



Florian Gruschwitz



**Filtration für die
Schmierölsreinigung
bei schwerölbetriebenen
Großdieselmotoren**



Cuvillier Verlag Göttingen
Internationaler wissenschaftlicher Fachverlag



Filtration für die Schmierölreinigung bei schwerölbetriebenen Großdieselmotoren





Filtration für die Schmierölreinigung bei schwerölbetriebenen Großdieselmotoren

zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)

der Fakultät für Chemieingenieurwesen und Verfahrenstechnik des
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte
DISSERTATION

von
Dipl.-Wi.-Ing. Florian Gruschwitz
aus Göttingen

Referent: Prof. Dr.-Ing. habil. Hermann Nirschl

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Wetzel

Tag der mündlichen Prüfung: 30. Juli 2013



Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

1. Aufl. - Göttingen : Cuvillier, 2013

Zugl.: Karlsruhe (KIT), Univ., Diss., 2013

978-3-95404-516-7

© CUVILLIER VERLAG, Göttingen 2013

Nonnenstieg 8, 37075 Göttingen

Telefon: 0551-54724-0

Telefax: 0551-54724-21

www.cuvillier.de

Alle Rechte vorbehalten. Ohne ausdrückliche Genehmigung des Verlages ist es nicht gestattet, das Buch oder Teile daraus auf fotomechanischem Weg (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.

1. Auflage, 2013

Gedruckt auf umweltfreundlichem, säurefreiem Papier aus nachhaltiger Forstwirtschaft.

978-3-95404-516-7



Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Zeit in der Abteilung Produktentwicklung Anlagentechnik für die Großdieselmotorsanwendung bei der MAN Diesel & Turbo SE (MDT) in Augsburg. In dieser Zeit war ich gleichzeitig externer Doktorand am Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik des Karlsruher Instituts für Technologie (vormals Universität Karlsruhe TH).

Mein besonderer und herzlicher Dank gilt an dieser Stelle meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Hermann Nirschl. Zunächst einmal bin ich ihm natürlich für Betreuung dieser externen Arbeit zu tiefstem Dank verpflichtet. Ich habe eine große Wertschätzung dafür, dass er mich im vollsten Maße inhaltlich und moralisch unterstützt hat. Seine Ratschläge erwiesen sich stets als goldrichtig, sein Beitrag war essenziell für diese Arbeit. Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Wetzel danke ich sehr herzlich für die Übernahme des Korreferates.

Auch davon abgesehen blicke ich in schöner Erinnerung auf meine Besuche am Karlsruher Institut und auch auf die jährlichen Doktorandenseminar-Wochen zurück. Insbesondere menschlich war diese Zeit sehr bereichernd, auch als „Externer“ fühlte ich mich von allen Kollegen am Institut stets freundschaftlich aufgenommen. An dem Gelingen meiner Arbeit haben darüber hinaus in Form von wertvollen Diskussionen und Anregungen auch einige Mitarbeiter am Institut einen wichtigen Anteil. Stellvertretend für alle möchte ich mich insbesondere bei Herrn Dr.-Ing. Harald Anlauf für seine große Unterstützung bedanken. Auch einige Doktorandenkollegen standen mit Rat und Tat zur Seite, stellvertretend für alle anderen gilt mein großer Dank Frau Dr.-Ing. Xiana Romání Fernández, deren Forschungsaktivitäten im Bereich Filtration und Filtrerrückspülung mir eine große Starthilfe und Inspiration waren.

Seitens der MDT möchte ich sehr herzlich denen danken, die mir insbesondere organisatorisch die Möglichkeit und den Freiraum gegeben haben, welcher für die Erarbeitung der präsentierten Ergebnisse notwendig war. Für die große (auch inhaltliche) Unterstützung und das Vertrauen danke ich meinen Vorgesetzten Herrn Dipl.-Ing. Nikolaus König, Leiter der Abteilung Produktentwicklung und Herrn Dipl.-Ing. Gerhard Wegmann, Teamleiter des Projektbereichs. Herrn Dr. Holger Gehring, Leiter des Chemielabors der MDT, danke ich dafür, dass er insbesondere zu Beginn des Projektes stets für Fragen zum Thema Kraft- und Schmierstoffe zur Verfügung stand und dafür, dass ich knapp drei Jahre lang zwei seiner Laborabzüge für die experimentellen Studien belegen durfte.



Dem Unternehmen MAN Diesel & Turbo SE insgesamt, repräsentiert insbesondere durch die jeweils verantwortlichen Herren Vorstände, Geschäftsbereichs- und Abteilungsleiter, gebührt mein großer Dank. Ich bedanke mich insbesondere für das Vertrauen, welches mir für meine Arbeit stets geschenkt wurde und die dafür bewilligten notwendigen Mittel. Ich danke sehr herzlich für die phantastischen Möglichkeiten; insbesondere war es für mich enorm lehrreich und bereichernd, schon zu einem sehr frühen Stadium eigenständig und eigenverantwortlich einen Großmaßstabsprüfstand auf dem Werksgelände erbauen zu dürfen; auch sonst genoss ich enorm große Freiheiten.

Sehr herzlich bedanken möchte ich mich nicht zuletzt für die tatkräftige Unterstützung vieler studentischer Kräfte, die ich im Rahmen der Forschungs- und Entwicklungstätigkeiten einstellen, betreuen und führen durfte. Diese haben in Form einer Werkstudententätigkeit, während eines Praktikums oder im Rahmen ihrer Studien- oder Abschlussarbeit in vielfältiger Weise auch bei der Grundlagenforschung mitgewirkt. Die vorliegende Arbeit wäre in diesem Umfang an experimentellen Erkenntnissen nicht möglich gewesen ohne deren Unterstützung, insbesondere hinsichtlich des Aufbaus von Versuchseinrichtungen und der experimentellen Arbeit.

Stellvertretend für alle Absolventen, welche hier einen Beitrag geleistet haben, möchte ich sehr herzlich den Herren Markus Euchner, Andreas Windel, Thomas Oberwallner und Tobias Engelbertz danken; deren Teilergebnisse und Ideen lieferten einen ganz besonders wertvollen Beitrag für diese Arbeit.

Unzählige Feierabende, Sonntage und Feiertage habe ich für meine Arbeit am heimischen Schreibtisch oder auch z.B. an einem Klapp Tisch im Ferienhaus verbracht. Den Menschen, die mich in den mehr als fünf Jahren im engsten Kreis umgaben, bin ich zu großem Dank verpflichtet für ihre Geduld und Unterstützung. Neben meinen Freunden gilt ein besonders lieber Dank meinen Eltern, Dr. Karl-Friedrich und Gisela Gruschwitz sowie meinem Bruder Maximilian Gruschwitz. Meine Eltern haben mich zeitlebens bei all meinen Wünschen und Zielen unterstützt; auch bei dieser Arbeit konnte ich dabei stets auf die vollste Unterstützung bauen – tage- und nächtelanges Korrekturlesen inklusive. Nicht nur deswegen widme ich ihnen diese Arbeit. Auch meiner Partnerin Maria Michaelis gilt ein lieber Dank. Insbesondere möchte ich ihr für ihre Geduld und ihr Verständnis danken, welche sie in diesen Jahren aufbringen musste; auch auf ihre Unterstützung konnte ich stets zählen.

Augsburg, September 2013

Florian Gruschwitz

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Nebenstromreinigung von Schmierölen für schwerölbetriebene Großdieselmotoren. Stand der Technik für diese Reinigungsaufgabe im Nebenstrom ist ein Dichtentrennverfahren mit Tellerseparatoren. Die Reinigung mit diesen Zentrifugal-Reinigungssystemen hat jedoch betriebsbedingte Nachteile und ist mit hohen Kosten verbunden. Anspruch und Ziel dieser Arbeit ist daher die Ermittlung und Qualifikation eines neuartigen Reinigungsverfahrens für Schmieröle von schwerölbetriebenen Großdieselmotoren, welches diese genannten Nachteile nicht mit sich bringt.

Als Vorschritt zur Erfüllung der Aufgabenstellung musste zunächst das System Schmieröl und Kontaminanten erschlossen werden, insbesondere um die Fest-Flüssig-Trennaufgabe definieren zu können. Die stoffliche Zusammensetzung der Schmutzkörper im Öl wurde ermittelt und auch eine Modellierung des Ein- und Austragsstroms für die Kontaminanten kann präsentiert werden. Durch Ermittlung und Qualifikation eines Partikelzählverfahrens konnte insbesondere die Basis für die Bewertung des Partikelaustrags eines derzeitig verwendeten Tellerseparators geschaffen werden. Daraus ergibt sich eine Definition der Leistungsreferenz für die Fest-Flüssig-Trennaufgabe.

Ausgehend von dieser Definition konnte auf Basis von Vorversuchen die Filtration mit durch Rückspülung regenerierbaren Automatikfilterapparaten als Reinigungs-verfahren grundsätzlich qualifiziert werden. Als einzig geeignete Filterart wurden spezifische Metallfaservlies-Filtermedien ermittelt. Die Filtermedien bestehen aus mehreren Lagen Metallfaservliesen, welche jeweils unterschiedliche mittlere Faserdurchmesser aufweisen und somit eine Gradientenstruktur bilden. Es wird eine detaillierte Charakterisierung der Filtermedien präsentiert; im weiteren Verlauf wurden diesbezügliche charakteristische Eigenschaften bei Filtration und Rückspülung identifiziert.

Durch experimentelle und numerische Studien konnte geklärt werden, dass bei der Durchströmung des Filters mit einem schleichenden, laminaren Strömungsregime gerechnet werden darf. Ein weiteres Ergebnis zeigt, dass der Filterverblockungs-prozess mit einem mathematischen Modell exakt beschrieben werden kann. Die experimentellen Untersuchungen in Bezug auf die Filtration beinhalten die Betrachtungsfelder Filterverblockungsverhalten sowie Filter-Abscheideverhalten. Für das Verblockungsverhalten wird Anwendung und Nutzen des genannten mathematischen

Modells aufgezeigt, insbesondere als Kennwert-Ableitung für verschiedene Filtermedien und Gebrauchtöle.

Es wird ebenso beschrieben, in welchem Umfang die Herstellung eines synthetischen Gebrauchtöls durch Dispergierung von Modellkontaminanten möglich ist; dafür können insbesondere die Erkenntnisse hinsichtlich Partikelsystem und mathematischer Modellierung eingebracht werden. Mittels des mathematischen Modells kann ferner auch eine Methodik zur technischen Auslegung und Scale-Up für einen realskalierten Filterapparat auf Basis von Laborversuchen und mit einer Anlage im halbtechnischen Maßstab abgeleitet und präsentiert werden.

Für eine numerische Betrachtung des Gesamtprozesses der Filtration wären neben der Fluidströmung und Partikel-Trajektorien insbesondere auch die Haftkräfte, welche auf die abgeschiedenen Partikeln wirken, ein relevanter Parameter. Um die Möglichkeit einer numerischen Mehrphasenbetrachtung zu klären, wurde die Haftmechanik im Schmieröl betrachtet. Jedoch weder analytische Betrachtungen auf Basis von Literaturwerten noch experimentelle Studien zur Ermittlung der partikulären Haftkräfte im Schmieröl mit der Zentrifugalmethode ergaben ausreichend genaue Werte, vielmehr eine breite Haftkräfte-Verteilung.

Während es bei der Filtration wichtig ist, dass die Partikel-Haftkräfte ausreichend groß sind, um ein Mitreißen durch die Strömung zu verhindern, wird für die Filterregeneration eben diese Partikelablösung angestrebt. Die Filterregeneration durch Rückspülung findet durch inverse Durchströmung des beladenen Filtermediums statt; Ziel ist es dabei, durch ausreichend hohe hydrodynamische Kräfte einen Großteil der Beladungspartikeln zu lösen und auszutragen. Gleichzeitig ist dabei jedoch die dafür aufzuwendende Menge an Spülmedium möglichst gering zu halten. Eine Modellierung der stationären hydrodynamischen Rückspülung konnte vorgenommen und experimentell belegt werden. Es konnte ferner gezeigt werden, dass eine Ultraschallüberlagerung den Regenerationseffekt der Rückspülung steigert und somit die Rückspüleffizienz merklich verbessert. Auch in diesem Falle wird zunächst ein Modellierungsansatz diskutiert; dieser bezieht sich auf den Wirkmechanismus des Ultraschalls. Ebenso wird eine experimentelle Betrachtung der relevanten Einstellparameter vorgenommen.

Der Einsatz von Hochleistungs-Ultraschall in Flüssigkeiten geht einher mit der Ausbildung von nichtlinearen Effekten, wobei Ultraschallkavitation gleichzeitig einen Wirk- und Schadensmechanismus darstellt. Die gezielte analytische und experimentelle Untersuchung von möglicherweise schädlichen Ultraschall-kavitationsmechanismen ist schließlich auch Gegenstand dieser Arbeit.



Summary

The presented work is concerned with the bypass cleaning task for engine oils in the field of heavy fuel oil run large Diesel engine application.

State of the art for this bypass cleaning task is a density separation process performed by disk separators. Cleaning with these centrifugal cleaning systems however implies operational disadvantages and is associated with high costs. Goal of this work is therefore the identification and qualification of a new cleaning process for this task without the mentioned disadvantages.

As a first step a characterization of the system oil and contaminants has to be developed. This is necessary for a definition of the solid liquid separation task. The chemical composition of the contaminant system in the oil was determined. Based on the findings also a model of the contaminant inlet and discharge mass balance can be presented. A suitable particle counting procedure could be identified and qualified. This is a crucial precondition that enables assessing the degree of particle separation of the current disk centrifuge systems. A definition for the reference cleaning performance can be derived.

Starting from this definition pretests were performed. As a result of these studies, the process of filtration with regenerable back-flushing automatic filter devices as cleaning procedures could be generally qualified. The only adequate filter materials are specific types of metal fiber fleece media. The filter media consist of several layers of metal fibers which have different average fiber diameter and thus form a gradient structure. A detailed characterization of the filter media is presented. Furthermore, relevant characteristics in filtration and back-flushing behavior are described in line with the forthcoming presentation of experimental studies.

By experimental and numerical studies the flow characteristics in the filter structure could be clarified as consistently creeping, laminar flow regime. Another result is that the filter clogging process can be described exactly by a mathematical model. The presented experimental studies on the filtration process are concerned with the fields filter clogging as well as the separation behavior of the filter. The application and contribution of the mentioned mathematical model are shown. It is described how technical parameters for different filter media and used oils can be derived with the model approach.

In addition to that, it is presented to what an extent it is possible to produce synthetic used oil just by dispersion of model contaminants. For this, in particular the findings of particle system and mathematical modeling are contributory. Furthermore, a

methodology for the technical design and scale-up for a real scaled filter apparatus has been developed. The method relies on the mathematical model and allows determination of real scale design parameters by laboratory tests and the validation with a pilot scale apparatus.

For numerical studies to describe the filtration, the knowledge of particulate adhesive forces is a crucial precondition. Besides that, of course fluid flow patterns and particle trajectories would be equally relevant information. In order to evaluate the possibility of numerical multiple phase approaches the adhesive mechanism were examined. The experimental studies were performed with the centrifugal method. However, neither calculation based on literature figures nor experimental studies provided sufficiently precise values. Instead, only a broad distribution function for the adhesive forces could be concluded.

During the filtration step it is necessary that particle adhesion forces are sufficiently high to prevent particle re-entrainment. For filter regeneration however, particles have to be detached from the filter fibers. Regeneration of the filter by back-flushing is done as an inverse flow through the laden filter medium. The goal is to detach and discharge a large part of the deposited particles by sufficiently high hydrodynamic forces. At the same time, the necessary amount of flushing medium has to be minimal.

A modeling of stationary hydrodynamic back-flushing is presented and can be experimentally validated. It could also be observed that superimposition of ultrasound increases the regeneration effect of back-flushing. Thus, the back-flushing efficiency can be significantly improved. A modeling approach is discussed first which refers to the mechanism of action of ultrasound. The presented experimental studies focus on examination of technically relevant parameters.

The use of high power ultrasound in liquids leads to the occurrence of non-linear effects like ultrasound cavitation. The latter effect represents, depending on the application, both a desired as well as a destructive mechanism. A specific and detailed study of this potentially harmful mechanism is also within the scope of the work.



Inhaltsverzeichnis

0	Einleitung	1
1	Problemstellung und Aufbau der Arbeit.....	3
1.1	Detaillierung Anwendungsfall	3
1.2	Stand der Technik und Problemstellung	4
1.3	Zielsetzung, Anspruch und Aufbau dieser Arbeit.....	7
2	Schmierölmedium und Leistungsreferenz	11
2.1	Charakterisierung Schmieröl und Betriebsbelastungen	11
2.2	Ermittlung und Beschreibung der verwendeten Partikelanalytik	19
2.3	Charakterisierung verwendeter Versuchsöle	21
2.4	Betriebsverhalten Tellerseparator-Reinigungssystem	24
2.5	Untersuchung des Kontaminantensystems	29
2.6	Modellierung Schmutzentstehungsprozess und Leistungsreferenz für die Fest-Flüssig-Trennaufgabe	33
3	Qualifizierung und Charakterisierung verwendeter Filtermedien.....	41
3.1	Anforderungen an Filtermedium und Bewertungsmethodik	41
3.2	Auswahlprozess und Qualifizierung der Filtermedien.....	43
3.3	Charakterisierung Metallfaservlies-Filtermedien.....	48
4	Betrachtung und Modellierung Filtrationsprozess	55
4.1	Theoretische Basis Filtration mit faserigen Filtermedien	55
4.2	Strömung und Druckverlust im Filter	57
4.2.1	Grundlagen und Vorüberlegungen	58
4.2.2	Experimentelle Betrachtung	59
4.2.3	Numerische Betrachtung und Diskussion	61
4.3	Modellierung und mathematische Beschreibung des Filtrationsprozesses .	66
4.3.1	Modellentwicklung für den vorliegenden Fall	67
4.4	Experimentelle Untersuchungen zum Filtrationsprozess	71
4.4.1	Material und Methoden	72
4.4.2	Ergebnisse und Diskussion.....	74
4.5	Betrachtung eines Modellmedien-Ansatzes	82
4.6	Anwendung der Modellierung für Scale-Up	86
4.7	Interpretation und Bewertung der Erkenntnisse	92

5	Partikuläre Haftkräfte	93
5.1	Haftkrafttheorie für den Anwendungsfall.....	93
5.2	Rechnerische Abschätzung Haftkräfte im Anwendungsfall	100
5.3	Experimentelle Untersuchung von Haftkräften im System Schmieröl- Edelstahl	103
5.3.1	Material und Methoden	103
5.3.2	Ergebnisse und Diskussion.....	107
5.4	Interpretation und Schlussfolgerung	109
6	Ultraschall im Schmierölmedium	111
6.1	Grundlagen und Technik Ultraschall.....	111
6.2	Nichtlineare Akustik und Ultraschallkavitation	113
6.3	Experimentelle Untersuchungen.....	121
6.3.1	Material und Methoden	122
6.3.2	Ergebnisse und Diskussion.....	126
6.4	Interpretation und Schlussfolgerungen	131
7	Betrachtung der Filterregeneration.....	133
7.1	Stand der Literatur, Ansatz und Methodenwahl.....	133
7.2	Modellentwicklung Rückspülprozess im Anwendungsfall	136
7.2.1	Modellierung der Partikelablagerung	136
7.2.2	Modellierung stationär hydrodynamischer Rückspülprozess	137
7.3	Material und Methoden für die Rückspülversuche	139
7.4	Experimentelle Untersuchung stationär hydrodynamische Rückspülung ..	144
7.5	Modellierung der ultraschallüberlagerten Rückspülung	155
7.6	Experimentelle Untersuchung der Filterregeneration mit Ultraschallüberlagerung	157
7.6.1	Material und Methoden	157
7.6.2	Ergebnisse und Diskussion.....	159
7.7	Betrachtung Wirkmechanismus Ultraschallüberlagerung	163
7.8	Betrachtung des synergetischen Effekts Ultraschall und Hydrodynamik ...	165
7.9	Schlussfolgerungen und Interpretation mit Hinblick auf die Modellierung..	167
7.10	Fazit und Bewertung für die Anwendung.....	171
8	Zusammenfassung, Fazit und Ausblick.....	175
8.1	Zusammenfassung der Arbeit und Erkenntnisse	175



8.2	Fazit und Ausblick für den verfahrenstechnischen Prozess und die Anwendung	176
9	Literaturverzeichnis	179
10	Abbildungsverzeichnis	197
11	Tabellenverzeichnis	201
12	Symbolverzeichnis	202
A	Anhang	207
A1	Prinzipschema Prüfstand Realmaßstab	207
A2	Prinzipschema Rückspülfilterapparat	208
	Lebenslauf	209





0 Einleitung

Die Stromerzeugung im Leistungsbereich mehrerer hundert Megawatt durch schwerölbetriebene Großdieselmotorenkraftwerke stellt eine Nischenanwendung dar. Doch konnte sich die MAN Diesel & Turbo vor wenigen Jahren in diesem Geschäftsfeld erfolgreich etablieren und dadurch neben der Erweiterung des Kompetenz- und Produktspektrums auch eine weitere Absatzquelle für Großdieselmotoren (Leistungsklasse >10 MW) erschließen.

Als einer von wenigen Anbietern schlüsselfertiger Großdieselmotorenkraftwerke kommt der MAN Diesel & Turbo neben der Entwicklung und Herstellung von Großdieselmotoren auch der Aufgabenumfang eines Generalunternehmers zu. Zusätzlich zur Komplexität, die die Abwicklung von Projekten dieser Größenordnung, insbesondere in anderen Wirtschafts- und Kulturräumen sowie Regionen ohne oder mit nur eingeschränkter Infrastruktur, mit sich bringt, ist die gesamte Betriebs- und Anlagentechnik eine große technische Herausforderung.

Obgleich in vielen Fällen auf Erkenntnisse aus der maritimen technischen Anwendung zurückgegriffen werden kann und Zulieferunternehmen mit Erfahrungswissen und Entwicklungswissen beitragen, müssen in einigen Fällen eigene Forschungs- und Entwicklungsaktivitäten betrieben werden. Die Zielsetzung ist dabei primär durch die Optimierung und Neugestaltung einzelner anlagentechnischer Apparate das Gesamtprodukt Großdieselmotoren-Kraftwerk effizienter und kostengünstiger zu gestalten.

Systeme zur Nebenstromreinigung des Schmieröls für die schwerölbetriebenen Großdieselmotoren sind derzeit üblicherweise mit sogenannten Tellerseparatoren ausgestattet. Das zugrundeliegende Trennprinzip für die Abscheidung von Kontaminanten aus dem Schmieröl ist der Dichteunterschied. Ein großer Nachteil dieser Reinigungssysteme ist jedoch die Betriebsweise, bei der notwendigerweise unter Hinzugabe von Wasser der Tellerseparator geleert bzw. abgereinigt wird. Der Betrieb dieser Anlagen geht so einher mit der Entstehung von wässrigen Schlämmen. Die Auftrennung dieses Dreiphasen-Systems stellt verfahrenstechnisch eine zusätzliche Herausforderung dar und ist mit hohen Kosten verbunden.

Angestrebt wird daher ein Verfahren für die Schmierölreinigung im Nebenstrom zu entwickeln, welches diesen betriebsbedingten Nachteil – also konkret die Entstehung



wässriger Schlämme – nicht mit sich bringt. Da für den Anwendungsfall in erster Linie Erfahrungswissen und empirische Erkenntnisse aus der Praxis vorliegen, ergibt sich ein Forschungsbedarf, diese Bereiche methodisch mit einer gesicherten Erkenntnisbasis zu unterlegen.

Als notwendigen Vorschrift für die Neuentwicklung einer Systemtechnik muss zum einen also der Anwendungsfall genau beleuchtet werden und die konkreten Anforderungen, insbesondere die Reinigungsleistung, ermittelt werden. Der nächste Schritt ist die Vorauswahl geeigneter Reinigungs- bzw. Trennverfahren. Bei der Entwicklung von verfahrenstechnischen Systemen muss meist, so auch im vorliegenden Fall, eine umfangreiche Vorarbeit für die Auswahl bzw. grundsätzliche Qualifikation stattfinden, um hernach eine vertiefte Untersuchung und konkrete technische Entwicklung vorzunehmen. Im Rahmen des Forschungs- und Entwicklungsprojektes aus dem diese Arbeit hervorgeht, wurden umfangreiche Untersuchungen durchgeführt und diverse Verfahren auch bis zum halbtechnischen Maßstab detailliert entwickelt. Präsentiert wird hier jedoch nur das Reinigungsprinzip, welches sich im Rahmen von Vorversuchen als am aussichtsreichsten erwies; entsprechend vertiefte Untersuchungen konnten für die Filtration mit rückspülbaren Automatikfilterapparaten die vollumfassende Qualifizierung zeigen.

Inhalt dieser Arbeit ist die Erörterung aller relevanten technisch-wissenschaftlichen Fragestellungen für den verfahrenstechnischen Teil des Reinigungssystems sowie die Herleitung der Grundlagen und eine Detaillierung, womit der technische Nachweis und Qualifikation des neuartigen Verfahrens erbracht werden soll.



1 Problemstellung und Aufbau der Arbeit

1.1 Detaillierung Anwendungsfall

Als Großdieselmotorkraftwerk werden im Anwendungsfall Kraftwerke bezeichnet, welche auf Basis mehrerer Großdieselmotoren (Einzelleistung 10-20 MW) Gesamtleistungen bis 1.000 MW erbringen. Die Einsatzfälle dieser Kraftwerksform sind vielfältig, exemplarisch sind *Peak Load* Anwendungen (beispielsweise Ferienregionen mit stark erhöhtem Strombedarf in den Sommermonaten), *Back-Up* Anwendungen (z.B. zur Sicherstellung der ununterbrochenen Energieversorgung bei Windkraftwerksanlagen im Flautenfall) und *Base Load* Anwendungen (z.B. für Industrieanlagen fernab von zentraler Strom-Infrastruktur) zu nennen. Häufig werden die Motoren mit vergleichsweise preisgünstigen Schwerölkraftstoffen betrieben; mit entsprechender Abgasnachbehandlungstechnik ist dies auch in Regionen mit Emissionsauflagen möglich.

Eine allgemeine Anforderung an das Gesamtkraftwerk ist eine autarke Betriebsweise; der Betrieb von Großdieselmotoren in der stationären Kraftwerksanwendung bedingt dabei eine Vielzahl anlagentechnischer Systeme. Beispielfähig können hier Kraftstoffförderungs- und -aufbereitungssysteme, Kühlwassersysteme einschließlich Radiatorenfelder und nicht zuletzt in zunehmendem Maße auch die genannten Abgasnachbehandlungssysteme genannt werden. Meist werden diese Anlagen von spezialisierten Zulieferern beschafft und in Form von Funktionseinheiten als sogenannte „Module“ eingesetzt. Die Module, als „Blackbox“ betrieben, verfügen dabei zum großen Teil über eine eigene Prozessleittechnik und werden teilweise nur hinsichtlich ihres binären Betriebsstatus rudimentär seitens der zentralen Kraftwerkssteuerung überwacht.

Für die Anlagentechnik im Kraftwerk können zwei Kategorien unterschieden werden: Gesamtkraftwerkssysteme und motorspezifische Systeme. Zum Gesamtkraftwerkssystem gehören Anlagen zur Aufbereitung wässriger Schlämme. Anlagen zur Nebenstromreinigung des Schmieröls stellen entsprechend motorbezogene Systeme dar; das bedeutet, dass pro Motor jeweils ein eigenes System vorgesehen ist.



1.2 Stand der Technik und Problemstellung

Die derzeit übliche Ausführungsform eines Schmierölsystems bei schwerölbetriebenen Großdieselmotoren ist in stark vereinfachter Form in Abbildung 1-1 dargestellt. Detailliertere Beschreibungen für Auslegungsgrundsätze und Systemaufbauten liefern insbesondere technische Berichte des Großmotoren-Konvents CIMAC [1] [2] [3].

Als Referenzmotor für den Betrachtungsfall wird die Maschine vom Typ 18V48/60 der MAN Diesel & Turbo SE definiert. Für die stationäre Energieerzeugung im Anwendungsfall stellt dieser Motor mit einer Nennleistung von 18.900 kW eine sehr häufig eingesetzte Variante und eine Maximalanforderung hinsichtlich der Größe dar. Für das Schmierölsystem kann, wie dargestellt, eine Aufteilung in Haupt- und Nebenstrom vorgenommen werden. Aufgabe des Hauptstroms ist die Versorgung des Motors mit Schmieröl in ausreichender Quantität und mit der notwendigen Temperatur. Mittels der Hauptstrompumpe (1) wird dabei im Motorbetrieb kontinuierlich Öl aus dem Systemtank (2) entnommen, mittels eines Wärmetauschers (3) auf die notwendige Temperatur abgekühlt (im vorliegenden Fall etwa 55°C) und mittels eines Automatikfilters (4) von groben Kontaminanten (nominelle Filterfeinheit typischerweise 20-34 µm) befreit, bevor es in den Motor (5) eintritt. Der Automatikfilter reinigt sich durch Rückspülung kontinuierlich ab; das durch Grobschmutzpartikeln angereicherte Rückspülöl wird zurück in den Systemtank gegeben (6). Der Filter agiert also als reine Schutzmaßnahme für den Motor, ein Schmutzaustrag aus dem System findet hier nicht statt.

Für den Dauerbetrieb ohne planmäßigen Ölwechsel ist ein System vonnöten, welches das Öl kontinuierlich in ausreichendem Maß von Kontaminanten befreit und diese aus dem System trägt. Dieser Prozess wird im Nebenstrom ausgeführt. Maßgabe für die Auslegung ist die Anforderung, dass der Systemtankinhalt rechnerisch sechs Mal pro Tag (24 h) durch den Nebenstrom zirkuliert und dort gereinigt wird. Da der Systemtank entsprechend der Motorleistung mit etwa 1 Liter Inhalt pro Kilowatt Motorleistung dimensioniert ist, ergibt sich für den betrachteten Motor ein Systemtankvolumen von ca. 19 m³; der Hauptkreislauf-Volumenstrom beträgt etwa 460 m³/h. Entsprechend der vorher genannten Auslegungsregel wird der Nebenstrom mit einem Volumenstrom von knapp 5 m³/h betrieben.

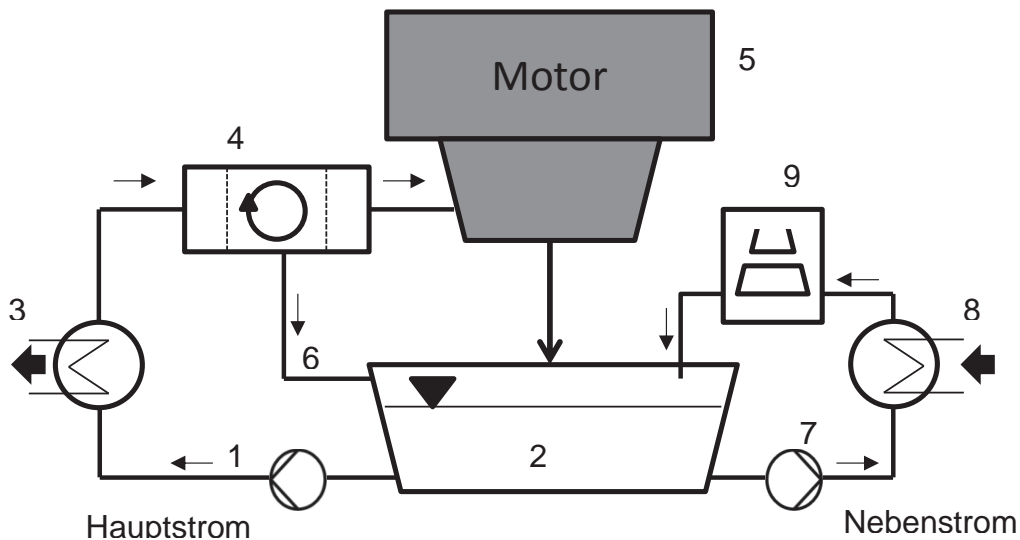


Abbildung 1-1 – Schematische Darstellung des Schmierölsystems eines 4-Takt-Großdieselmotors

Wie bereits erwähnt, wird derzeit üblicherweise ein Tellerseparator für die Reinigungsaufgabe im Nebenstrom verwendet. Aus diesem Grunde ist insbesondere neben der Förderpumpe (7) auch ein Wärmetauscher (8) im Nebenstrom integriert. Das Öl wird dadurch ausgehend von der Systemtanktemperatur von ca. 65°C auf 95°C aufgeheizt, um die Viskosität für die Dichtentrennung möglichst weit herabzusetzen. Um einen zuverlässigen Austrag des Schmutzes aus dem Tellerpaket und der Trommel des Separators (9) sicher zu stellen, wird der Separator typischerweise zeitgesteuert abgereinigt. Der Reinigungsprozess wird dabei gestoppt, die Separatortrommel mit Wasser gefüllt (das Öl wird dabei aus der Trommel gedrängt) und durch kurzzeitiges Absenken der unteren Trommelhälfte wird diese vollständig in einen Schlamm tank entleert. Die Beigabe von Wasser dient dabei zum einen den Ölverlust zu minimieren, zum anderen um eine ausreichende Reinigung von Trommel und Tellerpaket zu gewährleisten. Neben der Wassermenge, die für die Trommelfüllung benötigt wird, wird zusätzlich auch die Öffnung und Schließung der Trommel über eine wasserbetriebene Hydraulik bewerkstelligt [4]. Dieses Wasser wird, da Verunreinigungen nicht auszuschließen sind, ebenso in den Schlamm tank gegeben.

Der entstandene Schlamm, der weitestgehend aus Wasser besteht, muss nun in einer weiteren Verfahrensstufe wieder in seine Einzelbestandteile getrennt werden. Vornehmlich wird dabei versucht, eine Wasserphase so abzutrennen, dass diese hinsichtlich Öl- und Schmutzgehalt soweit abgereichert wurde, um sie



unproblematisch entsorgen zu können. Die notwendige Anlagentechnik zur Auftrennung dieses Dreiphasengemisches ist technisch aufwändig und mit hohen Kosten verbunden. Die Tatsache, dass in Kraftwerken üblicherweise eine größere Anzahl von Motoren installiert ist und die Kraftwerke meist von entsprechender Infrastruktur entfernt sind, verschärft diese Problemstellung für den Anwendungsfall durch die entsprechend skalierte Schlammmenge zusätzlich. Für ein Referenzkraftwerk mit 200 MW Leistung kann mit einer Separatorschlammmenge von mehreren Tonnen pro Tag gerechnet werden.

Abgesehen von der stationären Kraftwerksanwendung kann an dieser Stelle auch noch der maritime Anwendungsfall erwähnt werden; berücksichtigt man die etwa 50.000 schwerölbetriebenen Schiffe [5], welche derzeit auf den Weltmeeren verkehren, wird deutlich, wie groß die tatsächliche Gesamtpopulation der mit Schweröl betriebenen Anlagen (mit den genannten Nachteilen) anzunehmen ist.

Während sich die beschriebene Problematik leicht erschließt und die Bestrebungen nach einer neugestalteten Anlagentechnik naheliegend sind, stellt die Entwicklung einer neuartigen Reinigungssystematik eine große Herausforderung dar. So muss für den Betrieb im Schmierölsystem die passende Gleichgewichtssituation (Kontaminanten Ein- und Austrag) erreicht werden; dabei muss die Wechselwirkung aus dem komplexen Zusammenspiel der äußeren Randbedingungen und Einflussparameter berücksichtigt werden. Allein ein vollständiger Ölwechsel bedeutet bei einem 200 MW-Kraftwerk eine Ölmenge von knapp 200 m³, die entsorgt und neu aufgefüllt werden muss.

Ein neuartiges Reinigungssystem muss gegenüber dem etablierten Stand der Technik Betriebssicherheit und Automatisierungsgrad uneingeschränkt gewährleisten, um die für den Erfolg notwendige Akzeptanz zu erhalten. Dabei müssen alle denkbaren und möglichen Betriebsfälle berücksichtigt werden. Als Problemstellung für diese Arbeit ergibt sich zudem, dass im Vorfeld weder die präzisen Anforderungen an den Reinigungsnebenstrom bekannt waren, noch die Wechselwirkung von Einflussfaktoren und Randbedingungen für Betriebsfälle deterministisch beschrieben werden konnten.



1.3 Zielsetzung, Anspruch und Aufbau dieser Arbeit

Ziel dieser Arbeit und technisch-wissenschaftlicher Beitrag sind also die Qualifikation einer neuentwickelten Systematik für die Schmieröl-Nebenstromreinigung mittels einer alternativen Verfahrenstechnik.

Den ersten Schritt mit Hinblick auf die Fest-Flüssig-Trennaufgabe stellt die genaue Kenntnis des notwendigen Leistungsgrades und insbesondere auch die Möglichkeit der Messung und Bewertung dar. Die zweite zentrale Aufgabenstellung für die Verfahrensentwicklung besteht darin, alle denkbaren und möglichen Betriebsfälle zu berücksichtigen; dies ist trotz eines begrenzt durchführbaren experimentellen Umfangs sicherzustellen. Als Fragestellung ergibt sich daraus, wie dies durch die Anwendung geeigneter Modellierungen und Methoden darstellbar ist.

In Form von vorgelagerten Machbarkeitsstudien wurde die Filtration als grundsätzlich geeignetes Verfahrensprinzip identifiziert. Das Reinigungsverfahren Filtration beinhaltet die Teilprozesse Partikelabscheidung und Filterregeneration bzw. den Austrag der Partikel. Eine Kernanforderung für die genannte Reinigungssystematik ist ein automatisierbarer und prozesssicherer Betrieb. Die Betrachtung beider Teilprozesse und Ableitung der entsprechenden Gesetzmäßigkeiten ist dafür ein zentraler Gegenstand dieser Arbeit. Neben der Erfüllung einer ausreichend hohen Trennleistung eines Filters muss ferner auch dessen Langzeitverhalten betrachtet werden. Gleiches gilt für die Filterregeneration, welche mit technisch-ökonomisch umsetzbaren Maßnahmen in ausreichendem Umfang zuverlässig nachgewiesen werden muss. Da Ultraschall als Mittel zur Unterstützung der Filterregeneration eingesetzt werden soll, gilt es auch diesen Teilprozess hinsichtlich Wirkung und möglicher Schädigungseffekte genauestens zu betrachten.

Zusammengefasst ergeben sich im Wesentlichen für diese Arbeit folgende Thesen bzw. zu klärende Fragestellungen:

1. Ist es möglich, das Schmierölsystem und die aktuelle Nebenstromreinigungstechnik ausreichend genau zu beschreiben, um eine Spezifikation für die Trennaufgabe zu entwickeln?
2. Lässt sich eine Nebenstromreinigungssystematik basierend auf einem Dichtentrennverfahren mittels eines Filtrationsverfahrens ersetzen? Konkret beinhaltet dies folgende Teil-Fragestellungen: Ist ein ausreichender



Kontaminantenausstrag möglich? Und lässt sich ein Filter ausreichend wieder regenerieren?

3. Lässt sich die Bandbreite an möglichen Real-Betriebsszenarien mittels Kennwerten quantitativ beschreiben? Lassen sich diese Kennwerte für die technische Auslegung einer Real-Anlage quantitativ berücksichtigen und mithin dessen Betriebsverhalten prognostizieren?
4. Erlauben es die ermittelten Gesetzmäßigkeiten für das Prozessverhalten bei Filtration und Filterregeneration einen zuverlässigen Betrieb zu detektieren? Lässt sich ein Schadensfall im Betrieb durch die Anwendung umsetzbarer Maßnahmen erkennen?
5. Führt der Einsatz von Ultraschall zu einem mechanischen Schädigungseffekt durch sogenannte Kavitations-Erosion? Wie kann eine Prozessführung gestaltet werden, um dieses Risiko auszuschließen? Finden sich dazu Gesetzmäßigkeiten?
6. Lässt sich durch die Anwendung numerischer Methoden die Entwicklung des Filtersystems vereinfachen oder beschleunigen bzw. woran würden derartige Bestrebungen hauptsächlich scheitern?

Unter Berücksichtigung dieser Fragestellungen ergibt sich der Aufbau der Arbeit wie in Abbildung 1-2 dargestellt. Die erste Frage nach der Herleitung und Definition der Reinigungsaufgabenstellung wird in Kapitel 2 beantwortet. Die Herleitung und Vorqualifikation des offensichtlich alleinig geeigneten Filtermediums und dessen Charakterisierung wird in Kapitel 3 geliefert. Die abschließende Qualifikation und Charakterisierung für den Teilprozess Filtration für das Filtermedium wird in Kapitel 4 beschrieben und beantwortet dabei den entsprechenden Teil der zweiten Fragestellung. In diesem Kernkapitel wird gleichermaßen eine geeignete Modellierung für den Filtrationsprozess und eine abgeleitete Methodik beschrieben, welche als Antwort für die dritte Fragestellung herangezogen werden kann; ebenso ergibt sich daraus auch die Beantwortung der vierten Fragestellung. Als zweites Kernkapitel bezieht sich Kapitel 7 auf die Filterregeneration: mit Hilfe der vorgestellten Ergebnisse lässt sich die zentrale zweite Fragestellung abschließend beantworten, gleichermaßen können in diesem Abschnitt die dritte und vierte Fragestellung auch mit Hinblick auf den Filterregenerationsprozess beantwortet werden. In diesem Abschnitt wird auch die ultraschallüberlagerte Rückspülung



einschließlich ermittelter Gesetzmäßigkeiten beschrieben und hinsichtlich ihrer Wirkmechanismen diskutiert. Der Aspekt möglicher Schädigungseffekte durch Ultraschallkavitation wird gezielt in Kapitel 6 betrachtet und beantwortet mithin die fünfte Fragestellung. Generell wurde ein experimentell empirisches Vorgehen gewählt, wobei sich die Frage nach einer möglicherweise effizienteren Herangehensweise mit Hilfe numerischer Methoden stellt. Die fehlende Kenntnis der real wirkenden Haftkräfte stellt dafür jedoch ein wesentliches Hindernis dar, was in Kapitel 5 beschrieben wird; dadurch wird die sechste Fragestellung beantwortet.

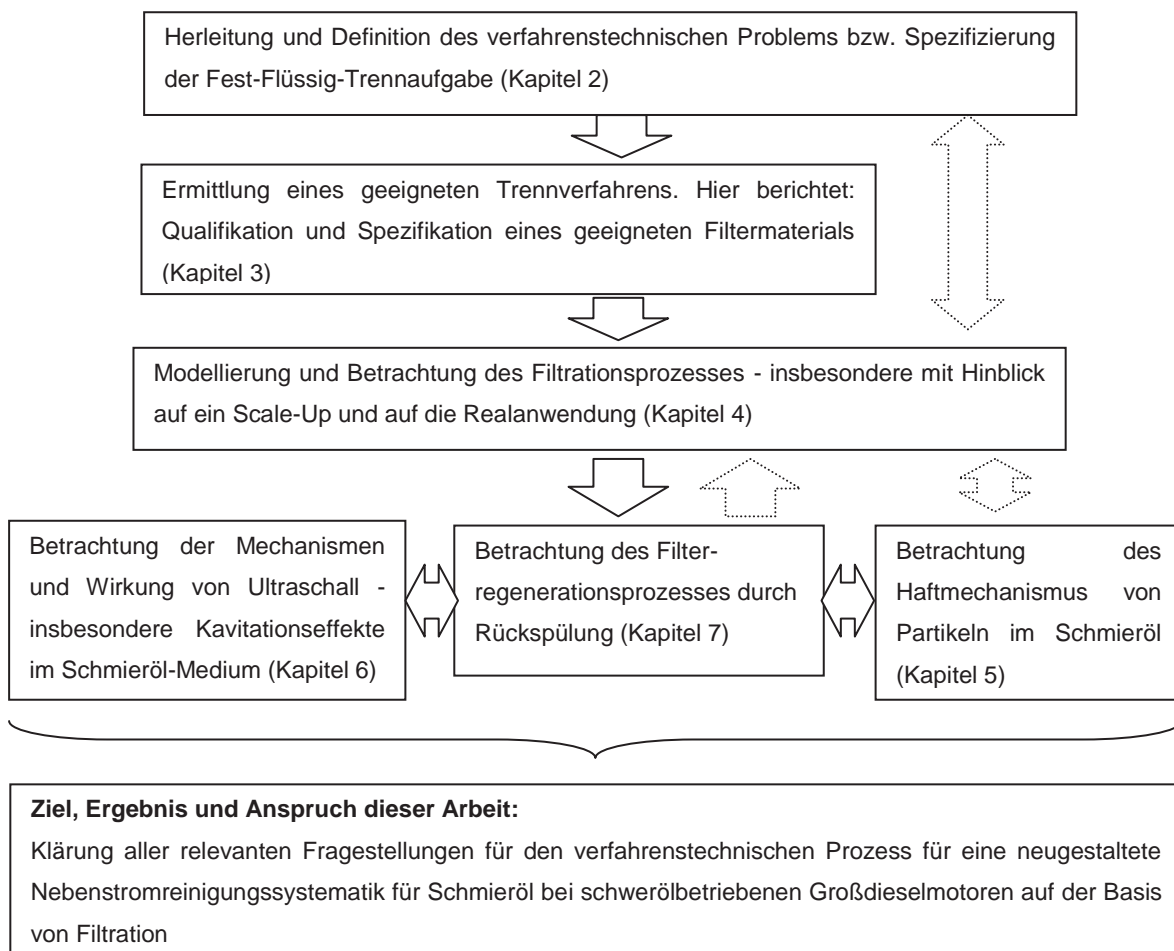


Abbildung 1-2 – Schematischer Aufbau dieser Arbeit





2 Schmierölmedium und Leistungsreferenz

Für den Motorbetrieb spielt das Schmieröl eine wichtige Rolle; ihm wird sogar die Eigenschaft als Konstruktionselement zugewiesen [6]. Im ersten Abschnitt werden zunächst die Aufgaben, die an ein Schmieröl gestellt werden, illustriert; damit lassen sich die Anforderungen an eine effektive Nebenstromreinigung bereits grob abschätzen.

Da es nicht möglich ist, einer Partikelladung im Schmieröl einen konkreten Effekt auf Motor- und Systemkomponenten zuzuordnen, kommt eine Festlegung z.B. gemäß eines ISO-Reinheitsgrades [7] oder ein Ansatz wie von Barraclough und Walsh [8] berichtet, als Anforderung für die Fest-Flüssig-Trenntechnik nicht in Frage. Stattdessen muss die zu erreichende Reinigungsleistung anhand des aktuell verwendeten Tellerseparator-Reinigungssystems experimentell erschlossen werden. Dazu wird ein kontinuierlicher Austragsprozess angenommen, der so gestaltet ist, dass sich ein Kontaminantengleichgewicht einstellt; dies wird in Folge genauer spezifiziert. Um die daraus folgenden Hypothesen zu untermauern, wird ein Modell für den Schmutzentstehungs- und Schmutzaustragsprozess entwickelt, danach die Ergebnisse bilanziert und diskutiert. Ein wichtiges Werkzeug zur quantitativen Bewertung stellt eine Partikelanalytik dar. Da im Vorfeld dieser Arbeit dazu keine brauchbaren Verfahren zur Verfügung standen, musste ein solches erst gefunden und qualifiziert werden. Mit der Entwicklung eines Messverfahrens mit dem beschriebenen Partikelzähler steht nun eine brauchbare und zuverlässige Methode zur Zählung von Partikeln ($d_p \geq 4\mu\text{m}$) im Öl zur Verfügung.

2.1 Charakterisierung Schmieröl und Betriebsbelastungen

Aufgaben des Schmieröls

Die Aufgaben, welche ein Schmieröl im Anwendungsfall erfüllen muss, sind vielfältiger Natur. Neben der eigentlichen Schmierfunktion, also dem Herabsetzen der Reibung für bewegliche Motorkomponenten, ist auch eine Kühlfunktion zu erfüllen. Weiterhin hat das Schmieröl auch eine Abdichtungsfunktion (z.B. zwischen Zylinderwand und Kolbenringen) [9].



Viele Anforderungen, die an den Schmierstoff bei Motorbetrieb insbesondere mit schwefelhaltigem Schwerölkraftstoff gestellt werden, kann ein reines Mineralöl nicht erfüllen; daher wird es durch Zufügen eines sogenannten Additivpaketes entsprechend funktionalisiert [10]. Das Schmieröl stellt also auch ein Reservoir für Wirkkomponenten dar.

Anhand der für die Betrachtung relevanten, betriebsbedingten Funktionalanforderungen mit Hinblick auf die Additivierung, soll die Zusammensetzung eines typischen Schmieröls hergeleitet und beschrieben werden. Grundsätzlich ist folgender Trend erkennbar: neuartige Destillationsverfahren sorgen für eine optimierte Ausnutzung der Rohöle hinsichtlich höherwertiger Produkte und verschlechtern damit die Schwerölqualität [11]; somit dürfte sich in Zukunft auch die beschriebene Anforderungssituation für das Schmieröl weiter verschärfen.

Schmierölkomponente Grundöl

Als Basisöl für die Schmierung von Großdieselmotoren werden ausschließlich die sogenannten Rohöl-Raffinate („Solvent-Raffinate“ [12]) verwendet. Bei Raffinaten wiederum wird zwischen den beiden Qualitätsklassen *Group I* und *Group II* unterschieden. Hauptmerkmal ist hierbei der höhere Schwefelanteil der *Group I*-Öle und der im Vergleich höhere Anteil an Aromaten und Harzen. Während traditionell hauptsächlich *Group I*-Öle Verwendung fanden, zeichnet sich inzwischen ein Trend zur Verwendung von *Group II*-Ölen ab [13]. Bei den in dieser Arbeit betrachteten Schmierölen wird davon ausgegangen, dass sie *Group II* Basisöle enthalten.

Da Großdieselmotoren meist kontinuierlich betrieben werden und vor dem Motorstart das Schmieröl vorgewärmt wird, ist die Verwendung eines Einbereichsöles ohne den Zusatz von Viskositätsindexverbesserern möglich. Die Schmieröle weisen damit eine ausgeprägte Viskositätsabhängigkeit von der Medientemperatur auf [14]. Gemäß Kara [15] darf Mineralöl als praktisch inkompressibel angenommen werden; selbst bei einer Temperatur von 100°C und einem Druck von 2E7 Pa tritt nur eine Volumenverminderung von unter 1,5 % auf. Weiterhin wird Schmieröl im Rahmen dieser Arbeit als praktisch Newtonsches Fluid angenommen. Nicht-Newtonsches Verhalten bedeutet für ein Fluid, dass sich dessen Viskosität bei Scherbeanspruchung ändert. Anhand des Druckkoeffizienten α lässt sich die druckabhängige Viskosität η_p gemäß Formel 2-1 bestimmen [16].



$$\eta_P = \eta_{amb} \cdot e^{\alpha \cdot p}$$

Formel 2-1

Für paraffinbasierte Öle mit hoher Viskosität geben Meier-Peter und Berhardt [17] den genannten Druckkoeffizienten α für $\vartheta=60^\circ\text{C}$ mit $2,8\text{E-}8$ (m^2/N) an; somit ergibt ein maximaler externer Überdruck von $p=1\text{E}6$ Pa eine Viskositätserhöhung von nur ca. 5,1 % gegenüber dem atmosphärischen Druckfall.

Betriebsbelastungen und Additivpaketkomponenten

Während des Motorbetriebs mit Schweröl, welches gemäß Spezifikationen von Großdieselmotorenherstellern grundsätzlich einen Schwefelanteil von bis zu 5 % (w/w) aufweisen kann, entstehen durch die Verbrennungsreaktion im Motorzylinder mit dem Luftsauerstoff Schwefeldioxid (SO_2) und durch weitere Oxidation auch eine geringere Menge Schwefeltrioxid (SO_3). Durch das beim Verbrennungsprozess entstehende Wasser kann sich in einer Folgereaktion daraus schwefelige Säure (H_2SO_3) und Schwefelsäure (H_2SO_4) bilden. Durch *Blow-By* (Gastransport zwischen Kolben und Zylinderwand) gelangen diese Stoffe auch in den Schmieröl-Systemtank, wo sie als Kondensat in das Schmieröl eingetragen werden [18] [3]. Um korrosiven Effekten und einer Versäuerung des Öles entgegenzuwirken, muss das Schmieröl mit einem ausreichenden Neutralisationsvermögen ausgestattet werden. Für die betrachteten Öle wird dies durch Hinzufügen von Calciumsalicylat ($\text{Ca}(\text{C}_7\text{H}_5\text{O}_3)_2$) und Calciumcarbonat (CaCO_3) erreicht. Die beiden Stoffe bilden überbasische Detergenz-Mizellen (im Ausgangszustand Durchmesser 2-7 nm), wobei ein Calciumcarbonat-Kern von Calciumalkylsalicylat peptisiert (umhüllt) wird [19]. Trifft ein Schwefelsäure-Tröpfchen auf eine solche Mizelle, reagiert die stärkere Säure (gemäß Dunn und Dowding [19] durch Basenextraktion) mit dem enthaltenen CaCO_3 und treibt die schwächere Kohlensäure (H_2CO_3) aus. Nach dem Schema $\text{CaCO}_3 + \text{H}_2\text{SO}_4 \rightarrow \text{CaSO}_4 + \text{H}_2\text{O} + \text{CO}_2$ bildet sich aus Calciumcarbonat Calciumsulfat („Umsalzen“). Calciumsulfat CaSO_4 als Reaktionsprodukt stellt, wie später gezeigt werden kann, einen großen Anteil an Kontaminanten im Öl dar.

Das Neutralisationsvermögen des Schmieröles wird mit der sogenannten Basenzahl TBN (Total Base Number) angegeben; eine Erläuterung dieses Wertes und des Messverfahrens liefert eine entsprechende technische Norm [20].

Die Additiv-Mizellen haben neben der Bereitstellung der Basizität noch die weitere Funktion, das Reinigungs- und Schmutztragevermögen des Schmieröles zu erhöhen,



um Ablagerungen zu reduzieren [21]. Die Aufgabe wird durch das Detergent Alkyl-Salicylat erfüllt. Da wegen des kontinuierlichen Schmutzaustrages eine Agglomeration der Kontaminanten durchaus erwünscht ist, enthalten die Schmieröle typischerweise explizit keine Dispergenten [22]. Das Dispergiervermögen der Salicylate (durch Peptisieren oder Solubilisieren) ist nur schwach ausgeprägt [23].

Einen weiteren insbesondere für die Schmieröladditivierung zu berücksichtigenden Belastungsparameter stellt der Eintrag von Schweröl-Kraftstoff in das Schmieröl während des Betriebs dar. Unverbrannter Kraftstoff gelangt durch undichte Kraftstoffpumpen, falsch eingestellte Ventile oder unvollständige Verbrennung in das Schmierölssystem [14]. Schweröl (HFO) ist ein komplexes Mehrkomponentengemisch [24]; es besteht grundsätzlich aus einer Residualfraktion des Raffinerieprozesses, welches mit Mitteldestillaten gemischt wird, um es auf die gewünschte Viskosität zu bringen [25]. Die Viskosität beschreibt also den Anteil an niedriger viskosen und damit hochwertigeren Kraftstoffkomponenten. Für alle relevanten Schweröl-kraftstofftypen ist die Viskosität deutlich höher als die des Schmieröles.

Für den Additivierungsaspekt müssen insbesondere im Schweröl enthaltene sogenannte Asphaltene näher betrachtet werden. Asphaltene sind langkettige Kohlenwasserstoffe, welche in einem fragilen Gleichgewicht im Schweröl gelöst vorliegen. Gemäß Speight [26] sind sie dabei in Harzen (*Resins*) gelöst, welche wiederum durch Aromaten in Lösung gehalten werden.

In der Schmierölumgebung (paraffinbasiert) ist das Lösungsgleichgewicht für die Asphaltene gestört; sie würden ausfallen und sich zu großen Agglomeraten zusammenschließen und durch Klumpenbildung und Ablagerungen zu Beeinträchtigungen führen [13]. Als Dispergent für diese Asphaltene kann dem Detergenten damit eine weitere Aufgabe zugeschrieben werden, nämlich die Dispergierung der Asphaltene. Weiterhin ist zu erwähnen, dass die beschriebene Verwendung von grundsätzlich höherwertigeren *Group II* Grundölen aufgrund des niedrigeren Anteils an Aromaten und Harzen daher als nachteilig zu werten ist. Das (im Vergleich zum *Group I* Öl) verminderte Dispergiervermögen des Mineralöles muss durch entsprechend leistungsfähigere Detergenzadditive kompensiert werden; deshalb finden die genannten Salicylate Anwendung [13].

Im Betrieb kann es vorkommen (zum Beispiel durch zwischen Gleitpartner auftretende sehr hohe Drücke), dass der Schmierfilm zu dünn wird oder gar reißt. In



diesem Fall wäre keine Schmierung der aneinander gleitenden Bauteile mehr gegeben und eine Festkörperreibung würde sich ausbilden. Um diesem Problem zu begegnen, wird ein sogenanntes Verschleißminderer- und Fressschutz-Additiv (auch *Anti Wear-* oder *Extreme Pressure-* Additiv genannt) beigefügt (in Form von Zinkalkyl-Dithiophosphat (ZnDTP)) [27]. Die Funktionsweise dieser Komponente ist dergestalt, dass bei Ausdünnung des Schmierfilms die entstehende Reibungswärme das ZnDTP mit dem Luftsauerstoff reagieren lässt; die gebildete Oxidschicht schützt die aneinander reibenden Oberflächen [28]. An dieser Stelle sei auch erwähnt, dass die Asche, die bei der Schmierölverbrennung im Zylinder entsteht, beim Austrag über die Abgase wegen ihrer negativen Eigenschaften höchst unerwünscht ist [29]. Neuere Untersuchungen weisen auch eine negative Wechselwirkung zwischen Rußpartikeln und ZnDTP nach [30]; auch früher wurde ein solcher Zusammenhang bereits vermutet [31]. Für den Betrachtungsfall ist aber der Rußgehalt wegen des kontinuierlichen Austrages bei weitem geringer, so dass ein solcher Effekt für den Anwendungsfall vernachlässigt werden kann.

Ein weiteres unerwünschtes Phänomen ist die Schaumbildung des Schmieröls. Das Grundöl selbst sowie die beigefügten Detergenzien weisen eine hohe Schäumungsneigung auf, da in das Schmieröl im Betrieb Luft eingetragen wird [28]. Während die Bildung von Aeroemulsionen sich kaum verhindern lässt, kann einer Bildung von Oberflächenschäumen durch das Hinzufügen sogenannter Schaumdämpfer-Additiven in einem gewissen Maße entgegengewirkt werden [32].

Die Schaumbildungsneigung eines Schmieröls hängt stark von der Oberflächenspannung des Öls ab. Bei größerer Oberflächenspannung ist mehr Arbeit für das Dispergieren der Luft im Öl aufzuwenden, da die Oberfläche der Luftbläschen vergrößert werden muss; entsprechend ist die Stabilität gebildeter Schäume geringer (Schaum löst sich schneller wieder auf) [33]. Detergentien und Dispergentien setzen wirkungsbedingt gerade die Oberflächenspannung des Schmieröls herab und haben somit eine verstärkende Wirkung auf das Schäumungsverhalten (höhere Resistenz gebildeten Schaums). Zur Herabsetzung der Schäumungsneigung bzw. zur Herabsetzung der Resistenz gebildeter Schäume (schnelles Auflösen) werden die genannten Schaumdämpfer-Additive zugefügt [23]. Meist finden für diese Wirkkomponente Silikonöle (Poly-Dimethylsiloxane) Einsatz, die folgende Eigenschaften aufweisen müssen [34]: Unlöslichkeit im Schmieröl, eine



niedrigere Oberflächenspannung als das Schmieröl und eine Dispergierbarkeit im Öl (Silikontröpfchen-Größe $d_p < 100 \mu\text{m}$) muss für ihre grundsätzliche Wirksamkeit angestrebt werden, eine Tröpfchengröße $d_p < 10 \mu\text{m}$, damit sich das Silikonöl nicht am Boden absetzt.

Die Wirkung basiert auf der Grenzflächenaktivität des Silikonöls. Die dispergierte Additivkomponente reichert sich in der Oberflächenschicht der Luftbläschen an, breitet sich dort aus und zerstört durch die Herabsetzung der Oberflächenspannung des Ölfilms die Bläschen bzw. fördert das Vereinen der Einzelbläschen zu größeren Blasen, bis diese platzen und die Luft entweichen kann [14] [35]. Wegen der hohen Aktivität dieser Silikonverbindungen reichen schon sehr geringe Mengen (typisch sind 10-100 ppm) für die Erzielung der gewünschten Wirkung [23].

Durch die Unlöslichkeit im Öl (Silikonöl liegt als mikrone Tröpfchen vor) und durch ihre Anziehung zu polaren Metalloberflächen ist diese Wirkkomponente sehr stark gefährdet, aus dem Schmieröl ausgetragen bzw. durch eine Filtration abgereichert zu werden [36]. Da diese Abreicherung im höchsten Maße unerwünscht ist, ist die Untersuchung dieses möglichen Effektes im Betrieb wichtig.

Zusammengefasst sind also für das betrachtete Schmieröl drei Additivkomponenten zu berücksichtigen: Basische Calcium-Alkylsalicylat-Detergenzien und Calciumcarbonat, Zinkalkyl-Dithiophosphate sowie Poly-Dimethylsiloxane (Silikonöl). Ein typisches Additivpaket ist eine Menge Grundöl, die im Verhältnis 38 % (w/w) mit der basischen Detergenz-Komponente (einschließlich Calciumcarbonat) und dem Zinkalkyl-Dithiophosphat vorgemischt ist. Gemäß Datenblatt [37] findet die Herstellung eines anwendungsfertigen Schmieröles durch Mischung mit einem geeigneten Mineralöl (Grundöl) statt. Die TBN (Neutralisationsvermögen oder basische Reserve) wird durch entsprechende Dosiermenge vorgegeben (eine Mischung Grundöl-Additivpaket von 88,1 zu 11,9 (w/w) ergibt ein Schmieröl mit einer TBN von 30, das Mischungsverhältnis 84,1 zu 15,9 (w/w) entsprechend eines mit TBN 40). Das Silikonöl als Schaumdämpfungsadditiv wird nachträglich in die fertige Mischung eindispersiert.

Die genaue Rezeptur eines Additivpaketes wird seitens der Hersteller nicht preisgegeben. Anhand von Ergebnissen aus Befragungen und informellen Datenblättern kann jedoch eine Abschätzung hinsichtlich der Ölkomposition vorgenommen werden; es handelt sich hier also in erster Linie um



Größenordnungen. Zusammengefasst ergibt sich als Abschätzung für die anteilmäßige Zusammensetzung für ein Schmieröl mit einer TBN von 30 gemäß vorher beschriebenen Mischverhältnisses (88,1:11,9):

- Grundöl (Mineralöl): 88,1 % + 4,5 % (Grundöl im Additivpaket) (w/w)
- Additivkomponente Calcium-Alkylsalicylat: <6 % (w/w)
- Calciumcarbonat (peptisiert): >0,8 % (w/w)
- Zinkalkyl-Dithiophosphat: <0,6 % (w/w)
- Silikonöl: 0,001-0,005 % (w/w)

Für ein höherbasisches Schmieröl, bspw. mit TBN 40, erhöht sich der Anteil des Additivpaketes und damit die genannten Anteile wie vorher beschrieben.

Gebrauchsbedingte Veränderungen der Schmieröl-Eigenschaften

Das Schmieröl ist während des Motorbetriebs vielen Arten von Belastungen unterworfen. Ein technischer Bericht des CIMAC-Großmotorenkonvents [14] unterscheidet dabei zwischen physikalischen und chemischen Belastungen sowie dem Entstehen von physikalischen Verunreinigungen.

Da ein periodischer vollständiger Ölwechsel nicht stattfindet, muss sich ein Gleichgewicht einstellen; dabei verlaufen der Nachschub an verbrauchten Additiven (durch Nachfüllen mit Frischöl) mit dem Additivabbau sowie der Austrag von Kontaminanten (durch Reinigung und Schmierölverbrauch) mit der Kontaminantenentstehung im Gleichschritt. Insgesamt müssen dabei die Schmieröleigenschaften, auch wenn sie nicht mehr denen eines Frischöls entsprechen, ausreichend und gleichbleibend erhalten bleiben.

Um eine Abschätzung über den Zustand eines Öles im Betrieb zu erhalten, wurden aufgrund von Erfahrungen für MAN Diesel & Turbo Großdieselmotoren Grenzwerte für Schmierölparameter festgelegt. Diese können natürlich keine abschließende Bewertung liefern, dienen aber als guter Anhaltspunkt.

Als physikalischer Parameter werden eine minimale und maximale Viskosität für das Öl beschrieben. Neben Öloxidationsprozessen ist insbesondere der Kraftstoffeintrag für einen Anstieg der Viskosität verantwortlich. Ein überhöhter Kraftstoffanteil würde dann über den Parameter *Flash Point* erkannt werden: er beschreibt nach einer technischen Norm [38] die Entflammungstemperatur, welche mit der eingetragenen Kraftstoffmenge sinkt. Der im Schmierölsystem enthaltene Kraftstoff wird nicht durch den Reinigungsnebenstrom, sondern nur über den Schmierölverbrauch ausgetragen.



Da dieser für jeden Motor einen quasi-charakteristischen Wert darstellt und auch der Eintrag nicht zu beeinflussen ist, gibt es keine wesentlichen Eingriffsmöglichkeiten für diesen Mechanismus. Gleiches gilt für den Wasseranteil im Schmieröl. Auch hierfür wird ein Konzentrations-Grenzwert von maximal 0,2 % (w/w) festgelegt. Ein starker Wassereintrag, wie es beispielsweise bei einem Kühlerschaden der Fall wäre, würde zu einem sichtbaren Anstieg führen. Liegt ein begrenzter Eintrag von freiem Wasser vor, darf im Normalfall davon ausgegangen werden, dass dieses Wasser in der Betriebstankumgebung und im Motor (rechnerisch durchströmt jedes Ölelement etwa alle zwei Minuten den Motor) aus dem Öl verdampft. Ausgehend von der im Betriebstank vorherrschenden Temperatur von über 65°C wird das Öl also auch immer wieder erwärmt. Ob ein Tellerseparator einen kontinuierlichen Eintrag von Wasser durch sein Dreiphasen-Trennvermögen ausreichend abzuscheiden vermag, ist fraglich, zumal entsprechend kontaminiertes Schmieröl rechnerisch ja nur alle vier Stunden einer Aufbereitung unterzogen wird. Ferner führen Pumpen zu Scherung und entsprechender Emulsionsbildung; ein Tellerseparator ist dabei nicht in der Lage schon entstandene Emulsionen wieder aufzutrennen.

Wichtiger Indikator im Hinblick auf das Additivpaket ist die Betrachtung des Neutralisationsvermögens über die Basenzahl (TBN). Sinkt diese unter 50% des Frischölwertes wird davon ausgegangen, dass zum einen nicht mehr genug Basische Reserve im Öl vorhanden ist; gleichermaßen indiziert dies aber auch ein Ungleichgewicht zwischen Additivabbau (insbesondere durch überhöhten Eintrag von schwefeliger Säure bei hohem Kraftstoffschwefelgehalt) und Nachadditivierung (durch Auffüllen) [39]. In Abbildung 2-1 ist nach Gehring [39] der Verlauf der Schmieröl-TBN für zwei Fälle von Kraftstoff-Schwefelanteil schematisch dargestellt.

Es ist zu erkennen, dass sich bei einer TBN von 40 bei 2,5 % Kraftstoffschwefel ein knapp ausreichendes Gleichgewichtsniveau einstellt, wohingegen für den Fall von 4,0 % Kraftstoffschwefel sich ein Gleichgewicht unterhalb des Minimal-Grenzwertes einstellt. In letzterem Fall wird klar, dass für eine ausreichende Basische Reserve im Gleichgewichtszustand eine höhere Frischöl-TBN vonnöten wäre.

Einen für die Kontaminantenbetrachtung wesentlichen Betriebsprozess stellt also der Abbau der basischen Additivkomponenten unter Freisetzung von partikulären Stoffen (insbesondere CaSO_4) dar.

