und $[t_s] = \text{h}$ ergibt die Kurve

$$\Delta p_{F_s \text{ be}} = 5,26 - 0,608 \ln t_s ; r^2 = 0,92 \quad (6.1a)$$

bzw.

$$t_{s \text{ be}} = e^{\left[\frac{5,26 - \Delta p_{F_s}}{0,608} \right]} \quad (6.1b)$$

eine durch Regression bestimmte Beziehung zwischen dem Schadensdifferenzdruck Δp_{F_s} und der Zeitdauer t_s bis zum Schadenseintritt. Die zur Modellierung der Differenzdruckzunahme (Kap. 5.5.2) aufgestellten empirischen Koeffizienten lassen sich auch zur Bestimmung einer Beziehung zwischen Δp_{F_s} und t_s in Abhängigkeit von der Nebelnässe \bar{N}_F und der Filtrationsgeschwindigkeit \bar{V}_m nutzen. Durch Verwendung der Gl. (5.5), (5.9) und (5.11) ergibt sich

$$\Delta p_{F_s \text{ be}} = \Delta p_{F_x} + k_1 \ln \left[\frac{t_s}{t_x} \right] \quad (6.2a)$$

und

$$t_{s \text{ be}} = \left[\frac{1}{c_1} \cdot \ln \left[\frac{\Delta p_{F_x}}{\Delta p_{F_0}} \right] \right]^{1/c_2} \cdot e^{\left[\frac{\Delta p_{F_s} - \Delta p_{F_x}}{k_1} \right]} \quad (6.2b)$$

Durch direkte Anwendung einer Mehrfachregressionsanalyse bei den Ergebnissen der zehn im Nebelbetrieb getesteten Filter und des einen in trockener Luft getesteten Filters ergibt sich der Schadensdifferenzdruck zu

$$\Delta p_{F_s} \simeq \Delta p_{F_s \text{ be}} = 0,00512 \cdot \bar{V}_m + 0,17 \cdot \bar{N}_F + 3,096; \quad r^2 = 0,99 \quad (6.3)$$

Δp_{F_s} kann dann in Gl. (6.1b) oder (6.2b) zur Bestimmung von $t_{s \text{ be}}$ benutzt werden.

Trägt man den tatsächlich gemessenen Schadensdifferenzdruck $\Delta p_{F_s \text{ ef}}$ über dem durch Gl. (6.3) berechneten $\Delta p_{F_s \text{ be}}$ in ein Diagramm auf und berechnet die Ausgleichskurve durch den Ursprung, ergibt sich folgende Geradengleichung

$$\Delta p_{F_s \text{ ef}} = 1,04 \cdot \Delta p_{F_s \text{ be}}; \quad r^2 = 0,99 \quad (6.4)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (6.2b), (5.6) – (5.8) und (6.3) ergibt sich auf ähnliche Weise wie bei $\Delta p_{F_s \text{ ef}}$ für die Zeit bis zum Schadenseintritt

$$t_{s \text{ ef}} = 0,74 t_{s \text{ be}}; \quad r^2 = 0,96 \quad (6.5)$$

Dies zeigt, daß mit Hilfe empirischer Modelle der Differenzdruck und die Einwirkungs-dauer zum Zeitpunkt des Versagens in Abhängigkeit vom Volumenstrom und der Nebelnässe mit ausreichender Genauigkeit für eine bestimmte Herstellungscharge neuer Filter im stationären Betrieb unter Nebelbedingungen berechnet werden können.

6.2 Schadensarten und -mechanismen

Die Schadensarten und -mechanismen tiefgefalteter Filterelemente in Feuchtluftströmen bei konstanter Strömungsgeschwindigkeit werden nachstehend zusammengefaßt. Sie beziehen sich auf Filter, deren Filtermedium vor dem Versagen der Vergußmasse oder des Rahmens beschädigt wird, d.h. Filter mit feuchtebeständigen Elastomervergußmassen und starrem Rahmen. Bild 6.2 stellt einen Überblick über die Mechanismen dar, die zum Reißen des Filtermediums in feuchter Luft beitragen können.

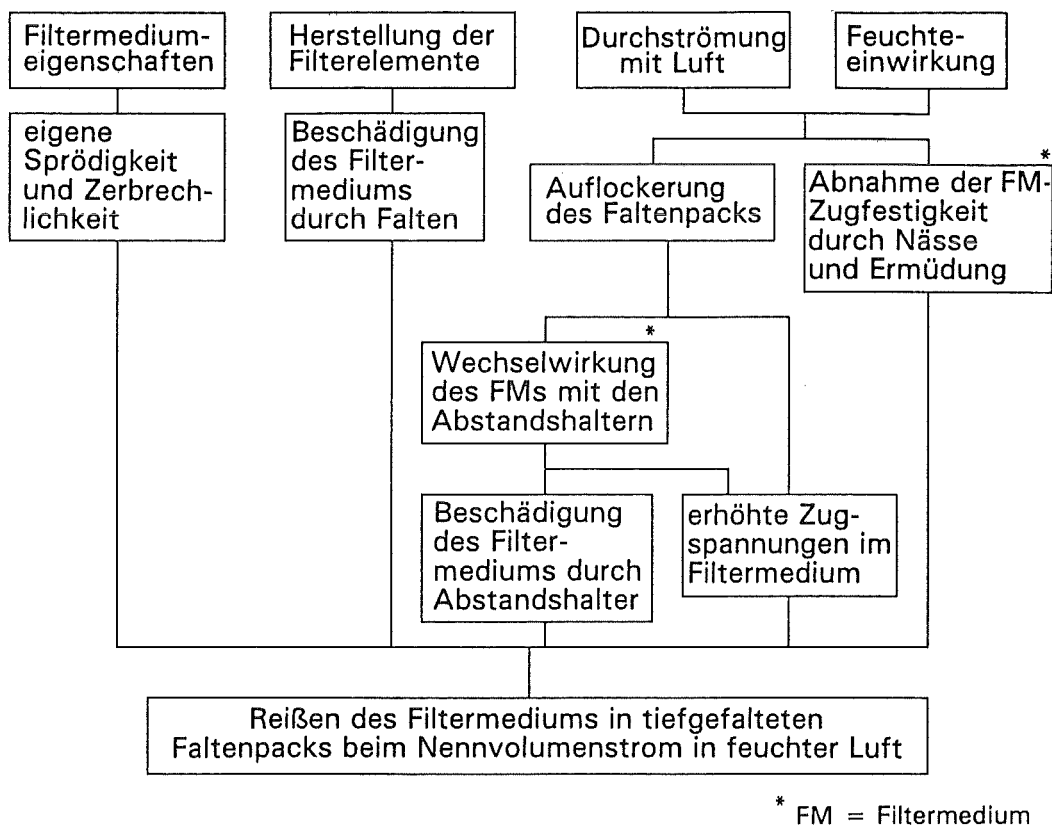


Bild 6.2: Zum Reißen des Filtermediums beitragende Schadensmechanismen in tiefgefalteten Faltenpacks bei Durchströmung mit feuchter Luft

6.2.1 Filterschäden infolge von Rissen in der Faltenseite

Zug- und Biegespannungen im gefalteten Filtermedium aufgrund einer Belastung durch den Differenzdruck führen typischerweise zu Rissen an der Ober- und Unterseite und in der Mitte der Falte (3.6a und 3.6b). Bild 6.3 zeigt, wie sich Risse in Rahmennähe in die Tiefe des

Faltenpacks ausbreiten. Die Fotos stellen Ausschnitte aus Faltenpacks dar, die nach der Feuchtebeanspruchung senkrecht durchgeschnitten wurden.

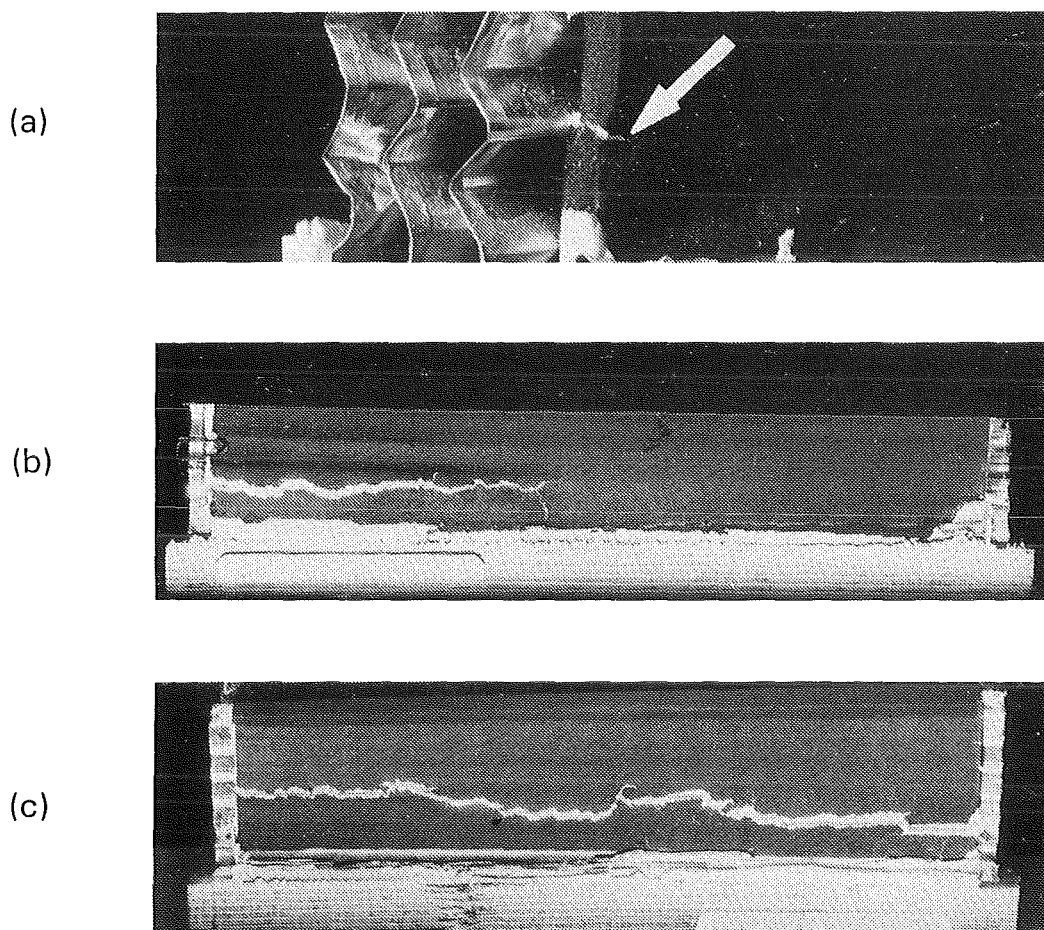


Bild 6.3: Drei Packausschnitte aus staubbeladenen Filtern der Größe 610x610x292 mm mit einem Riß (weiß) im Filtermedium in unmittelbarer Nähe der Faltenbefestigungslinie (Vergumassengrenze)

Den Ursprung eines Risses auf dem rohluftseitigen Faltenende eines mit Staub beladenen Filters in der Nähe des Sperrholzrahmens zeigt Bild 6.3a. Das zweite Bild (b) zeigt einen Riß im dunklen Filtermedium, der sich fast bis in die Mitte der Packtiefe ausgebreitet hat. Auf dem dritten Bild (c) ist ein ähnlicher Riß bis zur Reinluftseite des Packs durchgedrungen.

Im Vergleich dazu wurde bei Rissen in der Mitte der Faltenhöhe (Bilder 3.6b und 6.4), die sich nur in neuen Filterelementen zeigten, der Ausgangspunkt im Filterpack auf der Reinluftseite festgestellt. Diese Risse breiteten sich entgegengesetzt zur Richtung des Luftstroms aus.

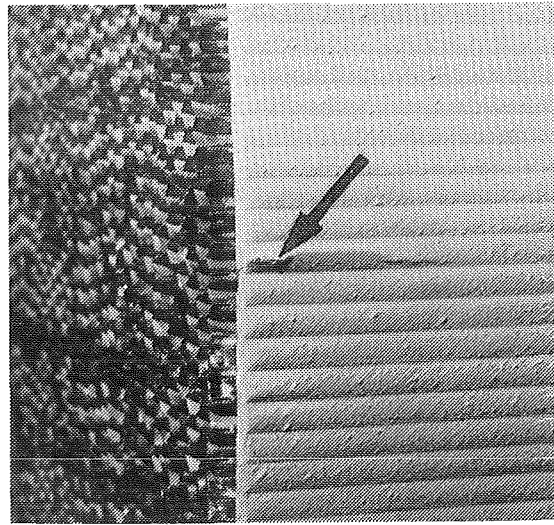


Bild 6.4: Falte eines neuen Filters der Größe 610x610x292 mm mit einem von der Abströmseite ausgehenden Riß in der Faltenseite /Lei/

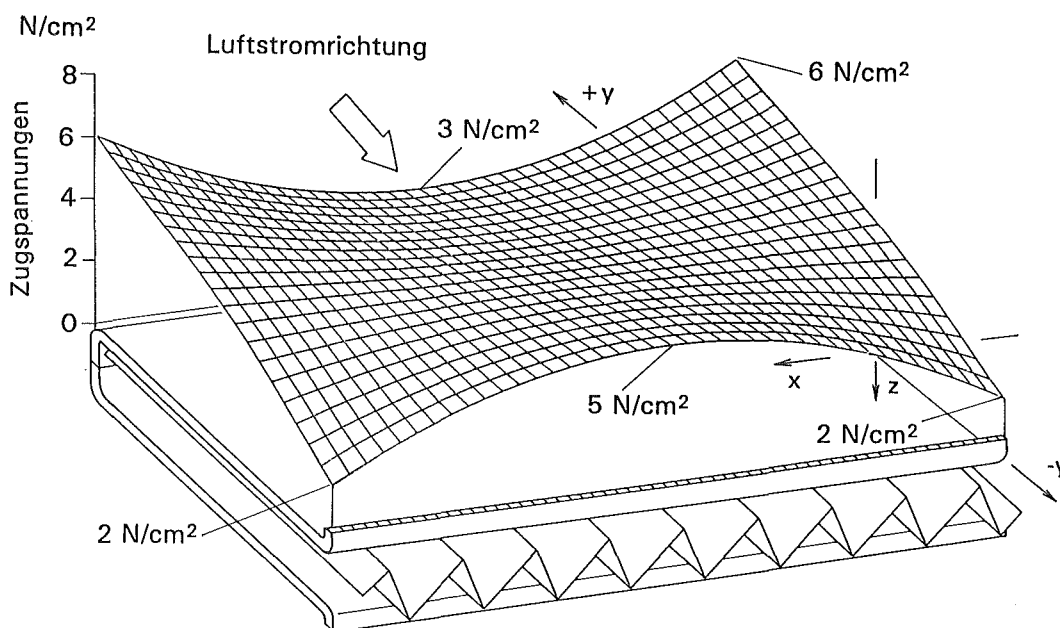


Bild 6.5: Theoretische Verteilung der maximalen Normalspannungen in der Faltenseite eines typischen Filterelements der Größe 610x610x292 mm bei $\Delta p_F = 1 \text{ kPa}$ (nach Gl. A4.15b, A4.16, A4.20 und A4.21)

Die Lagen der beobachteten Risse stimmen mit von Zugspannungsmodellen berechneten Spannungsverteilungen überein (Anhang A4.1). Die theoretische Verteilung der maximalen Normalspannungen für eine typische Faltengeometrie ist in Bild 6.5 dargestellt. Die Stellen

für die beiden höchsten Werte der Zugspannung, nämlich 5 und 6 N/cm², sind identisch mit denen, die für Anfangsrisse in den Falten von Versuchsfiltern gelten, wie in den Bildern 3.6a und 6.3 bzw. 3.6b und 6.4 gezeigt wird.

Um festzustellen, ob sich das abgeleitete Spannungsmodell zur Vorhersage der Schadensdifferenzdrücke von Filtern eignet, wurden Proben von Filtermedien aus getesteten Filterelementen zur Messung ihrer mittleren Zugfestigkeit in Querrichtung $\bar{Z}_{mq}/(b_p \cdot d_m)$ sowie der entsprechenden Bruchdehnung $\bar{\epsilon}_{mq\ s}$ entnommen. Die gemessenen Werte dienen zur Berechnung theoretischer Schadensdifferenzdrücke mit Hilfe der Beziehung

$$\Delta p_{F_s\ th} = \frac{\bar{Z}_{mq}}{\left[\frac{b \cdot h^2}{4A \cdot t^2} + \frac{2a}{\sqrt{\bar{\epsilon}_{mq\ s}}} \right]} \cdot b_p \quad (6.6)$$

die sich aus

$$\sigma_{l_{max\ s}} \simeq \frac{\bar{Z}_{mq}}{b_p \cdot d_m} \quad (6.7)$$

und Gl. (A4.23a) ergibt. Ein Vergleich mit den gemessenen Schadensdifferenzdrücken für 80 neue, in trockener oder feuchter Luft getestete Filterelemente ist in Bild 6.6 dargestellt.

Die Steigung von 1,004 für die Regressionsgerade durch den Ursprung gilt als quantitative Bestätigung von Gl. (6.6). Das Bestimmtheitsmaß r^2 ist belastbar, besonders angesichts der Tatsache, daß die Ergebnisse drei Filtergrößen von acht Herstellern und zahlreiche, in drei verschiedenen Versuchsanlagen geprüfte Herstellungschargen umfassen.

Die über der Regressionsgerade liegenden Punkte lassen sich darauf zurückführen, daß im Spannungsmodell keine von den Abstandshaltern und dem Rahmen aufgenommenen Biegespannungen in Faltenpacks, die verhältnismäßig dicht bleiben (wenig Auflockerung), berücksichtigt werden. Die weit unterhalb der Kurve liegenden Ergebnisse für Versuche in feuchter Luft sind typisch für Fälle von langer Feuchteeinwirkung. Hier kann es durch stärkere Auflockerung des Faltenpacks zum Flattern oder Aufblähen einzelner Falten im Luftstrom kommen. Aus der Faltenbewegung können sich dann mechanische Wechselwirkungen zwischen dem Filtermedium und den Abstandshaltern entwickeln oder das Filtermedium selbst kann ermüden. Im Spannungsmodell sind beide Erscheinungen nicht berücksichtigt.

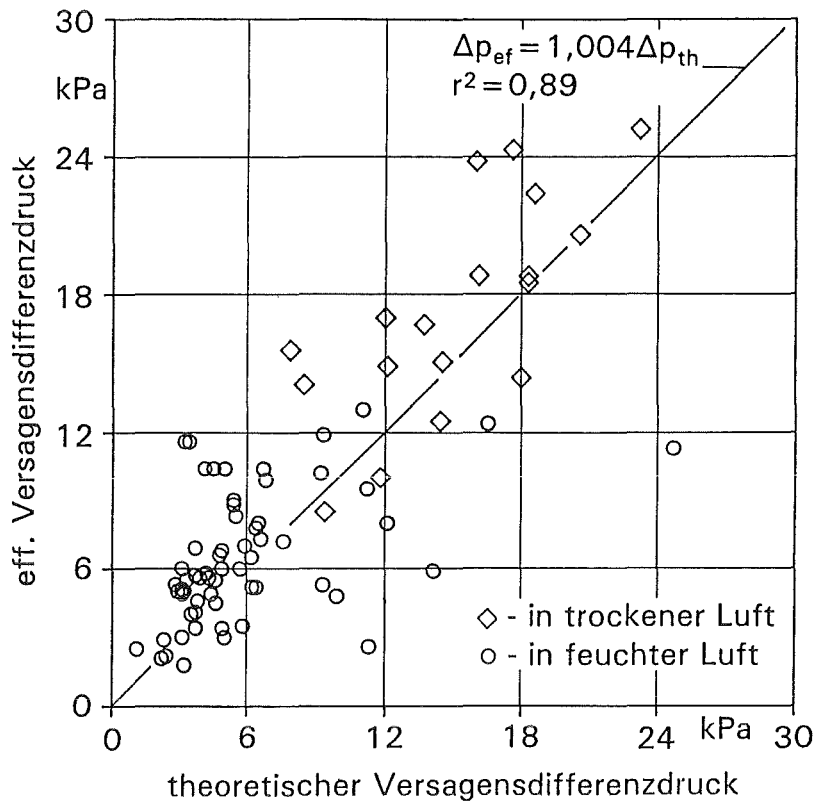


Bild 6.6: Vergleich der gemessenen Versagensdrucke neuer Filterelemente mit den theoretischen Werten für den Schadensfall von Rissen in der Faltenseite (Filtergrößen: 610x610x292 mm, 610x610x149 mm, 305x305x292 mm)

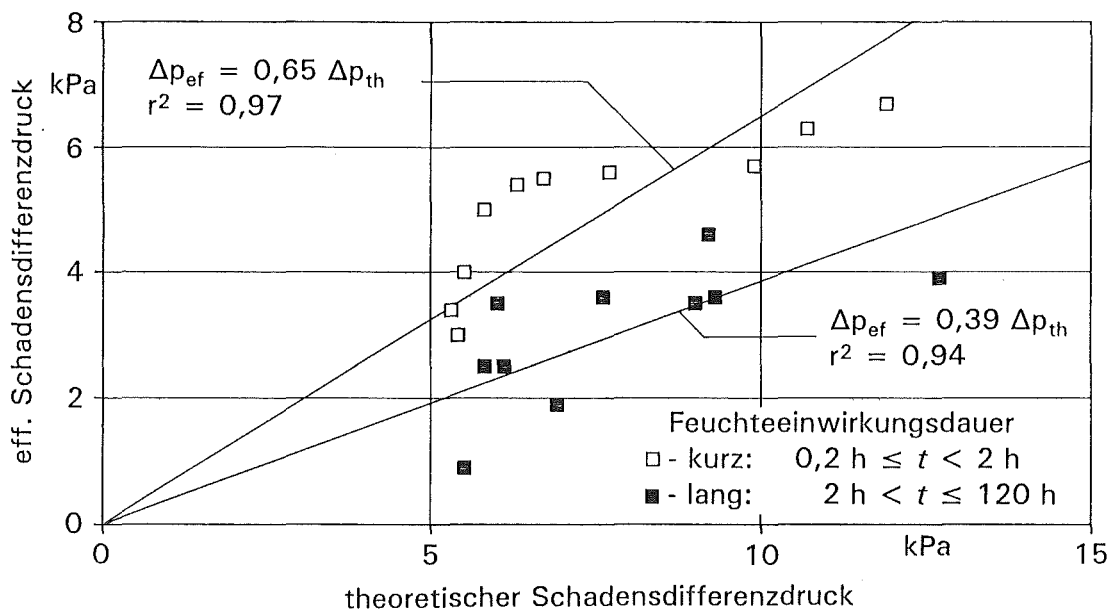


Bild 6.7: Vergleich der gemessenen Versagensdrucke staubbelasteter Filterelemente mit den theoretischen Werten für den Schadensfall von Rissen in der Faltenseite (Filtergröße: 610x610x292 mm)

Die Auswirkung eventueller Wechselwirkungs- oder Ermüdungserscheinungen läßt sich an Hand von Versuchsergebnissen von gebrauchten staubbeladenen Filterelementen abschätzen. Ein Vergleich zwischen den gemessenen und den theoretischen Schadensdifferenzdrücken für staubbeladene Filterelemente eines einzigen Herstellers wird in Bild 6.7 dargestellt. Die signifikant niedrigeren Werte von $\Delta p_{F_s \text{ ef}}/\Delta p_{F_s \text{ th}}$ im Vergleich zu einem Idealwert von ≈ 1 (Übereinstimmung) für neue Filterelemente (Bild 6.6) lassen darauf schließen, daß die mechanische Belastbarkeit noch durch andere Faktoren als die im vorliegenden Spannungsmodell berücksichtigten wesentlich beeinflusst werden kann.

Vor allem kommt die Beschädigung des Filtermediums durch eine Wechselwirkung zwischen dem Filtermedium und den Abstandshaltern in Frage, wie in Bild 6.8 dargestellt. Hier haben V-förmige Einschnitte in das rohluftseitige Faltenende, die durch die Kante eines Abstandshalters verursacht wurden, die Entstehung und den Ausbreitungsweg von Rissen im Filtermedium beeinflusst. Ob eine beschleunigte Ermüdung des Filtermediums an Stellen höchster Zugspannung auch zum Versagen belasteter Filterelemente weit unterhalb des voraussagesagten Schadensdifferenzdruckes beiträgt, konnte nicht untersucht werden. Jedoch deuten mehrere Indizien darauf hin.

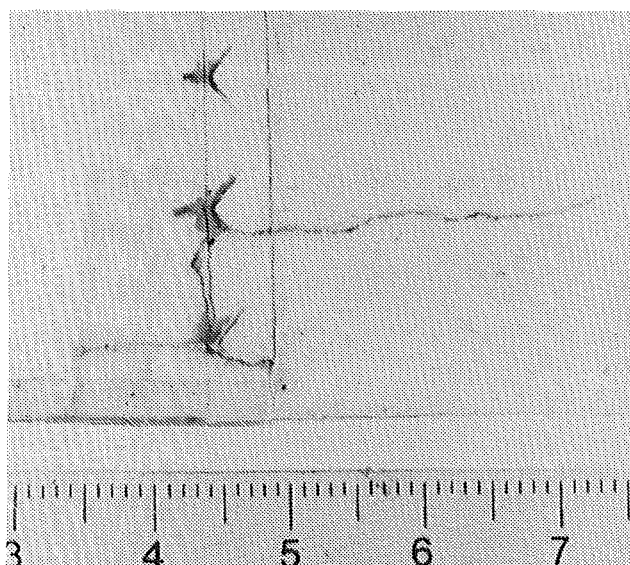


Bild 6.8:
Beispiel für einen Schaden im Filtermedium und daraus resultierende Risse in der Faltenseite durch Wechselwirkung mit dem von der Falte eingeschlossenen Abstandshalter

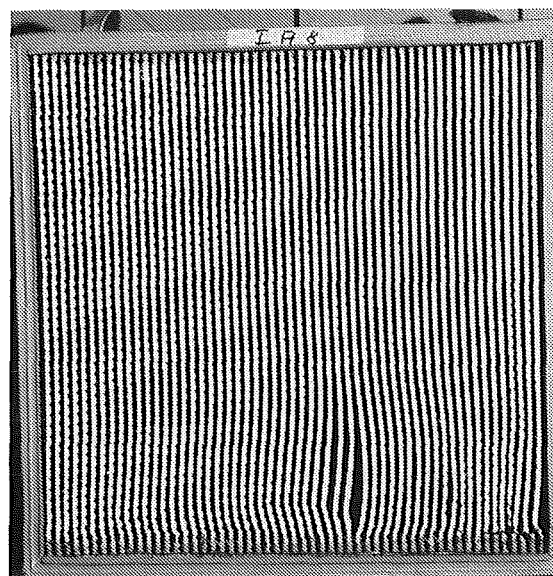


Bild 6.9:
Beispiele von abgeknickten Falten in unmittelbarer Nähe der Vergußmasse eines leicht aufgelockerten Filterpacks (unten)

Zum Beispiel entstehen die schärfsten Biegungen (Knickstellen) in den Falten nur mäßig aufgelockerter Faltenpacks im allgemeinen in der Nähe des Vergußmassenrandes am Rahmen (unten in Bild 6.9; $x \simeq 0$, h in Bildern A4.1a und A4.5). Zweitens ist der Vergußmassenrand am Rahmen nicht nur häufig die Stelle schärfster Biegung bei jeder seitlichen Bewegung einer Falte (durch Flattern oder Einsacken), sondern auch der Ort der höchsten Normalspannungen (auf der Rohluftseite) aufgrund des Differenzdruckes (Bild 6.5). Aus Berichten über Risse durch andere Belastungsfaktoren läßt sich weiterhin folgern, daß diese Stellen bei tiefgefalteten Filtern in allen von statischen Bedingungen abweichenden Zuständen besondere Schwachstellen bilden (Kap. 3.1.2.2). Daß gebrauchte Filter unter Feuchteeinwirkung Risse in den Faltenseiten ausschließlich in Rahmennähe zeigten, deutet auch auf eine beschleunigte Schwächung an solchen Stellen während des bestimmungsgemäßen Betriebes hin.