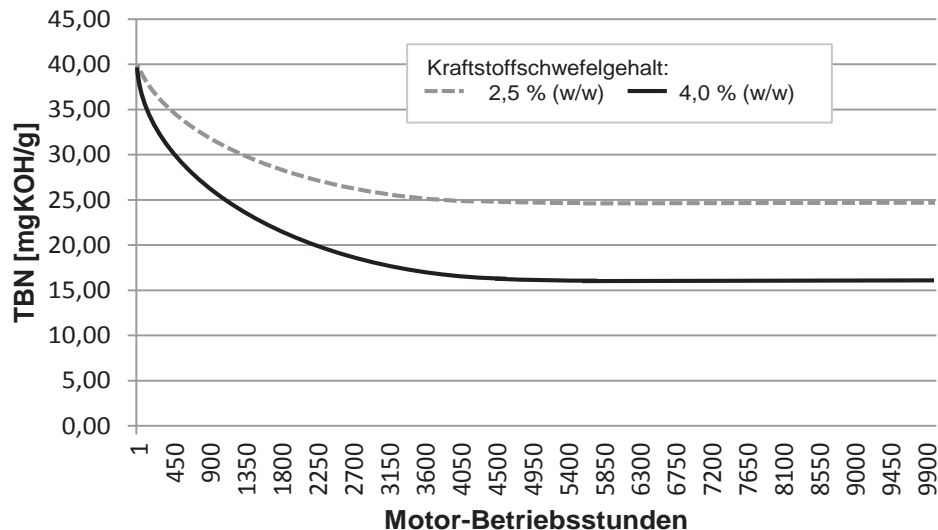


Abbildung 2-1 – Schematische Darstellung TBN-Abreicherung und Gleichgewichtszustand im Zeitverlauf des Motorbetriebs (In Anlehnung an: [39])

2.2 Ermittlung und Beschreibung der verwendeten Partikelanalytik

Zur Beurteilung des Zustandes von Schmieröl und Additivpaket im Betrieb existiert eine Vielfalt von Untersuchungsmethoden. Für die Qualifizierung eines Fest-Flüssig-Trennverfahrens ist jedoch die anzahlmäßige Betrachtbarkeit der partikulären Schmutzfraktion von zentralem Interesse. Entsprechende Messverfahren, welche den Trenngrad einer Fest-Flüssig-Trennung bewerten lassen, liegen für die meisten Anwendungsfälle bereits vor. Im vorliegenden Fall gibt es vier wesentliche Anforderungen an die Partikelanalytik:

- Darstellung einer Anzahlverteilung (q_0). Alle Verfahren, die als Messwert eine q_3 -Verteilung (Partikeldichten-Verteilung) liefern, scheiden aus, da die spezifischen Dichten der einzelnen Partikeln nicht bekannt sind.
- Messuntergrenze (Partikelgröße) liegt mindestens in der Größenordnung des Restschmierspaltes des Motorsystems (gemäß Anforderungen aus der Motorenkonstruktion ca. 6 μm).
- Verfahren, welches Messungen mit angemessenem Aufwand erlaubt.
- Möglichst keine oder nur geringe Verdünnung oder sonstige Veränderungen am zu messenden Schmierölfluid sind vonnöten. Auch dürfen nur aromatische Lösungs- bzw. Verdünnungsmittel (z.B. Xylol (C_8H_{10})) verwendet werden, um

das Lösungsvermögen der Mischung für die Asphaltene nicht zu beeinträchtigen; dies wiederum könnte zur Agglomeration von Asphaltene und zu einer Entstehung von Partikeln und entsprechender Fehlmessung führen.

Da bekanntlich im Vorfeld für diese Anwendung noch kein Verfahren verfügbar war, welches diese Anforderungen in befriedigendem Maße erfüllt, wurden umfangreiche Untersuchungen durchgeführt. Eine besondere Herausforderung stellt dabei die durch den hohen Anteil an Asphaltene und Ruß im Öl nahezu lichtundurchlässige Eigenschaft des Öles dar sowie der hohe anzahlmäßige Gehalt an Partikeln (typischerweise mehrere Hunderttausend pro ml).

Nach Betrachtung aller verfügbaren Messverfahren, wie z.B. Laserbeugung, diverser Bildanalyseverfahren mittels Licht- und Rasterelektronenmikroskop sowie Extinktionsverfahren, konnte dabei mit dem LaserNet Fines®-C-System (in Folge: LNF) der Lockheed Martin, Akron (Ohio), USA und SPECTRO Inc., Littleton (Massachusetts), USA nur ein zufriedenstellendes Messverfahren identifiziert werden. Grundsätzlich ist das Messverfahren der dynamischen Bildanalyse zuzuordnen. Abbildung 2-2 liefert eine schematische Darstellung des Funktionsprinzips.

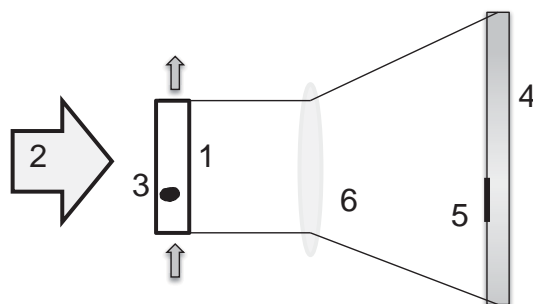


Abbildung 2-2 – Schematische Darstellung Funktionsprinzip LNF-Partikelzähler (in Anlehnung an: [40])

Das Schmieröl wird mit konstantem definiertem Volumenstrom durch eine Durchlicht-Messzelle (1) (1600 x 1200 x 100 µm) gefördert, welche mit einem Infrarot-Laser (2) (Lichtwellenlänge $\lambda = 830$ nm) durchleuchtet wird. Die im Fluid enthaltenen Partikeln (beispielhaft hier (3)) werden dabei auf einen CMOS-Chip (4) projiziert (beispielhaft hier (5)). Durch eine Vergrößerungslinse (6) wird das Bild dabei um Faktor 4 vergrößert. Eine automatische Steuerung ist in der Lage, die Beleuchtungsintensität



anhand der Opazität des Fluids einzustellen, daher können auch Fluide untersucht werden, die nahezu undurchsichtig für sichtbares Licht sind. Es werden 30 Bilder/Sekunde aufgenommen und die Messsoftware ist in der Lage, diskrete Einzelpartikeln zu identifizieren, aber auch klebende Verschmutzungen zu erkennen und damit Fehlzählungen zu verhindern. Aufgrund dieser direkten Bilddarstellung ist eine genaue unverfälschte Messung gewährleistet und das Ergebnis ist intrinsisch korrekt. Auf der anderen Seite wird jedes Objekt im gemessenen Fluid als Partikel interpretiert; daher ist eine ausreichende Entgasung durch Behandlung der Proben im Ultraschallbad zu gewährleisten, um Verfälschungen durch Luftblasen im Öl zu vermeiden.

Die Messergebnisse werden als Anzahlverteilung (q_0) von Partikeln mit der Größenangabe Flächenäquivalenter-Kreisdurchmesser d_p für Partikelgrößenklassen $d_p=4..100 \mu\text{m}$ ausgegeben.

2.3 Charakterisierung verwendeter Versuchsöle

Maßgabe und Ziel einer geeigneten Auswahl an Versuchsmedien, also gebrauchte Schmieröle aus der Realanwendung, ist die Bandbreite aller denkbaren Szenarien im Realbetrieb zu berücksichtigen, gleichzeitig aber die Anzahl der Versuchsmedien und damit den experimentellen Aufwand zu begrenzen.

Für die Betrachtung eines Reinigungsverfahrens kann insbesondere das Kontaminantensystem als charakteristische Größe angesehen werden. Neben der Partikelanzahl und Größenverteilung, welche durch das LNF-Partikelzählverfahren im Größenbereich für Partikeln größer als $4 \mu\text{m}$ zuverlässig dargestellt werden können, bestimmen auch kleinere (und damit messtechnisch nicht ausreichend zu erfassende) Partikelfractionen nicht unwesentlich das Filtrationsverhalten (konkret die Verblockungsgeschwindigkeit, wie später gezeigt wird).

Da im Vorfeld ein möglicher Einfluss des im Schmieröl enthaltenen Kraftstoffes bzw. der Asphaltene (wie erläutert) nicht ausgeschlossen werden konnte, wurde sichergestellt, dass für alle Versuchsöle der Anteil an Asphaltene im typischen bzw. auch maximalen Bereich ($c=0,2-1 \%$ (w/w)) liegt, damit auch dieser Faktor berücksichtigt wird.

Die für den Anwendungsfall verwendeten Schmieröltypen können als sehr ähnlich oder gar äquivalent erachtet werden. Übersichten liefern eine Information über



„Äquivalente Typen“ und suggerieren auch Mischbarkeit von Ölen des gleichen Typs verschiedener Hersteller (z.B. von Petrobras [41]). Im Rahmen eigener Einschätzung kann demnach aus den Frischöl-Eigenschaften eines üblichen Öles eines Herstellers eine allgemeingültige Aussage getroffen werden. Dies setzt auch weitestgehende Äquivalenz des Additivpaketes voraus; insbesondere dürfen hier Calcium-Alkyl-Salicylate als basische Detergenz angenommen werden.

Für die Untersuchungen wurden Schmierölytypen verschiedener Hersteller verwendet. Wegen seiner häufigen Verwendung bei den betrachteten Motortypen dienten das Schmieröl vom Typ *Shell Argina T40* (TBN 30) und *Shell Argina X40* (TBN 40) (von der Shell Deutschland Oil GmbH, Hamburg) als Referenzmedium für Frischöl.

Abgestimmt nach entsprechender Verfügbarkeit hat sich folgende Auswahl an Gebrauchtöl-Versuchmedien ergeben, welche in Folge als Referenzöle durchnummeriert werden.

Das **Referenzöl 1** stellt den partikulär höchstbelasteten Fall dar; es entspricht der vollständigen Schmieröl-Betriebstankladung des Antriebsmotors eines Fährschiffes. Da der Motor mit Schweröl höheren Schwefelanteils betrieben wird, ist der Schmieröltyp *Shell Argina X40* mit einer Frischöl-TBN von 40. Der sehr hohe Kontaminantengehalt, insbesondere mit Hinblick auf die Partikelbelastung, ergibt sich aufgrund der Tatsache, dass vor der Entnahme für einen Zeitraum von etwa 12 Betriebsstunden die Reinigung ausgesetzt wurde. Einen für die Realanwendung typischeren Fall bildet das **Referenzöl 2** ab; es wurde einem schwerölbetriebenen Großdieselmotor in der stationären Kraftwerksanwendung entnommen. Das Pendant zur realitätstypischen Marineanwendung bildet das **Referenzöl 3**, wobei diese Bezeichnung stellvertretend für verschiedene Einzelchargen von Schmierölen von Frachtschiffen einer Chemietanker-Reederei steht; auch hier ist durch den häufig kontinuierlichen Betrieb des Motors ohne Lastwechsel ein mittlerer Öl-Belastungsgrad abgebildet. **Referenzöl 4** ist ein Sammelbegriff für zwei Gebrauchtöle ebenso aus Antriebsmotoren von Frachtschiffen; in diesem Falle weisen die Öle aber erst wenige Betriebsstunden auf und sind nur wenig partikulär belastet. **Referenzöl 5** schließlich bezeichnet verschiedene Ölmengen, welche an Motor-Serienprüfständen der MAN Diesel & Turbo in Augsburg entnommen wurden. Da die entsprechenden Motoren weitestgehend mit Destillatkraftstoffen betrieben

werden, kann hierdurch untersucht werden, welchen etwaigen Einfluss Asphaltene und sonstige Schwerölkraftstoffkomponenten für die Betrachtungsfälle haben.

In Abbildung 2-3 sind die Partikelgrößenverteilungen der Öle im Vergleich aufgetragen. Hierbei ist zu sehen, dass auch ein Frischöl bereits einige messbare Partikel enthält. Für die Referenzölgruppen sind jeweils charakteristische Beispiele dargestellt.

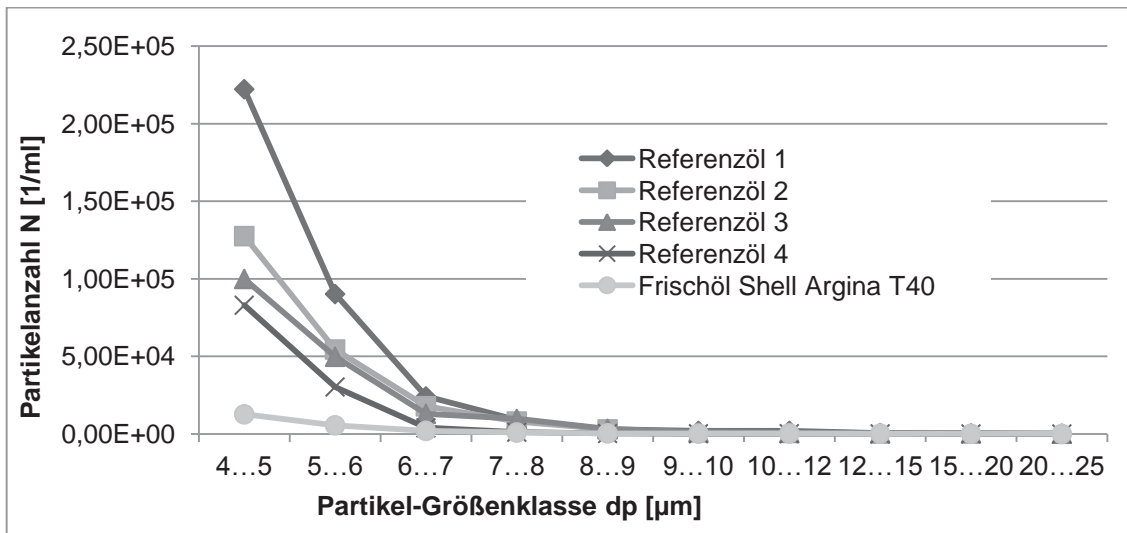


Abbildung 2-3 – Partikelgrößenverteilung Referenzöle

Grundsätzlich kann bei einem hohen Partikelanteil in den Größenklassen $d_p > 4 \mu\text{m}$ auf den Feinstbereich geschlossen werden. Wie zu erkennen ist, sind die sichtbaren Unterschiede der Partikelgrößenverteilung für die verschiedenen Gebrauchttöle trotz stark unterschiedlichen Belastungsgrades zum Teil jedoch nur klein. Die Gesamtpartikelbelastung anhand der im LNF-System messbaren Partikelfraktion zu extrapolieren, kann nur eine grobe Abschätzung darstellen. Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass die analytisch messbaren Parameter wie beispielsweise Rest-TBN, Asphaltene-Gehalt, Viskosität, Dichte und Partikelgrößenverteilung die tatsächlichen Öleigenschaften für den Betrachtungsfall nur marginal beschreiben. Insgesamt lässt sich ein Gebrauchttöl, wie noch gezeigt wird, nur durch dessen Prozessverhalten (insbesondere bei der Filtration) aussagekräftig charakterisieren.

2.4 Betriebsverhalten Tellerseparator-Reinigungssystem

Zur geeigneten Festlegung einer Leistungsanforderung für ein neuartiges Fest-Flüssig-Trennsystem ist die Kenntnis des Leistungsgrades der etablierten Systemtechnik eine wichtige Information. Hauptziel der Betrachtung des Leistungsvermögens ist zunächst die Ermittlung eines Referenz-Abscheidegrades des Tellerseparators für den Anwendungsfall. Da Separatoren häufig in der Anwendung nicht unter Idealbedingungen betrieben werden, sollen Parameterstudien zum Volumenstrom und zur Viskosität (hier über die Öl-Temperatur variiert) eine Abschätzung für das dadurch veränderte Betriebsverhalten, konkret die resultierende Abscheideleistung, ermöglichen. Weiterhin wird eine derartige Untersuchung auch bei gezielter Variation des Partikelgehaltes – auch um das Lebensdauerverhalten einer Anlage (ausgehend von einer Neu-Anlage mit Frischöl bis zum Erreichen eines Gleichgewichtszustandes) zu simulieren – durchgeführt.

Funktionsprinzip Tellerseparator und Separatortheorie

Der Aufbau und das Funktionsprinzip eines Tellerseparators wird beispielsweise von Stahl [4] detailliert beschrieben. Das Trennprinzip dieser Separatoren soll prinzipiell anhand von Abbildung 2-4 mittels eines Querschnittschemas für zwei Teller (1) und (2) des Tellerpaketes erläutert werden.

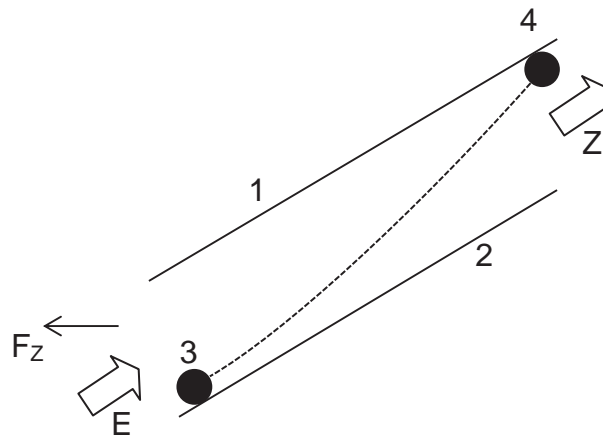


Abbildung 2-4 – Schematische Darstellung Grenzpartikel bei Tellerseparator

Grundsätzlich werden alle Partikeln abgeschieden, welche auf dem Weg vom Eintritt (E) bis hin zur inneren Zentratabnahme (Z) durch die horizontal nach außen wirkenden Zentrifugalkräfte F_z soweit von ihrer Flugbahn abgelenkt werden, dass sie die Unterseite des jeweils darüber liegenden Tellers erreichen. Partikeln, die dort



angelangt sind, können als „abgeschieden“ betrachtet werden; sie rutschen durch die Zentrifugalkraft schließlich nach außen, bis sie in den Schmutzsammelraum im Außenradius der Trommel gelangen.

Das Grenzkorn ist die Partikelgröße, die aufgrund der Sedimentationsgesetzmäßigkeiten bei gegebener Durchströmungsgeschwindigkeit gerade noch die Gelegenheit hat, im ungünstigsten Falle abgeschieden zu werden; dies ist hier schematisch für ein Partikel dargestellt, welches an der Position (3) eintritt und an der Position (4) abgeschieden wird. Unter Annahme einer weitgehend homogenen Verteilung der Partikeln im zu reinigenden Öl können natürlich auch kleinere Partikeln die Tellerunterseite erreichen und abgeschieden werden, wenn sie in dem Teil der Flüssigkeit enthalten sind, der weiter oben (also schon von vornherein in der Nähe der Tellerunterseite) eintritt.

Unter Berücksichtigung des Prinzips der Stokeschen Sinkgeschwindigkeit v_g (m/s) (Formel 2-2) ergibt sich das charakteristische graduelle Trennverhalten eines Tellerseparators.

$$v_g = \frac{d_p^2 \cdot (\rho_p - \rho_F) \cdot g}{18 \cdot \eta_F} \quad \text{Formel 2-2}$$

Einstellparameter sind also die Zentrifugalkraft g (über die Trommeldrehzahl) und die Viskosität des Trägerfluids η_F . Die Dichtedifferenz zwischen Flüssigkeit und Fluid ($\rho_p - \rho_F$) ist ein resultierender Faktor. Sichtbar ist durch den quadratischen Zusammenhang für den Partikeldurchmesser d_p , dass die Abscheideeffizienz mit zunehmender Partikelgröße überproportional ansteigt. Diese Darstellung stellt zwar eine Idealisierung dar, welche für den Betrachtungsfall zur gezielten Variation von Betriebsparametern jedoch hilfreich ist.

Material und Methodik für experimentelle Betrachtung

Für die Untersuchung des Betriebsverhaltens eines Tellerseparators stand eine Anlage der GEA Westfalia, Oelde, vom Typ *OSD6-091* zur Verfügung. Der verwendete Separator wurde an einem explizit für das Entwicklungsprojekt konzipierten und errichteten Prüfstand eingebunden. Eine Beschreibung des Prüfstandes ist im Anhang beigefügt.



Das verschmutzte Versuchsol wird in einem Vorlagetank vorgehalten; mittels einer volumengeregelten Förderpumpe und einem elektrischen Durchlauferhitzer, welcher mittels elektronischer Thyristorsteuerung eine präzise Temperatureinstellung erlaubt, können Volumenstrom und Schmierölviskosität im Versuch genau eingestellt werden. Die Apparategröße des verwendeten Tellerseparators stellt eine Auslegung für einen zu reinigenden Schmierölvolumenstrom von $\dot{V}=1050$ l/h (17,5 l/min) dar; also einen Maßstab von etwa 1:5 für den Anwendungsfall. Dieser Wert wird als „*Certified Flow Rate*“ (CFR) bezeichnet, der Hersteller sichert dabei für ein Schmierölmedium mit einer vorgegebenen Fluidviskosität (praktisch durch eine konstante Medientemperatur von hier 95°C gewährleistet) eine garantierte Abscheideleistung zu. Die unter diesen Einstellungen erreichte Reinigungsleistung wird daher als Referenzfall angenommen.

Die zu reinigende Ölprobe wird im Tank und Zirkulationssystem soweit homogenisiert und vorgewärmt, dass das jeweilige Versuchsol mit konstanter Temperatur bei konstantem Volumenstrom dem Separator zugegeben wird. Um eine vollständige Vorwärmung der Separatortrommel auf Medientemperatur zu gewährleisten, wird die Abscheideleistung durch Probennahme am Eintrittspunkt und Zentratauslass erst nach 10 Minuten Betriebszeit bewertet.

Die Untersuchung von den Empfehlungen abweichenden Betriebsparametern wurde durch Betrieb bei niedrigerer Schmieröltemperatur und entsprechend erhöhter Medienviskosität sowie erhöhtem Volumenstrom durchgeführt. Gleichzeitig wurde auch erprobt, inwieweit sich die Abscheideleistung des Separators durch erniedrigte Volumenströme erhöht.

Um den vorher genannten Modellierungsüberlegungen und Annahmen hinsichtlich Ein- und Austrag an partikulärer Verschmutzung nachzugehen, wurde durch mehrfache Zirkulation desselben Versuchöles unter CFR-Bedingungen gezielt der Partikelgehalt in mehreren Stufen herabgesenkt und durch Probennahme an Feed- und Zentralseite des Separators die Abscheideleistung des Separators für diese stark veränderten Partikelgehalte betrachtet.

Die Abscheiderate wird in der üblichen Form der Filter- bzw. Trenneffizienz [42] nach dem Schema in Formel 2-3 dargestellt:

$$\text{normierte Abscheiderate } T = \frac{(N_U - N_D)}{N_{II}} \quad \text{Formel 2-3}$$

Die Abscheiderate (für eine Partikelgrößenfraktion) ergibt sich somit über die Differenz der Partikelanzahl im Zulauf N_U gegenüber der Reinseite N_D .

Experimentelle Ergebnisse und Diskussion

Betriebsverhalten für Variation der Betriebsparameter

Die Ergebnisse für die Abscheiderate des Separators für von der CFR-Referenz abweichende Betriebsparameter sind in Abbildung 2-5 dargestellt.

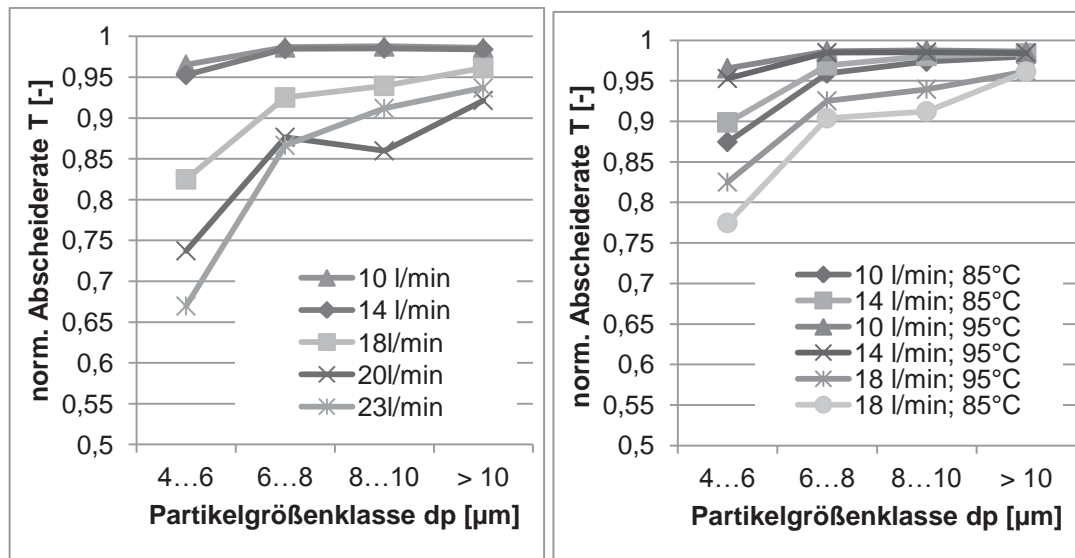


Abbildung 2-5 – Separatorabscheideraten für Variation Volumenstrom (links) Variation Temperatur (Viskosität) (rechts)

Das linke Diagramm zeigt die Ergebnisse für veränderliche Volumenströme. Der Volumenstrom bestimmt im Prinzip die Zeit, die ein Partikel für eine Sedimentation bei der Durchströmung zwischen zwei Tellerpaketen zur Verfügung hat. Wie ersichtlich ist, hat eine Änderung einen deutlichen Einfluss (Steigerung der Abscheiderate für verringerten Volumenstrom und umgekehrt). Im rechten Diagramm ist der Einfluss der Temperatur als Einstellparameter für die Fluidviskosität mit Bezug auf die Separatorabscheiderate gezeigt. Die Fluidviskosität bildet, wie in Formel 2-2 gezeigt wird, einen Einflussfaktor für die Sedimentationsgeschwindigkeit

der Partikeln. Der formal postulierte Zusammenhang (sinkende Abscheiderate für steigende Fluidviskosität) kann hier experimentell nachgewiesen werden.

Betriebsverhalten für Partikelanzahlvariation

Die Messergebnisse der Versuche, bei denen die Separatorabscheiderate für stark veränderte Partikelgehalte gezielt untersucht worden ist, sind in Abbildung 2-6 dargestellt.

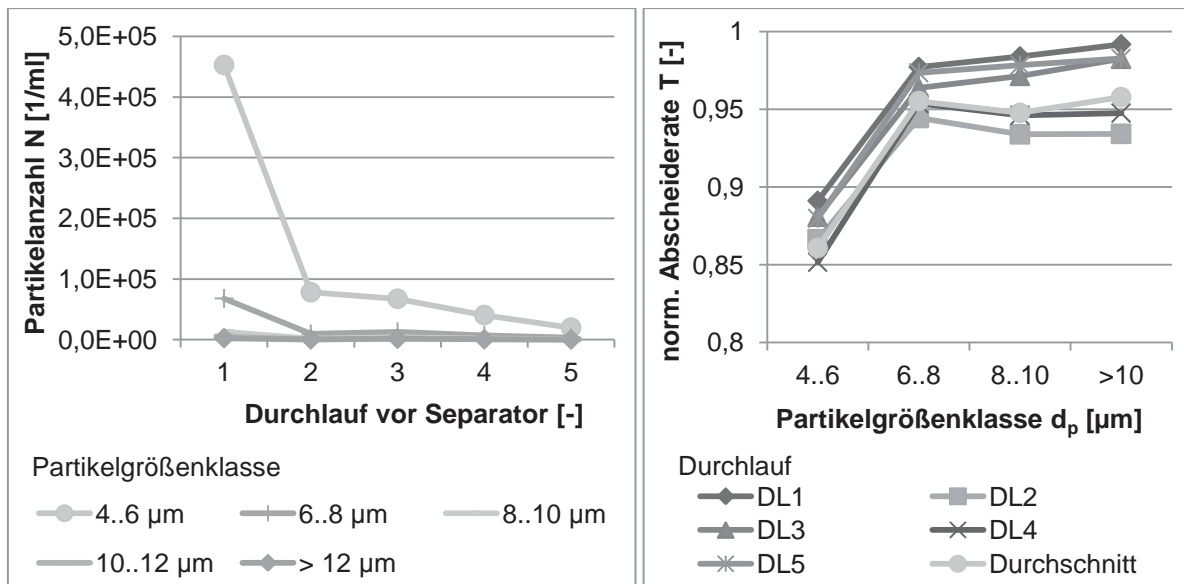


Abbildung 2-6 – Partikelgrößenverteilungen (links) und Separatorabscheideraten (rechts) für Partikelanzahlvariation

Bei dem Versuch wurde wie folgt vorgegangen: von einer ursprünglichen Vorlage (die Partikelgrößenverteilung ist, aufgeteilt für die unterschiedlichen Partikelfraktionen für die fünf Durchläufe (DL) im linken Diagramm aufgetragen) von 600 l wurde eine Menge von 500 l separiert; diese wurde dann wiederum mit den verbleibenden 100 l vermischt, um damit für den jeweiligen Folge-Durchlauf eine Vorlage von wieder 600 l zu erreichen – mit entsprechend deutlich reduziertem Partikelgehalt. Dieses Vorgehen wurde fünfmal wiederholt und die Abscheiderate als Differenz zwischen der jeweiligen Vorlage und dem in diesem Durchlauf (DL) entstanden Zentrat bewertet (im Diagramm rechts dargestellt).

Die Ergebnisse lassen zweierlei Schlussfolgerungen zu: zum einen stellt sich für alle Vorlage-Partikelgehalte ein relativ gleichbleibender Abscheidegrad T bei einer Schwankungsbreite zwischen etwa 85 und 90% ein, zum anderen lässt sich bei



diesen Schwankungen kein systematischer Trend im Rahmen des Untersuchungszieles erkennen. Es kann also der Schluss gezogen werden, dass sich die relative Abscheideleistung eines Tellerseparators auch für stark veränderte Partikelgehalte nicht gravierend ändert.

Interpretation der Ergebnisse für den Betrachtungsfall

Aus den experimentellen Studien kann im Wesentlichen die Erkenntnis abgeleitet werden, dass die Abscheiderate T eines Tellerseparators sich für die Größenfraktion 4-6 μm unter idealen Betriebsbedingungen bei etwa 0,85-0,9 einstellt. Wie später gezeigt wird, spielt insbesondere auch die (partikelanalytisch nicht zugängliche) Fraktion $d_p < 4\mu\text{m}$ eine wichtige Rolle. Daher bildet dieser Wert gleichzeitig auch den Ausgangspunkt für eine Extrapolation für die Feinfraktion.

Die experimentellen Erkenntnisse für die Variation der Betriebsparameter decken sich mit der (auch in der Literatur berichteten) Annahme hinsichtlich einer veränderten Abscheideleistung des Separators bei Variation der Viskosität [4]. Aus vielen Praxis-Anwendungsfällen ist bekannt, dass die Separatoren häufig mit zum Teil deutlich geringeren als den vorgeschriebenen Temperaturen betrieben werden. Somit dürfte auch in diesen Fällen die Abscheiderate der Separatoren ähnlich verringert sein gegenüber dem beschriebenen idealen (CFR) Betriebsfall.

2.5 Untersuchung des Kontaminantensystems

Für die Betrachtung eines Fest-Flüssig-Trennproblems stellt die Kenntnis des abzutrennenden Partikelsystems eine essenzielle Information dar. Neben der Menge ist die Art der Partikel eine wichtige Eingangsgröße für die gezielte Auswahl eines geeigneten Reinigungsprinzips; so würde sich beispielsweise bei einem hohen Anteil an ferro-metallischen Partikeln die Untersuchung einer magnetischen Filtration anbieten.

Weiterhin sollen die Untersuchungs-Ergebnisse eine verbesserte Vorstellung des Schmutzeintrags- (bzw. -entstehungs-) und -austragsprozesses erlauben. Dies soll eine fundierte Definition der Leistungsanforderungen für die Reinigungssystematik ermöglichen.



Neben der stofflichen Konstitution der Partikeln ist auch die Partikelmorphologie ein wichtiger Parameter dafür, welche weitergehenden Betrachtungen möglich erscheinen und auch, welche Grenzen für den Erkenntnisgewinn zu erwarten sind.

Ansatz und Methodik

Mit der Annahme eines stationären Systems, bei dem Schmutzein- und austrag im Gleichgewicht stehen, stellt der Reinigungsnebenstrom (wie noch vertiefter diskutiert wird) den hauptsächlichen Austrag an partikulärer Verschmutzung dar. Daher liefert die Betrachtung des Schmutzaustragsstromes gleichzeitig auch eine Abschätzung für den Schmutzentstehungsprozess. Aus diesem Grund bietet sich die genauere Untersuchung des Austragsstromes eines Tellerseparators an. Da mit einer vergleichsweise geringen Schmutzmenge gerechnet wird, erscheint die Angabe als Mengeneinheit (Masse g/m^3 verschmutztes Schmieröl) geeignet. Als Probengröße wird entsprechend die Größenordnung 1 m^3 (ca. 890 kg) angestrebt; dies entspricht also in etwa der Stundenleistung des zur Verfügung stehenden Separators.

Um den Ergebnissen eine Repräsentativität zu geben, wurde als Versuchsöl zum einen das bekanntermaßen überhöht partikulär belastete Referenzöl 1 und das erwartungsgemäß niedriger belastete Referenzöl 2 verwendet.

Für den Versuch wurde der bereits beschriebene Tellerseparator-Versuchsaufbau eingesetzt. Um eine möglichst quantitative Erfassung des gesamten Schlammaustrags zu gewährleisten, wurde der Auslass des Tellerseparators, der normalerweise mit einem Schlammauffangtank verbunden ist, mittels eines Schlauchs direkt in ein entsprechend dimensioniertes Becherglas geleitet. Separatortrommel und -gehäuse wurden im Vorfeld gereinigt, um eine Verfälschung durch Eintrag von Ablagerungen aus vorherigen Versuchen zu vermeiden. Die zur Verfügung stehenden effektiven Probenmengen betragen etwa 1000 l für das Referenzöl 1 und etwa 800 l für das Referenzöl 2. Der Separator wurde mit der Referenzreinigungsleistung mit $\dot{V}=17,5 \text{ l}/\text{min}$ und $\vartheta=95^\circ\text{C}$ Öltemperatur betrieben und eine zeitgesteuerte Entleerung nach 57 Minuten respektive 45 Minuten eingeleitet.

Da der Austrag des Separators, wie erläutert, eine Schlammphase mit hohem Wasseranteil darstellt, wird ein besonderes Augenmerk auf eine geeignete Probenbehandlung zur möglichst vollständigen Extraktion des partikulären Schmutzaustrages gerichtet.

Bei genauerer Betrachtung des Schlammes zeigt sich, dass enthaltenes Öl traubenförmige Strukturen bildet, wie in Abbildung 2-7 dargestellt. Offensichtlich enthalten diese Öltrauben auch zu unterschiedlichen Anteilen Schmutzpartikeln, so dass sie zum Teil auf der Wasserphase aufschwimmen oder sich am Boden absetzen; einige Öltrauben setzen sich aber auch in der Wasserphase an verschiedenen Höhen der Becherglaswand ab.



Abbildung 2-7 – Öl-Schmutz-Klumpen im wässrigen Separatorschlamm

Der wässrige Schlamm wurde zunächst 14 Tage lang in einem Becherglas stehen gelassen, damit etwaige in der Wasserphase enthaltene Partikeln sedimentieren konnten. Der Teil der Wasserphase, der nunmehr als weitestgehend partikelbefreit angesehen werden kann und auch keine Öltrauben enthielt, wurde schließlich abgenommen und entsorgt; der verbleibende Schlamm mit stark reduziertem Wasseranteil wurde mit Xylol versetzt, um eine weitere Phasendesintegration zu erleichtern. In einer Labor-Ultrazentrifuge wurde ein weiterer Konzentrationsschritt vorgenommen; die freie Wasser- und Ölphase konnte abgenommen werden. Ein weiterer Entwässerungsschritt erfolgte durch eine thermische Trocknung (bei $\vartheta=80^{\circ}\text{C}$) in einem Laborofen. Durch die Präparationsschritte ist ein Partikel-Konzentrat entstanden, welches durch zwei analytische Verfahren hinsichtlich seiner stofflichen Zusammensetzung genauer untersucht werden konnte.

Zur Bestimmung des enthaltenen Rußes wurde als Messverfahren die Thermogravimetrische Analyse angewendet gemäß einer technischen Norm [43]. Anorganische Komponenten lassen sich durch das Verfahren der Energiedispersiven Röntgenspektroskopie (EDX) mit einem entsprechend ausgerüsteten Raster-



elektronenmikroskop messen; die ermittelten Elemente müssen schließlich stöchiometrisch plausibel stofflichen Verbindungen zugeordnet werden.

Für eine Betrachtung der Partikelmorphologien werden die Partikeln einem thermischen Trocknungsprozess in einer Inertgasumgebung unterzogen, so dass freies Öl und Wasser verdampft wird. Als bildgebendes Verfahren wird ein Rasterelektronenmikroskop verwendet.

Ergebnisse und Diskussion

Interessant sind zunächst einmal die geringen Mengen an partikulärer Belastung, die extrahiert werden konnten: sie betragen $m_{\text{sed}}=20,9$ g (bezogen auf etwa 1000 Liter separiertes Öl) für das Referenzöl 1 und nur $m_{\text{sed}}=2,3$ g (bezogen auf etwa 800 Liter separiertes Öl) für das Referenzöl 2. Die Ergebnisse der beschriebenen Sedimentanalyse mit stofflicher Zuordnung für die beiden untersuchten Öle sind in Tabelle 2-1 dargestellt.

Tabelle 2-1 – Zusammensetzung Partikeln aus Separatorsedimenten

Öltyp:		Referenzöl 1	Referenzöl 2
Zusammensetzung Partikeln aus Separatorsediment [Anteile in Gew.-%]			
Chemische Verbindung	CaCO ₃	62,4 %	60,9 %
	Ruß	18,0 %	9,7 %
	CaSO ₄	17,8 %	26,6 %
	Fe	0,9 %	2,7 %
	Si	0,5 %	0,1 %
	Al	0,4 %	0,0 %

Danach machen die offensichtlich entarteten Additiv-Calciumcarbonat Partikeln (ursprünglich der basischen Komponente zuzuordnen) den weitaus größten Anteil an ausgetragenen Partikeln. Als zweite und dritte Leit-Partikelfraktion sind Ruß und Calciumsulfat zu benennen. Es darf angenommen werden, dass während der Neutralisationsreaktion ausreichend Wasser entsteht und bereits im Öl vorliegt; als Kristallwasser wird somit Calciumsulfat-Dihydrat (CaSO₄·2 H₂O) gebildet.

Im Gegensatz zu anderen Dieselmotor-Anwendungsfällen [44] stellt Ruß hierbei nicht die primäre Leitkontaminantenfraktion dar. Eisen, welches entweder in Form von Rost oder als Abriebpartikel vorliegt, Silicium- und Aluminium-Verbindungen, welche vermutlich als Staubpartikeln aus der Umgebungsluft eingetragen worden sein können, machen mengenmäßig einen vernachlässigbaren Teil der Schmutzfraktion aus.

Eine bildgebende Untersuchung des getrockneten Separatorsediments mittels eines Rasterelektronenmikroskops liefert eine Bestätigung dieser Ergebnisse. Beispielhaft ist eine Aufnahme in Abbildung 2-8 (links) dargestellt, rechts ist ein EDX-Spektrum von der Aufnahme abgebildet.

Es ist zu berücksichtigen, dass die Schmutzmengen nicht vollständig erfasst werden konnten. So ist es denkbar, dass in Separatortrommel und Separatorinnenraum sowie im Schlauch ein Anteil des Schlammes verblieben ist. Bezüglich der stofflichen Zusammensetzung aber können hier dieselben beschriebenen Anteile angenommen werden. Hinsichtlich der Partikelmenge sind die ermittelten Werte nach oben abzuschätzen. Die mengenmäßige Größenordnung dürfte sich jedoch nicht wesentlich ändern.

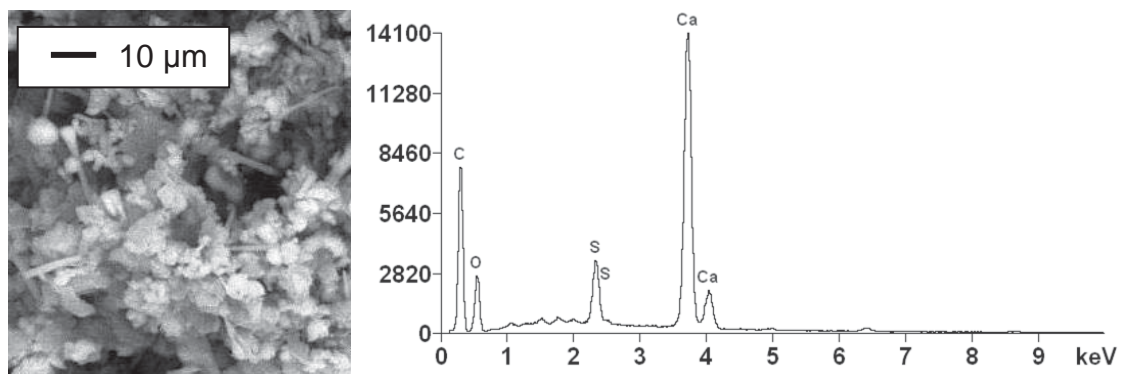


Abbildung 2-8 – REM-Aufnahme Separatorsediment – bildgebende Darstellung (links), EDX-Spektrum (rechts)

2.6 Modellierung Schmutzentstehungsprozess und Leistungsreferenz für die Fest-Flüssig-Trennaufgabe

Aufgrund der Vorüberlegungen und Messung des Kontaminantensystems lassen sich drei relevante partikuläre Stoffsysteme identifizieren. Ursprünglich in submikroner Größenverteilung können sie agglomerieren und wachsen, um



schließlich als partikuläre Kontaminanten vorzuliegen, welche durch ein Reinigungssystem ausgetragen werden müssen. Physiko-chemische Wechselwirkungen (insbesondere auch die Agglomerationsmechanismen [45]) dürfen als komplexe Prozesse angenommen werden, die analytisch kaum zugänglich sind. Dennoch wird in Folge eine grobe Abschätzung für die drei Fraktionen durchgeführt; auch um die experimentellen Ergebnisse in eine plausible Modellvorstellung einzugliedern.

Abschätzung des Partikelentstehungsprozesses für die Leitkontaminanten

Calciumcarbonat CaCO_3

CaCO_3 Partikeln werden nanoskalig dispergiert gehalten (vgl. Abschnitt 2.1). Treffen jedoch zwei Calciumcarbonat-Calciumalkylsalicylat-Mizellen aufeinander, können diese durch externe Kräfte (z.B. Strömung) soweit kollidieren, dass die beiden CaCO_3 -Körner nunmehr aneinander haften. Für die vergrößerte Mizelle erhöht sich die Wahrscheinlichkeit, dass es zu weiteren Kollisionen kommt, wodurch ein Wachstum fortschreitet.

Wegen des begrenzten Dispergier- bzw. Peptisiervermögens der Alkyl-Salicylate kann ab einer gewissen Größe ein „freies“ CaCO_3 -Partikel entstehen, welches eine mikrone Größe erreichen kann. Als Haftkräfte können fast ausschließlich van-der-Waals-Kräfte angenommen werden. Diese Partikelfraktion entsteht also durch reine Agglomeration. Der Eintrag des Calciumcarbonats findet über das Nachfüllen mit Frischöl statt; CaCO_3 nimmt somit eine „Zwitter-Stellung“ ein: als feindisperses und peptisiertes Korn stellt es einen Wert- bzw. Wirkstoff dar, ab einer bestimmten Größe kann es zu Ablagerungen führen und wird damit zum Kontaminanten, welcher ausgetragen werden muss.

Calciumsulfat-Dihydrat

Auf den Entstehungsmechanismus von Calciumsulfat im Rahmen einer Neutralisationsreaktion wurde bereits eingegangen; auch, warum die Bildung von Hydraten angenommen wird. Bei einer Reaktion der genannten nanoskaligen Detergenz-Mizellen darf davon ausgegangen werden, dass die $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$ -Partikeln auch zunächst in submikroner Größe vorliegen. Aufgrund des enthaltenen Kristall-Wassers jedoch ist die Agglomerationsneigung der Partikeln zum einen höher und zum anderen werden wohl auch stabilere Aggregate gebildet: neben den van-der-Waals-Kräften tragen nun auch noch Kapillarkräfte durch das Wasser bei und

elektrostatische Anziehungskräfte spielen eine Rolle für die agglomerationsrelevante Partikel-Partikel-Haftung. Neben dem Fall, bei dem die Neutralisationsreaktion bereits im Schmierölsystemtank stattgefunden hatte, findet diese Reaktion auch direkt nach der Kraftstoffverbrennung im Brennraum, genauer gesagt im Ölfilm auf der Zylinderwand statt. Das entstandene Sulfat, welches im Ölfilm auf der Wand verbleibt, wird durch die Kolbenbewegung abgeschabt und in das Schmierölsystem eingetragen.

Gezielt wurde der Partikelentstehungs- und Wachstumsprozess durch Mischen des Versuchesöles mit Schwefelsäure (H_2SO_4) simuliert und kann somit beschleunigt betrachtet werden. Nach dem Mischprozess wurde die Suspension durch einen Tiefenfilter filtriert, so dass die entstandenen Agglomerate entsprechend auf den äußeren Filterfasern so aufgefangen werden um eine Betrachtung mit einem Rasterelektronenmikroskop zu ermöglichen; dies ist in Abbildung 2-9 dargestellt.

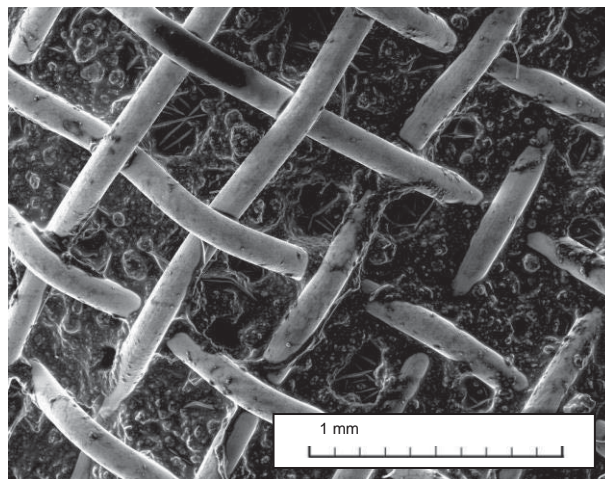


Abbildung 2-9 – REM-Aufnahme $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ Aggregate auf Filterfasern

Das Bild bestätigt die Annahmen des Wachstumsprozesses. Den im Öl enthaltenen Detergenzien gelingt es nicht mehr, die Vielzahl entstandener Calciumsulfat-Dihydrat Partikeln dispergiert zu halten. Sie beginnen zu agglomerieren und zu wachsen und bilden dabei Aggregate bis über 100 μm . Mittels einer EDX-Untersuchung konnte ferner der Nachweis erbracht werden, dass es sich hierbei um $CaSO_4$ -Aggregate handelt.

Der Aspekt der Ablagerungsbildung kann im Becherglas, in dem die Mischung angerührt wurde und entsprechend die Reaktion stattgefunden hat, besichtigt werden: am Boden setzt sich das Calciumsulfat als schlammartige Schicht ab. Somit

kann weiterhin auch eine in Folge dieser „unkontrollierten Agglomeration“ entstandene Ablagerungsbildung experimentell nachgewiesen werden.

Ruß

Ruß entsteht während des Motorbetriebes bei unvollständiger Kraftstoffverbrennung im Brennraum [46]. Nach Bölder [30] gelangen nur 3 % der in das Schmieröl eingetragenen Rußmenge über das *Blow-By* ins Schmierölsystem; der primäre Eintragsmechanismus geschieht durch thermophoretischen Transport in den Schmierfilm auf der Zylinderwand und dann durch Abschaben dieses Filmes über die Kolbenringbewegung.

Die Entstehung von Mikronen Rußpartikeln kann grob wie folgt beschrieben werden [47]: Zunächst werden Kondensationskeime gebildet, die dann wiederum zu Primärpartikeln koagulieren. Die weitere Agglomeration bildet Aggregate von bis zu 500 nm Größe [48], welche aber im Anwendungsfall auch zu Agglomeraten im µm-Bereich anwachsen können [30].

Modellvorstellung für Ein- und Austrag von Kontaminanten

Auf Basis der Annahmen und Erkenntnisse kann eine Bilanzierung für die partikulären Kontaminantenströme für den Bilanzraum *Schmierölsystem* vorgenommen werden. Der Bilanzraum *Schmierölbetriebstank* und alle relevanten Ströme sind schematisch in Abbildung 2-10 dargestellt.

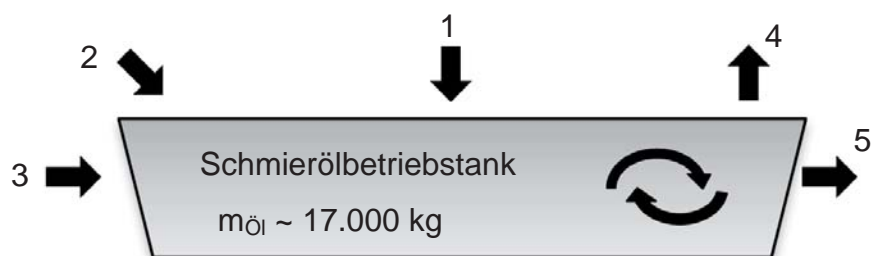


Abbildung 2-10 – Schematische Darstellung Bilanzraum Schmierölbetriebstank

Als Kontaminanten-Stoffströme können angenommen werden:

Eintrag durch Motorbetrieb (1)

Anhand der vorherigen Betrachtungen kann dies als der relevanteste echte Kontaminanteneintragsstrom betrachtet werden. Dabei kann unterschieden werden zwischen



- Primärem Eintrag

Gemeint sind hierbei Partikeln, die im Brennraum entstanden sind; dies ist in erster Linie Ruß, aber auch die $\text{CaSO}_4\text{-H}_2\text{O}$ -Partikeln, die bei einer Neutralisationsreaktion bereits im Brennraum entstanden sind.

- Sekundärem Eintrag

Dieser Stoffstrom wird definiert als die Menge an partikulären Kontaminanten (in erster Linie $\text{CaSO}_4\text{-H}_2\text{O}$ -Partikeln), welche durch Reaktionsprozesse mit *Blow By*-Gas-Komponenten entstehen.

Eintrag aus der Umgebung (2)

Dieser Eintragsstrom sei hier nur der Vollständigkeit halber ergänzt. Sicherlich werden auch Partikeln (z.B. Stäube) aus der Umgebungsluft beispielsweise über die Systemtank-Entlüftung eingetragen. Wie die beschriebene Untersuchung der Partikelfracht gezeigt hat, ist dieser Eintrag vergleichsweise sehr klein und im Vergleich mit den anderen Eintragsströmen vernachlässigbar.

Eintrag aus der Frischöl-Nachfüllung (3)

Für die Bilanzierung wird hier das durch das stetige Nachfüllen mit Frischöl in das System eingetragene CaCO_3 betrachtet. Da der CaCO_3 -Gehalt im Frischöl höher ist als der des Systemöls im Gleichgewichtszustand, ergibt sich aus der Differenz hier bilanziell ein CaCO_3 -Strom, der eingetragen wird. Da sich der CaCO_3 -Gehalt für beide Systeme recht gut bestimmen lässt, kann dieser Stoffstrom als bekannt bezeichnet werden. Es darf vermutet werden, dass ein Großteil der in der Partikelgrößenverteilung von Frischöl (vgl. Abbildung 2-3) sichtbaren Partikeln mikrone CaCO_3 -Partikeln darstellen.

Austrag durch den Ölverbrauch (4)

Bei Großdieselmotoren der MAN Diesel & Turbo stellt sich im Betrieb ein Schmierölverbrauch (in erster Linie durch Schmieröl-Verbrennung oder -Verdampfung im Brennraum) von etwa 0,6 g/kWh ein. Für den betrachteten Modellmotor werden also stündlich etwa 11,4 kg (~13 l) Schmieröl aus dem System ausgetragen und durch Frischöl-Nachfüllung (der vorhergenannte Stoffstrom) ersetzt. Mit Hinblick auf den Austrag der im Schmieröl enthaltenen Partikeln kann keine genaue Bewertung vorgenommen werden. In jedem Falle wird ein Teil ausgetragen, da auf der Zylinderwand aber ein Restölfilm verbleibt, dürfte ein Teil der Partikeln darin verbleiben und dort kurzzeitig aufkonzentrieren. Im Bezug auf den Austrag von



nicht-partikulären Kontaminanten, wie beispielsweise im Schmieröl enthaltener Kraftstoff, kann dies als einziger Austragsstrom erachtet werden.

Austrag durch die Nebenstromreinigung (5)

Zur Konkretisierung der Fest-Flüssig-Trennaufgabe ist dieser Stoffstrom von größter Relevanz. Es darf angenommen werden, dass hier fast ausschließlich partikuläre Kontaminanten ausgetragen werden.

Es ist davon auszugehen, dass die Schmutzmenge eher ein wenig höher als die Ergebnisse der diskutierten gravimetrischen Erfassung ist; somit kann eine Abschätzung der Größenordnung für den Partikel-Austrag an dieser Stelle vorgenommen werden: Wird angenommen, dass für den Fall Versuchsöl 1 tatsächlich 40 g und für Versuchsöl 2 tatsächlich 5 g Schmutz im Rahmen der Untersuchung (jeweils bezogen auf 1.000 l gereinigtes Schmieröl) ausgetragen wurden, so darf für den Referenzbetriebsfall (5.000 l/h gereinigtes Schmieröl) eine Bandbreite für den Kontaminantenstrom von 25 bis 200 g/h approximiert werden.

Auf Basis dieser Abschätzungen kann damit abgeleitet werden, in welchem Verhältnis der Schmutzaustrag im Nebenstrom zum Schmutzaustrag durch den Ölverbrauch steht.

Ausgangspunkt ist eine grobe Abschätzung für die partikuläre Schmutzkonzentration im Schmieröl, welche auf Basis der vorgenommenen Abschätzungen für den Austrag hier für die Partikelfractionen mit $d_p > 4 \mu\text{m}$ in einer Bandbreite von 6-50 g/m³ Schmieröl angenommen wird. Geht man von einem vollständigen Austrag der im verbrauchten Schmieröl enthaltenen Partikeln aus, ergibt sich hier für die 13 l/h ein Massenstrom von 0,078 bis 0,65 g/h für den Kontaminantenaustrag. Es darf also festgestellt werden, dass der Austrag der mikronen Partikel nahezu ausschließlich durch die Nebenstromreinigung geschieht. Es darf ferner abgeleitet werden, dass die Aufgabe des Austrages von submikronen Partikeln wiederum (welche durch die Nebenstromreinigung kaum oder gar nicht erfasst werden) fast ausschließlich dem Schmierölverbrauchsstrom (4) zukommt.

Schlussfolgerung für Leistungsreferenz

Grundsätzlich kann man davon ausgehen, dass der prozentuale Anteil an partikulärem Schmutz in der Größenordnung Mikrometer während des gesamten Betriebsablaufs (im „eingeschwungenen Zustand“) gleich bleibt. Dies lässt für die Bilanzierung der Kontaminantenströme im stationären Gleichgewichtszustand die

Modellierung zu, dass je nach Menge des Schmutzeintrages ins System ein höherer oder niedrigerer Schmutzbelastungszustand im Gleichgewicht erreicht wird. Die prozentuale Abscheiderate (neben der durch insbesondere Schmierölverbrennung im Motorbetrieb ausgetragenen Schmutzmenge) erreicht damit einen mengenmäßig ausreichend hohen Wert. Dies lässt die Schlussfolgerung zu, dass eine Erhöhung des prozentualen Abscheidegrades einer Reinigungssystematik zu einer niedrigeren partikulären Belastung im Gleichgewichtszustand führt; andersherum wird bei einem vergleichsweise herabgesenkten Abscheidegrad der Reinigungssystematik die Kontaminantenfracht erhöht, es kann aber dennoch ein Gleichgewichtszustand erreicht werden.

Aus diesen Überlegungen ergibt sich die Definition einer zu erreichenden Abscheideleistung für einen Reinigungsapparat: diese sollte möglichst der aktuellen Apparatetechnik entsprechen. Der Vorteil einer erhöhten Abscheideleistung durch eine neuartige Reinigungstechnik und damit eine niedrigere Schmutzbelastung im Gleichgewichtszustand (unter der Annahme, dass insbesondere dann die drei genannten Leitkontaminanten in geringerer Menge vorliegen), lässt sich nicht direkt erkennen. Die Minimalanforderung für die Reinigungsleistung ergibt sich aus der Gefahr negativer Effekte, wie z.B. Ablagerungen, welche durch eine erhöhte Gleichgewichts-Kontaminanten-Fracht resultieren könnten.

Eine weitere Begründung für eine Minimalanforderung leitet sich ab aus einer Extrapolation des Abscheidegrades der Nebenstromreinigung für die Feinstfraktion. Diese Überlegung ist in Abbildung 2-11 schematisch dargestellt.

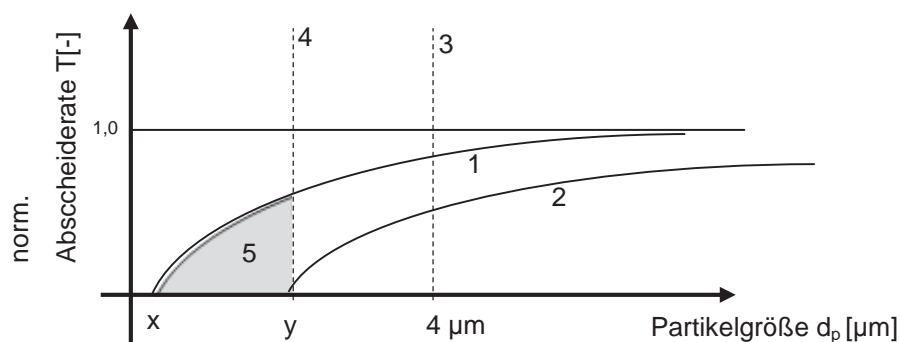


Abbildung 2-11 – Schematische Darstellung zum Feinabscheidegrad

Die Darstellung zeigt den charakteristischen Verlauf der Trennkurve eines Tellerseparators bzw. des qualifizierten neuartigen Reinigungsverfahrens (1); der Trenngrad geht dabei für eine Größenuntergrenze (x) gegen Null. Im Vergleich ist die



Trennkurve beispielsweise eines zu groben Filters bzw. Reinigungsverfahrens (2) dargestellt, welcher bereits für die Analytik-Messuntergrenze (3) von $d_p=4\mu\text{m}$ einen niedrigeren Trenngrad aufweist, dessen Trenngrad bereits für einen höheren Partikelgrößenwert (y) gegen Null geht. Damit wird klar, warum ein Reinigungsverfahren nicht alleinig dadurch ertüchtigt werden darf, indem man die Umwälzrate erhöht. Zwar lässt sich dadurch ein ausreichend hoher Austrag der Partikelgrößen $d_p>4\mu\text{m}$ problemlos und im Intervall zwischen (3) und (4) grundsätzlich auch erreichen, doch findet kein Austrag für Partikeln des Größenintervalls zwischen (x) und (y) statt. Die Partikelfracht in diesem Bereich (5) kann sich somit mit kaum abschätzbaren Folgen deutlich erhöhen.

Unter Berücksichtigung der Ergebnisse für die stoffliche Zusammensetzung der auszutragenden partikulären Kontaminanten erscheint auch ein integrales Zählverfahren, wie es mit dem LNF-Partikelzähler gegeben ist, zulässig; eine Selektivität des Dichtentrennverfahrens Tellerseparator, beispielsweise wäre Eisen Leitpartikelfraktion, dürfte nur marginal wegen des vergleichsweise geringen Dichteunterschiedes zwischen Ruß und den beiden Calcium-Verbindungsarten ausfallen.

Ein Vergleich der Trenngrade des Dichtentrennverfahrens Tellerseparator mit denen eines Filters mit Hinblick auf einen ausreichenden Austrag von partikulären Kontaminanten dürfte somit hier möglich sein.



3 Qualifizierung und Charakterisierung verwendeter Filtermedien

Auf Basis der beschriebenen Erkenntnisse können Schlussfolgerungen hinsichtlich möglicher geeigneter Schmieröl-Reinigungsverfahren gezogen werden. Für den Automobilbereich geben Verdegan et al. [44] eine Übersicht; für den Anwendungsfall sind die Anforderungen jedoch spezifisch anders geartet. Einen Überblick über mögliche Fest-Flüssig-Trennverfahren liefern beispielsweise Gasper et al. und Rushton et al. [49] [50].

Aufgrund der Partikeleigenschaften (multimodale Verteilung und hohes Maß an Feinabscheideanforderung) kommen weder alternative Dichtentrenner (wie beispielsweise sogenannte Freistrahlezentrifugen) als primäres Reinigungsprinzip noch Überstrom-Filtrationsysteme oder Systeme, die auf magnetischer oder elektrostatischer Abscheidung beruhen, in Frage; dies konnte auch experimentell (im Rahmen von Machbarkeitsstudien) nachgewiesen werden. Somit erscheint die Filtration in Dead-End-Betriebsweise als einzig denkbare Verfahrensvariante, die auch sonstigen technischen und ökonomischen Rahmenbedingungen gerecht wird. Dies bedingt auch, dass der Dead-End-Filter durch Rückspülung regeneriert und gleichzeitig automatisiert stationär betrieben werden kann. In diesem Abschnitt werden Filtermedien hergeleitet, die den Anforderungen gerecht werden können; dazu fand ein umfangreicher Auswahlprozess statt, welcher alle marktverfügbaren, grundsätzlich denkbaren Filtertypen berücksichtigt hat.

3.1 Anforderungen an Filtermedium und Bewertungsmethodik

Ein effizienter und zielgerichteter Auswahlprozess eines Filtermediums bedingt meist eine sehr genaue Kenntnis zum einen über den Filtrationsprozess und notwendigen Leistungsparameter für den Realprozess sowie zum anderen über die Eigenschaften der untersuchten Filtermedien [51]. Übersichten verfügbarer Filtertypen sind in der Literatur hinreichend vorhanden [50] [52] [53]. Die Anforderungen an ein Filtermedium können typischerweise grundsätzlich allgemeingültig formuliert werden. Für Tiefenfilter in Hydrauliksystemen benennt zum Beispiel Dahmann [54] folgende Anforderungskriterien, die hier für den Anwendungsfall diskutiert und konkretisiert werden:



i) **Abscheidevermögen (Filterleistung):**

Die Reinigungsleistung stellt eine wesentliche Prozessgröße dar. Auch kann hier die Referenzabscheiderate eines Zentrifugal-Tellerseparators als Qualifizierungskriterium abgeleitet werden. Die direkte Angabe der Abscheiderate wie in Formel 2-3 definiert, gemessen mit vorher beschriebenem Partikelzählverfahren, erscheint hierfür am eingängigsten.

ii) **Schmutzaufnahmevermögen:**

Dieser Kennwert beschreibt die filterflächenspezifische Filtratmenge (Filtratleistung) eines Filters, bis dieser vollständig verblockt ist oder bis zu dem Punkt, an dem die Filtratrate einen technisch sinnvollen Minimalwert unterschreitet.

iii) **Hydraulischer Filterwiderstand:**

Die Basis des Filtrationsverhaltens ist in Formel 3-1 in Anlehnung an den klassischen DARCY-Zusammenhang [55] der einzelnen Mess- und Einstellparameter dargestellt.

$$\dot{V} = \frac{\Delta p \cdot A}{\eta \cdot R_m} \quad \text{Formel 3-1}$$

Bei den Untersuchungen sind die temperaturabhängige Viskosität η (Pas) des untersuchten Schmieröls, die durchströmte Fläche A (m^2) und der angelegte Differenzdruck als treibendes Potenzial als konstant anzusehen. Somit erlaubt der gemessene mittlere Volumenstrom \dot{V} (m^3/s) eine Abschätzung des hydraulischen Widerstandes R_m ($1/\text{m}$) des Filtermediums in Mittelung über den Filtrations- bzw. Verblockungsverlauf. Auch wenn filtermedien- und betriebsartspezifisch zusätzlich noch Turbulenz- und Trägheitseffekte eine Rolle spielen können (wird noch ausführlicher diskutiert), bietet dieser Zusammenhang eine geeignete Groborientierung.

Hinsichtlich des Realanwendungsfalls lassen sich als Betriebsparameter ableiten:

Grundgröße ist ein notwendiger Reinigungsvolumenstrom von knapp $5 \text{ m}^3/\text{h}$, die minimale Medientemperatur ergibt sich aus der Öltemperatur von ca. $65 \text{ }^\circ\text{C}$ im Systemtank; die Obergrenze von 95°C leitet sich aus dem Wunsch ab, die thermische Schmierölbelastung auf das aktuelle Niveau zu begrenzen.

Wird für den Realvolumenstrom entsprechend ein Wert von etwa $\dot{V}=85 \text{ l/min}$ angenommen, kann eine grobe Abschätzung stattfinden, welche Größenordnung von Filterfläche A (m^2) eines untersuchten Filtermediums für einen realskalierten Filterapparat mindestens vonnöten ist. Fällt dieser Wert in eine Größenordnung, die



für eine Umsetzung aus technisch-ökonomischer Sicht nicht umsetzbar ist, kann das entsprechende Filtermedium schon hier als disqualifiziert betrachtet werden. Grundsätzlich lässt sich natürlich ein entsprechend mechanisch beständiges Filtermedium mit einem erhöhten Differenzdruck betreiben; doch bestimmt dies direkt die Auslegung der Förderpumpe, woraus sich Limitierung hinsichtlich Größe und Betriebskosten ergeben.

iv) Mechanische und thermische Beständigkeit:

Zusammenfassend kann als Anforderung für mechanische Beständigkeit sowohl eine Differenzdruckfestigkeit in Filtrations- als auch in Rückspülrichtung benannt werden; der Betriebsfall bedingt also eine dynamische Wechselbelastung mit Differenzdrücken in der Größenordnung bis zu 1E6 Pa (insbesondere für die Rückspülung). Für die thermische Beständigkeit kann ein Temperaturbereich von $\vartheta=80-100^{\circ}\text{C}$ abgeleitet werden.

v) Schmutzhaltevermögen:

Eine gleichermaßen zu berücksichtigende Eigenschaft eines Filters stellt die Anforderung dar, dass kein oder bestenfalls ein vernachlässigbarer Wiedereintrag von bereits abgeschiedenen Kontaminanten in das Filtrat stattfindet.

3.2 Auswahlprozess und Qualifizierung der Filtermedien

Das grundsätzliche Vorgehen bei der Prüfung und Bewertung beinhaltet die Betrachtung des Filterverblockungsverhaltens (also der Verstopfungsgeschwindigkeit), des mittleren Filtratvolumenstromes und der erreichbaren Filtratmenge. Die Filterleistung wird in Form der Abscheiderate gemäß Formel 2-3 ermittelt. Dieses Versuchsvorgehen entspricht dabei also dem für die Filterprüfung üblichen *Single-Pass-Test* [42].

Versuchsaufbau Druckfilterzelle

Für die Filteruntersuchungen wurde ein Druckfilterzellen-Versuchsaufbau des Typs *Filtratest* der Firma Bokela, Karlsruhe verwendet; es sei bereits erwähnt, dass dieser Versuchsaufbau auch für viele weitere experimentelle Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit ein zentrales Werkzeug darstellt.

Der *Filtratest*-Aufbau (schematisch dargestellt in Abbildung 3-1) ermöglicht Filtrationsversuche mit konstantem Überdruck gegenüber der Atmosphäre. Druckluft

aus einem Reservoir (1) wird durch einen Filter (2) von etwaigen Verschmutzungen befreit und liegt mit einem Präzisionsdruckregler (3) einstellbar konstant an; mittels eines Feinmess-Manometers (4) kann der Druck mit 0,01 bar Genauigkeit abgelesen und mithin auch eingestellt werden. Die Druckfilterzelle selbst (5) kann mit maximal etwa 500 ml Versuchsmedium befüllt werden; durch ihre doppelwandige Ausführung ist mit Hilfe eines Heizbadthermometers (6) und Wärmeträgemediums (hier Silikonöl) eine definierte Temperierung der Druckkammer möglich. Dadurch können Temperaturschwankungen bzw. ein Absinken der Temperatur der Suspension (und damit Veränderung der Viskosität) nach Einfüllen vermieden oder zumindest kontrolliert reduziert werden. Der Filterprüfling wird als Ronde mit 60 mm Durchmesser in das Bodenteil der Druckfilterzelle (7) eingebaut. Der Prüfling ruht dabei auf einer Lochplatte, die die notwendige Abstützung gewährleistet; durch Flachdichtungen wird eine seitliche Abdichtung erreicht, so dass nur die durch die Öffnung eines Reduzierstücks definierte Filterfläche von ca. 9,74 cm² durchströmt wird. Das Bodenteil (7) ist mit einem Bajonettverschluss versehen und bildet die untere Abdichtung der Druckfilterzelle.