6.2.2 Filterschäden infolge von Rissen in den Faltenenden

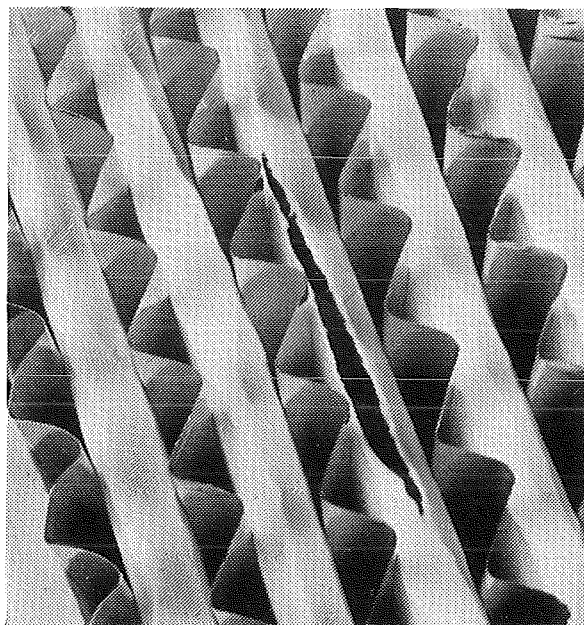
Grund für Risse in den reinluftseitigen Faltenenden über die gesamte Faltenlänge des Packs, wie in den Bildern 3.6c und 6.10 gezeigt, ist nach *Rüdinger* /Rüd/ die Umfangsspannung σ_c (Bild A4.4). Die beschädigten Faltenenden waren bei den sieben neuen und den sechzehn beladenen, in feuchter Luft getesteten Filtern, die diese Schadensart aufwiesen, nicht völlig regellos angeordnet. Nach dem Versuch zeigten sich lediglich in fünf Filtern Risse in einem Umkreis von 150 mm ($\simeq b/4$) um die Mitte des Packs. Fünfzehn Filter wiesen Rißflächen in benachbarten Falten am Rand zur Vergußmasse auf, wie in Bild 3.6c dargestellt ist. Aus der Analyse von Videofilmen ging hervor, daß schon beim Auftauchen eines Risses \leq etwa 100 mm von der Vergußmasse entfernt ein geringfügiges örtliches Aufquellen mit Rißbildung und im Anschluß daran eine Wiederherstellung der ursprünglichen Faltenbreite zu beobachten waren. Die Fläche der beschädigten Faltenenden wuchs normalerweise in einer Richtung vom anfänglichen Versagensort weg, als die Faltenenden nacheinander örtlich aufgebläht wurden, aufrissen und im Anschluß daran wieder um den jeweils eingeschlossenen Abstandshalter zurückfielen. In diesen Fällen gab es relativ wenig Rißwachstum in die Faltenlängsrichtung (x -Richtung in Bild A4.1a).

Ähnlich wie bei Rissen in der Faltenseite wurden Meßwerte von $\bar{Z}_{m1}/(b_p \cdot d_m)$ und $\bar{\epsilon}_{m1s}$ zur Berechnung theoretischer Differenzdrücke zum Zeitpunkt des Versagens mit Hilfe von Gl. (A4.25) und (A4.37b) durch

$$\Delta p_{Fs\ th} = \frac{\bar{Z}_{m1}}{r_s \cdot b_p} \quad (6.8)$$

herangezogen. Der Faltenradius beim Schadenseintritt r_s wurde durch Auswertung von Hochgeschwindigkeitsfilmen nach Versuchen in trockener Luft ermittelt. Für die in feuchter Luft getesteten Filterelemente konnte r_s ($< 2 r_0$) durch die Anwendung von Gl. (A4.28), (A4.33), (A4.38) und (A4.39) abgeschätzt werden.

Einen Vergleich von theoretischen und gemessenen Schadensdifferenzdrücken für 76 in



trockener oder feuchter Luft getestete Filterelemente zeigt Bild 6.11. Die Bestätigung des Spannungsmodells kann allenfalls als qualitativ bezeichnet werden, da die tatsächlichen Schadensdifferenzdrücke durchschnittlich nur 22% der berechneten betragen. Das lässt sich durch die mechanische Wechselwirkung zwischen dem Filtermedium und den eingeschlossenen reinluftseitigen Abstandshaltern in Packs erklären, die bei erhöhtem Differenzdruck aufgeblähte Falten aufweisen oder durch Feuchteinwirkung aufgelockert werden.

Bild 6.10: Aufnahme eines Risses in einem Faltenende auf der Packabströmseite

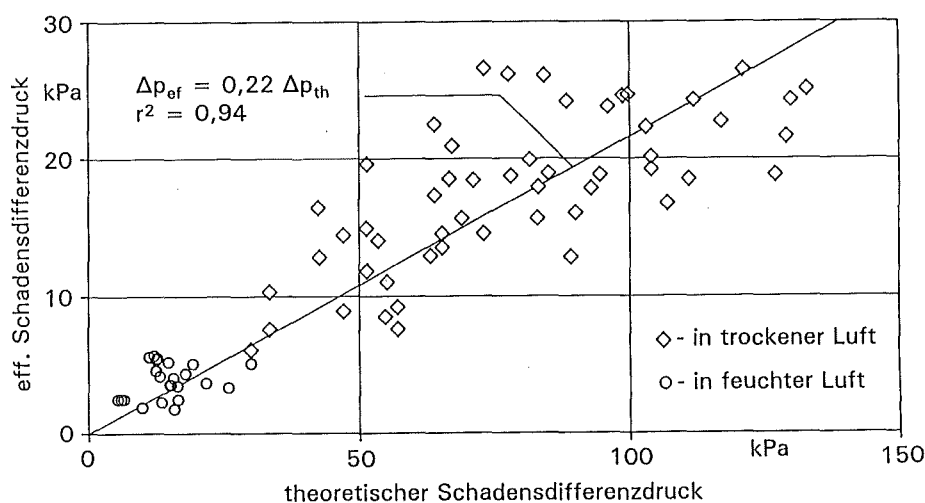


Bild 6.11: Vergleich der gemessenen Versagensdifferenzdrücke mit den theoretischen Werten für den Schadensfall von Rissen in Faltenenden (Filtergröße: 610x610x292 mm)

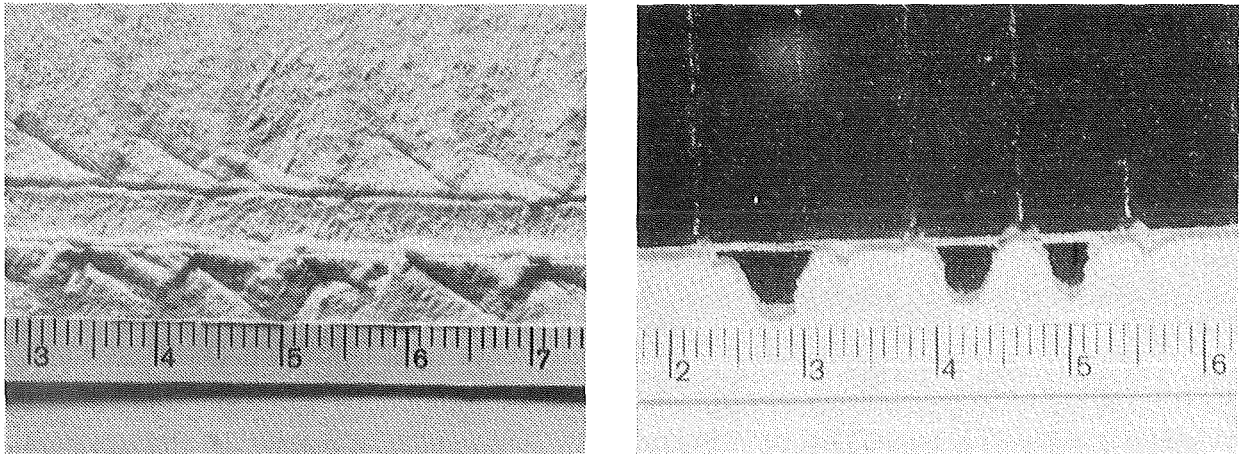


Bild 6.12: Beispiele für die Eindrücke (l) und Schnitte (r) in Faltenenden der Packabströmseite, die durch Wechselwirkung zwischen Filtermedium und Abstandshalterrändern als Folge einer Feuchteeinwirkung hervorgerufen wurden

Der Nachweis einer solchen Wechselwirkung kann mit Hilfe von Bild 6.12 für die reinluftseitigen Faltenenden aus einem sauberen und einem mit Staub beladenen Filterelement nach der Feuchteprüfung erbracht werden. In einem Fall (l) sind tiefe, zickzackförmige Abdrücke zu erkennen, woraus eine Oszillation des Filtermediums um maximal $\pm 4,8$ mm gegenüber der Abstandshalterkante zu folgern ist. Von der Abstandshalterkante verursachte Schnitte in das Filtermedium sind im zweiten Bild (r) zu erkennen.

Daß normalerweise kaum eine Auflockerung des Faltenpacks erforderlich ist, bis es zum Kontakt zwischen Abstandshalter und Faltenende kommt, ergibt sich aus Bild 6.13, wo die Profile der Abstandshalterspitzen auf einer Seite der reinluftseitigen Falte eines mit Staub beladenen Filterelements erkennbar sind. Die Abstände zwischen den Abstandshalterkanten und den Faltenenden (Δy in Bild 6.14) ergaben sich bei neuen konventionellen Filtern zu 0–3 mm.

Obwohl ein möglichst großer Abstand einzuhalten ist, kann dadurch ein Kontakt und eine damit verbundene Wechselwirkung zwischen Faltenende und Abstandshalter kaum verhindert werden, wenn es bei aufgelockerten Packs zur Vergrößerung des Faltenradius kommt. Das spröde Filtermedium aus Glasfasern kann sich nur begrenzt dehnen und damit den gewachsenen Umfang einer aufgequollenen Falte aufnehmen. Statt dessen bewegt sich das Faltenende zurück in die Abstandshalterkante, während sich die Falte verbreitert /Rüd4/.

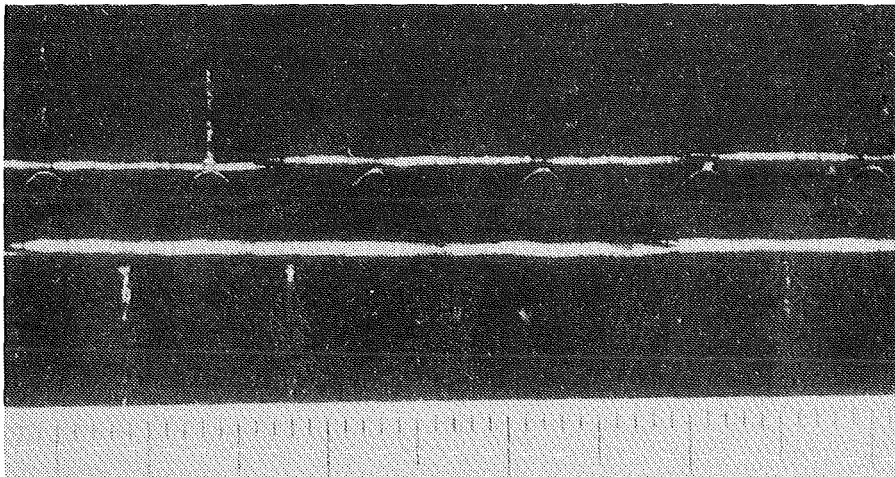


Bild 6.13: Foto einer geöffneten Falte, bei der das Faltenende (Streifen mit V-förmigen Eindrücken der Abstandshalterspitzen) während des Betriebs den eingeschlossenen Abstandshalter berührt hatte

In der Mitte der Faltenhöhe ($x = h/2$), wo der Abstandshalter bei der Bewegung des Faltenendes leichter nachgibt, sind die auf das Filtermedium übertragenen Kräfte bei $\dot{V}_F \leq 2 \dot{V}_{FN}$ relativ gering. In der Nähe des Rahmens ($x=0, h$) wird jedoch der Abstandshalter fest in der Vergußmasse gehalten, und eine Bewegung kann nur bei Kräften stattfinden, die so groß sind, daß sie das Filtermedium zerreißen. Das erklärt auch, warum in der Nähe der Packmitte verhältnismäßig wenige Risse zu beobachten sind, während in der Nähe der Ober- oder Unterkante des Rahmens sehr häufig Risse auftreten. Sobald ein Faltenende reißt, sinkt der Differenzdruck in der Falte in Rißnähe ab. Dadurch fallen die Seiten der Falte zusammen, bieten den Seiten der benachbarten Falte(n) Platz zum Aufquellen und erhöhen damit die Zugspannung in Umfangsrichtung dieser Falte(n) und die Wahrscheinlichkeit weiterer Risse.

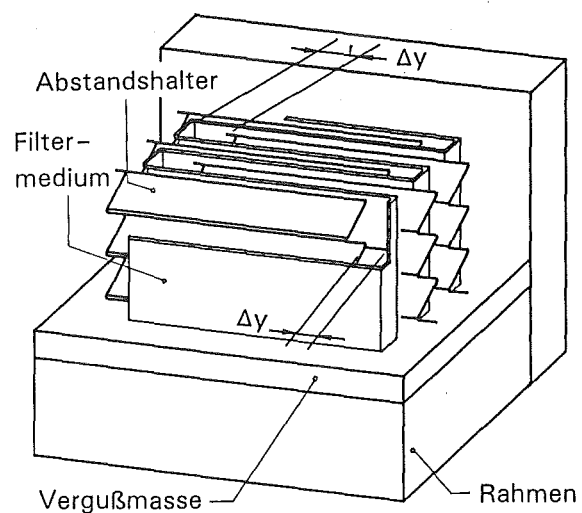


Bild 6.14: Abstand zwischen Abstandshalterrändern und Faltenenden

Wieviel die einschneidende Wirkung der Abstandhalter zur Schädigung der Faltenenden beiträgt, ist im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für mit Schutzvliesstreifen ausgestattete tiefgefaltete Filterelemente /Del/ deutlich zu erkennen. Diese Streifen schützen das Filtermedium vor Berührung mit den Abstandhaltern. Die Differenz in den Steigungen der Regressionsgeraden in den Bildern 6.11 und 6.15 läßt darauf schließen, daß diese Schneidwirkung etwa $30\% \approx (0,44 - 0,22)/(1 - 0,22)$ zu den Folgen einer Wechselwirkung zwischen Abstandhalter und Filtermedium beim Reißen des Filtermediums beiträgt. Die restlichen ca. $70\% \approx (1 - 0,44)/(1 - 0,22)$ lassen sich auf Schubkräfte zurückführen, die vom Abstandhalter auf das Faltenende ausgeübt werden.

Die Streuung um die beiden Regressionsgeraden läßt sich im wesentlichen zwei Faktoren zuschreiben: der Standardabweichung der Zugfestigkeit bzw. Bruchdehnung des Filtermediums, das beim Falten nicht gleichmäßig über die ganze Faltenhöhe geschädigt wird, und der Zufallsverteilung der Abstände zwischen dem Faltenende und den Abstandshalterkanten in konventionellen Filterelementen.

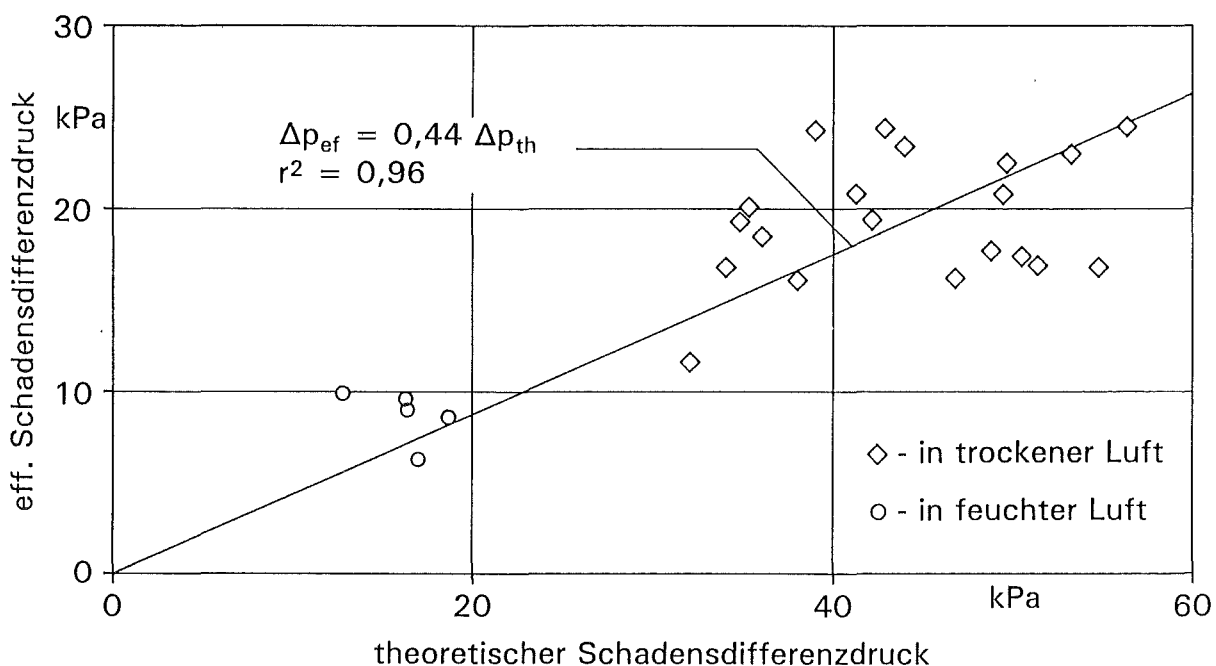


Bild 6.15: Vergleich der gemessenen Versagensdifferenzdrücke mit den theoretischen Werten für den Schadensfall von Rissen in mit Schutzvliesstreifen versehenen Faltenenden (Filtergröße: 610x610x292 mm)

6.2.3 Einflüsse verschiedener Faktoren auf die Zugfestigkeit des Filtermediums

Die Zugfestigkeit des Filtermediums ist einer der wichtigsten Parameter, von denen die Belastbarkeit des Filters abhängt. Die Zugfestigkeiten von Filtermedien in herkömmlichen, tiefgefalteten Filterelementen sind im Vergleich zu den anderen Werkstoffen in den Filterelementen extrem niedrig (Tab. A2.6). Verschiedene Faktoren können die Ausgangszugfestigkeit eines Filtermediums schon bei der Filterherstellung und später im Betrieb wesentlich vermindern. Das erklärt auch, warum Filterversagen hauptsächlich durch Beschädigung des Filtermediums entsteht. Aus diesem Grund enthält auch die für zivile Einrichtungen akzeptierte "Military Specification" für Filtermedien /Mil2/ Mindestanforderungen an die Zugfestigkeit neuer trockener und feuchter Proben. Außerdem werden die Werte für trockene Proben nach Einwirkung von Heißluft oder von Gammastrahlung vorgeschrieben. Ein Mindestwert nach dem Falten war früher vorgeschrieben, ist aber inzwischen weggefallen.

Um die Einwirkungen unterschiedlicher Faktoren auf die Restzugfestigkeit des Filtermediums zu bestimmen, wurden an einer sehr großen Anzahl von Proben unter verschiedenen Bedingungen Messungen durchgeführt. Die Proben wurden aus Falten herausgeschnitten, die aus fünf im gleichen Abstand voneinander angeordneten Stellen innerhalb der Packs neuer und beladener herkömmlicher Filterelemente entnommen worden waren, viele davon nach Feuchteinwirkung. Einige Ergebnisse sind in Tab. A2.13 zusammengefaßt.

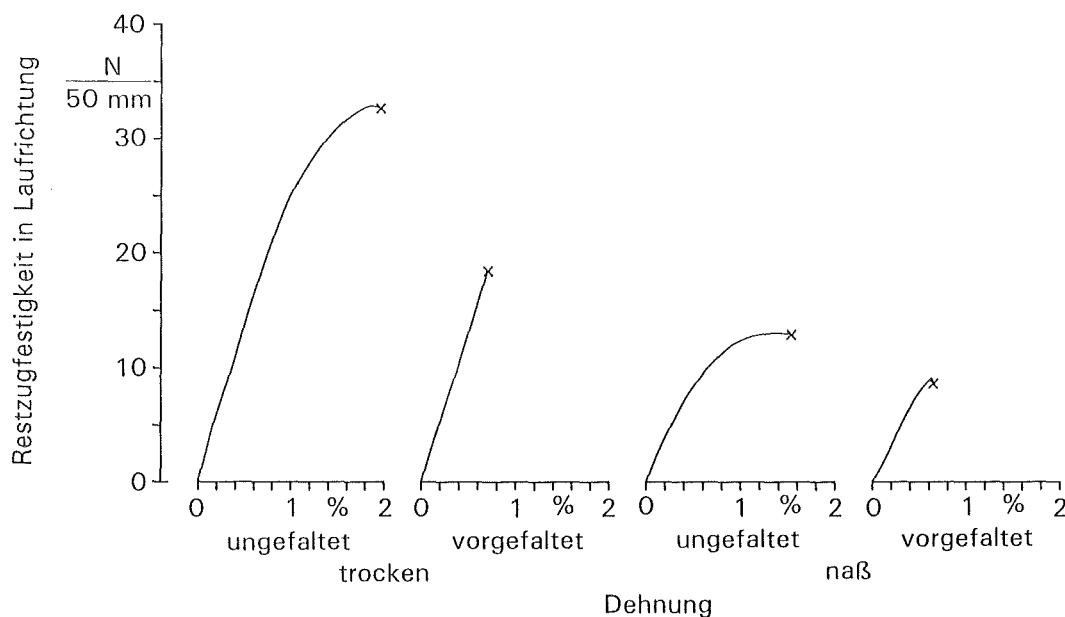


Bild 6.16: Gemessene Kraft-Dehnungs-Diagramme von Laufrichtungsproben aus einem typischen Schwebstofffiltermedium der Klasse S in verschiedenen Zuständen

Die Zugfestigkeit nahm am stärksten unter der Einwirkung von Nässe im Filtermedium ab. Der durchschnittliche Rückgang um 60% entspricht ungefähr dem Wert, der der Zersetzung des Bindemittels nach längerer Einwirkung erhöhter Temperaturen zugeschrieben wird /Alf/. Der zweite Hauptfaktor ist die beim Herstellungsprozeß des Filterelements vorgenommene Faltung. Die Einzelauswirkungen von Feuchtigkeit, Faltung, Normalbetrieb und Betrieb unter Nebelbedingungen addieren sich in der Verringerung der Zugfestigkeit. In Bild 6.16 sind die Kraft-Dehnungs-Diagramme für Proben eines typischen Filtermediums dargestellt. Darin sind die Auswirkungen von Nässe und Faltung auf die Zugfestigkeit bzw. die Bruchdehnung zu erkennen.

Durch den Herstellungsprozeß für das Filtermedium bedingt, ist die Faserstruktur nicht homogen /Arb/ und die Zugfestigkeit in Querrichtung deshalb niedriger als in Laufrichtung. Für 39 untersuchte neue Filter von fünf Herstellern ergab sich ein Verhältnis der mittleren Zugfestigkeiten in Quer- und Laufrichtung $\bar{Z}_{mq}/\bar{Z}_{ml}$ von 0,65 bei einer Streubreite von 0,45 bis 0,90. Allerdings wirkte sich die Inhomogenität nicht wesentlich auf die durch Feuchtigkeit, Nebelbetrieb, Normalbetrieb und Differenzdruck hervorgerufenen Festigkeitsminderungen aus. Mithin gelten die entsprechenden Werte in Tab. A2.13 auch für die Querrichtung.

Versuchsergebnisse zeigten mit zunehmender Wasserabstoßung eine Tendenz zu größeren Restzugfestigkeiten nasser Proben. Eine eindeutige Korrelation konnte jedoch nicht festgestellt werden (Tab. A2.12b). Sobald das Filtermedium gesättigt ist, dürfte sich die Schutzwirkung der Imprägnierung nicht mehr auf die Zugfestigkeit auswirken.

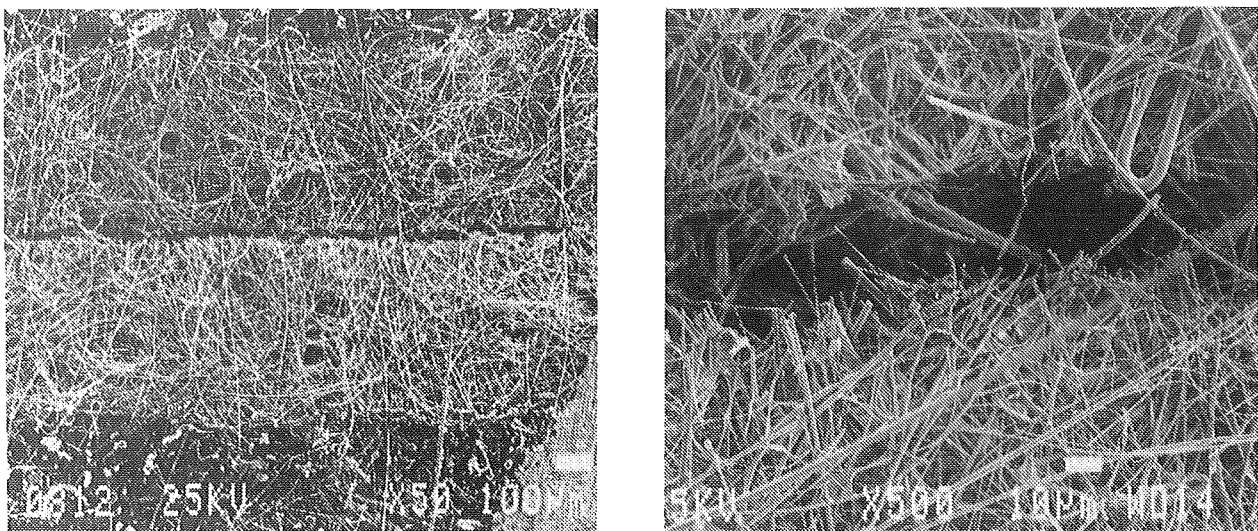


Bild 6.17: Ausschnittsvergrößerung der Umbruchkante mit typischer Beschädigung der Glasfasern durch den Faltungsvorgang

Die Ursache für den Rückgang der Zugfestigkeit und Bruchdehnung aufgrund des Falungsprozesses bei der Filterherstellung ist in den REM-Aufnahmen von Faltenenden in Bild 6.17 zu erkennen. Die leichte Schlangenlinie aus gebrochenen Fasern auf der linken Seite erweist sich bei stärkerer Vergrößerung (r) als tiefer, gezackter Einschnitt in das Innere des Filtermediums. Die Verringerung in der Bruchdehnung um durchschnittlich 60% durch das Falten (Tab. A2.14) stellt eine entscheidende zusätzliche Schwächung des Filtermediums dar.

Minderung der Reibungskräfte und der Van-der-Waals-Kräfte zwischen den Fasern ebenso wie verminderte Haftkräfte zwischen den Fasern und dem Bindemittel dürften für den Rückgang der Zugfestigkeit beim Vorhandensein von Nässe im Filtermedium verantwortlich sein. Eine Verbesserung des Glasfaservlieses gegenüber den aufgeführten Ursachen für die Festigkeitsverminderung wurde jedoch bei der Entwicklung von hochfesten Filterelementen wegen der verhältnismäßig niedrigen Zugfestigkeit unverstärkter Filtermedien im Vergleich zu anderen Filterwerkstoffen (Tab. A2.6) nicht weiterverfolgt. Die erheblichen additiven Einflüsse anderer Faktoren auf die Zugfestigkeitsminderung (Tab. A2.13) machten ein Verstärkungsgewebe notwendig.

6.2.4 **Auflockerung von tiefgefalteten Faltenpacks**

Die für die Unterschiede zwischen theoretischen und gemessenen Berstdrücken verantwortlichen Faktoren (Kap. 6.2.1, 6.2.2) ergeben sich aus einer Auflockerung des Faltenpacks. Damit werden die Ursachen dieser Packauflockerung wichtig. Hauptursache ist die parallele Anordnung der Plissierung benachbarter Abstandshalter. Zwei extreme Anordnungen der Spitzen benachbarter Abstandshalter sind in Bild 6.18 dargestellt. Die reale Konfiguration bei herkömmlichen tiefgefalteten Filterelementen besteht aus einer Zufallsverteilung zwischen den beiden hier gezeigten Grenzfällen, schließt aber auch beide Grenzfälle ein.

Im oberen Detail (a) stützen die Abstandshalter einander Spitze an Spitze. Die Abstandshalterspitzen können sich nicht seitlich aneinander vorbeibewegen. Im unteren Detail (b) werden die Abstandshalter vom Filtermedium in der Mitte von zwei Spitzen des benachbarten Abstandshalters gestützt. Bei Feuchteeinwirkung kann durch die Verformung des Filtermediums unter dem Einfluß des Differenzdrucks auf beiden Seiten des Abstandshalters ein gewisser Spielraum entstehen. Damit bekommen die Falten eine gewisse Bewegungsfreiheit. Wenn die Gesamtauflockerung aller Falten nicht gleichverteilt bleibt, können einzelne Falten so viel Spielraum bekommen, daß sie sich unter der Wirkung der aerodynamischen Kräfte des Luftstroms aufblasen oder schwingen.

Aufgrund des Aufblähens einzelner Falten wächst aber nicht nur die Spannung in Umfangsrichtung der Falte σ_c mit dem Faltenradius, sondern auch die maximale Normalspannung $\sigma_{1_{\max}}$ über eine Erhöhung in der Streckenlast q_d durch Erweiterung der ursprünglichen Tragflächenbreite $\left[\frac{b}{4A} - \frac{d_m}{2} \right]$ (Gl. A4.2). Faltenflattern trägt zur Wechselwirkung zwischen dem Filtermedium und den Abstandshaltern bei und erhöht außerdem die Wahrscheinlichkeit von Ermüdungserscheinungen im Filtermedium. Aus mehreren Gründen also nimmt die Möglichkeit des Filterversagens mit zunehmender Packauflockerung zu.

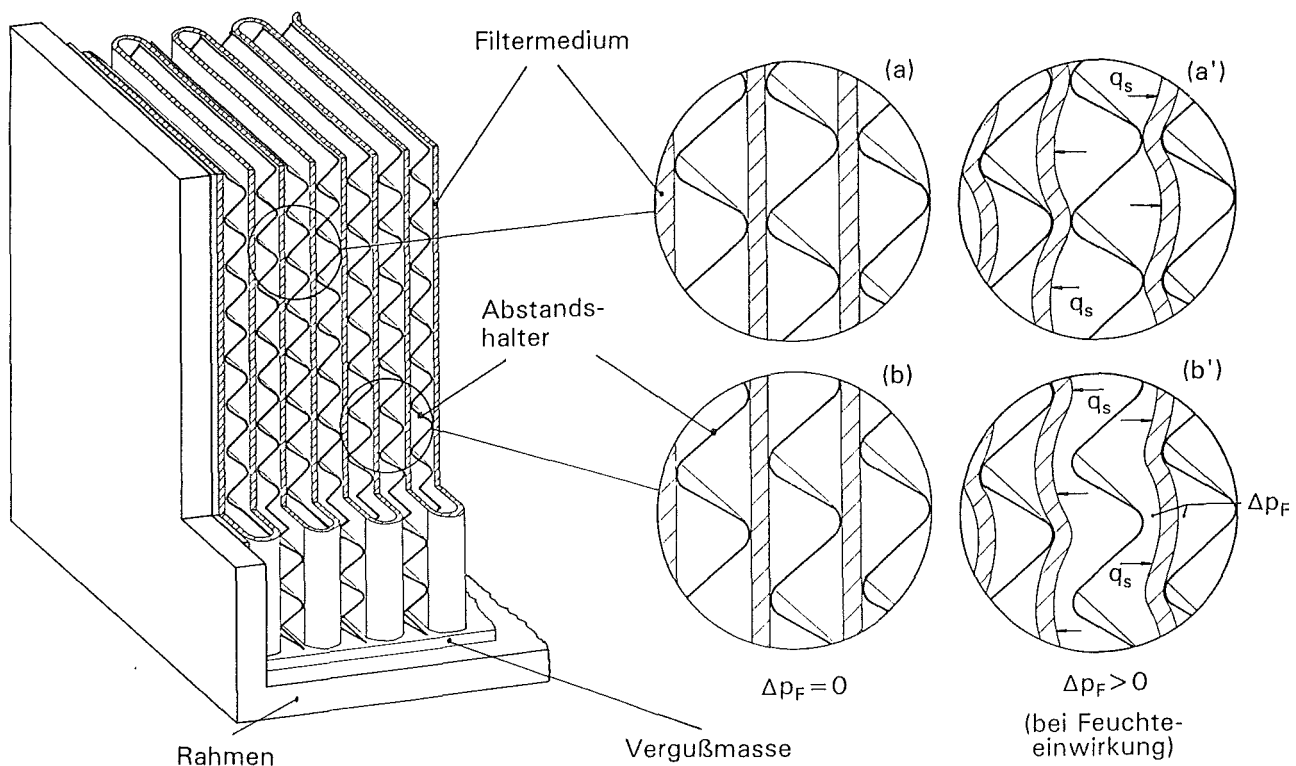
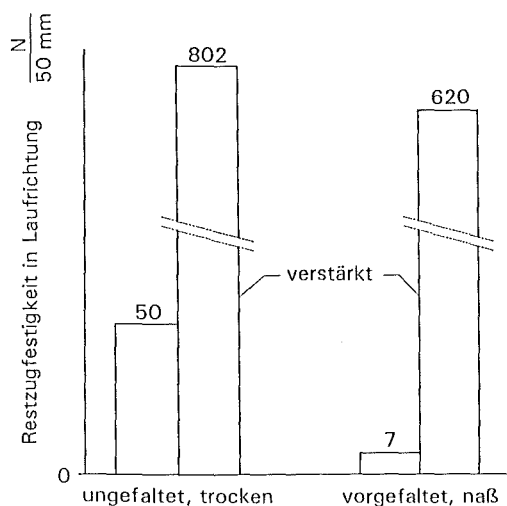


Bild 6.18: Zwei Grenzfälle der möglichen Anordnung benachbarter Abstandshalter in einem tiefgefalteten Filterpack

6.3 Realisierung und Qualitätssicherung hochfester Filterelemente

Grundlage für die Entwicklung von feuchtebeständigen Filterelementen hoher Festigkeit bildeten die bei der Ermittlung der Schadensmechanismen gewonnenen Ergebnisse /Rüd9/. Außerdem wurden die Erkenntnisse bei der Bestimmung der Parameter, die die Reißfestigkeit beeinflussen, mit in die Überlegung einbezogen.

Als wichtiger Faktor stellte sich dabei die Erhöhung der Zugfestigkeit des Filtermediums heraus. Jedoch führte die Verwendung eines auf der Reinluftseite mit einem Glasfasergewebe verstärkten Filtermedium allein /Cam/ nicht zu den erforderlichen Erhöhungen der Schadensdifferenzdrücke. Die Zugfestigkeit neuer Proben im trockenen und gefalteten, nassen Zustand wird in Bild 6.19 mit der eines herkömmlichen, unverstärkten Filtermediums verglichen. Die Zugfestigkeit eines hochfesten Mediums im ungefalteten, trockenen Zustand ist um den Faktor 16 höher als die des normalen Mediums. Da die Festigkeit des verstärkten Mediums durch Falten und Anfeuchten nur geringfügig beeinträchtigt wird, ist sie unter diesen Bedingungen um etwa den Faktor 90 höher als die eines herkömmlichen Mediums.



Mit diesem Medium hergestellte Filter in der Standardgröße zeigten Schadensdifferenzdrücke von ca. 30 kPa in trockener Luft und 10 kPa nach längerer Einwirkung übersättigter Luftströme. Die hohe Zugfestigkeit des kaschierten Mediums führte nur zu einer verhältnismäßig geringen Erhöhung des Schadensdifferenzdrucks der Filterelemente (s. Tabelle 6.1). Ursache hierfür war die Auflockerung des Faltenpacks und die dadurch verursachte Wechselwirkung zwischen den Enden der Falten und den Kanten der Abstandshalter.

Bild 6.19: Zugfestigkeit eines mit einem Glasfasergewebe verstärkten bzw. eines konventionellen Filtermediums

Die zweite wichtige Änderung beim Bau der Filterelemente bestand deshalb in einer Erhöhung der Stabilität des Packs, um eine Auflockerung zu vermeiden. Das gelang durch den Einsatz von schrägplissierten Abstandshaltern mit einem Neigungswinkel zum Luftstrom von 15° , wie in Bild 6.20 dargestellt /Bus,Flo/. Die Abstandshalter sind so im Faltenpack angebracht, daß die Plissierung benachbarter Abstandshalter eine Art Kreuzmuster bildet. Eine in Bild (6.18b) dargestellte Anordnung benachbarter Abstandshalter, bei der die Packfestigkeit hauptsächlich von der Biegesteifigkeit des Filtermediums abhängt, wird dadurch vermieden.

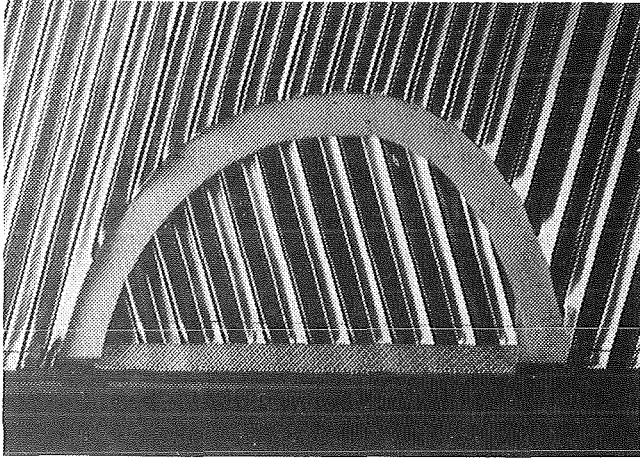


Bild 6.20: Beispiele von schrägplissierten Abstandshaltern aus Aluminium mit umgebördelten Rändern

Der Schadensdifferenzdruck eines mit dieser Art Abstandshalter und einem herkömmlichen Filtermedium gebauten Prototyps wurde in trockener Luft zu 48 kPa gemessen. Nach längerem Betrieb unter Nebelbedingungen kam es bei einem zweiten Element bei 9 kPa zum Schadenseintritt. Das Faltenpack wies praktisch keine Anzeichen einer Auflockerung auf.

Auf der Grundlage der oben genannten Ergebnisse wurden sowohl ein verstärktes Filtermedium als auch schrägplissierte Abstandshalter in den Filterelementen eingeführt. Zusätzlich kam es zu einer ganzen Reihe geringfügiger Änderungen. Bis zu den Grenzen der vorhandenen Versuchsanlagen zeigten die Filterelemente dieser Ausführung in trockener Luft bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten und unter Nebelbedingungen bei Nennvolumenstrom keinen Schaden. Die Meßwerte werden in Bild 6.21 mit den herkömmlichen Ausführungen verglichen.

Die Filterertüchtigung ist unter der Prämisse erfolgt, die Auslegungsdaten der Standardfilterelemente beizubehalten. Daher können bestehende Luftfilteranlagen mit hochfesten Filtern nachgerüstet werden, ohne daß irgendwelche Modifikationen vorgenommen werden müssen. Daß die Filter nicht nur durch erhöhte mechanische Belastbarkeit, sondern auch durch niedrigere mechanische Belastung aufgrund eines geringen Strömungswiderstands (z.B. bessere Drainageeigenschaften etc.) im Nebelbetrieb zu erhöhten Sicherheitsreserven beitragen, ist Bild 5.13 zu entnehmen (s. Kap. 5.3.2).

Während der Entwicklung hochfester Filter lag für Schwebstofffilterelemente keine detaillierte Spezifikation bezüglich deren struktureller Festigkeit vor. Bis heute fehlt noch ein Prüfverfahren, mit dem die Erfüllung solcher Anforderungen überwacht werden kann. Bei dem

damals gültigen Entwurf der KTA-Regel 3601 /KTA10/ wurde im Abschnitt 8.3.1 ganz allgemein Beständigkeit gegenüber hoher Luftfeuchte und Nebelbetrieb gefordert, ebenso Temperaturbeständigkeit und Differenzdruckbelastbarkeit, die in Anlage B2 des Entwurfes etwas genauer definiert waren. Die geforderte Belastbarkeit von 5 kPa im nassen Zustand wurde bei der Veröffentlichung von KTA 3601 als DIN 25 414 durch die Anforderung einer einstündigen Stabilität im Nebelbetrieb bei 1 g/m³ Nebelnässe und Nennvolumenstrom ersetzt. Für die Anforderungen an die mechanische Festigkeit von Filterelementen in feuchter Luft bedeutete das keine ausreichende Verbesserung.

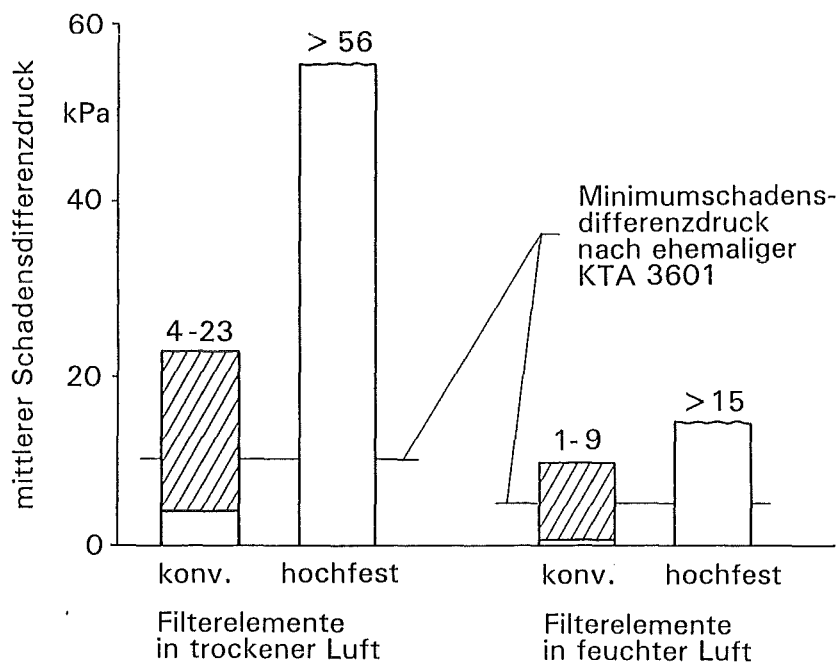


Bild 6.21: Vergleich der Schadensdifferenzdrücke hochfester Schwebstofffilterelemente der Klasse S mit konventionellen Filtern bei trockener Luft bzw. Nebelbetrieb

Um eine Qualitätskontrolle zu ermöglichen, wurden unter Berücksichtigung der Informationen, die im KfK zum Schwebstofffilterverhalten erarbeitet worden sind, eine genauere Spezifikation und ein entsprechender Testzyklus ausgearbeitet. Die Anforderungen bzw. Prüfbedingungen wurden dabei so festgelegt, daß der Forderung der ehemaligen KTA -Regel nach Erfüllung der Leistungsdaten während der gesamten Betriebszeit Rechnung getragen werden sollte. Dieses Prüfverfahren ist in Tabelle 6.2 zusammengestellt. Es ist sehr zeitintensiv und wegen der Nutzung der aufwendigen Prüfanlagen auch recht teuer. Außerdem ist die Durchführung bisher nur im KfK möglich. Dadurch wird die allgemeine Einführung erschwert. Um diese Situation zu ändern, wurde ein einfaches Prüfverfahren vorbereitet, das die Grundlage für eine Methode zur Aufnahme in DIN 25 414 bilden soll /Kuh/.

Tabelle 6.2: Verfahren zur Prüfung der strukturellen Belastbarkeit hochfester Schwebstofffilterelemente der Größe 610x610x292 mm im Neuzustand

Abschnitt	geprüfte Eigenschaft	Prüfmethode, Prüfbedingungen
1	Abscheidegrad u. Leckfreiheit als Eingangsprüfung	nach DIN 24 184 o.ä.
2	Wärmebeständigkeit ohne Belastung	Wärmeschrank 23 h, 130 °C
3	Differenzdruckbelastbarkeit in trockener Luft	Anlage BORA Δp_F -Anstieg: auf 25 kPa in 30 s Δp_{Fmax} : konstante 25 kPa, 60 s Δp_F -Abfall: auf 0 kPa in ca. 30 s
4	Feuchtebeständigkeit	Anlage TAIFUN 20 h, 30 °C, 5 g Nebel pro m ³ gesättigter Luft bei 1700 m ³ /h
5	Abscheidegrad u. Leckfreiheit als Abschlußprüfung	nach DIN 24 184 o.ä.

7. Zusammenfassung

Im Bereich der konventionellen Technik und der Kerntechnik werden Schwebstofffilter der Klasse S eingesetzt, um luftgetragene partikelförmige Stoffe mit extrem hoher Abscheideleistung zurückzuhalten. Um die Sicherheitsreserven dieser Rückhalteeinrichtungen zu bestimmen, müssen sowohl die strömungsdynamischen Belastungen als auch die mechanische Festigkeit der Filtereinheiten bekannt sein. Dies gilt gerade für Störfallereignisse, bei denen hohe Anforderungen an die Filterelemente gestellt werden. Aus der Literatur ist bekannt, daß schon bei bestimmungsgemäßem Betrieb kerntechnischer Lüftungsanlagen mit Luft hoher Feuchte ein Versagen der Filter durch Reißen des Filtermediums auftreten kann. Signifikante irreversible Abnahmen im Filterabscheidegrad sind die Folge.

Ein Ziel der Arbeit war daher die Feststellung der Schadensdifferenzdrücke und -mechanismen der Filterelemente unter Feuchteeinwirkung sowie der zugrundeliegenden physikalischen Phänomene. Diese Erkenntnisse sollten grundlegende Erklärungen für berichtete Versagensfälle liefern und die Basis zur Ertüchtigung von Filtern oder Maßnahmen gegen den Einfluß hoher Luftfeuchte bilden. Zur Simulation von instationären Strömungen in Lüftungsanlagen sollten empirische Modelle für den zeitlichen Differenzdruckverlauf von Filtern bei hohen Luftfeuchten aufgestellt werden.

Zur Bestimmung des zeitlichen Differenzdruckverlaufs und des Schadensdifferenzdrucks wurden zahlreiche Versuche an neuen und im Betrieb mit Feinstaub beladenen Schwebstofffilterelementen unter stationären Betriebsbedingungen durchgeführt. Dabei wurden Bauart, Größe und Hersteller variiert. Die Versuche an konfektionierten Filtern wurden hauptsächlich im Nebelbetrieb bei Wassermassenkonzentrationen zwischen 0,5 und 10 g/m³ gesättigter Luft bei 20 bis 50 °C durchgeführt. Anhand von Filtermedienproben aus unbeladenen und beladenen Filterelementen wurden das Differenzdruckverhalten bei 25 bis 75 °C in Luft hoher relativer Feuchte bis zur Sättigung bestimmt und das Wasserdampfsorptionsverhalten bei 25 °C und Filtrationsgeschwindigkeiten zwischen 0 und 5 cm/s untersucht. Zusätzlich wurde die Zugfestigkeit trockener und feuchter Filterproben gemessen. Die Bestimmung der Wasserabstoßung trockener Proben rundete die experimentelle Arbeit ab.

Die theoretischen Arbeiten umfaßten zum einen die Berechnung der Zugspannungen in tiefgefalteten Filtermedien unter Differenzdruckbeanspruchung. Durch Lokalisierung der höchsten Zugspannung lieferte ein Modell die Erklärung für eine der beiden am häufigsten beobachteten Filterschadensarten, das Auftreten von Rissen in der Faltenseite. Die Bildung von Rissen in den Faltenenden konnte mit dem zweiten Modell nur bedingt erklärt werden. Zum anderen wurde die theoretische Abhängigkeit der Geometrie des Kapillarwassers zwi-

schen Paaren einander berührender Mikropartikeln von u.a. der Luftfeuchte und -temperatur untersucht. Der dominierende Einfluß des Kontaktwinkels zwischen dem eingelagerten Wasser und der Partikeloberfläche auf das berechnete Kapillarwasservolumen erklärt die Wirkung der Imprägnierung, mit der neue Filtermedien wasserabstoßend gemacht werden. Bei neuen unbeladenen Filtermedien gilt die Faserflächenbehandlung als effektive Maßnahme gegen Feuchteeinwirkung.

Die erreichbare Schutzwirkung der Imprägnierung kann durch Normal- und Nebelbetrieb sowie durch das Falten bei der Filterherstellung signifikant beeinträchtigt werden. Während des Betriebs nimmt die Wirkung der Faserflächenbehandlung durch Alterung und Staubbeladung bzw. durch Feuchteeinwirkung ab. Die Abnahme durch Faltung ist auf die Beschädigung der Fasermikrostruktur zurückzuführen, die die effektive Dicke des Filtermediums verringert.

Die übliche konventionelle Meßmethode liefert nur ein qualitatives Maß für die Wasserabstoßung des Filtermediums. Auf der Basis von Orientierungsversuchen konnte die auf diese Weise gemessene Wasserabstoßung mit nur einer Filtereigenschaft korreliert werden. Tendenziell führte eine Verstärkung der wasserabstoßenden Eigenschaften des Mediums zur Verlängerung der zum Aufbau eines Filterdifferenzdrucks von 2 kPa führenden Nebelbetriebszeiten.

Versuche zum zeitlichen Verlauf des Differenzdrucks bei konstant gehaltenen hohen relativen Luftfeuchten zeigten für unbeladene wasserabstoßende Filtermediumproben keine wesentlichen Zunahmen. Diese sind für die Praxis ohne Relevanz. Dagegen wurden bei mit Feinstaub beladenen Filtermedien sehr deutliche Effekte beobachtet.

Bei Raumtemperatur erhöhen sich der maximal erreichte Differenzdruck sowie die Geschwindigkeit des Differenzdruckanstiegs mit zunehmender Staubbeladung oder Filtrationsgeschwindigkeit. Mit steigender relativer Luftfeuchte oberhalb ca. 70% nahmen die Anstiegsgeschwindigkeit ebenso wie der Maximaldifferenzdruck zunächst bei Luftfeuchten bis beispielsweise 85% r. F. zu. Bei weiterer Feuchteerhöhung bis nahe der Sättigung trat eine zunehmende Abflachung der zeitlichen Differenzdruckkurven auf.

Bei zunehmender Temperatur nahmen der Maximaldifferenzdruck sowie die Geschwindigkeit der Differenzdruckzunahme bis zu einer gewissen Temperatur ab. Oberhalb dieser Temperatur waren nur Abnahmen im Differenzdruck zu beobachten. Mit weiter steigender Temperatur sank der minimal erreichte Differenzdruck, und die Geschwindigkeit der Differenzdruckabnahme stieg.

Zwei verschiedene Arten von irreversiblen Staubumlagerungsvorgängen, die Änderungen im Strömungswiderstand des Staubkuchens hervorrufen, dürften durch die Auswirkungen der relativen Luftfeuchte, der Anströmgeschwindigkeit und der Temperatur bedingt sein und dem Differenzdruckverhalten staubbelasteter Filtermedien zugrundeliegen. Es wird davon ausgegangen, daß ein Vorgang eine Erhöhung, der andere ein Absinken des Differenzdrucks bewirkt. Welcher Umlagerungsvorgang den maßgebenden Einfluß auf den Differenzdruck innerhalb eines gegebenen Zeitintervalls ausübt, wird von den Luftstromparametern und den Eigenschaften des Staubkuchens bestimmt.

Alle im Nebelbetrieb untersuchten Filterelemente zeigten mit zunehmender Versuchsdauer ausschließlich Erhöhungen im Differenzdruck. Mit zunehmender Luftanströmgeschwindigkeit, Nebelnässe oder Staubbelastung der Filtermedien stiegen der maximal erreichte Differenzdruck und die Geschwindigkeit der Differenzdruckzunahmen. Weder bei neuen noch bei staubbelasteten Filtern wurde im untersuchten Bereich zwischen 20 und 50 °C eine nennenswerte Temperaturabhängigkeit festgestellt.

Durch eine beschleunigte Drainage des vom Filtermedium abgeschiedenen Wassers konnten günstigere, d.h. flachere, zeitliche Differenzdruckverläufe für fabrikneue, nicht mit Staub beladene Filter im Nebelbetrieb erzielt werden. Die Abstandshaltergeometrie und -anordnung, die Faltenlage, die Oberflächeneigenschaften des Filtermediums sowie die Luftanströmrichtung konnten als primäre Einflußgrößen auf die Drainage identifiziert werden. Allerdings reichten schon kleinere Staubmengen auf dem Medium oder kurze vorherige Nebelwirkung aus, um die Vorteile einer besseren Drainage aufzuheben.

Zur Simulation der zeitlichen Differenzdruckverläufe in feuchter Luft wurden unterschiedliche Zeitfunktionen benutzt, deren empirische Koeffizienten in Abhängigkeit von der Luftfeuchte, -temperatur und -geschwindigkeit ermittelt wurden. Vergleiche der berechneten Verläufe mit den gemessenen Verläufen zeigten gute Übereinstimmungen.

Versagen oder Betriebsstörungen von Schwebstofffiltern infolge einer Einwirkung hoher Luftfeuchte unterliegen einer Reihe von Mechanismen und physikalischen Phänomenen. Das Reißen des Filtermediums in feuchter Luft ist die Folge einer wachsenden Differenzdruckbeanspruchung und einer abnehmenden mechanischen Belastbarkeit mit zunehmender Feuchteeinwirkungsdauer. Besonders schnell können diese beiden Vorgänge bei beladenen Filtern ablaufen. Durch eine Beladung mit Feinstaub kann Kapillarkondensation schon bei 25 °C und relativen Luftfeuchten oberhalb 80% zu einer ungünstigen Wassereinlagerung ins Filtermedium führen. Die resultierende Differenzdruckzunahme erfolgt durch eine Umlagerung des Staubes unter dem Einfluß von kapillaren und aerodynamischen Kräften. Durch eine

Auflockerung des Faltenpacks sowie Verringerungen in der Zugfestigkeit des Filtermediums wirkt sich die Wassereinlagerung ungünstig auf die Filterbelastbarkeit aus. Wachsende Zugspannungen bei einem gegebenen Filterdifferenzdruck, Wechselwirkungen zwischen dem Filtermedium und den Abstandshaltern sowie die Gefahr einer Ermüdung des Filtermediums an Stellen höchster Beanspruchung sind wiederum mit einer Packauflockerung verbunden. Eine zusätzliche Schwächung wird durch den erheblichen Verlust der Zugfestigkeit und Bruchdehnung des Mediums beim Faltungsvorgang während der Filterherstellung verursacht.

Die experimentellen und theoretischen Ergebnisse lieferten die Grundlage sowohl für die Entwicklung hochfester, feuchtebeständiger Filterelemente als auch für die Auslegung einer Typ- und Serienprüfanlage zur Qualifikation und Qualitätssicherung dieser Filter. Bei der Filterentwicklung ging es vor allem darum, ausreichende Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen im gefalteten nassen Zustand zu gewährleisten sowie Packauflockerungen unter Feuchteeinwirkung zu vermeiden. Die Benutzung eines mit einem Stützgewebe versehenen Filtermediums sowie eine verbesserte Abstandshaltergeometrie und -anordnung gewährleisten mechanische Belastbarkeiten von über 56 kPa in trockener Luft und über 15 kPa im Nebelbetrieb; das sind um etwa eine Zehnerpotenz verbesserte Werte gegenüber denen herkömmlicher Filter.

Die jetzt auf dem Markt erhältlichen hochfesten Filterelemente sollten im Neuzustand kombinierten Differenzdruck- und Feuchtebeanspruchungen bei bestimmungsgemäßem Betrieb mit Sicherheitsfaktoren von 1,5 standhalten. Dieser Wert bezieht sich auf eine typische maximale Gebläsepressung von 10 kPa und eine strukturelle Filterbelastbarkeit von > 15 kPa für fabrikneue Filter im nassen Zustand. Der Einsatz von hochfesten Filtern kann jedoch Ausfälle von Lüftungsanlagen aufgrund eines zu hohen Filterströmungswiderstands durch Feuchteeinwirkung nicht ausschließen. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit einer Überprüfung der Wirksamkeit von Tropfenabscheidern und Lufterhitzern unter störfalltypischen instationären Betriebsbedingungen sowie der genauen Festlegung von deren Kenngrößen in Normen und Richtlinien.

In diesem Rahmen sind auch noch diejenigen feuchte- und temperaturabhängigen Phänomene zu klären, die die Staubumlagerung unter Feuchteeinwirkung verursachen und dadurch die Änderungen im Filterdifferenzdruck beeinflussen. Von sicherheitstechnischer Bedeutung ist eine mögliche Steuerung des Differenzdruckverlaufs von mit Feinstaub beladenen Filtern auf unschädliche Werte durch Regelung der Temperatur bei Einhaltung bestimmter Bedingungen für die relative Luftfeuchte.

8. Anhang

A1 Definitionen relevanter Begriffe

A1.1 Allgemeine Definition des Begriffs "hohe Luftfeuchte"

Man spricht dann von "hoher Luftfeuchte" an einer Komponente der Lüftungsanlage k_i , wenn die dort herrschende kritische Luftfeuchte $Y_{k_i}^*$ eine Änderung der Lüftungskenngröße l_j (z.B. Abscheidegrad, Differenzdruck etc.) hervorruft.