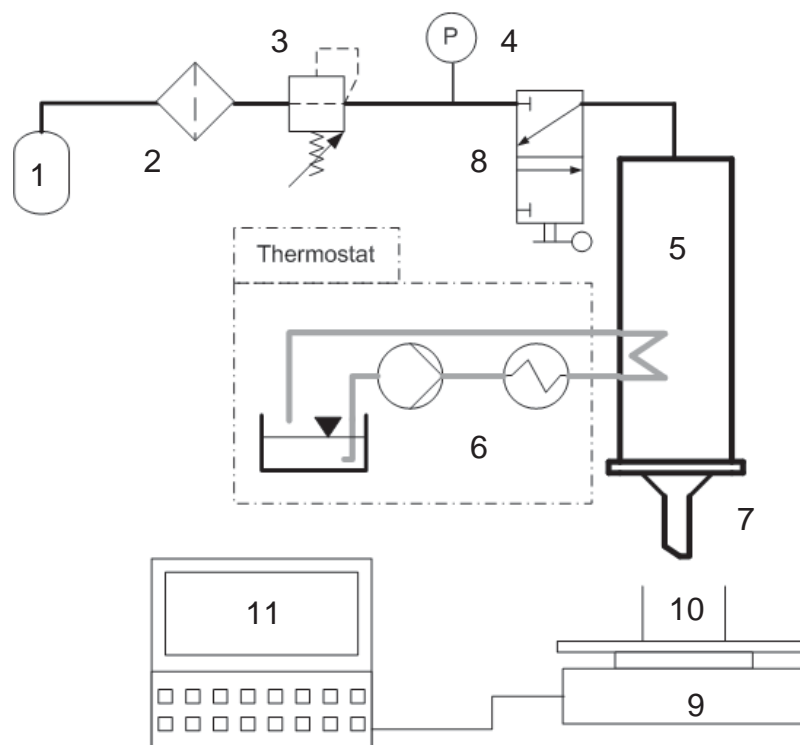


Abbildung 3-1 – Prinzipschema Versuchsaufbau Filtratest-Druckfilterzelle



Um den Versuch zu starten, wird das 3/2-Wege-Ventil (8) so umgeschaltet, dass die Zelle mit Druckluft bei konstantem Druck beaufschlagt wird. Der Filter wird nun bei konstantem Differenzdruck zur Atmosphäre hin durchströmt und in einem Becher (10) aufgefangen. Mittels einer elektronischen Präzisionswaage (9) vom Typ ML3200 von Mettler Toledo, Columbus (Ohio), USA wird das Filtrat gravimetrisch (Genauigkeit 0,01 g) sekundlich erfasst; die Waage ist mit einem PC (11) verbunden, so dass der Volumenstromverlauf mittels Betrachtung des Anstiegs der Filtratmasse über die Zeit bei bekannter spezifischer Dichte berechnet werden kann.

Untersuchte Filtermedientypen und verwendete Versuchsöle

Nach einem vorgelagerten Screening, bei dem viele Filtermedientypen auf Basis der benannten Qualifikationskriterien schon im Vorfeld ausgeschlossen werden konnten, wurde noch eine beträchtliche Anzahl an Filtermedien als grundsätzlich geeignet eingestuft. Experimentell untersucht wurden schließlich deutlich mehr als 100 Filtermedientypen, folgender Kategorien:

- i) Metallfaservlies
- ii) Metalldrahtgewebe
- iii) Mehrlagige Metalldrahtgewebe
- iv) Metalldraht-Multifilament
- v) Metallpulver-Sintermaterial
- vi) PES-Membran (Polyethersulfon - Poly(oxy-1,4-phenylsulfonyl-1,4-phenyl))
- vii) Keramikpulver-Sintermaterial
- viii) Epoxydharz-Papier

Maßgabe für die Auswahl der verwendeten Versuchsölmedien ist auch in diesem Falle ein anwendungsspezifisch relevantes Spektrum möglichst vollständig abzudecken, in jedem Falle aber mindestens das Extremum *hochbelastet*. Aus diesem Grunde wurden die Referenz-Versuchsöle 1, 3 und 5 ausgewählt, womit das Spektrum hohe und mittlere Partikelbelastung bei anwendungsüblichem Asphaltengehalt (Schwerölbetrieb) sowie der Fall hohe Partikelbelastung aber sehr geringer Asphaltengehalt (Destillatkraftstoffbetrieb) abgedeckt ist. Somit ist ausgeschlossen, dass ein Filtermedium zu Unrecht qualifiziert wird, weil es für eine erprobte Konstellation positive Ergebnisse liefert, für andere Fälle aber die Anforderungen nicht erfüllt. Die Auswahl der Filtrations-Versuchsöle entspricht damit



einem berichteten Ansatz [56], um einen Kompromiss zwischen Versuchsaufwand und dem abgedeckten Spektrum an Realbetriebsszenarien zu erreichen.

Ergebnisse und Diskussion

Nach der Vorauswahl wurden bei diesem Schritt experimentell insbesondere die Kriterien Abscheidevermögen (Trenngrad), Hydraulischer Filterwiderstand und das Schmutz-aufnahmevermögen untersucht. Die Ergebnisse werden in Folge verkürzt, überblicksartig und anhand von aussagekräftigen Einzelbeispielen erläutert.

Vorauswahl

Auch ohne nähere experimentelle Untersuchung kann eine Vorauswahl geeigneter Filtermedientypen stattfinden. Mit Hinblick auf thermische Beständigkeit und mechanische Beständigkeit insbesondere auf Wechselbelastungen (insgesamt sollte das Filtermaterial grundsätzlich rückspülbar oder in sonstiger Weise automatisiert regenerierbar sein), konnten bereits im Vorfeld Glasfaser-, Kunststofffaser- und Zellulosefaser-Feinfiltermedien disqualifiziert werden.

Qualifizierungs-Kriterium 1: Abscheiderate/Trenngrad (Filterleistung)

In diesem Untersuchungsschritt wurden insbesondere alle untersuchten Arten von Metallgewebe-Filtermedien (ii, iii, iv) sowie die Epoxydharz-Papierfiltermedien (viii) disqualifiziert. Beispielhaft ist in Abbildung 3-2 (oben) der Trenngrad für Köpertressengewebe-Filtermedien mit den nominellen Feinheiten 1 μm und 5 μm dargestellt. Überraschend war dabei, dass mit „1 μm Feinheit“ bezeichnete Filtermedien kaum Abscheideraten unterhalb von Partikelgrößen $d_p=8-10 \mu\text{m}$ aufweisen. Um diesen Widerspruch zu klären, wurden unter anderem Porometeruntersuchungen durchgeführt. Zur Verfügung stand ein Kapillarströmungs-Porometer von Porous Materials Inc., Ithaca (New York), USA. Eine gute Einführung in die Grundlagen des Porometrieverfahrens bieten Jena und Gupta [57]. Beispielhaft sind die Ergebnisse für 1 μm (nom.) und 2 μm (nom.) Köpertressengewebe-Filtermedien in Abbildung 3-2 dargestellt. In beiden Fällen weichen die Porengrößen erheblich von der Angabe ab; vielmehr weist der Großteil der Strömungsporen einen Durchmesser d_{por} von größer 6 bzw. 7 μm auf.

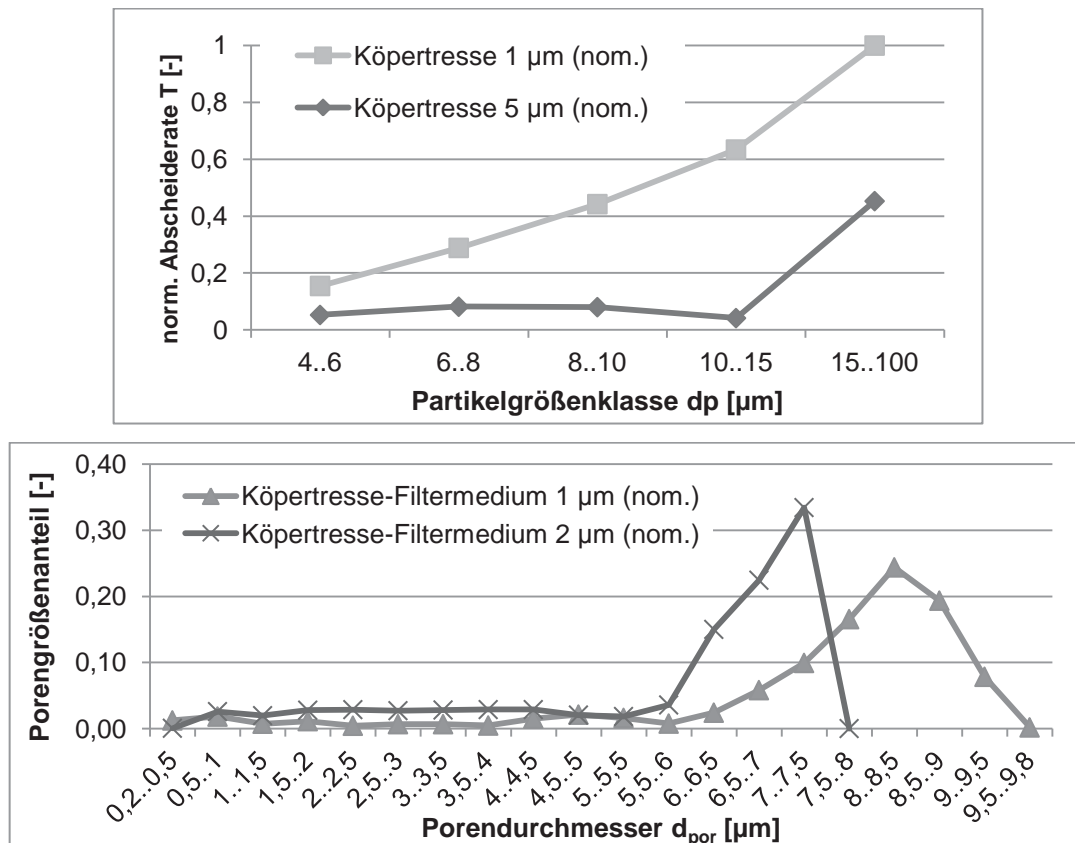


Abbildung 3-2 – Abscheiderate (Trenngrad) Köpertressen-Filtermedien – Feinheit (nom.) 1 µm und 5 µm (oben); Porometermessung Köpertressen-Filtermedien – Feinheit (nom.) 1 µm und 2 µm (unten)

Ferner ergibt sich, dass alle untersuchten Feinst-Gewebefilter trotz geringer Abscheiderate nach kurzer Zeit (mit geringer Filtratleistung) verblocken; somit können Kuchenfiltrationseffekte und damit einhergehende Steigerungen im Trenngrad und Filtratleistung eindeutig nicht zunutze gemacht werden.

Qualifizierungs-Kriterium 2: Hydraulischer Filterwiderstand (Realfilterfläche) und Qualifizierungs-Kriterium 3: Schmutzaufnahmevermögen (Filtratleistung)

Es bietet sich an, die technischen Parameter Filterwiderstand und Schmutzaufnahmevermögen im Auswahlschritt gemeinsam zu betrachten. So konnten hinsichtlich der Abscheiderate einige Metallpulversinter-, Keramik- und Kunststoffmembran-Filtermedientypen (v, vi, vii) qualifiziert werden. Diese Filtertypen weisen jedoch eine vergleichsweise dichte Struktur bzw. geringe Permeabilität an der Oberfläche und mithin einen hohen hydraulischen Filterwiderstand (bereits im



Saubere Zustand) auf. Somit sind für einen Betrieb schon an sich hohe Filtrationsdifferenzdrücke und gleichzeitig große Filterflächen vonnöten. Grundsätzlich sind diese Filtertypen für Querstromfiltrations-Anwendungen konzipiert, doch konnten derartige Effekte in diesem Falle (vermutlich aufgrund der sehr breiten Partikelgrößenverteilung und der vergleichsweise hohen Fluidviskosität) nicht ansatzweise beobachtet werden. Werden diese Filtermedien nun im statischen Filtrationsbetrieb (auch Dead-End-Filtration genannt) betrieben, bildet sich eine enorm hohe Verblockungsgeschwindigkeit des Filters aus, einhergehend mit exponentiellem Anstieg des Filterwiderstandes. Ein technisch-ökonomisch sinnvoller Betrieb ist mit den genannten Filtermedien somit nicht möglich.

Ergebnis des Qualifikationsprozesses

Insgesamt konnten schließlich mit den Zielparametern Fein-Abscheidevermögen, Filterwiderstand und Schmutzaufnahmevermögen nur einzelne Metallfaservlies-Filtermedien qualifiziert werden. Im folgenden Abschnitt werden die im weiteren Verlauf näher untersuchten Medien charakterisiert.

3.3 Charakterisierung Metallfaservlies-Filtermedien

Faserige Tiefenfiltermedien, wie Metallfaservliese, finden wegen ihrer vorteilhaften Eigenschaften in vielen Bereichen Anwendung – insbesondere wenn es um die Abscheidung von Feinstpartikeln und gleichzeitig um hohes Schmutzaufnahmevermögen geht. Ein weiterer Vorzug ist die im Vergleich zu gewebten Feinstfiltermedien kostengünstige Herstellung dieser Medientypen [58]. Zudem weisen Metallfaservliesfiltermedien eine hohe mechanische und thermische Beständigkeit auf, was sie auch für die Heißgasfiltration qualifiziert [59].

Grundlagen Metallfaservlies-Filtermedien

Wichtigstes Ausgangsmaterial für die Herstellung von Metallfaservliesen sind die Metallfasern; diese müssen mit den gewünschten Durchmessern hergestellt werden. Sollen Fasern mit wenigen Mikrometern Durchmesser hergestellt werden, so werden zunächst aus der Schmelze gröbere Fasern hergestellt; im Folgeschritt werden diese Fasern zu Bündeln aus mehreren Tausend Einzelfasern zusammengefasst und dann durch das sog. Bündelzieh-Verfahren auf den gewünschten Einzelfaser-



durchmesser gezogen [60]. Für die Herstellung eines flächigen Filtermaterials werden nun mehrere Faserbündel nebeneinander gelegt, so dass sie flachgedrückt eine durchgehende Faserschicht bilden [61].

In vielen Fällen bietet sich die Herstellung von mehrlagigen Filtermedien an. Dabei werden mehrere Faserschichten aufeinandergelegt, welche meist unterschiedliche Faserdurchmesser aufweisen. Im letzten Fertigungsschritt werden die Faserschichten isostatisch – meist mittels Walzen – auf die gewünschte Filterdicke gebracht und damit auch komprimiert. In einem entsprechenden Ofen wird der Filterrohling einem thermischen Sinterprozess unterzogen, so dass sich die einzelnen Fasern und Schichten an den Faserkontaktpunkten miteinander fest verbinden [62]. Häufig wird an eine oder beide Filterseiten noch ein metallisches Stützgitter (meist Leinwandbindung mit Porengrößen d_{por} von wenigen 100 μm) angebracht und ebenfalls durch den Sinterprozess mit den Faserschichten fest verbunden.

Wie bereits erwähnt, bestehen Metallfaservliesfilter meist aus mehreren Lagen unterschiedlicher Faserdurchmesser. Häufig weist der Filter dann eine Gradientenstruktur auf, d.h. der Durchmesser der Fasern nimmt von Schicht zu Schicht ab und gleichzeitig sind die Schichten immer dichter gepackt. Für die Feinstfiltration erweisen sich insbesondere die inneren Faserschichten als primär relevant. Abströmseitig wird meist noch eine Faserschicht mit vergleichsweise grobem Durchmesser angebracht; sie dient meist dem Schutz der inneren feinen Faserschichten [63].

Während das Material, Edelstahl mit einem hohen Reinheitsgrad, speziell für die feineren Filterfasern vorgegeben ist [60], findet die Einstellung der erwünschten Filtereigenschaften über die Wahl bzw. Abstufung des Gradientenaufbaus und die Dicke der einzelnen Schichten, insbesondere der inneren Feinstfaserschichten, statt [63]. An dieser Stelle sei jedoch schon einmal erwähnt, dass alle verwendeten Filtermedien einen solchen Gradientenaufbau aufweisen und dass die Unterschiede im Aufbau zu deutlich veränderten Filtrationseigenschaften führen. Dieses Verhalten ist wohlbekannt [64] [65]; auf die physikalische Begründung für diese Gesetzmäßigkeiten wird noch vertiefter eingegangen.

Häufig wird zur Charakterisierung von Tiefenfiltermedien die Packungsdichte als Beschreibungsmerkmal verwendet [66]; daraus lässt sich nach Albracht [61] auch die



effektive Porosität von Faservlies-Medien ermitteln. Bei mehrschichtigen Materialien jedoch ist dieses Verfahren ohne wirkliche Aussagekraft, da es keine Diskretisierung der Einzellagen zulässt. Weiterhin ist eine Trennung der Schichten, ohne ihre Dicke und ihre Beschaffenheit insbesondere an den Grenzschichten zu verändern, nicht möglich. Im betrachteten Fall konnten für die bildgebende Betrachtung erfolgreich ein Auflicht-Mikroskop, ein Rasterelektronenmikroskop sowie ein Computer-Röntgentomograph eingesetzt werden.

Verwendete Versuchs-Filtermedien

Wichtige Voraussetzung für die Aussagekraft der Versuchsergebnisse für die spätere Anwendung ist es, Filtermedien in reproduzierbarer Qualität zu erhalten. Gemäß DeBruyne und Verschaeve [63] können die betrachteten Filtermedien trotz regelloser Verteilung der Einzelfasern in den verschiedenen Schichten wiederholbar mit gleichbleibenden Eigenschaften hergestellt werden. Die in den späteren Abschnitten beschriebenen experimentellen Erkenntnisse bestätigen dies. Somit können die in Folge genannten Filtertypen als charakteristisch und praktisch gleichbleibend angenommen werden – d.h. dass obwohl für ein einzelnes Filtermedium die Einzelfasern und Schichtungen auf der Fläche verteilt nicht exakt identisch sind, die integralen Eigenschaften im Mittel offensichtlich nahezu identisch bleiben.

Die Auswahl der besonders für den Regenerationsprozess vertiefter betrachteten Metallfaservlies-Filtermedien liegt in der Zielsetzung begründet, dass neben den – hinsichtlich Abscheidegrad qualifizierten – Filtermedien auch noch die entsprechend „nächstgrößere Variante“ betrachtet wird. Dies soll eine Zuordnung von Filtereigenschaften zum Prozessverhalten für Filtration und Regeneration ermöglichen.

Vollumfänglich qualifiziert werden konnten zwei Filtermedientypen, welche in Anlehnung an die Herstellerbezeichnung in Folge als FM1.1 und FM2.5 referenziert werden. Beide Filtermedien weisen eine Gradientenstruktur auf und beinhalten vier Gradienten-Schichten. In der empfohlenen Durchströmungsrichtung ist die Schichtungsreihenfolge beim FM1.1 betreffend der mittleren Faserdurchmesser $12\ \mu\text{m} - 4\ \mu\text{m} - 2\ \mu\text{m} - 8\ \mu\text{m}$, bei dem Filtertyp FM2.5 wird die innere Schichtung als nahezu identisch angenommen, jedoch weisen die äußeren Schichten mittlere Faserdurchmesser von $8\ \mu\text{m}$ und $6\ \mu\text{m}$ auf. Während bei dem FM2.5 außen an- und abströmseitig jeweils ein Stützgewebe (Quadratmasche mit etwa $300\ \mu\text{m}$ Maschenweite) angesintert ist, erlaubt das Herstellverfahren des FM1.1-Filter-

mediums nur eine Anbringung eines derartigen Stützgitters an einer der beiden Seiten.

In Abbildung 3-3 sind Beispielbilder gezeigt, die die Möglichkeiten der mikroskopischen Untersuchung dokumentieren.

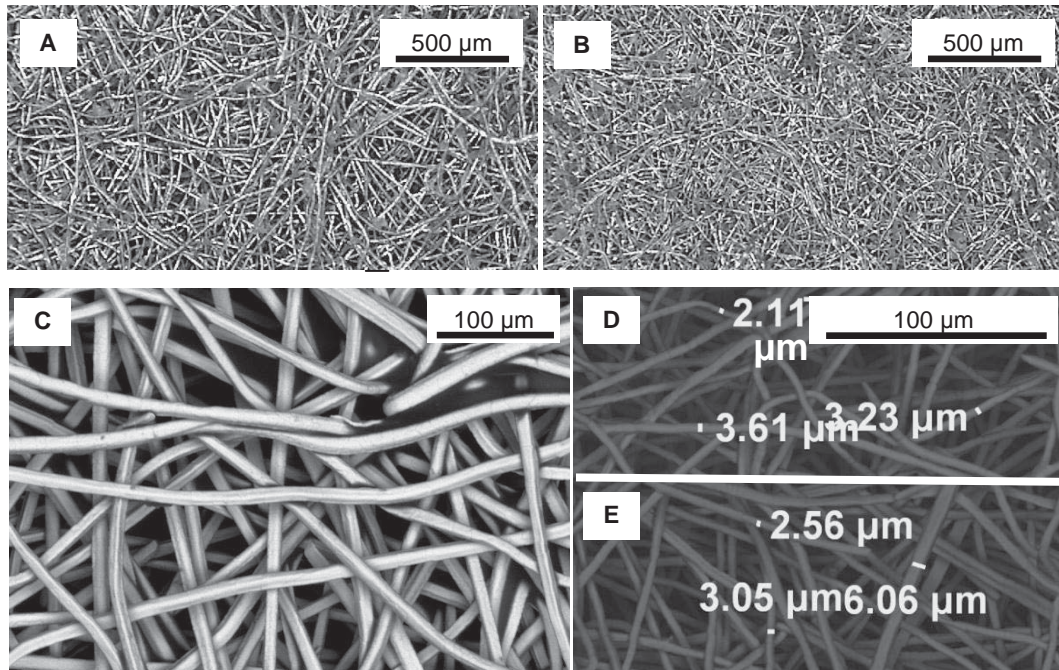


Abbildung 3-3 – Beispiele Mikroskopaufnahmen Filtermedium

Diese Untersuchungen bilden auch eine wesentliche Grundlage für die Ermittlung der genannten Filtereigenschaften. In A) und B) sind Lichtmikroskopaufnahmen (200-fache Vergrößerung) der Außenschichten (Faserdurchmesser 12 µm und 8 µm) zu sehen, was gleichzeitig auch die untere derart sichtbare Grenze darstellt. Somit kann in der Anwendung mit preisgünstiger Technik eine Prüfung der Legungsreihenfolge stattfinden; obgleich die einzelnen Fasern bei 2-4 µm Durchmesser nicht mehr zu erkennen sind, kann zumindest ein Unterschied ausgemacht werden. Auf den Bildern C), D) und E) ist erkennbar, dass mittels eines Rasterelektronenmikroskops (REM) auch einzelne Fasern mit 2 µm Durchmesser auszumachen sind.

Eine Bemaßung einzelner Fasern der „2µm“ und „4µm“-Schichten zeigt, dass sich in jedem Falle eine Bandbreite abbildet: so wird in Folge für beide Filtermedien von mittleren Faserschichten mit Durchmesserintervallen von 2-3 µm sowie 4-5 µm ausgegangen.

Eine zerstörungsfreie Betrachtung der Schichtung kann mittels Computer-Röntgentomographie (MicroCT) vorgenommen werden. Mit Hilfe entsprechender Betrachtungs-Software ist dadurch eine dreidimensionale Untersuchung möglich; eine gedruckte Darstellung ist hingegen nur begrenzt aussagekräftig. Um die Schichtungsfolge zu veranschaulichen, wird in Abbildung 3-4 die Herleitung der Schichtdicken mit MicroCT-Aufnahmen beider Filtertypen im Schnitt dargestellt. Zur besseren Erkennbarkeit sind beide Bilder entsprechend nachbearbeitet. Die linke Abbildung zeigt ein Schnittbild des FM1.1. Gut zu erkennen sind das Stützgitter und die Abgrenzung der beiden äußeren von den inneren Feinstfaserschichten. Die Abgrenzung der innersten Schichten ist nur mit entsprechender Software klar auszumachen. Rechts davon ist ein Schnittbild des FM2.5 dargestellt, wobei hier zwar die einzelnen Fasern nicht, dafür aber die Abgrenzung auch der inneren beiden Schichten gut zu erkennen ist.

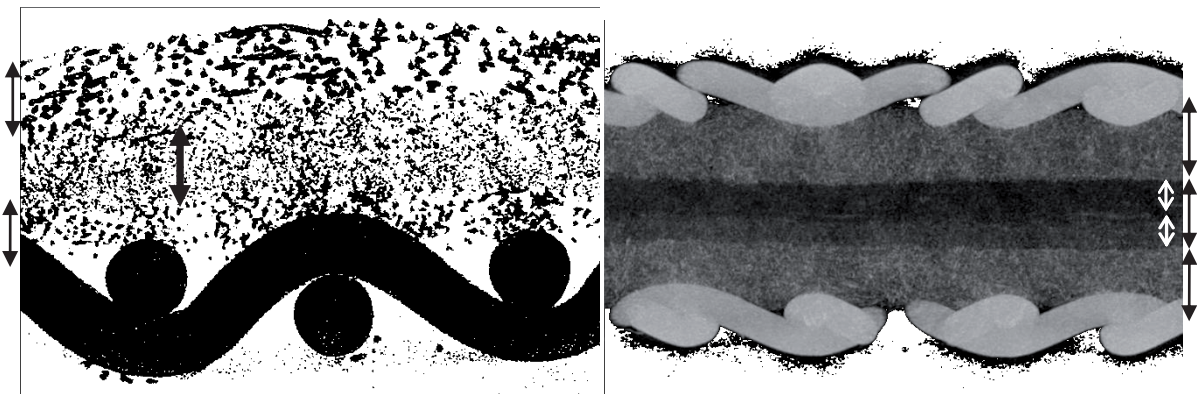


Abbildung 3-4 – MicroCT-Schnittbilder FM1.1 (links), FM2.5 (rechts)

Als wichtige Information aus den Schnittbildern ist insbesondere die Ermittlung der Schichtdicken zu nennen; so beträgt bei beiden Filtermedientypen die Dicke der innersten Schichten insgesamt immer 160-180 μm (aufgeteilt in 80-90 μm Schichtdicke jeweils für die 2-3 μm und 4-5 μm Fasern). Hinsichtlich der äußeren Schichten ergeben sich nur geringe Unterschiede: während im Fall des FM1.1 die Dicke der beiden äußeren Grobfaserschichten mit jeweils etwa 160 μm gemessen werden kann, weisen die Dicken der äußeren Schichten für das FM2.5 ca. 200 μm auf, wobei etwa ein Viertel davon in das Stützgitter eingebettet ist.

Weiterhin wurde auch ein Vergleich verschiedener Filterzustände mittels MicroCT-Aufnahmen vorgenommen; dabei war es eine Zielsetzung, die partikuläre Ablagerungssituation eines verblockten Filters zu erschließen. Der Vergleich fand

zwischen einem Neufilter, einem im ersten Filtrationszyklus verblockten (und noch nicht rückgespülten) Filter und einem nach zehn Filtrations-Rückspülzyklen regenerierten Filtermedium statt. Zusammengefasst kann dabei festgestellt werden, dass sich die irreversiblen Ablagerungen ausschließlich in den innersten Feinstfaserschichten befinden und auch bei der einfachen Verblockung sind praktisch keine partikulären Ablagerungen auf den äußeren gröberen Faserschichten (An- und Abströmseite) zu erkennen; für die Partikelabscheidung im Anwendungsfall spielen also fast ausschließlich die innersten Feinstfaserschichten eine Rolle.

Hinsichtlich der Filtrationseigenschaften weist das FM2.5-Filtermedium eine etwas höhere Abscheiderate als das FM1.1 auf, wie in Abbildung 3-5 dargestellt.

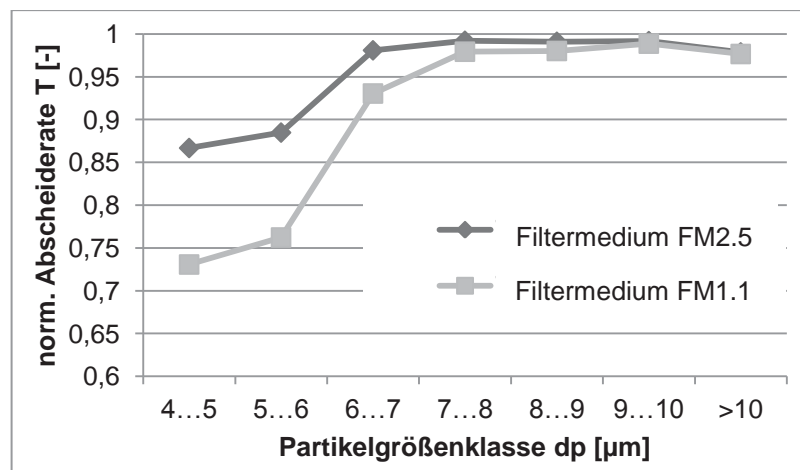


Abbildung 3-5 – Abscheideraten Filtermedien FM1.1 und FM2.5

In Folge werden auch noch zwei weitere Metallfaservliesfiltermedien experimentell vertiefter betrachtet, welche hinsichtlich ihrer Abscheiderate nicht für die Filtrationsanwendung qualifiziert werden konnten; deren Prozessverhalten soll aber zur Ableitung von Gesetzmäßigkeiten im Bezug auf eine charakteristische Faserschichtung dienen.

Konkret wurden hierfür die jeweils „nächstgrößeren“ Filtermedien der respektiven „Filterfamilien“ ausgewählt. Im Falle des FM1.1 ist dies ein Medium, welches konsequentermaßen in Anlehnung an die Herstellerbezeichnung mit FM1.3 referenziert wird. Der eigentliche Unterschied ergibt sich für die innere Faserschichtung, so enthält das Medium keine Schicht mit 2-3 μm -Fasern, hingegen insgesamt drei Schichten (zu je etwa 80-90 μm Dicke) mit Faserdurchmessern 4-5 μm . Im Fall des FM2.5 ist die entsprechende Variante, in Folge als FM2.10

bezeichnet, ähnlich verändert; die Faserdicken der äußeren Schichten bleiben auch hier gleich, jedoch wird die 2-3 μm -Faserschicht hier nur ersetzt, somit weist das Filtermedium nur zwei innere Schichten mit 4-5 μm Fasern auf).

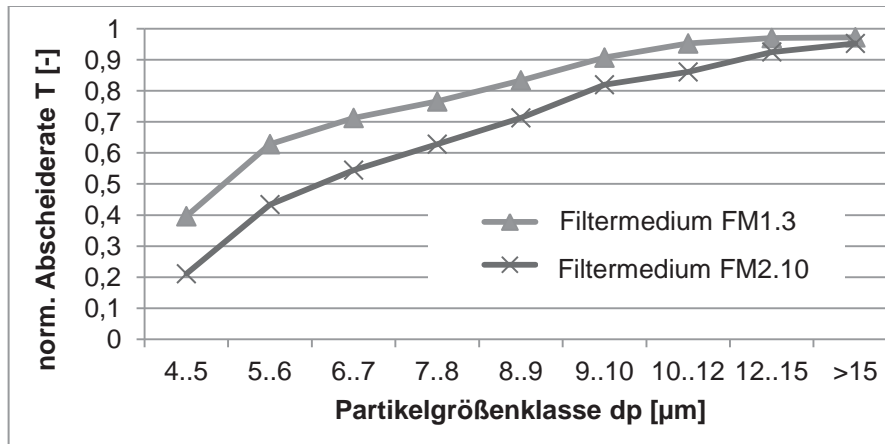


Abbildung 3-6 – Abscheideraten für Filtermedien FM1.3 und FM2.10

Die Unterschiede der Faserlegung bilden sich auch hier wieder - wie noch später genauer diskutiert - bei der Abscheiderate ab. Die Trenngrade beider Medien sind in Abbildung 3-6 aufgetragen; vermutlich ergibt sich der gegenüber dem FM2.10 erhöhte Abscheidegrad des FM1.3 aus der zusätzlichen 4-5 μm -Faserschicht.



4 Betrachtung und Modellierung Filtrationsprozess

Inhalt und Aufgabe dieses Kapitels ist es, alle relevanten Fragestellungen, die den verfahrenstechnischen Teilprozess *Filtration* für den Anwendungsfall betreffen, zu behandeln und zu klären. Gleichzeitig werden auch für die spätere Betrachtung der Rückspülung (Filterregeneration) relevante Grundlagen und Parameter entwickelt. Grundsätzlich lässt sich der betrachtete Filtrationsprozess in zwei Teilprozesse unterteilen: die Filterdurchströmung als strömungsmechanischen Vorgang und die Partikelablagerung mit resultierender Verblockung und damit auch Veränderung der durchströmten Filtergeometrie.

In diesem Kapitel wird dafür zunächst die strömungsmechanische Situation bei der Durchströmung des Filters ermittelt. Hernach wird ein mathematisches Modell erläutert mit Hilfe dessen der Filtrationsprozess, im Speziellen der Filterverblockungsprozess, sehr präzise beschrieben werden kann. Schließlich wird das Ergebnis von Untersuchungen präsentiert, welche die Nachbildung von Real-Gebrauchsölen als synthetische Modellsuspension betrachten. Im abschließenden Teil werden die Ergebnisse im Rahmen der Entwicklung eines Filter-Realsystems diskutiert und bewertet. Es wird beispielhaft vorgeführt, welcher konkrete Anwendungsnutzen sich aus den (im Labormaßstab einfach zu ermittelnden) Kennwerten der mathematischen Modellierung ergibt.

4.1 Theoretische Basis Filtration mit faserigen Filtermedien

In diesem Abschnitt werden die allgemeinen Aspekte und Mechanismen der Filtration mit faserigen Medien beschrieben; für Vertiefungen hinsichtlich dieser theoretischen Grundlagen sei auf einschlägige Literatur verwiesen [66] [67] [58]. Anders als zum Beispiel bei der Verstopfungsfiltration, bei der die abzuscheidenden Partikel größer als die Filterporen sind und der Filter als Sieb wirkt, sind bei der Tiefenfiltration die durchströmten Durchgänge typischerweise deutlich größer als die abzuscheidenden Partikel. Das grundsätzliche Prinzip der Abscheidung von Partikeln in faserigen Tiefenfiltermedien basiert auf zwei Einzelmechanismen: einem Transportmechanismus, damit ein Partikel zunächst einmal zu einer Faser hin gelangen kann und in Berührung mit dieser kommt sowie einem Haftmechanismus, damit das Partikel an der Faser haften bleibt [68].

1. Schritt: Transportvorgang durch Transportmechanismus

Eine Absolutfiltration für Partikeln, die kleiner als die Durchströmungsporen des Filters sind, ist bei Faserfiltern nicht gegeben. Grundsätzlich ist es für diese Partikeln möglich, den Filter zu durchqueren, ohne dabei abgeschieden zu werden. Die Wahrscheinlichkeit, dass ein Partikel auf eine Filterfaser trifft, wird als Auftreffgrad bezeichnet. Die Auftreffwahrscheinlichkeit basiert auf den wirkenden Transportmechanismen [70]. In Abbildung 4-1 sind die vier relevantesten Mechanismen schematisch dargestellt.

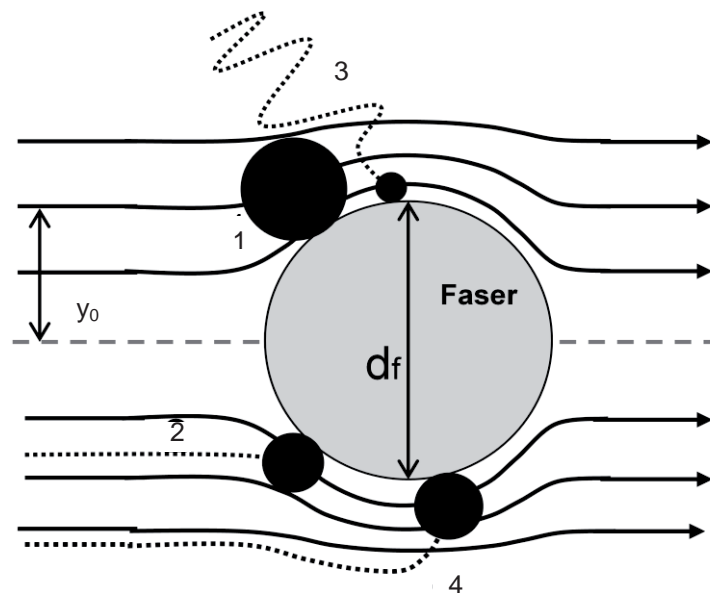


Abbildung 4-1 – Schematische Darstellung Transportmechanismen im Faserfilter (in Anlehnung an: [70])

Im vorliegenden Betrachtungsfall erscheint (wie auch von Banzhaf [70] postuliert) der Sperreffekt (1) als plausibelster dominierender Mechanismus. Dabei werden all jene Partikel abgeschieden, welche sich in einer Strömungsbahn befinden, deren Abstand y_0 zu einer umströmten Faser kleiner ist als der Radius des Partikels. Diese Vorüberlegungen lassen den Schluss zu, dass der Auftreffgrad, also die Wahrscheinlichkeit, dass insbesondere kleinere Partikeln abgeschieden werden, mit der Dichte der Faseranordnung steigt. Bei gleichbleibender Porosität steigt die Faseranzahldichte mit abnehmendem Faserdurchmesser; daraus erschließt sich auch der erhöhte Feinabscheidegrad für Faserfilter mit sehr kleinen Faserradien. Grundsätzlich denkbar ist auch, dass Partikeln durch Trägheitseffekte (2) abgeschieden werden. In diesem Falle verlassen Partikeln ihre ursprüngliche



Strömungsbahn bei deren Umströmung einer Faser und prallen dadurch auf die Faser. Diese Effekte sind insbesondere bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten, niedrigen Fluidviskositäten und hohen Materialdichten der Partikel umso ausgeprägter [67].

Der Vollständigkeit halber seien auch noch Diffusionsmechanismen (3) und elektrostatische Anziehung (4) als Grundmechanismen zu nennen, aufgrund dessen ein Partikel seine Strömungsbahn verlassen und auf eine Filterfaser treffen kann. Für die vorliegende Konstellation dürfen diese Effekte jedoch als vernachlässigbar angenommen werden [70]. Schließlich sei noch erwähnt, dass auch Überlagerungen der Grundmechanismen denkbar sind; weiterhin wirken grundsätzlich auch beispielsweise Erdanziehungskraft und hydrodynamische Effekte auf die Partikeln [66]. Im Anwendungsfall werden auch diese Mechanismen als vernachlässigbar erachtet.

2. Schritt: Haftung durch Haftmechanismus

Ist ein Partikel in Kontakt mit einer Filterfaser gekommen, muss für dessen Abscheidung auch eine Anhaftung stattfinden. Meist findet ein Aufprall eines Partikels auf eine Filterfaser statt, daher muss für eine Haftung zunächst kinetische Energie abgebaut werden. Ist dies nicht möglich, prallt das Partikel ab; grundsätzlich kann eine kritische Aufprallgeschwindigkeit bestimmt werden, wie beispielsweise von Hiller [71] beschrieben.

Die Partikelanhaftung darf praktisch einzig aufgrund von van-der-Waals-Kräften angenommen werden [54] [70], eine vertiefte Betrachtung dazu findet in Kapitel 5 statt. Damit ein haftendes Partikel an einer Faser verbleibt, müssen die Kräfte groß genug sein, damit die auf das Partikel wirkenden hydrodynamischen Kräfte bei der Überströmung nicht wieder zu dessen Ablösung führen [71].

4.2 Strömung und Druckverlust im Filter

Für die folgenden Studien im Bereich Filtration und hydrodynamischer Filterregeneration spielt die Strömungssituation im Filtermedium eine wichtige Rolle. Dabei muss die Art der Strömungsregime im Filter (möglich sind zudem lokale Unterschiede) bestimmt werden. Während eine experimentelle Untersuchung mit vertretbarem Aufwand nur eine integrale Aussage erlaubt, kann mit numerischen Methoden eine einzelfaserdiskretisierte Abschätzung vorgenommen werden –



vorausgesetzt, dass sich die Schlussfolgerungen beider Herangehensweisen decken. Auch kann beispielsweise eine Abschätzung stattfinden, ob ein Trend zur Abweichung an Engstellen abzulesen ist.

4.2.1 Grundlagen und Vorüberlegungen

Um Strömung und Druckverlust beim Flüssigkeitsdurchtritt durch einen Filter als poröses System zu beschreiben, existieren verschiedene spezifische Modellansätze [66]. Eine klassische Beziehung wird durch die Darcy-Formel [55] formuliert. Wie in Kapitel 3 (vgl. Formel 3-1) beschrieben, besteht ein linearer Zusammenhang zwischen Strömungsgeschwindigkeit, Fluidviskosität und Druckverlust, sofern einige Anforderungen erfüllt sind. Eine wichtige Anforderung ist ein laminar schleichendes Strömungsregime; dann entsteht der Druckverlust einzig aus Reibungsverlusten durch die Umströmung der inneren Filterstrukturen. Während Darcys Beschreibung empirisch und experimentell bestätigt ist, nahmen Carman & Kozeny [73] [74] Erweiterungen vor, die für den laminaren Fall eine deterministische Beschreibung mit Korrelation zur Geometrie des porösen Systems liefern.

Für die Durchströmung von Schüttbetten existieren ferner Modellansätze von Forchheimer [74] und Ergun [76], wobei diese auch für den Bereich turbulenter Strömung gültig sind. Für stark verwinkelte Filterstrukturen und für Turbulenzstellen bei der Durchströmung muss deren Auswirkung auf den Druckverlust noch mit einem zusätzlichen Faktor berücksichtigt werden (dieser entspricht der reziproken Passabilität des Filters) – gegenüber dem hydraulischen Widerstand, der sich als reziproke Permeabilität ergibt [76] [78] [78]. Der durch die Turbulenz entstehende zusätzliche Druckverlustbeitrag lässt sich gemäß Forchheimer [74] als quadratischer Term berücksichtigen (vgl. Formel 4-1).

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\eta}{K} \cdot u_0 + \frac{\rho}{\mu} \cdot u_0^2 \quad \text{Formel 4-1}$$

Während der lineare Anteil des Druckverlustes über den hydraulischen Filterwiderstand (die reziproke Permeabilität K bei entsprechender Filterdicke) bestimmt wird – beinhaltet der zweite Term die Passabilität μ des Filters. Für die schleichend laminare Durchströmung eines durchgängigen Filters (hohe Passabilität) geht der quadratische Term gegen Null und es gilt wiederum die lineare Beziehung gemäß Darcy [79].



Für den betrachteten Fall konnte die Annahme eines praktisch inkompressiblen Newtonschen Fluids begründet werden (vgl. Abschnitt 2.1). Eine rechnerische Abschätzung der Reynoldszahl liefert auch für die maximal relevanten Strömungseinstellungen Werte in der Größenordnung $\times 10^{-2}$ Re. Somit darf gemäß Schlichting und Gersten [80] grundsätzlich von einer schleichend laminaren Strömung ausgegangen werden; die in Folge vorgestellten experimentellen und numerischen Studien sollen dies noch weiter untermauern.

4.2.2 Experimentelle Betrachtung

Anhand von experimentellen Untersuchungen soll geklärt werden, ob sich der Druckverlust im betrachteten Falle anhand der diskutierten Darcy-Relation beschreiben lässt. Um dieser Fragestellung experimentell nachzugehen, wurden beide relevanten Filtermedien FM1.1 und FM2.5 mit einem partikelarmen Frischöl (vgl. Abschnitt 2.3) durchströmt und dabei die mittlere Durchströmungsgeschwindigkeit bestimmt. Da sich durch den sehr niedrigen Partikelgehalt des Frischöls kein sichtbarer Verblockungseffekt abzeichnet, bleibt die Durchströmungsgeschwindigkeit auch für die betrachteten Zeiträume praktisch konstant. Experimentelle Studien wurden für verschiedene Fluidviskositäten (variiert über die Medientemperatur) und verschiedene Differenzdrücke (als Wirkfaktor für die Durchströmungsgeschwindigkeit) durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Parameterstudien sind entsprechend in Abbildung 4-2 und in Abbildung 4-3 dargestellt. Zur Validierung wurden die Betrachtungen zur Durchströmungsgeschwindigkeit mit dem Filtermedium FM1.1 sowohl mit der *Filtratest*, als auch mit einem Vorlagebehälter durchgeführt, der das Druckzellenvolumen auf 5 Liter erhöht und somit eine längere Durchströmungsdauer gestattet.

Wie klar zu erkennen ist, ergibt sich in beiden Fällen für die Messwerte die erwartete Approximationsfunktion für die Darcy-Beziehung: gemäß Formel 3-1 ist dies für variable Viskosität eine Funktion x^{-1} , für den Differenzdruck wiederum ein direkt proportionaler Bezug. Dies gilt für beide betrachteten Filtermedien; auch deren unterschiedliche hydraulische Filterwiderstände bilden sich im Verhältnis ab.

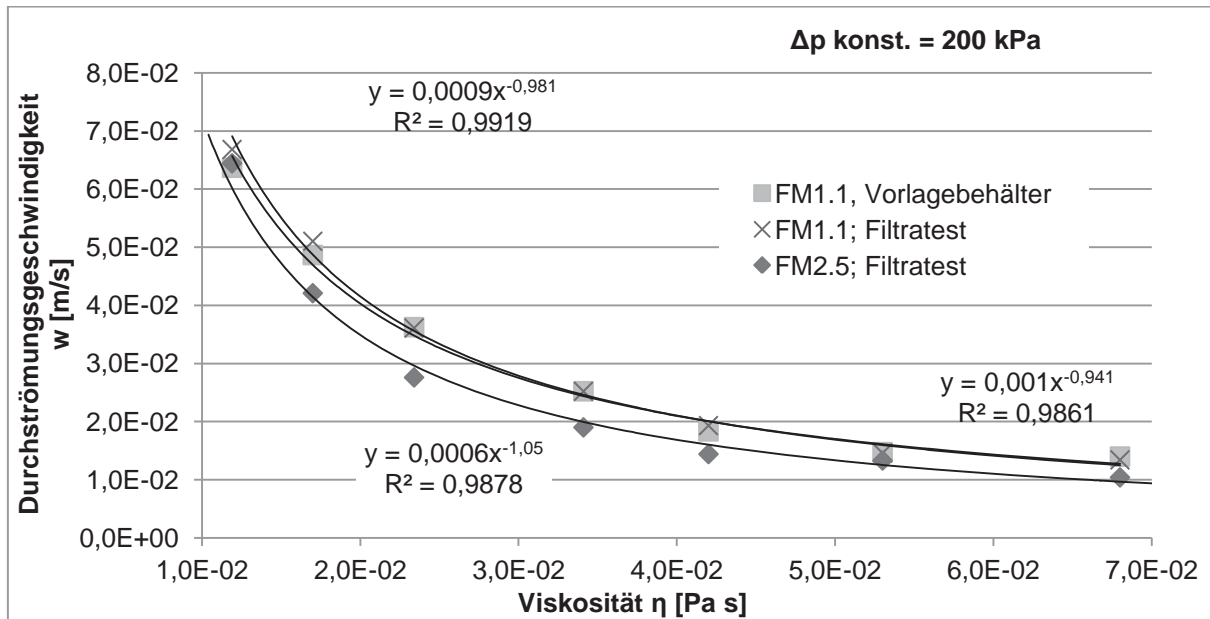


Abbildung 4-2 – Betrachtung Durchströmungsgeschwindigkeit w [m/s] = f (η [Pa s])
 (Ergebnisse– Vergleich Druckfilterzelle mit und ohne externer Vorlageerweiterung für FM1.1)

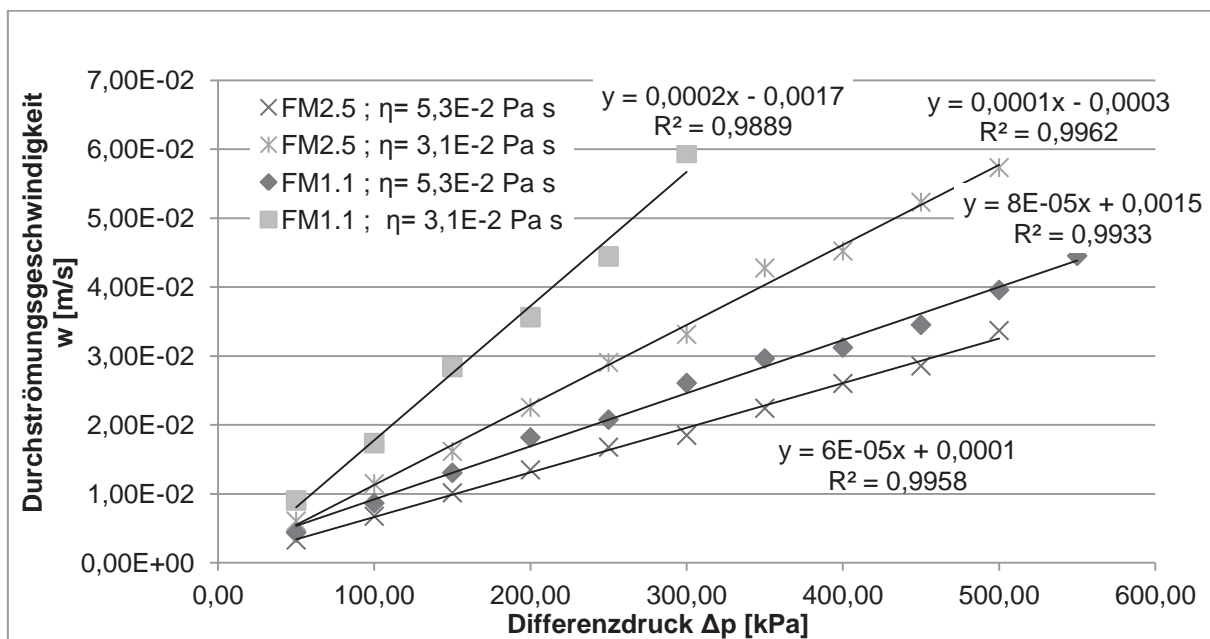


Abbildung 4-3 – Betrachtung Durchströmungsgeschwindigkeit w [m/s]= f (Δp) für FM 1.1 und FM2.5

Dies lässt neben dem Nachweis der Gültigkeit der Darcy-Relation auch den Umkehrschluss zu, dass dies der Beweis für ein (zumindest stark dominierendes) schleichend laminares Durchströmungsregime ist.



4.2.3 Numerische Betrachtung und Diskussion

Während eine Mehrphasensimulation (also einschließlich der Partikelablagerung an den Faserstrukturen) für den Betrachtungsfall mangels Kenntnis relevanter Parameter nicht möglich ist, so kann die numerische Betrachtung zur reinen Durchströmung des Filters mit vertretbarem Aufwand bewerkstelligt werden.

Mit der Strömungssimulation kann eine Vielzahl von Aspekten betrachtet werden. Relevant im Zusammenhang ist insbesondere die Erlangung grundsätzlicher Erkenntnisse hinsichtlich der Strömungsregime und Natur des Druckverlustes im Filtermedium. Auch kann abgeschätzt werden, wie weit sich die Strömungssituation von einem etwaigen Umschlagpunkt befindet; das heißt, ob gegebene Parameter als grenzwertig betrachtet werden können oder (wie integrale vorher beschriebene Berechnungen andeuten) um Größenordnungen innerhalb des Gültigkeitsbereiches anzunehmen sind. Auf diese Weise können unabhängig von den experimentellen Kontrollmöglichkeiten nicht nur höhere Durchströmungsgeschwindigkeiten dargestellt werden, sondern auch definierte und unveränderliche Filterbeladungszustände betrachtet werden. Zusammengefasst kann festgestellt werden, dass diese Erkenntnisse einer weiteren Absicherung der Annahmen dienen.

Numerische Methoden

Die Grundlagen und Anwendung der einphasigen numerischen Strömungssimulation beschreibt die einschlägige Literatur [81] [82] [83]. Auch für die Betrachtung von durchströmten Fasersystemen existiert eine umfangreiche Literaturlage [84] [85] [66]; für die relevanten Konstellationen im Betrachtungsfall ist hingegen keine spezifische Quelle bekannt.

Erster Schritt ist die Erstellung eines möglichst repräsentativen bzw. aussagekräftigen Modells für die durch- bzw. umströmte Feststruktur. Wie bereits in Kapitel 3 beschrieben, kann anhand von REM und MicroCT-Aufnahmen gepaart mit verfügbaren Herstellerangaben eine Aufbaustruktur der faserigen Filtermedien hergeleitet werden.

Im vorliegenden Falle waren insbesondere Informationen, welche durch Vermessung mit Hilfe von Mikro-CT und REM-Aufnahmen erfasst wurden, die Grundlage für die Erstellung der Modelle des Faserfilters. Die Methoden und Erkenntnisse dieser bildgebenden Verfahren wurden bereits in Kapitel 3 diskutiert. Die Gesamtdicke der



Filtermedien FM1.1 und FM2.5 beträgt etwa 700 μm , wohingegen die Dicke der innersten Schichten etwa 160-180 μm beträgt.

Zur Reduzierung des Modellierungs- und Rechenaufwandes werden ausschließlich die innersten beiden Feinstfaserschichten betrachtet bzw. modelliert (die Modellgröße und -dimensionalität mithin beschränkt). Die Gesamtdicke der beiden Schichten wird mit 180 μm angenommen, aufgeteilt in zwei gleichdicke Einzelschichten. Die Schicht der 2-3 μm dicken Fasern wurde gemittelt mit 2,5 μm Faserdurchmesser modelliert, die Schicht der 4-5 μm dicken Fasern mit 4,5 μm Faserdurchmesser. Konkret wurden drei verschiedene Fasermodelle generiert, welche wie im Realfall eine statistische Verteilung der Fasern innerhalb der Schichten aufweisen. Durch die Erstellung von drei zufällig verteilten Faserstrukturen wurde darüber hinaus auch eine statistische Verankerung geschaffen um eine allgemeingültige Aussagekraft zu erhalten.

Zur Generierung der drei Fasermodelle wurde Pro/ENGINEER von Parametric Technology Corporation (PTC) verwendet. Für die Darstellung eines verblockenden Filters wurde ein Ansatz nach dem sogenannten Widerstandsmodell [84] gewählt. Konkret wurden die Fasern verdickt. Um der realen Form Rechnung zu tragen, wurde einer runden Form (Querschnittsform) eine ovale Form vorgezogen. Durch diese Vorgehensweise kann eine „Momentaufnahme“ für einen verblockten Filter betrachtet werden, jedoch keine Verblockungskinetik; dies ist für die Fragestellung nicht zwingend notwendig.

In Abbildung 4-4 ist beispielhaft ein Fasermodell dargestellt. Aus dieser Modellierung lassen sich geometrische Kenndaten herauslesen, wie beispielsweise eine Größenordnung für die Anzahl an Schichten. Mit Hinblick auf das Abscheidevermögen ist auch klar, dass der statistische Auftreffgrad für die Feinstfaser-Schicht (2,5 μm) deutlich höher ist, schließlich beinhaltet diese Schicht auch fast doppelt so viele Faserschichten.

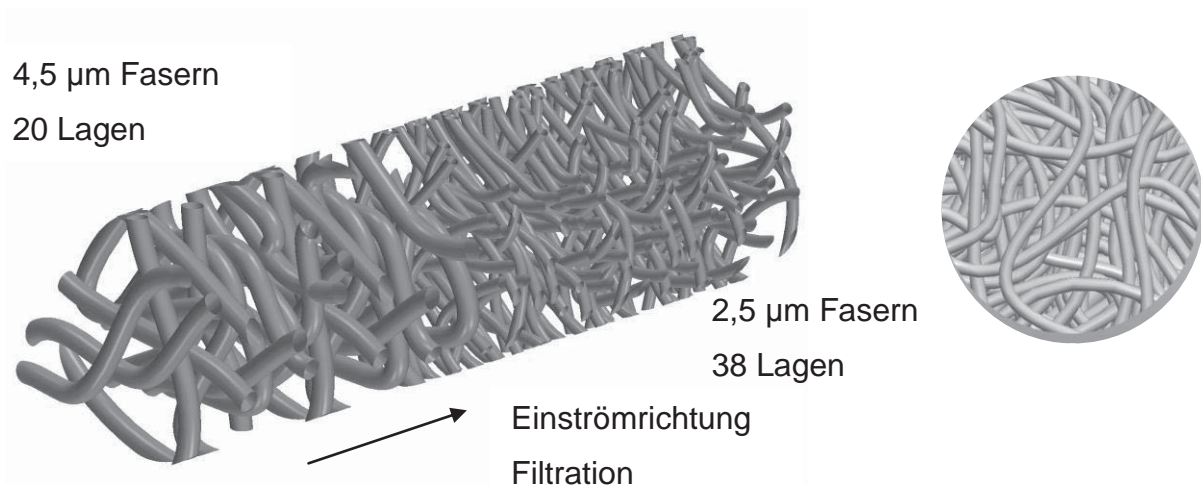


Abbildung 4-4 – Fasermodell 1 für Simulation perspektivisch (links), Draufsicht (rechts)

Für die Durchführung der Strömungssimulationsstudien fand die kommerzielle Simulationssoftware *Star-CCM+* von CD-adapco Einsatz. Um auch an dieser Stelle einen günstigen Kompromiss aus Rechenaufwand und Aussagekraft zu finden, wurde das Meshing (also die Erstellung des Diskretisierungsgitters) entsprechend grob gewählt. Als Variationsparameter für die experimentellen Studien wurde die Fluid-Viskosität (variiert im Bereich $1,10E-2$ bis $3,83E-2$ Pas) und die Durchströmungsgeschwindigkeit (im Bereich: $0,028$ und $0,1$ m/s – respektive in Filtrations- und Rückspül-Durchströmungsrichtung) betrachtet. Ferner wurden sowohl die Modelle mit runden Fasern (unbelasteter Filter) als auch ovalen Fasern (verblockter Filter) verwendet.

Ergebnisse und Diskussion

Die numerischen Studien zielen insbesondere auf die Betrachtungsaspekte Strömungsregime sowie Charakteristik des Druckverlustes bei der Durchströmung des Filters ab. Es wurde eine Vielzahl an Simulationsstudien durchgeführt und wichtige Kernergebnisse erzielt.

Ein Hauptaugenmerk bei der Betrachtung der numerischen Strömungssimulationsstudien war dabei zunächst die Untersuchung der maximalen Strömungsgeschwindigkeiten in der Filterstruktur und die Charakteristik der Umströmung der Fasern – konkret die mögliche Ausprägung eines Nachstromfeldes.

Dies ergab, dass es offensichtlich an keiner Stelle zu einer Strömungsablösung kommt - die graphischen Simulationsergebnisse vielmehr die Vermutung einer schleichenden Umströmung der Fasern stützen. Exemplarisch ist in Abbildung 4-5 ein Schnittbild eines durchströmten Fasermodells (Anströmgeschwindigkeit $w=0,04$ m/s) dargestellt. Wie zu erkennen ist, bilden sich keine Nachstromfelder aus. Dies ist der Fall für alle betrachteten Konstellationen.

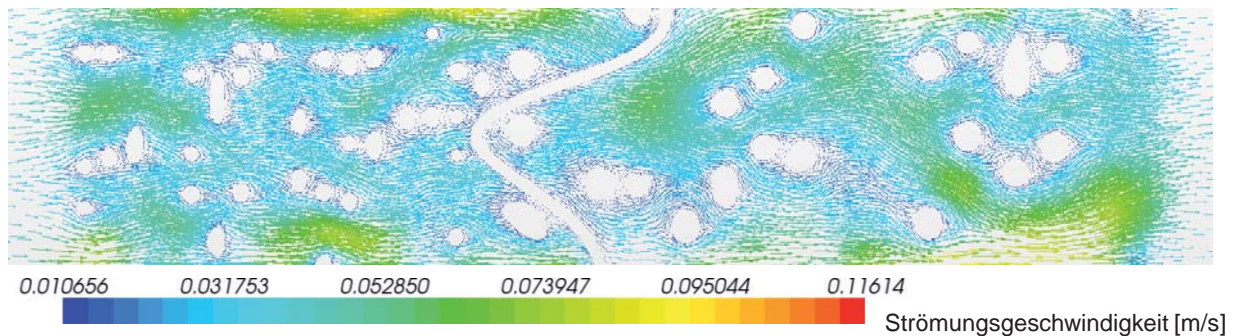


Abbildung 4-5 – 2D-Schnitt Strömungsbild Simulation – Anströmgeschwindigkeit $w=0,04$ m/s.

Gleichzeitig lassen sich aus der Simulation auch die Größenordnungen der höchsten Strömungsgeschwindigkeiten und mithin die lokalen Reynoldszahlen abschätzungsweise bestimmen. In allen betrachteten Fällen waren die lokalen Maximalgeschwindigkeiten niemals größer als der 3-fache Wert der freien Anströmungsgeschwindigkeit. Für eine Strömungsablösung wären jedoch Reynoldszahlen von mindestens 3 notwendig [81]. Dieser Fall würde aber erst ab einer Faserumströmungsgeschwindigkeit von $w \sim 12$ m/s eintreten. Auch für den Rückspülfall mit einer Anströmungsgeschwindigkeit von $w=0,1$ m/s galt an allen Stellen für die Reynoldszahl $Re \ll 1$. Damit ist ein quantitativer Nachweis erbracht, dass überall eine schleichend laminare Umströmung der Fasern gemäß Schlichtung und Gersten [81] stattfindet.

Hinsichtlich des Druckverlustes bei der Durchströmung des Filters ist es von Interesse, wie groß der Beitrag der einzelnen Faserschichten ist. Der Druckverlauf bei der Durchströmung der Modellstruktur ist in Abbildung 4-6 dargestellt. Es wurden dabei Durchströmungspfade an drei stochastisch gewählten Stellen betrachtet; da sich hier keine sichtlichen Unterschiede abbilden, darf dies als statistisch belegt angenommen werden.

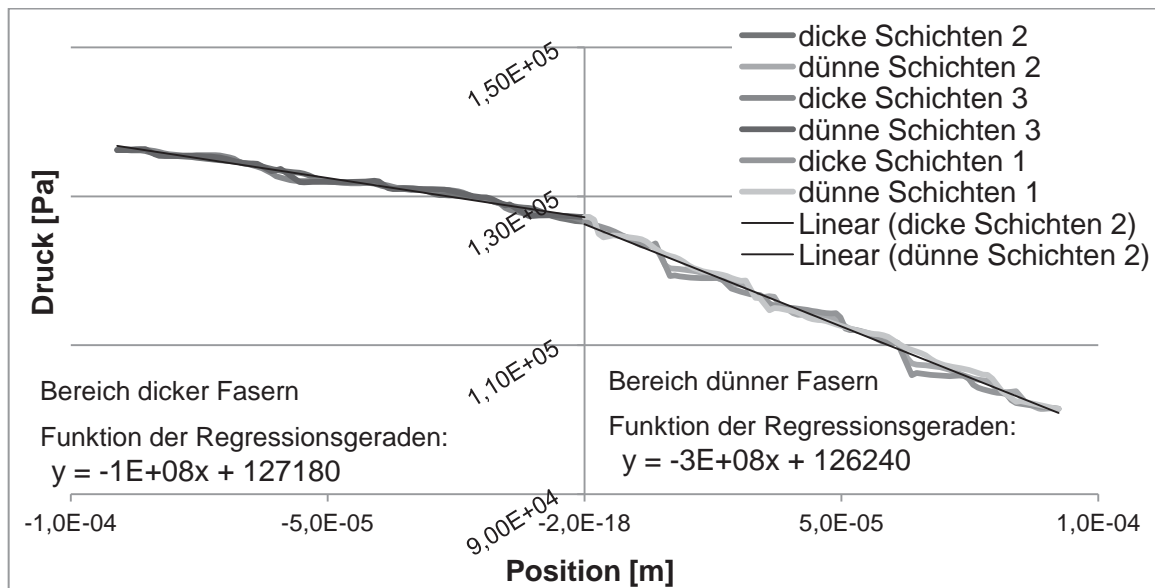


Abbildung 4-6 – Druckverlauf bei der Durchströmung des Filters; hier ist Position $x=0$ mit dem Berührungspunkt der beiden Faserlagen definiert

Wie zu erkennen ist, lässt sich für beide Schichten Druckverlauf als lineare Funktion der Schichtdicke approximieren, was auch wieder die Gültigkeit des Darcy-Modells bestätigt. Für die praktische Anwendung können damit die Beiträge der jeweiligen Faserschichten bestimmt werden: in diesem Falle ist der spezifische Druckverlust in der $2,5\mu\text{m}$ -Faserschicht gemäß Simulation um etwa den Faktor drei höher zu erwarten, als bei der $4,5\mu\text{m}$ -Faserschicht. Dies ist eine interessante Beobachtung mit Hinblick auf die Tatsache, dass die Einstellung von Filtereigenschaften anhand der Wahl der Faserdurchmesser und Dicke der einzelnen Schichten stattfindet. Es kann also beispielsweise eine Abschätzung stattfinden, welche Auswirkungen eine Verdickung der $2-3\mu\text{m}$ -Faser-Schicht (zur Erhöhung des Feinstabscheidegrades) auf den hydraulischen Widerstand des Filters hat.

Schlussfolgerung

Auf Basis von integralen Berechnungen und einem empirisch phänomenologischen Nachweis durch experimentelle Studien konnte bereits die Annahme formuliert werden, dass integral eine schleichend laminare Durchströmung des Filters vorliegt. Die Ergebnisse der numerischen Studien bestätigen dies. Ferner lässt sich auch noch die Aussage treffen, dass selbst an Engstellen die Kriterien für eine schleichend laminare Umströmung weiterhin erfüllt sind.



4.3 Modellierung und mathematische Beschreibung des Filtrationsprozesses

Gemäß Luckert [87] kann für mathematische Modelle eine Kategorisierung vorgenommen werden: grundsätzlich können mathematische Modelle auf statistischer, empirischer Grundlage (phänomenologische Betrachtung), ebenso aber auch auf physikalischen Sachverhalten und Gesetzmäßigkeiten (deterministische Betrachtung) beruhen. Auch wenn es bereits Ansätze zur deterministischen Betrachtung der Tiefenfiltration mit realen Faserfiltermedien und Partikelmorphologien gibt (eine Übersicht bieten beispielsweise Tien und Ramarao [67]), beruhen brauchbare Modellierungen weiterhin auf Erkenntnissen aus empirischen Untersuchungen [88]. Modellierungsansätze, welche insbesondere alle im Betrachtungsfall relevanten Mikroprozesse einwandfrei, quantitativ und spezifisch gültig beinhalten, sind nicht bekannt. Eine präzise und gleichermaßen allgemeingültige Kopplung der Systemkomponenten Filtermedium, Fluid und den darin enthaltenen Partikeln in einem integralen Modell ist bisher noch nicht gelungen [58].

Der Filtrationsprozess (Verblockungsprozess) besteht aus den beiden Teilprozessen Filterdurchströmung (der Transportmechanismus mit Blick auf die Partikeln) und der Anhaftung von Partikeln an Faserstrukturen oder an bereits abgelagerte Partikeln (und somit die Verblockung des Filters). Eine Komplexität bringt die Tatsache mit sich, dass es während des Verblockungsprozesses zu starken Veränderungen (geometrisch aber auch hinsichtlich der Grundeigenschaften des Systems) des Modellsystems kommt. Zum einen verändert sich der Filter als poröse Struktur, zum anderen verändern sich auch dessen Oberflächeneigenschaften hinsichtlich der Hafteigenschaften. Insbesondere zu berücksichtigen ist, dass Partikeln abgelagert werden und dadurch auch die Substrat-Situation hinsichtlich der in Folge abgelagerten Partikeln verändert wird [89].

Neben dieser komplexen Filtrationskinetik existieren weiterhin Kenntnislücken (insbesondere hinsichtlich real wirkender Haftkräfte); somit schließt sich eine deterministische Betrachtung aller Mikroprozesse – welche auch brauchbare numerische Studien erlauben würde – von vornherein aus. Es wird stattdessen ein empirisch, phänomenologischer Ansatz gewählt; gleichzeitig soll aber auch versucht



werden, eine Korrelation zum Realprozess herzustellen. Konkretes Ziel ist es, den Filtrationsprozess anhand von Kennzahlen integral beschreiben zu können. Mit Hinblick auf die Realanwendung und anlagentechnische Auslegung wird insbesondere angestrebt, auch die Variation der Systemkomponenten in die Modellierung integrieren zu können.