Dies wird mathematisch durch

$$Y_{k_i}(t) \leq Y_{k_i}^*, l_j \Rightarrow \frac{dl_{j_{k_i}}}{dY_{k_i}(t)} \simeq 0 \quad (\text{A1.1})$$

und

$$Y_{k_i}(t) > Y_{k_i}^*, l_j \Rightarrow \frac{dl_{j_{k_i}}}{dY_{k_i}(t)} \neq 0 \quad (\text{A1.2})$$

worin

$$i = 1, 2, 3, \dots, m,$$

$$j = 1, 2, 3, \dots, n,$$

$$\begin{aligned} K &= \{k_1, k_2, k_3, \dots, k_m\} \\ &= \{k_i : k_i \text{ die } i. \text{ LFA - Komponente ist} \}, \end{aligned} \quad (\text{A1.3})$$

und

$$\begin{aligned} L_{k_i} &= \{l_{1_{k_i}}, l_{2_{k_i}}, l_{3_{k_i}}, \dots, l_{n_{k_i}}\} \\ &= \{l_{j_{k_i}} : l_{j_{k_i}} \text{ die } j. \text{ Leistungskenngröße} \\ &\quad \text{der } i. \text{ LFA - Komponente } k_i \text{ ist}\} \end{aligned} \quad (\text{A1.4})$$

ausgedrückt. In

$$\begin{aligned} Y_{k_i}^* &= \{Y_{k_i}, l_j : \text{Gleichungen (A1.1) und (A1.2) gelten}\}; \\ &\quad \text{bei } j = 1, 2, 3, \dots, n \end{aligned} \quad (\text{A1.5})$$

ist $Y_{k_i}^*$ die niedrigste (kritische) Luftfeuchte und deshalb $l_{j_{k_i}}$ die empfindlichste Leistungskenngröße der Komponente k_i , gegenüber Feuchteeinwirkung.

A1.2 Definitionen und Verhältnisse der Differenzdrücke in kerntechnischen Luftfilteranlagen bei hohen Luftfeuchten

Die Verteilung der Differenzdrücke über die einzelnen Komponenten einer einfachen Luftfilteranlage ist in Bild A1.1 schematisch dargestellt. Auch die Auswirkungen einer Volumenstromquelle im Kontrollbereich \dot{V}_Q auf die einzelnen Absolutdrücke und das Vorzeichen des Gebläsedifferenzdrucks werden in diesem Bild schematisch gezeigt.

Wenn durch Definition

$$\Delta p_Q(t) = p_B(t) - p_{B\ N}(t), \quad (\text{A1.6})$$

$$\Delta p_B(t) = p_B(t) - p_U(t) \quad (\text{A1.7a})$$

und

$$(-\Delta p_{B\ N}) = p_{B\ N}(t) - p_U(t) \quad (\text{A1.7b})$$

dann folgen

$$\Delta p_B(t) = \Delta p_Q(t) + (-\Delta p_{B\ N}) = \Delta p_Q(t) - \Delta p_{B\ N}, \quad (\text{A1.8})$$

$$\dot{V}_Q(t) = 0 \Rightarrow \Delta p_Q(t) = 0 \Rightarrow \Delta p_B(t) = \Delta p_{B\ N} \quad (\text{A1.9a})$$

und

$$\dot{V}_Q(t) > 0 \Rightarrow \Delta p_Q(t) > 0 \Rightarrow p_B(t) > p_{B\ N}. \quad (\text{A1.9b})$$

Wenn auch per Definition

$$\sum_{i=1}^{n-1} \Delta p_{k_i}(\dot{V}_L) = \Delta p_T(\dot{V}_L) + \Delta p_H(\dot{V}_L) +$$

$$\Delta p_V(\dot{V}_L) + \Delta p_A(\dot{V}_L) + \Delta p_N(\dot{V}_L) + \Delta p_K(\dot{V}_L) \quad (\text{A1.10})$$

und

$$\Delta p_{k_n}(\dot{V}_L) = \Delta p_F(\dot{V}_L) \quad (\text{A1.11})$$

ist der gesamte Differenzdruck über die Luftfilteranlage durch

$$\Delta p_L = \sum_{i=1}^n \Delta p_{k_i} + \Delta p_R \quad (\text{A1.12})$$

gegeben.

Differenzdruckstelle in einer Luftfilteranlage

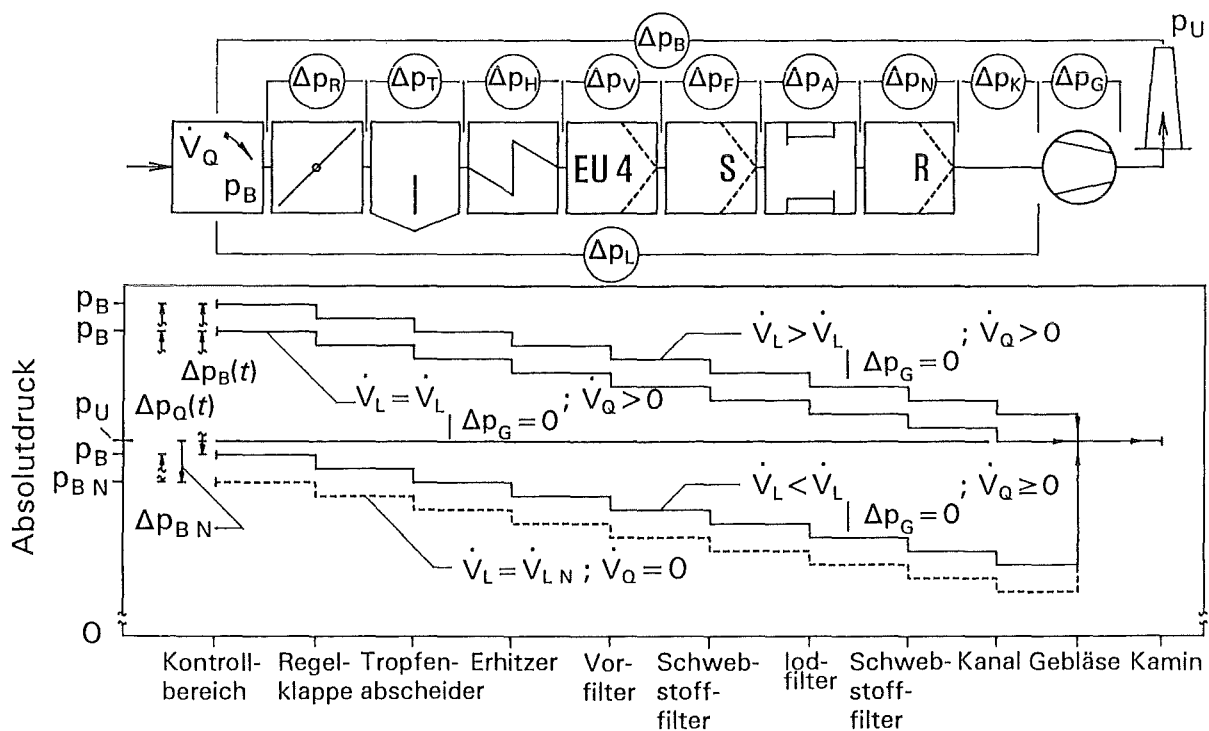


Bild A1.1: Verteilung der Differenzdrücke in einer einfachen Luftfilteranlage und Definitionen von $\Delta p_Q(t)$ bzw. $\Delta p_B(t)$ bei $\dot{V}_L < , =$ und $> \dot{V}_L$ | $\Delta p_G = 0$ für $\dot{V}_Q(t) \geq 0$ (schem.)

Durch die Definitionen und Beziehungen von Gl. (A1.6) – (A1.12) kann gezeigt werden, daß bei stationären Betriebsbedingungen

$$\Delta p_F = \Delta p_Q - \Delta p_{B,N} + \Delta p_G - \sum_{i=1}^{n-1} \Delta p_{k_i} - \Delta p_R; \quad \dot{V}_L \leq \dot{V}_L | \Delta p_G = 0 \quad (\text{A1.13})$$

und

$$\Delta p_F = \Delta p_Q - \Delta p_{B N} - \Delta p_G - \sum_{i=1}^{n-1} \Delta p_{k_i} - \Delta p_R; \quad \dot{V}_L > \dot{V}_L |_{\Delta p_G = 0}. \quad (\text{A1.14})$$

Mit Hilfe von Gl. (A1.13) und (A1.14) können die äußeren Grenzen der möglichen Änderungen im Filterdifferenzdruck durch hohe Luftfeuchte und Volumenstromveränderungen (Kap. 3.1.1.3) festgelegt werden.

A2 Tabellen zum Feuchteeinfluß auf Schwebstofffilter

Tabelle A2.1: Anhaltspunkte für die Betriebsbedingungen in Luftfilteranlagen von wasser-gekühlten Kernreaktoren während des bestimmungsgemäßen Betriebs bzw. eines Kühlmittelverluststörfalls (nach /r152, Gro/ und eigenen Abschätzungen)

Luftstromparameter		Während des bestimmungsgemäßen Betriebs		Während eines Kühlmittelverluststörfalls ⁽¹⁾	
Ort:		in LFA innerhalb des Sicherheitsbehälters			
Temperatur	(°C)	15 – 50		≤ 140	
Absolutdruck	(bar)	< 1		≤ ca. 5	
Luftgeschwindigkeit	(m/s)	< 5		> 5	
Δp über LFA	(kPa)	< 10		> 10	
Ort:		vor Tropfenabscheidern	an Filtern der Klasse S	vor Tropfenabscheidern	an Filtern der Klasse S
relative Luftfeuchte ⁽²⁾	(% r.F.)	> 100	≤ 70	>> 100	≤ 100
Nebelnäse ⁽³⁾	(g/m ³)	< 0,5	< 0,1	< 100	≥ ca. 0,5
Differenzdruck	(kPa)	–	< 5	–	≥ 10

⁽¹⁾ Schätzwerte

⁽²⁾ Werte bezogen auf Dauerbetrieb unter der Voraussetzung, daß die vorgeschalteten Tropfenabscheider und Lufterhitzer nicht versagen

⁽³⁾ Spitzenwerte bezogen auf kurzzeitige Nebelbeaufschlagung

Tabelle A2.2: Zusammenfassung der Klassifizierung von Schwebstofffilterelementen zum Einsatz in raumluftechnischen Anlagen (nach /Din19, Din20, Eur9/ und Verkaufsunterlagen verschiedener Filterhersteller)

Filter- klasse	Filter- norm	Abscheidecharakteristik		Δp_F (Pa)	Anwendungsbereiche
		η^* / η (%)	Partikeln des Prüfaerosols		
EU 1-4	Eurovent 4/5	$\eta_E^* < 65$ zu $\eta_E^* > 90$ ⁽¹⁾	künstlicher Staub	10 - 60	Produktions- u. Lagerhallen Büros, Labors
EU 5-9		$\eta_E \geq 40$ zu $\eta_E \geq 95$ ⁽²⁾	atmosphär. Staub		
R	DIN 24 184	$\eta_F \geq 98,0$	ca. $0,4 \mu m \phi$	120	Pharmaindustrie
S		$\eta_F \geq 99,97$	Öltropfen	≤ 250	Kerntechnik
T	-	$\eta_F \geq 99,995$	$0,1 \mu m \phi$ Staub	300	Reinraumtechnik
U		$\eta_F \geq 99,99995$		400	Halbleiter- herstellung

⁽¹⁾ η_E^* = Wirkungsgrad nach Eurovent 4/5 /Eur9/

⁽²⁾ η_E = Abscheidegrad nach Eurovent 4/5 /Eur9/

Tabelle A2.3: Leistungsdaten und empfohlene Betriebsbedingungen für Schwebstofffilterelemente der Klasse S.

Parameter	Wert; Bereich	Norm; Literaturstelle, /xx/	
Vorhandensein von Leckagen	keine erlaubt	DIN 24 184	
Abscheidegrad ⁽¹⁾ – von neuen Filtern bei \dot{V}_{FN}	$\geq 99,97\%$	DIN 24184	
Filterdifferenzdruck – von neuen Filtern bei \dot{V}_{FN}	≤ 250 Pa	MIL-F-51068	
Prüfdifferenzdruck – von neuen Filtern mit Filtermedium	trocken:	10 kPa	DIN 25 414
	naß:	2,5 kPa	MIL-F-51068
V_{FN} beim Filtereintritt ⁽²⁾	0,3 – 2,5 m/s	–	
rohluftseitige Staubkonzentration	$< 0,1$ mg/m ³	–	
max. Betriebs- temperatur für Filter mit	Holzrahmen:	120 °C	–
	Metallrahmen:	250 °C	–
Feuchtebeständigkeit – in Dauerbetrieb mit Filtermedium	unbeladen:	$\leq 90\%$ r. F.	DIN 25 414
	beladen:	$\leq 70\%$ r. F.	/R151/
– bei wiederholter, kurzer Taupunktunterschreitung im Betrieb		$N > 0$ g/m ³	DIN 25 414
Standzeit	bis 36 Monate	DIN 25 414	
max. Enddifferenzdruck beim Filterwechsel	ca. 800 – 1200 Pa	–	
Entflammbarkeit	Klasse K1 u. F1 ⁽³⁾	DIN 25 414	
Bestrahlungsbeständigkeit	$\geq 10^4$ J/kg	DIN 25 414	
Stabilität neuer Filterpacks ⁽⁴⁾ – max. erlaubter Packspielraum	3,2 mm	/IES2/	
Rüttelbeständigkeit	kein Schaden nach 0,25 h bei 3,3 Hz und Amplitude von 19 mm	MIL-F-51069	

(1) gegen Ölnebeltröpfchen mit $0,3 \leq D_p \leq 0,5$ μm

(2) bei $V_{mN} = 2,5$ cm/s; von Filterbauart und gesamter Filtermediumanströmfläche abhängig

(3) nach DIN 53 438

(4) nur auf tiefgefaltete Packs bezogen

Tabelle A2.4: Standardabmessungen und Nennvolumenströme von Schwebstofffilterelementen der Klasse S für kerntechnische Anwendungen

Rahmenabmessungen (mm)			F_m (m ²) tief- gefaltet	Nennvolumenstrom ⁽¹⁾ (m ³ /h)		
Breite	Höhe	Tiefe		konv.	tiefgefaltet für erhöhten Durchsatz	V- Bauweise für erhöhten Durchsatz
203	203	78	0.33	30	–	–
203	203	149	0.78	70	–	–
305	305	149	1.9	170	–	–
305	305	292	3.9	350	–	–
610	610	149	9.4	850	–	–
610	610	292	19.0	1700	2500	3000
762	610	292	23.0	2100	3100	–

⁽¹⁾ auf $V_{mN} = 2.5 \text{ cm/s}$, $\Delta p_m \approx 180 \text{ Pa}$ und $\Delta p_F \leq 250 \text{ Pa}$ bezogen

Tabelle A2.5: Geforderte und typische Eigenschaften von neuen, nicht beladenen Glasfaserfiltermedien der Klasse S mit organischem Binder

Eigenschaft	Wert; Bereich	Norm
Faserdurchmesser	0,1 – 1,0 μm	–
mittlere Faserlänge	ca. 1000 μm	–
Nennfiltrationsgeschwindigkeit	2,5 cm/s	–
Abscheidegrad ^{(1) (2)}	> 99,97%	MIL-F-51079
Differenzdruck ⁽²⁾	< 188 Pa	MIL-F-51079
Porosität	0,90 – 0,95	–
Flächengewicht	ca. 80 g/m ²	–
Dicke	\geq 0,38 mm	MIL-F-51079
Zugfestigkeit ⁽³⁾	\geq 22 N/50 mm	MIL-F-51079
Bruchdehnung ⁽³⁾	\geq 0,5%	MIL-F-51079
Wasserabstoßung (hydrophobe Eigenschaft)	\geq 4 kPa	DIN 25 414
	\geq 5 kPa	MIL-F-51079
Staubspeichervermögen ⁽⁴⁾	1 – 200 g/m ²	–
spezifische Oberfläche	ca. 1 m ² /g	–
brennbarer Anteil	\leq 7% (Gew.)	MIL-F-51079
Bestrahlungsbeständigkeit	verschiedene Anforderungen	MIL-F-51079
Temperaturbeständigkeit	"	MIL-F-51079
Biegebeständigkeit	–	MIL-F-51079
nicht keimwachstumsfördernd	–	MIL-F-51079

(1) gegen 0,3 μm ϕ Tropfen von DOP

(2) bei $V_{mN} = 2,5$ cm/s und $\varphi_m \leq 70\%$ r. F.

(3) Wert für trockene, nicht gefaltete Proben in Längsrichtung

(4) stark von Partikeleigenschaften abhängig

Tabelle A2.6: Typische Zugfestigkeiten und Bruchdehnung von Filterelementbauteilen im trockenen Zustand bei Raumtemperatur (nach /Mark/ und eigenen Messungen)

Bauteil: (Material)	Dicke (mm)	Zugfestigkeit		Bruchdehnung (%)
		(kN/cm ²)	(kN/cm)	
Filtermedium: (Glasfaserpapier)	0,5	0,2	0,01	1,5
verstärktes Filtermedium: (Glasfaserpapier + Glasfaserverstärkungsgewebe)	0,55	3,2	0,16	2,0
Abstandshalter: (Aluminium)	0,035	14	0,06	4
Dichtung: (Schaumgummi)	6	6	3,6	400
Vergußmasse: (Polyurethan)	5	14	7	1000
Rahmen: (Sperrholz)	19	5	9,5	0,5

Tabelle A2.7a: Zusammenfassung typischer Betriebsbedingungen und Abscheideeigenschaften verschiedener Tropfenabscheiderarten⁽¹⁾

Tropfen- abscheidertyp	Betriebsbedingungen			Abscheideeigenschaften	
	V_m bzw. V_e (m/s)	Δp_T (Pa)	$N_{T \max}$ (g/m ³)	D_p für $T(D_p) \geq 0,9999$	$\bar{T}(D_p)$ für $1 \leq D_p \leq 10 \mu\text{m}$
Lamellen	4	~ 100	~ 10	> ca. 20 μm	< 0,5
gelochtes Blech u. Prallplatte	3	~ 2000	~ 10	> ca. 50 μm	> 0,99
Fasermatte ⁽²⁾ oder -gewebe	2	~ 250	~ 100	> ca. 10 μm	> 0,95
Tiefbett- ⁽³⁾ faserpack	0,02	~ 600	~ 1	> ca. 5 μm	> 0,999
Zyklon (D = 0,15 m)	8	~ 1500	~ 100	> ca. 5 μm	> 0,9

(1) Nach /Bür1, Bür2, Bür3, Bür5, Fur, Nag/ und eigenen Meßergebnissen

(2) $D_f = 20 \mu\text{m}$

(3) $D_f = 5 \mu\text{m}$, $d_m = 50 \text{ mm}$, $\rho_m = 300 \text{ kg/m}^3$

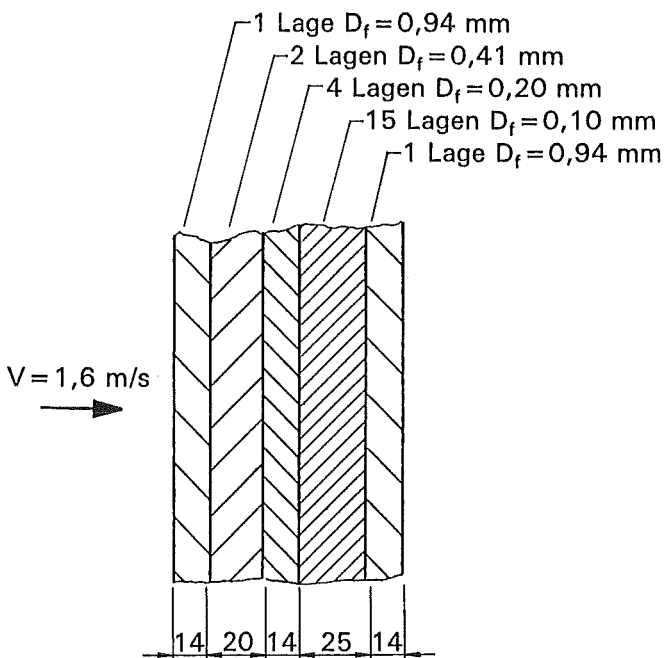
Tabelle A2.7b: Zusammenfassung der Eigenschaften und Kenndaten dreier verschiedener Tropfenabscheider ähnlich denjenigen, die in deutschen Kernkraftwerken eingesetzt werden ⁽¹⁾

Bezeichnung	Typ ⁽³⁾	Luftanströmgeschwindigkeit $V_{T_m N}$ $V_{T_e N}$ (m/s)		Differenzdruck bei $V_{T N}$ Δp_{Tt} (Pa)	$TG_3^{(2)}$	$\bar{T}_T(D_p)$
T1	Lamellen	–	4	90	0,17	–0,18
T2	Lamellen	–	4	125	0,69	0,10
T3	gerichtetes Gestrück	1,6	–	320	0,95	0,83

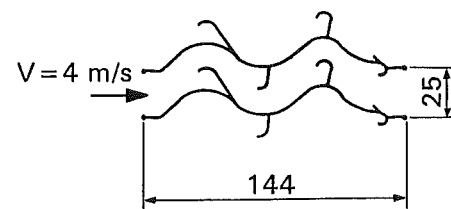
(1) nach eigenen Messungen

(2) für $1,6 \leq D_p \leq 10 \mu\text{m}$ und $Q_3 T_u(D_p)$ von Bild 4.5 bei $\vartheta = 50^\circ\text{C}$ und $N_T \approx 10 \text{ g/m}^3$

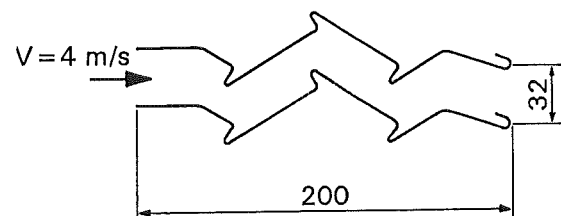
(3) s. Bild A2.1 für Profilgeometrie



(a) Gerichtetes Gestrück aus Kunststoff (T3).



(b) Lamellen aus Kunststoff (T2)



(c) Lamellen aus Edelstahl (T1)

Bild A2.1: Profile der untersuchten Tropfenabscheider (Maße in mm)

Tabelle A2.8: Zusammenfassung der Anforderungen und Spezifikationen kerntechnischer Richtlinien hinsichtlich des Vorhandenseins bzw. der Mindestleistungseigenschaften von Maßnahmen gegen das Auftreten oder die Einwirkung hoher Luftfeuchte an Filterelementen der Klasse S

Maßnahme gegen das Auftreten bzw. die Einwirkung hoher Luftfeuchte an Filterelementen	Norm oder Richtlinie ⁽¹⁾		
	DIN 25 414	/r114/	/r152/
<u>Tropfenabscheider</u>			
im bestimmungsgemäßen Betrieb	v / \bar{s}	\bar{v} / \bar{s}	—
unter Störfallbedingungen	v / \bar{s}	—	v / s
<u>Lufterhitzer</u>			
im bestimmungsgemäßen Betrieb	v / \bar{s}	v / s	—
unter Störfallbedingungen	v / \bar{s}	—	v / s
<u>Wasserabstoßung vom Filtermedium im Neuzustand</u>	v / s	v / s	v / s
<u>mech. Belastbarkeit des Filters</u>			
trocken	v / s	\bar{v} / \bar{s}	\bar{v} / \bar{s}
naß	\bar{v} / \bar{s}	v / s	v / s
$Y_{F N_{max}}$			
im bestimmungsgemäßen Betrieb	\bar{v} / \bar{s}	v / s	—
unter Störfallbedingungen	\bar{v} / \bar{s}	—	v / s
$\Delta p_{Fs} > \Delta p_{k_i s}^* ; \Delta p_{G_{max}}$	\bar{v} / \bar{s}	\bar{v} / \bar{s}	—

⁽¹⁾ v = Maßnahme verlangt, \bar{v} = Maßnahme nicht verlangt

s = Mindestleistung spezifiziert, \bar{s} = Mindestleistung nicht spezifiziert

Tabelle A2.9: Anforderung an die Leistung von Tropfenabscheidern in kerntechnischen Luftfilteranlagen nach verschiedenen Richtlinien und Literaturstellen

Leistungseigenschaft	Richtlinie oder Literaturstelle			
	DIN 25 414	/AN59/	/Bur5/	/Gri/
$\bar{T}_T(D_p)^{(1)}$	–	> 0,99	> 0,99	> 0,99
bezogen auf	–	$5 \leq D_p \leq 10 \mu\text{m}$	$1 \leq D_p \leq 10 \mu\text{m}$	$1 \leq D_p \leq 10 \mu\text{m}$
$\bar{T}_T(D_p)^{(2)}$	–	> 0,99	> 0,999	–
bezogen auf	–	–	$1 \leq D_p \leq 2000 \mu\text{m}$	–
$\Delta p_{TN}^{(3)}$ (Pa)	–	–	–	≤ 250
Betriebsbedingungen				
$q_{0Tu}(D_p) \left[\frac{1}{\mu\text{m}} \right]$	–	–	–	–
κ_T (–)	–	–	–	–
N_{Tu} (g/m ³)	–	28 ± 4	–	$< 1^{(4)}$ $110^{(5)}$
V_{Te} (m/s)	–	–	$1,3 \leq V_{Te} \leq 13$	1,4
ϑ_{Tmax} (°C)	–	–	160	132
Do_T (Rad)	–	–	10^6	–

(1) als $\bar{T}_0(D_p)$ von Zitatstellen angegeben

(2) als $\bar{T}_3(D_p)$ von Zitatstellen angegeben

(3) bei $V_{Te} = 1,5 \text{ m/s}$

(4) bei $D_p \leq 10 \mu\text{m}$

(5) bei $D_p > 10 \mu\text{m}$

Tabelle A2.10: Bereiche der Versuchsbedingungen sowie die Meß- und Regelcharakteristiken der Anlage TAIFUN

Versuchsparameter	Betriebsbereich	Meßunsicherheit	Regeltoleranz
<u>in der Anlage</u>			
Luftstrom (m ³ /h)	400 – 2000	± 2 % d.MWs ⁽¹⁾	± 5 % d.MWs
Lufttemperatur (°C)	10 – 150	± 0,05	± 0,1
Luftfeuchte φ (% r. F.)	30 – 99	± 0,5	± 1,0
Nebelnässe N (g/m ³)	0,5 – 10	f(N, \dot{V}) ⁽⁴⁾	< ± 10% d.MWs
Absolutdruck (kPa)	0 – 500	± 2 % d.MWs	± 5 % d.MWs
<u>am Testfilterelement</u>			
Anströmgeschwindigkeit ⁽²⁾ (m/s)	0 – 1,7	± 2 % d.MWs	± 5 % d.MWs
Differenzdruck ⁽³⁾ (kPa)	0 – ca. 12	± 2 % d.MWs	–
Feuchtegehalt (kg)	< 60	± 0,001	–
max. Anströmfläche quer zum Luftstrom (m ²)	0,33	–	–
Luftkonditionierungszeit (h)	4 – 8	–	–

(1) d.MWs: des Meßwerts

(2) auf maximale Anströmfläche von 0,33 m² bezogen

(3) bei $\dot{V}_F \leq 1700 \text{ m}^3/\text{h}$, $\vartheta \leq 100^\circ\text{C}$ und $P_a \leq 100 \text{ kPa}$

(4) s. Bild 4.6

Tabelle A2.11: Bereiche der Versuchsbedingungen sowie die Meß- und Regelcharakteristiken der Anlage LÜFTER

Versuchsparameter	Betriebsbereich	Meßunsicherheit	Regeltoleranz
<u>in der Anlage</u>			
Luftstrom (m ³ /h)	0 – 1,7	± 0,003	± 0,006
Lufttemperatur (°C)	20 – 80	± 0,05	± 0,1 ⁽¹⁾
Luftfeuchte (% r. F.)	40 – 99	= f(φ , ϑ) ⁽²⁾	± 1,0 ⁽¹⁾
Überdruck (kPa)	0 – 20	–	–
<u>an der Filtermediumprobe</u>			
Anströmgeschwindigkeit (cm/s)	0 – 10	± 0,01	± 0,02
Differenzdruck ⁽³⁾ (kPa)	0 – 15	± 0,01	–
Feuchtegehalt (g/m ²)	1 – 500	± 0,1	–
Anströmfläche (cm ²)	80	–	–
Luftkonditionierungszeit (h)	0,5 – 1	–	–

(1) bei konstanter Raumlufthtemperatur

(2) s. Bild 4.8

(3) bei $V_m \leq 5$ cm/s

Tabelle A2.12a: Einfluß verschiedener Faktoren auf den Restwert der Wasserabstoßung neuer Glasfaserfiltermedien der Klasse S

Einflußgröße	Restwert der Wasserabstoßung		Anzahl der getesteten Filterelemente
	Mittelwert	Streubereich	
Normalbetrieb (nach ca. 24 Monaten)	50	20 – 65	5
Nebelbetrieb bis Δp_{F_s} (nach Trocknung)	65	20 – 90	19
Faltung während der Filterherstellung	75	45 – 95	11

Tabelle A2.12b: Lineare Abhängigkeit verschiedener Parameter von der Wasserabstoßung des Filtermediums gemessen nach DIN 25 414 /Din16/

Filtermedium- bzw. Filter- parameter	Abhängigkeit von Wasserabstoßung	r_k	Anzahl der getesteten Filterelemente
Nebelbetriebs- dauer bis zu $\Delta p_F = 2 \text{ kPa}$ bei $N = 5 \text{ g/m}^2$ und $\vartheta = 20 \text{ }^\circ\text{C}$	$t = 0,25 \Gamma + 0,42$	0,57	14
Filtermedium- wassergehalt bei 94% r. F. und $\vartheta = 25 \text{ }^\circ\text{C}$	$\Psi_m = - 0,257 \Gamma + 4,88$	0,41	6
Filtermedium- restzugfestigkeit nach 1 h bei 99% r. F. und $\vartheta = 25 \text{ }^\circ\text{C}$	$\frac{Z_m}{Z_{m_t}} = 1,06 E^{-2} \Gamma + 0,924$	0,08	3
Filtermedium- restzugfestigkeit nach 1 h im nassen Zustand bei $\vartheta = 25 \text{ }^\circ\text{C}$	$\frac{Z_m}{Z_{m_t}} = 2,82 \Gamma + 13,3$	0,44	14

Tabelle A2.13: Einfluß verschiedener Faktoren auf die Restzugfestigkeit neuer Glasfaserfiltermedien der Klasse S in Laufrichtung

Einflußgröße	Restzugfestigkeit (%)		Anzahl der getesteten Filterelemente
	Mittelwert	Streubereich	
Temperatur /Alf/ (nach 1 h bei 250 °C)	30	25 – 35	3
Nässe (naß nach 1 h Einwirkungszeit)	40	15 – 75	22
Faltung während der Filterherstellung	50	20 – 75	23
Nebelbetrieb bis Δp_{F_s} (nach Trocknung)	65	50 – 90	30
hohe relative Luftfeuchte (bei 99 % r. F. nach 1 h) – staubbeladene Proben	75	65 – 85	4
– nicht beladene Proben	95	90 – 100	3
Normalbetrieb (nach ca. 24 Monaten)	85	65 – 100	8
erhöhter Differenzdruck (nach 3 s bei ca. 20 kPa)	85	75 – 95	12

Tabelle A2.14: Einfluß verschiedener Faktoren auf die Restbruchdehnung neuer Glasfaserfiltermedien der Klasse S in Laufrichtung

Einflußgröße	Restbruchdehnung (%)		Anzahl der getesteten Filterelemente
	Mittelwert	Streubereich	
Faltung während der Filterherstellung	40	20 – 60	23
Temperatur /Alf/ (nach 1 h bei 250 ° C)	45	35 – 55	3
erhöhter Differenzdruck (nach 3 s bei ca. 20 kPa)	80	45 – 95	12
Nässe (naß nach 1 h Einwirkungszeit)	85	45 – 160	22
hohe relative Luftfeuchte (bei 99 % r. F. nach 1 h) – nicht beladene Proben	90	85 – 90	3
– staubbeladene Proben	95	90 – 100	4
Nebelbetrieb bis Δp_{F_s} (nach Trocknung)	105	60 – 150	30
Normalbetrieb (nach ca. 24 Monaten)	110	85 – 125	8

A3 Modell zur Gestalt des Kapillarwassers zwischen zwei Mikrokugeln

Da abgeschiedene Feinstaubpartikel in Schwebstoffiltermedien der Klasse S schon bei relativen Luftfeuchten oberhalb von 80% bei Raumtemperatur zum Filterversagen führen können, wurde ein Modell entwickelt /Gla1, Gla2/, um die primären Einflußgrößen und deren Wirkungen auf das im Gleichgewichtszustand befindliche Kapillarwasser in staubbeladenen Filtermedien theoretisch zu klären. Die Ableitung des sogenannten Nodoid – Modells und ein Vergleich von berechneten Kapillarwassermassen mit den durch ein Modell nach *Chen* /Che1, Che2/ ermittelten werden dargestellt.

A3.1 Physikalische Grundlage der Kapillarkondensation

Nach *Poersch* /Poe/ ist die bei $\varphi \leq 100\%$ r. F. stattfindende Kapillarkondensation die:

"Aufnahme und Bindung des Dampfs in den Kapillaren unter Bildung eines Kondensats. Die Dampfkondensation entsteht durch Verminderung des Sättigungsdampfdruckes über den gekrümmten Flüssigkeitsmenisken unter dem Einfluß kapillarer Kräfte. Physikalisch ist sie eine typische Erscheinung der Grenzflächenspannung ...".

Dies ist eine der Arten von Feuchtigkeitsbindung unter dem Sammelbegriff Adsorption, die über Bindungskräfte, wie Dipolwechselwirkungen und *van-der-Waalssche* Kräfte, zwischen einer Festkörperoberfläche und den angezogenen Gasmolekülen wirken.

Die Änderung des Sättigungsdampfdruckes $p_{wS}(\bar{r})$ über einer gekrümmten Oberfläche ist durch die *Kelvinsche* Gleichung gegeben:

$$p_{wS}(\bar{r}) = p_{wS}(\bar{r} = \infty, \vartheta) \cdot e^{\left[\frac{2\sigma \cdot \hat{V}_W}{R \cdot \vartheta \cdot \bar{r}} \right]} \quad (\text{A3.1})$$

worin

$$\frac{1}{\bar{r}} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2} \right] \quad (\text{A3.2})$$

die mittlere Krümmung C ist.

Die Variablen a_1 und a_2 sind die Krümmungsradien zweier zueinander senkrechter Kurven durch einen Punkt P (Hauptkrümmungsradien: s. Bild A3.2), wobei ein Radius kleiner

als Null ist, wenn der Krümmungsmittelpunkt außerhalb der flüssigen Phase liegt (d.h. konkave Oberfläche).

Gl. (A3.2) läßt sich aus der Gleichung von *Laplace /Fal/* für den Druckunterschied zweier Systeme, die durch eine Grenzfläche der Krümmung $1/\bar{r}$ und der Grenzflächenspannung σ getrennt sind,

$$\Delta p = \frac{2\sigma}{\bar{r}}, \quad (\text{A3.3})$$

sowie aus der Bedingung ableiten, daß im Gleichgewicht das chemische Potential beider Phasen gleich sein muß. Der Differenzdruck Δp wird als Kapillardruck p_k bezeichnet /Shu2/.

Es wurden hierbei folgende Annahmen gemacht:

1. Die flüssige Phase ist inkompressibel, d.h. ihr Molvolumen \hat{V}_w hängt nicht vom Druck ab.
2. Die Dampfphase verhält sich als ideales Gas. Es gilt also

$$p_a \cdot \hat{V}_w = R \cdot \vartheta. \quad (\text{A3.4})$$

3. Das Molvolumen \hat{V}_w der flüssigen Phase kann gegenüber dem Molvolumen \hat{V}_w der Dampfphase vernachlässigt werden

$$\hat{V}_w \gg \hat{V}_w.$$

Diese Annahmen sind für Wasser im betrachteten Temperaturbereich von 0 – 100 °C mit ausreichender Genauigkeit erfüllt.

Aus den Gleichungen (A3.1) und (A3.2) sowie der Definition der relativen Luftfeuchte

$$\varphi = \frac{p_w}{p_{wS}(\vartheta)}$$

und der Voraussetzung, daß beim Gleichgewicht

$$p_{wS}(\bar{r}) = p_w$$

folgt

$$C = \frac{R \cdot \vartheta \cdot \rho_w(\vartheta) \cdot \ln \varphi}{2\hat{m}_w \cdot \sigma(\vartheta)}. \quad (\text{A3.5})$$

Zur Berechnung der Gestalt des Kapillarwassers sind luft-, grenzflächen- sowie feststoffspezifische Größen zu berücksichtigen. Die luftspezifischen Größen sind hauptsächlich die Luftfeuchte und die Temperatur. Dazu kommen die Temperaturabhängigkeiten der Oberflächenspannung und des Molvolumens bzw. der Wasserdichte, so daß die Temperatur auch indirekt die sorbierte Wassermenge beeinflusst. Grenzflächenspezifische Größen (Bild A3.1)

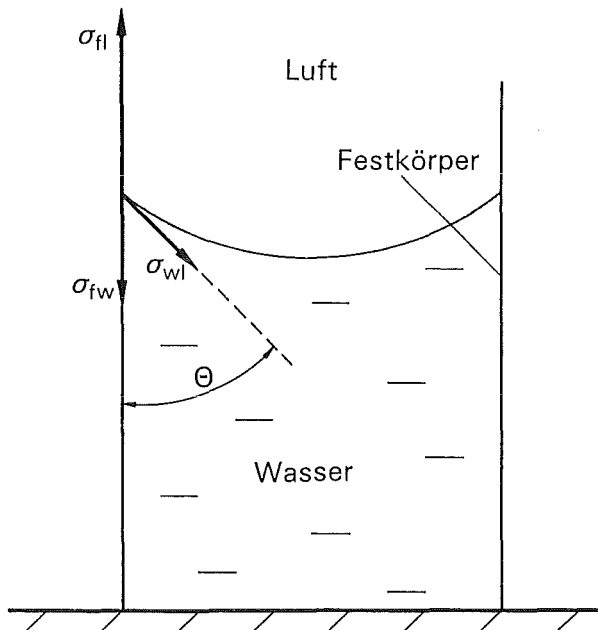


Bild A3.1: Zusammenhang zwischen Kontaktwinkel und Grenzflächenspannungen

sind die Oberflächenspannung zwischen Wasser und Luft, die Grenzflächenspannungen zwischen Feststoff und Wasser und zwischen Feststoff und Luft sowie der daraus resultierende Kontaktwinkel

$$\Theta = \arccos \left[\frac{\sigma_{f1} - \sigma_{fw}}{\sigma_{wl}} \right] \quad (A3.6)$$

Die Grenzflächenspannungen sind ein Effekt der molekularen Wechselwirkung zwischen den Phasen und somit nicht nur von der Temperatur und der Feststoffoberfläche abhängig, sondern auch davon, ob z.B. Fremdatome im Wasser gelöst sind.

Andere spezifische Größen stellen die Kapillargeometrien dar. Die Profilgeometrien von zwei sich berührenden Kugeln sowie die des dazwischen adsorbierten Kapillarwassers sind dem Bild A3.2 zu entnehmen. Es wird angenommen, daß die Wasseroberflächenspannung vom Absolutdruck und die Grenzflächenspannung des Wassers vom Krümmungsradius unabhängig sind (s. /Shu2/). Die Partikeloberflächen werden als vollkommen glatt mit gleichmäßiger Benetzung, d.h. $\Theta = \text{konst.}$ betrachtet.

Bei der Berechnung der Gestalt der Wasseroberfläche wird die Verformung der Flüssigkeitsmenge durch äußere Kräfte, wie z.B. die Schwerkraft, vernachlässigt. Nach Schubert /Shu2/ darf der Einfluß des Schwerfelds dann vernachlässigt werden, wenn dessen Differenzdruckanteil weniger als 1% des vorhandenen Kapillardrucks beträgt. Nach Gl. (A3.3), (A3.5) und $r_p (=r_{p1}=r_{p2}) < 0,01 |p_k| / (\rho_w - \rho_l) \cdot g$ ist dies z.B. für $\varphi \leq 99,9999\%$ r. F. und $\vartheta = 293 \text{ K}$ ($|p_k| \geq 135 \text{ Pa}$) bei $r_p < 138 \mu\text{m}$ der Fall.

Die auf die relative Luftfeuchte bezogene untere Grenze der Kapillarkondensation für Wasser bei 20 °C wird bei 35 – 50% r. F. angenommen /Shu2/. Diese Grenze hängt mit der molekularen Zerreißfestigkeit des Adsorpts zusammen. Mit dem Nodoid-Modell berechnete Ergebnisse für $\varphi < 40\%$ r. F. werden deshalb hier durch gestrichelte Kurven dargestellt.

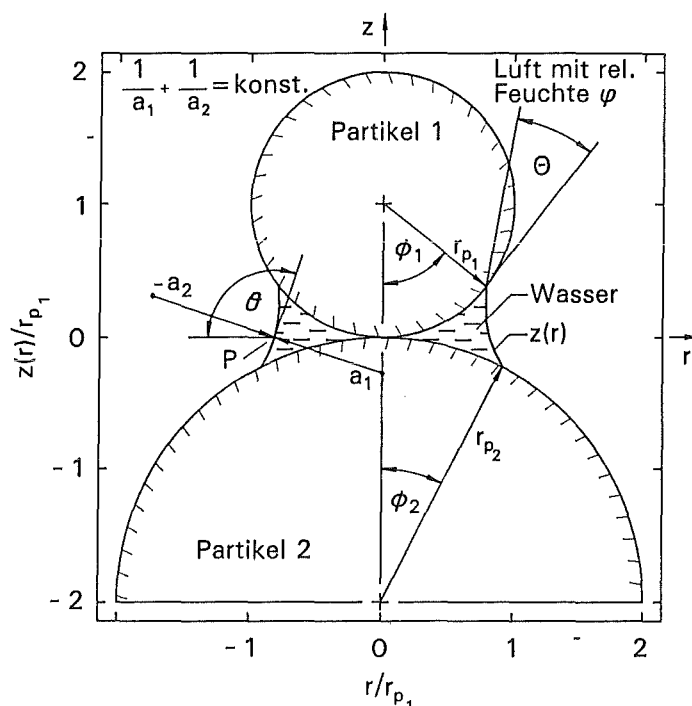


Bild A3.2: Geometrie des Kapillarwasserprofils zwischen zwei einander berührenden Kugeln in feuchter Luft

A3.2 Berechnung der Gestalt der Wasseroberfläche

Die Flüssigkeit ist dann im Gleichgewicht, wenn die freie Oberflächenenergie E_f der Flüssigkeit minimal ist. Dies ist der Fall, wenn bei allen virtuellen Variationen der Flüssigkeitsoberfläche die freie Energie unverändert bleibt. Da die Flüssigkeit als inkompressibel angesehen wird, darf sich dabei auch ihr Volumen v nicht ändern, also

$$E_f = \sigma \cdot F_{\min} \rightarrow \delta(\sigma F) = 0$$

unter der Nebenbedingung

$$\delta v = 0 .$$

Als Ergebnis der Variationsrechnung erhält man, daß Flüssigkeitsflächen solche mit konstanter mittlerer Krümmung C sind:

$$\frac{1}{2} \left[\frac{1}{a_1} - \frac{1}{a_2} \right] = C = \text{konst.} \quad (\text{A3.7})$$

Beschreibt man die Oberfläche in der Form $z = f(x, y)$, so erhält man mit der durch die Differentialgeometrie gegebenen Formel für die mittlere Krümmung die sogenannte *Gauß-Laplacesche* Differentialgleichung /Wol/

$$\frac{\frac{d^2z}{dx^2} \left[1 + \left(\frac{dz}{dy} \right)^2 \right] - 2 \frac{d^2z}{dxdy} \cdot \frac{dz}{dx} \cdot \frac{dz}{dy} + \frac{d^2z}{dy^2} \left[1 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \right]}{\left[\left(\frac{dz}{dx} \right)^2 + \left(\frac{dz}{dy} \right)^2 + 1 \right]^{3/2}} = 2C . \quad (\text{A3.8})$$

Diese nichtlineare Differentialgleichung zweiter Ordnung und dritten Grades ist in ihrer Allgemeinheit nicht lösbar, so daß man sich bei ihrer Integration mit einigen Spezialfällen begnügen muß.

Im Fall der einander berührenden Partikel kann man die Differentialgleichung stark vereinfachen, indem man zu Zylinderkoordinaten übergeht und die Rotationssymmetrie berücksichtigt, d.h. mit

$$\begin{aligned} x &= r \cdot \cos \phi' \quad , \\ y &= r \cdot \sin \phi' \quad , \\ z(x, y) &= z(r, \phi') \end{aligned}$$

und

$$\frac{\partial z}{\partial \phi'} = 0$$

erhält man

$$\frac{z''(r)}{2 \left[z'(r)^2 + 1 \right]^{3/2}} + \frac{z'(r)}{2r \left[z'(r)^2 + 1 \right]^{1/2}} = C \quad (\text{A3.9})$$

mit

$$z'(r) = \frac{dz(r)}{dr} \quad ; \quad z''(r) = \frac{d^2z(r)}{dr^2} .$$

Die Einbeziehung des Steigungswinkels θ (Bild A3.2), die Verwendung von

$$\frac{dz(r)}{dr} = \tan \theta \quad (\text{A3.10})$$

in Gl. (A3.9) und ein Integrationsschritt liefern $\left[\text{über } \sin \theta = r \cdot C + \frac{A}{r} \right]$

$$r(\theta) = \frac{1}{2C} \left[\sin \theta - \sqrt{\sin^2 \theta - 4C \cdot A} \right], C < 0 \quad (\text{A3.11})$$

mit der Integrationskonstante A . Die Ableitung von Gl. (A3.11) bezogen auf den Steigungswinkel θ und Multiplikation mit $\tan \theta$ ergeben $\left[\frac{dz}{d\theta} = \frac{dz}{dr} \cdot \frac{dr}{d\theta} \right]$

$$z'(\theta) = \frac{dz(\theta)}{d\theta} = \frac{1}{2C} \left[\sin \theta - \frac{\sin^2 \theta}{\sqrt{\sin^2 \theta - 4C \cdot A}} \right]. \quad (\text{A3.12})$$

Nach Integration wird

$$z(\theta) = B - \frac{1}{2C} \left[\cos \theta + \int_{\pi/2}^{\theta} \frac{\sin^2 \tilde{\theta}}{\sqrt{\sin^2 \tilde{\theta} - 4C \cdot A}} d\tilde{\theta} \right] \quad (\text{A3.13})$$

wobei B eine Konstante der Integration darstellt¹.

Ein elliptisches Integral dieser Art ist nur durch numerische Verfahren lösbar, was keine große Schwierigkeit darstellt, da im Gegensatz zu r die Integrationsvariable θ einen Integranden ohne Polstelle liefert. Eine Alternative wäre eine numerische Lösung der Differentialgleichung (A3.9) wie von *Schubert /Shu1/* angewendet.

Die Konstante A und B sowie die Füllwinkel ϕ_1 und ϕ_2 vom Bild A3.2 werden durch die vier Randbedingungen ermittelt. Für die gegebene Partikelgeometrie gilt

$$1. \quad z(\phi_1 + \Theta_1) = r_{p1} (1 - \cos \phi_1), \quad (\text{A3.14a})$$

$$2. \quad z(\pi - \phi_2 - \Theta_2) = r_{p2} (\cos \phi_2 - 1), \quad (\text{A3.14b})$$

$$3. \quad r(\phi_1 + \Theta_1) = r_{p1} \sin \phi_1 \quad (\text{A3.14c})$$

und

$$4. \quad r(\pi - \phi_2 - \Theta_2) = r_{p2} \sin \phi_2 \quad (\text{A3.14d})$$

wobei Θ_1 und Θ_2 die Kontaktwinkel der jeweiligen Partikel sind. Im folgenden wird angenommen, daß $\Theta_1 = \Theta_2 = \Theta$.

¹Die Anwendung von " \sim " bei $\tilde{\theta}$ ($= \theta$) in Gl. (A3.13) dient lediglich zur klaren Trennung zwischen der oberen Integrationsgrenze und der Integrationsvariablen des Integranden.

Aus Gl. (A3.13 und A3.14 a, c und d) resultieren also

$$A(\phi_1) = \left[\sin(\phi_1 + \Theta) - r_{P1} \cdot C \cdot \sin \phi_1 \right] \cdot r_{P1} \cdot \sin \phi_1, \quad (\text{A3.15})$$

$$B(\phi_1) = r_{P1}(1 - \cos \phi_1) + \frac{1}{2C} \left[\cos(\phi_1 + \Theta) + \int_{\pi/2}^{\phi_1 + \Theta} \frac{\sin^2 \theta}{\sqrt{\sin^2 \theta - 4C \cdot A(\phi_1)}} d\theta \right] \quad (\text{A3.16})$$

bzw.

$$\phi_2(\phi_1) = \arcsin \left[\sqrt{p - \sqrt{p^2 - q}} \right] \leq 90^\circ; \quad (\text{gilt nur wenn } r_{P2} \geq r_{P1}) \quad (\text{A3.17})$$

wobei:

$$p = \frac{\left[A(\phi_1)/r_{P2} \right] \cdot \left[\cos \Theta - C \cdot r_{P2} \right] + \frac{1}{2} \sin^2 \Theta}{1 - C \cdot r_{P2} \cdot \left[2 \cos \Theta - C \cdot r_{P2} \right]} \geq 0$$

und

$$q = \frac{\left[A(\phi_1)/r_{P2} \right]^2}{1 - C \cdot r_{P2} \cdot \left[2 \cos \Theta - C \cdot r_{P2} \right]} \geq 0$$

für $C < 0$ und $0 \leq \Theta < 90^\circ$.

Anwendung der 4. Randbedingung (A3.14b) ergibt

$$r_{P2} \left[1 - \cos \phi_2(\phi_1) \right] + B(\phi_1) - \frac{1}{2C} \left[\cos(\pi - \phi_2(\phi_1) - \Theta) + \int_{\pi/2}^{\pi - \phi_2(\phi_1) - \Theta} \frac{\sin^2 \theta}{\sqrt{\sin^2 \theta - 4C \cdot A(\phi_1)}} d\theta \right] = 0 \quad (\text{A3.18})$$

woraus mit Hilfe eines Nullstellenverfahrens die Berechnung des Meniskusprofils $z(r) = (z(\theta), r(\theta))$ für die gegebenen Einflußgrößen erfolgt. Beispiele von berechneten Profilen, sogenannten Nodoiden /Wol/, sind im Bild A3.3 dargestellt.

Zur Bestimmung der adsorbierten Wassermasse innerhalb eines berechneten Profils wird nochmals die Integralrechnung unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie angewandt, so daß

$$M_w = \rho(\vartheta) \left[\pi \cdot \int_{\pi - \phi_2 - \Theta}^{\phi_1 + \Theta} r^2(\theta) \frac{\partial z(\theta)}{\partial \theta} d\theta - v_{pw} \right], \quad (\text{A3.19})$$

wobei

$$v_{pw} = \pi r_{p1}^3 \left[\frac{2}{3} - \cos \phi_1 + \frac{1}{3} \cos^3 \phi_1 \right] + \pi r_{p2}^3 \left[\frac{2}{3} - \cos \phi_2 + \frac{1}{3} \cos^3 \phi_2 \right] \quad (\text{A3.20})$$

das Volumen der vom Wasser eingeschlossenen Partikelsegmente darstellt.

Mit Hilfe von Gl. (A3.11) und (A3.12) folgt ein Integral, das ähnlich wie bei Gl. (A3.13) durch ein numerisches Verfahren berechnet werden kann.

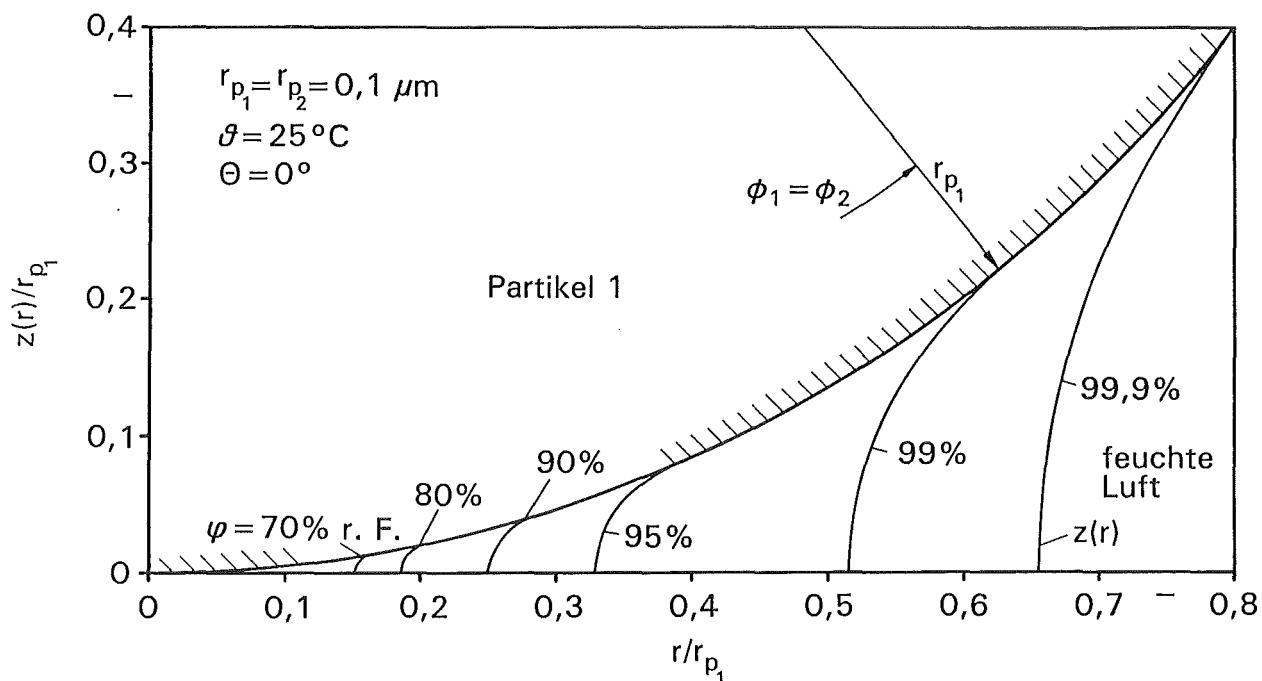


Bild A3.3: Profil der Kapillarwasser-oberfläche in Abhängigkeit von der relativen Luftfeuchte nach dem Nodoid-Modell

A3.3 Vergleich der berechneten Wassermasse nach dem Nodoid- und dem *Chen*-Modell

In einem Modell von *Chen* /Che1,2/ für zwei gleich große, sphärische Partikeln und $\Theta = 0^\circ$ wurden zwei Näherungen bei der Beschreibung der gekrümmten Wasseroberfläche gemacht, um den mittleren Krümmungsradius \bar{r} in Abhängigkeit vom Füllwinkel $\phi_1 = \phi_2$ auf einfache Art bestimmen und somit analytisch angeben zu können /Gla1/. Bild A3.4 zeigt, um wieviele Prozent das *Chen*-Modell kleinere Massenwerte liefert als das Nodoid-Modell.