4.3.1 Modellentwicklung für den vorliegenden Fall

Bereits geklärt werden konnten die Strömungssituation im Filter und die entsprechende mathematische Modellierung des Druckverlustes mittels der Darcy-Gleichung. Für den betrachteten Fall muss jedoch neben dem Druckverlust bei der stationären Durchströmung eines partikelfreien Fluids nun noch ein Verblockungsprozess betrachtet werden, der sich durch die Ablagerung von Partikeln im Filter ergibt. Für die Verblockung von Tiefenfiltern und einhergehendem Druckverlust existieren die folgenden Modellansätze [66]:

- i) Widerstandsmodell (Faserwachstumsmodell): hierbei wird die Ablagerung von Partikeln auf den Filterfasern mit einer Vergrößerung des Filterfaserdurchmessers beschrieben. Der durch die Verblockung gestiegene hydraulische Filterwiderstand ergibt sich somit aus der Summe der Widerstände der nunmehr „gewachsenen“ Einzelfasern.
- ii) Kapillarmodell: hierbei wird ein Zuwachsen der kapillarförmigen Filterporen durch die Ablagerung von Partikeln angenommen; dadurch verringert sich der zur Verfügung stehende Durchströmungsquerschnitt, wodurch wiederum der hydraulische Filterwiderstand steigt.

In der Literatur wird häufig das Für und Wider der Anwendung beider Modelle, insbesondere bei der Anwendung numerischer Methoden, diskutiert [84] [89] [85]. Für die Strömungssimulations-Studien, die in Abschnitt 4.2.3 beschrieben werden, wurde für die Modellierung einer Filterverblockung daher geeignetermaßen das Widerstandsmodell (ovale Verdickung der Filterfasern) verwendet.

Betrachtet man zunächst das Filtermedium im Anwendungsfall als durchströmte Gesamtstruktur, so kann hier durchaus von annäherungsweise durchgehenden Strömungsporen gesprochen werden; mit der Einschränkung, dass es keine durchgehende Porenwand gibt. Bei der Durchströmung werden nun Partikeln gemäß dem Tiefenfiltrationsmodell, insbesondere aber über den vorher erläuterten



Sperreffekt abgeschieden; eine Verengung dieser Durchströmungsbahnen stellt sich damit sukzessiv ein und verringert den freien Strömungswiderstand durch radiales „Zuwachsen“. Für eine integrale Betrachtung des realen Filterprozesses erübrigt sich das Widerstandsmodell als geeignet, vor allem aufgrund der Unkenntnis, in welcher Geschwindigkeit die einzelnen Fasern mit Partikeln belegt werden und damit einen größeren oder kleineren Beitrag für die Veränderung des Filterwiderstandes haben. Stattdessen wird als Ausgangspunkt für die folgende Modellierung das Hagen-Poiseuillesche Kapillarmodell für die modellhafte Beschreibung des Filters als poröse Struktur angenommen, beispielsweise von Bruus [90] beschrieben.

Für die Idealisierung des Filtermediums als System von kanalartigen Poren (gemäß Modell Hagen-Poiseuille) existiert eine von Luckert [91] vorgestellte Idealisierung für die Tiefenfiltration. Deren Anwendbarkeit für den Betrachtungsfall wurde bereits von Gruschwitz et al. [92] dargelegt und soll hier nochmals erläutert werden.

Ein Verblocken gemäß Kapillarmodell vollzieht sich als kontinuierliche Reduktion des freien Durchströmungsquerschnittes durch die abgelagerten Partikeln. Ein solches mathematisches Modell wurde von Hermans und Bredee [93] für die Tiefenfiltration entwickelt und als Modell der Standardfiltration benannt. Luckert [91] entwickelte dieses Modell unter Kopplung mit dem Kapillarmodell (nach Hagen-Poiseuille) für den Filter weiter.

Ausgangspunkt ist, wie beschrieben, die Hagen-Poiseuille-Gleichung, welche den Druckverlust durch den hydraulischen Widerstand bzw. den für einen konstanten Differenzdruck resultierenden Volumenstrom \dot{V} auf Basis einer Annahme von Filterkapillaren berechnet:

$$\dot{V} = \frac{\Delta p N A_K^2}{\eta 8\pi h} \quad \text{Formel 4-2}$$

Die Anzahl Filterkapillaren N kann theoretisch aus den Filtereigenschaften hergeleitet werden nach Formel 4-3.

$$N = \frac{A \varepsilon}{A_K} \quad \text{Formel 4-3}$$

Dabei stellt A_K die Querschnittsfläche der einzelnen äquidiametral angenommenen durchströmten Poren dar. ε ist die Filterporosität. Die Verengung der Poren kann als Bestimmungsgleichung der momentanen Kapillarquerschnittsfläche als Funktion des filtrierte Volumens nach dem Schema in Formel 4-4 beschrieben werden.



$$A_K = A_{K0} (1 - k_s V) \quad \text{Formel 4-4}$$

Die Konstante k_s gibt die Abnahme der Porenquerschnittsfläche A_{K0} des durch im Fluidvolumen V enthaltenen und in den Poren abgelagerten Partikelsystems an. Zusammengefasst werden kann diese Abnahme als Flächendifferenzial ΔA_K wie in Formel 4-5 dargestellt.

$$A_K = A_{K0} - \Delta A_K \quad \text{Formel 4-5}$$

Luckert [94] integriert diesen Prozess in eine Bilanz, die die abgeschiedene (also verblockungsbildende) Partikelmenge, mit der im Filter eingelagerten Menge in Verbindung bringt gemäß Formel 4-6.

$$wV = \Delta A_K h_0 N_0 \varrho_s \quad \text{Formel 4-6}$$

Wird die Funktion Formel 4-6 nach ΔA_K aufgelöst und in Formel 4-5 eingesetzt, ergibt sich unter Berücksichtigung von Formel 4-3:

$$A_K = A_{K0} \left(1 - \frac{wV}{A h_0 \varepsilon_0 \varrho_s} \right) \quad \text{Formel 4-7}$$

An dieser Stelle kombiniert Luckert [91] diesen Ausdruck für den momentanen Kapillarquerschnitt mit der Hagen-Poiseuille-Gleichung (Formel 4-2) und erhält dadurch eine um die feststoffabscheidungsbedingte Verblockung erweiterte Modellgleichung (Formel 4-8).

$$\dot{V} = \frac{\Delta p N A_{K0}^2}{8 \pi \eta h_0} \left(1 - \frac{1}{h_0 \varepsilon_0 \varrho_s} \frac{w}{A} V \right)^2 \quad \text{Formel 4-8}$$

Luckert [91] führt schließlich weitere Umformungsschritte durch und fasst schließlich zwei Modellparameter zusammen:

Den Filterleerwiderstand R_s (äquivalent dem hydraulischen Filterwiderstand R gemäß Darcy-Funktion).

$$R_s = \frac{8\pi \cdot h_0 \cdot N_0}{\varepsilon_0^2 \cdot A} = \frac{8\pi \cdot h_0}{\varepsilon_0 \cdot A_K} \quad \text{Formel 4-9}$$



Der zweite Modellparameter ist eine spezifische Konstante r_s , die indirekt den (für den Tiefenfiltrationsfall spezifischen) Widerstandsanstiegseffekt für eine verblockungsbildende Schmutzfraktion abbildet

$$r_s = \frac{A \cdot \rho_s^3}{8\pi \cdot h_0^3 \cdot N_0} \quad \text{Formel 4-10}$$

Unter Zuhilfenahme dieser beiden Kennwerte lässt sich Formel 4-8 vereinfachen zu Formel 4-11.

$$\dot{V} = \frac{A \cdot \Delta p}{\eta} \left(\frac{1}{R_s^{1/2}} - \frac{w \cdot r_s^{1/2}}{A \cdot \rho_s^{5/2}} V \right)^2 \quad \text{Formel 4-11}$$

Und noch weitere Umformungen ergeben einen Zusammenhang, der für den Fall der Standardfiltration eine lineare Geradengleichung $y = mx + b$ ergibt; gemäß Formel 4-12 ergibt sich diese für das reziproke Volumen über die Zeit.

$$\frac{t}{V} = \frac{w \cdot r_s^{1/2} \cdot R_s^{1/2}}{A \cdot \rho_s^{5/2}} t + \frac{R_s \cdot \eta}{A \cdot \Delta p} \quad \text{Formel 4-12}$$

Wie experimentell einwandfrei gezeigt werden kann, ergibt sich beim Auftragen der Messwerte für den betrachteten Filtrationsfall mit hoher Exaktheit eine Gerade nach diesem Schema; beispielhaft ist dies in Abbildung 4-7 dargestellt. Wie zu erkennen ist, lässt sich eine Regressionsgerade mit hoher Anpassungsgüte ermitteln, die Funktionsgleichung entspricht dem Schema nach Formel 4-12. Mittels einer gestrichelten Linie ist auch die Extrapolation zur Ordinatenachse dargestellt, mit Hilfe des Ordinatenabschnitts der Funktion lässt sich der Filterinitialwiderstand bestimmen. Dieser Umstand hat einen hohen praktischen Nutzen, da sich im Versuch eine stabile Strömung erst nach wenigen Sekunden einstellt.

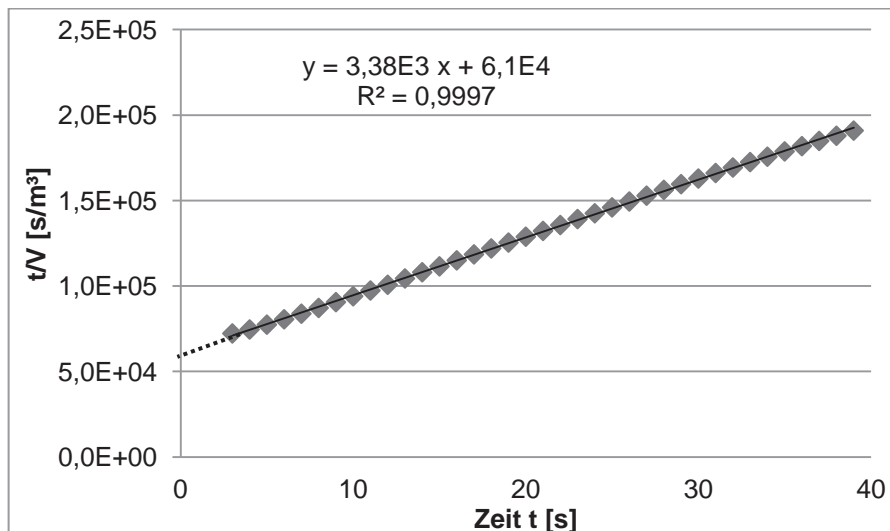


Abbildung 4-7 – Schematische Darstellung einer linearisierten Verblockungsgeraden auf Basis experimenteller Daten

Zusammenfassend kann gezeigt werden, dass sich mit der beschriebenen mathematischen Modellierung beide genannten Teilprozesse der Filtration geeignet beschreiben lassen. Neben dem Druckverlust (also der reinen Interaktion Fluid und Filterstruktur nach Darcy) kann zusätzlich noch der Verblockungsprozess als Anstieg des Filterwiderstandes modelliert werden. Letzteres geschieht durch den zeitvarianten Verblockungsteil der Modellgleichung. Mithin ergibt sich mit dem Modellparameter r_s eine Kennzahl für die Interaktion Partikelsystem mit der Filterstruktur – konkret also das Filterverblockungsverhalten.

Gleichzeitig muss an dieser Stelle aber auch festgehalten werden, dass die resultierende Formalbeschreibung als rein integral und phänomenologisch anzusehen ist; eine Inversbetrachtung ist insbesondere wegen der vorgenommenen Vereinfachungen nicht sinnvoll. Als großer Nutzen ist zu sehen, dass die beschriebenen Kennzahlen mit Hilfe einfacher Experimentalstudien an einer Labor-Druckfilterzelle ermittelt werden können. Eine Betrachtung und Bewertung mit Hinblick auf den Anwendungsfall findet in Abschnitt 4.6 statt.

4.4 Experimentelle Untersuchungen zum Filtrationsprozess

In diesem Abschnitt geht es um die Untersuchung der Filtration, die Betrachtung der Gesetzmäßigkeiten für die Wechselwirkungen Filtermedium, Fluid und Partikelsystem. Wie bereits dargelegt, ist der Filtrationsprozess für die technische



Anwendung konkret durch zwei Mechanismen gekennzeichnet: die Abscheidung von Partikeln als Zielprozess sowie die dadurch einhergehende Verblockung des Filters und der daraus resultierende Anstieg des hydraulischen Filterwiderstandes. Die experimentellen Untersuchungen beinhalten daher im Wesentlichen diese beiden Betrachtungsaspekte. Kategorisierend werden die Betrachtungsfelder Filterverblockungsverhalten und Filter-Abscheideverhalten dargestellt.

Bei der Untersuchung der Filterverblockung muss ein zusätzliches Augenmerk auf die Validierung und Untersuchung der im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen mathematischen Modellierung gerichtet werden. Die Ermittlung der für den verfahrenstechnischen Betriebsprozess wesentlichen Gesetzmäßigkeiten ist ein Ziel der Untersuchungen. Der Filtrationsprozess wurde in umfassender Form betrachtet; hier werden nunmehr die wichtigsten und prägnantesten Erkenntnisse präsentiert.

4.4.1 Material und Methoden

Versuchsaufbau

Für die experimentellen Filtrationsstudien fand auch hier der bereits in Kapitel 3 beschriebene *Filtratest* Druckfilterzellen-Aufbau Anwendung. Die Versuchseinrichtung erlaubt Konstantdruck-Untersuchungen mit sehr genauer Druckeinstellung und durch die temperierte Druckzelle gleichzeitig auch die Einstellung einer Medientemperatur mit sehr hoher Genauigkeit. Alle hier vorgestellten Ergebnisse sind daher Filtrationsergebnisse, welche mit Konstantdruck-Betriebsführung ermittelt wurden.

Referenzparameter für die Filtration

Eine geeignete Festlegung der Filtrationsreferenzparameter fand unter Abwägung auf den Realanwendungsfall statt. Hinsichtlich der Öltemperatur gilt: möglichst hohe Medientemperatur bedeutet eine niedrigere Medienviskosität und somit einen größeren Filtratstrom bei gleichbleibendem Druckverlust. Gleichzeitig wird das Öl bei erhöhter Temperatur aber umso mehr einem Alterungsprozess ausgesetzt. Mit Sicht auf den Realprozess ist auch eine Erwärmung des Öls mit der dafür notwendigen Heizenergie verbunden, welche wiederum durch Kühlung aus dem Ölsystem ausgebracht werden muss (vgl. Systembeschreibung in Kapitel 1). Energetisch und chemisch gesehen ist also eine niedrigere Betriebstemperatur anzustreben. Im



Betriebstank liegt eine Öltemperatur von etwa $\vartheta=65-70^{\circ}\text{C}$ vor, die Öltemperatur für die aktuelle Betriebsform Tellerseparatorreinigung beträgt $\vartheta=95^{\circ}\text{C}$. Zur Festlegung wurde hier der entsprechende Mittelwert mit $\vartheta=80^{\circ}\text{C}$ gewählt. Für die spätere Anwendung ist es aber durchaus denkbar, auf eine zusätzliche Erwärmung zu verzichten und im Nebenstrom die Filtration mit $\vartheta=65-70^{\circ}\text{C}$ durchzuführen. Als Filtrationsdifferenzdruck wurde $\Delta p=200$ kPa festgelegt; empirische Studien haben gezeigt, dass hierbei ein guter Kompromiss zwischen Kräftebelastung des Filters und der Anlage sowie des erreichten Filtratstroms und der Filtratmenge erzielt wird.

Abbruchkriterium für die Filtration

Die erreichbare Filtratmenge stellt (s. Kapitel 3) einen relevanten Leistungsparameter (für das Filtermedium) dar. Der Filtratstromverlauf entspricht einer Hyperbelfunktion; für eine technisch günstige Betriebsführung ist daher anzustreben, den Filter nicht bis zu seiner vollständigen Verblockung zu betreiben. Mit Sicht auf die experimentelle Betrachtung ist es wichtig, ein definiertes Abbruchkriterium zu finden, welches einen vergleichbaren Filterverblockungsgrad darstellt. Üblicherweise wird dies als der Punkt definiert, an dem bei einem konstanten Volumenstrom der Differenzdruck einen definierten vielfachen Wert im Vergleich zu einem Neufilter erreicht hat [95] [96] [68]. Im betrachteten Fall ist dies aber nicht günstig, da so die charakteristischen Filtereigenschaften außer Acht gelassen würden; vielmehr wird angestrebt, den maximal sinnvollen Filterbeladungsgrad als Endpunkt für den Filtrationsprozess zu definieren.

Im Versuch hat sich gezeigt, dass es nach einem stetigen Sinken des Filtratstroms im fortschreitenden Verlauf der Filterverblockung ab einem spezifischen Filterbeladungsgrad zu kurzzeitigen Anstiegen des Filtratstromes kommt; es kommt also zu einem leicht pulsatorischen, schwankenden Filtratstrom. Ein Vergleich von Filtrat, welches vor diesem Zeitpunkt und einer danach entnommenen Probe zeigt, dass die Filter-Abscheiderate zu diesem späteren Zeitpunkt offensichtlich stark gesunken ist. Somit ergibt sich der charakteristische Punkt, an dem der Filtratstrom wieder sichtbar ansteigt als definiertes Abbruchkriterium für den Filtrationsprozess.

Mit der Datenerfassung über einen PC mit Tabellenkalkulationsprogramm können im Versuch die Waagsignale automatisch erfasst und ausgewertet werden; dadurch wird der genannte Betriebspunkt angezeigt und der Filtrationsprozess gestoppt.



Aus dem vorher diskutierten Filtrationsverhalten eines faserigen Tiefenfilters wird klar, dass das Abscheidevermögen des Filters sicher nicht als konstant anzunehmen ist; weiterhin kann mit einem Wiederablösen von bereits abgelagerten Partikelfraktionen gerechnet werden, wenn ein bereits stark beladener (und mithin verblockter) Filter weiterhin durchströmt wird. Beobachtet wird jedoch lediglich eine sinkende Abscheiderate, nicht aber ein regelrechter Trübstoß (also vollständiger Einbruch der Partikelabscheidung); daher lässt sich nicht einwandfrei feststellen, ob bereits abgelagerte Partikeln wieder abgelöst werden oder aber primär weniger Partikeln aus dem Unfiltrat abgeschieden werden.

4.4.2 Ergebnisse und Diskussion

In Folge werden die Ergebnisse der experimentellen Studien zur Filtration vorgestellt und diskutiert; gemäß vorher benannter Kategorisierung aufgeteilt in die Betrachtungsfelder Filterverblockungsverhalten und Filterabscheideverhalten.

Während die Gewährleistung einer definierten Abscheiderate als „K.O.-Kriterium“ im Bezug auf die Leistungsreferenz angesehen werden kann, ist die Verblockungscharakteristik primär relevant mit Hinblick auf die anlagentechnische Auslegung.

Betrachtungsfeld Filterverblockungsverhalten

Die Untersuchung des Filterverblockungsverhaltens für Variation des Partikelsystems und des Filtermediums wurde unter Verwendung der in Abschnitt 4.3 beschriebenen mathematischen Modellierung vorgenommen. Die Geschwindigkeit der Filterverblockung bei gegebener Konstellation bestimmt die Standzeit des Realfilters, bis dieser regeneriert werden muss und ist somit auch ein direkter technischer Auslegungsparameter.

Einfluss des Partikelsystems: Lineare Skalierung der Partikelfracht

Der Modellparameter w gibt den Partikelgehalt an, also den Gehalt an verblockungsbildender Substanz im Öl. Die vorher präsentierte zentrale Modellgleichung der Filtration (Formel 4-12) legt nahe, dass die Verblockungsgeschwindigkeit mittels dieses Parameters skaliert wird. Dieser Fragestellung soll hier nachgegangen werden.

Um die Menge an Kontaminanten bei einer weitestgehend gleichbleibenden Partikelgrößenverteilung linear skalieren zu können, wurde das Referenzöl 1 mit

definierten Mischungsverhältnissen Filtratöl vermengt. Es wurden insgesamt 11 Mischungen hergestellt, welche entsprechend skalierte Anteile Referenzöl 1 enthalten. Da durch die Partikelzählmethode keine einwandfreie mengenmäßige Bestimmung aller enthaltenen Partikelfraktionen möglich ist, kann durch dieses Verfahren eine definierte lineare Mengenskalierung stattfinden. An dieser Stelle wird bewusst kein Frischöl zur Beimischung gewählt, da dieses im Vergleich eine deutlich niedrigere Viskosität aufweist; dadurch kann es unter Umständen zu Schwankungen der Mischungs-Viskosität kommen und damit zu Verfälschungen des Versuchsergebnisses. Auch ist ein Frischöl keineswegs vollkommen partikelfrei (vgl. Abschnitt 2.3).

Mit den genannten Mischungen wurden Filtrationsversuche mit jeweils einem neuen Filtermedium des Typs FM 2.5 durchgeführt. Dabei wurden die Steigungen der Verblockungsgeraden (gemäß Formel 4-12, wie in Abbildung 4-7) erfasst und als Funktion der Mischungsverhältnisse funktional aufgetragen, wie in Abbildung 4-8 dargestellt.

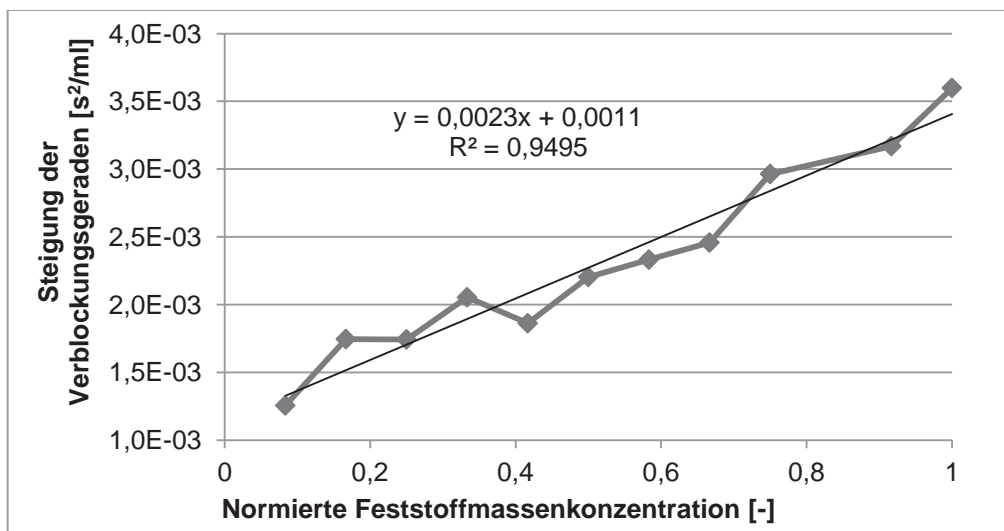


Abbildung 4-8 – Korrelation Steigung Verblockungsgerade und normierte Feststoffkonzentration

Es ist klar zu erkennen, dass sich der gemäß Modellgleichung zu erwartende lineare Zusammenhang zwischen Verblockungsgeschwindigkeit (Steigung der Verblockungsgeraden) und der Feststoffmassenkonzentration w im Öl deutlich abbildet. Es ist zu vermuten, dass sich im betrachteten Rahmen auch der Ablagerungsmechanismus für unterschiedliche Partikelkonzentrationen nicht wesentlich ändert;



auch die gemessene Abscheiderate, die in allen Fällen in etwa gleichbleibt, stützt diese Annahme.

Einfluss des Partikelsystems: Variation Filtrationsöl

Für die Realanwendung relevant ist die Betrachtung der Verblockungsgeschwindigkeit für unterschiedliche Gebrauchtöle aus dem Realbetrieb. Neben veränderter Fluidviskosität ist der relevante Variationsparameter hier also das enthaltene Partikelsystem. In Abbildung 4-9 sind die linearen Verblockungsfunktionen gemäß Formel 4-12 im Vergleich für die Referenzzöle 1,2,3 und 4 (wie in Kapitel 2 charakterisiert) dargestellt. Verwendet wurde hier das Filtermedium FM1.1, für das Filtermedium FM2.5 stellen sich die Ergebnisse jedoch analog dar. Die Filtrationsversuche wurden mit den vorher definierten Referenzeinstellungen ($\Delta p=200$ kPa; Temperatur $\vartheta=80^\circ\text{C}$) durchgeführt. Zu erwähnen sei, dass die resultierende Viskosität bei Referenztemperatur ($\vartheta=80^\circ\text{C}$) für die Gebrauchtöle unterschiedlich ist. Daraus ergeben sich die in Abbildung 4-9 ersichtlichen unterschiedlichen Ordinatenabschnitte, wobei sich der Filterinitialwiderstand R_s in etwa immer gleich ergibt.

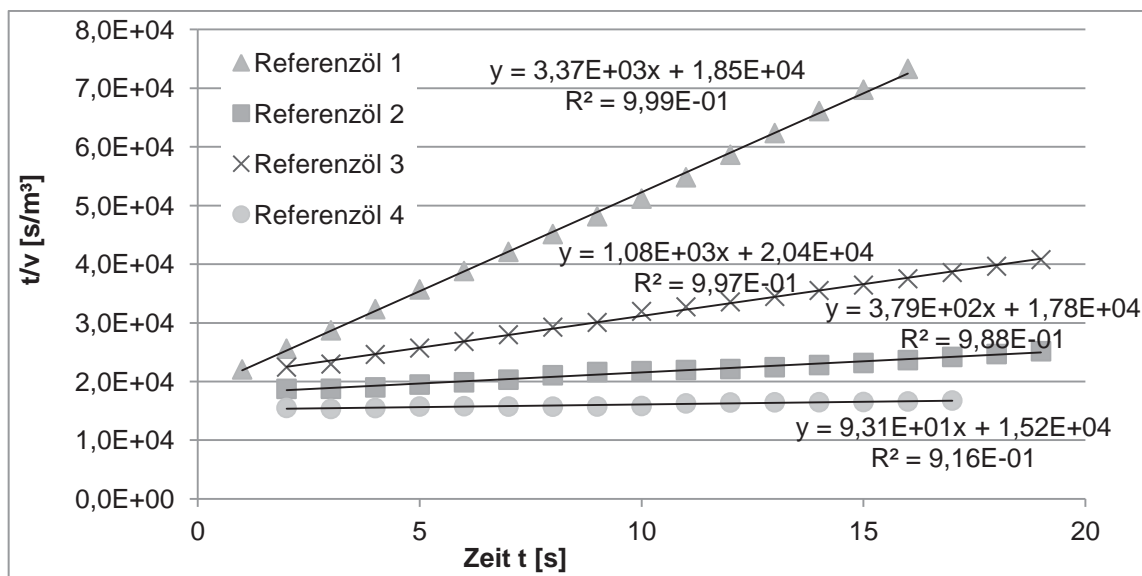


Abbildung 4-9 – Verblockungsgeraden für Filtertyp FM1.1 und verschiedene Referenzöle im Vergleich

Wie zu erkennen ist, ergeben sich gemäß der Partikelbeladung (und resultierende Rate an abgeschiedenen Partikeln) unterschiedliche Steigungen der Verblockungs-



geraden als Indikator für die Filterverblockungsgeschwindigkeit. Die Steigung der Verblockungsgeraden kann daher als charakteristische Kennzahl für das verblockungsbildende Partikelsystem (gegeben durch die Modellparameter w , ρ_s und r_s) gemäß Formel 4-12 angesehen werden. Wichtig ist noch hervorzuheben, dass sich mittels des verfügbaren Partikelzählverfahrens nur ein Teil des im Öl enthaltenen und verblockungsrelevanten Partikelsystems messen lässt. Die genannte Kennzahl bietet somit gleichzeitig eine phänomenologische Darstellung der Partikel-Feinstfraktionen.

Einfluss Filtermedieneigenschaften

Die Verblockungsgeschwindigkeit repräsentiert während der Filtration phänomenologisch die Rate der Partikelabscheidung im Filter. Im Bezug auf die Modellgleichung Formel 4-12 wird diese Wechselwirkung formal über den Wechselwirkungsparameter r_s dargestellt.

Zur Untersuchung dieses Sachverhaltes wurden Filtrationsversuche mit dem Referenzöl 1 im Vergleich für die Filtermedien FM1.1, FM2.5, FM2.3 und FM2.10 durchgeführt. Die Versuchsparameter waren in allen Fällen identisch. Die Verblockungsgeraden sind in Abbildung 4-10 dargestellt.

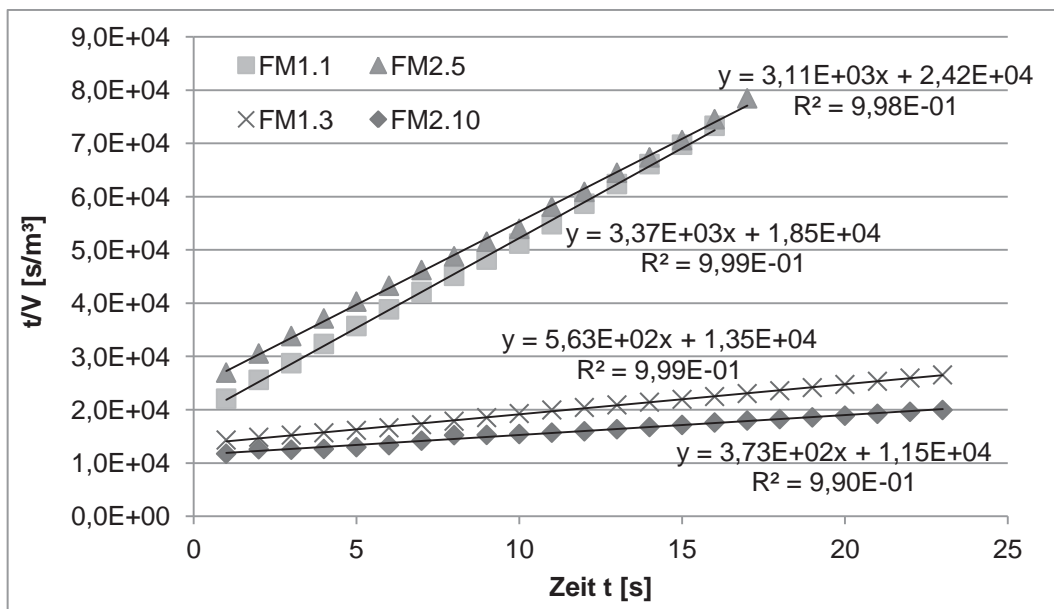


Abbildung 4-10 – Darstellung der Verblockungsgeraden für verschiedene Filtertypen. Jeweils Referenzöl 1, Filtration: Differenzdruck $\Delta p = 200$ kPa, Viskosität $\eta = 2,12E-2$ Pa s ($\theta = 80^\circ\text{C}$)



Wie erwartet, bildet sich also die Verblockungsgerade grundsätzlich repräsentativ für die Abscheiderate ab. Ein deutlicher Unterschied ist für die Feinstfiltertypen FM1.1 und F2.5 im Vergleich zu den Feinfiltertypen FM1.3 und FM2.10 zu erkennen, der sich aus den sehr unterschiedlichen Abscheidevermögen (s. Kap. 3) ergibt. Aus den Ordinatenabschnitten lässt sich der Filterinitialwiderstand des jeweiligen Filtermediums ablesen: auch der gegenüber dem FM2.5 geringere Filterwiderstand des FM1.1 Filtermediums ist erkennbar. Dabei sei dann auch erwähnt, dass die Korrelation Verblockungsgeschwindigkeit und Abscheiderate nicht uneingeschränkt vorgenommen werden kann; so ist die Verblockungsgerade des Filters FM1.1 steiler im Vergleich zu Filter FM2.5, obwohl letzterer eine höhere Abscheiderate aufweist. Dieser Unterschied wird durch die um etwa $\frac{1}{4}$ höhere Filtrate des Filters FM1.1 im Bezug auf die Verblockungsgerade überkompensiert.

Anhand der Modellparameter kann eine quantitative Bewertung für den Einfluss des Filtertyps erfolgen; dies erlaubt im Realfall das Betriebsverhalten (und mithin die Bedeutung für die Auslegung der Gesamtanlage) zu quantifizieren.

Betrachtungsfeld Filter-Abscheideverhalten

Eine definierte Abscheiderate (also das Schmutzaustragsvermögen) gemäß Leistungsreferenz (s. Kap. 2) stellt den Kernparameter bzw. die Kernfunktion des Filters dar. Es muss daher sichergestellt werden, dass dieses Kriterium immer erfüllt wird. Mit Blick auf die Betriebssicherheit des Filters gilt es also herauszufinden, ob sich dafür Grenzen für Prozessführungsparameter ergeben.

Während sich für die Variation der Medientemperatur und auch für unterschiedliche Versuchsöle keine deutlichen oder systematischen Unterschiede in der Abscheiderate des Filters ergeben, werden hier noch die verbleibenden Eingriffparameter für die Prozessführung beleuchtet.

Beladungsverhalten des Filters / Filtrationskinetik

Wie bereits bei der Wahl eines geeigneten Abbruchkriteriums für die Filtration diskutiert wurde, ist erkennbar, dass die Abscheiderate der betrachteten Filtermedien im späteren Verlauf deutlich abnimmt. Von Interesse ist darüber hinaus, ob sich diese Abnahme graduell vollzieht: konkret, ob es eine Filtrationsprozess-Kinetik mit Hinblick auf den Parameter Abscheiderate gibt.

Dazu wurden während eines Filtrationsprozesses mehrere einzelne Filtratproben gleicher Menge genommen und bezogen auf die Abscheiderate im Vergleich zur Unfiltratprobe bewertet. Um eine möglichst hohe Anzahl an Proben zu erhalten, wurden die Versuche mit dem Referenzöl 2 durchgeführt. Weiterhin von Interesse ist, inwieweit sich die beiden ähnlich gearteten Filtertypen FM1.1 und FM2.5 in ihrem Verhalten unterscheiden; der Versuch wurde für beide Filtermedien durchgeführt. Die Ergebnisse mit Funktionsparameter normierte Abscheiderate für die zwölf Filtratproben sind in Abbildung 4-11 dargestellt.

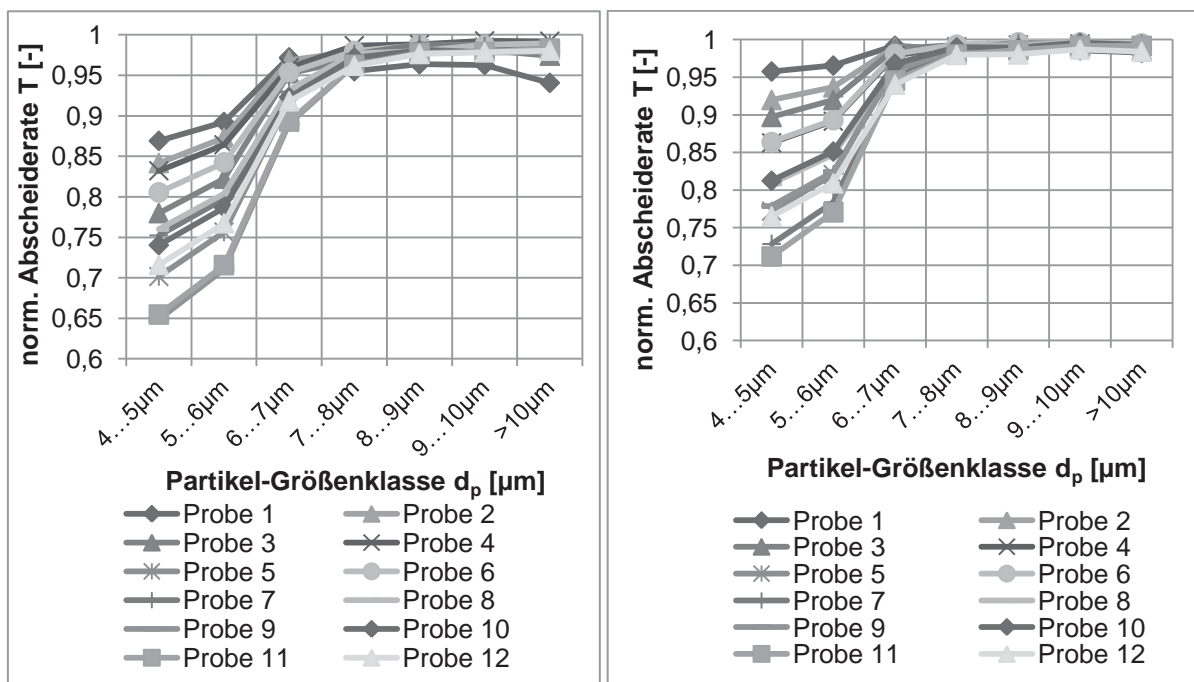


Abbildung 4-11 – Entwicklung Abscheideraten im Filtrationsverlauf – Filtermedien: FM1.1 (links) FM2.5 (rechts)

Es ist zu erkennen, dass die Abscheiderate des Filters im Verlaufe der zunehmenden Verblockung einen abnehmenden Trend aufweist. Für das Filtermedium FM1.1 weist die erste Filtratprobe einen Abscheidegrad von etwa 0,87 (bezogen auf die Partikelfraktion 4-5 μm) auf, für die zu späteren Zeitpunkten entnommenen Proben sinkt der Abscheidegrad T z.T. deutlich unter 0,75; für das Filtermedium FM2.5 ist ein sehr ähnlicher Verlauf zu erkennen. Hier ist der Abscheidegrad der ersten Probe sogar bei über 0,96, sinkt dann aber ebenso auf die Größenordnung 0,75 ab. Klar erkennbar sind jedoch auch Schwankungen hinsichtlich der Abscheiderate.



Im Bezug auf das definierte Abbruchkriterium für die Filtration kann also geschlussfolgert werden, dass sich das sinkende Abscheidevermögen nicht sprunghaft im späteren Filtrationsabschnitt einstellt, sondern graduell während des gesamten Filtrationsprozesses verläuft. Inwieweit es sinnvoll sein kann, für die Erzielung einer höheren mittleren Abscheiderate den Filtrationsprozess immer zu einem früheren Zeitpunkt (also vor dem hier definierten Abbruchkriterium) abubrechen, muss im Einzelfall über eine Gesamtbetrachtung entschieden werden.

Einfluss der Durchströmungsgeschwindigkeit

Mit den vorher diskutierten Referenzparametern für die Filtration wurde als Differenzdruck $\Delta p=200$ kPa festgelegt. Der Filtrationsdifferenzdruck stellt gleichzeitig aber grundsätzlich einen im gewissen Rahmen frei wählbaren Parameter dar. Interessant ist daher, inwieweit sich Abweichungen vom Referenzfall auf die Abscheiderate auswirken. Filtrationsversuche wurden durchgeführt, die sich dieser Fragestellung nähern. Als Versuchsparameter wurden die Differenzdrücke 50, 100, 200 und 400 kPa eingestellt. Die Versuche wurden mit dem Filtermedium FM1.1 durchgeführt, die Öltemperatur ist in allen Fällen gleich ($\vartheta=80^{\circ}\text{C}$) und somit auch die Fluidviskosität. In Abbildung 4-12 sind die Ergebnisse der gemessenen Abscheideraten für die Referenzöle 1 und 2 im Vergleich dargestellt.

Zu erwähnen ist noch, dass in allen Fällen die Filtration mit Erreichen des Abbruchkriteriums abgebrochen wurde und die erreichten Filtratmengen für beide Referenzöle respektive für alle Differenzdrücke in etwa gleich sind.

Aus den Ergebnissen lässt sich ein Trend zu höheren Abscheideraten für niedrigere Filtrationsdifferenzdrücke und entsprechend niedrigere Durchströmungsgeschwindigkeiten ablesen. Die niedrigste Abscheiderate wird in beiden Fällen für einen Differenzdruck von $\Delta p=400$ kPa beobachtet, dieser ist für die Partikelfraktion $d_p=4..5$ μm jeweils um wenige Prozentpunkte niedriger als im Referenzfall $\Delta p=200$ kPa. Ein derart starker Einbruch, der die Betriebssicherheit gefährden könnte, bildet sich also nicht ab.

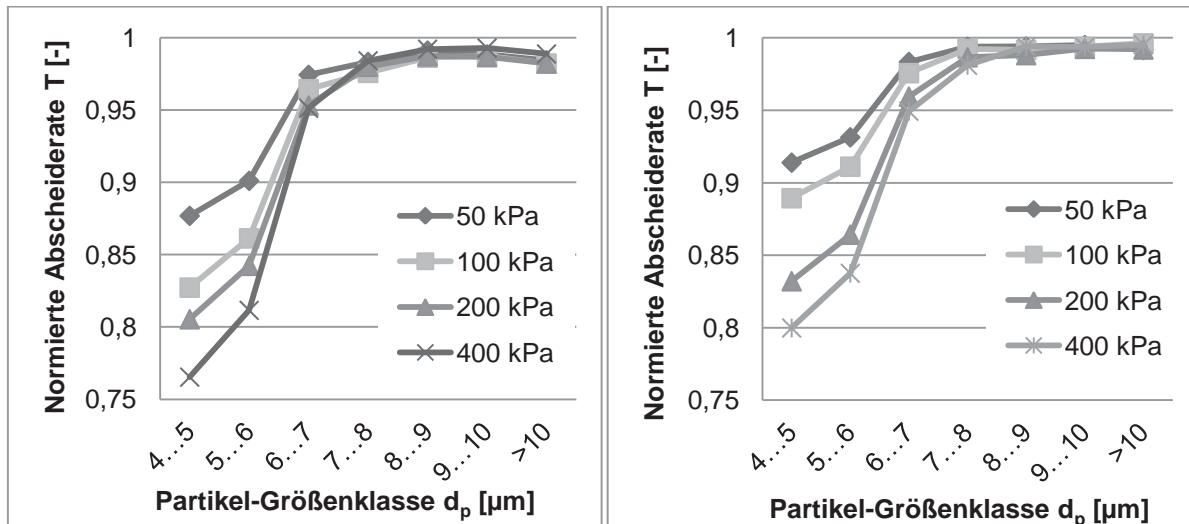


Abbildung 4-12 – Abscheiderate als Funktion der Durchströmungsgeschwindigkeit (skaliert über den Filtrationsdifferenzdruck) mit Filtermedium FM1.1 für Referenzöl 1 (links) und Referenzöl 2 (rechts)

Für das beobachtete Abscheideverhalten lässt sich, wie auch bei der Filtrationskinetik und im Bezug auf das Abbruchkriterium, ein Partikelwiedereintrag als plausibelstes Erklärungsmodell heranziehen. Grundsätzlich kann es aber auch sein, dass für eine bestimmte Anzahl an Partikeln eine kritische Aufprallgeschwindigkeit (wie beispielsweise von Hiller [71] beschrieben) überschritten wird, so dass diese von den Filterfasern wieder abprallen.

Bezugnehmend auf die Diskussion über die möglichen Transportmechanismen kann festgestellt werden, dass sich der Trägheitseffekt hier nicht deutlich abbildet; die Annahme, dass die Abscheidung primär auf dem Sperrereffekt beruht, wird dadurch weiter bestärkt.

Abgrenzend zum Aspekt des Abbruchkriteriums muss hier hervorgehoben werden, dass durch den Betrieb mit erhöhtem Differenzdruck die Durchströmungsrate von Anfang an höher bzw. niedriger ist. Grundsätzlich wird beim Konstantdruck-Betrieb mit höheren Differenzdrücken der Filtrationsprozess bei Erreichen des definierten Abbruchkriteriums mit einem höheren Restvolumenstrom beendet. Konkret bedeutet dies, ruft man sich noch einmal den Darcy-Zusammenhang (Formel 3-1) auf, dass der Verblockungsgrad (manifestiert über den hydraulischen Widerstand des Filters R) immer ähnlich ist. Diese Erkenntnis belegt auch implizit die Aussagekraft dieses Kriteriums.



4.5 Betrachtung eines Modellmedien-Ansatzes

Für eine Erprobung von realskalierten Filtrationssystemen und zur Schaffung eines definierten und reproduzierbaren Referenzöles, ist es erstrebenswert, synthetisch kontaminierte Modellmedien herstellen zu können. In diesem Abschnitt wird das Ergebnis dieser Bestrebungen präsentiert.

Für ein synthetisches Modellmedium müssen zunächst die nachzubildenden Charakteristika definiert werden: dies sind hier die Partikelgrößenverteilung und die Filtrationseigenschaften (Filterverblockungsverhalten). Daraus leiten sich die entsprechenden Funktionalanforderungen bzw. Zielsetzung für das Modellmedium ab.

Ansatz, Methodik und Materialien

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass bereits eine Vielzahl an Informationen über die Eigenschaften von Betriebs-Schmierölmedien und deren charakteristisches Filtrationsverhalten vorliegen. So ist die Verteilung der typischen stofflichen Zusammensetzung, Größenordnung und Menge des Partikelsystems bekannt. Gleichzeitig kann das Partikelsystem quantitativ für den Größenbereich $d_p > 4 \mu\text{m}$ mit Hilfe vorhandener Partikelzähltechnik erfasst werden. Für den Filtrationsprozess konnten im vorhergehenden Abschnitt gezeigt werden, wie sich dieser charakteristisch und in Kennzahlen beschreibbar abbildet.

Modellpartikeln

Zunächst wurde versucht, ein Frischöl mit Partikeln der ermittelten partikulären Leit-Kontaminanzfraktionen anzureichern. Dabei handelt es sich um Calciumcarbonat, Calciumsulfat-Dihydrat und Ruß (s. Kap. 2).

Als Modellstoffe wurden dabei unter Betrachtung der Trockenstoff-Partikelgrößenverteilung folgende Substanzen ausgewählt: Calciumcarbonat A0774 und Calciumcarbonat-Dihydrat A2321, von der Firma AppliChem (Darmstadt) (die Partikelgrößenverteilung erstreckt sich für das Calciumcarbonat primär im Bereich $d_v = 0,5..10 \mu\text{m}$, beim Calciumsulfat-Dihydrat etwas gröber im Bereich $d_v = 0,5..100 \mu\text{m}$). Als Ruß-Modellstoff fand Carbon Black FW 200 von der Firma Evonik (Essen) Anwendung. Auch in diesem Falle erstreckt sich die Partikelgrößenverteilung im Wesentlichen im relevanten Größenbereich $d_v = 0,7..20 \mu\text{m}$. Ein Vergleich der REM-Aufnahmen der isolierten Kontaminaten (s. Kap. 2) mit den genannten Modellpartikeln zeigt ferner deren große Ähnlichkeit.



Dispergierung für Modellöl-Herstellung

Um mikrone Partikeln in Öl zu dispergieren, bedarf es zweier Mechanismen: Scherung, um lockere Agglomerate und Flockulate zu zerteilen, und eine Durchmischung der Partikeln in der Suspension, um eine homogene Dispergenz herzustellen. Eine Hilfestellung für die Auswahl bietet Schubert [97]. Dabei stellt ein Propellerrührer einen guten Kompromiss aus Scherung (Propeller-Reynoldszahl ≥ 1000) und Durchmischung (axial fördernde Wirkung) dar; die Mischung findet in einem Becherglas statt, welches großemäßig so skaliert ist, dass eine vollständige Umwälzung des Suspensionsvolumens mehr als einmal pro Minute gewährleistet wird. Der Suspendierungsprozess wird in einem beheizten ($\vartheta=80^{\circ}\text{C}$ zur Herabsetzung der Ölviskosität) Ultraschallbad (Typ Emmi 40 HC, ELMA GmbH & Co KG, Singen) durchgeführt, da dies allgemein als geeignete Maßnahme zum Auflösen von lockeren Agglomeraten angesehen wird [98]. Nach 60-minütiger Behandlungszeit wird davon ausgegangen, dass eine gute Vermischung (Homogenisierung, sowie auch Zerschlagung etwaiger lockerer Agglomerate) erreicht wird.

Experimentelle Untersuchungen – Ergebnisse und Interpretation

Bei der Herstellung von Mischungen aus Frischöl mit jeweils einem der vorher genannten Modellstoffe zeigt sich bereits eine der Hauptschwierigkeiten für die Herstellung eines Modellöls. Die Partikelgrößenverteilung des Trockenstoffes bildet sich in der Suspension nicht ab; vielmehr werden bei gleicher Dosierung für Calciumsulfat-Dihydrat (als Trockenstoff am größten) die wenigsten Partikeln in der Größenordnung $d_p > 4 \mu\text{m}$ gezählt, für Calciumcarbonat hingegen deutlich mehr und für Ruß die meisten.

Eine Dosierung der drei Modellstoffe, wie sie in Kap. 2 vorgestellt wurde, ergibt in den dort genannten Größenordnungen an Partikeldosierung hinsichtlich der Partikelgrößenverteilung keine Ähnlichkeit zum Referenz-Gebrauchtöl. Dies lässt als Zwischenfazit zu, dass ein Modellöl mit den geforderten Eigenschaften nicht herstellbar ist. Insbesondere lässt sich mit zur Verfügung stehender Partikelmesstechnik auch der Feinstpartikelbereich ($d_p < 4 \mu\text{m}$) nicht erfassen und damit ist der Dispergierprozess für diesen Größenbereich nicht genau steuerbar.

Im nächsten Schritt wurden Filtrationsversuche mit variablen Anteilen der drei genannten Modellstoffe durchgeführt. Dabei zeigt sich ein verändertes Filtrationsverhalten, als es gemäß beschriebenem mathematischem Modell für Real-

Gebrauchtöle beobachtet wird. Eine genauere Analyse des Filtrationsprozesses ergibt, dass sich in diesem Falle zwei Filtrationsarten überlagern. Konkret zeigte sich für alle Modellöle, in denen auch nur geringste Mengen Calciumcarbonat und Ruß dispergiert waren (also die im Vergleich gröbstdispersen Fraktionen), zu Beginn des Filtrationsprozesses ein Abschnitt, der gemäß Modellierung nach Luckert [91] als Verstopfungsfiltration bezeichnet wird. Ist dies der Fall, ist eine Linearisierung der Versuchsdaten gemäß Schema in Formel 4-13 möglich.

$$\ln\left(\frac{dV}{dt}\right) = -\alpha * t + \beta \quad \text{Formel 4-13}$$

Ab einem gewissen Punkt lässt sich der Verlauf der Experimentaldaten jedoch nicht mehr als Verstopfungsfiltration modellieren; vielmehr ergibt sich dann eine geeignete Beschreibung mittels Linearisierung nach dem Modell der Standardfiltration, also wie bei den Realversuchsmedien. In Abbildung 4-13 sind die Linearisierungen für die beiden Abschnitte des Filtrationsprozess beispielhaft zum besseren Verständnis abgebildet. Dass ein Filtrationsprozess mit Hilfe von mehreren ausgeprägten überlagerten Modellen beschrieben werden kann, unterscheidet sich vom realen Filtrationsfall, wird jedoch durchaus für andere Anwendungsfälle berichtet [99] [100] [101].

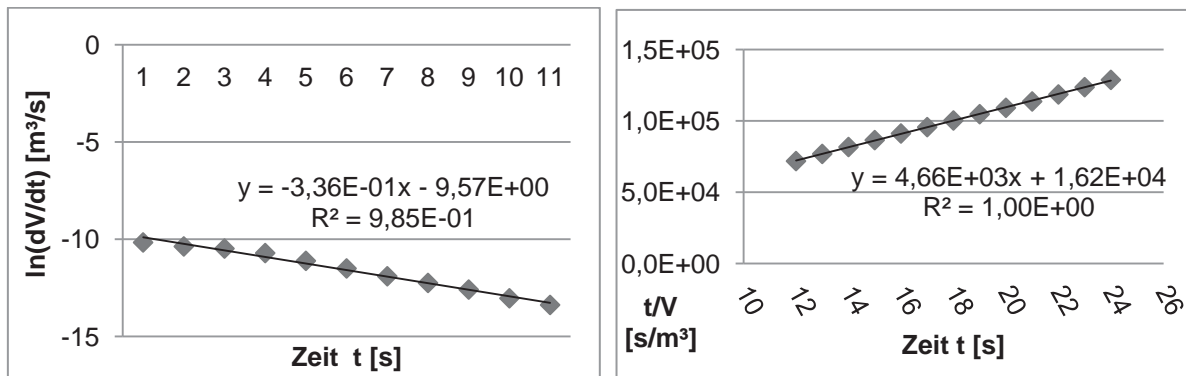


Abbildung 4-13 – Abschnitte der Filtration mit Dreistoff-Modellöl (links: Linearisierung der Messwerte als Verstopfungsfiltration; rechts: Linearisierung der Messwerte als Standardfiltration)

Während sich aufgrund der Fraktionen Calciumcarbonat und Ruß eine veränderte Verblockungscharakteristik abbildet, ist das Filtrationsverhalten von Frischölen mit dispergiertem Anteil an Calciumsulfat-Dihydrat dem der Real-Gebrauchtöle sehr ähnlich und lässt sich sehr gut mit dem Standardfiltrationsmodell beschreiben.



Neben einer exakten Nachbildung des Filterverblockungsverlaufes lässt sich durch entsprechende Dosiermengen auch analog zu den Realölversuchen die Verblockungsgeschwindigkeit (dargestellt über die Steigung der linearen Verblockungsgeraden gemäß Formel 4-12) skalieren. In Abbildung 4-14 ist dies beispielhaft dargestellt. Dabei ist die Menge an dispergiertem Calciumsulfat-Dihydrat als Funktion der resultierenden Steigung der Verblockungskurve im Filtrationsversuch aufgetragen. Für den Filtrationsversuch wurde das Filtermedium FM2.5 verwendet, die Filtrationseinstellungen entsprachen den definierten Referenzparametern.

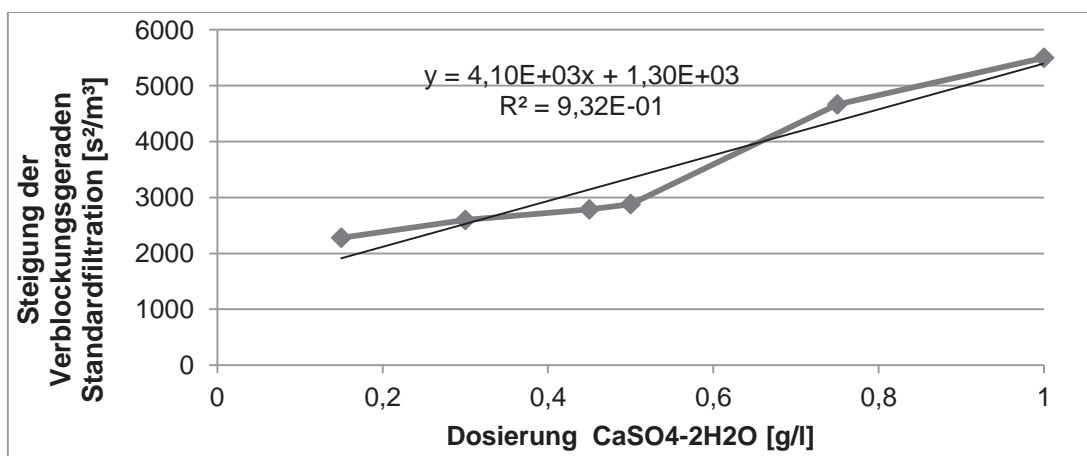


Abbildung 4-14 – Korrelation Dosierung CaSO₄- 2H₂O und Steigung Standardfiltrationsgerade

Die Ergebnisse lassen jedoch erkennen, dass der genannte Funktionalzusammenhang sich mit Schwankungen ergibt. Es darf vermutet werden, dass dies unter anderem durch den nur begrenzt definierbaren Dispergenzzustand für Calciumsulfat-Dihydrat begründet ist.

Schlussfolgerung und Bewertung für die Anwendung

Daraus ergibt sich folgendes Ergebnis: Eine absolut realitätsgetreue Herstellung von Modellölen insbesondere die kontrollierte Dispergierung von Modellpartikeln stellt ein ungelöstes Problem dar. Gleichzeitig gelingt aber mit Hilfe von Calciumsulfat-Dihydrat die Herstellung eines realitätsnahen Modellmediums. Dies gilt für Frischöl ebenso aber auch für Gebrauchtöl-Filtrat (die abgetrennte Schmutzfraktion wird ersetzt). Damit ergibt sich ein enormer Anwendungsnutzen für die Erprobung von Filtern im Realmaßstab; die Herstellung von unbegrenzten Mengen an Unfiltrat ist



grundsätzlich möglich. Für größere Mengen wird zunächst ein Konzentrat hergestellt, was dann in eine umgewälzte oder gerührte größere Menge eingebracht wird. Ein Anwendungsfall ist die Erprobung des Filters, wobei die mechanische Belastung insbesondere auf die innersten Feinfaserschichten untersucht werden soll.

Abschließend bleibt zu klären, ob das Rückspülverhalten repräsentativ ist, obgleich bereits Erkenntnisse vorliegen, die diesem Aspekt für das synthetische Modellmedium eine Nähe zu den Referenzölen aus dem Realbetrieb zusprechen. In jedem Falle aber ist eine Langzeit- bzw. Dauererprobung von Filterapparaten im realskalierten Maßstab möglich. Der Wert dieser Erkenntnis wird klar, wenn die Menge an zu reinigendem Medium von knapp 5 m³/h in Erinnerung gerufen wird und dies für einen Langzeitbelastungstest von 1000 Betriebsstunden (was allein nur weniger als 1/8 der Gesamtbetriebsleistung eines Jahres entspricht) bewertet wird.

4.6 Anwendung der Modellierung für Scale-Up

Bei der Entwicklung von verfahrenstechnischen Apparaten ist es in den wenigsten Fällen möglich oder ökonomisch umsetzbar, schon im Entwicklungsstadium eine Anlage im Realbetriebsmaßstab zur erproben. Aus diesem Grunde werden üblicherweise zunächst möglichst viele aussagekräftige Parameter und Gesetzmäßigkeiten in einer Anlagengröße im Labor- oder halbtechnischem Maßstab ermittelt, um eine Skalierung (durch Extrapolation) für den Realmaßstab daraus zu entwickeln [98]. Praktische Beispiele werden in der Literatur berichtet [102].

Ein Werkzeug für ein *Scale-Up* in der Anlagentechnik ist dabei die Dimensionsanalyse, anhand derer die Dimensionslosigkeit von Prozessmechanismen betrachtet werden kann. Mit diesem Ähnlichkeitstheoretischen Ansatz ist eine direkte Maßstabsübertragung für eine realskalierte Anlagengröße möglich, sofern die Prozessmechanik nicht von der im *Scale-Up* veränderten Dimension abhängt [103] [104].

Eine Dimensionsanalyse des in Abschnitt 4.3 beschriebenen mathematischen Beschreibungsmodells zeigt, dass ein direktes Scale-up im Betrachtungsfall grundsätzlich möglich sein sollte. Für die Entwicklung einer Auslegungsmethodik und anschließender experimenteller Betrachtung muss zunächst jedoch der Realprozess für den Filterapparat charakterisiert werden; daraus ergeben sich die relevanten Anlagen- und Prozessparameter.



Charakterisierung des Realprozesses

Anders als im Fall der Laborversuche ist es nicht sinnvoll, einen realskalierten Filter mit einem hohen konstanten Differenzdruck von Beginn an zu betreiben. Die dafür benötigten Pumpen (und entsprechende Rohrleitungsgeometrien), Vorwärmer etc. wären enorm aufwändig und groß zu dimensionieren. Vielmehr sollte ein Filter während des Anlagenbetriebs in einer ersten Prozessphase mit einem konstanten Volumenstrom betrieben werden. Die Verblockung des Filters manifestiert sich dabei in einem stetig steigenden Differenzdruck über dem Filter. Um die mechanische Belastung des Filters zu begrenzen, erscheint es weiterhin sinnvoll, einen maximalen Differenzdruck für die Filtration zu definieren, der bei der Filtration nicht überschritten wird; insbesondere, da für die hydrodynamische Rückspülung bereits die konstruktiven Merkmale (u.a. Filtereindichtung) für die umgekehrte Durchströmung bei hohem Differenzdruck optimiert werden müssen.

Gleichzeitig hat der Filter jedoch bei Erreichen dieses Differenzdruckes noch eine nutzbare verbleibende Schmutzaufnahmekapazität. Es ist eine durchaus realistische Annahme, dass die Menge Rückspülmedium durch Inversdurchströmung des Filters zur Abreinigung immer als annähernd konstant anzunehmen ist. Daher würde eine Rückspülung zu diesem Zeitpunkt dazu führen, dass sich das Verhältnis Filtrat zu Retentat (Rückspülmedium) verschlechtert und damit auch der erreichte Schmutzaufkonzentrationsgrad im Retentat. Aus diesem Grund weist eine vorteilhafte Betriebsweise noch eine zusätzliche zweite Filtrationsphase auf; während dieser wird durch entsprechende Volumenstromregelung der Differenzdruck über dem Filter Δp_{\max} konstant gehalten. In Abbildung 4-15 ist die beschriebene Betriebsweise dargestellt; zu sehen ist hier ein vollständiger Filtrations- und Rückspülprozess. Der Rückspülprozess stellt dabei einen negativen Volumenstrom dar, da die benötigte Menge Rückspülmedium aus dem Filtrat entnommen wird.

Wie zu erkennen ist, ergeben sich für die Wahl der Prozessparameter eindeutige Zusammenhänge: wird beispielsweise der Initial-Volumenstrom V_{\max} sehr hoch gewählt, verkürzt sich die Phase I der Filtration und gleichzeitig verlängert sich die Phase II (Differenzdruckregelung). Iterativ lässt sich für diese Parameter ein Optimum finden.

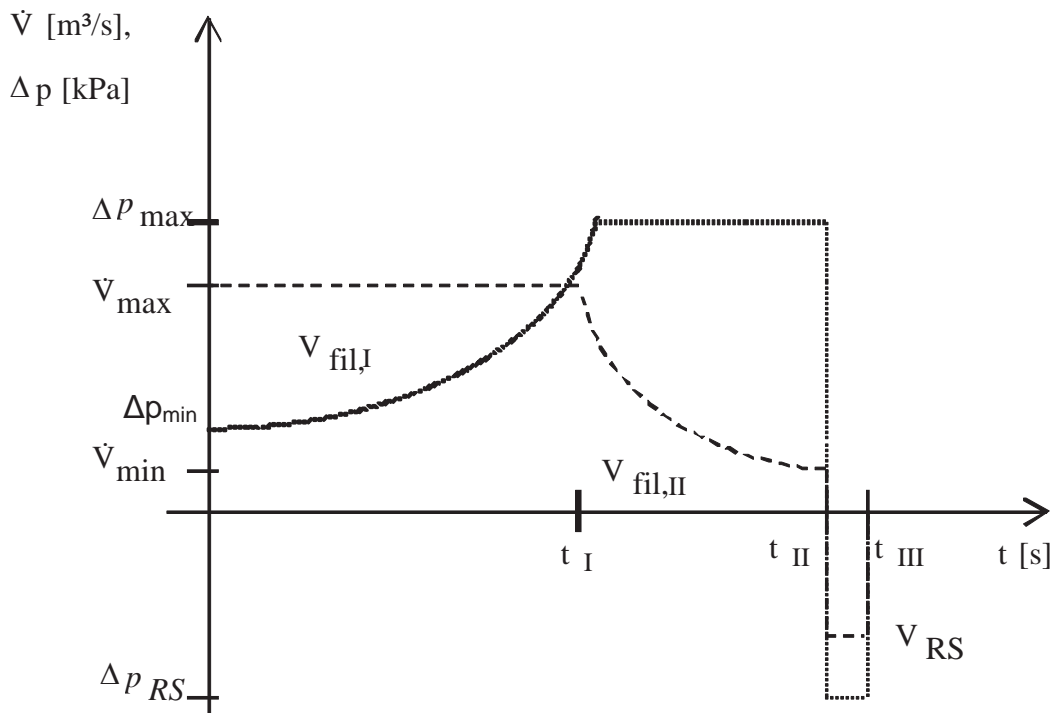


Abbildung 4-15 – Schematische Darstellung Abschnitte der Filtration für den Realbetriebsfall

Das Prozessziel ist die Erzeugung einer ausreichenden Menge Filtrat bezogen auf eine Zeitperiode. Für einen vollständigen Abschnitt Phase I + Phase II + Rückspülung wird dabei also effektiv die Filtratmenge $V_{\text{fil,eff}} = V_{\text{fil,I}} + V_{\text{fil,II}} - V_{\text{RS}}$ erzeugt. Der Zeitbedarf eines vollständigen Abschnittes ist mit t_{III} gegeben; gegebenenfalls muss noch eine Rüstzeit berücksichtigt werden, bis die Filtration nach einem Rückspülprozess wieder starten kann. Für eine genauere Formalisierung dieser Aspekte sei auf Ripperger [105] verwiesen.

Definition Scale-Up-Problem und Methodikentwicklung

Aus der vorhergehenden Prozesscharakterisierung ergeben sich die zu dimensionierenden Anlagen- und Prozessparameter. Ein zentraler Wert ist dabei die Filterfläche A_R des realskalierten Filters, welche für eine zu erzielende Filtratmenge benötigt wird. Ferner leitet sich aus dem ermittelten Filtratvolumenstrom während der ersten Prozessphase auch die Auslegung für die Förderpumpe und entsprechendem Rohrsystem einschließlich Wärmetauscher ab. Weiter zu berücksichtigen ist, dass Pumpen typischerweise auch eine minimale Förderleistung haben; diese kann einen limitierenden Faktor für die Wahl des minimalen Volumenstroms in der zweiten Filtrationsphase darstellen.

So ergibt sich für den Betrachtungsfall im Bezug auf die Auslegung eines Realapparates, dass die Verschmutzungseigenschaften des Schmieröles im Gleichgewichtszustand im Betrieb unterschiedlich ausfallen. Gleichzeitig werden für eine experimentelle Untersuchung im Realmaßstab Ölmengen von knapp 5 m³ für eine Stundenleistung benötigt.

Um dieser Problematik zu begegnen, wurde eine Methodik entwickelt, die in Folge vorgestellt wird. Die Methodik stellt dabei eine Erweiterung eines bereits beschriebenen Ansatzes dar [92].

Das in Abschnitt 4.3 hergeleitete mathematische Modell und die experimentelle Validierung konnten zeigen, dass Filter- und Suspensionseigenschaften im Bezug auf das Filtrationsverhalten im Konstantdruckfall mathematisch beschrieben werden können.

Anhand von einfachen Laborversuchen mit der Druckfilterzelle können dabei der hydraulische Filterinitialwiderstand $R_{l,ini}$ und die Steigung der Verblockungsgeraden bestimmt werden. Aus der Steigung der Verblockungsgeraden lässt sich unter Annahmen für Partikelkonzentration w und deren spezifischer Dichte ρ gemäß Formel 4-12 der Modellparameter r_s berechnen. Hierbei muss jedoch bemerkt werden, dass die relevante Feststoffdichte nicht bekannt ist. Da die stofflichen Zusammensetzungen über die Partikelgrößenverteilung (vgl. Abschnitt 4.5) variabel sind, kann hier auch keine sinnvolle realitätsbezogene Festlegung vorgenommen werden. Wegen der unterschiedlichen Einflüsse der einzelnen Partikelgrößenklassen auf die Verblockungsgeschwindigkeit gilt dies auch für den Parameter Partikelkonzentration w . Es erscheint sinnvoller, diese Faktoren als einen integralen Verblockungsfaktor zusammenzufassen. Bezüglich des Filterinitialwiderstandes $R_{l,ini}$ ist zu berücksichtigen, dass dafür der experimentell ermittelte Wert noch wegen eines irreversiblen Verblockungsanteils bei der Rückspülung (s. Kap 7) angepasst werden muss.