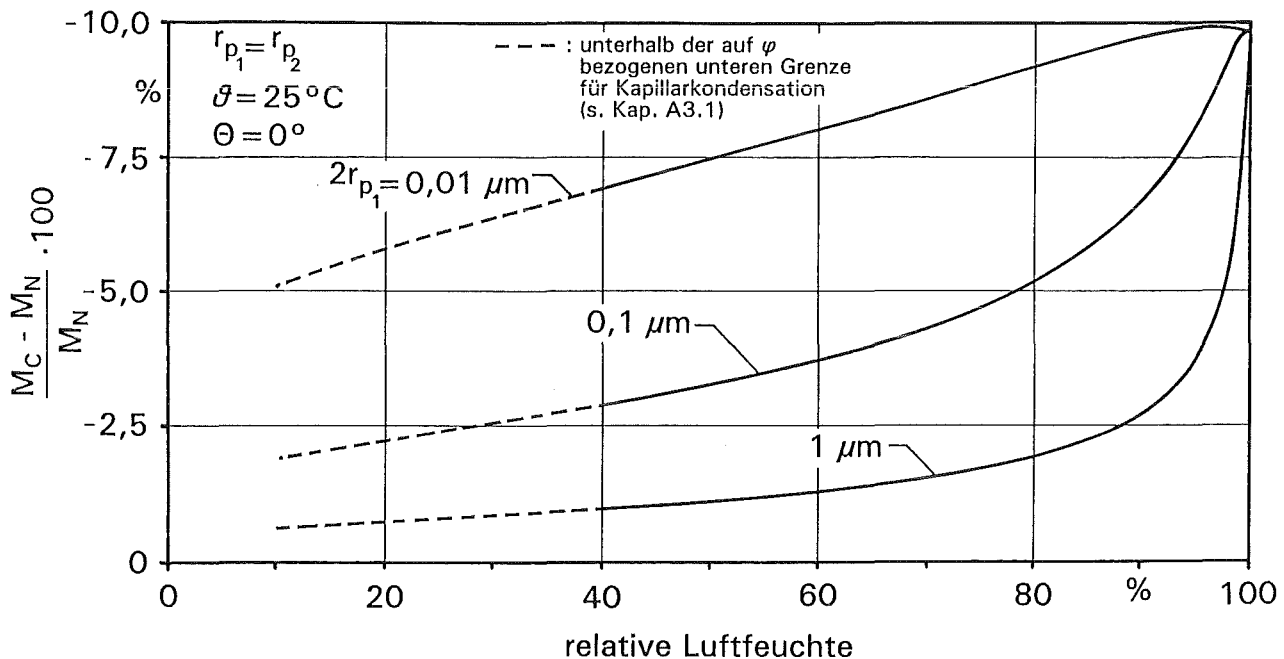


Bild A3.4: Prozentuale Abweichung der berechneten Masse des Kapillarwassers nach *Chen* vom Nodoid-Modell bei verschiedenen Partikeldurchmessern

Es zeigt sich, daß die Abweichung mit zunehmenden Luftfeuchten und abnehmenden Faseradien größer wird, jedoch nie 10% überschreitet. Mit 99,99% r. F. wird bei allen Durchmessern eine Abweichung von 9,83% erreicht. Das Maximum, das sich bei $D_p = 0,01 \mu\text{m}$ und $\varphi = 97\%$ r. F. befindet, wandert bei noch kleineren Durchmessern lediglich nach links, ohne jedoch seine Höhe von ca. 9,92% zu ändern. Im Vergleich zu dem des Nodoid-Modells ($55,6^\circ$) ist der Füllwinkel beim *Chen*-Modell ($53,1^\circ$) für $r_{p_1} = r_{p_2}$ und $\varphi = 99,99\%$ r. F. etwas kleiner.

A4 Zugspannungsmodelle für tiefgefaltete Schwebstofffilter

Um die beobachteten Schadensarten bei tiefgefalteten, fest mit dem Rahmen verklebten Faltenpacks zu klären (Kap. 3.1.2. und 6.2), wurden Modelle entwickelt, mit denen die Höhe und die Verteilung der im Filtermedium wirkenden Spannungen in Abhängigkeit von der Packgeometrie und dem Filterdifferenzdruck beschrieben werden kann. Ihre Ableitungen werden nachstehend zusammengefaßt.

A4.1 Modell für die Zugspannungen in der Faltenseite

Bild A4.1 zeigt die einschlägigen Faltengeometrien und die Strecken- bzw. Flächenlasten, die auf Grund des Filterdifferenzdrucks auf das gefaltete Filtermedium einwirken. Das Faltenpack wird hier als Reihe paralleler Balkenträger mit symmetrischen "J" oder "L"-Profilen und eingespannten Enden betrachtet (Bild A4.2). Die Streckenlasten

$$q_u = \left[\frac{b}{4A} + \frac{d_m}{2} \right] \cdot \Delta p_F \quad (\text{A4.1})$$

und

$$q_d = \left[\frac{b}{4A} - \frac{d_m}{2} \right] \cdot \Delta p_F \quad (\text{A4.2})$$

gelten dabei als gleichverteilt und additiv. Die Last q_u wird vom rohluftseitigen Faltenende auf den reinluftseitigen Abstandshalter und im Anschluß daran durch Reibungskräfte auf die Seite der Falte übertragen. Die Last q_d wird vom reinluftseitigen Faltenende auf die Seite der Falte an der Ecke übertragen, an der Faltenende und -seite zusammenstoßen. Die auf einem einzelnen Balkenträger verteilte wirksame Streckenlast, die Biegespannungen in der Seite der Falte parallel zur x-Achse erzeugt, wird damit zu

$$q = q_u + q_d = \frac{b \cdot \Delta p_F}{2A} . \quad (\text{A4.3})$$

In diesem Modell bleiben alle Beiträge der Abstandshalter zum polaren Widerstandsmoment im Filtermedium um die neutrale z-Achse des Balkenprofilträgers unberücksichtigt. Berechnete polare Widerstandsmomente für typische Abstandshaltergeometrien betragen weniger als 10% der für das gefaltete Filtermedium ermittelten Momente. Außerdem wird davon ausgegangen, daß die Falten nicht extrem dicht gepackt sind, so daß von ihnen keine signifikanten Biegemomente auf die Seiten des Filterrahmens übertragen werden.

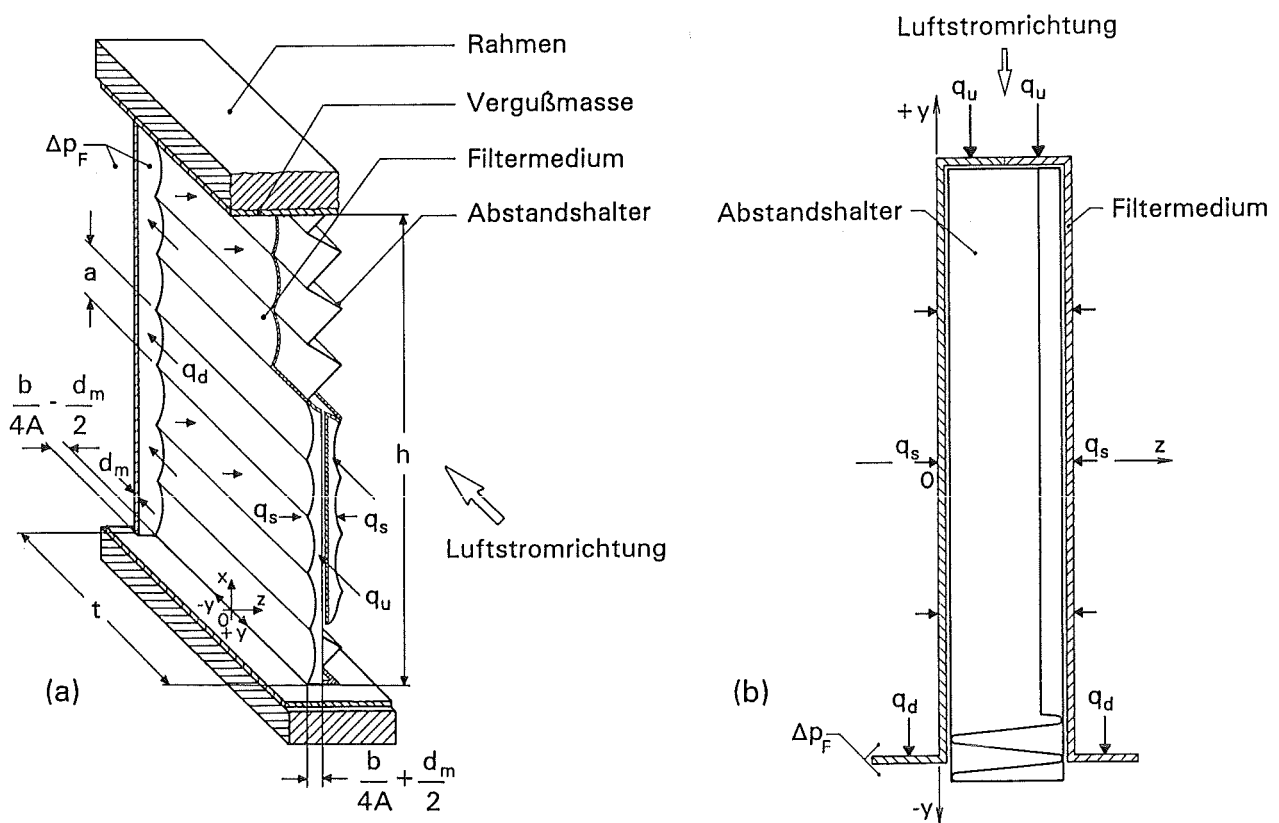


Bild A4.1: (a) Geometrie, (b) Balkenträgerprofile sowie Δp -Belastungen der Filterfalte

Das Filtermedium nimmt die von q_u und q_d herrührenden Biegemomente auf und wird damit im wesentlichen als freistehend betrachtet. Es wird zwar von den Abstandshaltern und den Rahmenseiten gehalten, jedoch nicht verstärkt. Die einzelnen Falten werden in dieser Betrachtung als starr, parallel und in gleichem Abstand voneinander angeordnet betrachtet. Die daraus hervorgehenden Biegespannungen sind durch

$$\sigma_b = - \frac{M_b \cdot y}{I_z}, \quad (\text{A4.4})$$

gegeben, wobei das polare Widerstandsmoment durch

$$I_z = \frac{d_m \cdot t^3}{12}, \quad (\text{A4.5})$$

und das Biegemoment durch

$$M_b = \frac{q \cdot (-6x^2 + 6hx - h^2)}{12}, \quad (\text{A4.6})$$

bestimmt werden, so daß

$$\sigma_{bx} = \left[\frac{b \cdot (6x^2 - 6hx + h^2) \cdot y}{2A \cdot d_m \cdot t^3} \right] \cdot \Delta p_F. \quad (\text{A4.7})$$

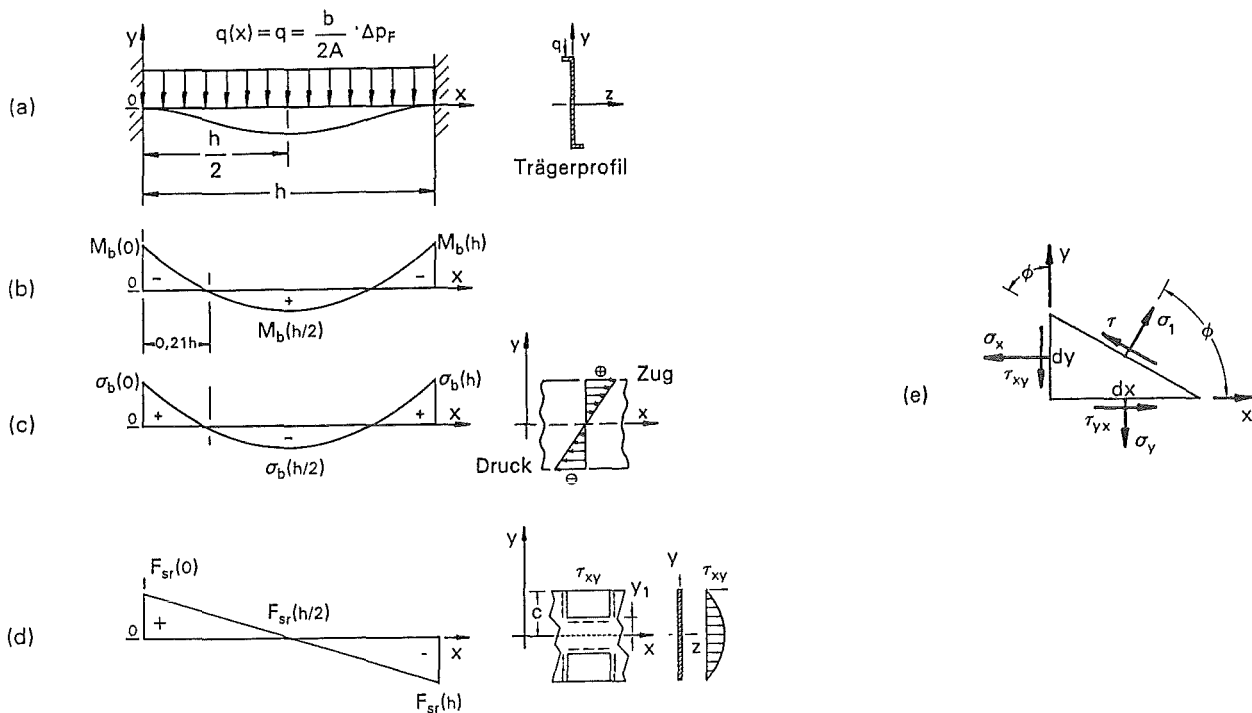


Bild A4.2: (a) Belastungs-, (b) Biegemoment-, (c) Biegespannungs- und (d) Schubkraftdiagramm des Balkenträgermodells sowie (e) Normalspannungsgeometrie

Zu den in x -Richtung wirkenden Zugspannungen trägt auch die Flächenlast $q_s \simeq \Delta p_F$ bei, die senkrecht zur Seite der Falte wirkt und sie gegen den benachbarten Abstandshalter drückt. Ihr entgegen wirkt eine Last, die auf die andere Seite der Falte einwirkt. Diese Last ist von gleicher Größe, wirkt jedoch in entgegengesetzter Richtung. Bei der Aufnahme der seitlichen Lasten von q_s wird das Filtermedium nur von den Plissierspitzen am reinluftseitigen Abstandshalter unterstützt, die eine Abstandshalterwellenlänge von a aufweisen.

Die von q_s hervorgerufenen Zugspannungen lassen sich an Hand einer Modelldarstellung des Filtermediums zwischen den Spitzen als straff gespanntes, dehnbares Seil zwischen zwei Punkten darstellen, auf das eine gleichverteilte Streckenlast einwirkt (Bild A4.3). Nach *Lehmann /Leh/* führt die Lösung der Differentialgleichung

$$\frac{d^2 z(x)}{dx^2} = - \frac{q_s(x)}{S_x} \quad (\text{A4.8})$$

mit den Randbedingungen

$$(1) z(0) = 0 \quad (\text{A4.9a})$$

und

$$(2) z(a) = 0 \quad (\text{A4.9b})$$

zu

$$S_x \simeq q_s(x) \cdot a \cdot \sqrt{\frac{1}{24(l_s/a - 1)}} \quad (\text{A4.10})$$

für nicht dehnbare Seile ($S \simeq S_x$) bei konstanter Seillänge $l_s = l_{s0}$.

Für $l_{s0} = a$ und straff gespannte, dehnbare Seile mit der Dehnung ε_s gilt im allgemeinen

$$l_s = a \cdot [1 + \varepsilon_s]; \quad 0 \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_{sS}, \quad (\text{A4.11a})$$

oder im elastischen Bereich (*Hookesches Gesetz*)

$$l_s = a \cdot \left[1 + \frac{S_x}{E_s \cdot F_s} \right]; \quad 0 \leq \varepsilon_s = \frac{\sigma_s}{E_s} = \text{konst.}, \quad (\text{A4.11b})$$

was zu

$$S_x \simeq \frac{2a \cdot q_s(x)}{\sqrt{\varepsilon_s}}; \quad [\varepsilon_s] = \% , \quad (\text{A4.12a})$$

bzw.

$$S_x \simeq 3 \sqrt{\frac{a^2 \cdot q_s(x)^2 \cdot E_s \cdot F_s}{24}} \quad (\text{A4.12b})$$

führt.

Für $q_s(x) = q_s \cdot dy = \Delta p_F \cdot dy$; $F_s = d_m \cdot dy$; $dy = 1$ und $S \simeq S_x$ (ε_{mX} klein) wird

$$\sigma_s = \frac{S}{F_s} \quad (\text{A4.13})$$

und es ergibt sich

$$\sigma_{S_x} \simeq \frac{2a \cdot \Delta p_F}{d_m \cdot \sqrt{\varepsilon_{mX}}}; \quad [\varepsilon_{mX}] = \% \quad (\text{A4.14a})$$

bzw.

$$\sigma_{S_x} \simeq 3 \sqrt{\frac{E_{mX} \cdot a \cdot \Delta p_F^2}{24 d_m^2}} \quad (\text{A4.14b})$$

Wenn σ_{b_x} und σ_{s_x} als additiv betrachtet werden, dann ist im allgemeinen ($0 \leq \varepsilon_m \leq \varepsilon_{m_s}$)

$$\sigma_x \simeq \left[\frac{b \cdot (6x^2 - 6hx + h^2) \cdot y}{2A \cdot d_m \cdot t^2} + \frac{2a}{d_m \cdot \sqrt{\varepsilon_{m_x}}} \right] \cdot \Delta p_F; \quad [\varepsilon_{m_x}] = \% \quad (\text{A4.15a})$$

bzw. im Bereich des *Hookeschen* Gesetzes ($0 \leq \varepsilon_m = \frac{\sigma_{m_x}}{E_{m_x}} = \text{konst.}$)

$$\sigma_x \simeq \left[\frac{b \cdot (6x^2 - 6hx + h^2) \cdot y}{2A \cdot d_m \cdot t^2} \right] \cdot \Delta p_F + \sqrt[3]{\frac{E_{m_x}}{24} \cdot \left[\frac{a \cdot \Delta p_F}{d_m} \right]^2}. \quad (\text{A4.15b})$$

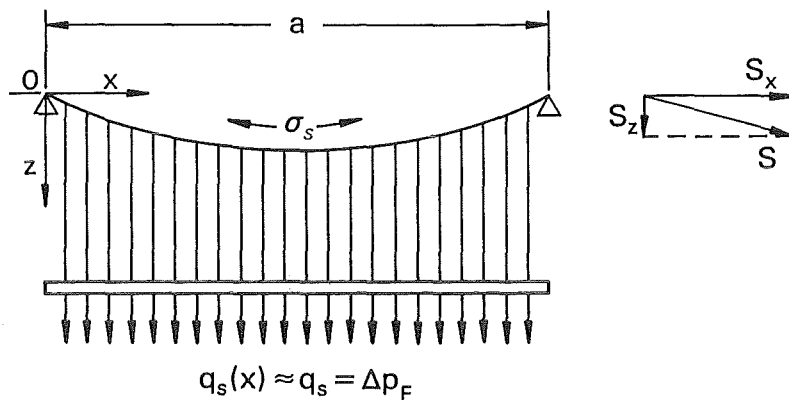


Bild A4.3: Modell des unter der Flächenlast q_s beanspruchten Filtermediums als Seilkurve unter Belastung der Streckenlast $q_s(x)$ /Leh/ (schematisch)

Die Last q_d trägt nicht nur zu den Biegespannungen bei, sondern erzeugt im Filtermedium auch Zugspannungen parallel zur y -Achse. Diese erweisen sich als

$$\sigma_y = \left[\frac{b}{4A \cdot d_m} - \frac{1}{2} \right] \cdot \Delta p_F. \quad (\text{A4.16})$$

Zusammen mit den Biegespannungen liegen in einem Balkenträger unter statischer Belastung auch Schubspannungen vor /Shi/. Die entsprechenden Schubspannungen für das hier betrachtete Balkenmodell (Bild A4.2d) sind gegeben durch

$$\tau_{xy} = \frac{F_{sr} \cdot \int_0^c y \cdot dF}{I_z \cdot z} \quad (\text{A4.17})$$

wobei die Scherkraft

$$F_{sr} = \frac{q}{2} \cdot (h - 2x) \quad (\text{A4.18})$$

ist.

Bei $dF = d_m \cdot dy$ und $z = d_m$ wird

$$\int_{y_1}^c y \cdot dF = \frac{d_m}{2} \cdot \left[\frac{t^2}{4} - y_1^2 \right], \quad (\text{A4.19})$$

so daß die Schubspannung

$$\tau_{xy} = \left[\frac{3b \cdot (h - 2x) \cdot \left[\frac{t^2}{4} - y^2 \right]}{2A \cdot d_m \cdot t^3} \right] \cdot \Delta p_F \quad (\text{A4.20})$$

wird.

Die höchste und die niedrigste Normalspannung an einem beliebigen Punkt in der x-y-Ebene lassen sich an Hand des *Mohrschen* Spannungskreises oder aus folgendem Ausdruck bestimmen:

$$\sigma_{\max}, \sigma_{\min} = \sigma_1, \sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left[\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right]^2 + \tau_{xy}^2} \quad (\text{A4.21})$$

Der Winkel (Bild A4.2e) zwischen der Wirkungsrichtung von σ_1 oder σ_2 und der entsprechenden x- oder y-Achse läßt sich folgendermaßen /Shi/ berechnen:

$$\tan 2\phi = \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (\text{A4.22})$$

Da die Schubspannung bei $x = \pm t/2$ Null ist, ist auch ϕ Null, und die Wirkungsrichtung von σ_1 auf der Rohluft- und der Reinluftseite des Pakets verläuft parallel zur x-Achse. Da das auch die Lage der höchsten Biegespannungen ist (Bild A4.2c, Gl. A4.7), ergeben Gl. A4.15 und A4.21 vereinfacht die höchste Normalspannung bei $\sigma_x > \sigma_y$ (mit den jeweiligen für Gl. A4.15a, b geltenden Bereichen für ε_{m_x})

$$\sigma_{1\max} = \sigma_x \simeq \left[\frac{b \cdot h^2}{4A \cdot d_m \cdot t^2} + \frac{2a}{d_m \cdot \sqrt{\epsilon_{m_x}}} \right] \cdot \Delta p_F; \quad [\epsilon_{m_x}] = \% , \quad (\text{A4.23a})$$

bzw.

$$\sigma_{1\max} = \sigma_x \simeq \left[\frac{b \cdot h^2}{4A \cdot d_m \cdot t^2} \right] \cdot \Delta p_F + \sqrt[3]{\frac{E_{m_x} \cdot \left[\frac{a \cdot \Delta p_F}{d_m} \right]^2}{24}} . \quad (\text{A4.23b})$$

Soll $\sigma_y > \sigma_x$ sein, ist

$$\sigma_{1\max} = \sigma_y \quad (\text{A4.24})$$

und wirkt parallel zur y-Achse.

A4.2 Modell für die Zugspannung in der Umfangsrichtung des Faltenendes von Filtern unter Feuchteeinwirkung bei $0,5 \cdot \dot{V}_{FN} \leq \dot{V}_F \leq 2 \cdot \dot{V}_{FN}$

Die Last q_d erzeugt zusätzlich eine in Umfangsrichtung wirkende Zugspannung σ_c in den Faltenenden auf der Reinluftseite des Filters, wie in Bild A4.4 dargestellt. Nach Rüdinger /Rüd1/ läßt sich ihr Ausmaß aus der Kesselformel bestimmen

$$\sigma_c = \left[\frac{r}{d_m} \right] \cdot \Delta p_F . \quad (\text{A4.25})$$

Bei $\Delta p_F = 0$ oder unter normalen Betriebsbedingungen ist

$$r = r_0 = \left[\frac{b}{4A} - \frac{d_m}{2} \right] = \text{konst.} \quad (\text{A4.26})$$

und $\sigma_c (= \sigma_y)$ kann auch durch Gleichung (A4.16) bestimmt werden. Bei herkömmlichen tiefgefalteten Filtern kann jedoch bei erhöhtem Durchsatz in trockener Luft oder unter der Einwirkung von Feuchte r auf Grund von Verformungen im Filtermedium und in den Abstandshaltern wachsen, so daß ganz allgemein gilt:

$$r = r(\Delta p_F, Y_F, t) > r_0 . \quad (\text{A4.27})$$

Genauer betrachtet, gilt (s. Bild A4.5 und Gl. A4.33)

$$r_{\text{ef}} = r(x)_{\max} \simeq r_0 + z(x)_{\max} + \Delta d_m + \Delta z_A + F_a , \quad (\text{A4.28})$$

für Filter in Feuchtluftströmen bei $0,5 \cdot \dot{V}_{FN} \leq \dot{V}_F \leq 2 \cdot \dot{V}_{FN}$, bei denen typischerweise

$$r(x)_{\max} < \text{ca. } 2r_0, \quad (\text{A4.29})$$

da stark aufgeblasene, einzelne Falten bei Δp_{Fs} in feuchter Luft, im Gegensatz zu Versuchen bei erhöhten Anströmgeschwindigkeiten in trockener Luft /Rüd9/, nicht beobachtet wurden.

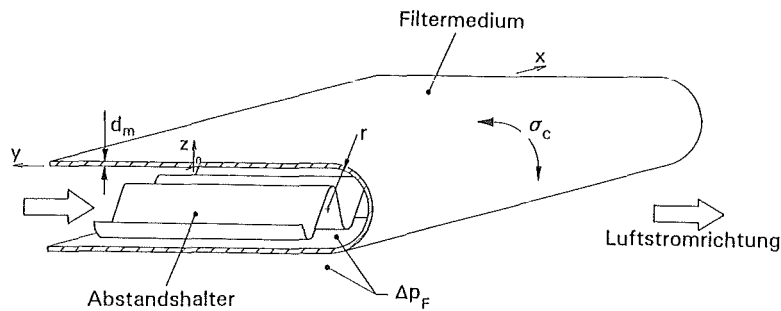


Bild A4.4: Modellgeometrie für die in Umfangsrichtung wirkende Zugspannung in den Faltenenden auf der Filterabströmseite /Rüd1/

Die Berechnung von $z(x)_{\max}$ läßt sich mit Hilfe von Gl. (A4.10 und A4.11b) durchführen. Mit

$$S_x = \left[\frac{a^2 \cdot q_s(x)^2 \cdot E_s \cdot F_s}{24} \right]^{1/3}, \quad (\text{A4.30})$$

führt /Leh/

$$z(x)_{\max} = z(x) \Big|_{x = \frac{a}{2}} = \frac{q_s(x) \cdot x \cdot (a-x)}{2S_x} \Big|_{x = \frac{a}{2}} \quad (\text{A4.31})$$

zu

$$z(x)_{\max} = \frac{1}{4} \cdot \sqrt[3]{\frac{3a^4 \cdot \Delta p_F}{d_m \cdot E_{m_x}}} \quad (\text{A4.32})$$

(s. Bilder A4.3 und A4.5).

In der Praxis wird die durch die Last q_s (Bild A4.5) bedingte Abnahme in der Dicke des Filtermediums an den Spitzen der Abstandshalter, Δd_m , und die Zusammenbiegung der Abstandshalter, Δz_A , am besten experimentell bestimmt. Diese Messungen lassen sich einfach unter einer gegebenen Flächenlast in einer Laboreinrichtung an einzelnen Falten, die einen Abstandshalter einschließen, durchführen.

$$k\Delta_{p_t} = \frac{\Delta p_{F_s \text{ ef}}}{\Delta p_{F_s \text{ th}}} \approx 0,22, \quad /Rüd3/ \quad (A4.34)$$

und unter der Annahme, daß

$$k\Delta_{p_h} = k\Delta_{p_t} \quad (A4.35)$$

und

$$\sigma_{e_s} \approx \bar{Z}_{m1} / (b_p \cdot d_m) \quad (A4.36)$$

kann mit Gl. (A4.37a), die aus Gl. A4.25 und A4.36 folgt,

$$\Delta p_{F_s \text{ th}} = \frac{\bar{Z}_{m1}}{r(x)_{\max} \cdot b_p}; \quad \text{angenommen } k_a = 0 \quad (A4.37a)$$

$$\Delta p_{F_s \text{ th}} = \frac{\bar{Z}_{m1}}{r(x)_{\max} \cdot b_p}; \quad k_a \neq 0, \quad (A4.37b)$$

die empirische Abschätzung

$$k_a \approx \frac{\left[\frac{k\Delta_{p_h} \cdot \bar{Z}_{m1}}{\Delta p_{F_s \text{ ef}} \cdot b_p} \right] - r_0}{\left[z(x)_{\max} + \Delta d_m + \Delta z_\Lambda \right]} - 1 \quad (A4.38)$$

abgeleitet werden.

Für eine gegebene Reihe von Versuchsergebnissen in feuchter Luft gilt

$$\bar{k}_a = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n k_{a_i} \quad (A4.39)$$

was in Gl. (A4.33) zur Bestimmung von F_a in Gl. (A4.28) zu verwenden ist.

Ergebnisse für 23 in Feuchtluftströmungen geprüfte Filter, bei denen $k\Delta_{p_h} = 0,16$ und $r^2 = 0,85$ für ein anfänglich als 0 angenommenes k_a , ergaben $\bar{k}_a \approx 1,64$ bei $s_{k_a} = 2,52$ (Bild 6.11).