Gemäß Luckert [91] ergibt sich im vorliegenden Fall für konstanten Volumenstrom die funktionale Darstellung des Differenzdrucks als Funktion der erreichten Filtratmenge gemäß Formel 4-14.

$$\frac{1}{\sqrt{\Delta p}} = -\frac{w^2 \cdot r_s}{\dot{V} \cdot \eta \cdot A \cdot \rho_s^5} \cdot V_{fil} + \sqrt{\frac{A}{\dot{V} \cdot \eta \cdot R_s}} \quad \text{Formel 4-14}$$



Mittels der ermittelten Kennwerte lässt sich nun (vgl. Abbildung 4-15) die erreichbare Filtratmenge $V_{\text{fil},I}$ für einen definierten Differenzdruck Δp_{max} anhand der Funktion ermitteln; aus einem konstanten Volumenstrom \dot{V}_{max} leitet sich ferner die Zeitdauer t_I des Abschnittes ab. Aus den Parametern Differenzdruck und Volumenstrom lässt sich darüber hinaus auch der an dieser Stelle erreichte Filterwiderstand $R_{I,\text{end}}$ bestimmen. Dieser Filterwiderstand stellt gleichzeitig den Initialwiderstand der zweiten Filtrationsphase dar, deren Verlauf sich nunmehr mit Hilfe der Funktion nach Formel 4-12 beschreiben lässt. Für einen festgelegten minimalen Filtratvolumenstrom \dot{V}_{min} als Abbruchkriterium lassen sich auch hier die dafür erforderliche Zeitdauer $t_{II}-t_I$ und die dabei produzierte Filtratmenge formal berechnen.

Experimentelle Validierung und Fazit

Als Anwendungsbeispiel für den betrachteten Fall und gleichzeitig zur experimentellen Validierung für die beschriebene Methodik wurde für das Scale-Up der Zwischenschritt *halbtechnischer Pilotmaßstab* hinzugefügt. Mit auf die Druckfilterzelle normiertem Skalierungsmaßstab ergibt sich für den Pilotmaßstab circa der Faktor 22, für den Realmaßstab (Prototyp) ein Faktor der Größenordnung 500-1000. Mit diesem Vorgehen lassen sich im Labormaßstab in umfangreicher Form Kenndaten für eine Vielzahl von Referenzmedien ermitteln und gezielt an wenigen Beispielen im halbtechnischen Maßstab validieren. Durch diese Validierung wird eine weitere Aufskalierung zum Realmaßstab als zulässig angenommen.

Die Ergebnisse zu den experimentellen Studien sind in Abbildung 4-16 als Vergleich der Berechnungsergebnisse für den Prozessverlauf dargestellt.

Sie basieren auf der beschriebenen rechnerischen Prognose aus dem Laborversuch und Ergebnissen aus dem Versuch im Pilotmaßstab. Dabei sei anzumerken, dass sich Temperatur- und somit Viskositätsschwankungen beim Pilotfilter nicht vollständig vermeiden lassen; zum Teil sind dadurch die Abweichungen gegenüber den rechnerischen Werten zu erklären. Auch die berechneten und experimentell ermittelten Filtratmengen ergeben im Vergleich Abweichungen von weniger als 10%.

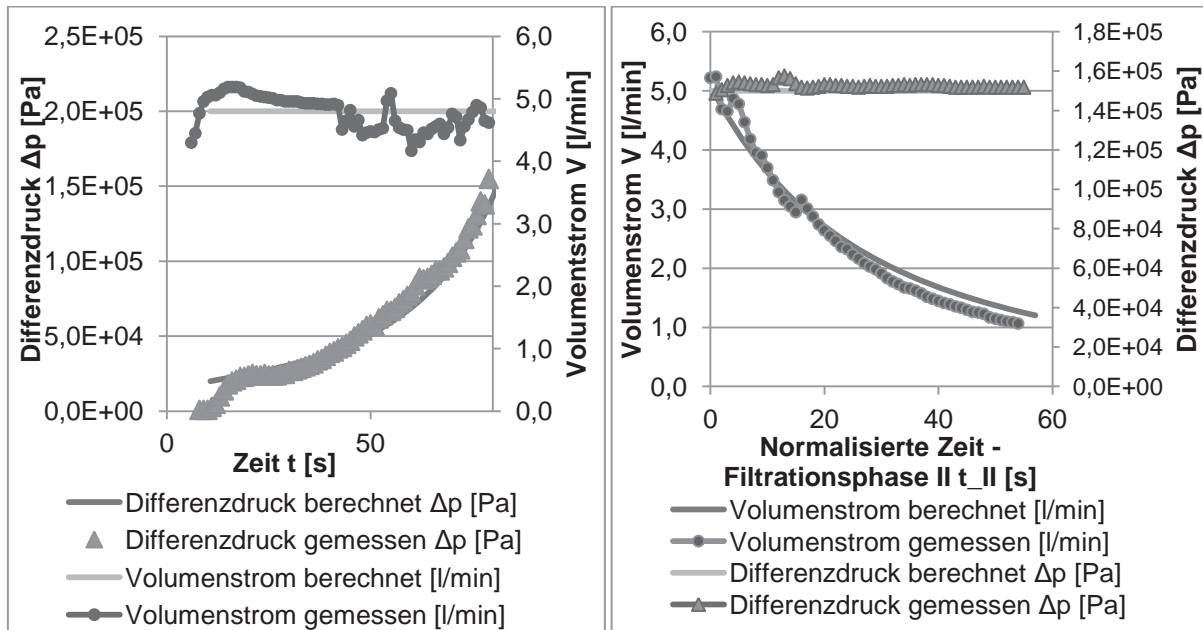


Abbildung 4-16 – Vergleich Prozessverläufe gemäß Berechnung nach Scale-Up-Methodik gegenüber experimentellen Ergebnissen. Filtrationsphase I (Volumenstrom konstant) links, Filtrationsphase (Differenzdruck konstant) rechts.

Auch wenn die vorgestellte Scale-Up-Methodik nicht den vollständigen Verzicht auf experimentelle Studien oberhalb des Labormaßstabes gestattet, so lässt sich der Umfang experimenteller Arbeit im halb-technischen und Realmaßstab erheblich reduzieren.

Mit Hilfe eines entsprechenden Tabellenkalkulations-Werkzeuges können auf Basis dieser Methodik auf einfache Weise Parameterstudien für die Prozess- und Anlagenparameter durchgeführt und deren Einfluss auf das Scale-Up für den technischen Apparat bewertet werden. Als Ausblick darf benannt werden, dass auf Basis der Methodik auch die Möglichkeit besteht, eine optimierte Apparateauslegung im Rahmen der mathematischen Optimierungstheorie mit Hilfe von Operations Research Modellen numerisch zu ermitteln; für die theoretischen Grundlagen dabei sei auf einschlägige Literatur verwiesen [106].



4.7 Interpretation und Bewertung der Erkenntnisse

Es konnten alle wichtigen Fragestellungen hinsichtlich der Filtration als wesentlicher Teilprozess geklärt werden. Für die Strömungscharakteristik darf als gesichert angenommen werden, dass für alle denkbaren Szenarien und Betriebszustände eine laminare schleichende Umströmung der Fasern vorliegt. Das vorgestellte mathematische Modell bietet eine leistungsfähige Form zur Beschreibung des Filterverblockungsprozesses während der Filtration – der große Nutzen einer darauf basierenden Methodik für die technische Auslegung von realskalierter Filteranlagen-technik konnte ebenfalls gezeigt werden.

Ogleich es nicht gelungen ist, ein vollständig realitätsgetreues synthetisches Modellmedium als Nachbildung von Realgebrauchsölen herzustellen, so kann ein repräsentatives Filtrationsverhalten mit einer Calciumsulfat-Dihydrat Suspension, welche sich gleichermaßen mit Frisch- als auch Gebrauchtölen herstellen lässt, erreicht werden.

Mit Hilfe der vorgestellten Erkenntnisse und Methoden sind somit eine umfassende Basis an Wissen sowie Werkzeuge geschaffen worden, die eine effiziente Entwicklung eines realskalierten Filtersystems für die geforderte Bandbreite an Betriebsfällen ermöglichen. Es liegt nun die genaue Kenntnis über den Prozessverlauf und die charakteristischen Eigenschaften der Filterverblockung vor. Die Erprobung und technische Validierung einer Anlagentechnik im Realmaßstab kann dadurch auch mit begrenzten Mitteln sehr genau überwacht werden. Als Ausblick für den späteren Betriebsfall darf die Implementierung eines Prozessüberwachungssystems auch mit Hinblick auf Ansätze für die zustandsabhängige Wartung (engl. *condition based maintenance*) genannt werden.

Plausibles bzw. konformes Betriebsverhalten kann mit Hilfe weniger einfacher Sensoren softwareseitig als Teil der Prozessleittechnik überwacht werden und ermöglicht somit Schadensfälle oder Wartungsbedarf zu erkennen. Beispiele dafür sind ein Filterbruch oder ein notwendiger Tausch des Filterelements. Denkbar ist auch, dass sich durch Analyse großer Mengen an Daten aus dem Feldbetrieb Charakteristika ableiten lassen, die eine implizite Überwachung von Motorbetriebsaspekten ermöglichen. Dies kann durch Künstliches-Neuronales-Netz-Methoden stattfinden.



5 Partikuläre Haftkräfte

Für den betrachteten Anwendungsfall spielen Haftkräfte im Prozess eine übergeordnete Rolle. Während der Filtration müssen die Partikeln bei der Abscheidung ausreichend stark in der Filterstruktur haften bleiben, damit sie nicht durch die weitere Durchströmung wieder mitgerissen werden (vgl. Abschnitt 4.1). Gleichzeitig ist es aber für die Rückspülung notwendig, diese Kräfte zu übersteigen, um eine Ablösung der verblockenden Strukturen zu ermöglichen und den Filter wieder zu regenerieren (s. Kap. 7). In diesem Abschnitt wird zunächst die Theorie zur Haftkraft dargelegt, auf Basis von Literaturwerten eine rechnerische Abschätzung durchgeführt und schließlich werden übersichtsartig die Ergebnisse der experimentellen Bestrebungen präsentiert.

5.1 Haftkrafttheorie für den Anwendungsfall

Für die Betrachtung der Partikelablagerungen während der Filtration und des späteren Eigenmedium-Rückspülprozesses sind die Haftpartner Partikel und Filterfaser vollständig von Schmieröl umgeben.

Als Anziehungskräfte in der Flüssigkeit kommen gemäß Stuess [98] nur van-der-Waals-Kräfte und Elektrostatische Kräfte in Frage. Da aber Schmieröl kein Elektrolyt ist und die metallischen Filterfasern als geerdet angesehen werden dürfen, wird gemäß Banzhaf [70] im Schmieröl nicht mit der Ausbildung von Elektrostatischen Anziehungskräften zu rechnen sein. Für den Haftfall Partikel-Filterfasern darf also davon ausgegangen werden, dass dieser einzig durch van der Waals beschrieben werden kann. Die Ausbildung von van-der-Waals- Kräften ist durch Wechselwirkung von Dipolmomenten von Atomen oder Molekülen begründet; diese Kraft tritt immer auf [107].

Van-der-Waals-Kräfte sind üblicherweise anziehend; gemäß Visser [108] sind aber theoretisch auch Kombinationen aus zwei Feststoffen und umgebendem Medium denkbar, die zu einer abstoßenden Wirkung führen würden. Für die hier betrachteten Konstellationen darf aber uneingeschränkt mit van-der-Waals-Kräften als Anziehungskräften gerechnet werden. Für die Berechnung dieser beschriebenen Kräfte [109] existieren zwei grundsätzliche Ansätze: der mikroskopische Ansatz von Hamaker [110] sowie der makroskopische Ansatz von Lifshitz [111].



(i) Mikroskopischer Ansatz nach Hamaker

Auf Basis einer fundamentalen Theorie von London und Eisenschitz [112] [113] entwickelte Hamaker eine zentrale bis heute anerkannte Theorie für van-der-Waals-Haftkräfte [110]. Hamaker unterteilt für sein Berechnungsmodell die wirksame Anziehungskraft in eine geometrische Komponente und eine stoffspezifische Komponente. Dabei betrachtet er die Wechselwirkungen der einzelnen Atome bzw. Moleküle und summiert diese auf.

Als stoffspezifische Wechselwirkungen benennt Mertler [114] die London (Dispersion), Keesom (Orientierung) und Debye (Induktion) Wechselwirkungen. Diese Wechselwirkungsanteile ergeben dann additiv die gesamte Wechselwirkungsenergie $w_{vdW}(r) = \frac{C_{vdW}}{r^6}$, die sichtlich sehr ausgeprägt vom Abstand der beiden Atome bzw. Moleküle abhängt. Gemäß Gregory [115] sind jedoch nur die London- bzw. Dispersionswechselwirkung für die Kraftberechnung relevant. Hamaker fasst den stoffspezifischen Beitrag als Konstante, daher auch Hamaker-Konstante genannt, zusammen (diese beschreibt also die Summe der Wechselwirkungen der Einzelteilchen):

$$A_H = \pi^2 \cdot \rho_1 \cdot \rho_2 \cdot C_{vdW} \quad \text{Formel 5-1}$$

wobei ρ_1 und ρ_2 hier die Anzahldichten der Atome bzw. Moleküle vom Stoff 1 und 2 pro Volumeneinheit sind.

Für verschiedene Haftsysteeme, insbesondere wenn noch ein dritter Stoff als Umgebungsmedium vorliegt, ergeben sich für die System-Hamakerkonstanten spezifische Berechnungsfälle; der Index der Hamakerkonstante gibt den jeweiligen Fall an. Mikroskopische Näherungsgleichungen gemäß dem Prinzip von Barthelot [116] beschreibt Visser [117], wie beispielsweise in Formel 5-2 und 5-3 dargestellt.

$$A_{131} \cong (\sqrt{A_{11}} - \sqrt{A_{33}})^2 \quad A_{132} \cong (\sqrt{A_{11}} - \sqrt{A_{33}})(\sqrt{A_{22}} - \sqrt{A_{33}})$$

Formel 5-2 und 5-3

Aus einem Ansatz von London [113] leitet Visser [117] eine Bestimmungsgleichung für die Dispersionswechselwirkung für komplexe Atome ab. Somit können System-Hamakerkonstanten mit Hilfe der Dispersions-Wechselwirkungsenergie berechnet werden. Auf Basis der molekularen Eigenschaften kann nach Gregory [115] und



Tabor und Winterton [118] die Hamaker-Konstante auch mit den statischen Dielektrizitätszahlen berechnet werden.

Ist die System-Hamakerkonstante bekannt bzw. konnte sie einwandfrei bestimmt werden, kann die resultierende van-der-Waals-Kraft, welche zwischen den Haftpartnern wirkt, berechnet werden. Entsprechend der Geometrien der Haftpartner liegen für typische Fälle Bestimmungsgleichungen für Idealfälle vor. Für Grundformen von Geometriepaarungen wie beispielsweise Kugel-Platte oder Kugel-Kugel existieren Berechnungsgleichungen [98]:

$$\text{Kugel-Platte} \quad F_{\text{vdW}} = \frac{A}{12 \cdot a^2} \cdot d \quad \text{Formel 5-4}$$

$$\text{Kugel-Kugel} \quad F_{\text{vdW}} = \frac{A}{12 \cdot a^2} \cdot \frac{d_1 \cdot d_2}{d_1 + d_2} \quad \text{Formel 5-5}$$

(ii) Makroskopischer Ansatz nach Lifshitz

Jewgeni Lifshitz Ansatz [111] zur Berechnung der Kräfte vernachlässigt die gegenseitige Wechselwirkung benachbarter Atome bzw. Moleküle; das Modell basiert vielmehr auf der Berechnung mit den makroskopischen Körpern. Lifshitz erkannte die Schwäche des Hamakermodells: Die Additivitätsannahme der van-der-Waals-Kräfte der Einzelatome, welche in paarweiser Wechselwirkung stehen, berücksichtigt keine Einflüsse von in der Nähe befindlichen weiteren Atomen – daraus ergibt sich ein enormer Fehler bei der Berechnung der Hamaker-Konstante. Diesem Problem wird durch dem von Lifshitz [111] entwickelten Modell begegnet. Lifshitz betrachtet vielmehr makroskopische Körper mit spezifischen dielektrischen Eigenschaften, wodurch die vorhergenannten zusätzlichen Wechselwirkungseffekte berücksichtigt werden. Lifshitz Ansatz für die Berechnung wiederum berücksichtigt also keine geometrischen Eigenschaften, sondern basiert einzig auf den Feststoff-Materialeigenschaften.

Für zwei Feststoffe verschiedener Materialien (1 und 2), welche von einem Gas oder einer Flüssigkeit 3 umgeben sind, ergibt sich die Bestimmungsgleichung für die Lifshitz-Konstante nach Formel 5-6.



$$\hbar \varpi_{132} = \hbar \cdot \int_0^{\infty} \frac{\varepsilon_1(i\xi) - \varepsilon_3(i\xi)}{\varepsilon_1(i\xi) + \varepsilon_3(i\xi)} \cdot \frac{\varepsilon_2(i\xi) - \varepsilon_3(i\xi)}{\varepsilon_2(i\xi) + \varepsilon_3(i\xi)} d(i\xi) \quad \text{Formel 5-6}$$

Dabei ist \hbar das reduzierte Plancksche Wirkungsquantum, der Faktor ϖ ergibt sich als Funktion der Dielektrischen Konstanten - integriert über die imaginäre Frequenz entlang der Achse $i\xi$.

Nach Butt et al. [119] und Israelachvili [120] kann die Hamaker-Konstante gemäß Formel 5-7 berechnet werden.

$$A_{132} \cong \frac{3}{4} \cdot k_B \cdot T \cdot \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{\varepsilon_1 + \varepsilon_3} \cdot \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_3}{\varepsilon_2 + \varepsilon_3} + \frac{3 \cdot h_p \cdot \nu_e}{8 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{(n_1^2 - n_3^2) \cdot (n_2^2 \cdot n_3^2)}{\sqrt{|n_1^2 - n_3^2|} \cdot \sqrt{|n_2^2 - n_3^2|} \cdot [\sqrt{|n_1^2 - n_3^2|} + \sqrt{|n_2^2 - n_3^2|}]} \quad \text{Formel 5-7}$$

ε_i sind dabei die Dielektrizitätskonstanten der einzelnen Komponenten, n_i die entsprechenden Brechungsindizes, ν_e die Absorptionsfrequenz. Laut Visser [117] besteht der große Vorteil des Lifshitz-Modells darin, dass die Modellparameter als „optischer Kennwert“ experimentell vergleichsweise leicht und grundsätzlich ermittelt werden können.

Einfluss der Temperatur auf die Haftkraft

Im späteren Verlauf wird auch die Veränderlichkeit der Haftkraft als Funktion der Temperatur relevant. Daher soll an dieser Stelle eine kurze analytische Abschätzung anhand der Haftkrafttheorie gemäß Lifshitz-Modell vorgenommen werden. Gemäß Israelachvili [120] kann als Ausgangspunkt für eine Herleitung die freie van-der-Waals-Energie, wie sie von McLachlan [121] [122] [123] berichtet wurde, gemäß Formel 5-8 herangezogen werden.

$$w(r) = \frac{C_{VDW}}{r^6} = - \frac{6 k_B T}{(4\pi\varepsilon_0)^2 r^6} \sum_{n=0,1,2..}^{\infty} \frac{\alpha_1(i\nu_n) \alpha_2(i\nu_n)}{\varepsilon_3^2(i\nu_n)} \quad \text{Formel 5-8}$$

Dabei ist ε_0 die statische Dielektrizitätskonstante, ε_3 die relative Permittivität des Zwischenmediums und α_1 und α_2 geben die Polarisierbarkeiten der Moleküle 1 und 2 in Abhängigkeit der Frequenz an. Mittels der Boltzmann-Konstante k_B findet eine Umrechnung von Temperatur in Energie statt. Die steigende freie Energie der



Moleküle ergibt sich aus dem Fluktuations-Dissipations-Theorem nach Callen und Welton [124], wonach die Fluktuation von Teilchen mit der Systemtemperatur steigt. Ohne an dieser Stelle noch weiter die Quantenphysik zu vertiefen, darf hier vereinfacht der lineare Zusammenhang zwischen der obengenannten freien Energie und der die Haftkräfte gemäß Lifshitz-Modell bestimmenden Interaktionsenergie zwischen Molekülen festgestellt werden [120].

Neben diesen Überlegungen – einzig auf diesem idealisierten Haftungsmodell basierend - müssen aber im Realfall noch mögliche weitere Einflussfaktoren berücksichtigt werden: Visser [108], Schubert und Schütz [125] [126] sowie Rimai et al. [127] diskutieren beispielsweise plastische Verformungseffekte mit einhergehender veränderter Haftstelle, welche aufgrund von Temperatureffekten auftreten können; auch können Versinterungseffekte zu einem Anstieg der wirkenden Haftkräfte führen. Schließlich ist es beispielsweise auch möglich, dass bei Haftung an lackierten Flächen die Klebrigkeit des Lackes sich bei erhöhten Temperaturen ändert. Tatsächlich führt auch Polke [128], der eine gezielte Untersuchung der Haftkraftverstärkung bei erhöhten Temperaturen für Goldkugeln durchführt, allein auf Verformungs- und Versinterungseffekte zurück.

Mit Hinblick auf den im Anwendungsfall relevanten Temperaturbereich von etwa 333-373 K ergibt sich nach Formel 5-8 eine theoretische Erhöhung der Haftkräfte von maximal 12 % (bezogen auf 333 K).

Kontaktabstand

In allen Modellgleichungen für Haftkräfte spielt der Kontaktabstand zwischen den Haftpartnern eine wesentliche Rolle – gleichzeitig ist dieser Wert aber in den meisten Anwendungsfällen unbekannt. Damit ergibt sich grundsätzlich beim rechnerischen Ansatz immer eine nicht zu vernachlässigende Ungenauigkeit. Somit kann festgestellt werden: auch wenn es gelingt, die anderen Parameter genauestens zu bestimmen, so ergibt sich hierdurch eine große Schwierigkeit für die rechnerische Behandlung der Haftkräfte.

Krupp [129] legt seinen „Haftabstand“ willkürlich mit $z_0 = 0,4$ nm fest, wobei er argumentiert, dass hierdurch ein Maximum für die Haftkraft gegeben ist, bei dem zwei Haftpartner in einem einatomigen Abstand voneinander entfernt sind. Baust [130] errechnet für Partikeln auf Filtergeweben Werte in der Größenordnung 6-8 nm, also deutlich größer, als von der Theorie angenommen wird. Es existieren jedoch



bereits Bestrebungen, welche sich dieser Problemstellung annehmen und es können anwendungsspezifisch Erkenntnisse erlangt werden [131]. Für den betrachteten Anwendungsfall jedoch sind keine Werte bekannt.

Modellansätze für Verformung des Adhäsionskontaktes

Die vorher genannten Ansätze für die Bestimmung von van-der-Waals-Haftkräften beziehen sich auf den Fall, dass alle Annahmen der Partikel- und Haftflächeneigenschaften konstant sind. Ist jedoch ein Haftpartner im System beispielsweise weich bzw. deformierbar, muss dem auch für die Betrachtung der real wirkenden Haftkräfte Rechnung getragen werden. Die Verformung der Haftflächen wird grundsätzlich durch die Hertzsche Theorie [132] erklärt. Durch die Partikelverformung kommt es generell zu einer Erhöhung der wirkenden Haftkräfte, systematisch ergibt sich also – wie auch von Krishnan et al. [133] beschrieben – für die um den Deformierungsterm erhöhten Haftkräfte zu $F_{\text{vdW, total}} = F_{\text{vdW}} + F_{\text{vdW, deform}}$.

Johnson, Kendall und Roberts [134] haben einen Modellansatz vorgestellt (in der Literatur typischerweise als JKR-Modell bezeichnet), welcher auch die Verformung der Kontaktfläche berücksichtigt. Bei diesem Modell wird die Haftkraft einzig auf die durch die elastische Deformierung entstandene Adhäsionsfläche bezogen. Werden zwei Haftpartner auseinander gezogen, verkleinert sich zunächst die Adhäsionsfläche bis zu einem kritischen Wert, bei dem es zur spontanen Trennung kommt [135]. Schwierigkeiten, die sich bei der Anwendung des JKR-Modells ergeben, diskutiert u.a. Raveendran [136].

Eine Weiterentwicklung des JKR-Modells stellt der von Derjaguin et al. [137] vorgestellte Ansatz (in der Literatur üblicherweise als DMT-Modell bezeichnet) dar. Ausgangspunkt für die Haftkraft ist auch bei diesem Ansatz die Oberflächenenergie; die wesentliche Erweiterung dieses Modells stellt dar, dass auch der kreisförmige Bereich um die deformierte Haftfläche herum für die Haftkräfte mit einbezogen wird. Praktisch bedeutet dies natürlich, dass die resultierende Haftkraft etwas höher als beim JKR-Modell ausfällt und gemäß Mertler [114] eine Trennung der beiden Haftpartner auch erst dann erfolgt, wenn die Adhäsionsfläche auf null verkleinert ist. Den Übergang zwischen den beiden benannten Modellen liefert Maugis [138].

Für den Trennungsfall muss grundsätzlich zwischen plastischer und elastischer Verformungskinetik unterschieden werden; weiterhin ist auch eine mögliche



Verformungskinetik gegebenenfalls zu berücksichtigen, wodurch die Haftkraft im Laufe der Zeit noch weiter steigen kann.

Modellansätze für Oberflächenrauigkeiten

In sämtlichen vorher diskutierten Modellen wird von idealen Partikeln und Haftflächen ausgegangen, welche insbesondere auch eine ideal glatte Oberfläche aufweisen. Es konnte weiterhin gezeigt werden, dass der konkrete Kontaktabstand zwischen den Haftpartnern einen erheblichen Einfluss auf die Haftkräfte hat. Klar ist damit auch, dass sich Rauigkeiten und Abweichungen von einer glatten Idealgeometrie auch auf die sich ausbildenden Haftkräfte auswirken. Um solche geometrischen Eigenschaften einbeziehen, weiterhin aber mit den etablierten Grundlagen arbeiten zu können, wurden verschiedene erweiterte Modelle erarbeitet. Grundsätzlich wird angenommen, dass der effektive Kontaktabstand durch Rauigkeiten steigt, die Haftkontakt-Flächen sich verkleinern und damit auch die wirkende Haftkraft sinkt.

Rumpf [139] erweitert das Haftkraftmodell für Kugel-Platte mit einer kleinen Halbkugel; diese wölbt sich aus der großen Kugel heraus und bildet die Haftstelle mit der Platte. Die wirkende Gesamthaftkraft ergibt sich aus der Summe der Haftkräfte mit und ohne direkten Haftkontakt. Rabinovich [140] hat den von Rumpf entwickelten Ansatz erweitert, indem er Rauigkeiten auf der Haftfläche als periodische Erhebungen mit Abstand λ ähnlich wie Halbkugeln modelliert. Dieses Modell bildet einen Ausgangspunkt für weitere Erweiterungen, wie von Cooper et al. [141] oder Götzinger und Peukert [142]; einen Überblick liefern Butt et al. [119].

Um auch komplexere Geometrieigenschaften insbesondere seitens des Haftpartikels berücksichtigen zu können, haben Götzinger und Peukert [143] einen Ansatz entwickelt, der die präzise Bestimmung der Haftkraft eines unregelmäßig geformten Partikels, dessen Geometrieigenschaften jedoch wohlbekannt sind, auf einer glatten Oberfläche ermöglicht. Das gesamte Partikel wird dabei rechnerisch in stäbchenartige Teile zerlegt, die Haftkräfte für die einzelnen Stäbchen berechnet und additiv für die Gesamthaftkraft zusammengeführt.

Voraussetzung für Anwendung aller genannten Modelle ist, dass das betrachtete Partikel hinsichtlich seiner Materialeigenschaften bekannt ist, die Oberflächentopologie präzise gemessen werden kann und keinerlei Einschlüsse oder Hohlräume vorliegen.



Haftkräfte im System Öl-Luft

Bisher wurde für die Haftmechanik der Fall eines vollständig mit Öl gefüllten Filters diskutiert.

Wird ein beladener Filter hingegen mit Luft gespült, so liegt nunmehr ein Dreiphasensystem durch das verbleibende Öl im sonst luftgefüllten Filter vor; dadurch verändert sich die Haftsituation für Ablagerungen bzw. Partikeln erheblich: neben den van-der-Waals-Kräften wirken nun noch Kapillarkräfte der verbleibenden Flüssigkeitsreste [144].

Kapillarkräfte beruhen gemäß Stuess [98] auf zwei Komponenten: zum einen auf der Randkraft der Oberflächenspannung der Flüssigkeit, zum anderen auf dem kapillaren Unterdruck der Flüssigkeit im Inneren der Flüssigkeitsbrücke.

Die komplexen Geometrieverhältnisse und resultierende auch dynamisch veränderliche Haftkräfte bedingen für die Berechnung in jedem Falle numerische Methoden. Schon früh lieferte Schubert [145] Arbeitsdiagramme für Kugel, Kegel und Platte-Kombinationen für verschiedene Kapillarvolumina bzw. entsprechend verschiedene Randwinkel. Auch aktuellere Arbeiten (wie z.B. von Uhlig [146]) liefern Erkenntnisse zu numerischen Betrachtungen. Für die Berechnung eines Realalles ist die Bestimmung der Geometrieparameter in den meisten Fällen sehr schwer wenn nicht unmöglich. Für den Betrachtungsfall ist an dieser Stelle wichtig zu erwähnen, dass die Kapillarkräfte im Allgemeinen um Größenordnungen höhere Haftkräfte mit sich bringen, als dies allein durch van-der-Waals-Kräfte in der Flüssigkeitsumgebung der Fall ist [147].

5.2 Rechnerische Abschätzung Haftkräfte im Anwendungsfall

Obgleich die bisher bekannten theoretischen Haftkraftmodelle von sehr vielen Idealisierungen und Vereinfachungen ausgehen, weiterhin die in der Literatur berichteten Kennwerte sehr stark schwanken, soll trotzdem eine theoretische Berechnung der Haftwerte stattfinden; dies, um einen Vergleichswert für die experimentellen Messungen zu erhalten.

Abschätzung von van-der-Waals Haftkräften auf Basis von Literaturwerten

Visser [117] beschreibt Näherungsansätze für die Lifshitz-van-der-Waals-Konstante, wobei die meisten Fälle nur für eingeschränkte Bedingungen gültig sind oder



relevante Parameter nicht zur Verfügung stehen. Einen allgemeinen Näherungsansatz für die Lifshitz-van-der-Waals-Konstante, welcher hier angewendet werden soll, berichtet Gregory [115], wie in Formel 5-9 dargestellt.

$$A_{11} = 0,230 \cdot h_p \cdot \nu_v \cdot \frac{(\epsilon_{01} - 1)^2}{(\epsilon_{01} + 1)^{\frac{3}{2}} (\epsilon_{01} + 2)^{\frac{1}{2}}} \quad \text{Formel 5-9}$$

Das Plancksche Wirkungsspektrum h_p hat den Wert $6,6261\text{E-}34$ Js. Die charakteristische Frequenz ν_v stellt einen stoffspezifischen Kennwert mit Einheit $1\text{E}15$ 1/s dar. In der Literatur wird dieser für CaCO_3 mit 3,0 angegeben [148], gleichermaßen für CaSO_4 [149], Ruß [117] und Edelstahl 1.4404 [150]; für paraffinbasiertes Öl wird ein Wert 2,9 berichtet [150].

ϵ_{01} schließlich ist die stoffspezifische relative dielektrische Konstante; hierfür liefert die Literatur z.T. sehr unterschiedliche Werte: 8,1-8,2 für CaCO_3 [148], [151]; 2,2 für paraffinbasiertes Öl [150]; 5,98-11,65 für $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ [152], [153]; 2,61-3,3 für Ruß [154] [155]; sowie unendlich hoch, hier angenommen mit Wert $1\text{E}6$ für Edelstahl 1.4404 [156].

Werden für den Fall von größeren Intervallen jeweils Mittelwerte herangezogen, so ergeben sich die einzelnen Hamakerkonstanten A_{11} zu: $26,6\text{E-}20$ (CaCO_3), $22,3\text{E-}20$ ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$), $9,7\text{E-}20$ (Ruß), $5,4\text{E-}20$ (Paraffinöl) und $46,0\text{E-}20$ (Edelstahl 1.4404).

Die Bestimmung der System-Hamakerkonstanten A_{132} (in J) kann schließlich mit Formel 5-3 approximiert werden. Für das System Öl-Edelstahl ergeben sich für die drei Haftpartikelarten entsprechend die Werte $12,6\text{E-}20$ (CaCO_3), $10,7\text{E-}20$ ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) und $3,53\text{E-}20$ (Ruß) zur Annäherung für die Bestimmung. Unter Verwendung der Näherung gemäß Formel 5-4 ergeben sich für den Fall einer Kugel auf einer Edelstahlplatte haftend für die drei Stoffe und Partikeldurchmesser $d=4,6 \mu\text{m}$ die in Tabelle 5-1 dargestellten Haftkraftwerte. Hier sind sowohl die Werte für den theoretisch niedrigsten Haftabstand $z_{01} = 0,4$ nm und im Vergleich dazu auch eine Beispielrechnung für $z_{02} = 4$ nm gegeben. Klar erkennbar ist der erhebliche Einfluss des Haftabstandes.

Tabelle 5-1 – Rechnerische Ergebnisse für van-der-Waals-Haftkräfte (Haftabstand $z_{01} = 0,4 \text{ nm}$, $z_{02} = 4 \text{ nm}$)

Van der Waals-Haftkräfte [N]		Partikeldurchmesser d_p [m]		
		4E-6	5E-6	6E-6
Haftpartikel-Stoff	CaCO ₃ $z_{01} = 0,4 \text{ nm}$	2,63E-07	3,29E-07	3,95E-07
	$z_{02} = 4 \text{ nm}$	2,63E-09	3,29E-09	3,95E-09
	CaSO ₄ -2H ₂ O $z_{01} = 0,4 \text{ nm}$	2,23E-07	2,78E-07	3,34E-07
	$z_{02} = 4 \text{ nm}$	2,23E-09	2,78E-09	3,34E-09
	Ruß $z_{01} = 0,4 \text{ nm}$	7,34E-08	9,18E-08	1,10E-07
	$z_{02} = 4 \text{ nm}$	7,34E-10	9,18E-10	1,10E-09

Rechnerische Abschätzung für das System Öl-Luft

Die Haftkraft für den Fall Restflüssigkeit und Luft beruht vornehmlich auf den sich ausbildenden Flüssigkeitskapillaren an den Partikeln. In Abbildung 5-1 ist diese Haftsituation stark vereinfacht dargestellt.

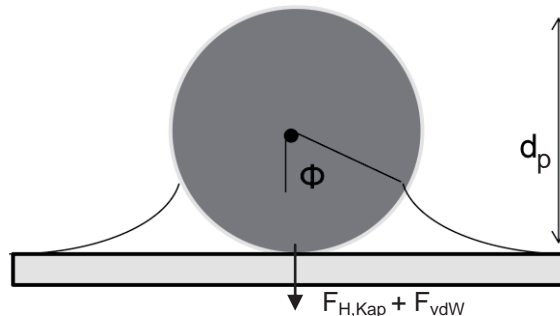


Abbildung 5-1 – Vereinfachtes Schema für Partikelhaftung mit Flüssigkeits-Kapillaren (in Anlehnung an: [157])

Eine Herleitung für die vereinfachte Berechnung liefert Schubert [53]. Eine sehr grobe Bestimmungsgleichung, welche hier zur abschätzenden Berechnung angewendet werden soll, beschreibt Weigl [157]; sie ist in Formel 5-10 dargestellt:

$$F_{H,Kap} = 2 \cdot d \cdot \gamma \cdot \pi \cdot (\sin \Phi)^2 + 2 \cdot d_p \cdot \gamma \cdot \pi$$

Formel 5-10

Dabei entspricht γ der Oberflächenspannung des Fluids, die für Frischöl zu $\gamma = 54,2 \text{ mN/m}$ bestimmt werden konnte. Rechnerisch wurden für den Winkel Φ die Fälle 15° bis 89° betrachtet. Es ergeben sich mit dem Partikeldurchmesser und Randwinkel Φ



steigende Werte für die Kapillarkraft von $1,45E-6$ N (für $d_p=4\mu\text{m}$; $\Phi=15^\circ$) bis zu $4,76E-6$ N (für $d=7\mu\text{m}$; $\Phi=89^\circ$).

5.3 Experimentelle Untersuchung von Haftkräften im System Schmieröl-Edelstahl

Trotz der - wie diskutiert - zu erwartenden Schwierigkeiten für die Messung von Haftkräften bei Realgeometrien wurden umfangreiche experimentelle Studien durchgeführt, deren Ansatz und Ergebnisse in Folge präsentiert und diskutiert werden.

5.3.1 Material und Methoden

Verfahren für die Haftkraftmessung

Einen guten Überblick über Messmöglichkeiten für partikuläre Haftkräfte liefert Visser [108]. Etabliert haben sich je nach Zielsetzung grundsätzlich zwei Verfahren: das Rasterkraftmikroskop und die Zentrifugenmethode.

Die Rasterkraftmikroskopie (engl. Atomic Force Microscope, bzw. AFM) ist ein Prinzip, welches häufig auch als bildgebendes Verfahren von Oberflächenbeschaffenheiten verwendet wird [119]. Bei dem Verfahren wird die Auslenkung eines sehr kleinen (Länge typischerweise unter $100\ \mu\text{m}$) Federarms in Wechselwirkung mit einer Oberfläche mittels eines Lasers und Photodetektors gemessen. Für eine nanoskalige Betrachtung der Oberflächentopographie eines Prüflings wird eine Cantilever-Variante verwendet, bei der am vorderen Ende eine Messspitze angebracht ist. Wird die orts aufgelöste Auslenkung des Cantilevers beim Überstreichen der Oberfläche aufgezeichnet, kann daraus ein enorm präzises Bild der Oberflächentopographie berechnet werden.

Für die Messungen von Partikel-Haftkräften wird statt der Messspitze am vorderen Ende des Cantilevers ein Modellpartikel befestigt und in Kontakt mit der Haftoberfläche gebracht. Schließlich wird der Cantilever nach oben weggeführt und durch die Haftkraft des Partikels kurzzeitig nach unten soweit ausgelenkt, bis die Federkraft die Haftkraft überschreitet und es zur Ablösung des Partikels kommt. Die mit diesem Messverfahren ermittelte Biegeauslenkung (bei bekannten Materialkonstanten des Cantilevers) lässt eine Bestimmung der Haftkraft nach dem Hookschen Gesetz zu. So lassen sich mit diesem Messverfahren sehr genaue



Haftkraftwerte ermitteln; zudem ist es auch möglich, bereits im Vorfeld eine Messung der Oberflächenrauigkeit durchzuführen. Für die Messung von Partikel-Oberflächenhaftung für den Betrachtungsfall ist das Verfahren jedoch ungeeignet. Zum einen gestaltet sich die Messung im untergetauchten Zustand im viskosen Öl apparativ als enorm schwierig wenn nicht unmöglich; zum anderen hat die Erkenntnis für einzelne Partikelmorphologien wenig direkte Aussagekraft für den Realfall. Hierfür ist eine Statistik für eine große Vielzahl von Partikeln notwendig. Aus diesem Grunde wurde für die experimentellen Haftkraftuntersuchungen die Zentrifugenmethode angewandt. Das Grundprinzip dieses Messverfahrens ist die in einer Zentrifuge üblicherweise sehr genau bestimmbare Zentrifugalkraft, welche auf Partikeln an einem bekannten Punkt des Rotors wirkt. Üblicherweise wird in den Rotor eine Haftfläche eingebracht, wobei die Zentrifugalkraft normal zur Oberfläche und auf die darauf befindlichen Partikeln wirkt. Als Haftkraft kann damit implizit der Wert der Zentrifugalkraft bestimmt werden, bei der sich das Partikel von der Oberfläche löst.

Typischerweise wird das Zentrifugenverfahren in mehreren Iterationsstufen durchgeführt. Dadurch entsteht aber bei jedem Messschritt wieder eine Fehlerquelle infolge dessen die Haftsituation der abgelagerten Partikeln durch Manipulation des Haftplättchens verändert werden kann.

Als Ergebnisdarstellung bieten sich sowohl der Parameter Anhaftungsgrad (Anzahl der an der Haftplatte verbliebenen Partikeln im Verhältnis zur Gesamtanzahl) oder die Darstellung des Trenngrades an (entsprechend die Anzahl der abgetrennten Partikeln im Verhältnis zur Gesamtpartikelzahl).

Versuchsaufbau und -ablauf

Für die experimentellen Untersuchungen stand eine Laborzentrifuge vom Typ Hermle Z383K (Hermle Labortechnik GmbH, Wehingen) zur Verfügung. In den Zentrifugenrotor können bis zu acht Kunststoffröhrchen eingebaut werden. Zur Haftkraftmessung wurden in Anlehnung an eine Vorlage von Weigl [157] Einsätze aus Aluminium gebaut, die den Einbau einer Edelstahlhaftplatte derart gestatten, dass die Zentrifugalkraft normal zur Plattenoberfläche wirkt. Das verwendete Edelstahlplättchen wurde poliert, um die Oberflächenrauigkeiten zu minimieren.

In Abbildung 5-2 rechts ist der Einbau schematisch dargestellt, in der Abbildung links wird der Aufbau des Adaptereinsatzes illustriert. Anhand des Versuchsablaufes soll der Gesamtaufbau in Folge erläutert werden.

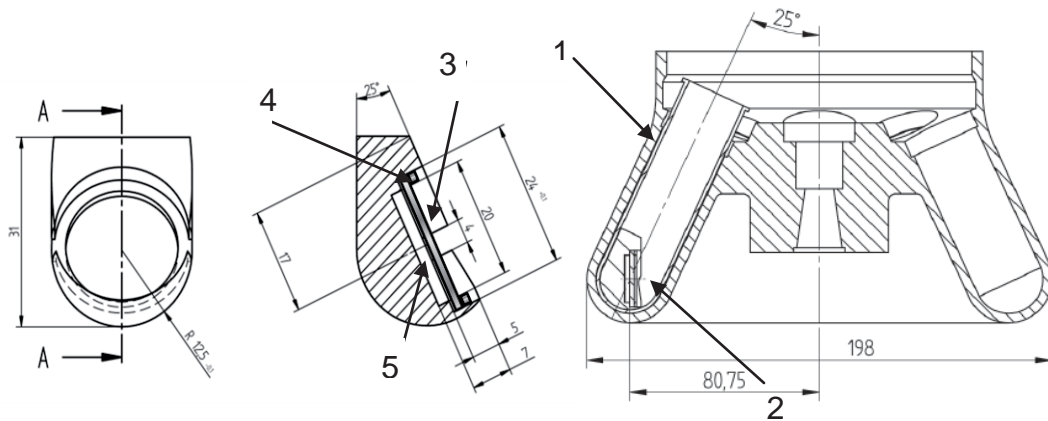


Abbildung 5-2 – Haftplatten-Adaptiereinsatz (links) , Einbauprinzip Zentrifugenröhrchen und -rotor (rechts)

Im ersten Schritt wird der Adaptiereinsatz zusammengesetzt, das Volumen (5) befüllt und der Einsatz in das Zentrifugenröhrchen (1) wie dargestellt eingesetzt; das Zentrifugenröhrchen wird mit dem entsprechend angereicherten Partikelträgerfluid gefüllt und in den Zentrifugenrotor eingesetzt. Im ersten Versuchsschritt findet nun die Aufzentrifugation statt: die Zentrifuge wird mit 10.000 U/min betrieben, wodurch insbesondere Partikeln aus dem mit (2) markierten Bereich auf die Haftplatte (3) aufzentrifugiert werden und dort haften.

Im Folgeschritt wird der Adapter entnommen und die Haftplatte zwischengelagert, so dass die aufzentrifugierten Partikeln in einem Ölfilm verbleiben und nicht manipuliert werden. Alle Bauteile, insbesondere aber das Volumen (5), werden gereinigt und letzteres mit partikelarmen Öl (wie später noch spezifiziert) gefüllt. Schließlich wird die Haftplatte umgekehrt, also mit partikelbeladener Seite in Richtung des Volumens (5) in den Adapter eingebaut. Der Ring (4) hat während des Aufzentrifugationsschrittes dafür gesorgt, dass dieser Bereich partikelfrei geblieben ist, da das Haftplättchen dort nun aufliegt. Der Trennkraftversuch findet nun statt, indem der Haftplattenadapter wieder in das Röhrchen (1) eingebracht, dieses wieder mit Öl befüllt und in den Rotor eingebaut wurde, und schließlich die Zentrifuge mit der für die untersuchte Trennkraft entsprechenden Drehzahl betrieben wurde. Die abgelösten Partikeln werden von der Oberfläche des Haftplättchens (3) in das Öl im Volumen (5) eingetragen. Die Auswertung findet grundsätzlich statt, indem der Trennfaktor T_z bestimmt wird, der das Verhältnis zwischen der Anzahl dieser



eingetragenen Partikeln mit der Anzahl der auf dem Haftplättchen verbliebenen Partikeln, normiert auf die Gesamtpartikelzahl, darstellt.

Verwendete Modellpartikeln und Trägerfluide

Ansatz für die Auswahl der Modellpartikeln und Trägerfluide war die Zielsetzung, stoffspezifisch unterschiedliche Haftkräfte und Einflüsse durch das Additivsystem erkennen zu können. Wie bereits diskutiert, dispergiert Calciumsulfat-Dihydrat so fein, dass es mittels der Partikelanalytik nicht ausreichend gezählt werden kann. Daraus ergibt sich das Dilemma, dass entweder keine ausreichende Anzahl an Partikeln vorhanden ist, um eine Auswertung im Rahmen aller zu berücksichtigen Fehlereinflüsse durchführen zu können; gleichzeitig bedeutet aber die wesentlich höhere Dosierung zur Erreichung einer ausreichend hohen „sichtbaren Partikelzahl“ auch, dass die feinstdispersen Fraktionen ein Partikelsubstrat ergeben. Als Modellpartikeln wurden daher nur die in Kapitel 4 charakterisierten Calciumcarbonat- und Ruß-Partikeln verwendet. Als Trägerfluid ist zunächst die Verwendung von Frischöl naheliegend, doch enthält es, wie vorher bereits diskutiert, neben Additiven wie Detergenten auch durchaus entartete und mithin mikrone CaCO_3 Partikeln. Als Vergleichsmedium wurde daher weiterhin medizinisches Weißöl eingesetzt: Energol WM 6, ein hochreines Paraffinium subliquidum der Deutsche BP AG, Markt Schwaben. Das Weißöl weist eine Dichte und Viskosität auf, die der von Schmieröl (Referenzöl Frischöl) sehr ähnlich ist. Charakteristisch im Vergleich ist neben der Tatsache, dass nur die eindispersierten partikulären Stoffe enthalten sind, vor allem aber keine Detergenzien oder sonstigen oberflächenaktiven Substanzen enthalten sind.

Partikelzählung und Fehlerbetrachtung

Eine wesentliche Schwierigkeit und mithin größte Fehlerquelle für die Haftkraftuntersuchungen ergibt sich aus den sehr geringen Einzelmengen des Öls, welches für die Partikelzählung im sehr großen Mischungsverhältnis mit Xylol vermischt werden muss. Die auch im sehr sauberen Xylol dennoch enthaltenen Partikeln sorgen dadurch zu einer Verfälschung des Ergebnisses. Ein weiteres Problem besteht weiterhin darin, dass der konkrete genaue Partikelgehalt des Xylols nur in einer gewissen Bandbreite (80..500 Partikeln/ml) bekannt ist. Um den möglichen Einfluss dieses Fehlers sichtbar zu machen, wurden die Schwankungen



der Ergebnisse für alle möglichen Szenarien betrachtet und die Spreizung der Ergebnisse bewertet. Als verwertbares Messergebnis wird eines erachtet, bei dem der Fehlereinfluss der Xylol-Partikeln vernachlässigbar ist, also der Unterschied zwischen den Ergebnissen für Annahme von im Xylol enthaltenen 80 Partikeln/ml gegenüber dem Fall 500 Partikeln/ml nur marginal ausfällt. Insgesamt ergibt sich aus dem beschriebenen Umstand, dass eine genügend hohe Anzahl an Modellpartikeln im Bilanzvolumen enthalten ist. Als Obergrenze für die Dosierung an Partikeln im Trägerfluid ergibt sich jedoch die Zielsetzung, dass sich auf der Haftplatte möglichst eine Monoschicht an Partikeln ausbildet. Konkret wurde als Anzahlmaximum die Menge festgelegt, deren rechnerische Monoschicht-Fläche um mindestens Faktor 10 geringer als die Haftplättchenoberfläche ist. Bewertet wurden nur Partikeln der Größen $d_p = 4..7 \mu\text{m}$, da größere Partikeln meist nicht in für eine Auswertung ausreichend großer Zahl enthalten sind.

5.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Haftkraftversuche wurden jeweils mit vier Zentrifugen-Röhrchen durchgeführt, somit können vier Proben vermessen werden. Schließlich wurde für alle Ergebnisse die vorher beschriebene Methode angewandt und die mögliche Bandbreite der Ergebnisse aufgrund von Verfälschungen durch die im Xylol enthaltenen Partikeln ermittelt. Zusammengefasst werden die Ergebnisse schließlich als Trennkurve, welche sich aus den ermittelten Minimal- und Maximal-Werten herleitet. Ferner ergeben sich keine deutlichen Unterschiede für die Partikelgrößenklassen, daher wird die benannte Partikelgrößenklasse $d_p=4..7 \mu\text{m}$ als Gesamtmenge betrachtet, um die statistische Masse an relevanten Partikeln zu erhöhen. Die Darstellung erfolgt jeweils als Trenngrad in Funktion der Zentrifugendrehzahl; der allgemein wirkende Faktor ist somit abgebildet, die individuell wirkenden spezifischen Zentrifugalkräfte müssen einzeln ermittelt werden.

Der weitaus größte Teil der experimentellen Ergebnisse konnte leider nicht als brauchbar herangezogen werden. Insgesamt werden große Schwankungen bei den Ergebnissen beobachtet, welche die Bewertung von Trends oder Gesetzmäßigkeiten nicht seriös ermöglichen. Zusammenfassend kann jedoch eine Tendenz zu höheren Trenngraden für steigende Zentrifugalkräfte abgelesen werden, wie auch zu erwarten war.



Während stoffspezifische Unterschiede für die Modellpartikeln oder hinsichtlich des Trägerfluids nicht eindeutig erkannt werden konnten, darf jedoch festgestellt werden, dass schon für sehr geringe Trennkräfte eine Ablösung von Partikeln stattfindet. Insgesamt kann in der Bandbreite von Zentrifugendrehzahlen 200 bis 2000 U/min in den meisten Fällen ein Trenngrad T50 (also Ablösung der Hälfte der Partikeln und somit häufig als mittlere Trennkraft beschrieben) und T90 (als nahezu vollständige Ablösung) erreicht werden. Beispielhaft, um auch die Invarianz hinsichtlich Modellpartikeln und Trägerfluid zu zeigen, sind in Abbildung 5-3 die Trennkurven für die Fälle Frischöl-Ruß und Weißöl-Calciumcarbonat dargestellt.

Sichtbar ist eine tendenziell grundsätzliche Ähnlichkeit der Trennkurven; deutlich werden aber auch hier gleichzeitig die Schwankungsbreiten, welche für eine rechnerische Bestimmung von Haftkräften nur eine Ableitung als große Intervalle zulässt.

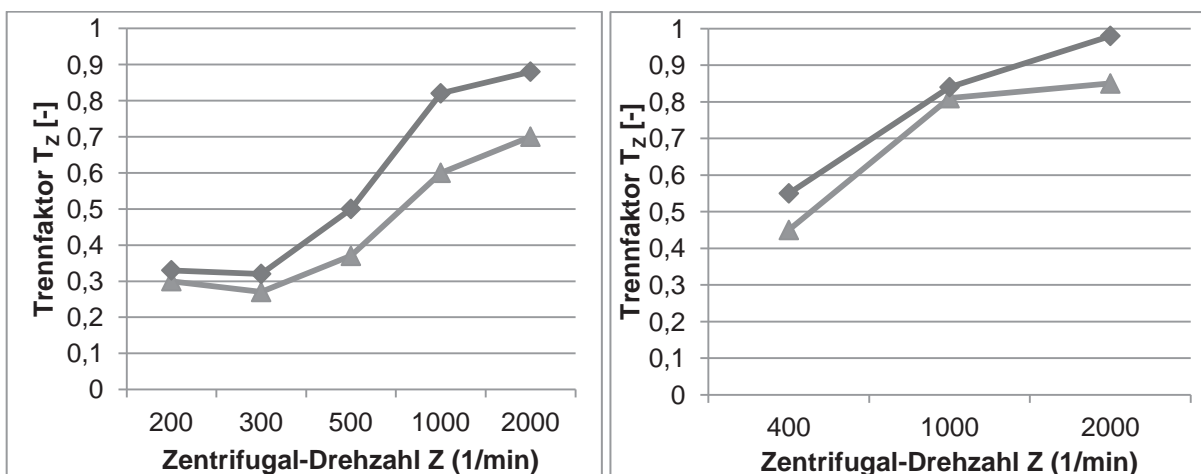


Abbildung 5-3 – Trenngrade für variable Zentrifugaldrehzahl Z – Fall Frischöl-Ruß (links), Fall Weißöl-Calciumcarbonat (rechts). Jeweils Darstellung der minimalen und maximalen Messwerte.

Zur Abschätzung einer Größenordnung für die wirkenden Haftkräfte sind im Diagramm in Abbildung 5-4 die auf drei Partikelgrößen ($d_p = [4,5 \mu\text{m}, 5,5 \mu\text{m}, 6,5 \mu\text{m}]$) wirkenden Zentrifugal-Wirkrkräfte F_z (angenommen wird eine mittlere Partikeldichte von $\rho = 2300 \text{ kg/m}^3$) als Funktion der Zentrifugendrehzahl dargestellt.

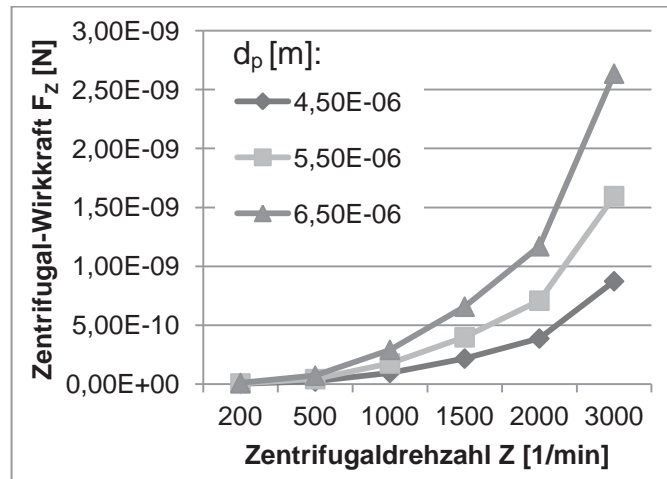


Abbildung 5-4 – Zentrifugal-Wirkräfte für unterschiedliche Partikeldurchmesser d_p in Abhängigkeit der Zentrifugendrehzahlen.

5.4 Interpretation und Schlussfolgerung

In diesem Abschnitt konnte verdeutlicht werden, dass die Haftmechanismen im Betrachtungsfall eine noch offene Fragestellung darstellen.

Die Haftkrafttheorie zeigt, dass eine deterministische rechnerische Betrachtung nur mit Idealisierungen möglich ist. Im Realfall ergeben sich jedoch zwangsläufig erhebliche Abweichungen zum Idealfall. Selbst für die Berechnung des Idealfalles sind keine einheitlichen Werte aus der Literatur zu entnehmen; einige relevante Parameter sind zudem gänzlich unbekannt.

Es ist plausibel, dass sich real eine sehr breite Haftkraftverteilung ergibt: jedes Partikel ist individuell und weist eine spezifische Kombination aus stofflicher Komposition, Oberflächenstruktur (insbesondere an der Haftstelle), Partikelgröße und -geometrie (der Partikelmassenschwerpunkt kann u.U. auch einen Einfluss auf die Haft- bzw. Trennmechanik haben) auf und damit auch eine spezifische resultierende Kräftebilanz. Somit überrascht es letztlich kaum, dass bei den experimentellen Studien eine sehr große Schwankungsbreite für die Partikelhaftkräfte beobachtet wird. Insgesamt ergeben sich die Haftkräfte im Versuch in der Größenordnung zwischen $1\text{E-}10$ und $1\text{E-}9$ N.

Ein Vergleich der im Diagramm in Abbildung 5-4 dargestellten Zentrifugal-Wirkräfte mit den in Tabelle 5-1 berechneten Werten für größere Haftabstände weist damit zumindest Ähnlichkeiten auf. Insgesamt darf aber von einer relativ breiten Haftkraftverteilung insgesamt ausgegangen werden. Auch ist nicht klar, ob die



ähnlichen rechnerischen Zahlenwerte tatsächlich auf eine korrekte Berechnung hinweisen; schließlich ist ein sehr relevanter Wert – der Haftabstand – ja unbekannt. Ferner darf festgestellt werden, dass die im System Luft-Restflüssigkeit durch Kapillarkräfte dominierten Partikel-Haftkräfte um mehrere Größenordnungen höher anzunehmen sind, als die van-der-Waals-Haftkräfte im flüssigkeitsgefüllten Fall.

Als Gesamtfazit für die Betrachtung der Haftmechanik muss die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die ursprünglich erwünschten Erkenntnisse nicht zufriedenstellend ermittelt werden konnten. Somit bleiben Haftkraft und haftmechanischer Prozess für den betrachteten Anwendungsfall eine nur sehr marginal geklärte Fragestellung. Sehr deutlich wird dies, dass hier zudem nur der Fall Kugel-Platte betrachtet wurde: Der Fall eines auf einer Filterfaser haftenden Partikels ist im Vergleich noch einmal deutlich komplexer und mit einer exponentiell erhöhten Varianz anzunehmen.

Da den hier präsentierten Ergebnissen sehr umfangreiche Studien zugrunde liegen, ist auch nicht klar, inwieweit ein wesentlicher Erkenntniszuwachs für die relevanten Prozesse und Gesetzmäßigkeiten von weiteren vertieften Arbeiten erwartet werden darf.

Vielmehr wird die Vermutung angestellt, dass die Ergebnisse die Unmöglichkeit dokumentieren, definierte Haftkraftwerte zu ermitteln. Für etwaige Ansätze für numerische Studien stellt dieser Umstand vermutlich das größte Hindernis dar.



6 Ultraschall im Schmierölmedium

Die Betrachtung der Gesetzmäßigkeiten betreffend Ultraschall im Schmieröl stellt gewissermaßen einen Vorgriff auf die im folgenden Kapitel behandelte Betrachtung der ultraschallüberlagerten Rückspülung dar. Es darf an dieser Stelle schon erwähnt werden, dass ein positiver Effekt für die hydrodynamische Filtrerrückspülung durch Ultraschallüberlagerung nachgewiesen werden konnte.

Neben der Betrachtung von Ultraschall im Schmierölmedium mit Hinblick auf die Propagation als Druckwellen und somit abgeleiteter primärer Schalleffekt (auch in Übersetzung als hydrodynamischer Mechanismus), ist jedoch das zentrale Thema hier die Ultraschallkavitation. Zielsetzung ist es, insbesondere im Bezug auf den Anwendungsfall, diese Effekte als mechanische Auswirkungen unter Varianz der Umgebungsbedingungen beschreiben und parametrisieren zu können; darüber hinaus werden Möglichkeiten der Messung bzw. Detektion untersucht und bewertet.

6.1 Grundlagen und Technik Ultraschall

Mechanische Schwingungen mit Frequenzen >16 kHz, die also knapp oberhalb des für Menschen hörbaren Bereichs liegen (bis zu 1 GHz) werden gemeinhin als Ultraschall bezeichnet [158]. Ultraschall in der technischen Anwendung wurde in den vergangenen Jahrzehnten intensiv erforscht; zur vertiefenden Lektüre existiert eine umfangreiche Literaturlage [159] [160] [161] [162] [158] [163] [164].

In Flüssigkeiten breitet sich der Schall in Form von Longitudinalwellen aus. Millner [162] liefert eine anschauliche Beschreibung der Ausbreitung eines solchen Wellentyps mit einem Feder-Masse-Modell. Die Fluidmoleküle werden dabei als Massepunkte dargestellt, welche durch Federn miteinander verbunden sind. Wird ein Massepartikel aus seiner Ruheposition bewegt, pflanzt sich diese Bewegung über die Federn Stück für Stück auf die weiteren Massepunkte in der Gitterstruktur fort und führt dann schließlich zu einer Auslenkung des Massepunktes (Fluidmoleküls) am anderen Ende des Modell-Gitters. Anders gesagt kann die Schallpropagation im Fluid als Ausbreitung von Kompressions- (Druckerhöhung) und Dilatationsstellen (Druckerniedrigung) beschrieben werden.

Grundsätzlich setzt sich gemäß Bäßler [165] die Energie eines Ultraschallfeldes in einem Fluid aus den Komponenten kinetische und potentielle Energie der elastischen



Deformation zusammen. Bäßler [165] leitet unter Hinzunahme der Schallgeschwindigkeit einen Ausdruck für die Schallintensität gemäß Formel 6-1 ab. Die Schallintensität I ist gleich der Ultraschalleistung P_{US} , welche bezogen auf die Schallübertragungsfläche A_{US} in das Medium eingetragen wird.

$$I = \frac{1}{2} \rho \cdot c \cdot f^2 \cdot \varepsilon_0^2 = \frac{P_{US}}{A_{US}} \quad \text{Formel 6-1}$$

Eine Schallwelle mit Schallintensität I_0 direkt am Schallerreger erfährt bei seiner Ausbreitung über die Entfernung z Schwächung, so dass bei Ausbreitung in z -Richtung eine kontinuierliche Abnahme auf die Intensität $I(z)$ erfolgt. Breitbach [166] beschreibt die sich ergebende Dämpfung als Produkt der einzelnen Beiträge der Schalldämpfung aus Absorption im Medium D_{abs} , der Schallfeldgeometrie D_{geo} , der Reflektion an Grenzschichten D_{refl} und der Streuung D_{streu} . Die Abnahme der Schallintensität als Funktion der Ausbreitung lässt sich gemäß Breitbach [166] als exponentielle Funktion in Formel 6-2 darstellen. Der Dämpfungskoeffizient α ist fluidspezifisch.

$$I(z) = I_0 \cdot e^{-2 \cdot \alpha \cdot z} \quad \text{Formel 6-2}$$

Weiterhin sind bei der Schallausbreitung in Systemen, die Festkörper enthalten, Schallreflektions und -transmissionseffekte beim Auftreffen der Schallwellen zu berücksichtigen. Für poröse Medien, wie zum Beispiel Faserstrukturen, kann dieses Auftreffen einer Schallwelle gemäß Albracht [61] schematisch wie folgt beschrieben werden: Ausgangspunkt ist die Aufteilung des Schalls in einen reflektierten Teil ρ_s und in einen Teil α_s , der von der porösen Struktur aufgenommen wird. Der Teil der Schallenergie, die in die poröse Struktur übertritt, wird dann teilweise dissipiert, der restliche Teil der Energie kann durch die Struktur hindurchgehen. Formal stellt sich dieser Zusammenhang also wie folgt dar:

$$1 = \rho_s + \alpha_s = \rho_s + \tau_s + \delta_s \quad \text{Formel 6-3}$$

Da Vliesmedien also ein sehr hohes Schallabsorptionsvermögen aufweisen, werden diese Materialien auch häufig für die Herstellung von schallschluckenden Strukturen verwendet [61]. Für Vertiefungen zum Thema Schallausbreitung in porösen Feststoffen sei auf die Literatur verwiesen [167] [168] [169] [170].



Für die Erzeugung von Ultraschallwellen werden in der industriellen Anwendung üblicherweise piezoelektrische Keramiken verwendet, deren Funktion basiert dabei auf dem inversen piezokeramischen Effekt. Als Piezomaterial für Ultraschallerzeuger werden häufig Keramiken eingesetzt, sehr verbreitet ist dabei Bleizirconat-Titanat (PZT) [162]. Als Ausgangsmaterial liegt dieses als kristallines Pulver vor, welches gemäß klassischem Keramik-Herstellungsverfahren zu einem Piezokörper geformt wird. Da dieser „Rohling“ zunächst jedoch noch keine einheitliche elektrische Achse aufweist (welche für eine gezielte Längenausdehnung vonnöten ist), muss die Keramik noch polarisiert werden. Dies findet statt, indem das Material unter angelegter Hochspannung oberhalb der sogenannten Curie-Temperatur erhitzt (bei PZT ist dies ca. 300°C) und dadurch polarisiert wird. Wird unter weiterhin angelegtem elektrischem Feld die Keramik wieder auf Raumtemperatur abgekühlt, bleibt die Polarisation bestehen [160]. Somit bestimmt der Curie-Punkt auch die maximale Betriebstemperatur. Wird ein Ultraschallwandler also in einem überhöhten Leistungsbereich betrieben bzw. keine ausreichende Wärmeabfuhr gewährleistet, kann er sich über diese Polarisations Temperaturschwelle erhitzen, wodurch die Polarisation wieder verloren geht und das Piezoelement fortan nicht mehr funktionsfähig ist.

In der technischen Ausführung als Ultraschallerzeuger werden häufig Verbundschwinger verwendet. Dies ist darin begründet, dass sich Piezokeramiken nur mit einer begrenzten Dicke wirtschaftlich herstellen lassen. Daraus resultiert jedoch eine sehr hohe Eigenfrequenz eines einzelnen Piezoelementes (0,2-20 MHz). Abhilfe schafft ein Aufbau, bei dem in der Mitte zwei Piezokeramik-Elemente – ausgeführt als Lochscheiben – mit jeweils einem Metallelement in Schallausbreitungsrichtung und an der Gegenseite mittels einer Spannschraube axial gekoppelt werden. Daraus ergibt sich entsprechend eine niedrigere Eigenfrequenz [162].

6.2 Nichtlineare Akustik und Ultraschallkavitation

Bei Ultraschall mit sehr hohen Schallwechseldrücken treten sogenannte nichtlineare Effekte auf. Dabei sind insbesondere zu benennen [171]: Akustische Kavitation / Ultraschallkavitation, Rayleighscher und Langevinscher Schallstrahlungsdruck, akustische Strömungen sowie Wellenaufteilung und Stoßwellen.



Ultraschallkavitation

Einen der wichtigsten sekundären Ultraschalleffekte stellt die Ultraschallkavitation (auch Akustische Kavitation genannt) dar. Dies, weil zum einen viele Ultraschallanwendungen (z.B. Reinigungsbäder) hauptsächlich darauf basieren; zugleich können Kavitationseffekte aber auch zu Beschädigungen in Form von Oberflächenerosion führen.

Akustische Kavitation tritt auf, wenn während der Unterdruckphase der Schallwelle die Flüssigkeit einer ausreichend großen Zugspannung ausgesetzt wird und sich dadurch Hohlräume in Form von Blasen bilden können. Abhängig von ihrem Entstehungsprozess und der resultierenden Blasenart lässt sich dabei zwischen Gasblasen- und Dampfblasenkavitation unterscheiden.

- (i) **Gasblasenkavitation** (auch weiche oder Schwingungskavitation genannt) beruht auf im Fluid gelösten Gasen. Während der Unterdruckphase durch den Schall können weitere Gase in vorhandene Bläschen hinein diffundieren, wodurch die einzelnen Bläschen weiter wachsen. Während der Überdruckphase durch die positive Schallamplitude kommt es zur Kompression der Blasen, jedoch kann das enthaltene Gas nicht so schnell entweichen. Das liegt nach Rozenberg [159] daran, dass während der Expansionsphase die Oberfläche sich im quadratischen Verhältnis zum Blasenradius vergrößert, entsprechend wird die Diffusion von gelösten Gasen in das Blaseninnere gegenüber der Kompressionsphase begünstigt, wenn die Blasen zusammengedrückt werden. Durch diese gerichtete Diffusion kann die Blase also immer weiter wachsen. Die Blasen vollziehen daher eine Schwingungsbewegung. Wachsen die Blasen immer weiter (daher auch als *stabile Kavitation* bezeichnet) und überschreiten dabei eine kritische Größe, implodieren sie; durch das innere Gaspolster wird diese Implosionsbewegung allerdings gebremst, wodurch dieser Prozess relativ sanft verläuft.
- (ii) **Dampfblasenkavitation:** Wird ein bestimmter Schwellwert durch den schallinduzierten periodischen Unterdruck betragsmäßig überschritten, so dass die Flüssigkeitsspannung überschritten wird und Blasen können entstehen, die mit dem Gas der verdampften Flüssigkeit gefüllt sind; daher wird dieses Phänomen häufig auch als *echte Kavitation* bezeichnet. Auch diese Blasen wachsen während der Unterdruckphase und werden während



der Überdruckphase komprimiert. Häufiger jedoch, man spricht dann von transienter Kavitation, haben die Blasen eine Lebensdauer von weniger als einer Schwingungsperiode. Wird die kritische Blasengröße überschritten, kollabieren auch diese Blasen. Da innerhalb der Blasen ja kein oder sehr wenig Gaspolster enthalten ist, implodieren die Blasen immer schneller bzw. fast ungebremst und es kommt zu einer Energiekonzentration, die kurzzeitig lokal zu enorm hohen Temperaturen und Drücken führen (Suslick [172] schätzt diese mit 5.000 K und 500 bar ab), was häufig mit *Hot Spot* bezeichnet wird.

Um die Zugspannung einer idealen Flüssigkeit zu überschreiten, so dass es zur beschriebenen harten Kavitation kommt, sind enorm hohe Unterdrücke notwendig; gemäß Suslick [172] sind das für reines Wasser theoretisch mehr als 1000 bar Unterdruck, Lange [173] berechnete sogar noch deutlich höhere Werte.

Reale Flüssigkeiten enthalten jedoch viele Kavitationskeime, also Komponenten, die als Fehlstellen wirken oder zur lokalen Herabsetzung der Oberflächenflächenspannung führen. In Frage kommen in erster Linie gelöste Gase, aber auch Partikeln oder polare Komponenten. Auf sumergierten Oberflächen können sich in Ritzen und Poren Gastaschen bilden, daher entstehen harte Kavitationsbläschen typischerweise auf Grenzflächen. Gleichmaßen haben auch enthaltene partikuläre Substanzen häufig Gaseinschlüsse, womit diese einen ähnlichen Beitrag liefern.

Obwohl beide beschriebenen Kavitationsblasentypen implodieren, wird eine mechanische Wirkung in erster Linie durch Dampfkavitations-Blasen wegen des schnellen ungebremsten Zerfalls hervorgerufen. Die Effekte treten insbesondere auf Oberflächen im Nahbereich von implodierenden Blasen auf. Dafür sind aber nicht allein die vorher benannten extrem hohen lokalen Temperaturen und Drücke verantwortlich (welche ja auch schnell in die umgebende Flüssigkeit dissipieren). Zum einen werden durch die kollabierenden Blasen Schockwellen ausgesandt. Zusätzlich konnte beobachtet werden, dass sich bei der asphärischen Implosion von Kavitationsblasen ein sogenannter Microjet ausbildet – ein Flüssigkeitsstrahl, welcher mit hoher Geschwindigkeit auf die benachbarte Oberfläche trifft [174]. Suslick [172] schätzt die Flüssigkeitgeschwindigkeit auf über 100 m/s ab.

Mit steigender Anzahl an lokalen Blasenimplosionen verstärkt sich die erosive Wirkung mit zunehmender Anzahldichte an Kavitationsblasen; Brennen [176] misst



diesen *kooperativen Effekten* eine sehr große Bedeutung zu. Auch muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass Kavitationsblasen, welche vor ihrer Implosion auch Gase enthielten, bei ihrer Implosion zusätzlich eine große Anzahl an Mikroblasen bilden, die wiederum als lokale Keime für neue Kavitationsblasen wirken können.

In welchem Umfang die beiden genannten Effekte für die beobachteten Oberflächenerosionseffekte jeweils zuzuordnen sind, ist nicht vollständig geklärt. Gemäß Leighton [177] hat der Schockwellen-Mechanismus nur Auswirkungen auf Oberflächen, welche sich etwa innerhalb des Radius der Ausgangsblase befanden. Die Wirkung ist also sehr beschränkt. Auch generell werden in der Literatur häufiger Microjets mit der Entstehung von Erosionseffekten in Verbindung gebracht.

Einflussfaktoren für Ultraschallkavitationseffekte

Eine genaue Prognose der zu erwartenden Kavitationseffekte ist aufgrund der komplexen und zum Teil auch in Wechselwirkung stehenden Einzelfaktoren nicht möglich. In Folge werden einige dieser Faktoren auch mit Bezug auf den Anwendungsfall diskutiert, um diese Tatsache noch weiter zu verdeutlichen.

- (i) **Ultraschallfrequenz:** Aus Formel 6-1 wird ersichtlich, dass mit geringerer Frequenz bei gleicher Leistung eine größere Schallamplitude erreicht werden kann. Somit wird die Überschreitung der Kavitationsschwelle und damit die Entstehung von Kavitationsblasen durch geringere Frequenzen begünstigt. Gleichzeitig ist auch ersichtlich, dass aufgrund des Entstehungsprozesses für Kavitationsblasen, mit geringerer Frequenz zum einen zwar weniger Blasen entstehen, diese aber mehr Zeit zum Wachsen haben und somit größer werden. Als Vergleich kann die Dauer des Unterdruckzyklus für 20 kHz mit $25 \mu\text{s}$ ($1/2 f$) und für 20 MHz mit $0,024 \mu\text{s}$ berechnet werden [178]. Gleichzeitig bedeutet der letzte Aspekt auch, dass die Blasenimplosionen der geringeren Anzahl an Blasen damit auch heftiger ausfallen.
- (ii) **Ultraschallintensität und Schallamplitude:** Klar ist, dass mit steigender Schallintensität, insbesondere Schallamplitude, auch mehr Kavitationsblasen entstehen können; auch entstehen mehr harte Kavitationsblasen und somit ist mit ausgeprägteren Blasen-Implosionseffekten zu rechnen. Zusätzlich verstärkend hinsichtlich der harten Kavitationsimplosionen wirkt auch die Tatsache, dass mit steigender Schallamplitude auch der Druck der Überdruckphase, welcher die Geschwindigkeit und damit auch die Intensität



des Blasenkollapses bestimmt, größer wird. Gleichzeitig muss jedoch erwähnt werden, dass für die Größe der in die Flüssigkeit eintragbaren Schallintensität ein Maximalwert existiert, da es zum einen zu einer Entkoppelung („Decoupling Phenomenon“ nach Wilson [179]) kommen kann und gleichzeitig ein ausgeprägtes Blasenfeld um den Schallerreger in der Flüssigkeit eine Dämpfung verursacht [179].

- (iii) Externer Druck:** Wird der statische Druck im System erhöht, so verringert sich damit die wirksame Unterdruckamplitude durch den Schall. Dadurch kann bis zu einem Grenzwert die Entstehung von Kavitationsblasen unterdrückt werden, wenn der notwendige Unterdruckgrenzwert nicht mehr erreicht wird. Wird der Unterdruck-Grenzwert durch entsprechend erhöhte Unterdruckamplitude aber erreicht, so werden die harten Kavitationsblasen in der Kompressionsphase einem höheren Druck ausgesetzt; kollabieren sie, so fallen die Implosionen heftiger aus, da eine höherer Druck als Treiber wirkt [177].
- (iv) Temperatur:** Als indirekter Einflussfaktor durch die Temperatur wird das Lösungsvermögen für Gase benannt. Gemäß Bäßler [165] nimmt das Lösungsvermögen mit steigender Temperatur ab und somit sinkt mit der Anzahl dieser Kavitationskeime auch die Kavitationsintensität. Gleichzeitig bestimmt für den Fall Schmieröl die Temperatur auch wesentlich die Medienviskosität, deren Einfluss in Folge beschrieben wird. Wilson [179] hingegen geht davon aus, dass die Kavitationsschwelle mit steigender Temperatur sinkt und begründet dies mit einer sinkenden Flüssigkeitsviskosität und Oberflächenspannung; diese Faktoren werden in Folge erläutert. Für Wasser ergibt sich nach Kurtze [180] eine maximale Kavitationsintensität bei ca. 55 °C, da eine weitere Temperaturerhöhung bis zum Siedepunkt mit einer Erhöhung des Flüssigkeitsdampfdruckes einhergeht. Wie sich dieser Effekt für Schmieröl gestaltet, da dessen Siedepunkt ja deutlich höher ist, ist nicht bekannt.
- (v) Fluidviskosität:** Gemäß Kuttruff [161] kann ein Viskositätseinfluss bei Frequenzen im unteren Ultraschallbereich vernachlässigt werden. Laut Breitbach [166] sinkt die Kavitationsneigung mit steigender Viskosität – gleichzeitig nimmt aber die Intensität der Blasenimplosionen zu.



- (vi) Oberflächenspannung:** Nach Rozenberg [159] wird durch eine erhöhte Oberflächenspannung des Fluids das Wachstum von Kavitationsbläschen ein wenig behindert, es treten also im Vergleich weniger Bläschen auf; auch wachsen diese im Schnitt zu einer geringeren Größe an. Gleichzeitig kollabieren sie aber erst bei Erreichen eines höheren Kompressionswertes und implodieren damit heftiger. Rozenberg [159] stellt ferner einen klaren Zusammenhang zwischen Abtrag durch Kavitationserosion und Fluidoberflächenspannung fest. Dies kann somit als Indikator für die Heftigkeit der transienten Kavitationsblasenimplosionen herangezogen werden.
- (vii) Dampfdruck der Flüssigkeit:** Gemäß Breitbach [166] kann bei einem niedrigen Dampfdruck die Kavitation schon bei niedrigeren Ultraschallintensitäten einsetzen. Da die harten Kavitationsbläschen dann aber mehr Flüssigkeitsdampf enthalten, wird der Blasenzerfall dadurch stärker gebremst. Der Sattdampfdruck der Flüssigkeit bestimmt nach Rozenberg [159] die Gegenkraftkomponente, welche der Kavitationsblasenimplosion entgegen wirkt. Somit sinkt auch der mechanische Effekt durch Blasenimplosionen für steigende Dampfdrücke.
- (viii) Gelöste Gase:** Zum einen begünstigt gemäß Rozenberg [159] gelöstes Gas im Fluid als Kavitationskeim die Bildung von Kavitationsblasen, gleichzeitig steigt damit auch die gerichtete Diffusionsrate während der Unterdruckphase; insgesamt entstehen damit mehr weiche Kavitationsblasen. Es darf davon ausgegangen werden, dass bei hohem Anteil an gelösten Gasen also insgesamt auch weniger harte Kavitationsblasen entstehen. Mason [181] konnte für entgastes Wasser im Vergleich zu Wasser, welches gelöste Gase enthält eine (im Bezug auf Ultraschalleistung) fast um eine Zehnerpotenz höhere Kavitationsschwelle beobachten. An dieser Stelle muss auf das enorm hohe Lösungsvermögen für Luft bei Öl hingewiesen werden.
- (ix) Disperse Stoffe und Additive:** Wie erläutert, beruht bei realen Flüssigkeiten die Bildung von harten Kavitationsblasen wesentlich auf dem Vorhandensein von kleinen Gaseinschlüssen oder sonstigen „Fehlstellen“ in der Fluidintegrität. Insgesamt ist also zu erwarten, dass disperse Stoffe sogar die Kavitationsschwelle herabsetzen können; für Verhältnisse, bei denen auch so schon die harte Kavitationsschwelle überschritten worden ist, darf mit einer



deutlichen Steigerung für die weitere Bildung von harten Kavitationsblasen gerechnet werden. Gemäß Esche [182] spielen für den beschriebenen Effekt auch Grenzflächen, wie Behälterwände eine Rolle; es konnte gezeigt werden, dass die Kavitationsschwelle an einer metallischen Oberfläche etwa um die Hälfte geringer ist als in einem freien Flüssigkeitsvolumen.

Messung und Detektion von Ultraschallkavitation

Strenggenommen bezieht sich der Kavitationsbegriff auf die entstehenden Kavitationsblasen.

Gaskavitationsblasen erreichen dabei durchaus Größen, die mit dem bloßen Auge in klarer Flüssigkeit sichtbar sind. Kleinste Kavitationsblasen können zu sichtbarer Trübung der Flüssigkeit führen, welche aber schwerlich von Schlierenbildung aufgrund lokaler Dichteschwankungen der Schallausbreitung als Primäreffekt zu unterscheiden sind. Neben der visuellen Betrachtung der Kavitationsblasen existieren weitere Ansätze und Methoden, die sich insbesondere auf die Betrachtung auch der Dampfkavitationseffekte beziehen; diese werden in Folge insbesondere mit Hinblick auf den Betrachtungsfall diskutiert. Einen allgemeinen Überblick liefern Jüschke und Koch [183].

(i) Beurteilung der Erosionswirkung

Anhand der Betrachtung von deren Erosionswirkung, kann vor allem die Aktivität von Dampfblasenkavitation beobachtet werden; somit ergibt sich ein direkter Bezug auf relevanten Kavitationsmechanismus und gleichzeitig auch die für die Anwendung relevante Schädigung. Ein typisches Vorgehen für die Bewertung ist die makroskopische und mikroskopische Untersuchung der dem Ultraschallfeld gegenüber exponierten Bereiche und Oberflächen des Prüfkörpers.

Grundsätzlich ist es sinnvoll, als Prüflingsmaterial ein solches zu verwenden, welches empfindlicher gegenüber einem mechanischen Materialabtrag erachtet werden kann als das Realmaterial. Auch ist es möglich, eine Schicht mit definierten Eigenschaften herzustellen, mit Hilfe derer Erosionsspuren betrachtet werden können. Eine technische Empfehlung [184] beschreibt die Erosionsbetrachtung mittels einer künstlichen Schmutzschicht zur Prüfung von Ultraschallbädern (Quantifizierung des Abtrages durch gravimetrischen Vorher-Nachher-Vergleich); Strobel [175] entwickelte eine „Kavitationstestschicht“ als Schichtung von Nickel, Zinn und Kupfer, welche auf eine Substratschicht aufgetragen werden kann.



Als Nachteil dieses Verfahrens erkennt man Kavitationseffekte erst dann, wenn schon eine sichtbare Oberflächenbeschädigung entstanden ist. Zudem ist dafür unter Umständen eine mikroskopische Betrachtung notwendig, welche insbesondere für schwer oder gar nicht zugängliche Stellen ein Problem darstellt.

(ii) Betrachtung des Schallspektrums

Schwingen und implodieren Kaviationsbläschen speziell in Wechselwirkung mit Oberflächen, so geschieht dies nicht lautlos. In der Literatur sind vielfach Ansätze benannt, wie Kavitationsereignisse mit charakteristischen Komponenten im Schallspektrum einhergehen. Genannt werden dabei vor allem Spektralanteile, die sich neben der Erregerfrequenz sichtbar ausbilden. Ein kontinuierliches Frequenzspektrum (Rauschen über die komplette Frequenzbandbreite) wird von Lange und Esche [173] [182] als charakteristisch erachtet. Ferner werden sehr häufig Subharmonische, Ultraharmonische oder Vielfache der Ultraschallerregerfrequenz als Phänomen der Ultraschallkavitation genannt [182] [185] [161]. Ein breitbandiges Rauschen oberhalb (weißes Rauschen) oder unterhalb der Erregerfrequenz sieht Millner [162] als Kennzeichen für Kavitation.

Ein klares Bild lässt sich aufgrund der Literaturlage nicht zeichnen. Viele Phänomene, wie das Auftreten von Schallspektralanteilen, rühren in den meisten Fällen aus charakteristischen und individuellen Umgebungsbedingungen her. Die Aussagekraft ist somit nur für definierte Systemparameter möglich, ein robustes allgemein anwendbares Bewertungsverfahren lässt sich nicht erwarten. Konkret lässt sich kein klares Merkmal für die Erkennung von harter Kavitation erschließen.

(iii) Betrachtung der Energieaufnahme des Schallwandlers

Eine Korrelation der Ultraschallintensität und der Leistungsaufnahme des Schallgenerators ist unumstritten [186]; eine formale Darstellung ergibt sich mit dem elektromechanischen Kopplungsfaktor, der den Bezug zwischen Energieaufnahme und Kraft bzw. Auslenkung herstellt, wie beispielsweise von Gnad [187] beschrieben. Steht ein Ultraschallerzeuger mit Amplitudensteuerung zur Verfügung, können Veränderungen der Leistungsaufnahme gemessen werden. Für eine Zuordnung im Bezug auf das Kavitationsverhalten müsste jedoch zumindest bekannt sein, inwieweit sich Kavitationsereignisse im Fluid auf die Schwingungs- und Kraftsituation an der Schallerregeroberfläche auswirken; ferner müsste klar sein, wie sich die



Energieaufnahme des Piezoelementes und somit die Leistungsaufnahme des Ultraschallgenerators dadurch verändert. Diese Mechanismen und Wechselwirkungen sind für die betrachteten Systemkonstellationen jedoch leider gänzlich unbekannt.

(iv) Sonochemische Effekte und Sonolumineszenz

Durch die extremen Bedingungen, die im Zentrum einer Kavitationsblasenimplosion herrschen, können chemische Reaktionen begünstigt oder ausgelöst werden; dieses Phänomen wird als Sonochemischer Effekt bezeichnet [172]. Ausführlich wurde dieses Phänomen unter anderem von Witekowa [188] und Mason [189] betrachtet, ferner existieren auch anwendungsspezifische Berichte [190] [191] [192] [193]. Grundsätzlich wird der Nutzen dieses Mechanismus für die großtechnische Anwendung im Vergleich zu mechanischen und thermischen Effekten als sekundär erachtet [165], jedoch weisen aktuelle Arbeiten [194] diesem Effekt speziell unter Hinzugabe von verstärkenden Additiven ein großes Potenzial zu.

Grundsätzlich lässt sich neben der Klassifikation als erwünschter oder unerwünschter Wirkmechanismus auch eine Indikatorfunktion für harte Kavitationsereignisse ableiten. In diesem Falle werden gezielt Modellreaktionen, genauer gesagt deren Reaktionsprodukte, betrachtet. Für Wasser kann gemäß Kuttruff [161] zum Beispiel eine Spaltung von Wassermolekülen in Wasserstoff und Wasserstoffperoxid als Modellreaktion herangezogen werden. Für Schmieröl existieren keine bekannten Modellreaktionen, die eine ähnliche phänomenologische Messung ermöglichen.

6.3 Experimentelle Untersuchungen

Für den Realbetrieb mit Ultraschall im Filterapparat stellen die möglichen schädlichen Auswirkungen durch Sekundäreffekte des Ultraschalls, konkret also vorher benannte Ultraschallkavitationserosionseffekte, die einzig wesentliche Gefahr für die Anwendung dar. Zu klären ist daher, unter welchen Randbedingungen und durch welche Systemparameter mit derartigen Effekten gerechnet werden muss und welche Maßnahmen gegebenenfalls vorgenommen werden können um einen Schadenseffekt auszuschließen. Die experimentellen Studien zielen daher auf die Ableitung von Gesetzmäßigkeiten für harte Kavitationseffekte und die Messung oder Detektion dieser durch technische Maßnahmen ab.

6.3.1 Material und Methoden

(i) Schallerzeugeranlage

Kernkomponente für alle Ultraschallversuche ist die Ultraschallerzeugeranlage. Um eine möglichst definierte Konstanz der Ultraschallerzeugung zu erreichen, wird ein Ultraschallerzeugeraufbau vom Typ UIP500 von Hielscher Ultrasonics GmbH, Teltow verwendet. Der Aufbau dieser Schallerzeugeranlage ist in Abbildung 6-1 (links) schematisch dargestellt. Als Hauptkomponenten sind dabei der Ultraschallgenerator, der Ultraschallwandler und die Sonotrode zu nennen. Zwischen die Sonotrode und den Ultraschallwandler kann ein sogenannter Booster eingebaut werden; dadurch kann eine Übersetzung der Amplitude im Verhältnis (hier Faktor 1,8) zwischen Wandler und Sonotrode (Erhöhung oder Senkung) erreicht werden. Für eine detaillierte Beschreibung der technischen Prinzipien und Auslegung dieser Anlagen wird auf eine technische Empfehlung [195] verwiesen. Die Anlage erzeugt eine Ultraschallfrequenz von 20 kHz (+/- 1 kHz) mit einer maximalen Leistung von $P_{us}=500$ Watt; als wichtige Besonderheit ist die Amplitudensteuerung zu nennen, eine eingestellte Amplitude (also Auslenkung der Sonotrodenspitze) wird durch das System unabhängig von den Umgebungsbedingungen konstant gehalten. Durch den beschriebenen Booster kann eine Amplitudenbandbreite von $\epsilon=3,47$ bis $\epsilon=25$ μm eingestellt werden.

Neben der Sonotrode mit kegeliger Spitze standen noch weitere Geometrien zur Verfügung; eine Auswahl wird in Abbildung 6-1 (rechts) dargestellt: weiterer Grundtyp war dabei eine flache Form, darüber hinaus wurden diverse Sonderbauformen (hier beispielhaft dargestellt) gebaut.

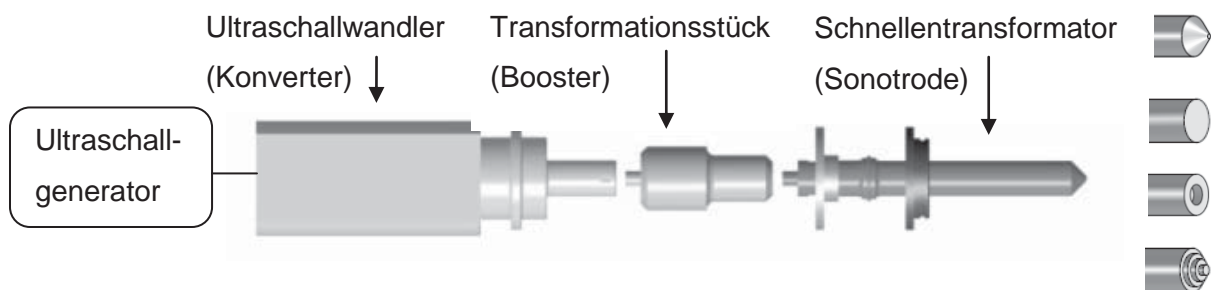


Abbildung 6-1 – Schematischer Aufbau Ultraschallerzeugeranlage (links) – Varianten Sonotrodenspitzen (rechts)

Durch die unterschiedliche Form der Schallübertragungsfläche ergeben sich zum einen veränderte Schallfeldeigenschaften hinsichtlich der Ausbreitung und entsprechender Reflektions- und Interferenzeffekte. Insbesondere findet je nach Form aber eine unterschiedliche Konzentration der Schallenergie statt.

(ii) Druckzelle

Mit Hinblick auf die später beschriebenen Untersuchungen zur ultraschallüberlagerten Filtrerrückspülung stellt die bereits erwähnte *Filtratest* Druckfilterzelle eine Referenzgeometrie dar. Für explizite Untersuchungen des Schallfeldes und von Ultraschallkavitationseffekten wurde daher eine Druckzelle gebaut, die diese geometrisch nachbildet (Abbildung 6-2).

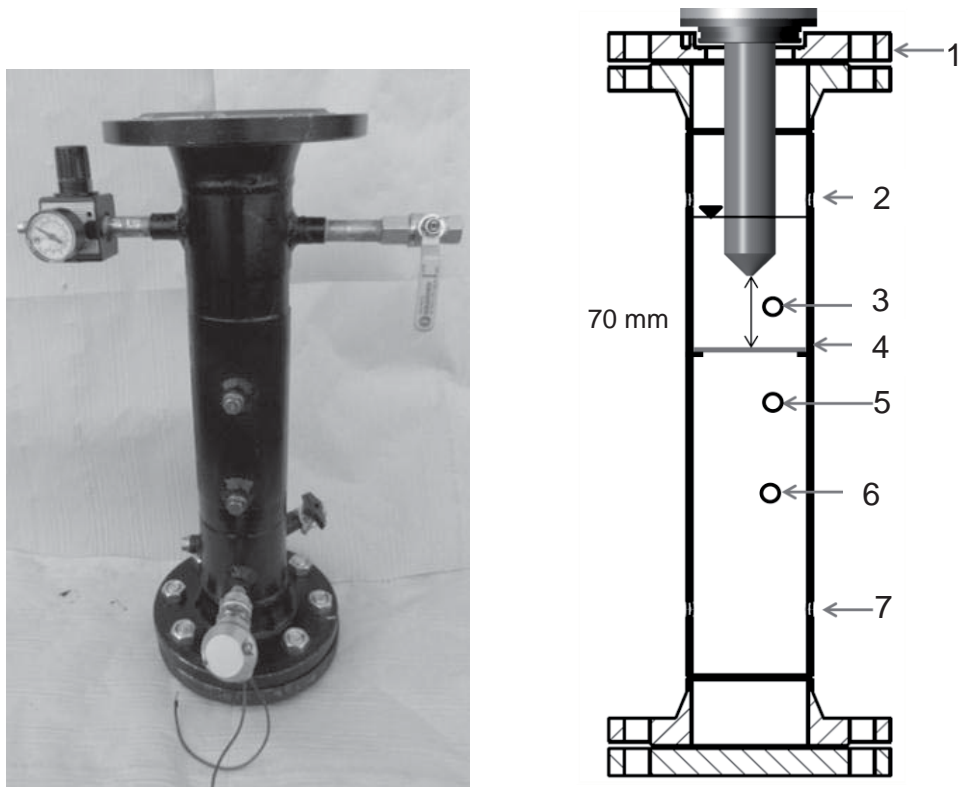


Abbildung 6-2 – Versuchsaufbau Schallrohr: Aufbau (links), Schnittbild schematisch (rechts)

Der Grundkörper ist ein DN80-Rohr, mittels Flanschverbindung und entsprechendem Adapterflansch (1) kann der vorher beschriebene Ultraschallerzeugeraufbau oben montiert werden; die Sonotrode ragt dabei wie in Abbildung 6-2 (rechts) schematisch dargestellt, in den druckdichten Innenraum hinein. Die Sonotrodenspitze hat einen Abstand von 70 mm zu einem Trägerring (4), auf dem entsprechende



Prüflingsronden eingelegt werden können. Für den Versuch wird die Druckzelle mit Öl befüllt und kann mit Druckluft (2) unter einen definierten Überdruck bis zu 600 kPa gebracht werden. Durch entsprechende Gewindemuffen (3),(5),(6),(7) in der Rohrwand können ferner Sensoren eingebracht werden – sowohl oberhalb als auch unterhalb eines Prüflings.

(iii) Versuchsmedien (Öle)

Neben den in Kapitel 2 beschriebenen Referenzölen (Gebrauchtöle und Frischöl) fand auch das in Kapitel 5 genannte Weißöl Einsatz. Diese Auswahl gestattet neben der Variation der physikalischen Flüssigkeitseigenschaften auch die Betrachtung des additivfreien Falles und dem definierten Hinzufügen von dispersen Stoffen.

(iv) Erosions-Prüflinge

Bezugnehmend auf die vorher geführte Diskussion, wurde für die Untersuchung der Ultraschallkavitation als erosionsempfindliches Material Aluminium verwendet, ausgeführt als Ronden mit 0,5 mm Dicke. Zur Untersuchung eines Prüfschichtansatzes wurde ein handelsüblicher 2-Komponenten-Acryllack verwendet mit einem Mischungsverhältnis (Lack:Härter) von 10:1 (Typ: „Wetterwart Lack 966“ und „Wetterwart DD Härter 5100“ von Süddeutsches Lackwerk Zelle GmbH+Co. KG, Feldkirchen). Schließlich wurden auch Edelstahlprüflinge (Typ 1.4404 identisch dem Filtermaterial, Dicke: 0,5 mm), sowie der Realfall in Form von Metallfaservliesfilter-Ronden des Typs FM1.1 und FM2.5 untersucht.

(v) Versuchsaufbau Schallfelduntersuchung

Zur Messung von Schall(spektren) in flüssigen Medien werden typischerweise sogenannte Hydrophone eingesetzt. Lerch et al. [196] unterscheiden dabei zwischen Nadel- und Membranhydrophonen. Für die verwendete Schallraumgeometrie kommen jedoch nur Nadelhydrophone in Frage; wobei es dafür zwei grundsätzliche Bauformen hinsichtlich des elektro-akustischen Wandlers gibt. Für die Studien standen zwei Hydrophone zur Verfügung, welche sich hinsichtlich des verwendeten piezoelektrischen Dickenschwingers unterscheiden:

- **Platte-Nadelsonde von Dr.- Müller Instruments, Oberursel**

Dieses Nadelhydrophon hat eine längliche schmale Form (siehe Abbildung 6-4 (links)), wodurch es gleichzeitig weit in das Schallfeld hereinreichen kann und gleichzeitig einen nur minimalen Einfluss hat. Für den verwendeten Fall ist dieser

Formfaktor von großem Vorteil, da eine Messung im vermuteten Zentrum des Druckfeldes stattfinden kann.

Bei diesem Hydrophontyp ist der piezoelektrische Wandler als PVDF (Polyvinylidenfluorid) auf die Spitze aufgebracht (1). Gemäß Lerch et al. [196] ist die Schichtdicke dabei geringer als 100 µm. Die stabartige Metallspitze (2) fungiert als Außenelektrode. Als wesentlicher Nachteil dieser Sonden ist die begrenzte Temperaturbeständigkeit des PVDFs zu benennen, die mit 70°C begrenzt ist.

- **Mini-Messhydrophon Typ 8103 von Brüel & Kjaer GmbH, Bremen**

Aufgrund seiner Baugröße ist das Hydrophon Typ 8103 auch den Nadelhydrophonen zuzuordnen und stellt die kleinste Baugröße des Herstellers dar. In diesem Falle wird ein piezokeramischer Schallwandler (PZT-Bleizirkonat-Titanat) eingesetzt; dadurch können sie laut Herstellerangaben kurzzeitig bei Medientemperaturen bis 120°C, dauerhaft bis zu 80°C eingesetzt werden. Grundsätzlich weist das Hydrophon eine robuste Bauweise auf, auch ist die Mikrofon-Spitze mit Kunststoff (Nitrilbutadienkautschuk) ummantelt (Abbildung 6-3 rechts). Nachteilig im Vergleich zur Müller-Sonde ist deren Bauform, da sie einen großen Radius hat, aber nicht weit in den Messraum hereinragt; Messungen sind somit nur am Behälterrand möglich.



Abbildung 6-3 – Verwendete Hydrophone: Müller-Nadelsonde (links), Brüel&Kjaer Typ 8103 (rechts)

- **Schallfeldbetrachtung**

Da Hydrophone ein Ladungssignal (für den Fall des Typ 8103 Hydrophons ca. 0,1 pC/Pa) produzieren, muss noch ein Ladungs-Spannungs-Wandler (auch Ladungsverstärker genannt) zwischengeschaltet werden (verwendet wurde ein Ladungsverstärker vom Typ Kistler 5011, Kistler Instrumente GmbH, Ostfildern), um ein Spannungssignal zu erhalten, welches dann mittels eines Oszilloskops visualisiert wird; das verwendete Oszilloskop (Typ Wavesurfer 24Xs-A von Teledyne LeCroy, New York, USA) verfügt über eine Speicherfunktion, die eine Verarbeitung der Messdaten im Nachgang ermöglicht.



Für die Spektralanalyse wird das gemessene Wellensignal mit Hilfe einer Fast-Fourier-Transformation (FFT) in seine Frequenzbestandteile „zerlegt“ und kann somit auch visuell ausgewertet werden. Für die Anwendung des FFT-Verfahrens müssen jedoch einige Bedingungen erfüllt und beachtet werden; dies wird beispielsweise sehr brauchbar von Möser und Müller [197] [198] diskutiert.

Für die Betrachtung der Druckpulse (Stärke) bietet sich die direkte Verwendung der Sinusfunktion als Spannungs-(Ladungs)signal an.

(vi) Leistungsmessung

Zur präzisen Erfassung der Leistungsaufnahme des Ultraschallgenerators stand ein Leistungsmessgerät vom Typ HM8115-2 der Firma HAMEG Instruments (Mainhausen) zur Verfügung. Durch eine entsprechende USB-Schnittstelle erlaubt das Gerät die Echtzeit-Erfassung der Messwerte (Schein-, Wirk- und Blindleistung) auf einem PC.

6.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Wie bereits dargestellt, konzentriert sich die experimentelle Betrachtung der Ultraschallkavitationseffekte zum einen auf die Erosionswirkung, welche einerseits die konkreten Auswirkungen beschreibt, gleichzeitig aber auch eine Indikatorfunktion darstellt; zum anderen werden die vorher diskutierten Ansätze zur Detektion von Ultraschallkavitation durch Betrachtung des Schallspektrums und der Leistungsaufnahme des Ultraschallgenerators untersucht.

Die Untersuchung der Ultraschallkavitation gliedert sich in die zwei Bereiche: i) Einfluss von Systembedingungen und -eigenschaften auf Kavitationserosionseffekt und ii) Detektion und Charakterisierung von Ultraschallkavitation mittels der vorher diskutierten Methoden.

Untersuchung Kavitationserosion

Auftreten und Ausprägung von harten Kavitationseffekten wird durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst. Ein Hauptaugenmerk bei der experimentellen Untersuchung war die Betrachtung von im Realfall relevanten Parametern.

Für die Variation des externen Druckes bildet sich in allen Fällen der erwartete Zusammenhang mit der Ultraschallamplitude in sehr ausgeprägter Weise ab:

Während für niedrige Überdrücke (bis 200 kPa beispielsweise für eine Ultraschallamplitude von $\epsilon=6,94 \mu\text{m}$) keine Erosionsspuren erkennbar sind, wird die

Wirkung der harten Kavitationsblasenimplosionen (sichtbar durch die resultierende Ausprägung der Erosionseffekte) ab einem gewissen Druckwert mit steigenden Drücken (bei konstanter Ultraschallamplitude) immer weiter verstärkt. Oberhalb eines Schwellwertes für den Druck wird dann schließlich die Ausbildung von harten Kavitationsblasen offensichtlich unterdrückt. Beispielhaft sind Lichtmikroskop-aufnahmen (200-fache Vergrößerung) einer Aluminiumprüflingoberfläche nach Beschallung mit einer Ultraschallamplitude von $\varepsilon=6,94 \mu\text{m}$ für drei externe Druckstufen 100, 300 und 500 kPa im Vergleich in Abbildung 6-4 dargestellt. Für einen Überdruck von 1 bar ist die Oberfläche (wie dargestellt) überall unversehrt, für 300 kPa ergeben sich bereits einige sichtbare Erosionsspuren, im Fall 500 kPa wird der Aluminiumprüfling sogar an einigen Stellen aufgrund hohen Materialabtrags perforiert.

Der Vergleich des Erosionsschadensbildes für bei Beschallung mit der vorher beschriebenen kegelförmigen Sonotroden spitze im Vergleich zu einer flachen Spitzengeometrie entspricht auch den Erwartungen: so ist im ersten Falle eine starke Konzentration der Erosionsspuren auf die Prüflingsmitte zu erkennen; im letzteren Falle sind die Oberflächenschäden zwar weniger gravierend hinsichtlich des Materialabtrages, dafür aber deutlich flächiger verteilt auf dem gesamten Prüfling.

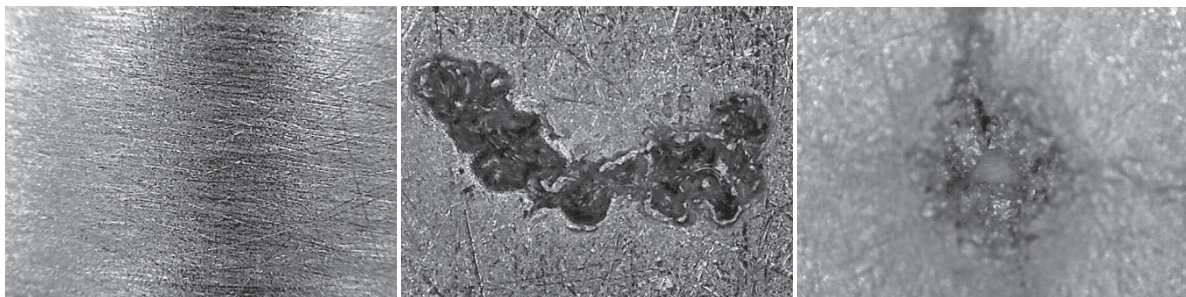


Abbildung 6-4 – Erosionsbetrachtung bei 200-facher Vergrößerung – kegelförmige Sonotrode mit $\varepsilon=6,94 \mu\text{m}$ (v.l.n.r.: 100 kPa; 300 kPa; 500 kPa Überdruck)

Abgesehen davon können bei der Betrachtung unterschiedlicher Fluideigenschaften und bezüglich disperser Stoffe keine für den Anwendungsfall gravierenden Gesetzmäßigkeiten abgeleitet werden. So kann weder beim Vergleich zwischen einem partikelarmen Frischöl mit einem hochbelasteten Gebrauchtöl (wie Referenzöl 1) ein unwidersprüchlicher und starker Anstieg der beobachteten Erosionseffekte festgestellt werden. Dasselbe gilt offensichtlich für die Variation weiterer



Fluideigenschaften: weder für eine Variation der Fluidviskosität, noch bei einem Vergleich Weißöl mit Schmieröl zeichnet sich ein klarer charakteristischer Unterschied ab. Im letzteren Falle sei erwähnt, dass hier neben der Variation von Fluideigenschaften wie Oberflächenspannung und Dampfdruck auch der Vergleichsfall mit einem partikelfreien Fluid abgebildet wird.

Für die Einordnung der verwendeten Prüflingsmaterialien konnte der Ansatz für die Auswahl bestätigt werden: Aluminium weist die deutlich niedrigste Beständigkeit gegenüber Erosionseffekten auf, bei Edelstahl wiederum werden erst bei deutlich höheren Ultraschallamplituden (hier etwa $\epsilon=10 \mu\text{m}$) Erosionsspuren sichtbar, Schäden an den Materialfaservliesfilterprüflingen schließlich bilden sich erst bei Ultraschallamplituden deutlich oberhalb des technisch relevanten Maximums von $\epsilon=12,5 \mu\text{m}$ ab. Die untersuchte Lackbeschichtung ist bezogen auf die Erosionsbeständigkeit in etwa wie das Aluminiummaterial anzusiedeln, zusätzliche Erkenntnisse hinsichtlich der Kavitationscharakteristik lassen sich dadurch nicht ermitteln. Ein Nachteil ist, dass bei der Aufbringung des Lacks Einschlüsse von Luft oder beispielsweise Staubkörnern im Rahmen der Untersuchungen nicht vollständig ausgeschlossen werden konnten; weiterhin ergeben sich Schwankungen bei der Schichtdicke und Oberflächenkohärenz des Lackes mit dem Trägermaterial. Als Folge kann man in einem gewissen Maß Schwankungen beobachten, welche allerdings die qualitative Aussagekraft wie im Vergleich auch für die Aluminiumprüflinge nicht beeinträchtigen; nuancierte Unterschiede beim Erosionsschadensbild sollten aber auch hier deswegen nicht phänomenologisch bewertet werden.

Betrachtung Schallspektrum

Die Schallspektren von einer Vielzahl an Parametereinstellungen und verschiedenen Versuchsölen wurden untersucht. Eine klare und unwidersprüchliche Korrelation, wie es für ein deterministisches Verfahren zur Detektion harter Kavitation und daraus resultierender Erosionseffekte vonnöten wäre, ließ sich jedoch trotz der umfangreichen experimentellen Studien nicht erkennen. Erschwert wird die Beurteilung auch dadurch, dass neben den vorher diskutierten Kavitationserosionsbetrachtungen keine Aussage möglich ist, ab wann erste harte Kavitationsbläschen entstehen (deren Auswirkung sich noch nicht in Form von sichtbaren Erosionsspuren manifestiert).

Als Gesamtfazit darf jedoch erwähnt werden, dass insgesamt häufig Höhere Harmonische oder allgemein Schallspektralkomponenten deutlich oberhalb der Erregerfrequenz beobachtet wurden und sich diese mit steigender harter Kavitationsaktivität stärker ausprägen. Exemplarisch sind in Abbildung 6-5 die Schallspektren für drei Ultraschallamplituden bei 400 kPa Überdruck dargestellt (die Erregerfrequenz 20 kHz ist mit f_0 markiert).

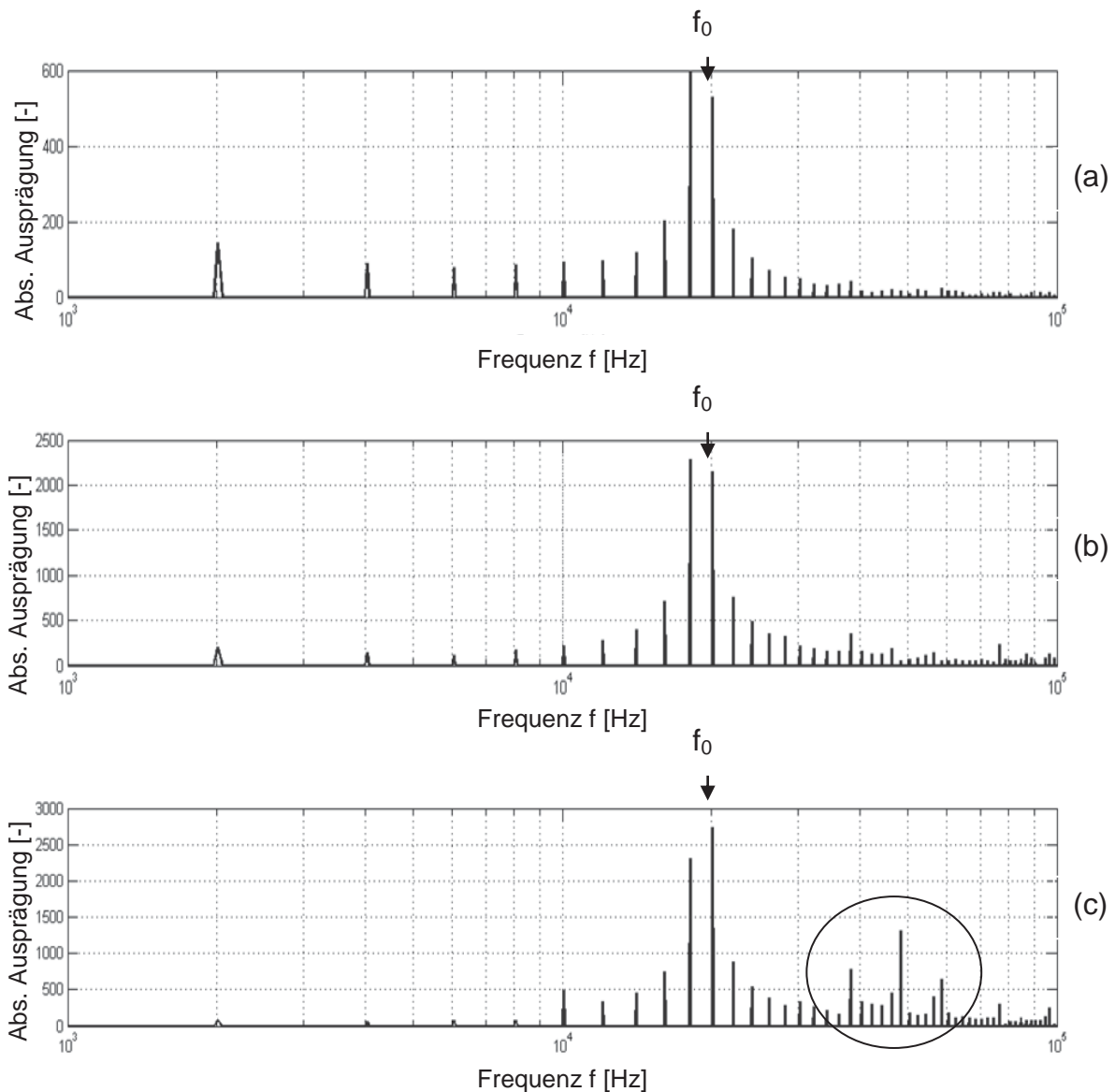


Abbildung 6-5 – Schallspektren für US-Amplituden $\epsilon=3,47 \mu\text{m}$ (a) , $\epsilon=6,94 \mu\text{m}$ (b) und $\epsilon= 12,5 \mu\text{m}$ (c) – jeweils bei 400 kPa Überdruck

Wie durch die vorher beschriebenen Kavitationserosionsuntersuchungen bekannt, wird durch 400 kPa Überdruck die harte Kavitation für eine Ultraschallamplitude von



$\varepsilon=3,47 \mu\text{m}$ stark reduziert oder möglicherweise vollständig unterdrückt, während für höhere Ultraschallamplituden ($\varepsilon=6,94 \mu\text{m}$; $12,5 \mu\text{m}$) harte Kavitation auftritt und mit der Amplitude steigt. Die erwähnten Spektralkomponenten sind in (c) durch Einkreisung hervorgehoben.

Eine weitere Schwierigkeit für die Entwicklung eines Messverfahrens auf Basis des Schallspektrums ergibt sich durch Schall-Wechselwirkungen mit Systemkomponenten, hier insbesondere die Wandungen. Jedoch auch eine Auskleidung der Druckzelle mit schallschluckendem Schaumstoffmaterial, um damit die Wandreflektions- und Interferenzeffekte zu reduzieren, bringt dabei keinen Beitrag für die Aussagekraft. So werden damit eben auch Oberflächen verkleidet, an denen im Falle harter Kavitation auch Erosionseffekte stattfinden. Insgesamt wird durch diese Aspekte auch eine Aussagekraft für Variation der Druckzellegeometrie konterkariert.

Betrachtung Leistungsaufnahme

Die Leistungsaufnahme des Ultraschallgenerators wurde für unterschiedliche Systemparameter (Variation Ultraschallamplitude, Ölmedium, Sonotrodengeometrie und externer Druck) untersucht. Dabei darf zunächst eindeutig festgestellt werden, dass die Leistungsaufnahme für eine in der Luft schwingende Sonotrode deutlich niedriger ist als für den im Öl eingetauchten Fall. Ferner kann beobachtet werden, dass während die Leistungsaufnahme im frei schwingenden Fall teilweise linear steigt, sich für die in Öl eingetauchte Sonotrode eine teilweise überproportionale Leistungssteigerung in allen Fällen abzeichnet (wie aufgrund des in Formel 6-1 dargestellten Funktionalzusammenhanges ja zu erwarten ist). Beispielhaft ist dieser Umstand in Abbildung 6-6 im Vergleich dargestellt. Häufig kann für den sumergierten Fall auch beobachtet werden, dass sich für den Funktionsverlauf der Leistungsaufnahme über die Ultraschallamplitude ein asymptotisches Verhalten andeutet.

Darüber hinaus lässt sich insgesamt jedoch keine eindeutige Systematik erkennen. Auf den ersten Blick kann aufgrund des abweichend nichtlinearen Anstiegs ebenso ein Zusammenhang mit Kavitationsereignissen spekuliert werden, wobei sich dies auch möglicherweise durch rheologische rein hydrodynamische Effekte erklären lässt; weiterhin kann es durchaus sein, dass das asymptotische Verhalten auf der verstärkten Ausbildung von Kavitationsblasenfeldern an der Sonotroden spitze beruht, andererseits aber auch auf Effekten Schwingungsdynamik oder Rheologie beruhen.

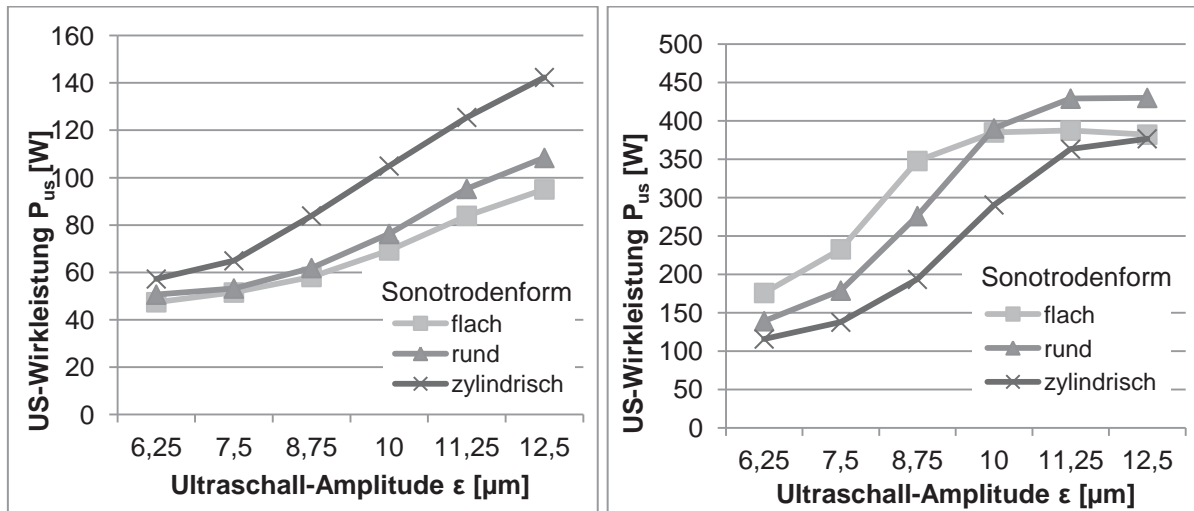


Abbildung 6-6 – Leistungsaufnahme für Variation Ultraschallamplitude – frei schwingende Sonotroden (links), in Öl eingetauchte Sonotroden (rechts) – jeweils verschiedene Sonotroden­spitzengeometrien im Vergleich

Insgesamt bilden sich die funktionalen Verhältnisse zwischen Ultraschall-amplitude und Leistungsaufnahme und deren Verlauf sehr unterschiedlich und hinsichtlich möglicher Systematik-Ansätze sehr widersprüchlich aus. Wie bereits diskutiert, liegen für eine eindeutige Aussage und eine deterministische Charakterisierung wesentliche Kenntnisse nicht vor; somit kann auf Basis der Leistungsaufnahme keine brauchbare Aussage hinsichtlich harter Kavitations-ereignisse im Fluid abgeleitet werden. Für die in der industriellen Anwendung typischen leistungsgeregelten Ultraschallsysteme kann mit diesen Ergebnissen jedoch eine Einordnung hinsichtlich der resultierenden Ultraschallamplitude vorgenommen werden.

6.4 Interpretation und Schlussfolgerungen

Eine zu klärende Kernfrage für die technische Anwendung der Ultraschall-überlagerung war, mit welchen technischen Betriebsparametern – konkret insbesondere das Leistungsniveau des Ultraschallerzeugers – von einem sicheren schadfreien Betrieb ausgegangen werden darf. Wie zu erwarten war, haben die experimentellen Untersuchungen gezeigt, dass Kavitationseffekte keineswegs unabhängig von Betriebsparametern sind. Offensichtlich spielt vor allem der außerordentlich relevante Einstellparameter Druck eine ausgeprägte Rolle. Für eine optimierte Betriebsparametereinstellung ist dabei offensichtlich möglich, eine Konstellation aus Ultraschallleistung (hier betrachtet über die Amplitude) und



externem Druck (für die Rückspülung) zu wählen, die die auftretenden Kavitationseffekte reduzieren. Abgesehen von der Betrachtung der Erosionsspuren konnte kein weiteres Verfahren zur Detektion von Kavitationseffekten ausreichend qualifiziert werden. Die Betrachtung des Schallspektrums für die Höheren Harmonischen als ergänzender Indikator von Kavitationsereignissen kann jedoch bei der Untersuchung von realskalierter Anlagentechnik noch näher untersucht werden. Gleiches gilt für die mangels Aussagekraft hier nicht dokumentierten Untersuchungen der Schallfeldcharakteristik; von großem Interesse wäre hier noch die Untersuchung und Bewertung der Schallabsorption beim Durchtritt des Schalls durch eine gegebene Strecke Schmieröl. Dies kann durch die Vermessung der Schalldruckamplituden mit Hilfe des Hydrophons durchgeführt werden.

Die Betrachtung der Erosionsspuren im Bezug auf die Schallüberträgergeometrie (hier Sonotroden Spitzenform) zeigt, dass eine technisch übliche flache Form tatsächlich eine durchaus anzustrebende flächige Verteilung der Ultraschalleistung auf eine gegenüber exponierte Fläche, wie es im Anwendungsfall angestrebt wird, günstig ist.

Für die abschließende Bewertung von möglichen Kavitationsschäden für den Betrieb im Realapparat konnte also nur ein Verfahren mit Untersuchung der tatsächlichen Erosionsspuren benannt werden. Zu klären ist dabei auch, inwieweit eine Materialschwächung für lange Betriebszeiten intermittierender Beschallungszyklen stattfindet. Um etwaige Kavitationsschäden am Material wirklich ausschließen zu können, ist also in jedem Fall eine Langzeiterprobung zu empfehlen.

Als geeignetes Prüflingsmaterial für derartige Untersuchungen konnte sowohl Aluminium als auch eine 2-Komponenten-Lackbeschichtung qualifiziert werden; Auswahlkriterium wäre dann die Beurteilung, welches der beiden Materialien einfacher in einen Realapparat an exponierter Stelle ein- bzw. aufzubringen oder auch wieder zu entfernen ist. Für beide Materialien darf deren Unversehrtheit auf jeden Fall zur einwandfreien Absicherung eines kavitationsschadensfreien Betriebs für das Metallfaservliesmedium herangezogen werden.



7 Betrachtung der Filterregeneration

Eine unabdingbare Anforderung für die Qualifikation des betrachteten Gesamtprozesses stellt die ausreichende Regenerierbarkeit des Filters als automatisierter Prozess dar. An dieser Stelle zeigt sich auch, dass sich die grundsätzlichen Filtrationseigenschaften eines Faserfilters an dieser Stelle nachteilig ausbilden. Eine Regenerierbarkeit der relevanten Filtermedientypen durch Maßnahmen, die auch im industriellen Maßstab umgesetzt werden können, ist ein notwendiger Schritt für die Qualifikation des verfahrenstechnischen Prozesses der Filtration.

7.1 Stand der Literatur, Ansatz und Methodenwahl

In vielen Anwendungsfällen, insbesondere für einen automatisierten Betrieb, werden regenerierbare Tiefenfilter verwendet. Als Beispiele sind dabei zu nennen: Wasserfilter (welche üblicherweise als Schüttbetfilter ausgeführt sind) oder Kühlschmierstofffilter, (erlauben einen ökonomischeren Betrieb von Fertigungsmaschinen); auch im Anwendungsumfeld finden im Schmierölkreislauf (vgl. Abschnitt 1.1) rückspülbare Ölfiler (mit vergleichsweise groben Filtermedien ausgestattet) Verwendung.

In vielen Betriebsfällen müssen Schadstoffe zuverlässig ausgetragen werden, so dass diese nicht ins Filtrat gelangen; speziell in der Lebensmittel- und Pharmaanwendung muss bei einem Produktwechsel häufig ein vollständiger Austrag sichergestellt werden, um Kreuzkontaminationen zu verhindern [199]. Je nach Anwendungsfall ergeben sich die spezifischen Filtereigenschaften, welche durch eine Regeneration bei Fluidrückspülung wiederhergestellt werden sollen. Während in den meisten Fällen der hydraulische Filterwiderstand durch Entfernung von partikulären Ablagerungen (je nach Anwendung sind dies Kontaminanten oder aber der Wertstoff) wieder herabgesetzt werden soll, spielt bei der Rückspülfiltration mit Tiefenfiltern zusätzlich die Wiederherstellung des Schmutzaufnahmevermögens durch Abreinigung der Tiefenfiltrationsstruktur (Kollektorflächen) eine wichtige Rolle. Typischerweise steigt der Aufwand von einer rudimentären bis zu einer vollständigen Regeneration überproportional. Eine Modellierung des steigenden Grenzaufwandes für den Austrag wird beispielsweise von Brouckaert et al. [200] beschrieben. In vielen

industriellen Einsatzgebieten und auch im betrachteten Falle wird daher angestrebt, die Neufiltereigenschaften nur zu einem gewissen Grad wiederherzustellen. Es wird also eine Verschlechterung der Filtereigenschaften durch verbleibende Schmutzeinlagerungen in Kauf genommen – der Filter weist im Betrieb beispielsweise nach der Regeneration einen erhöhten hydraulischen Widerstand und auch ein verringertes Schmutzaufnahmevermögen auf. Dieser Prozess wird als „Filteralterung“ oder „Filter Fouling“ bezeichnet; dies wird für nahezu alle Anwendungsfälle berichtet, z.B. Aerosolfilter [89] oder Wasserfilter [201].

Für die Rückspülung von metallischen Feinst-Faserfiltern in der Motorölfiltration ist keine Literatur bekannt, welche Ansätze zur umfassenden Beschreibung der Mikroprozesse liefert. Das Rückspülproblem weist jedoch Ähnlichkeiten zu verbreiteten Anwendungsfeldern auf, wie beispielsweise bei Wasser- und Aerosolfiltration.

Diese Filtrations- bzw. Rückspülfälle eint, dass sich Partikeln, welche zum größten Teil kleiner als die sich ergebenden Filterporen sind, in der Filterstruktur anlagern. Für die Rückspülung im Sinne eines Partikelaustrages müssen zunächst die Partikeln abgelöst (also die wirkende Haftkraft überwunden) und schließlich aus der Filterstruktur heraus gespült werden. Für eine genaue Durchführung dieses Prozesses existieren schon allgemeingültige Empfehlungen in Form von Spülprogrammen; in der Fluidanwendung gilt dies insbesondere für die Wasserfiltration mit Schüttbettfiltern [202] [203] [201]. Die Modellierung der Mechanismen im granularen Schüttbett während der Rückspülung weist jedoch andersgeartete Komplexitäten auf, da eine Fluidisierung des Schüttbettes und etwaige Schichtungseffekte berücksichtigt werden müssen, in jedem Fall aber Bewegungen der Filterkörner. Weiterhin werden Filterkorn-Reibungseffekte als Verstärkungsfaktor für die Schmutzablösung angenommen [204] [205]. Einen weiteren Abgrenzungspunkt stellt das vergleichsweise große Filterbett-Volumen dar; dabei bedingt ein echter Austrag der Schmutzstoffe eine stark verlängerte Durchströmungszeit [206]. Die betrachteten Metallfaservliesmedien hingegen können als starre Struktur angenommen werden [63]; weiterhin darf wegen der Gradientenstruktur und der geringen Filtertiefe (vgl. Abschnitt 3.3) mit einem schnellen Austrag der abgelösten Partikeln gerechnet werden.

Eine vordergründig ähnlich geartete Anwendung ist die Luftfiltration mit regenerierbaren faserigen Tiefenfiltermedien; in diesem Fall wird als Rückspülmedium meist



Luft verwendet, welche als Medium praktisch kostenlos zur Verfügung steht. Eine Rückspülung mit großen Mengen Luft stellt also typischerweise kein Problem dar. Gleichzeitig sind jedoch die mit Luft gegenüber Flüssigkeiten erzielbaren hydrodynamischen Kräfte deutlich geringer.

In der Literatur wird eine Vielzahl von Verfahren zur Filterregeneration berichtet, diese beinhalten mechanische, chemische und auch biologische Verfahren [207]. Wie bereits im Rahmen der Filtration diskutiert, sind elektrostatisch oder magnetisch unterstützte Prinzipien der Rückspülung ohne Nutzen. Weiterhin kommt auch die Filterreinigung mit Fremdmedium (abgesehen von Luft), z.B. in Form einer chemischen oder biologischen Reinigung nicht in Frage. Als Spülmedium steht somit nur Filtrat und Luft zur Verfügung. Es müssen bei der Filtrerrückspülung ausreichend hohe hydrodynamische Kräfte entstehen, um Partikeln abzulösen und aus dem Filter auszutragen. Dabei ergibt sich für den Fall der Filtratrückspülung jedoch der Zielkonflikt, die Menge an verwendetem Rückspülmedium anteilig zur produzierten Gesamtfiltratmenge möglichst gering zu halten. Die Verwendung von Druckluft als Rückspülmedium erscheint daher attraktiv; gleichzeitig sind aber die partikulären Haftkräfte (s. Kap. 5) in diesem Falle um ein Vielfaches höher. Vorversuche konnten diese Annahme schließlich bestätigen: mittels Druckluft sind keine befriedigenden Ergebnisse für die Filterregeneration zu erreichen.

Mit Hinblick auf die Umsetzung im Realsystem wird weiterhin nur der Konstantdruckfall für die Rückspülung untersucht. Die Betrachtung eines volumetrischen Verfahrens (z.B. mit einer Pumpe) erscheint auch wegen des hohen Steuerungs- und Regelaufwandes als nicht zielführend; zumal die maximale Belastbarkeit des Filtermediums und der Anlagenkomponenten vornehmlich durch einen maximalen Differenzdruck gegeben sind.

In Form von pulsatorischer Strömung kann eine deutliche Verbesserung des Rückspüleffektes erreicht werden, wie dies auch für andere Anwendungsfälle beobachtet wurde [208]; insbesondere die Ultraschallüberlagerung führt hier zu außerordentlich positiven Ergebnissen. Dieser Mechanismus wird daher vertieft betrachtet, modelliert und im Kontext diskutiert.



7.2 Modellentwicklung Rückspülprozess im Anwendungsfall

7.2.1 Modellierung der Partikelablagerung

Eine Betrachtung des Filterverblockungsprozesses mit Annahmen für die Partikelablagerungsprozesse wurde bereits im Kapitel 4 vorgenommen; in Kapitel 5 wurde die Haftkraftthematik diskutiert, der Versuch einer experimentellen Betrachtung unternommen und die Grenzen der Beschreibbarkeit für den vorliegenden Fall erläutert. Auf Basis der bisherigen Erkenntnisse kann aber dennoch eine grundsätzliche qualitative Vorstellung denkbarer partikulärer Ablagerungsstrukturen abgeleitet werden, wie sie in ähnlicher Form auch von Payatakes [209] berichtet wurde.

In jedem Falle beruht der Abscheidungsprozess zunächst auf einer Anlagerung von Partikeln an die Filterfasern. Auch wenn die Bildung von regelrechten Dendriten nicht angenommen werden kann [70], können sich durchaus Partikeln an bereits abgeschiedenen Partikeln anlagern. Unter dafür günstigen Bedingungen (z.B. Engstellen, Faserkreuzungspunkte) kann auch eine Brückenbildung stattfinden. Neben Partikeln, die größer als die Durchströmungsquerschnitte sind, können so auch kleinere Partikeln in Folge eines Siebfiltrationsmechanismus abgeschiedenen werden. An Kreuzungspunkten von mehr als zwei Fasern können sich Partikeln durch Verkeilen fest einlagern. Für die Rückspülung ergibt sich aus der Art der Ablagerung – entsprechend deren Ablösbarkeit für gegebene Rückspülparameter – folgende Kategorisierung für die Ablagerungsfälle:

- i) Verblockungen, die sich brückenartig in Regionen des Filters ausbilden, welche an sich offen durchströmt werden. Diese Ablagerungen werden bei der Rückspülung leicht aufgebrochen und damit auch der dortige Strömungskanal wieder geöffnet.
- ii) Fraktionen, die an den Fasern anhaften; entweder als einzelne haftende Partikeln oder als verbleibende Partikeln von in i) genannten Ablagerungsstrukturen. Diese müssen grundsätzlich durch Kräfte, die beim Überströmen wirken, abgelöst werden.
- iii) Wenn Partikeln durch Verkeilen mit Filterfasern eine feste Einlagerung bilden, die nicht primär auf Haftkräften beruht. Diese Partikeln werden typischerweise nicht ausgespült und verbleiben damit als Teil der irreversiblen Verblockung. Gleichzeitig ist aber durchaus denkbar, dass diese Partikeln in folgenden



Filtrations- und Rückspülprozessen durch veränderte Anströmung sich derart bewegen bzw. umlagern, dass sie schließlich doch ausgespült werden können.

Eine Ablagerung für alle genannten Fälle kann ferner in Regionen des Filters stattfinden, die entweder vergleichsweise offen sind oder auch in Bereichen, welche eher sekundär durchströmt werden. Letztere Situation kann sich zum Beispiel ergeben, wenn entsprechend anströmseitig feste Verblockungen zu einer Art Abschattung führen.

7.2.2 Modellierung stationär hydrodynamischer Rückspülprozess

Der stationär hydrodynamische Rückspülprozess beginnt im betrachteten Fall damit, dass sich ein Differenzdruck über dem verblockten Filtermedium aufbaut; dieser wirkt zunächst primär auf die beschriebenen Ablagerungen vom Typus (i). Die Durchströmung des Filters beginnt, sobald zumindest einige dieser Stellen aufgebrochen sind. Hernach werden die verbleibenden Ablagerungen von der Flüssigkeit überströmt. Die Rückspülung erfolgt damit als mindestens zweistufiger Ablösungs- bzw. Freispülprozess in der Annahme, dass diese beiden Phasen teilweise auch gleichzeitig ablaufen. Das Aufbrechen der Verblockungsstrukturen im ersten Abschnitt kann nur qualitativ beschrieben werden. Da die lockeren Partikelablagerungen nicht einmal annähernd genau beschrieben werden können, konzentriert sich eine detailliertere Modellierung hier auf den hydrodynamischen Überströmungsprozess.

Der Fall eines kugelförmigen Partikels, auf welches eine strömende Flüssigkeit Kraft ausübt, dient hier üblicherweise für die Modellierung [210] [211] [212] [213] [214]. Die Strömungsart des Fluids konnte bereits in Abschnitt 4.2 geklärt werden und darf auch für den Rückspülfall als zweifellos schleichend laminar angenommen werden.

Die Kraftwirkung des Fluids auf Partikel im Filter wird unter anderem durch die Größenverhältnisse des Partikels gegenüber den Filterfasern bestimmt [215]. Den einen Extremfall stellen Partikeln dar, die im Vergleich zu ihrer Hauffaser sehr groß sind; in diesem Falle kann die Situation der Anströmung eines freien Partikels im Fluid ähneln. Die auf das Partikel wirkende Kraft kann dann für die vorliegende Strömungssituation ($Re < 0,1$) mit dem Stokeschen Reibungsgesetz [216] gemäß Formel 7-1 bestimmt werden.



$$F_{D,St} = 6 \pi \cdot \eta \cdot r_p \cdot w_x \quad \text{Formel 7-1}$$

Den anderen Extremfall stellen sehr kleine, auf der Faser abgeschiedene, Partikeln dar; der dazugehörige Modellansatz eines kugelförmigen Partikels auf einer Ebene wird in der Literatur vielfach behandelt [217] [218] [219]. Für die Berechnung muss zusätzlich der entsprechende Wandeinfluss berücksichtigt werden. Diese Korrekturgröße als Faktor für Formel 7-1 wurde beispielsweise von O'Neill [217] zu 1,7005, von Rubin [220] zu 2,268 bestimmt.

Visser [108] nahm eine Weiterentwicklung unter Einführung der Wandschubspannung τ_w vor. Mittels Integration und Substitution ermittelt er den Ausdruck für die hydrodynamische Kraft (Formel 7-2).

$$F_{H,Visser} = 32 \cdot r_p^2 \cdot \tau_w \quad \text{Formel 7-2}$$

Die Wandschubspannung τ_w ergibt sich im Newtonschen Fluid-Reibungsgesetz als Produkt aus dynamischer Viskosität η des Fluids und dem Schergradienten κ_w .

Den Schergradienten κ_w approximiert Kaulitzky [203] unter Linearitätsannahme über die Strömungsgeschwindigkeit w_x gemäß Formel 7-3.

$$\kappa_w = \frac{\partial w(x, 0)}{\partial z} \approx \frac{w_x(z = r_p)}{r_p} \quad \text{Formel 7-3}$$

Die auf ein Partikel wirkende Schleppkraft beschreibt Kaulitzky [203] (nach Rubin [220]) dann gemäß Formel 7-4.

$$F_{D,Kau} = 3,402 \cdot \pi \cdot \tau_w \cdot 4 \cdot r_p^2 \quad \text{Formel 7-4}$$

Für die Ablösung eines Partikels müssen die wirkenden Haftkräfte überwunden werden. Grundsätzlich möglich sind verschiedene Ablöseszenarien, dabei werden üblicherweise drei Grundtypen beschrieben:

- Abheben: dieser Mechanismus tritt auf, sofern die wirkende Auftriebskraft F_A die Normalkomponente der wirkenden Haftkraft übersteigt [136]. Da diese Kraftkomponente jedoch im Vergleich zu den anderen hydrodynamischen Kräften um Größenordnungen kleiner ausfällt [220], kann dies als Ablösemechanismus vernachlässigt werden.



- Abrollen: da auf ein überströmtes Partikel auch ein Moment wirkt, kann ein ideal sphärisches Partikel zum Rollen gebracht werden. Als Ablösemechanismus ist das Abrollen jedoch umstritten, da beispielsweise auch eine ausweichende Umlagerung denkbar ist [221].
- Abgleiten: Weisen Partikel eine ausreichend große Auflagefläche an der Haftstelle auf, stellt das Abgleiten einen möglichen Ablösemechanismus dar [222]. Dabei wirkt eine Reibkraft des Partikels mit Oberflächenkontakt entgegen.