A5 Verzeichnis der verwandten Symbole

Symbol	Bedeutung	Dimension
--------	-----------	-----------

L = Länge; M = Masse
T = Zeit; Θ = Temperatur

Lateinische Buchstaben

a	Weite der Abstandshalterplissierung	L
a,a'	empirische Koeffizienten	$ML^{-1}T^{-2}$
a ₁ ,a ₂	Krümmungsradien einer Oberfläche	L
A	Anzahl der Falten in einem tiefgefalteten Filterpack	–
A	Integrationskonstante	L
b	Breite eines tiefgefalteten Filterpacks	L
b,b'	empirische Koeffizienten	T
B	Integrationskonstante	L
c	Konzentration	ML^{-3} ; L^{-3}
c _p	spez. Wärmekapazität bei konst. Druck	$ML^2T^{-2}\Theta^{-1}$
c ₁	empirischer Koeffizient	T^{-1}
c ₂	empirischer Koeffizient	–
C	mittlere Krümmung einer Oberfläche	L^{-1}
C	Psychrometerkoeffizient	Θ^{-1}
d	Dicke	L
D	Durchmesser	L
Do	Strahlungsdosis	L^2T^{-2}
e	Basis des natürlichen Logarithmus	–
E	Elastizitätsmodul	$ML^{-1}T^{-2}$
f	absolute Feuchte in M_w/m^3 feuchter Luft	ML^{-3}
f(x _i)	Funktion vom Parameter x _i	–
F	Querschnitts- oder Anströmfläche oder Fläche (allg.)	L^2
F _a	empirischer Koeffizient	L
F _{sr}	Scherkraft	MLT^{-2}
g	Erdbeschleunigung	MT^{-2}
g ₁	empirischer Koeffizient	T^{-1}
g ₂	empirischer Koeffizient	–
G _i	Fehlergrenze eines Parameters i	versch.
h	Höhe einer Falte in einem tiefgefalteten Filterpack	L
h	empirischer Koeffizient	$ML^{-1}T^{-3}$

h	Haftanteil	%
I	polares Widerstandsmoment	L^4
k_1	empirischer Koeffizient	$ML^{-1}T^{-2}$
k_2	empirischer Koeffizient	T^{-2}
k_a	empirischer Koeffizient	—
K	Satz der Komponenten in einer Luftfilteranlage	—
l_j	Leistungskenngröße	versch.
\ln	natürlicher Logarithmus	—
L	Länge	L
L_e	<i>Lewis-Zahl</i>	—
L	Satz der Leistungseigenschaften einer LFA-Komponente	versch.
m	Partikelmasse pro Flächeneinheit des Filtermediums	ML^{-2}
\hat{m}	molare Masse	$Mmol^{-1}$
M	Masse	M
M_b	Biegemoment	ML^2T^{-3}
N	= Wassermasse/Volumen gesättigter Luft, Nebelnässe	ML^{-3}
p	Druck	$ML^{-1}T^{-2}$
p_k	Kapillardruck	$ML^{-1}T^{-2}$
$q, q_s(x)$	Streckenlast	MT^{-2} ,
q_s	Flächenlast	$ML^{-1}T^{-2}$
q^*	Verteilungsdichte	L^{-1}
Q^*	Verteilungssumme	—
r	Radius	L
r_k	Korrelationskoeffizient	—
r^2	Bestimmtheitsmaß einer Mehrfachregressionsgeraden oder einer Einfachregressionsgeraden durch den	
	Ursprung = $1 - \left[\frac{\sum_{i=1}^n (\bar{y} - y_i)^2}{\sum_{i=1}^n y_i^2} \right]$	—
\bar{r}	mittlerer Krümmungsradius einer Oberfläche	L^{-1}
r	Verdampfungswärme von Wasser bei ϑ_f	ML^2T^{-2}
r_0	Verdampfungswärme von Wasser bei 0 °C	ML^2T^{-2}
R	universelle Gaskonstante	$ML^{-2}T^{-2}\Theta^{-1}$
s	empirische Standardabweichung	versch.
S	Seilkraft	MLT^{-2}
t	Tiefe der Falten in einem tiefgefalteten Filterpack	L
t	Zeit	T

t_m	Meßzeitintervall	T
$T(D_p)$	Trenngrad	—
\bar{T}	$= \left[\int_{D_{P1}}^{D_{P2}} T(D_p) \cdot dx \right] / (D_{P2} - D_{P1})$; mittlerer Trenngrad	—
TG_3	$= \int_{D_{P \min}}^{D_{P \max}} T(D_p) \cdot q_3^*(D_p) \cdot d D_p$; Gesamtabscheidegrad	—
v	Volumen	L^3
V	Luftgeschwindigkeit	LT^{-1}
\dot{V}	Volumenstrom	L^3T^{-1}
\hat{V}	molares Volumen	$L^3\text{mol}^{-1}$
W	$= \Delta p / \dot{V}$, Strömungswiderstand eines Faserfilters	$ML^{-2}T^{-1}$
W^*	$= W/W_0$, spezifischer Strömungswiderstand	—
\bar{x}	$= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i$, Mittelwert des Parameters x	versch.
Y	Luftfeuchte	% r. F.; ML^{-3}
Y^*	kritische Luftfeuchte	% r. F.; ML^{-3}
Y_{ki}^*	Satz der kritischen Luftfeuchten einzelner LFA-Komponenten	% r. F.; ML^{-3}
Z_m	Zugkraft beim Reißen einer Filtermediumprobe mit der Breite b_p	MLT^{-2}

Griechische Buchstaben

Γ	Filtermediumwasserabstoßung (nach DIN 25 414 gemessen)	$ML^{-1}T^{-2}$
δ	partielle Ableitung	—
Δp	Differenzdruck	$ML^{-1}T^{-2}$
ε	Dehnung	%
η	Abscheidegrad	%
η^*	Wirkungsgrad	%
ϕ	Winkel zwischen der max. und min. Normalspannung und der x- bzw. y-Achse	Grad
ϕ'	Winkel in Zylinderkoordinaten	Grad
ϕ_1, ϕ_2	Füllwinkel	Grad
φ	relative Luftfeuchte	% r. F.

θ	Steigungswinkel der Nodoide	Grad
ϑ	Temperatur	Θ
ϑ_f	Naßthermometer-Temperatur	Θ
ϑ_t	Trockenthermometer-Temperatur	Θ
ϑ_τ	Taupunkttemperatur	Θ
$\Theta, \Theta_1, \Theta_2$	Kontaktwinkel zwischen Wasser und Faseroberfläche	Grad
κ	Trennschärfe	–
λ	Satz von Leistungseigenschaften	versch.
π	= 3,1415 Kreiskonstante	–
ρ	Dichte	ML^3
σ	Oberflächenspannung	MT^{-2}
σ_{wl}	Grenzflächenspannung zwischen Wasser und Luft	MT^{-2}
σ_{fw}	Grenzflächenspannung zwischen Faser und Wasser	MT^{-2}
σ_{fl}	Grenzflächenspannung zwischen Faser und Luft	MT^{-2}
σ_x, σ_y	Zug- oder Druckspannung	$ML^{-1}T^{-2}$
τ_b	Biegespannung	ML^2T^{-2}
τ_s	Seilkraftspannung	$ML^{-1}T^{-2}$
τ_{xy}	Schubspannung	$ML^{-1}T^{-2}$
Ψ_{tr}	$100 \cdot M_w/M_{tr}$; Materialfeuchte	%

Indizes

a	absolut
A	Abstandshalter
b	mit Partikeln beladenes Filtermedium
be	mit Hilfe einer empirischen Gleichung berechneter Wert
B	Kontrollbereichszone
c	in Umfangsrichtung einer Falte
d	auf der Abströmseite einer Lüftungsanlagenkomponente
e	auf der Anströmseite einer Lüftungsanlagenkomponente
ef	effektiver Wert
f	Faser
F	Schwebstofffilterelement der Klasse S
g	gealtert, unbeladen
G	Gebälse
h	in feuchter Luft
H	Luftherhitzer
i	Indexvariable

j	Indexvariable
k	Verluste in der Filterfalte nach /Shl/
k_e	Verlust durch Einschnürung am Falteneingang nach /Shl/
k_i	Komponente i in einer Luftfilteranlage
K	Kanal
l	Luft; in Laufrichtung der Filtermediumrolle
l_j	Leistungskenngröße einer Lüftungsanlagenkomponente
L	Luftfilteranlage
m	Filtermedium
max	maximaler Wert
min	minimaler Wert
M	Meßfilter
n	neu, nicht mit Partikeln beladen
N	Nennwert
p	Fest- oder Flüssigpartikel
p	Filtermediumprobe
q	in Querrichtung der Filtermediumrolle
Q	gebläseunabhängige Volumenstromquelle
R	Regelklappe
s	Schadenseintritt
s	Seil
S	gesättigter Zustand
t	in trockener Luft
th	theoretischer Wert
tr	trockene Substanz
T	Tropfenabscheider
u	auf der Anströmseite einer Lüftungsanlagenkomponente
U	Umgebung
V	Vorfilter
w	Wasserdampf
W	Wasser
x	Richtung im Koordinatensystem
x	Startpunkt einer $\Delta p_m(t)$ -Kurve bei $\varphi < 100\%$ r. F. (Kap. 4.3)
X	Wendepunkt im Verlauf der $\Delta p_F(t)$ -Kurve in übersättigter Luft
y	Richtung im Koordinatensystem
z	Richtung im Koordinatensystem

0	= Anzahl	
1	= Länge	als Indizes von q^* und Q^*
2	= Fläche	
3	= Volumen, Masse	
0	Anfangs-, Ausgangszustand	
$[x_i]$	= "Dimension(en) von Parameter x_i ist (sind) gleich"	
$\{x_i:\}$	= "Satzglied x_i , wird dadurch definiert, daß ..."	

9. Literaturverzeichnis

Nicht alle der hier aufgeführten Literaturstellen wurden im Text genannt. Aus Gründen der Vollständigkeit wurden jedoch alle zur Bearbeitung des angesprochenen Themenkomplexes notwendigen Literaturstellen aufgeführt.

- /Aaf/ American Air Filter Co.
Deutsches Patent, Nr. DT 2557444 A1
Faltenabstandshalter, 1975.
- /Ack/ Ackley, M.W.
Degradation of Electrostatic Filters at Elevated Temperature and Humidity;
Filtration & Separation (July/Aug 1985) p. 239 ff.
- /Ada1/ Adams, R.E. u.a.
Filtration of Particulate Aerosols Under Reactor Accident Conditions;
ORNL – TM – 1707
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1966.
- /Ada2/ Adams, R.E. u.a.
Filtration of Stainless Steel – UO₂ Aerosols;
in: TID – 4500, UC – 80, ORNL – 4228
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN (1967) p. 133 ff.
- /Add/ Addlesee, A.J.; Dickson, A. N.
A Simple Measuring Instrument for Liquid Aerosols;
Proc. of Intern. Conf. on the Physical Modelling of Multi – Phase Flow Coventry,
England, April 1921, 1983, S. 301 ff.
- /Alf/ Fawwal, Al.M.; Leibold, H.
unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Dez.
1990.
- /All1/ Allen, T.T.
The Development of a Lightweight,
Compactible/Disposable HEPA Filter;
CONF 820 833 (1983) S. 1110 ff.
- /All2/ Allen, T.T.
Evaluation of HEPA Filters Meeting MIL – F – 51068 Purchased on the Open
Market;
CONF 820 833 (1983) S. 1115 ff.
- /All3/ Allen, T.T.; Singh, T.M.
Introduction of a New Generation of High – Capacity HEPA Filters and ...;
CONF 880 822 (1989) S. 898 ff.
- /Ama/ Amanat, S.; Engel, I.; Holland, H.
unveröffentlichter Bericht, Brown Boveri Reaktor GmbH, Mannheim.

- /Aes/ Atomic Energy Standard Specification
AESS 30/93402
Filter Inserts High Efficiency Particulate Air (HEPA);
Standards Section, Engineering Directorate
Risley Nuclear Power Development Establishment;
Warrington, WA3 6AT, England, 1984.
- /Alv1/ Alvares, N.J., Beason, D.G. and Ford, H.W.
In-Duct Countermeasures for Reducing Fire-Generated-Smoke-Aerosol Exposure
to HEPA Filters;
CONF 780 819 (1979) S. 653 ff.
- /Alv2/ Alvares, N.J. u.a.
Fire Protection Countermeasures for Containment Ventilation Systems;
CONF 801 038 (1981) S. 1213 ff.
- /AN51/ ANSI / ASME N510 - 1980
Testing of Nuclear Air-Cleaning Systems;
ASME, New York 10017, 1980.
- /AN58/ ANSI / UL 586 - 1985
High Efficiency Particulate Air Filter Units;
Underwriters Laboratories, Northbrook, IL, 1985.
- /AN59/ ANSI / ASME N509 - 1980
Nuclear Power Plant Air Cleaning Units and Components;
ASME, New York 10017, 1980.
- /AN90/ ANSI / UL - 1987
Test Performance of Air Filter Units;
Underwriters Laboratories, Northbrook, IL, 1987.
- /And1/ Anderson, W.L.; Anderson, T.
Effect of Shock Overpressures on High Efficiency Filter Units;
CONF 660 804 (1966) S. 79 ff.
- /And2/ Anderson, W.L.
Making Sense of HEPA Filtration;
Filtration & Separation, Nov/Dec 1989, S. 439 ff.
- /Arb/ Arbesmann, J.;
Die Qualitätskriterien von Schwebstoffiltermedien;
Diplomarbeit, Fachhochschule Gießen-Friedberg, 1988.
- /Arl/ Arley, N.; Skov, H.
Atomkraft;
Springer-Verlag, Berlin, 1988.
- /Bau/ Baumgartner, Hp.
Elektretfaserschichten für die Aerosolfiltration-Untersuchungen zum Faserla-
dungszustand und zur Abscheidegradcharakteristik;
VDI Fortschritt-Berichte, Reihe 3, Nr. 146
VDI Verlag, Düsseldorf, 1987.

- /Bel/ Bellamy, R.R.
Experience with High Efficiency Particulate Air Filters
at United States Nuclear Installations;
in: /Pro 1/ S. 59 ff.
- /Ben/ Bender
private Mitteilung;
PHDR Versuchsanlage, Karlstein, FRG, 4.86.
- /Ber/ Bergman, W.
U.S. amerikanisches Patent Nr. A6 859 166
Sintered Composite Filter; 1986.
- /Berl/ Berliner, P.
Psychrometrie;
Verlag C.F. Müller, Karlsruhe, 1979.
- /Bes/ Besserer, U.
Erfahrungsbericht zu den HDR – Brandversuchen zur Bestimmung des Rußspei-
chervermögens von Vor – und Schwebstofffiltern;
unveröffentlichter, interner Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, April
1991.
- /Bor/ Bork, H.; Ricketts, C.I.
unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, April, 1986.
- /Bras/ Brassel, G.W.; Thorvaldson, W.G.
Development and Evaluation of Acid – Resistant HEPA Filter Media;
in: Proc. World Filtration Congress III; Uplands Press, Croydon, 1982 S 9 ff.
- /Bra/ Brauer, H.
Die Adsorptionstechnik: ein Gebiet mit Zukunft;
Staubjournal Nr.100, (6.83) S. 39 ff.
- /Bru/ Brunauer, S. u.a.
On a Theory of the van der Waals Adsorption of Gases;
J. Am. Chem. Soc. 62 (1942) S. 1723 ff.
- /Bsi11/ BS 6410 : 1984
British Standard Methods of Test for Filter Papers;
British Standards Institution, London W1A, 1984.
- /Bsi15/ BS 2823 : 1982, ISO 811 – 1981
British Standard Methods of Test for
Resistance of Fabrics to Penetration by Water;
British Standards Institution, London W1A, 1982.
- /Bun/ Bundesminister für Forschung und Technologie
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke;
Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, 1979.
- /Bür1/ Bürkholz, A.; Muschelkautz, E.
Tropfenabscheider: Übersicht zum Stande des Wissens;
Chemie – Ing. – Techn. 44 (8) (1972) S. 503 ff.

- /Bür2/ Bürkholz, A.
Die Abscheidung von Nebeltropfen in Lamellenbündeln;
Chem.-Ing.-Tech. 51 (12) (1979) S. 1255 ff.
(MS 755/79)
- /Bür3/ Bürkholz, A.
Droplet Separation;
VCH Verlagsgesellschaft mbH, Weinheim, New York, 1989.
- /Bur1/ Burchsted, C.A.
Requirements for Fire-Resistant High-Efficiency Particulate Air Filters;
CONF 660 904 (1966) S. 62 ff.
- /Bur2/ Burchsted, C.A.
Requirements for HEPA Filters;
in: Proceedings of 6th Annual Meeting of American Association for Contamination Control,
Washington, D.C. (1967), S. 226 ff.
- /Bur3/ Burchsted, C.A.
Environmental Properties and Installation Requirements of HEPA Filters;
in: /Tre/ S. 175 ff.
- /Bur4/ Burchsted, C.A.; Fuller, A.B.
Design, Construction, and Testing of High-Efficiency Air Filtration Systems for
Nuclear Application;
ORNL/NSIC-65,
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1970.
- /Bur5/ Burchsted, C.A.; Fuller, A.B.; Kahn, J.E.
Nuclear Air Cleaning Handbook;
ERDA 76-21
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1976.
- /Bur6/ Burchsted, C.A.
Progress in Standards for Nuclear Air and Gas Treatment;
CONF 780 819 (1979) S. 51 ff.
- /Bur7/ Burchsted, C.A.
A Review of DOE Filter Test Facility Operations: 1970-1980;
CONF 820 833 (1983) S. 775 ff.
- /Bus/ Bush, L.
U.S.-Patent Nr. 2,952,333 , 13.9.60.
- /Cam/ Cambo, W.F.; Elliot, F.; Bond, L.E.
Internationales Patent Nr. WO 87/01655, 1987.
- /Car1/ Carbaugh, E.H.
Survey of HEPA Filter Applications and Experience at Department of Energy
Sites;
NTIS, UC-70, PNL-4020,
Pacific Northwest Laboratories, Richland, WA, 1981.
- /Car2/ Carbaugh, E.H.
A Survey of HEPA Filter Experience;
CONF 820 833 (1983) S. 790 ff.

- /Che1/ Chen, N.C.J.;
A Capillary Mechanism for Condensation of Water Vapor on Aerosol Particles;
NUREG/CR-4255, Vol. 2, ORNL/TM-9632/V2,
Oak Ridge Nat. Lab. (1985), S. 19 ff.
- /Che2/ Chen, N.C.J.; Longest, A.W.; Adams, R.E.;
Spheroidization of Chain-Agglomerated Aerosols in Nearly Saturated Environ-
ments by Capillary Condensation;
in: AEROSOLS: Formation and Reactivity,
Proc. 2nd Int. Conf. Berlin, Pergamon Press, London (1986), S. 407 ff.
- /Chi/ Chiniara, C.
Ein thermodynamisches Verfahren zur Bestimmung des Tropfengehalts nasser
Luft;
Dissertation, Technische Universität Hannover, 1972.
- /Col/ Collins, R.D.; Hillary, J.J.; Taylor J.C.
Air Cleaning for Reactors with Vented Containment;
CONF 660 904 (1966) S. 419 ff.
- /Cuc/ Cucuru, A. u.a.
Effects of Shock Waves on High Efficiency Filter Units;
CONF 820 833 (1983) S. 1093 ff.
- /Cza/ Czarnecki, J.
Some Experience with Measurements of Stack Releases and Their Correlation
with Environmental Measurements;
IRPA Tagung, Sydney, 10.-17. April 1988, S. 689 ff.
- /Däu/ Däumer, B.; Niessner, R.; Klockow, D.
Design and Calibration of a Low Volume Fog Sampler;
J. Aerosol Sci. 19(2) (1988) S. 175 ff.
- /Dav1/ Davies, C.N.
Fibrous Filters for Dust and Smoke;
in: Proceedings 9th International Congress on Industrial Medicine
Simpkin Marshall, London (1949) S. 162 ff.
- /Dav2/ Davies, C.N.
Air Filtration;
Academic Press, London, 1973.
- /Das1/ Davis, R.J. u.a.
The Effects of Moisture on the Character and the Filtration of UO₂-Stainless Steel
Aerosols;
in: /Tre/ S. 345 ff.
- /Das2/ Davis, R.J.
A Nuclear Safety Particle Primer;
TID-4500, UC-80, ORNL-4337,
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1969.
- /Das3/ Davis, R.J. u.a.
Removal of Radioactive Aerosols on High Efficiency Fibrous Filter Media;
TID-4500, UC-80, ORNL-4524,
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1970.

- /Del/ Delbag-Luftfilter GmbH
Deutsches Gebrauchsmuster Nr. G 81 18 532.4, 1981.
- /Denr/ Dennis, R., Editor
Handbook on Aerosols;
TID-26608, ISBN 0-87079-024-2
NTIS, U.S. Dept. of Commerce, Springfield, VA, 22161, 1976.
- /Denw/ Dennis, W.L.
Effect of Humidity on the Efficiency of Particulate Air Filters;
Filtration & Separation, März/April 1973, S. 149 f.
- /Dew/ Deworm, J.P.
Laser Particle Spectrometry for Testing HEPA Filtration Systems in the Nuclear Industry;
Filtration & Separation Juli/Aug. 1984, S. 254 ff.
- /Dic/ Dickson, A.N.; Addelese, A.J.
Liquid Aerosol Filter with Mechanical Removal of the Collected Liquid;
Filtration & Separation Mai/Juni 1984, S. 189 ff.
- /Dil1/ Dillmann, H.-G.; Pasler, H.
Der technische Prüfstand in Karlsruhe;
in: /Pro1/ S. 353 ff.
- /Dil2/ Dillmann, H.-G.; Pasler, H.
Theoretical and Experimental Investigations into the Filtration of the Atmosphere Within the Containments of Pressurized Water Reactors After Serious Reactor Accidents
CONF 801 308 (1981) S. 373 ff.
- /Dil3/ Dillmann, H.-G.; Pasler, H.
A Containment-Venting Filter Concept and its Implementation with Stainless-Steel Fiber Filters;
in: /Pro 3/ S. 1593 ff.
- /Dil4/ Dillmann, H.-G.; Pasler, H.; Wilhelm, J.G.
Filtered Venting for German Power Reactors;
Nucl Tech 92 (1) (1990) S. 40 ff.
- /Din13/ DIN IEC 751
Industrielle Platin-Widerstandsthermometer und Platin-Meßwiderstände;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1990.
- /Din14/ DIN 1319: Teil 3, 8.83 und Teil 4, 12.85
Grundbegriffe der Meßtechnik;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30.
- /Din16/ DIN 25 414
Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1990.
- /Din19/ DIN 24 184
Typprüfung von Schwebstofffiltern;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1974

- /Din20/ DIN 24 185
Prüfung von Luftfiltern für die allgemeine Raumluftechnik;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1984.
- /Din21/ DIN 25 455
Behandlung radioaktiv kontaminierter Gase in Kernkraftwerken mit Leichtwasser-
reaktoren;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1990.
- /Din25/ DIN 25 486
Vor-Ort Prüfung von Schwebstofffiltern im eingebautem Zustand mit Uranin-Fest-
stoffaerosol;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1989.
- /Din28/ DIN 53 857
Einfacher Streifen-Zugversuch an textilen Flächengebilden;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1979.
- /Dom/ Domning, W.E.
Water Spray Heat Exchangers for HEPA Filter Protection in Accidents (Heat Re-
moval Requirements and the Effect of Smoke and Water on HEPA Filters);
CONF 720 823 (1973) S. 755 ff.
- /Dor1/ Dorman R.G.
Filter Materials;
in: /Whi/ S. 100 ff.
- /Dor2/ Dorman, R.G.
Filtration Theory;
in: /Pro2/ S. 15 ff.
- /Dor3/ Dormam, R.G.
A Comparison of the Methods Used in the Nuclear Industry to Test High Efficien-
cy Filters;
CEC Report V/3603/81
Commission of the European Communities, Luxembourg, 1981.
- /Due/ Duerre, K.H.; Andrae, R.W.; Gregory, W.S.
TVENT, A Computer Program for Analysis of Tornado-Induced Transients in
Ventilation Systems;
Los Alamos Scientific Laboratory, LA-7397-M, 1978.
- /Duh/ Durham, J.F.; Harrington, R.E.
Influence of Relative Humidity on Filtration Resistance and Efficiency of Fabric
Dust Filters;
Filtration & Separation Juli/Aug. 1971, S. 389 ff.
- /Dur1/ Durant, W.S. u.a.
Activity Confinement System of the Savannah River Plant Reactors;
TID-4500, DP-1071
Savannah River Laboratory, Aiken, SC, 1966.
- /Dur2/ Durant, W.S.
Performance of Airborne Activity Confinement Systems in Savannah River Plant
Reactor Buildings;
CONF 660 904 (1966) S. 348 ff.

- /Dwd/ Deutscher Wetterdienst
Aspirations – Psychrometer – Tafeln, 6. Auflage;
Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig/Wiesbaden, 1979.
- /Ede/ Eder, K.
Die berufliche Strahlenexposition in Kernkraftwerken;
Staub – Reinhalt. Luft 39 (7) (1979) S. 233 ff.
- /Ell/ Elliot, M.N.; Horsley, D.M.C.
Gas Cleaning in the Nuclear Fuel Industry;
Filtration & Separation, Jan./Feb., 1978, S. 27 ff.
- /Ens0/ Ensinger, U.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.
Efficiency of HEPA Filters at Elevated Temperatures:
Investigations with the TiO₂ Test Method;
Conf 880922 (1989), S. 334 ff.
- /Ens1/ Ensinger, U.; Rüdinger, V.
unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe,
Mai 1989.
- /Ens2/ Ensinger, U.
private Mitteilung
TÜV Bayern, München, 11.89.
- /Esc/ Esch, H.W.
Deutsches Patent; Nr. DE 3617817 A1 , 1987.
- /Eur9/ EUROVENT 4/5
Prüfung von Luftfiltern für die Lüftungs – und Klimatechnik;
Europäisches Komitee der Hersteller von lufttechnischen und Trocknungsanlagen
Maschinenbauverlag GmbH., Frankfurt/Main 71, 1980.
- /Fal/ Falk, G.; Ruppel, W.
Energie und Entropie;
Springer – Verlag, Berlin, 1976.
- /Fel/ Feldhaus, G.M.
Schutzmasken in vergangenen Jahrhunderten;
Die Gasmasken (1) (1929) S. 104 ff.
- /Fir1/ First, M.W.; Leith, D.H.
ACS Separator Performance for Small Droplet – Air – Steam Service;
Harvard Air Cleaning Laboratory Report 75 – 1106,
Harvard University School of Public Health, Boston, 1975.
- /Fir2/ First, M.W.
Filters: Prefilters, High Capacity Filters, and
High Efficiency Filters; Review and Projection;
CONF 680 821 (1968) S. 65 ff.
- /Fir3/ First, M.W.
Trends in the Design and Operation of
Off – Gas Cleaning Systems in Nuclear Facilities;
in: /Man/ S. 3 ff.

- /Fir4/ First, M.W.; Gilbert, H.
Aerosol Filtration;
Nuclear Safety 23 (2) (1982) S. 167 ff.
- /Fir5/ First, M.W.
The New Revised Edition of the "Nuclear Air Cleaning Handbook";
in: /Fra/ S. 16 ff.
- /Flo/ Floyd, F.
Englisches Patent Nr. 1,032,742 , 1966.
- /Fos/ Foster, A.R.; Wright Jr., R.L.
Basic Nuclear Engineering, 2nd Ed.;
Allyn and Bacon, Inc., Boston, 1973.
- /Fra/ Fraser, G.; Luykx, L., Editors
Gaseous Effluent Treatment in Nuclear Installations;
Graham & Trotman, London, 1986.
- /Fran/ Franklin, H.; Knutson, E.O.; Hinchliffe, L.E.
A Humidity Effect in the Flow Resistance of Loaded Fibrous Filters;
Atmospheric Environment Vol. 10 (1976) S. 911 ff.
- /Fri/ Frigerio, N.A.; Stowe, R.S.
Plutonium and Uranium Emission Experience in U. S. Nuclear Facilities Using
HEPA Filtration;
in: /Pro2/ S. 457 ff.
- /Fur/ Furrer, J.; Linek, A.
Abscheidung von Tropfen- und Feststoff-Aerosolen in einem Tiefbett-Glasfaser-
paket-Abscheider;
Kommission der europäischen Gemeinschaft,
Luxembourg, 1984 (ISBN 92-825-4397-8).
- /Gas1/ Gaskill, J.R.; Murrow, J.L.
Fire Protection of HEPA Filters by Using Water Sprays;
CONF 720 823 (1973) S. 103 ff.
- /Gas2/ Gaskill, H.R. u.a.
Preliminary Results of HEPA-Filter Smoke Plugging Tests Using the LLL Full-
Scale Fire Test Facility;
CONF 760 822 (1977) S. 134 ff.
- /Gas3/ Gaskill, H.R.; Magee, M.W.
The HEPA Filter Smoke Plugging Problem;
CONF 740 807 (1975) S. 584 ff.
- /Geo/ Georgii, H.-W.; Schmitt, G.
Methoden und Ergebnisse der Nebelanalyse;
Staub-Reinhalt. Luft 45 (6) (1985) S. 260 ff.
- /Gil1/ Gilbert, H.; Hurwitz, G.J.
Filter Rating and Testing Program;
TID-7593, USAEC, 1960, S. 161 ff.

- /Gil2/ Gilbert, H.; Palmer, J.H.
High Efficiency Particulate Air Filter Units;
TID – 7023, USAEC, 1961.
- /Gil3/ Gilbert, H.
Octennial History of the Development and Quality of
High – Efficiency Filters for the U.S. Atomic Energy Program;
in: /Tre/ S. 227 ff.
- /Gil4/ Gilbert, H.
The High Efficiency Filter in Nuclear Air Cleaning;
CONF 860 820 (1987), S. 933 ff.
- /Gla1/ Glasstetter, R.; Schneider, M.; Ricketts, C.I.
unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Nov. 1989.
- /Gla2/ Glasstetter, R.; Ricketts, C.I.; Wilhelm, J.G.
Towards Modelling the Meniscus Geometry and Volume of Capillary Water
Between Two Contacting Microspheres in Moist Air;
in: Proceedings of European Aerosol Conference Karlsruhe, 16. – 20. Sept. 1991,
J. Aerosol Sci. Vol. 22, Suppl. 1, (1991) S. 195 ff.
- /Gli/ Glissmeyer, J. A.; Mishima, J.; Bamberger, J.A.
Prototype Firing Range Air Cleaning System;
CONF 840 806 (1985) S. 846 ff.
- /Gol/ Golay, M.W.; Glantschnig, W.J.; Best, F.R.
Comparison of Alternative Methods for Measuring Cooling – Tower Drift;
EPRI CS – 3355, RP1260 – 11
Research Reports Center, Palto Alto, CA, 1984.
- /Gou/ Goumondy, J.P. u.a.
Retention des gaz et aerosols radioactifs dans
les effluents humides du retraitement;
in: /Man/ S. 557 ff.
- /Gre/ Gregory, W.S. u.a.
Response of Air Cleaning System Dampers and Blowers
to Simulated Tornado Transients;
CONF 840 806 (1985) S. 572 ff.
- /Gri/ Griwatz, G.H.; Friel, J.V.; Bicehouse, J.L.
Moisture Separators for Fine (1 – 10 μm) Water – Steam – Air
Service: Their Performance, Development, and Status;
MSAR – 71 – 45, MSA Research Corp., Evans City, PA, 1971.
- /Gro/ Air Cleaning in Accident Situations;
Report to CNSI by an NEA Group of Experts,
ISBN 92 – 64 – 12633 – 3, OECD, Paris, 1984.
- /Gun/ Gunn, C.A.; Eaton, D.M.
HEPA Filter Performance Comparative Study;
CONF 760 822 (1977) S. 630 ff.

- /Has1/ Hassmann, K. u.a.
Current Results of Radioactive Source Term Analyses
for Meltdown Sequences in KWU – Type PWR's;
in: /Pro3/ S. 1492 ff.
- /Has2/ Hassmann, K.; Hosemann, J.P.; Peehs, M.
Spaltproduktfreisetzung bei Kernschmelzen;
Verlag TÜV Rheinland GmbH, Köln, 1987.
- /Hay/ Hays, J.B.
Performance of High Efficiency Particulate Filters
Subjected to Steam – Air Mixtures;
TID 7627 (1961) S. 549 ff.
- /Her/ Heraeus – Voetsch GmbH
H. – V. Feuchtetabelle;
Balingen, 1980.
- /Hof1/ Hofmann, M.W.
Feuchtigkeitsaufnahme von Schwebstoffiltern;
HLH 25 (3) (1974) S. 77 f.
- /Hof2/ Hofmann, M.W.
Druckverlust feuchter Schwebstoffilter;
HLH 25 (11) (1974) S. 370.
- /Hor/ Horak, H.L. u.a.
Structural Performance of HEPA Filters Under Simulated Tornado Conditions;
LA 9197 – MS, NUREG/CR – 2565
Los Alamos Scientific Lab., Los Alamos, NM, 1982.
- /Ies1/ IES – RP – CC – 001 – 86
Recommended Practice for HEPA Filters;
Institute of Environmental Sciences,
Mt. Prospect, IL 60056, 1986.
- /Ies2/ IES – CC – 011 – 85 – T
A Glossary of Terms and Definitions Related to Contamination Control;
Institute of Environmental Sciences,
Mt. Prospect, IL 60056, 1985.
- /Jac/ Jacob, J.J.; Wang, R. – F.T.; Flagan, R.C.
Fog Water Collector Design and Characterication;
Environ, Sci. Technol. 18 (11) (1984) S. 827 ff.
- /Jod/ Jodeit, H.
Untersuchungen zum Partikelabscheidegrad in technischen Tiefenfiltern;
Dissertation, Universität Karlsruhe, 1985.
- /Joh/ Johnson, J.S. u.a.
The Effect of Age on the Structural Integrity of HEPA Filters;
CONF 880 822 (1989) S. 366 ff.
- /Jon1/ Jones, L.R.
Effects of Radiation on Reactor Confinement System Materials;
CONF 720 823 (1972) S. 655 ff.

- /Jon2/ Jones, L.R.
HEPA Filter Performance Following Service and Radiation Exposure;
CONF 740 807 (1974) S. 565 ff.
- /Jud/ Juda, I.; Chrosciel, S.
Ein theoretisches Modell der Druckverlusterhöhung beim Filtrationsvorgang;
Staub – Reinhalt. Luft 30 (5) (1970) S. 196 ff.
- /Jui/ Juisto, J.E.
Fog Structure;
in: Clouds: Their Formation, Optical Properties, and Effects;
edited by: P.V. Hoobs, Academic Press Inc., New York, (1981) S.187 ff.
- /Kay/ Kaye, B.H.
Direct Characterization of Fineparticles;
John Wiley & Sons, New York, 1981.
- /Keg1/ Keigher, D.J.
Fire – Resistive Filter Progress at HAPO;
TID – 7551 (1957) S. 50 ff.
- /Keg2/ Keigher D.J.
Fire Protection Considerations in "Clean Room" Design and Operation;
in: Proceedings 6th Annual Technical Meeting of
American Association for Contamination Control,
Washington, D.C. (1967) S. 187 ff.
- /Kel1/ Keilholtz, G.W.
Filters, Sorbents, and Air Cleaning Systems as
Engineered Safeguards in Nuclear Installations;
ONRL – NSIC – 13
Nuclear Safety Information Center, Oak Ridge, TN, 1966.
- /Kel2/ Keilholtz, G.W.
Air – Cleaning Systems as Engineered Safeguards in Nuclear
Reactor Containment;
Nuclear Safety 8 (4) (1967) S. 360 ff.
- /Kel3/ Keilholz, G.W., Guthrie, C.E., Battle, Jr, G.C.
Air Cleaning as an Engineered Safety Feature in
Light – Water – Cooled Power Reactors;
ONRL – NSIC – 25
Nuclear Safety Information Center, Oak Ridge, TN, 1968.
- /Kir/ Kirsch, A.A.; Stechkina, I.B.
The Theory of Aerosol Filtration with Fibrous Filters;
in: D.T. Shaw (Ed.); Fundamentals of Aerosol Science;
John Wiley & Sons, New York (1978) S. 165 ff.
- /Kre/ Kreyszig, E.;
Statistische Methoden und ihre Anwendungen;
7. Auflage, Vandenhoeck & Ruprecht, Göttingen, 1979.
- /Kri/ Krischer, O.; Kast, W.
Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik;
3. Auflage, 1. Band,
Springer Verlag, Berlin, 1978.

- /KTA10/ KTA 3601
Lüftungstechnische Anlagen in Kernkraftwerken;
Regelentwurfsvorlage, Juni, 1987,
(überholt durch DIN 25 414, /Din 16/).
- /Kuh/ Kuhn, W.; Neuberger, M.
Entwicklung und Erprobung einer Typ – und Serienprüfanlage für
hochfeste Schwebstofffilterelemente der Klasse S;
KfK – Bericht (in Vorbereitung)
- /Kve/ Kvetoslav, R. u.a.
Methodik und Untersuchungen zur Beständigkeit von Mineralfasern in vitro und
in vivo;
Staub – Reinhalt. Luft 44 (4) (1984) S. 169 ff.
- /Lat/ Lathrache, R.
Stationäre und instationäre Partikelabscheidung in Faserfiltern;
Wiss. Z. Techn. Univ. Dresden 29 (6) (1980) S. 1337 ff.
- /Leh/ Lehmann, T.
Elemente der Mechanik II: Elastostatik;
Vieweg & Sohn, Braunschweig, 1975.
- /Lei/ Leibold, H.
unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, Aug., 1986.
- /Let/ Letourneau, P.; Mulcey, Ph.; Vendel, I.
Aerosol Penetration Inside HEPA Filtration Media;
CONF 900 813 (1991) S. 799 ff.
- /Lic/ Licht, W.
Air Pollution Control Engineering;
Marcel Decker Inc., New York, 1980.
- /Lil/ Lillyman, E.; Bristow, H.A.S.
Some Experience in HEPA Filtration at DERE and AWRE;
in: /Pro2/ S. 483 ff.
- /Lin/ Linder, P.
Air Filters for Use at Nuclear Facilities;
STI/DOC/10/122, IAEA, Wien, 1970.
- /Link/ Linkson, P.B.; Caffin, D.A.; Brough, J.
Pressure Drop Across Fibrous Filters;
Chem.& Proc. Engr. (12.70), S. 68 ff.
- /Löf1/ Löffler, F.
Untersuchung der Haftkräfte zwischen Feststoffteilchen und Faseroberflächen;
Staub – Reinhalt. Luft 26 (7) (1966) S. 274 ff.
- /Löf2/ Löffler, F.
Die Abscheidung von Partikeln aus Gasen in Faserfiltern;
Chem. – Ing. – Tech. 52 (4) (1980), S. 312 ff.

- /Löf3/ Löffler, F.; Dietrich, H.; Flatt, W.
Staubabscheidung mit Schlauchfiltern und Taschenfiltern;
Verlag Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig, 1984.
- /Löf4/ Löffler, F.
Staubabscheiden;
Georg Thieme Verlag, Stuttgart, 1988.
- /Löf5/ Löffler, F. und Raasch, J.
Grundlagen der Mechanischen Verfahrenstechnik;
Verlag Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig, 1992.
- /Lüc/ Lück, W.
Feuchtigkeit: Grundlagen · Messen · Regeln;
R. Oldenbourg, München, 1964.
- /Mal/ Mallant, R.K.A.M.
The Use of Laboratory Generated Fog for Testing Fog Water Collectors;
in: Aerosols: Formation and Reactivity;
Proc. 2nd Int. Aerosol Conf., Berlin, 1986
Pergamon Journals Ltd., London (1986) S. 71 ff.
- /Man/ Management of Gaseous Wastes from Nuclear Facilities;
STI/PUB/561, IAEA, Wien 1980.
- /Mar/ Martin, R.A. u.a.
Material Transport Analysis for Accident-Induced Flows in Nuclear Facilities;
NUREG/CR-3527, LA-9913-MS
LANL, Los Alamos, NM, 1983.
- /Mark/ Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers;
7th Edition, T. Baumeister, Ed.
McGraw Hill Book Co., New York (1967).
- /Mat/ Matteson, M.J.; Orr, C., Editors
Filtration Principles and Practices, 2nd ed.;
Marcel Decker, Inc., NY, 1987.
- /McC/ McCullough, C.R.
Some Philosophical Comments on Accident Models and Hazard Evaluation;
CONF 650 407 (1965) S. 1071 ff.
- /Meg/ Megaw, W.J.
The Aerosol Problem in Nuclear Installations;
in: /Pro2/ S. 1 ff.
- /Mil1/ MIL-F-51068F
Military Specification for Filter, Particulate, High-Efficiency, Fire Resistant;
U.S. Government Printing Office, Wash., D.C., 1986.
- /Mil2/ MIL-F-51079D
Military Specification for Filter Medium, Fire-Resistant, High-Efficiency;
U.S. Government Printing Office, Wash., D.C., 1985.

- /Moe2/ Moeller, D.W.
Current Challenges in Air Cleaning at Nuclear Facilities;
Nuclear Safety 18 (5) (1977) S. 633 ff.
- /Moe3/ Moeller, D.W.
Failures in Air – Monitoring, Air – Cleaning, and Ventilation
Systems in Commercial Nuclear Power Plants;
(Jan. 1, 1975 – June 30, 1978);
Nuclear Safety 20 (2) (1979) S. 176 ff.
- /Moe4/ Moeller, D.W.; Sun, L – S.C.
Failures in Air – Monitoring, Air – Cleaning, and Ventilation
Systems in Commercial Nuclear Power Plants, 1978 – 1981;
Nuclear Safety 24 (3) (1983) S. 352 ff.
- /Moh/ Mohr, J.G.; Rowe, W.P.
Fiberglass;
Van Nostrand Reinhold Co., New York, 1978.
- /Muh/ Muhlheim, M.D.
Technical Note: AEOD/E410 Operational Experiences Involving Standby Gas
Treatment Systems that Illustrate Potential Common – Cause Failure or
Degradation Mechanisms;
Nuclear Safety 26 (5) (1985) S. 648 f.
- /Mul/ Mulcaster, K.D.; Auckland, J.R.
Filter Construction;
in: /Whi/ S. 133 ff.
- /Mur/ Murrow, J.
Plugging of High Efficiency Filters by Water Spray;
TID – 4500, UC – 38, UCLR – 50923
Lawrence Radiation Laboratory, Livermore, CA, 1970.
- /Nag/ Nagel, K.; Furrer, J.
Trägheitsabscheidung am Beispiel eines Fanggrillen – Abscheiders;
Chem. – Ing. – Tech. 56 (7) (1984) S. 543 ff.
- /Neb/ Neuber, A.
Modellierung und Optimierung von Schwebstoffiltern;
Dissertation, T.U. Dreden, 1991
- /Neu1/ Neuberger, M. u.a.
Störfallbeanspruchung innerhalb von Lüftungsanlagen;
in: Sicherheitsorientierte LWR – Forschung, Jahresbericht 1990,
KfK 4850, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Juli 1990 S. 132 ff.
- /Neu2/ Neuberger, M.
Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungssystemen;
KfK – Bericht 4920, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Aug. 1991.
- /Nic/ Nicolaysen, E.; Carey, K.E.; Wolak, J.J.
Standardization of Air Cleaning Systems for Nuclear Powerplants;
CONF 760 822 (1977) S. 761 ff.

- /Neu2/ Neuberger, M.
Zur Ausbreitung schwacher Stoßwellen in Lüftungssystemen;
KfK-Bericht 4920, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Aug. 1991.
- /Nic/ Nicolaysen, E.; Carey, K.E.; Wolak, J.J.
Standardization of Air Cleaning Systems for Nuclear Powerplants;
CONF 760 822 (1977) S. 761 ff.
- /Nit/ Nitteberg, L.J.; Smith, R.K.
Humidity Test Report NPR High-Efficiency Filter Bid Evaluation;
TID-7677 (1963) S. 572 ff.
- /Nor/ Normann, B.
The Effects of High Relative Humidities on HEPA Filter Media;
CONF 860 820 (1987) S. 947 ff.
- /Noo/ Noone, K.J. et al.
Design and Calibration of a Counterflow Virtual Impactor for Sampling of Atmospheric Fog and Cloud Droplets;
Aerosol Sci. 8 Techn. 8 (1988) S. 235 ff.
- /Ohl1/ Ohlmeyer, M.; Stotz, W.
Schwebstoff-Filteranlagen für die Abluft aus kerntechnischen Einrichtungen;
Kerntechnik 15 (9) (1973) S. 416 ff.
- /Ohl2/ Ohlmeyer, M.; Stotz, W.
In-Situ-Prüfung von HEPA-Filtern im Filtersystem "Nuclear-Karlsruhe";
in: /Pro2/ S. 111 ff.
- /Ohl3/ Ohlmeyer, M.
Vor-Ort-Prüfung von Schwebstofffiltern und Entnahme von Sorptionsmaterialproben bei Jod-Sorptionsfiltern;
Atomkernenergie · Kerntechnik 40 (4) (1982) S. 259 ff.
- /Osa/ Osaki, M.; Sugimoto, K.; Kanagawa, A.
Performance of HEPA Filters Under Severe Conditions (IV) Moist Air Test;
Japanese Nuclear Energy Society 28 (6) (1986) S. 551 ff.
- /Pal/ Palmer, J.H.
Moisture and Burning Tests of Space Filters;
TID-7551 (1957) S. 53 ff.
- /Ped/ Pederson, G.C.
Mist Eliminators;
Filtration & Separation, Nov./Dec. 1982 S. 488 ff.
- /Pet/ Peters, A.H. et al.
Applications of Moisture Separators and Particulate Filters in Reactor Containment;
TID-4500, USAEC DP-812,
Savannah River Laboratory, Aiken, SC, 1962.
- /Petr/ Petrak, D.; Hoffmann, A.
Die Simultanmessung von Teilchenkonzentration, -geschwindigkeit und -größen in Mehrphasenströmungen;
Chem. Techn. 33 (5) (1981) S. 241 ff.

- /Poe/ Poersch, W.
Sorptionisothermen: ihre Ermittlung und Auswertung;
Die Stärke 11 (5) (1963) S. 405 ff.
- /Pra1/ Pratt R.P.
A Preliminary Assessment of the Dust Loading Versus Pressure Drop Characteristic of High Capacity HEPA Filters;
CONF 801 038 (1981) S. 697 ff.
- /Pra2/ Pratt, R.P.; Green, B.L.
Performance Testing of HEPA Filters Under Hot Dynamic Conditions;
CONF 840 806 (1985) S. 1107 ff.
- /Pra3/ Pratt R.P.
Circular Filter Development;
Filtration & Separation, Jan./Feb. (1985) S. 50 ff.
- /Pra4/ Pratt R.P.
The Performance of Filters Under Hot Dynamic Conditions;
in: /Fra/ S. 824 ff.
- /Pra5/ Pratt, R.P.; Stewart, B.L.; Loughborough, D.
Application of Circular Filter Inserts;
Nucl Tech 92 (1) (1990) S. 30 ff.
- /Pro1/ Proceedings of Seminar on Iodine Filter Testings;
Karlsruhe, Dez. 1973,
Doc. V/559/74,
Commission of the European Communities, Luxembourg, 1974.
- /Pro2/ Proceedings of Seminar on High Efficiency Aerosol Filtration in the Nuclear Industry;
Aix-en-Provence, France, Nov., 1976,
Commission of the European Communities, Luxembourg, 1977.
- /Pro3/ Proceedings of 5th Int. Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety;
Karlsruhe, Sept., 1984
KfK 3880 (1984).
- /Pys/ Pysh, W.A.
Air Cleaning System Isolation During Tornado Conditions;
CONF 780 819 (1979) S. 666 ff.
- /r114/ Regulatory Guide 1.140, Revision 1
Design, Testing, and Maintenance Criteria for Normal Ventilation Exhaust System Air Filtration and Adsorption Units of Light-Water-Cooled Nuclear Reactor Power Plants;
Office of Standards Development,
USNRC, Wash., D.C., 1979.
- /r152/ Regulatory Guide 1.52, Revision 2
Design, Testing, and Maintenance Criteria for Post Accident Engineered-Safety-Feature Atmosphere Cleanup System Air Filtration and Adsorption Units of Light-Water-Cooled Nuclear Power Plants;
Office of Standards Development,
USNRC, Wash., D.C., 1978.

- /Ric1/ Ricketts, C.I.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.
HEPA Filter Behavior Under High Humidity Airflows;
CONF 860 820 (1987) S. 319 ff.
- /Ric2/ Ricketts, C.I.; Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.
The Flow Resistance of HEPA Filters in Supersaturated Airstreams;
CONF 880 822 (1989) S. 668 ff.
- /Ric3/ Ricketts, C.I.; Rüdinger, V.; Wilhelm J.G.
Aspects of the Increase in Pressure Drop of High – Efficiency
Particulate Air Filters Under Fog Conditions;
Nucl Tech 92 (1) (1990) S. 50 ff.
- /Ric4/ Ricketts, C.I.; Schneider, M.; Wilhelm, J.G.
Mathematical Models for Changes in HEPA Filter Pressure Drop
Caused by High Air Humidity;
CONF 900 813 (1991) S. 671 ff.
- /Riv/ Rivers, R.D.; Trinkle, J.L.
Moisture Separator Study;
USAEC NYO – 3250 – 6,
American Air Filter Co., Inc., Louisville, KY, 1966.
- /Rob/ Robinson, K.S. u.a.
In – Service Aging Effects on HEPA Filters;
in: /Fra/ S. 60 ff.
- /Rob2/ Robinson, K.S.; Cursely, C.J.; Allen, R.W.K.
The Spray Droplet Sizer: A Novel Technique for Droplet Size Analysis;
Filtration & Separation Sept./Okt. 1984, S. 349 ff.
- /Rüd0/ Rüdinger, V.; Fetzner, O.;
unveröffentlichter Bericht des Kernforschungszentrum Karlsruhe,
Mai 1983.
- /Rüd1/ Rüdinger, V.; Wilhelm, J.G.
HEPA Filter Response to High Airflow Velocities;
CONF 820 833 (1983) S. 1069 ff.
- /Rüd2/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm, J.G.
Limits of HEPA – Filter Application Under High – Humidity Conditions;
CONF 840 806 (1985) S. 1058 ff.
- /Rüd3/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm J.G.
Versagensgrenzen und Schadensmechanismen von Schwebstofffiltern unter Bean-
spruchung durch trockene Luft hoher Anströmgeschwindigkeit;
in: /Fra/ S. 792 ff.
- /Rüd4/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm J.G.
Development of Glass – Fiber HEPA Filters of High Structural Strength Based on
the Establishment of the Failure Mechanisms;
CONF 860 820 (1986) S. 947 ff.

- /Rüd4/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm J.G.
Development of Glass-Fiber HEPA Filters of High Structural Strength Based on the Establishment of the Failure Mechanisms;
CONF 860 820 (1986) S. 947 ff.
- /Rüd5/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm J.G.
Schwebstofffilter hoher mechanischer Belastbarkeit;
ATW 32 (1987) S. 587 ff.
- /Rüd6/ Rüdinger, V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm J.G.
High Strength HEPA Filters for Nuclear Applications;
ASHRAE Transactions, 95/2 (1990) S. 865 ff.
- /Rüd7/ Rüdinger, V. u.a.
Deutsches Patent Nr. DE 3622629 C2 Filterpack;
20.4.89.
- /Rüd8/ Rüdinger, V.; Fetzner, O.
Deutsches Patent Nr. DE 3322569 C2; Verfahren zur Verlängerung der Standzeit eines Schwebstoff- oder anderen Tiefbettfilters;
18.1.90.
- /Rüd9/ Rüdinger V.; Ricketts, C.I.; Wilhelm, J.G.
High-Strength High-Efficiency Particulate Air Filters for Nuclear Applications;
Nucl Tech 92 (1) (1990) S. 11 ff.
- /She/ Schegk, C.-D.; Umhauer, H.; Löffler, F.
Messen von Tropfengrößenverteilungen mit Hilfe eines Streulicht-Partikelgrößen-Analysators;
Staub-Reinhalt. Luft 44 (6) (1984), S. 263 ff.
- /Shi/ Shigley, J.E.
Mechanical Engineering Design; 2nd ed.,
McGraw-Hill, New York, 1972.
- /Shl/ Schlehuber, F.; Fronhöfer, M.; Neuberger, M.
HEPAFIL ein Programm zur Berechnung der Strömungsgrößen am Schwebstofffilter;
KfK 4773, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1991.
- /Shn/ Schwelien, M.
Die Zeit 45 (4.11.88) S. 17 ff.
- /Shu1/ Schubert, H.
Untersuchungen zur Ermittlung von Kapillardruck und Zugfestigkeit in festen Haufwerken;
Dissertation, Universität Karlsruhe, 1972.
- /Shu2/ Schubert, H.
Kapillarität in porösen Feststoffsystemen;
Springer Verlag, Berlin, 1982.
- /Shw/ Schwalbe, H.C.
Redevelopment of the Savannah River Laboratory Moisture Resistance Test for Filter Paper;
CONF 680 821 (1968) S. 86 ff.

- /Str/ Stratmann, J.
Bericht eines Großverbrauchers von Schwefstofffiltern der Klasse S;
in: /Pro2/ S. 411 ff.
- /Tec/ Techniques for Controlling Air Pollution from the Operation of Nuclear Facilities;
Safety Series No. 17,
STI/PUB/121, IAEA, Wien, 1966.
- /Tie/ Tierney, G.P.; Conner, W.D.
Hydroscopic Effects on Weight Determination of Particulates
Collected on Glass Fiber Filters;
American Indust. Hygiene Ass. Jour., (Aug.1967) S. 363 ff.
- /Tha/ Thaxter, M.D.
Condition of Commercial High – Efficiency Filters
Upon Receipt or Installation;
TID – 7593, USAEC, (1960), S. 157 ff.
- /Thr/ Threlkeld, J.L.
Thermal Environmental Engineering, 2nd Ed.;
Prentice – Hall Inc., Engelwood Cliffs, NJ, 1970.
- /Thu/ Thurner, F.; Steitz, M.
Bestimmung der Sorptionsisothermen Lösungsmittel – feuchter Sorbienten nach
der Durchströmungsmethode;
Chem. Eng. Proc. 18 (1984) S. 333 ff.
- /TLA/ TLA – Nr. 22
Technische Liefer – und Abnahmebedingungen für Schwebstofffilter der Klasse S;
HBT / Qualitätssicherung, Kernforschungszentrum Karlsruhe
Ausgabe – Nr. 1, vom 25.6.88.
- /Tre/ Treatment of Airborne Radioactive Wastes;
STI/PUB/195, IAEA, Vienna, 1968.
- /Ull/ Ullrich, W.; Friederichs H. – G.
Die Bedeutung der Filter – und Abgasreinigungssysteme
in kerntechnischen Anlagen;
in: /Fra/ S. 5 ff.
- /US/ U.S. Federal Standard 209b
General Services Administration
Bldg. 197, Washington, D.C. 20407, 19.
- /VDI9/ VDI 2043
Messung der Dampfnaße;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1979.
- /VDI10/ VDE/VDI 3511
Technische Temperaturmessungen;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1967.
- /VDI24/ VDI 3786
Meteorologische Messungen für Fragen der Luftreinhalteung: Luftfeuchte;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1985.

- /VDI24/ VDI 3786
Meteorologische Messungen für Fragen der Luftreinhaltung: Luftfeuchte;
Beuth Verlag GmbH, Berlin 30, 1985.
- /Yui/ Yuille, W.D.
Behavior of Oxide Aerosols of Uranium and Stainless Steel in Humid Atmospheres;
TID-4500, UC-80, ORNL-4198
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1968.
- /Wei/ Weinert, A.; Dillman, H.-G.; Wilhelm, J.G.
Vor-Ort-Prüfung grosser Schwebstofffilteranlagen: Betriebserfahrungen und Erweiterung des Verfahrens auf Prüfungen unter simulierten LWR-Störfallbedingungen;
in: /Pro2/ S.307 ff.
- /Whi/ White, P.A.F.; Smith, S.E., Editors
High Efficiency Air Filtration;
Butterworth, London, 1964.
- /Wil1/ Wilhelm, J.G.; Dillmann, H.-G.; Gerlach, K.
Testing of Iodine Filter Systems Under Normal and Post-Accident Conditions;
CONF 720 823 (1972), S. 434 ff.
- /Wil2/ Wilhelm, J.G.
Iodine Filters in Nuclear Installations;
V/2110/83 EN,
Commission of the European Communities, Luxembourg, 1982.
- /Wil3/ Wilhelm, J.G.
Development and Application of Filters for Air Cleaning in Nuclear Power Plants;
Nuclear Engineering and Design 103 (1987) S. 139 ff.
- /Wil4/ Wilhelm, J.G.
private Mitteilung;
KfK, 1.90.
- /Wol/ Wolf, K.L.
Physik und Chemie der Grenzflächen;
Springer-Verlag, Berlin, 1959.
- /Wolf/ Wolf, M.
Private Mitteilung;
Bundesanstalt für Ernährung, Karlsruhe, 6.86
s. Sorptionsisotherme in /Ric1/.
- /Yui/ Yuille, W.D.; Adams R.E.
Behavior of Oxide Aerosols of Uranium and Stainless Steel in Humid Atmospheres;
ORNL-4198
Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, 1968.
- /Zec/ Zech, H.-J.
Kernreaktoren;
INFORUM Verlags- und Verwaltungs GmbH, Bonn, 1988.

- /Zim/* Zimon, A.D.
Adhesion of Dust and Powder;
Consultants Bureau, New York, 1982.
- /Zav/* Zavadoski, R.
Background Information for USAEC Regulatory Guide 1.52;
in: */Pro1/* S. 547 ff.
- /Zee/* De Zeeuw, C. H.
Wood;
in: */Mark/* S. 6:168.