Auch wenn eine quantitative Aussage im vorliegenden Fall unmöglich ist, so erscheinen Abgleiten und Abrollen als gleichermaßen mögliche Mechanismen. Denkbar ist insbesondere der Fall, bei dem ein nicht ideal rundes Partikel durch Rollen derart umgelagert wird, dass durch Verringerung der Haftflächen die wirkende Haftkraft sinkt und das Partikel somit abgelöst wird. Gleichzeitig kann aber auch der umgekehrte Fall eintreten, dass Haftflächen - und somit wirksame Haftkräfte - eines Partikels steigen.

Zusammenfassend darf also gesagt werden, dass eine deterministische Betrachtung der Einzelpartikel-Fluidmechanik für den Rückspülprozess nicht möglich ist. Es kann jedoch festgestellt werden, dass für alle Berechnungsansätze die Parameter Fluid-Strömungsgeschwindigkeit (betrachtet am Außen- oder Mittelpunkt des Partikels) und Fluidviskosität proportional einfließen. Dies liefert einen brauchbaren Ansatz für eine Koppelung des messtechnisch zugänglichen Makroprozesses der volumetrischen Filterdurchströmung; sie wirkt als hydrodynamische Kraft auf umströmte Partikeln in der Faserstruktur. Die Wandschubspannung für ein Modellpartikel (wird im Betrachtungsfall mit Radius $r_p = 2,5 \mu\text{m}$, also in der Größenordnung der relevanten abgelagerten Partikeln, definiert) erscheint dabei als geeigneter Parameter. Der Schergradient wird anhand des durchströmenden Flüssigkeitsvolumens pro Zeit für eine als homogen angenommene poröse Faserstruktur berechnet.

7.3 Material und Methoden für die Rückspülversuche

Es wurden bereits umfangreiche experimentelle Erkenntnisse zur Filtration (Kap. 4) vorgestellt. Für die Untersuchung der Filtrerrückspülung kommt nun noch ein weiterer



Prozessschritt dazu. Für den Regenerationsgrad muss eine geeignete Bewertungsmethodik gewählt, ausgearbeitet und validiert werden.

Versuchsaufbau

Für die experimentellen Studien fand die *Filtratest* Druckfilterzellen-Einrichtung Anwendung (s. Kap. 3). Somit kann neben der Konstantdruckfiltration auch ein Rückspülprozess bei konstantem Druck durchgeführt werden. Um eine definierte Rückspülzeit zu ermöglichen, wurde die Filterzelle an ihrem Auslass noch mit einem Magnetventil ausgestattet, welches mittels einer elektronischen Schaltung eine minimale Öffnungszeit von $t=0,43$ s und Vielfache davon gestattet.

Versuchsablauf

Der grundsätzliche Versuchsablauf beinhaltet zunächst einen Filtrationszyklus (s. Kap. 4). Dabei wird mit dem Filterprüfling unter den genannten Referenzbedingungen ($\Delta p=200\text{kPa}$, $\vartheta=80^\circ\text{C}$) eine Filtration bis zum Abbruchkriterium (wie in Abschnitt 4.4.1 definiert) durchgeführt. Schließlich wird die Filterzelle entleert und das Filtermedium im Einsatz dergestalt umgedreht eingebaut, dass sich die Durchströmungsrichtung umkehrt. Die Filterzelle wird nun mit dem entsprechend temperierten Rückspülmedium gefüllt und verschlossen. Sofern die Rückspülmedientemperatur stark unterschiedlich zur Filtrationstemperatur ($\vartheta=80^\circ\text{C}$) ist, muss die Rückspülung sofort stattfinden, um eine Verfälschung durch Erwärmung bzw. Abkühlung des Rückspülmediums zu vermeiden. Unvermeidbare Temperatursprünge beim Einfüllen werden bei der Temperierung von Medium und Filterzelle berücksichtigt.

Der Rückspülprozess findet statt, indem unter konstantem Überdruck das Magnet-Auslassventil für einen definierten Zeitraum geöffnet wird und während dessen das Filtermedium in Rückspülrichtung durchströmt wird. Auch die entstehende Rückspülmedienmenge wird mit der Waage erfasst; dadurch ist die Bestimmung eines mittleren Rückspülmedienstromes möglich. Da sich im Rahmen von Vorversuchen gezeigt hatte, dass eine einmalige Rückspülung noch keine klare Aussage erlaubt, wurden jeweils mehrere Filtrations- und Rückspülzyklen durchgeführt. Um einen Kompromiss aus Versuchsaufwand und Aussagekraft zu finden, wurde die Anzahl der Zyklen auf 5 festgelegt. Ein im ersten Filtrationsdurchlauf verblocktes Neufiltermedium wird also fünfmal einer Rückspülung unterzogen und jeweils danach ein Filtrationszyklus durchgeführt, um die Rückspülwirkung zu beurteilen. Es hat sich



dabei gezeigt, dass anhand der Erkenntnisse aus 5 Zyklen eine sehr gute Extrapolation auf den weiteren Verlauf möglich ist; die diesbezügliche Validierung wird später noch vorgeführt.

Bewertung der Rückspüleffizienz

Eine wichtige Rolle kommt einer geeigneten Bewertungsmethodik für den Rückspüleffekt zu. Gemäß der konkreten Betrachtungsfälle werden diverse Bewertungsparameter in der Literatur berichtet. So ist es für Luftfilteranwendung üblich, den initialen Filterdruckverlust (bei konstantem Volumenstrom) nach einem Regenerationsschritt im Verhältnis mit dem eines Neufilters zu setzen [223] [224]; in Crossflow-Filtrationsanwendungen liegt üblicherweise ein Konstantdruckfiltrationsfall vor, die Bewertung wird typischerweise mittels des resultierenden Filtratstroms (Flux) vorgenommen [225] [226]. Als zusätzlichen Bewertungsparameter wird schließlich respektive die Zeit bis zum Erreichen eines definierten Filterdruckverlustes bzw. die Filtratmenge bis zu einem definierten Minimalflux herangezogen [227] [228].

Im Rahmen der Untersuchungen wurden zwei für den Anwendungsfall abgeleitete bzw. angepasste Bewertungsparameter verwendet:

- (i) Hydraulischer Filterinitialwiderstand / Filterresidualwiderstand

Diese Herangehensweise entspricht in angepasster Form einem von Chang et al. bereits berichteten Ansatz [229]. Der Parameter entspricht konkret dem Modellkennwert Filterwiderstand R_s (s. Kap.4). Anhand der linearisierten Auftragung der Filtrationsergebnisse kann der Filterwiderstand zum Zeitpunkt $t=0$ über den Schnittpunkt mit der Ordinate extrapoliert werden. Ein Vorzug dieses Parameters ist, dass er filtermedienspezifisch ist; zur verbesserten Vergleichbarkeit wird darüber hinaus der normierte Wert betrachtet. Der Normierungswert 1,0 gilt für ein Neufiltermedium, der Wert 2,0 beschreibt den Filterwiderstand, der durch irreversible Verblockung nominell um Faktor zwei gestiegen ist. Der Filterwiderstand zeigt den Grad der Filterverblockung bzw. die Anzahl der verblockten Filterporen. Die Aussagekraft für dieses Bewertungskriterium bezieht sich also insbesondere auf die beschriebenen Porenkonstruktionen durch große Partikeln und brückenartige Partikelablagerungen.



(ii) Filtratleistung bzw. Filtratmenge bis Abbruchkriterium

Das Abbruchkriterium für die Filtration wurde bereits diskutiert und definiert (vgl. Abschnitt 4.4.1). Für die Realanwendung ist die erreichbare Filtratmenge in einem Filtrationszyklus ein wesentlicher technischer Parameter und wurde so als weiteres Bewertungskriterium für die Rückspüeffizienz herangezogen. Dieses Bewertungskriterium bildet das wiedergewonnene Filter-Kollektorvermögen ab. Analog wurde auch hier eine Normierung vorgenommen. Der Faktor 1,0 stellt dabei die Filtratmenge dar, die im ersten Filtrationszyklus mit dem Neufiltermedium erreicht wird; der Faktor 0,5 beschreibt die Situation, dass durch unvollständige Regeneration vergleichsweise nur noch die Hälfte der Filtratmenge produziert wird. Eine Zuordnung kann hierbei für die in Abschnitt 7.2.1 beschriebenen Ablagerungen an den Fasern bzw. Oberflächen der Filterfaserstruktur vorgenommen werden; also solche, die insbesondere bei der Überströmung abgelöst werden.

Für die Realanwendung erscheint als sinnvoller zusätzlicher Bewertungsparameter auch der Wirkungsgrad der Rückspülung, beispielsweise in ähnlicher Form von Sartor [230] beschrieben; die Kennzahl gibt das Verhältnis erreichbarer Filtratmenge zur dafür benötigten Menge von Rückspülmedium an. So kann eine Rückspüleinrichtung, die zu vergleichsweise schlechter Filterregeneration führt, sinnvoll sein, wenn dafür auch nur eine sehr geringe Menge Rückspülmedium aufgewendet wird.

Bewertung der Filterintegrität

Üblicherweise kann die Unversehrtheit eines Filters im Versuch bei rückspülbaren Oberflächenfiltern, insbesondere auch in der Crossflow-Filtration mit keramischen Membranfiltern durch mikroskopische Verfahren untersucht werden. Wie bereits einwandfrei geklärt werden konnte, findet die Partikelablagerung und entsprechend die Verblockung bei den untersuchten Filtermedien jedoch an den innersten Feinstfaserschichten statt. Somit wird diese während der Filtration und eben auch insbesondere bei der Regeneration durch hydrodynamische Kräfte primär mechanisch belastet. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass selbst mittels MicroCT-Untersuchungen die innersten Faserschichten nicht ausreichend klar aufgelöst betrachtet werden können. Somit muss auch in diesem Falle auf ein phänomenologisches Verfahren zurückgegriffen werden. Es darf davon ausgegangen werden, dass flächige Beschädigungen in den inneren Schichten zu sichtbaren Veränderungen des Differenzdruckes eines Filters führen. Sind Zonen

betroffen, welche durch irreversible Verblockung vorher sehr stark zum Filtergrundwiderstand für die stationäre Rückspülbarkeit beigetragen haben, werden Beschädigungen durch ein sichtbares Sinken dieses Prozesskennwertes erkennbar sein. Sind hingegen Bereiche betroffen, welche durch eine Rückspülung ausreichend freigespült werden konnten, so kann hier mit einer verringerten Verblockungsgeschwindigkeit und sichtbar gesunkener Abscheiderate des Filters gerechnet werden. Ein unverändertes Abscheidevermögen eines Filters wird somit als ausreichender Indikator seiner Unversehrtheit der inneren Filterfaserschichten angenommen. Ergänzend kann eine mikroskopische Untersuchung der Filteroberfläche vorgenommen werden.

Verwendete Versuchöle

Als vorteilhaft erwies sich die Verwendung des Versuchsmediums Referenzöl 1; der Grund dafür ist, dass im Rahmen einer Filterzellenfüllung eine vollständige Verblockung eines Neufilters (Filterfläche $A_{\text{fil}} = 9,74\text{E-}4 \text{ m}^2$) erreicht werden kann. Nachfüllschritte entfallen damit, welche mit erhöhtem Aufwand verbunden sind; auch ist nicht vollständig geklärt, ob dadurch die Ablagerungscharakteristik womöglich verändert wird. Zur Absicherung der Allgemeingültigkeit der Erkenntnisse ist auch ein experimenteller Vergleich mit weiteren charakterisierten Versuchölen (vgl. Kap. 2) Bestandteil der Untersuchungen.

Verwendete Rückspülöle

Für den realen Anwendungsfall, bei dem ein Filter im Automatikbetrieb mit einem Teil seines Filtrats rückgespült wird, wurde als Rückspülmedium primär ein entsprechend konditioniertes Filtrat herangezogen. Vergleichsuntersuchungen mit Frischöl als Rückspülmedium zeigten jedoch keinen deutlichen Unterschied für die Ergebnisse. Nicht vollständig auszuschließen ist, dass in minimaler Form eine Ablagerung von Partikeln aus dem Rückspülmedium im Filtermaterial stattfindet, so enthält Filtrat im Vergleich zu Frischöl durchaus mehr Partikeln. Dies konnte aber experimentell nicht detektiert werden und somit wird dieser Faktor vernachlässigt und Rückspülmedien gleichartiger Viskosität (Filtrat oder Frischöl) als äquivalent angesehen.



7.4 Experimentelle Untersuchung stationär hydrodynamische Rückspülung

Die in Folge präsentierten und diskutierten experimentellen Studien betreffen drei, für die Modellierung und Prozessentwicklung relevante, Betrachtungsfelder:

- (i) Strömungseigenschaften – dabei wird der postulierten Modellierung durch die Schubspannung nachgegangen.
- (ii) Filtereigenschaften – hierbei wird insbesondere der Fragestellung nachgegangen, wie sich Unterschiede in der Geometrie bei den verschiedenen Versuchsfiltren auf deren Rückspüleigenschaften auswirken.
- (iii) Betriebs- bzw. realprozessbezogene Aspekte – es werden Fragestellungen untersucht, aus welchen sich insbesondere Handlungsempfehlungen für den Realbetrieb eines Filters unter unterschiedlichen Rahmenbedingungen ableiten lassen.

Grundsätzlich wurden die Versuche, wie in Abschnitt 4.4 beschrieben, durchgeführt. Die Referenz-Filtrationsparameter wurden, wie üblich, mit Medientemperatur $\vartheta=80^{\circ}\text{C}$ ($\eta=2,95\text{E-}2$ Pas) und Filtrationsdifferenzdruck $\Delta p = 200$ kPa festgelegt.

Strömungseigenschaften: Einfluss Schubspannung

Auf Basis der vorgenommenen Modellierung für den statisch hydrodynamischen Fall der Rückspülung, ergibt sich als Wirkmechanismus für die Ablösung von Ablagerungen durch Überströmung die Schubspannung τ_w . Gemäß den Vorüberlegungen betrifft die experimentelle Untersuchung die dabei variierbaren Einstellparameter Schergradient und Viskosität. Zielsetzung ist es, die Gültigkeit dieser Modellannahme bewerten zu können. Zu den in Folge präsentierten Ergebnissen sei auch auf Gruschwitz et al. [231] verwiesen.

Variationsparameter Schergradient durch Differentialdruck

Wie bereits dargelegt, ist mit Hinblick auf die Realanwendung insbesondere der Konstantdruckfall für die Rückspülung relevant. Für eine Betrachtung der Variation des Schergradienten, also des Volumenstroms der Rückspülung, wurde daher eine indirekte Untersuchung durch Variation des Rückspüldruckes vorgenommen. Die Rückspülversuche wurden, wie in Abschnitt 7.3 erläutert, durchgeführt. Variiert wurde der konstante Rückspüldruck im Bereich 200 bis 800 kPa. Abbildung 7-1 zeigt die Ergebnisse für beide vorher genannten Bewertungsparameter.

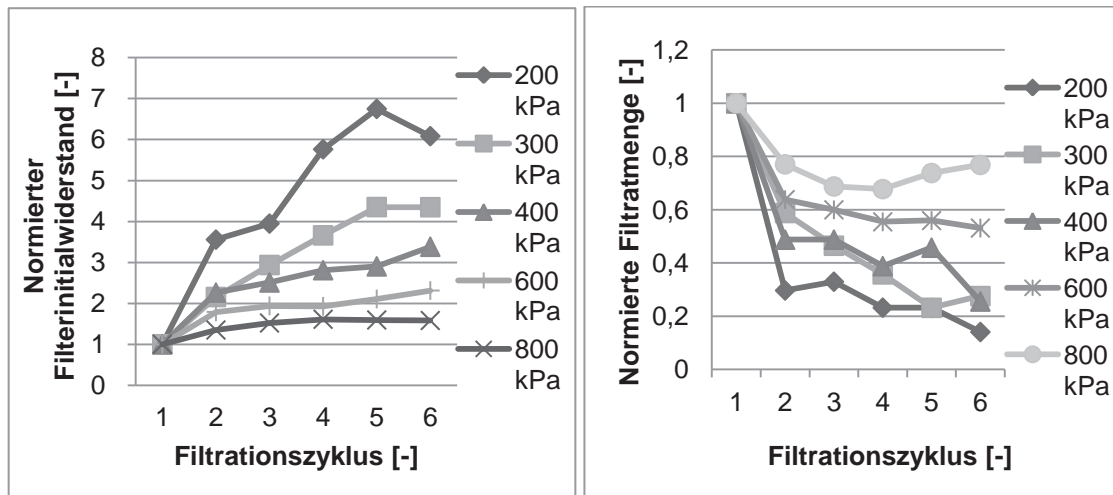


Abbildung 7-1 – Rückspülergebnisse bei Variation Rückspüldifferentialdruck Δp (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) (Aus: [231])

Es ist klar ersichtlich, dass sich die Rückspülfizienz sowohl hinsichtlich der Verminderung der Verblockung (Residualwiderstand) als auch bei der Wiederherstellung der Kollektoreffizienz (erreichbare Filtratmenge) des Filters über den Parameter Differenzdruck und damit implizit über den Schergradienten skalieren lässt. An dieser Stelle sei jedoch noch einmal erwähnt, dass der Schergradient sich als Resultierende aus Differenzdruck als treibende Kraft und dem entsprechend wirkenden hydraulischen Widerstand des Filtermediums ergibt. Somit ist der Schergradient im hier betrachteten Fall nicht konstant, sondern steigt gleichzeitig mit dem Freispülen des Filters an. Weiterhin ist der beschriebene Schergradient auch abhängig von der jeweiligen lokalen Geometrie – der Differenzdruck als konstanter Makroparameter erhält damit Aussagekraft. Für die Ermittlung eines repräsentativen Schergradienten muss auf das in Abschnitt 7.2.2 beschriebene Referenzgeometriemodell zurückgegriffen werden.

Variationsparameter Viskosität Rückspülmedium

Für die Variation der Medienviskosität im Experiment kann die stark ausgeprägte Temperatur-Viskositäts-Funktionalabhängigkeit des Schmieröls ausgenutzt werden. Veränderungen hinsichtlich der Haftmechanik im relevanten Temperaturspektrum (60-100°C) dürfen vernachlässigt werden (s. Kap.5).

Für die isolierte Betrachtung des Parameters Viskosität muss jedoch auch die Konstanz für die anderen Modellparameter sichergestellt werden. Um dies zu

erreichen, wird der verwendete Rückspüldruck entsprechend der Rückspülmedien-Viskosität angepasst.

Durch die funktionale Beziehung aus Viskosität, Differenzdruck und Filterwiderstand nach Darcy (s. Abschnitt 4.3) kann durch dieses Vorgehen auch für veränderlichen Filterwiderstand (wie diskutiert, während des Freispülen des Filters) sichergestellt werden, dass sich die Untersuchung auf die Viskosität als variablen Einflussparameter beschränkt. Die Ergebnisse für die Rückspülversuche mit unterschiedlichen dynamischen Viskositäten, wieder für beide Bewertungsparameter, sind in Abbildung 7-2 dargestellt. Der Quotient aus Differenzdruck und dynamischer Viskosität bleibt dabei stets konstant.

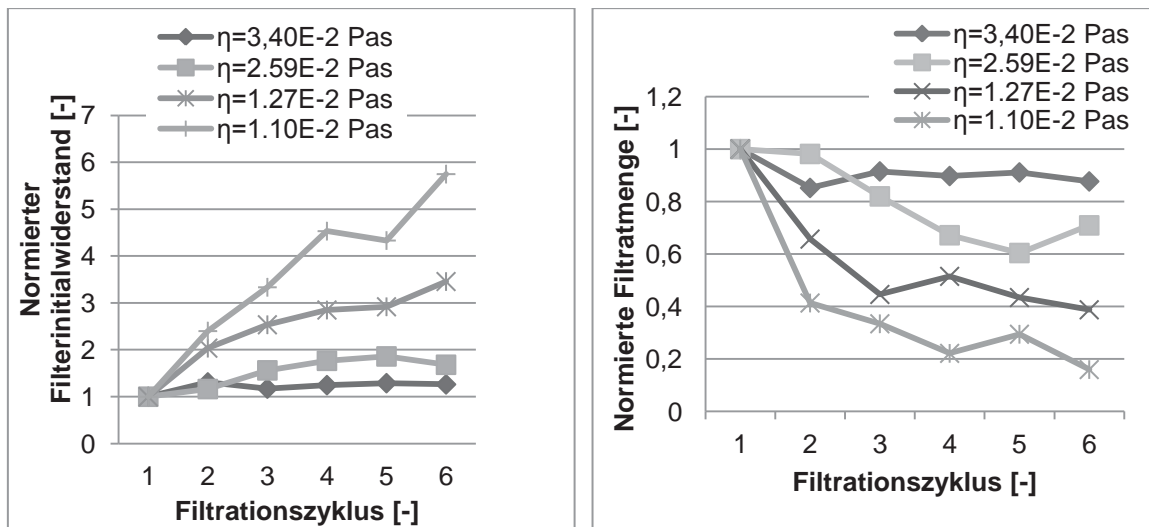


Abbildung 7-2 – Rückspülergebnisse bei Variation Rückspülmedienviskosität η (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) (Aus: [231])

Der Einfluss der Viskosität auf den Rückspüleffekt bildet sich klar ab. Mit den vorteilhaftesten Rückspüleinstellungen ist es hier sogar möglich, den Filter hinsichtlich seines Residualwiderstandes mit einer Erhöhung von nur ca. 25-30 Prozent zum Neuzustand zu regenerieren; hinsichtlich der Filtratleistung kann ein Wert von etwa 90 Prozent von dem eines Neufilters erreicht werden. Es ist damit also auch der Nachweis erbracht, dass mit rein hydrodynamischer Rückspülung und Betriebsparametern, die für einen realen Anwendungsfall durchaus möglich sind, eine hochgradige Filterregeneration erreicht werden kann. Hierbei muss jedoch berücksichtigt werden, dass die aufgewendete Rückspülmedienmenge (Retentat) relativ groß ist. Die Rückspüleffizienz beträgt hierbei etwa 3,0-4,0 (Menge Filtrat im



Bezug auf die Menge Rückspülmedium). Für den Realbetrieb (um insbesondere eine ausreichend hohe Schmutz-Aufkonzentrierung im Retentat zu erreichen) wird jedoch eine Effizienz von mindestens 10 angestrebt.

Interpretation Ergebnisse Schubspannungsversuche

Durch Betrachtung des in Abschnitt 7.2.2 beschriebenen Referenzgeometriemodells kann für beide untersuchten Parameter eine Referenz-Schubspannung berechnet werden. Somit können beide Modellparameter (Viskosität η und mittlere Strömungsgeschwindigkeit, bzw. Schergradient κ_w) in einen integralen Ausdruck gebracht werden. Dies erlaubt die Betrachtung der Modell-Validität und somit die Bewertung einer Wirkäquivalenz beider untersuchter Parameter im funktionalem Zusammenhang.

Für eine Aussage über diese Wirkäquivalenz müssen die Rückspüleinstellungen betrachtet werden, bei denen die resultierende Schubspannung ähnlich war. Die Berechnung wird dabei für die Referenzgeometrie (Sphäre mit Radius $r_p = 2,5 \mu\text{m}$) und mit der Annahme der Strömungsgeschwindigkeit gleich dem mittleren Durchfluss für die mittlere Filterporosität vorgenommen. Gemäß Formel 7-3 kann daraus ein Schergradient approximiert werden und mit der bekannten Fluidviskosität η die genannte Referenzschubspannung τ_w bestimmt werden.

Bei den Rückspülversuchen ergaben sich für die in Tabelle 7-1 aufgelisteten Fälle ähnliche Referenz-Schubspannungen, wobei sich dies wechselseitig durch eine hohe Medienviskosität oder Differenzdruck (als Wirkparameter für den Schergradienten) ergibt. In Abbildung 7-3 sind die respektiven Rückspülergebnisse im Vergleich dargestellt.

Tabelle 7-1 – Schubspannungsäquivalente

Versuchseinstellungen	Fall a) höhere Fluid-Viskosität	Fall b) höherer Differenzdruck
Differenzdruck Δp , Dyn. Viskosität η , Referenz- Schubspannung τ_w	1 $\Delta p = 730 \text{ kPa}$, $\eta = 4,28 \text{ E-}2 \text{ Pas}$ $\tau_w = 1153 \text{ N/m}^2$	$\Delta p = 900 \text{ kPa}$, $\eta = 2,95 \text{ E-}2 \text{ Pas}$, $\tau_w = 1197 \text{ N/m}^2$
	2 $\Delta p = 328 \text{ kPa}$, $\eta = 2,09 \text{ E-}2 \text{ Pas}$, $\tau_w = 542 \text{ N/m}^2$	$\Delta p = 400 \text{ kPa}$, $\eta = 2,95 \text{ E-}2 \text{ Pas}$, $\tau_w = 545 \text{ N/m}^2$
	3 $\Delta p = 200 \text{ kPa}$, $\eta = 1,49 \text{ E-}2 \text{ Pas}$, $\tau_w = 255 \text{ N/m}^2$	$\Delta p = 300 \text{ kPa}$, $\eta = 2,95 \text{ E-}2 \text{ Pas}$, $\tau_w = 314 \text{ N/m}^2$

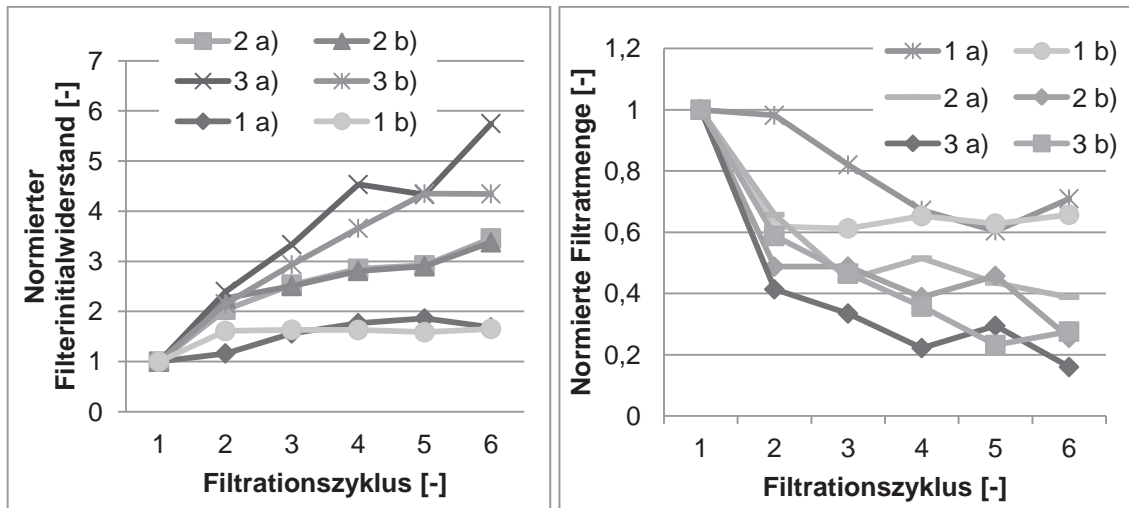


Abbildung 7-3 – Rückspülergebnisse für Schubspannungs-Äquivalente (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)

Die Rückspülergebnisse stützen die Annahme einer Wirkungsäquivalenz der beiden Modellparameter. Bei Betrachtung der weiteren Versuchsergebnisse können zusätzlich auch Größenordnungen für Schubspannungen abgeleitet werden, welche den Minimalwert abbilden, bei dem ein Filter reversibel (also mit gleichbleibendem Residualverblockungsgrad) rückspülbar ist. Für das Filtermedium FM1.1 beispielsweise kann dieser Wert in der Größenordnung $\tau_w = 700-800 \text{ N/m}^2$ bestimmt werden.

Einfluss der Filtergeometrie

Wie bereits diskutiert, werden die Eigenschaften mehrlagiger industrieller Faser-Filtermedien insbesondere durch die Auswahl der Faserdurchmesser der Faserschichten und deren Legung (Gradientenaufbau) eingestellt. Durch die experimentelle Untersuchung der Rückspülung mit den Versuchfiltermedien FM1.1, FM2.5, FM1.3 und FM2.10 (vgl. Kap. 3) konnten drei Fälle betrachtet werden:

- (i) Einfluss der Variation der äußeren Faserschichten und grundsätzlich ähnliche innere Faserstruktur.
- (ii) Einfluss der Gradientenfolge der inneren Feinstfaserschicht, also die Durchströmungsrichtung für Filtration und Rückspülung.
- (iii) Einfluss der inneren Faserschichtung, konkret der Beitrag der feinsten inneren Faserschicht.

Die Versuche wurden wieder gemäß der in Abschnitt 7.3 beschriebenen Versuchsabfolge durchgeführt.

Einfluss der äußeren Faserschichten (ähnliches Filtermedium)

Gemäß der in Abschnitt 3.3 geäußerten Hypothese spielen die beiden äußeren größeren Filterfaserschichten (auf der An- und Abströmseite) keine wesentliche Rolle für die Partikelablagerung. Beim Vergleich der Filtermedien FM1.1 und FM2.5 konnte bereits die Annahme aufgestellt werden, dass die Filtertypen sich abgesehen von der abstromseitig unterschiedlichen Faserschicht kaum unterscheiden; die Gradientenfolge in den innersten abscheidungsrelevantesten Feinstfaserschichten ist bei beiden ähnlich – in jedem Falle weist die Schichtungsreihenfolge 2-3 μm Fasern gefolgt von 4-5 μm Fasern in empfohlener Filtrationsrichtung auf. Die Ergebnisse für Rückspülung für die Variation der Fluidviskosität sind in Abbildung 7-4 dargestellt.

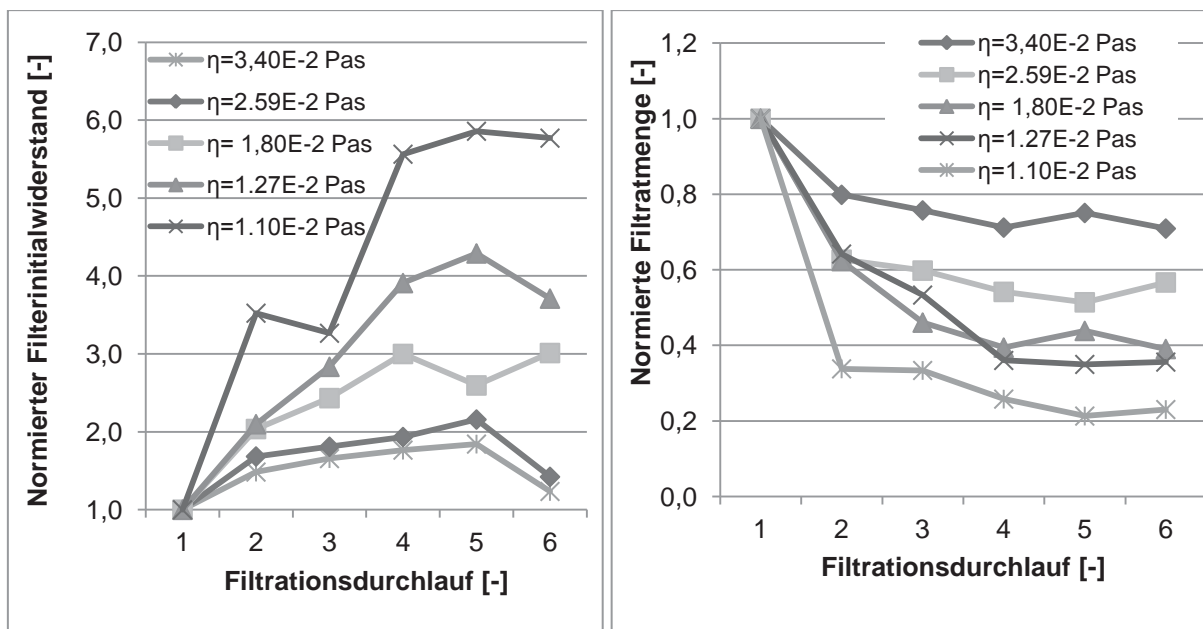


Abbildung 7-4 – Rückspülergebnisse für Filtermedium FM2.5 bei Variation Rückspülmedien-Viskosität η (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)

Ein Vergleich mit den ermittelten Ergebnissen für Filtermedium FM1.1 in Abbildung 7-2 zeigt eine ausgeprägte Ähnlichkeit. Da das Filtermedium FM2.5 insgesamt durch die feinere und damit dichtere Außenfaserschicht einen höheren Filterleerwiderstand aufweist, ergibt sich für identische Rückspülparameter eine niedrigere Durchströmungsgeschwindigkeit; womit die marginal schlechtere Rückspülbarkeit zu erklären wäre. Gleichzeitig sinkt durch diesen Umstand natürlich auch die Menge an Retentat bei identischen Parametern gegenüber dem FM1.1. Insgesamt ist die Schlussfolgerung aber zulässig, dass das vorher für das FM1.1 beobachtete

Rückspülverhalten und auch die Schubspannungsmodellierung sich auch für geometrisch ähnliche Filtermedien abbildet.

Einfluss der Gradientenfolge Faserschichten

Nachdem gezeigt werden konnte, dass die beiden inneren Feinfaserschichten offensichtlich das Rückspülverhalten wesentlich bestimmen, geht die folgende Untersuchung der Frage nach, inwieweit Klassierungseffekte durch den Gradientenaufbau der Faserlegung für die Abscheidung und somit für die Ablagerung die Rückspülbarkeit beeinflussen. Um dies zu ergründen, wird ein Filtermedium FM1.1 in umgekehrter Richtung betrieben: bei der Filtration wird also seitens der 2-3 μm Faserschicht angeströmt (also die Gradientenfolge: 2-3 μm ; 4-5 μm), die Rückspülung findet dann auch mit entsprechend zum Normalfall umgekehrter Schichtenfolge (Gradientenfolge nun: 4-5 μm ; 2,3 μm) statt. Die Ergebnisse der Rückspülversuche (jeweils für drei verschiedene Rückspül-Differenzdrücke Δp) für die Filterinitialwiderstände sind in Abbildung 7-5 dargestellt: links für die beschriebene umgekehrte Durchströmung und rechts für den Normalfall im Vergleich.

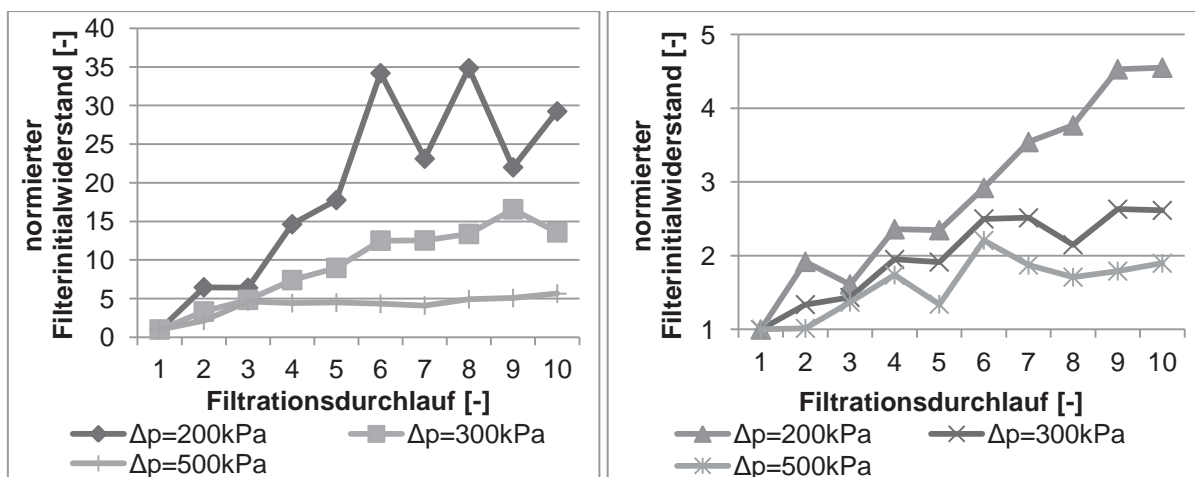


Abbildung 7-5 – Rückspüleregebnisse (Filterresidualwiderstand) Direktionalität: Umgekehrte Durchströmungsrichtung – Abfolge Filtration 2 μm -4 μm -Fasern (links); Durchströmungsrichtung Normalfall – Abfolge Filtration 4 μm -2 μm -Fasern (rechts)

Die Ergebnisse zeigen sehr deutlich die Funktion der Gradientenfolge mit Hinblick sowohl auf ein vorteilhaftes Schmutzaufnahmevermögen als auch die Rückspülbarkeit mit Hinblick auf den Filterresidualwiderstand. Es darf also davon



ausgegangen werden, dass sich die Ablagerungen während des Filterverblockungsprozesses anders ausbilden.

Einfluss der inneren Feinst-Faserschichten

Die Untersuchung der Filtermedien FM1.3 und FM2.10 erlaubt, die Rolle der 2-3 μm Faserschicht auch für die Rückspülbarkeit zu ergründen. Diese Filtermedien enthalten keine 2-3 μm Faserschicht, jedoch ist die enthaltene 4-5 μm Faserschicht deutlich dicker gelegt, bzw. mehrschichtig ausgeführt (vgl. Kap.3). Nachdem das stark verbesserte Feinabscheidevermögen auf die 2-3 μm Faserschicht zurückgeführt wird (vgl. Abschnitte 3.3 und 4.4), stellt sich nun die Frage, ob diese Faserschicht dann auch der Rückspülbarkeit entgegensteht. Die Ergebnisse bei Variation des Rückspül-Differenzdruckes sind in Abbildung 7-6 gezeigt – links für das Filtermedium FM1.3, rechts für das Filtermedium FM2.10; oben die Ergebnisse für den Filterinitialwiderstand, unten für die erreichbare normierte Filtratmenge.

Im Bezug auf das postulierte Modell für Ablagerungsbildung und für den Rückspülprozess kann hier abgelesen werden, dass zwar ein Freispülen des Filters mit relativ geringen Differenzdrücken (Schergradient) gelingt; es kann vermutet werden, dass dies in der vergleichsweise offenen Faserstruktur begründet ist und dadurch mit entsprechend ausgeprägter Brückenbildung für die Verblockung zu rechnen ist. Für das Ablösen von partikulären Ablagerungen auf den Fasern und in sekundär durchströmten Bereichen werden jedoch offensichtlich auch hier ausreichend hohe hydrodynamische Kräfte (gemäß dem postulierten Schubspannungsmodell) benötigt, um das Kollektorvermögen des Filters wiederherzustellen.

Hierbei muss zusätzlich noch berücksichtigt werden, dass sich die Art der verblockungsbildenden Ablagerungen für diese gröberen Filtertypen auch anders gestaltet: aufgrund der veränderten Trenncharakteristik dürfte sich auch die Partikelgrößenverteilung der Ablagerungen ändern. Ein Vergleich der Ergebnisse für die beiden ähnlichen Filtermedien unterschiedlicher Hersteller zeigt, dass sich trotz anzunehmender marginal unterschiedlicher Faserstrukturen ein sichtbar charakteristisches Verhalten abbildet.

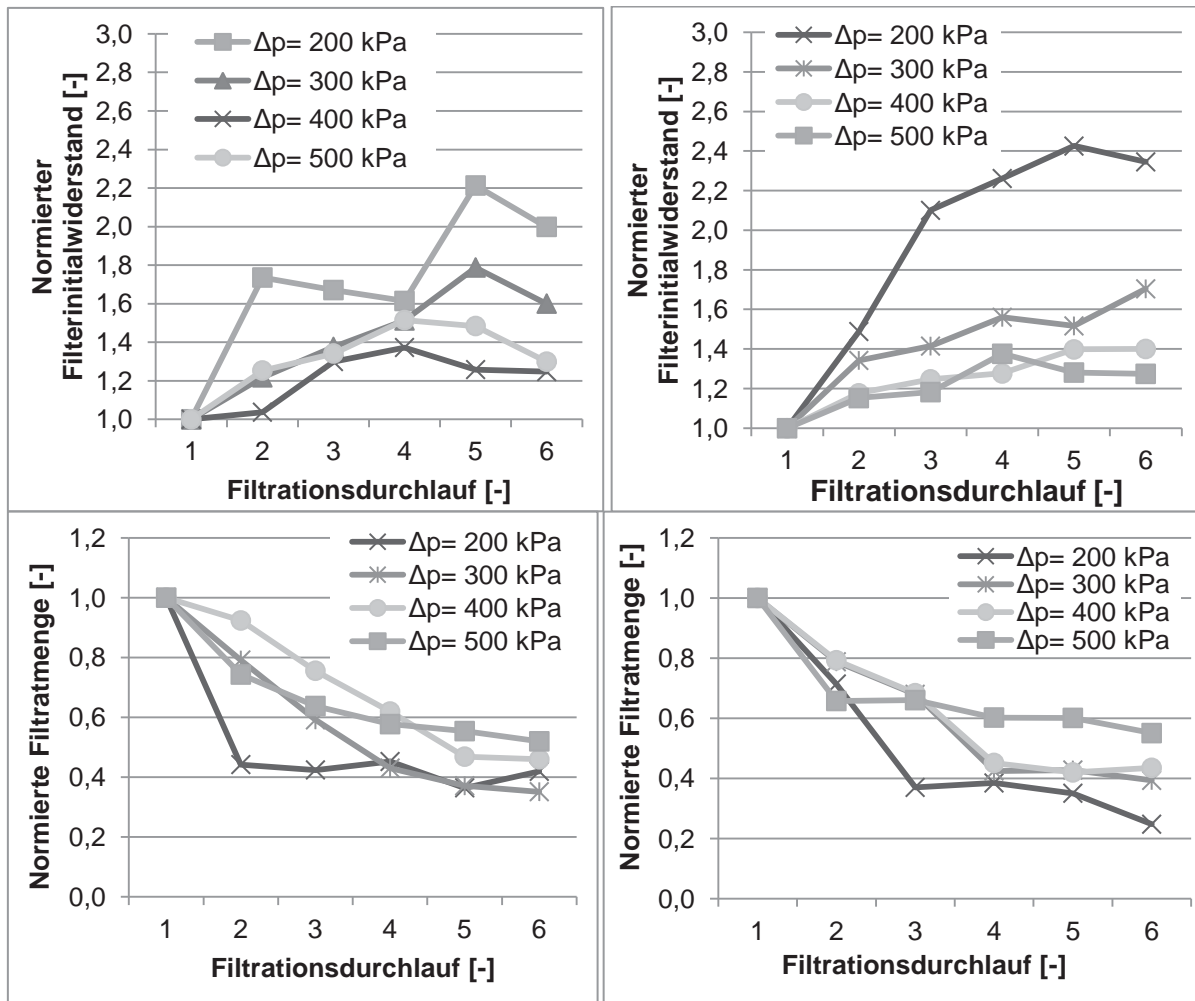


Abbildung 7-6 – Rückspülergebnisse Filtermedium FM1.3 links, FM2.10 rechts. (Viskosität $\eta = \text{konst.}$) (oben: Filterresidualwiderstand, unten: erreichbare Filtratmenge)

Realbetriebsrelevante Betrachtungsparameter

Nachdem nun relevante Aspekte mit Hinblick auf die strömungsmechanische Einstellung für die Rückspülung und auf die Filtergeometrie geklärt werden konnten, gilt es noch Gesetzmäßigkeiten für das Filterverhalten zu erschließen. Die erste Untersuchung betrifft die Betrachtung einer möglichen Rückspül-Prozesskinetik, konkret also die Frage, ob eine längere Rückspülung im Vergleich mit einer Rückspülung mehrerer Spülpulse zu verbesserten Ergebnissen führt. In der zweiten Untersuchung wird betrachtet, inwieweit die Rückspülcharakteristik eines Filters vom verwendeten Filtrationsöl abhängt.

Realbetrieb: Betrachtung der Rückspülkinetik

Für die Betrachtung einer möglichen Filtrationskinetik wurde unter anderem das Rückspülergebnis bei Variation der Rückspülzeit untersucht. Die minimale Öffnungszeit des verfügbaren steuerbaren Auslassventils ist auf ca. 0,43 s begrenzt (vgl. Abschnitt 7.3); jedoch sind zeitliche Einstellungen darüber hinaus möglich. Im Versuch wurden Vielfache dieser Öffnungszeit zum einen als verlängerte Öffnungszeit und zum anderen als mehrere Rückspülpulse untersucht. In Abbildung 7-7 sind die Ergebnisse für beide Bewertungskriterien im Vergleich aufgetragen.

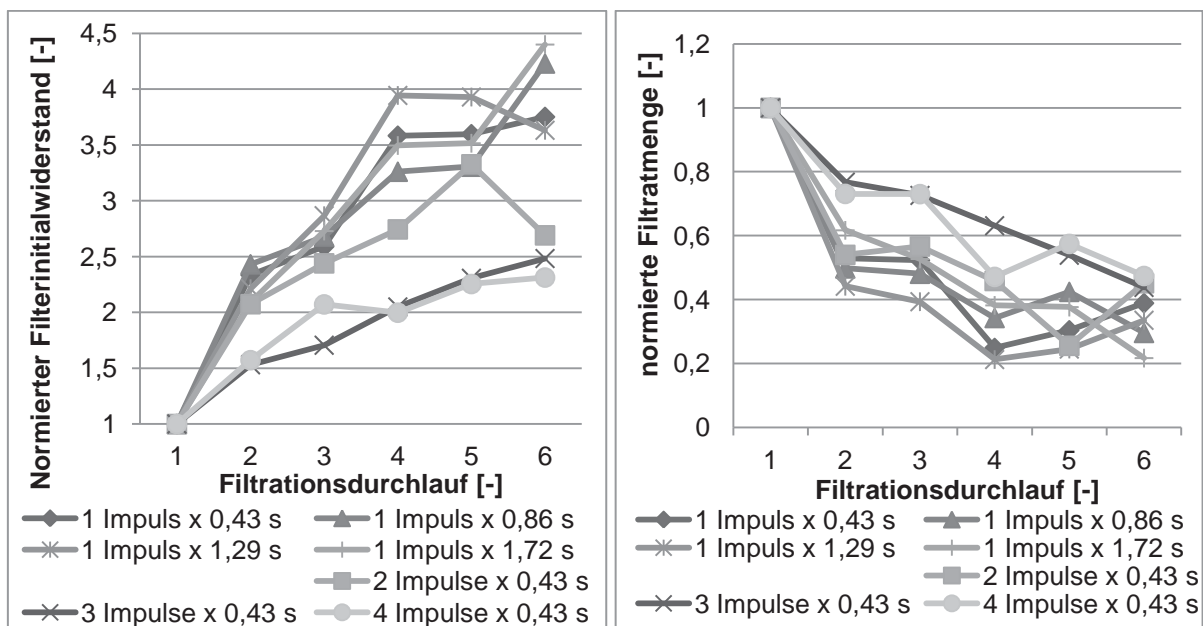


Abbildung 7-7 – Vergleich 1-pulsige und mehrpulsige Rückspülung (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) Differenzdruck Δp und Viskosität η jeweils konstant

Trotz einer gewissen Schwankungsbreite der Ergebnisse erscheint die Aussage zulässig, dass mit einer verlängerten stationären Durchströmungsdauer (selbst für den vierfachen Fall mit 1,72 s) keine sichtbare Verbesserung des Rückspülergebnisses eines Einzel-Rückspül-pulses erreicht werden kann. Durch mehrfache Rückspülpulse mit jeweils der minimalen Öffnungszeit von 0,43 s hingegen gelingt dies. Sehr ausgeprägt ist dies für den Parameter Filterresidualverblockung und sehr sichtbar bei mehr als zwei Einzelpulsen. Eine weiterhin zu klärende Frage ist die Bestimmung der minimalen Rückspülzeit, welche gegenüber den betrachteten 0,43 s keine Verschlechterung des Rückspüleffektes mit sich bringt.



Nicht geklärt werden konnte, ob sich dieser Effekt aufgrund von Lockerungseffekten ausbildet; auch ist es möglich, dass sich für jeden Rückspülungsschritt das Durchströmungsprofil in der Filterfaserstruktur jeweils leicht verändert und somit Ablagerungen unterschiedlich und in Summe für die Rückspülung bzw. Ablösung vorteilhafter angeströmt werden. In jedem Falle kann für die Realanwendung eine Betriebsart empfohlen werden, bei der der Filter mit mehreren kurzen Rückspülpulsen regeneriert wird.

Realbetrieb: Variation Filtrationsöl

Um die allgemeingültige Aussagekraft der vorher diskutierten Experimentalergebnisse im Bezug auf den Real-Anwendungsfall zu bestätigen, wurden auch Rückspülversuche mit anderen Referenzölmedien (vgl. Abschnitt 2.3) durchgeführt. Dabei hat sich gezeigt, dass die Rückspülcharakteristik für das Referenzöl 1 als repräsentativ angesehen werden darf. In Abbildung 7-8 sind beispielhaft die Ergebnisse für die Rückspülungs-Untersuchung für das Referenzöl 3 mit dem Filtermedium FM1.1 dargestellt. Ein Vergleich mit Ergebnissen für das Referenzöl 1 zeigt hier einen großen Ähnlichkeitsgrad.

Indirekt wurde damit auch gezeigt, dass die Verblockungscharakteristik auch bezogen auf die Eigenschaften der Ablagerung, für die die Rückspülbarkeit offensichtlich für verschiedene Referenzöle sehr ähnlich ausfällt. In jedem Falle ist es aber zulässig, anhand der Ergebnisse für das Referenzöl 1 mit einer „worst-case“-Annahme eine allgemeingültige Aussage abzuleiten.

Zusätzlich konnte im Rahmen der Untersuchung von vergleichsweise sehr schwach schmutzbelasteten Filtrationsöl-Medien eine Tendenz abgelesen werden, wonach eine verbesserte Rückspülung möglich ist, wenn deutlich vor Erreichen des hier definierten Abbruchkriteriums die Filtration beendet wird. Da dadurch aber auch die Filtratmenge deutlich reduziert wird, muss der Nutzen dieser Betriebsform noch unter Berücksichtigung der Gesamteffizienz im Realbetrieb betrachtet werden. Dabei muss insbesondere geklärt werden, ob sich der Effekt auch im „eingefahrenen“ bzw. „gealterten“ Filter weiterhin abbildet. Auch waren diese genannten Versuchsergebnisse nicht uneingeschränkt reproduzierbar.

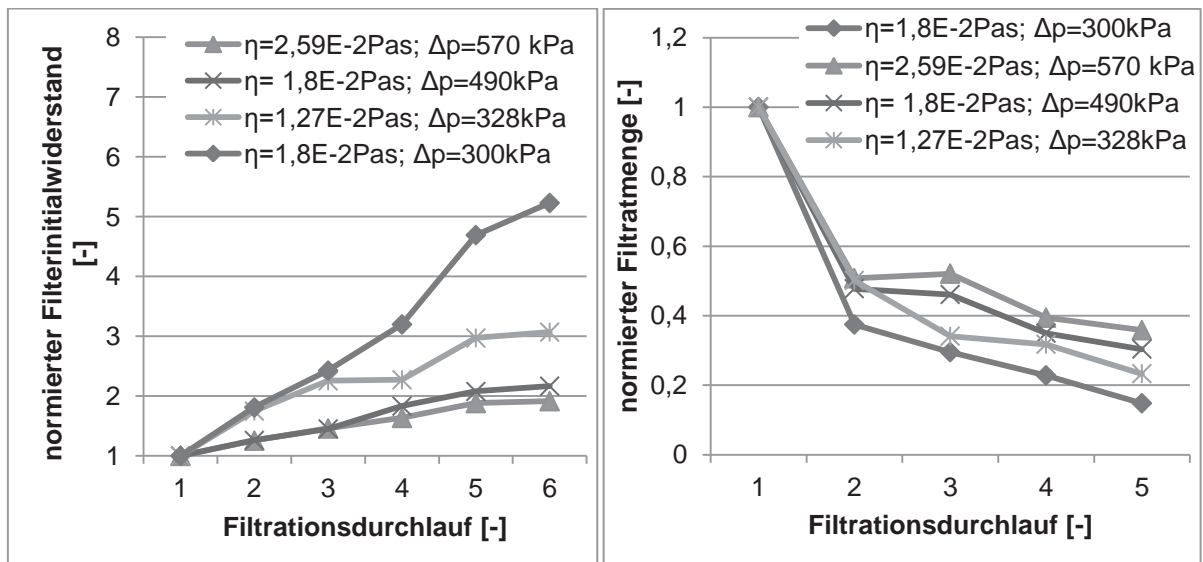


Abbildung 7-8 – Rückspülgewinnungsergebnisse für Filtertyp FM1.1 und Referenzöl 3 als Filtrationsmedium (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)

7.5 Modellierung der ultraschallüberlagerten Rückspülung

Ultraschall (US) findet als Hilfsmittel für Reinigungsaufgaben insbesondere in Ultraschallreinigungsbädern in zahllosen Fällen Anwendung. Im Bereich Filtration sind insbesondere Crossflow-Anwendungen zu benennen, bei denen das Filtermedium beschallt und dabei abgelagerte Partikeln abgelöst und wieder in die Strömung gebracht werden [232]. Darüber hinaus werden auch weitere Anwendungsfälle von Ultraschall für die Filterregeneration berichtet [233] [234]. Einhellig wird der Effekt der Ultraschallkavitation zugeordnet [160] [164] [161] [162], welche bereits im Kapitel 6 erläutert worden ist. Lamminen et al. [235] diskutieren weitere mögliche Mechanismen, können aber auch hier wieder die Kavitationseffekte als relevanten Mechanismus bestätigen. Die klare Zuordnung eines Wirkmechanismus der Ultraschallüberlagerung auf den Rückspüleffekt ist für den Betrachtungsfall hingegen sehr viel schwieriger. Als Wirkmechanismus kommen grundsätzlich drei Kategorien in Frage:

(i) Kavitationsinduzierte Effekte

In Kapitel 6 wurde der Aspekt Ultraschallkavitation bereits diskutiert; es konnte gezeigt werden, dass die durch Kavitations-Microjets entstandenen Erosionsspuren auf beschallten Oberflächen einen Nachweis der Existenz dieses Mechanismus auch für in Folge betrachtete US-Einstellparameter liefern. Denkbar ist daher, dass die in



Filteroberflächennähe implodierenden transienten Kavitationsblasen aufgrund der genannten Microjets einen Strömungs- bzw. Druckpuls auch in den Filter hinein aussenden, wobei der Effekt schließlich durch Verstärkung der Hydrodynamik die Partikelablösung fördert.

(ii) Schallprimäreffekt in Form von Schalldruckpulsen

Neben dem genannten durch Schalldruckpulse entstehenden sekundären Effekt führt auch die longitudinale Schallausbreitung im Medium durch sich ausbreitende Kompressions- und Dilatationspunkte (und damit einhergehende lokale Fluidmoleküle-Oszillation) zu einer direkten Erhöhung der Hydrodynamik im Rückspülprozess. Die dadurch erhöhte lokale Schubspannung kann durch Erweiterung der Schubspannungsfunktion um einen einfachen dynamischen Term $\tau_{US,Dyn} \cdot \alpha$ gemäß Formel 7-5 berücksichtigt werden.

$$\tau_{w,Wirk} = \tau_w + \tau_{US,Dyn} \cdot \alpha \quad \text{Formel 7-5}$$

Dabei wird ferner noch ein Faktor α vorgeschlagen, der den möglicherweise unterschiedlichen Wirkeffekt einer pulsatorischen (also dynamisch veränderlichen) lokalen Fluidbewegung gegenüber dem stationären Strömungsfall berücksichtigt (ein verstärkender Effekt ist wahrscheinlich). Es ist naheliegend, die kolbenartige Amplitudenauslenkung der Sonotroden spitze (hier im Bereich von wenigen μm) zur Bestimmung des ultraschallinduzierten hydrodynamischen Effektes anhand der maximalen Fluidgeschwindigkeit (welche an den jeweiligen Maxima der sinusoidalen Schalldruckfunktion vorliegt) zugrunde zu legen. Auch dies kann durch den Faktor α berücksichtigt werden. Da bei letzterem Parameter für die Schubspannung eine Schwächung bis hin zur Wirkstelle im Filtermedium stattfindet, kann α in Summe grundsätzlich sowohl Werte kleiner als auch größer als 1 annehmen. Somit kann die Ultraschallwirkung also in das bereits diskutierte Schubspannungsmodell integriert werden.

(iii) Akustische Strömungseffekte und Schallstrahlungsdruck

Weitere sekundäre Ultraschalleffekte wurden bereits in Kapitel 6 diskutiert. Möglich wäre es, dass genannte akustische Strömungs- und Schallstrahlungsdruckeffekte zu einer Erhöhung der Fluidausströmgeschwindigkeit führen. Damit wäre der Effekt des Ultraschalls gleichbedeutend mit einer statischen Differenzdrucksteigerung zur Erhöhung des Schergradienten im Rahmen des Schubspannungsmodells.



Hinsichtlich des Anwendungsbezugs wäre dies der ungünstigste Wirkmechanismus, da hierdurch die Retentatmenge (also die Menge an Rückspülmedium) unerwünschtermaßen erhöht wird.

7.6 Experimentelle Untersuchung der Filterregeneration mit Ultraschallüberlagerung

Die experimentelle Betrachtung der ultraschallüberlagerten Rückspülung zielt insbesondere auf die Identifikation der Skalierungsparameter für den Ultraschallbeitrag ab. Hierfür wurden zwei Ultraschallerzeuger-Grundtypen gewählt. Für einen Quantifizierungsansatz mit definierter Schallerzeugung wurde dafür zum einen der bereits in Kapitel 6 beschriebene amplitudengeregelte Ultraschall-Sonotrodenaufbau verwendet; weiterhin wurden auch die Betriebsform mit Leistungsregelung betrachtet, bei der die resultierende Schallamplitude stark von Fluideigenschaften und unter anderem auch vom externen Druck abhängt. Um schließlich den Nachweis zu erbringen, dass die Ergebnisse nicht von spezifischen Konstellationen des Versuchsaufbaus abhängen, wurde die Variation von Geometrieigenschaften betrachtet. Schließlich wurden noch Untersuchungen mit Blick auf die Erschließung des Wirkmechanismus durchgeführt.

7.6.1 Material und Methoden

Für die Untersuchung der ultraschallüberlagerten Rückspülung entsprechen das Vorgehen und insbesondere auch die Bewertungsmethodik im Wesentlichen dem der rein hydrodynamischen Rückspülbetrachtung. Einige Modifikationen und Änderungen müssen dennoch berücksichtigt werden.

Versuchsaufbauten

Zur Betrachtung der amplitudengesteuerten Ultraschallüberlagerung wurde der in Kapitel 6 charakterisierte Ultraschallsonotrodenaufbau in den Druckfilterzellenaufbau eingebracht. Im Wesentlichen konnte dies dargestellt werden indem ein als Deckel ausgeführter Adapterflansch eigens angefertigt wurde. Während der Rückspülung ist die Sonotrodenspitze im Rückspülmedium eingetaucht und steht dem Filtermedienprüfling mit einem Abstand von 70 mm gegenüber. Schematisch dargestellt ist der Versuchsaufbau in Abbildung 7-9 links. Um die erwähnte anwendungstypischere

Untersuchung mit einem leistungsgeregelten Pilzschwinger (wie er auch typischerweise für Ultraschallbäder verwendet wird) durchführen zu können, wurde ein Hohlkolben angefertigt, auf dessen Boden innen ein Ultraschallschwinger eingeklebt wird. Der Hohlkolben bildet zusammen mit einem Flanschelement den Deckel für eine weitere Druckfilterzelle, wie schematisch in Abbildung 7-9 rechts dargestellt. Im Vergleich zum Sonotrodenschwinger ist also das Kolbenelement im Rückspülmedium eingetaucht und auch hier beträgt der Abstand zum Filtermedium 70 mm. Das eingesetzte leistungsgeregelte Ultraschallelement (Pilzschwinger) hat eine Arbeitsfrequenz von $f_{\text{pilz}}=27$ kHz und kann im Leistungsbereich von $P_{\text{US}}=10-90$ Watt betrieben werden.

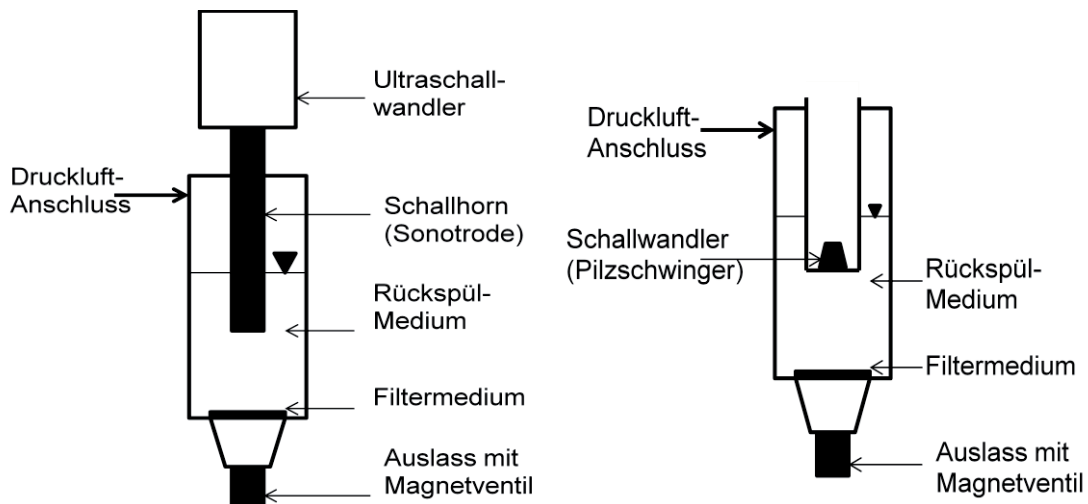


Abbildung 7-9 – Versuchsaufbauten für Sonotrodenschwinger (links), für Pilzschwinger (rechts) (Aus: [231])

Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung bei den Ultraschallrückspül-Untersuchungen ist grundsätzlich analog zur Betrachtung der stationär hydrodynamischen Rückspülung. Der einzige Unterschied besteht eben darin, dass das Filtermedium während der Rückspülphase mit den respektiven Schallwandlern beschallt wird: nachdem die Filterzelle für die Rückspülung unter Druck gesetzt wurde, wird der Ultraschall-generator eingeschaltet und zum Zeitpunkt, bei dem der Schallwandler auf voller Leistung ist, wird der Rückspülvorgang – auch hier mittels definierter Öffnung des Magnet-Auslassventils – durchgeführt. Direkt im Anschluss wird der Ultraschall-generator wieder ausgeschaltet.



Die Referenz-Versuchseinstellungen waren: 80°C Medientemperatur (Viskosität $\eta = 2,95E-2$ Pas) für Filtration und Rückspülung; als konstanter Differenzdruck wurde für die Filtration $\Delta p = 200$ kPa, für die Rückspülung $\Delta p = 250$ kPa eingestellt. Somit findet die Rückspülung unter Bedingungen statt, bei der für den rein hydrodynamischen Fall keine ausreichende Rückspüleffizienz erreicht werden konnte.

Verwendete Medien

Für die Wahl des Rückspülmediums kommt gegenüber dem rein hydrodynamischen Fall noch der Aspekt hinzu, dass sich die Kavitationsneigung mit steigender Partikelzahl theoretisch steigert. Dass dies experimentell sich nicht eindeutig abbildet, wurde in Kapitel 6 beschrieben. Es konnten auch hier keine Unterschiede bei dem Vergleich der Ergebnisse von Frischöl und Filtrat festgestellt werden. Im Wesentlichen wurden die Versuche jedoch mit dem vorher beschriebenen konditionierten Filtrat durchgeführt, um einen realitätsnahen Betriebsfall zu erhalten.

Betrachtung der Filterintegrität

Zusätzlich zur Sicherstellung der Unversehrtheit der inneren Feinfaserschichten, wie auch bei der rein hydrodynamischen Rückspülung, kommt bei der Ultraschallüberlagerung noch eine mögliche mechanische Belastung der Oberflächen hinzu. In Kapitel 6 wurde dies schon für den Fall der reinen Beschallung untersucht; analog wird auch bei den Ultraschall-Rückspülversuchen die Unversehrtheit durch mikroskopische Betrachtung bewertet.

7.6.2 Ergebnisse und Diskussion

Einfluss der Ultraschallamplitude

Die Ultraschallamplitude ist mit dem vorhandenen Versuchsaufbau ein konstant und definiert einstellbarer Parameter (vgl. Kap 6). Somit kann dem Ultraschalleffekt gezielt und quantitativ nachgegangen werden. Hierzu darf erwähnt werden, dass im Realanwendungsfall eher eine Betriebsweise üblich ist, bei der eine leistungsgeregelte Ultraschallerzeugeranlage verwendet wird. Durch die in Formel 6-1 beschriebene funktionale Abhängigkeit der resultierenden Ultraschallamplitude (und mithin die Stärke der Ultraschallpulse) mit der aufgenommenen Leistung des

Schallwandlers können die Ergebnisse der amplitudengeregelten Beschallung übertragen werden.

In Abbildung 7-10 sind die Ergebnisse der Rückspülversuche dargestellt, bei denen eine Amplituden-Regelung auf $\epsilon=3,47 \mu\text{m}$, $\epsilon=6,94 \mu\text{m}$ und $\epsilon=12,5 \mu\text{m}$ stattgefunden hatte. Die mit $\epsilon=0,00 \mu\text{m}$ gekennzeichneten Ergebnisse beschreiben den Referenzversuch ohne Ultraschallüberlagerung, also die rein hydrodynamische Filtrerrückspülung. Dies entspricht den bereits von Gruschwitz et al. [231] berichteten Ergebnissen.

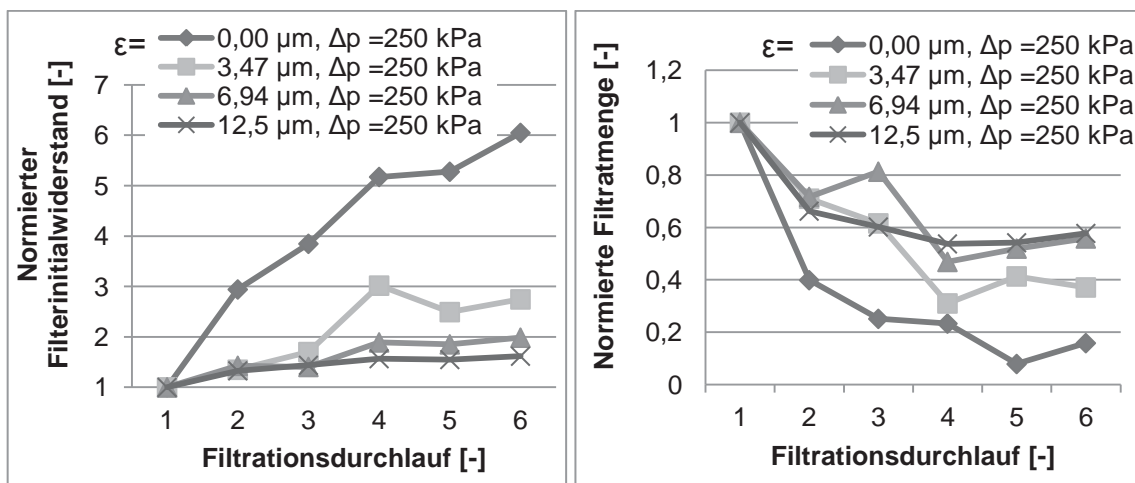


Abbildung 7-10 – Einfluss der Ultraschallamplitude ϵ auf den Rückspüleffekt bezogen auf: Filterinitialwiderstand (links), erreichbare Filtratmenge (rechts) (Aus: [231])

Wie zu erkennen ist, gibt es einen klaren Zusammenhang zwischen der Ultraschallamplitude für das Bewertungskriterium Filterresidualwiderstand. Für die Wiederherstellung des Kollektorvermögens (erreichbare Filtratmenge) des Filters ist die Steigerung für die Ultraschallamplituden $\epsilon=6,94 \mu\text{m}$ und $\epsilon=12,5 \mu\text{m}$ im Vergleich nur marginal. Im Vergleich zum rein hydrodynamischen Rückspülfall ist der Effekt beachtlich: bereits eine vergleichsweise niedrige Ultraschallamplitude von $\epsilon=3,47 \mu\text{m}$ ermöglicht rund eine Verdopplung der erreichbaren Filtratmenge gegenüber der Rückspülung ohne Ultraschallüberlagerung.

Einfluss der Ultraschalleistung

Die Betrachtung der leistungsgeregelten Ultraschalleinstellung ist für den Real-Anwendungsfall von höherer Relevanz. Die Ergebnisse der Untersuchung der Rückspülung mit dem Pilzschwinger-Versuchsaufbau (wie in Abschnitt 7.6.1

beschrieben) sind in Abbildung 7-11 für den Parameter Filterresidualwiderstand dargestellt. Als Rückspüldruck wurde in diesem Falle, wie für die Filtration, ein Differenzdruck von 200 kPa eingestellt, um gleichzeitig auch noch sehr niedrige hydrodynamische Einstellparameter betrachten zu können.

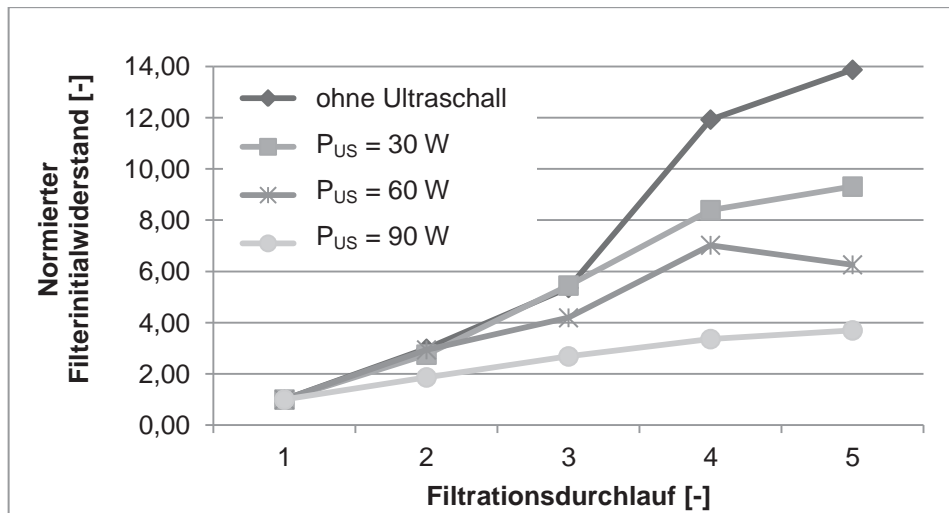


Abbildung 7-11 – Entwicklung der Rückspüeffizienz (Filterresidualwiderstand) bei Variation der Ultraschalleistung P_{US}

Grundsätzlich bestätigen diese Ergebnisse nochmals die Aussagen für variable Ultraschallamplitude und insbesondere auch die Möglichkeit einer industriellen Anwendung. Trotz des sehr niedrigen Rückspüldruckes darf sogar vermutet werden, dass eine unwesentliche Steigerung über die dargestellten $P_{US}=90$ W Ultraschalleistung hinaus bereits zum Erreichen einer stationären Rückspülbarkeit des Filters führen könnte.

Variation Schallerzeugergeometrie

In Kapitel 6 wurden bereits Beobachtungen zur Schallpropagation im Schmieröl für unterschiedliche Erregergeometrien (hier also Sonotrodenspitzengeometrien) beschrieben. Qualitativ konnte dabei klar geschlossen werden, dass für eine kegelförmige gegenüber einer flachen Spitzengeometrie eine stärkere Konzentration in der Mitte einer gegenüberliegenden Ronde stattfindet. Die Rückspülergebnisse für diese beiden Sonotrodenspitzen-Grundgeometrien im Vergleich sind in Abbildung 7-12 dargestellt.

Für die Ultraschallamplituden $\varepsilon=3,47$ und $\varepsilon=6,94$ μm sind die Ergebnisse nahezu identisch. Für die Amplitudeneinstellung $\varepsilon=12,5$ μm kann keine vollständige und einwandfreie Schalleinkoppelung in jedem Falle gewährleistet werden. Damit lassen sich die präsentierten Abweichungen für diese Einstellung erklären und gleichzeitig auch, warum keine höheren Amplitudeneinstellungen untersucht wurden. Der Effekt einer ausgeprägten Konzentration in der Mitte des Filterprüflings bildet sich für die Rückspülung also nicht systematisch sichtbar ab.

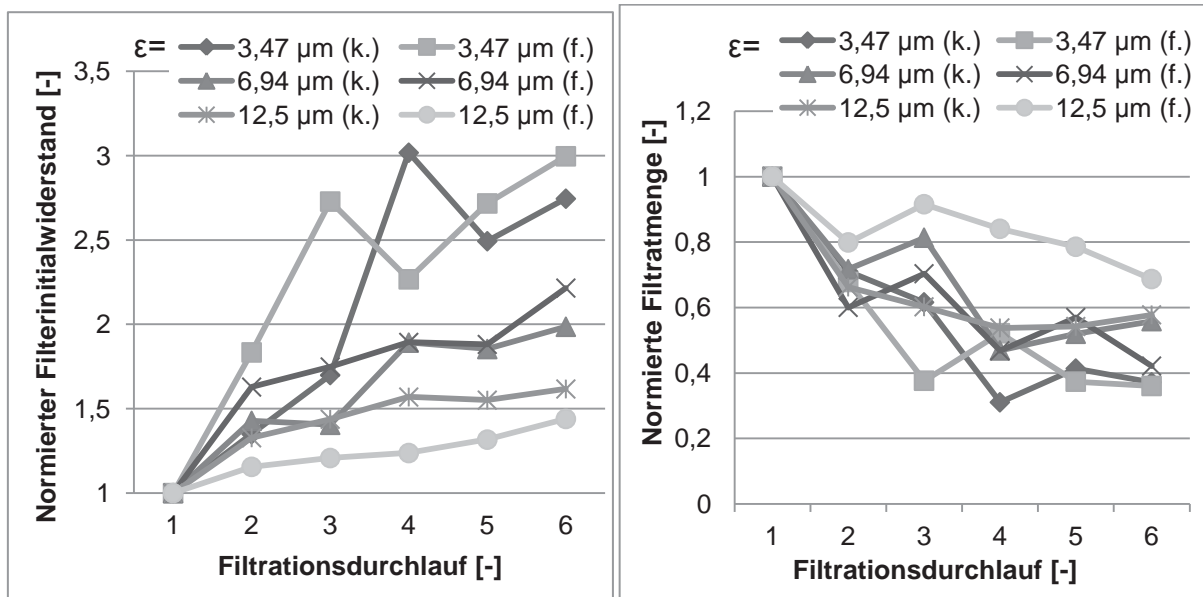


Abbildung 7-12 – Rückspülgewinnung für flache (f.) und kegelige (k.) Sonotrodenspitze für Variation Ultraschallamplitude ε im Vergleich (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)

Variation Abstand Schallerzeuger-Filtermedium

Der Abstand zwischen Sonotrodenspitze und Filtermedium ergibt sich aus dem Aufbau der Druckfilterzelle und des Ultraschallsonotroden-Systems. Um auszuschließen, dass sich die präsentierten Ergebnisse nur auf ein etwaiges sich zufällig einstellendes Maximum der Schallwelle und somit höchsten Druckpeak beziehen, wurde der Versuchsaufbau dahingehend modifiziert, dass der Abstand zum Filtermedium in zwei Schritten um 4 und 8 mm erhöht werden kann. Die Ergebnisse dieser Rückspülversuche (die drei Abstände im Vergleich) sind in Abbildung 7-13 dargestellt.

Anhand der Ergebnisse bildet sich kein deutlicher oder systematisch eindeutiger Unterschied hinsichtlich der Rückspülwirkung für die drei betrachteten Sonotroden-Filter-Abstände ab.

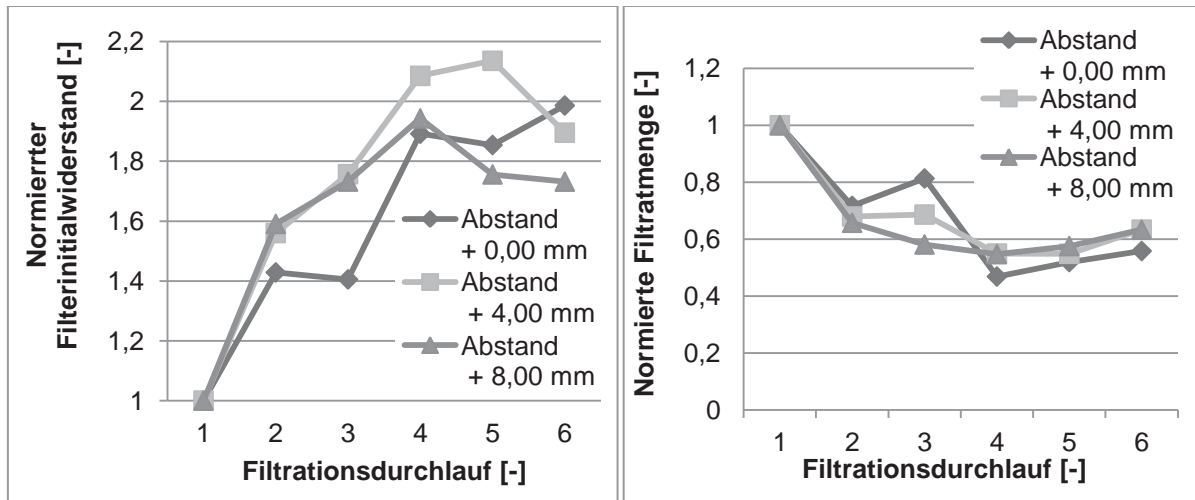


Abbildung 7-13 – Rückspüleeffekt bei Variation Abstand Sonotrodenstirnfläche-Filtermedium (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)

Die Geometrieabhängigkeit mit Bezug auf eine realskalierte Bauform kann nicht geklärt werden, da die Realfiltergeometrie noch nicht vollständig festgelegt worden ist. Es darf jedoch die Vermutung angestellt werden, dass bei einer deutlichen Erhöhung des Abstandes Schallabsorptionseffekte (vgl. Kap. 6) verstärkt eine Rolle spielen dürften und somit grundsätzlich eine Verringerung des Effektes durch die Ultraschallüberlagerung zu erwarten ist.

7.7 Betrachtung Wirkmechanismus Ultraschallüberlagerung

Es kann keine aussagekräftige Charakterisierung des Schallfeldes erreicht werden (vgl. Kap. 6). Auch werfen die Messergebnisse für die Druckpuls-Amplituden viele Fragen auf. Für die Bewertung hinsichtlich des in Abschnitt 7.5 beschriebenen Wirkmechanismus des Schallprimäreffektes ist die Datenlage also unzureichend. Aus diesem Grunde wurden die beiden weiteren möglichen Mechanismen beleuchtet.

Wie bereits in Abschnitt 7.5 erläutert, basiert die Hypothese für akustische Strömung und Schallstrahlungsdrücke als Wirkmechanismus darauf, dass die Durchströmungsgeschwindigkeit (und damit der Schergradient) während der Rückspülung dadurch erhöht wird. Dies kann anhand der gemessenen Rückspülmengen während der



Versuche beurteilt werden. Da bei einer guten Filterregeneration natürlich auch mehr Rückspülmedium durch den Filter (sobald ein Großteil der Durchströmungsporen wieder geöffnet wurde) fließt, wurde der Vergleichsfall von ultraschalllosen 200 und 300 kPa Rückspüldrücken mit denen der ultraschallüberlagerten 250 kPa Rückspülung herangezogen. Hierbei wurde in keinem Fall der ultraschallüberlagerten Rückspülung eine erhöhte Menge Retentat festgestellt. Dieser Wirkmechanismus darf daher als nicht relevant angenommen, wenn nicht ganz ausgeschlossen werden.

Die Betrachtung der Ultraschallkavitation mit Hinblick auf die Wirkmechanismus-Hypothese gestaltet sich als sehr schwierig. Eine experimentelle Untersuchung basiert auf dem in Kapitel 6 nachgewiesenen Anstieg harter Kavitationseffekte mit dem herrschenden externen Druck. Dabei wurden die Rückspülergebnisse für vier Fälle im Vergleich betrachtet:

Im ersten Fall (exp.1) fand die Rückspülung des Filters ohne jegliche Beschallung statt. Der zweite Fall (exp. 2) beschreibt den Referenzfall ultraschallüberlagerter Rückspülung, wie sie auch in Abschnitt 7.6.1 beschrieben wird. Der dritte Fall (exp. 3) unterscheidet sich vom vierten Fall (exp. 4) dadurch, dass eine drucklose Beschallung des Filters vor dem Rückspülschritt stattfindet, während im anderen Fall (exp. 4) diese Beschallung bei einem externen Druck von 400 kPa durchgeführt wurde. Bei beiden letzteren Experiment-Typen (exp. 3 und exp. 4) wurde die Rückspülung hernach ohne Ultraschallüberlagerung durchgeführt. Es kann also ein Vergleich vorgenommen werden für den druckbeaufschlagten Fall (exp. 4), bei dem eindeutig erhöhte Kavitationseffekte nachgewiesen werden konnten, gegenüber dem Fall bei dem diese Effekte deutlich niedrig ausfallen sollten (exp.3). Die Ergebnisse sind für beide Bewertungskriterien in Abbildung 7-14 gezeigt.

Anhand der (im Rahmen der üblichen Schwankungen) als nahezu identisch anzusehenden Ergebnisse für die beiden Versuche mit vorheriger Beschallung (exp. 3 und exp. 4) lässt sich Ultraschallkavitation als relevanter Wirkmechanismus nicht benennen. Gleichzeitig bildet sich gegenüber der Rückspülung gänzlich ohne vorherige Beschallung (exp.1) offensichtlich eine leichte Verbesserung durch die vorherige Beschallung ab; dies jedoch nur hinsichtlich des Filterresidualwiderstandes, nicht jedoch hinsichtlich der erreichbaren Filtratmenge. Schließlich kann aber auch dieses Phänomen mit der Hypothese der Druckpulse erklärt werden.

Insgesamt kann also der Schallprimäreffekt in Form von Druckpulsen, welche die hydrodynamische Wirkung der Rückspülung deutlich verstärken, als plausibelster Wirkmechanismus angesehen werden.

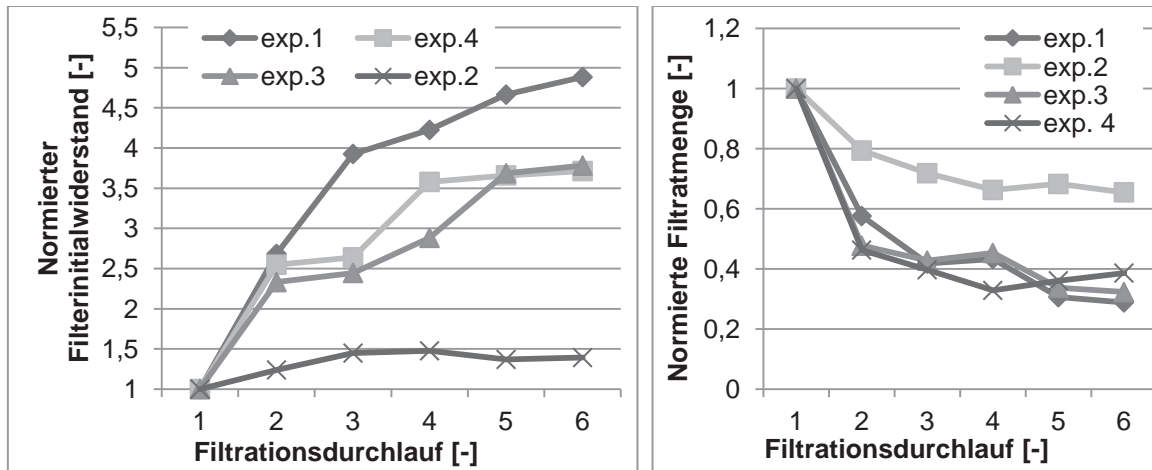


Abbildung 7-14 – Rückspüleffekt ohne Ultraschall, vorgelagerte und gleichzeitige Beschallung Rückspülung (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) (Aus: [231])

7.8 Betrachtung des synergetischen Effekts Ultraschall und Hydrodynamik

Ein Zusammenhang zwischen der lokal wirkenden Schubspannung und dem Rückspüleffekt konnte klar belegt werden. Auch für die Wirkung des Ultraschalls ergibt sich eine plausible Modellierung anhand einer pulsatorisch erhöhten wirksamen Schubspannung gemäß Formel 7-5. Für eine Gesamtprozess-Optimierung müssen alle beteiligten Faktoren berücksichtigt werden. Eine gezielte Untersuchung betrifft daher die Variation sowohl der hydrodynamischen Strömungsparameter als auch der Ultraschallwirkung. In Abbildung 7-16 sind die Ergebnisse von Untersuchungen dargestellt, bei denen die ultraschallüberlagerte Rückspülung auch für vorteilhaftere hydrodynamische Strömungseinstellungen betrachtet wurde (Erhöhung des Differenzdruckes von $\Delta p=250$ kPa auf $\Delta p=500$ kPa und gleichzeitig auch die Erhöhung der Fluidviskosität von $\eta=2,95E-2$ Pas auf $\eta=3,41E-2$ Pas). Darüber hinaus wurden die Rückspülversuche über die üblichen 5 Zyklen hinaus auf 15 Zyklen ausgeweitet.

Um diesem Betrachtungsaspekt auch für den Fall der leistungsgeregelten Ultraschallüberlagerung nachzugehen, wurden weitere entsprechende Rückspülversuche durchgeführt: in Abbildung 7-15 sind die Ergebnisse für einen erhöhten

Rückspüldifferenzialdruck von $\Delta p=400$ kPa in Vergleich mit dem Fall $\Delta p=200$ kPa (wie in Abbildung 7-11) gesetzt.

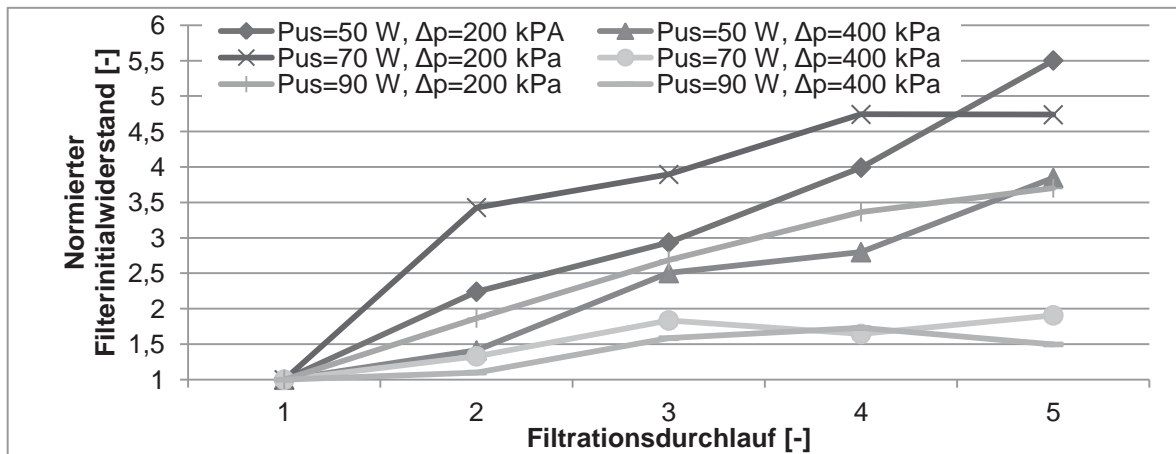


Abbildung 7-15 – Rückspülergebnisse (Filterresidualwiderstand) für Variation hydrodynamischer Parameter Differenzdruck Δp und US-Leistung

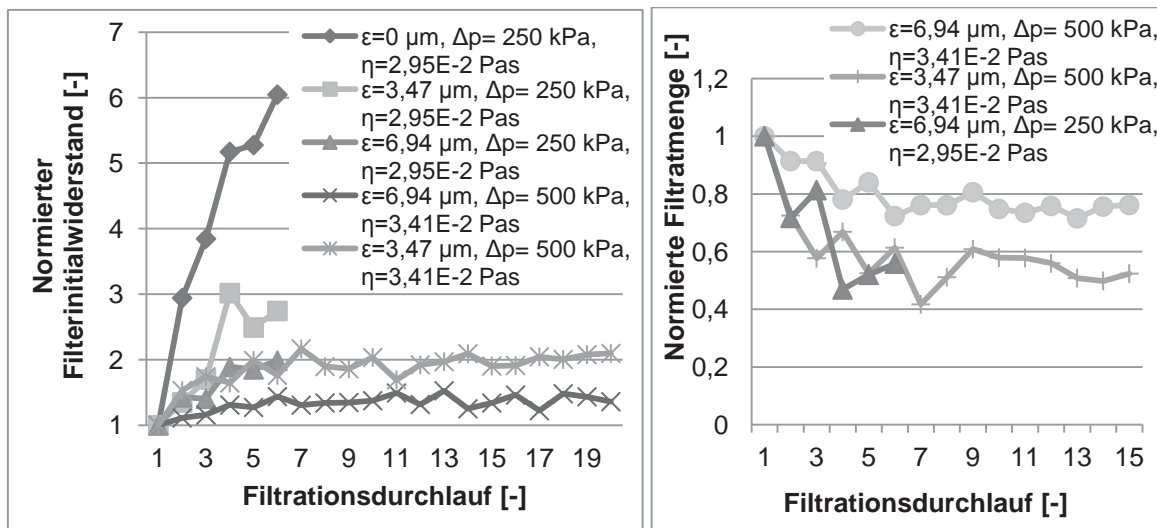


Abbildung 7-16 – Rückspülergebnisse für Variation hydrodynamische Parameter und US-Amplitude – Betrachtung Filterinitialwiderstand (links) (Aus: [231]), Erreichbare Filtratmenge (rechts)

Die in Abschnitt 7.5 postulierte Integration der Ultraschallwirkung über eine Wirkäquivalenz in das Schubspannungs-Modell erscheint also möglich. Konkret bedeutet das, dass beispielsweise sowohl unter Erhöhung der Schubspannung über den Schergradienten durch eine Erhöhung des Rückspüldifferenzialdruckes als auch eine Erhöhung der Ultraschallamplitude (oder Ultraschalleistung) zu einem ähnlich gearteten Effekt hinsichtlich der Rückspülwirkung führen. In Abbildung 7-16 ist ein



praktisches Beispiel dargestellt: die Rückspüleinstellungen US-Amplitude $\varepsilon=3,47 \mu\text{m}$, Differenzdruck $\Delta p=500 \text{ kPa}$, Viskosität $\eta= 3,41\text{E-}2 \text{ Pas}$ führen zu sehr ähnlichen Ergebnissen wie für die erhöhte US-Amplitude $\varepsilon=6,94 \mu\text{m}$ und geringerer hydrodynamischer Einstellungen (Differenzdruck $\Delta p=250 \text{ kPa}$ und Viskosität $\eta=2,95\text{E-}2 \text{ Pas}$).

Aus der Erhöhung der Zyklenzahl ergibt sich eine zusätzliche Erkenntnis: die Annahme einer Extrapolation der Ergebnisse für fünf Filtrations- und Rückspülzyklen für den weiteren Verlauf ist offensichtlich zulässig.

7.9 Schlussfolgerungen und Interpretation mit Hinblick auf die Modellierung

Eine interessante Korrelation kann für die beiden Bewertungsparameter der Rückspülung festgestellt werden, wie bereits durch Gruschwitz et al. [231] berichtet. Eine Darstellung der erreichbaren Filtratmenge und des Filterinitialwiderstandes (hier in beiden Fällen als absoluter Wert dargestellt) ist in Abbildung 7-17 gezeigt. Anhand der über 400 Versuchsergebnisse, die für den Filtertyp FM1.1 und das Versuchsöl 1 dargestellt werden, lässt sich ein eindeutiger polinomischer Zusammenhang erkennen.

Mit diesem Ergebnis können Überlegungen im Bezug auf die Modellierung des Filtrationsprozesses (Verblockung) und der Filterregeneration angestellt werden:

Im Rahmen des postulierten Modells der Strömungsporen beruht die Verblockung des Filters auf abgelagerten Partikeln auf den Filterfasern, wodurch der offene Strömungsquerschnitt immer weiter reduziert wird. Dies lässt sich anhand der Erhöhung des hydraulischen Filterwiderstandes R erkennen. In Wirklichkeit weist jedoch eine Faserstruktur einige Abweichungen gegenüber einem durchgehend kanalartigen Strömungsporensystem auf (wie bereits in Abschnitt 4.4 diskutiert). Auf den Fasern abgelagerte Partikeln haben größtenteils nur einen geringen Einfluss auf den messbaren Filterwiderstand, wenn die dortige Strömungspore bisher wenig verkleinert worden ist; gleichzeitig wird jedoch durch die abgelagerten Partikeln das Kollektorvermögen des Filters entsprechend reduziert, da die Ablagerungsflächen belegt sind. Gemäß den lokalen Faserstrukturen können mithin Einlagerungen entstehen, die die dortige Kernströmung nur wenig beeinflussen. Für die fortfolgende Rückspülung können diese Bereiche weiterhin auch nur unzureichend freigespült

werden. Das Ergebnis ist ein sichtbarer Rückspüleffekt hinsichtlich des wieder herabgesenkten Filterwiderstandes, nicht aber des Kollektorvermögens des Filters, gemessen anhand der erreichbaren Filtratmenge.

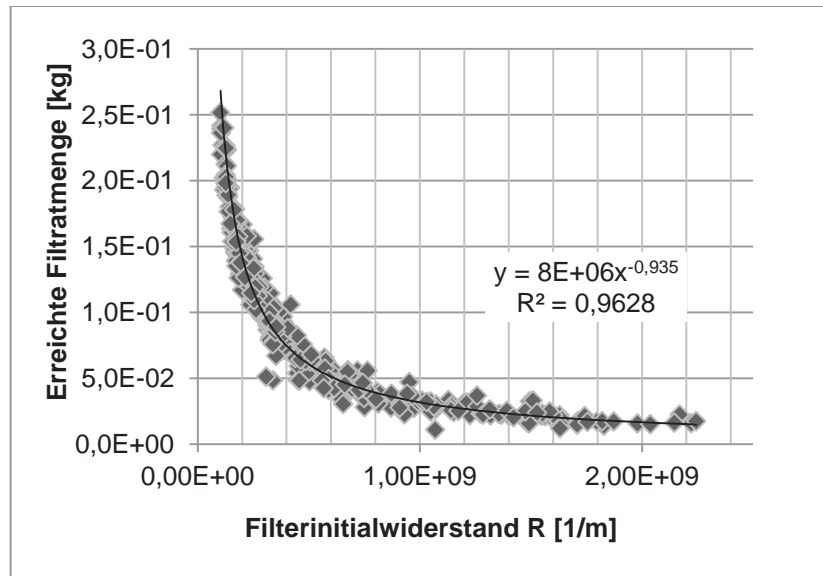


Abbildung 7-17 – Korrelation erreichte Filtratmengen und Filterinitialwiderstände im Versuch (für Filtermedium FM1.1 und Referenzöl 1 (Aus: [231]))

Die Ergebnisse stützen somit die Annahme, dass Ablagerungen an den Stellen, die grundsätzlich im Bereich der Kernströmung sind, leichter abzulösen und zurück zu spülen sind. Das postulierte Modell des mehrphasigen Rückspülprozesses deckt sich mit diesen Ergebnissen: für dünne Partikelschichten an den Faseroberflächen und Ablagerungen in Bereichen, die eher über- als durchströmt werden, findet ein Ablösen erst statt, wenn ausreichend große hydrodynamische Kräfte wirken. Gleichbedeutend ist die Tatsache, dass bei den genannten Bedingungen die Ablagerung im Bereich der Kernströmung dann allemal abgelöst und ausgelesen wird. Im Diagramm in Abbildung 7-17 lässt sich dies daraus ablesen, dass nur für einen – anhand des Parameters Filterinitialwiderstand – sehr gut freigespülten Filter eine gute Rückspülung für den Parameter Kollektorvermögen bzw. erreichbare Filtratmenge erzielt wird. Diese Überlegungen unterstreichen auch die Eignung oder vielmehr die Notwendigkeit der beiden verwendeten Bewertungsparameter als phänomenologische Indikatoren der relevanten Aspekte für das Rückspülergebnis. Für den Rückspülprozess, insbesondere im beschriebenen zweiten Abschnitt, wurde im Abschnitt 7.2.2 die hydrodynamische Ablösung von Partikeln mit dem Parameter



Schubspannung modelliert und skaliert. Die experimentellen Ergebnisse sind im Einklang mit dieser Modellierung. Es konnte sogar ein quasi-äquivalenter Effekt für den Rückspüleffekt beobachtet werden, gleichsam ob die Wandschubspannung mittels geeigneter Variation der Fluidviskosität als auch durch die Strömungsgeschwindigkeit eingestellt wurde.

Neben der Skalierung der Wirkung ist ferner, wie im Abschnitt 7.2.2 bereits diskutiert, die Definition von „kritischen Wandschubspannungen“, also Schwellwerten grundsätzlich möglich. Dieses Vorgehen wird auch in der Literatur beschrieben [236] [237]; als geeignete Definitionen bieten sich im betrachteten Fall folgende Schwellwerte an: Das Erreichen eines minimalen erwünschten Rückspüleffektes sowie der Übergangspunkt zwischen einer steigend irreversiblen Verblockung und der konstanten Rückspülbarkeit (stationärer Fall mit Hinblick auf den Ein- und Austrag von Ablagerungen).

Ein großer Nutzen dieser Vorgehensweise liegt darin, dass für die Rückspülwirkung ein integraler Kennwert abgeleitet werden kann. Für die Wirkung des Ultraschalls wird in Abschnitt 7.5 die Erweiterung dieses Kennwertes vorgeschlagen. Damit ist es möglich, auch den Beitrag des Ultraschalls in den genannten Kennwert zu integrieren. Klar sollte dabei jedoch sein, dass diese Erweiterung rein phänomenologisch ist und nur ein indirekter Bezug auf das Hydrodynamikmodell gegeben ist. Rechnerische Ansätze, welche beispielsweise von der Ultraschallamplitude ausgehen, also der Auslenkung des Schallübertragungskörpers, können kaum zu belastbaren Ergebnissen führen. Auch konnten keine zuverlässigen Werte für die Druckpulse in der Umgebung des Filters als Ausgangspunkt für eine Umrechnung in eine hydrodynamische Wirkung im Filter ermittelt werden.

Der diskutierte Kennwert Schubspannung wurde anhand der messbaren Makroprozessparameter der Rückspülung ermittelt und bietet damit nur nominell einen indirekten Bezug auf die Mikroprozesse im Filter. Im Filtermedium muss in der Realität mit einer Wandschubspannungs-Verteilung gerechnet werden. Numerische Studien, wie bereits in Abschnitt 4.3 beschrieben, wurden auch mit Blick auf diese Fragestellung durchgeführt. In Abbildung 7-18 sind die Ergebnisse beispielhaft für eine Rückspül-Durchströmungsgeschwindigkeit $v=0,1$ m/s (entspricht einem Differenzdruck Δp von etwa 800 kPa) dargestellt – links für den Fall eines

verblockten Filters (modelliert über die Verdickung der Fasern) und rechts für einen vollständig partikelfreien Filter.

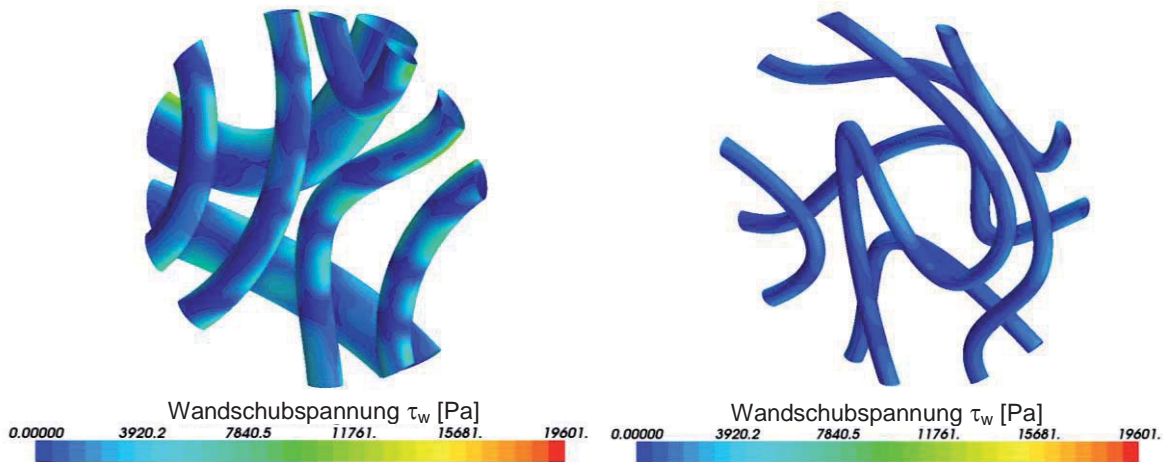


Abbildung 7-18 – Wandschubspannungen an den Filterfasern - Ergebnisse der Simulation (links: ovale Fasern; rechts: runde Fasern)

Hier ist die erwähnte Wandschubspannungsverteilung bereits zu erkennen. Noch deutlicher wird dies durch die Betrachtung der entsprechenden Häufigkeitsverteilungen, dargestellt in Abbildung 7-19 für beide Faserschichten (2,5 μ m und 4,5 μ m Durchmesser) sowie im beladenen (ovale Fasern) und unbeladenen Zustand (runde Fasern).

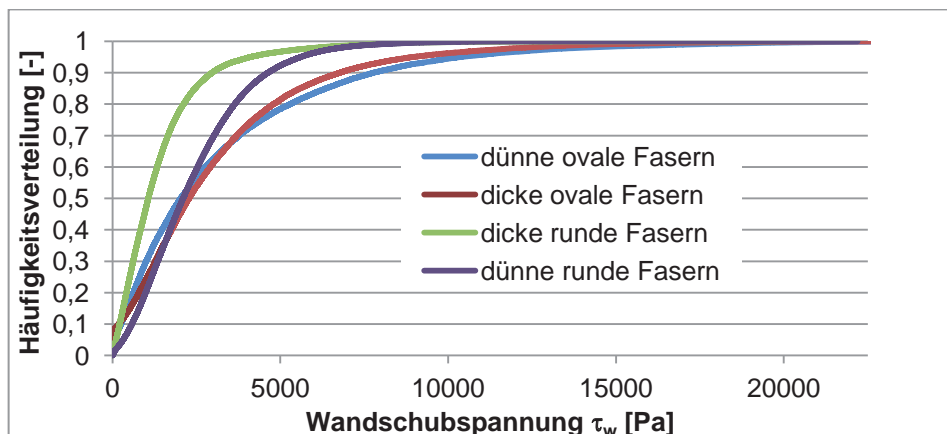


Abbildung 7-19 – Ergebnisse Häufigkeitsverteilungen für Wandschubspannungen



Damit wird auch klar, dass selbst bei Kenntnis der detaillierten Ablagerungsstruktur und der diskreten Haftkräfte keine aussichtsreiche numerische Betrachtung des Rückspülprozesses möglich ist.

7.10 Fazit und Bewertung für die Anwendung

Zusammenfassend darf festgestellt werden, dass der Nachweis der Rückspülbarkeit für die betrachteten Filtermedien mit Hilfe industrieller Maßnahmen realisiert werden konnte. Ein irreversibler Teil der Filterverblockung und somit eine Verringerung der nutzbaren Filterfläche muss jedoch in jedem Falle in Kauf genommen werden. Es zeigt sich ferner, dass sich dieser Anteil für ausreichende Rückspülparameter stationär einstellt – dieser Wert der „verlorenen Filterfläche“ prägt sich gemäß den Rückspüleinstellungen unterschiedlich aus. Somit ist die Festlegung der Rückspülstrategie auch für die apparative Auslegung des Filters im Vorfeld relevant. Um Gesetzmäßigkeiten zu identifizieren und allgemeingültige Zusammenhänge zu erschließen, konnte eine Modellierung mit der hydrodynamischen Schubspannung als Wirkparameter validiert werden. Die Wirkung der Ultraschallüberlagerung kann in Form einer Wirkäquivalenz bei diesem technischen Parameter berücksichtigt werden. Für die betriebsökonomische Bewertung kann damit ein Kosten- und Aufwandsabgleich stattfinden und eine Optimierung anhand des charakteristischen Aufwands und der Nachteile der verschiedenen Betriebsstrategien durchgeführt werden. Im Realbetriebsfall ist der Rückspüldifferenzdruck der primäre Variationsparameter und bestimmt somit die für eine definierte Rückspüleffizienz benötigte Menge an Retentat. Mit Hinblick auf das Für und Wider einer Ultraschallausrüstung und auch deren Leistungsgrad kann eine Entscheidung auf Basis eines Aufwandsvergleiches für die Ultraschallausrüstung mit der Differenz an entstehender spezifischer Retentatmenge getroffen werden. So birgt der Einsatz von Ultraschall für die Rückspülung eindeutig eine verbesserte Rückspülwirkung und somit steigt die Effizienz insbesondere auch im Bezug auf das eingesetzte Rückspülmedium (Retentat).

Zwar konnten Versuche im halbtechnischen Maßstab über hunderte von Rückspülzyklen hinweg bereits eine einwandfreie Filterintegrität nachweisen, der Nachweis über mehrere tausend Betriebsstunden im Realbetriebsfall steht jedoch noch aus. Im Bezug auf die Bewertung verschiedener Rückspülstrategien kann für



den Aspekt der mechanischen Filterbelastung die Anwendung von Ultraschall grundsätzlich befürwortet werden, da eine ausreichende Filterregeneration auch mit verringerten hydrodynamischen Einstellungen möglich ist; zu klären bleibt jedoch, ob eine schädliche Belastung der Filterfasern durch Ultraschall auch für längere Betriebszeiten ausgeschlossen werden kann. Für die filtratseitige äußere Faserschicht sind dabei Schäden durch Ultraschallkavitation möglich; die inneren Faserschichten werden (analog der rein hydrodynamischen Rückspülung) unter Umständen auch durch die Druckpulse des Schallprimäreffektes verstärkt mechanisch belastet.

Für eine Handlungsempfehlung betreffend der Rückspülmedientemperatur ist tendenziell eine niedrigere Temperatur und mithin höhere Viskosität zu benennen; doch auch hierbei ist zu berücksichtigen, dass die auf das Filterelement wirkende mechanische Belastung mit der Viskosität steigt. Im Parametervergleich Viskosität und Differenzdruck kann jedoch festgestellt werden, dass die Belastung der Gesamtanlage und insbesondere auch von Dichtungsstellen mit steigendem Differenzdruck steigt; die gesteigerte Belastung durch erhöhte Viskosität hingegen beschränkt sich vornehmlich auf die Filterfaserstruktur. Unter Berücksichtigung eines etwaigen Nutzens durch Wärmerückgewinnung aus dem Filtratstrom und der Tatsache, dass eine Erhöhung der Viskosität der Retentatmengenreduzierung förderlich ist, ist eine System-Gesamtoptimierung unter Berücksichtigung aller Parameter grundsätzlich möglich.

Es ist durchaus denkbar, dass sich die vorteilhafteste Rückspülstrategie nicht allein anhand der nominellen Rückspüleffizienz ergibt; vielmehr ist zusätzlich der Wirkungsgrad der Rückspülung zu betrachten, also die Menge aufgewendeten Rückspülmediums (Retentat) im Verhältnis zur erreichten Filtratmenge während eines Filtrationszyklus.

Bezogen auf die Filtermediengeometrie konnte gezeigt werden, dass die Anstrengungen, also die vorteilhaften hydrodynamischen Parameter, auch für im Vergleich gröbere (offenere Faserstrukturen) Faserfiltertypen aufgebracht werden müssen, um hinsichtlich der Filtratleistung (Wiederherstellung des Kollektorvermögens des Filters) eine ausreichende Regeneration zu erreichen. An dieser Stelle zeigt sich auch ganz besonders, dass die Berücksichtigung beider hier

verwendeter Bewertungsparameter (Filterresidualwiderstand und erreichbare Filtratmenge) für eine aussagekräftige Beurteilung vonnöten ist.

Allgemeingültig kann die Rückspülung in Form mehrerer Spülpulse gegenüber längerer einmaliger Durchströmung des Filters empfohlen werden, da dies nachweislich zu einem verbesserten Rückspüleffekt bei gleichem Aufwand an Rückspülmedium (Retentat) führt. Mangels experimenteller Möglichkeiten konnte jedoch noch nicht geklärt werden, welche minimale Durchströmungsdauer für Ablösen und Austrag der Ablagerungen notwendig ist. Dies sollte Bestandteil weiterführender Untersuchungen an entsprechenden Realfilteraufbauten sein.





8 Zusammenfassung, Fazit und Ausblick

8.1 Zusammenfassung der Arbeit und Erkenntnisse

Anspruch und Ziel dieser Arbeit waren die Ermittlung und verfahrenstechnische Qualifikation eines Reinigungsverfahrens, welches die aktuelle Reinigungssystematik für die Schmierölsreinigung bei schwerölbetriebenen Großdieselmotoren ersetzen kann. Dieses Ziel ist erreicht worden. Für das neuartige Reinigungsverfahren konnten spezifische Metallfaservlies-Filtermedien als uneingeschränkt geeignet identifiziert werden; das entsprechende Verfahrens- bzw. Anlagenprinzip entspricht dem eines rückspülbaren Automatikfilters.

Zu Beginn der Arbeit wurden sechs Fragestellungen formuliert, die im Rahmen dieser Arbeit zufriedenstellend beantwortet werden konnten.

Die erste Fragestellung betrifft dabei die genaue Charakterisierung des verfahrenstechnischen Problems. Die spezifischen Eigenschaften des Schmierölmediums für den Anwendungsfall und die spezielle Belastungssituation werden dafür in Kapitel 2 analysiert, interpretiert und bewertet; eine entsprechende Leistungsreferenz für die Fest-Flüssig-Trennungsaufgabe konnte erarbeitet werden.

Die zweite zentrale Frage bezieht sich darauf, ob die im genannten Vorschritt definierten Anforderungen durch einen Filter erfüllt werden können und ob dessen Regenerierbarkeit für einen zuverlässigen automatisierten Betrieb sichergestellt werden kann. Beides kann bejaht werden: so weisen die Metallfaservliese eine ausreichend hohe Abscheiderate auf (Kapitel 3), dessen erwünschtes Filtrations-Prozessverhalten ist auch für denkbare Betriebsszenarien gegeben (Kapitel 4), auch eine Regenerierbarkeit durch Rückspülung kann einwandfrei in Kapitel 7 vorgeführt werden. Durch die Tatsache, dass die Gesetzmäßigkeiten des Filtrations- sowie des Regenerationsverhaltens sehr genau erschlossen werden konnten (Kapitel 4 und 7), kann ferner durch Anwendung eines mathematischen Modells eine umfassende Beschreibung des Realbetriebsszenarios prognostiziert werden. Ein wichtiger Beitrag liegt in der Erkenntnis, dass die Überlagerung durch Ultraschall während des Rückspülprozesses zu einer deutlich verbesserten Rückspüleffizienz führt; durch gezielte Untersuchungen von Ultraschall- und Kavitationsphänomenen im Schmierölmedium kann in Kapitel 6 auch gezeigt werden, welche Prozessführung für einen Betrieb ohne problematische Kavitationserosionseffekte zu wählen ist.



Die Erkenntnisse setzten umfangreiche und zum Teil aufwändige experimentelle Studien voraus, womit die Anwendung numerischer Methoden als Alternative zunächst attraktiv und zeitgemäß erschien. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass einer numerischen Mehrphasen-Betrachtung im Wesentlichen noch die Unkenntnis relevanter Prozessparameter entgegensteht. Konkret ist dies vor allem die jeweils wirkende Haftkraft; dieser Fragestellung ist das Kapitel 5 gewidmet. Nach analytischer Betrachtung und durch experimentelle Studien ist klar geworden, dass Werte mit der notwendigen Genauigkeit nicht zu ermitteln sind; vielmehr muss mit schwankenden Werten und von einer breiten Haftkraftverteilung bereits für den Haftfall Kugel-Platte ausgegangen werden. Dies erlaubt den Schluss, dass auch mit erweitertem Erkenntnisstand diese oder ähnlich geartete Fragestellungen bis auf weiteres nur mit entsprechendem experimentellem Aufwand gelöst werden können.

8.2 Fazit und Ausblick für den verfahrenstechnischen Prozess und die Anwendung

Trotz der sehr spezifischen Aufgabenstellung dieser Arbeit konnten durchaus auch einige allgemeingültige und über den Anwendungshorizont hinausgehende Erkenntnisse präsentiert werden. Die Verwendung von Ultraschallüberlagerung als unterstützende Maßnahme bei der Rückspülung von faserigen Filtermedien kann beispielsweise als Novum erachtet werden; es darf davon ausgegangen werden, dass sich noch weitere Anwendungsfälle im Bereich Fest-Flüssig-Filtration ergeben, bei denen eine derartige Systematik geeignet ist und als Innovation Einsatz finden kann. Gleichzeitig muss an dieser Stelle jedoch eingeräumt werden, dass noch nicht vollständig geklärt ist, wie sich die Wirkung bei einer stark veränderten Geometrie verändert; die Erarbeitung der diesbezüglichen Gesetzmäßigkeiten kann Bestandteil weiterführender Arbeiten sein. Gleiches gilt für eine einwandfreie Identifikation des genauen Wirkmechanismus; hierfür konnten im Rahmen dieser Arbeit nur qualifizierte Vermutungen angestellt werden.

Mit Bezug auf den konkret untersuchten Anwendungsbereich wird angenommen, dass die Klärung von technisch-wissenschaftlichen Fragestellungen auch einen allgemeingültigen Beitrag für das Anwendungsfeld liefern. So ist beispielsweise keine Quelle bekannt, welche im hier vorgestellten Umfang das Prozessverhalten des Tellerseparators beschreibt; dasselbe gilt auch für die Ermittlung des Partikelsystems



im Öl und die Erkenntnisbasis für die Modellierung der Ein- und Austragsströme. Obgleich das angewandte Verfahren zur Partikelzählung bereits im Vorfeld schon im Einsatz war, konnte es im Rahmen dieser Arbeit für die spezifische Messaufgabe geeignet angepasst und in Form eines entwickelten SOPs (*Standard Operation Procedure* bzw. Standard-Messmethodik) und der erarbeiteten statistischen Basis nun vollumfänglich qualifiziert werden. Es ist auch nach aktuellem Stand kein anderes Messverfahren bekannt, welches einen solchen Grad an Eignung mit sich bringt. Interessant wäre es dennoch, ein ähnliches optisches Partikelmessverfahren mit einem in den Feinbereich erweiterten Messbereich entsprechend zu qualifizieren; dafür wäre grundsätzlich nur ein Kamerachip mit höherer optischer Auflösung und eine entsprechend leistungsfähigere Bildauswertungstechnik notwendig. Eine entsprechende Qualifizierung bedingt jedoch ebenso eine umfassende statistische und methodische Basis.

Während diese Arbeit sich auf den verfahrenstechnischen Prozess für die benannte neuartige Nebenstromreinigungssystematik beschränkt, können laufende Maßnahmen für die technische Umsetzung genannt werden. Die kommerzielle Umsetzung in Form eines Funktionsmodules wird in einer technischen Patentschrift charakterisiert [238]. Dabei beinhaltet das Filtermodul neben der Automatik-Filterzelle mit angegliedertem Rückspülsystem (insbesondere eine Rückspülmedien-Vorlage) auch eine Retentat-aufbereitungssystematik. So ergibt sich als Endprodukt des Automatik-Rückspülfilters ein Retentat als hochkonzentriertes Kontaminanten-Rückspülöl-Gemisch. Für einen ökonomisch optimierten Gesamt-Funktionsmodulaufbau wird daher eine derartige Systematik empfohlen, welche das Retentat soweit von Kontaminanten abreichert, dass das Produkt mindestens Unfiltrat-Qualität erreicht und wieder durch den Automatikfilter ins System gebracht werden kann. Aufgrund der Tatsache, dass sich in geeigneter Betriebsführung eines Automatik-Rückspülfilters ein hoher Konzentrationsgrad der Kontaminantenfraktion ergibt, kann hierfür beispielsweise eine sogenannte Freistrahlfuge eingesetzt werden, welche in optimierter Prozessführung betrieben wird. In jedem Falle ergibt sich ein Einsatzfeld für einen Zentrifugaldichtentrenner, da für diese Trennapparate der Austragsmassenstrom typischerweise annähernd linear mit dem Partikelkonzentrationsgrad steigt und somit der notwendige Austrag aufgrund der



Aufkonzentration erreicht werden kann. Der eigentliche Kontaminantenausstrag aus dem System findet dort statt.

An dieser Stelle sei noch bemerkt, dass im Rahmen des Entwicklungsprojektes der MAN Diesel und Turbo SE, welches den Rahmen dieser Arbeit bildet, ein entsprechender Großmaßstabsprüfstand konzipiert und errichtet worden ist. Neben der Validierung der in Abschnitt 4.6 beschriebenen Methodik zur technischen Auslegung von Apparaten für den Realbetrieb, mit Hilfe einer Pilotierungsanlage im halbtechnischen Maßstab, kann dort auch die technische Validierung einer real-skalierten Anlage stattfinden. Eine Automatikfilterzelle mit entsprechender Ultraschallausstattung wurde bereits in Eigenentwicklung erbaut und laufende Versuche zielen insbesondere auf die Dauerbeständigkeit der technischen Realkonstruktion ab. Nach nachgewiesener Betriebseignung für die stationäre Kraftwerksanwendung könnte das entsprechende Funktionsmodul auch für die maritimen Motoren eingesetzt werden.



9 Literaturverzeichnis

- [1]. **CIMAC**. *Guidelines for the lubrication of Medium Speed Engines*. Frankfurt : CIMAC - Conseil International des Machines à Combustion - Publikation Nr.13, 1994.
- [2]. —. *Treatment of the system oil in medium speed and crosshead diesel engine installations*. Frankfurt : CIMAC - Conseil International des Machines à Combustion - Publikation Nr. 24, 2005.
- [3]. —. *Guidelines for the lubrication of medium speed diesel engines*. Frankfurt : CIMAC - Conseil International des Machines à Combustion - Publikation Nr. 29, 2008.
- [4]. **Stahl, W.** *Industrie-Zentrifugen - Band II Maschinen- & Verfahrenstechnik*. Männedorf : DrM Press, 2004.
- [5]. **Mörtlbauer, M.** - **Pressebüro Gebhardt-Seele für Saacke**. Endlich Frische Brise. *P&A - Prozesstechnik & Automation*, 9. Jahrgang, November. 2012, S. 46-48.
- [6]. **Mollenhauer, K. und Tschöke, H. (Hrsg.)**. *Handbuch Dieselmotoren*. 3. Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Verlag, 2007.
- [7]. **ISO 4406**. *Hydraulic fluid power - Fluids - Method for coding the level of contamination by solid particles*. Genf : ISO - International Standard Organisation, 1999.
- [8]. **Barraclough, T.G. und Walsh, D.P.** Establishing Wear Particle Limits Using the Theory of Dynamic Equilibrium Condition (DEC) to Predict when Abnormal Wear Modes are Taking Place in Machinery. *Publikation der SPECTRO, Inc., Chelmsford, MA, USA*. 2012.
- [9]. **Van Basshuysen, R. und Schäfer, F.** *Handbuch Verbrennungsmotor*. 4. Auflage. Wiesbaden : Vieweg Verlag, 2007.
- [10]. **CIMAC**. *Guidelines for diesel engine lubrication*. Frankfurt : CIMAC - Conseil International des Machines à Combustion - Publikation Nr. 17, 1999.
- [11]. **Mohr, H.** *Vorlesungsumdruck "Großmotoren und Gasmotoren"*. Braunschweig : TU Braunschweig, 2006.
- [12]. **Eberan-Eberhorst, Ch. v.** *Schmierung von Verbrennungsmotoren*. 3. Auflage. Renningen : Expert Verlag GmbH, 2010.
- [13]. **Watts, P., et al.** Meeting the Challenge of New Base Fluids for the Lubrication of Medium Speed Marine Engines - An Additive Approach. *CIMAC Conference 2007*



Proceedings - Paper No. 144 - Conseil International des Machines a Combustion.
2007.

[14]. **CIMAC.** *Guidelines for diesel engines lubrication - oil degradation.* Frankfurt : CIMAC - Conseil International des Machines à Combustion - Publikation Nr. 22, 2004.

[15]. **Kara, W.H.** *Schmierstoffe: Herstellung, Eigenschaften, Anwendung: Eine Einführung.* s.l. : Deutsche Shell, 1986.

[16]. **Wissussek, D.** *Die rheologischen Eigenschaften der Schmieröle und ihre Bedeutung für praktische Anwendungsfälle.* Düsseldorf : VDI Verlag, 1976. Vols. VDI Fortschrittsberichte, Reihe 1, Nr. 48.

[17]. **Meier-Peter, H. und Berhardt, F.** *Handbuch Schiffsbetriebstechnik.* Hamburg : Seehafen Verlag, 2008.

[18]. **Wiesner, M., Bartz, W.J. und Wissussek, D.** Die komplexe Beanspruchung des Schmieröls im Verbrennungsmotor. *Tribologie und Schmierungstechnik - 50. Ausgabe.* 2003, S. 36-40.

[19]. **Dunn, A. und Dowding, P.J.** Lubrication of medium speed engines with very low lube oil consumption, problems and solutions. *CIMAC Congress Proceedings - Conseil International de Machines à Combustion, Kyoto.* 2003.

[20]. **DIN ISO 3771.** *Gesamtbasenzahl - Bestimmung durch potentiometrische Perchlorsäure-Titration.* Berlin : Deutsches Institut für Normung e.V. - Beuth Verlag GmbH, 1985.

[21]. **Marsh, J.F.** *Colloidal lubricant additives.* London : Chemistry and Industry, 1987.

[22]. **Behrens, R., et al.** *Zukünftige Antriebe für seegehende Schiffe - Untersuchungen des Motorbetriebs mit zukünftigen Brennstoffen.* Hannover : Forschungsbericht MTK 0338 9 - Bundesministerium für Forschung und Technologie, 1988.

[23]. **Bartz, W. J.** *Additive für Schmierstoffe.* Hannover : Curt R. Vincentz Verlag, 1984. Vols. Reihe Tribotechnik - Band 2.

[24]. **Speight, J.G.** *Petroleum Chemistry and Refining.* Washington D.C. : Taylor & Francis, 1998. 1-56032-587-9.

[25]. **Habert, M.** *Beitrag zur Kraftstoffaufbereitung für Schiffsdieselmotoren im Schwerölbetrieb.* Aachen : Shaker Verlag - zugl. Hannover, Univ., Diss., 2004, 2005.



- [26]. **Speight, J.G.** *The chemistry and technology of petroleum*. 3. Edition. New York : Marcel Dekker, Inc., 1999. 0-8247-0217-4.
- [27]. **Reinhard, G. et al.** *Schmierung von Verbrennungskraftmaschinen*. Ehningen : Expert Verlag, 1992.
- [28]. **Rudnick, L.R.** *Lubricant Additives - Chemistry and Applications*. New York : Marcel Dekker Inc., 2003.
- [29]. **Klingenberg, H., Lies, K.-H. und Winneke, H.** *Dieselabgas - Entstehung, Messung und Gesundheitsgefahren - VDI-Fortschrittberichte Reihe 12, Nr. 172, 1 - 21*. Düsseldorf : VDI-Verlag, 1992.
- [30]. **Bölter, J.** *Auswirkungen von Ruß im Schmieröl von DI-Dieselmotoren auf das tribologische Verhalten und Tribomutationen von hochbelasteten Motorkomponenten*. Universität Karlsruhe (TH) : Dissertation, 2010.
- [31]. **Andrews, G.E., et al.** *Oil Quality in Diesel Engines With On Line Oil Cleaning Using a Heated Lubrication Oil Recycler*. Detroit, USA : SAE International, Technical Paper Series, 1999.
- [32]. **Krieger, H.** *Alterung von Schmierstoffen im Zahnradprüfstand und in Praxisgetrieben*. München : Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, TU München, 2004.
- [33]. **Mollet, H. und Grubenmann, A.** *Formulierungstechnik. Emulsionen, Suspensionen, Feste Formen*. Weinheim : Wiley VCH Verlag GmbH, 2000.
- [34]. **Möller, U. and Nassar, J.** *Schmierstoffe im Betrieb*. 2. Auflage. Berlin : Springer Verlag, 2002.
- [35]. **Pirro, D. und Wessol, A.** *Lubrication Fundamentals*. 2. Auflage. New York : Marcel Dekker, 2001.
- [36]. **Mang, T. und Dresel, W.** *Lubricants and Lubrication*. 2. Auflage. Weinheim : Wiley-VCH Verlag, 2007.
- [37]. **Infineum International Ltd.** *Product Data Sheet - Infineum M7044*. 2008.
- [38]. **ISO 2719**. *Determination of flash point -- Pensky-Martens closed cup method*. Genf : ISO - International Standards Organisation, 2002.
- [39]. **Gehring, H.** *Schmieröle für Großdieselmotoren*. [Buchverf.] Christoph v. Eberan-Eberhorst. *Schmierung von Verbrennungsmotoren*. 3. Auflage. Renningen : Expert Verlag GmbH, 2010.



- [40]. **Tucker, J.E., et al.** LASERNET FINES Optical Oil Debris Monitor. *Proc. Int. Conf. On Condition Monitoring, Swansea (UK)*. 1999, S. 445-452.
- [41]. **Ferguson, O.** *Petrobras Marine Lubricants Equivalents List*. Rio de Janeiro, Brasilien : Petrobras Distribuidora S.A. , 2007.
- [42]. **Sutherland, K.** *Filters and Filtration Handbook*. Oxford, UK : Butterworth-Heinemann - Elsevier, 2007.
- [43]. **DIN 51006.** *Thermische Analyse (TA) - Thermogravimetrie (TG) - Grundlagen*. Berlin : Deutsches Institut für Normung e.V. - Beuth Verlag GmbH, 2005.
- [44]. **Verdegan, B.M., et al.** *Protecting Engines and the Environment - A Comparison of Oil Filtration Alternatives - SAE 970551*. Warrendale, USA : SAE International, Society of Automotive Engineers, 1997.
- [45]. **Schubert, H.** Grundlagen des Agglomerierens. *Chemie Ingenieur Technik*, 51 , Nr.4. 1979, S. 266-277.
- [46]. **Blatt, N.** *Charakterisierung von Rußaerosolen durch thermische Analyse*. Forschungszentrum Karlsruhe : Diplomarbeit, 2002.
- [47]. **Antusch, S.** *Untersuchung zum Einfluss von Ruß und Öl auf den Motorverschleiß - Beachtung mechano-chemischer Reaktionen*. Karlsruhe : Dissertation, Institut für Kolbenmaschinen, Universität Karlsruhe (TH),, 2008.
- [48]. **Miller, T.C.** *Characterization of Lube Oil Derived Diesel Engine Particulate Emission Rate vs. Lube Oil Consumption*. Cambridge, USA : Master Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1996.
- [49]. **Gasper, H., Oechsle, D. and Pongratz, E.** *Handbuch der industriellen Fest/Flüssig-Filtration*. Weinheim : Wiley-VCH Verlag, 2000.
- [50]. **Rushton, A., Ward, A.S. und Holdich, R.G.** *Solid-Liquid Filtration and Separation Technology*. s.l. : VCH, 1996.
- [51]. **Anlauf, H.** The filter medium - crucial interface between apparatus and suspension. *World Filtration Congress - New Orleans*. 2004.
- [52]. **Purchas, D. B. und Sutherland, K.** *Handbook of filter media*. Oxford : Elsevier Advanced Technology, 2002.
- [53]. **Schubert, H. (Hrsg.)**. *Handbuch der mechanischen Verfahrenstechnik - Band 1*. Weinheim : Wiley VCH Verlag, 2003.
- [54]. **Dahmann, P.** *Untersuchungen zur Wirksamkeit von Filtern in hydraulischen Anlagen*. Aachen : Dissertation, RWTH Aachen, 1992.



- [55]. **Darcy, H.** *Les fontaines publiques de la ville de Dijon*. Paris : Victor Dalmont, 1856.
- [56]. **Gruschwitz, F., et al.** Filtration and particle analysis for heavily contaminated engine lube oil. *Proceeding FILTECH 2009, Wiesbaden*. 2009, S. I-514 - I-521.
- [57]. **Jena, A. und Gupta, K.** Recent Advances in Techniques for Porosity Characterization of Membranes. *Conference Proceedings, The Membrane Society of Korea*. 2005.
- [58]. **Ripperger, S.** Depth Filtration of Liquids. *F&S Global Guide of the Filtration and Separation Industry*. 2010, S. 149-155.
- [59]. **Hellert, D.** Prozessgasfiltration. *CIT plus 10*. 2005, S. 60-61.
- [60]. **De Bruyne, R.** Bundle-drawn metal fibers. *Advanced Materials & Processes, Vol. 147, Nr. 6*. 1995, S. 33-34.
- [61]. **Albracht, F.** *Metallfasern als schallabsorbierende Strukturen und als leitfähige Komponenten in Verbundwerkstoffen*. Dresden : Dissertation Technische Universität Dresden, 2004.
- [62]. **De Bruyne, R.** Sintered metal fiber porous products. *Advanced Powder Metal Part. Mater. - Spec. Materials and Composites, Vol.5*. 1994, S. 419-430.
- [63]. **De Bruyne, R. und Verschaeve, R.** New developments with sintered metal fibre porous structure as filter media and membrane supports. *Adv. Filtr. Sep. Technol. , Vol. 2*. 1990, S. 123-133.
- [64]. **Weidemeier, R.** *Verblockungsverhalten von Faserfiltern bei bevorzugt geometrischer Abscheidung*. Merseburg : Dissertation, Universität Halle-Wittenberg, 1997.
- [65]. **Ives, K.J.** The basis for the application of multiple layer filters to water treatment. *Z.f. Wasser- und Abwasserforschung - 12. Jahrgang Nr. 3/4*. 1979, S. 106-110.
- [66]. **Schollmeier, S.** *Beladungskinetik von Faserfiltern - Beladungskinetik einzelner Filterfasern*. Karlsruhe : Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2008.
- [67]. **Ives, K.J. (editor).** *The Scientific Basis of Filtration*. Leyden : Noordhoff International Publishing, 1975.
- [68]. **Tien, C. und Ramarao, B.V.** *Granular Filtration of Aerosols and Hydrosols*. New York, USA : Elsevier Science & Technology Books, 2007.



- [69]. **Verein Deutscher Ingenieure.** *VDI 3677 - Blatt 2 - Filtering separators - Depth fiber filters.* Berlin : Beuth Verlag GmbH, 2004.
- [70]. **Jodeit, H.** *Untersuchungen zur Partikelabscheidung in technischen Tiefenfiltern.* Düsseldorf : VDI Verlag, gleichzeitig Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1985.
- [71]. **Banzhaf, H.** *Analytische, numerische und experimentelle Untersuchungen zur Abscheidung von Partikeln aus Ölen mit Hilfe faseriger Tiefenfiltermedien.* Stuttgart : Dissertation, Universität Stuttgart, 2004.
- [72]. **Hiller, R.** *Der Einfluß von Partikelstoß und Partikelhaftung auf die Abscheidung in Faserfiltern.* Karlsruhe : Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1980.
- [73]. **Carman, P.C.** *Fluid Flow Through Granular Beds. Transactions - Institution of Chemical Engineers, London.* 1937, S. 150-166.
- [74]. **Kozeny, J.** Über kapillare Leitung des Wassers im Boden. *Sitzungsber. Akad. Wiss., Wien, 136(2a).* 1927, S. 271-306.
- [75]. **Forchheimer, P.** *Hydraulik.* Leipzig : Teubner Verlag, 1914.
- [76]. **Ergun, S.** Fluid flow through packed columns. *Chem. Eng. Progr.* 48, No. 2. 1952, S. 89-94.
- [77]. **Buchlin, J.M. und Stubos, A.** *Modeling and Applications of Transport Phenomena in Porous Media.* s.l. : Kluwer Acad. Pub., 1987.
- [78]. **Schulenberg, T. und Müller, U.** An improved model for two-phase flow through beds of coarse particles. *International Journal of Multiphase Flow* 13. 1987, S. 87-97.
- [79]. **DIN EN ISO 4022.** *Durchlässige Sintermetallwerkstoffe - Bestimmung der Flüssigkeitsdurchlässigkeit - DIN EN ISO 4022.* Berlin : Deutsches Institut für Normung e.V., 1987 / 2006.
- [80]. **Baehr, H.D. und Stephan, K.** *Wärme- und Stoffübertragung.* Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2008.
- [81]. **Schlichting, H. und Gersten, K.** *Grenzschichttheorie.* Berlin : Springer Verlag, 2006.
- [82]. **Wesseling, P.** *Principles of Computational Fluid Dynamics.* Berlin : Springer Verlag, 2001.
- [83]. **Lecheler, S.** *Numerische Strömungsberechnung.* Wiesbaden : Vieweg+Teubner, GWV Fachverlage GmbH, 2009.
- [84]. **Oertel, H. und Laurien, E.** *Numerische Strömungsmechanik.* Wiesbaden : Vieweg+Teubner, 2009.



- [85]. **Cagna, M.** *Numerische Modellierung des zeitlichen Verhaltens von Strömungen in der Umgebung von Tiefenfiltern.* Karlsruhe : Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2003.
- [86]. **Lehmann, M.** *Untersuchungen zur Struktur und zur Beladungskinetik von Tiefenfiltern.* Karlsruhe : Dissertation , Universitätsverlag, Karlsruhe, 2005.
- [87]. **Luckert, K.** *Modellierung der Fest-Flüssig-Filtration und statistische Datenanalyse.* Technische Universität Magdeburg : Dissertation, 1988.
- [88]. **Gasper, H.** Kompakte Filtrationstheorie hilft bei der Auslegung und Beurteilung. *Chemie Technik Nr.6.* 2005, S. 42-43.
- [89]. **Rembor, H.J.** *Das Verhalten von Tiefenfiltern bei zunehmender Beladung.* Aachen : Shaker Verlag, Zugleich Dissertation Universität Karlsruhe, 2002.
- [90]. **Schmalz, E.** *Hochvoluminöse Vlieswirkstoffe zur Abscheidung grober und feiner Bestandteile aus gasförmigen Medien.* Chemnitz : Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2003.
- [91]. **Bruus, H.** *Theoretical Microfluidics.* New York, USA : Oxford University Press Inc., 2008.
- [92]. **Gruschwitz, F., et al.** Modeling and predicting clogging behavior of the filtration process with fibrous filter media for used engine lube oils. *Proceedings FILTECH 2011, Wiesbaden.* 2011, S. 553-560.
- [93]. **Hermans, P.H. und Bredee, H.L.** Zur Kenntnis der Filtrationsgesetze. *Recueil des Travaux Chimiques des Pays-Bas, Vol. 54, Iss. 9.* 1935, S. 680-700.
- [94]. **Luckert, K.** Modellierung der Fest-Flüssig-Filtration. *Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität Magdeburg 36, Heft 5/6.* 1992, S. 74-80.
- [95]. **Frenzel, W.-P.** *Untersuchung der Grundlagen für den Einsatz von abreinigbaren Taschenluftfiltern als Filtersystem mit langer Standzeit.* Dortmund/Berlin : Schriftenreihe der Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin - Forschung - Fb 873, 2000.
- [96]. **ISO 16889.** *Hydraulic fluid power - Filters - Multi-pass method for evaluating filtration performance of a filter element.* Genf : ISO - International Standards Organisation, 2008.
- [97]. **Schubert, H. (Hrsg.).** *Handbuch der Mechanischen Verfahrenstechnik - Band 2.* Weinheim : Wiley VCH Verlag, 2003.



- [98]. **Stiess, M.** *Mechanische Verfahrenstechnik - Partikeltechnologie 1*. Heidelberg : Springer Verlag, 2009.
- [99]. **Ho, C.C. und Zydney, A.L.** A Combined Pore Blockage and Cake Filtration Model for Protein Fouling during Microfiltration. *Journal of Colloid and Interface Sciences* 232. 2000, S. 389-399.
- [100]. **Hwang, K.-J. und Chen, F.-F.** Interpretation of Particle Fouling in Submerged Membrane Filtration by Blocking Models. *Tamkang Journal of Science and Engineering, Vol. 12, Nr.1.* 2009, S. 9-16.
- [101]. **Romaní Fernández, X. und Anlauf, H.** Superposed Filtration Mechanisms during Clarification of Very Low Concentrated Suspensions with a Paperstack Candle Filter. *Chem. Eng. Technol.* 33, Nr.7. 2010, S. 1-8.
- [102]. **Romaní Fernández, X., et al.** Experimental and analytical modeling of the filtration mechanisms of a paper stack candle filter. *Chemical Engineering Research and Design*, 89. 2011, S. 2776-2784.
- [103]. **Zlokarnik, M.** *Scale-up - Modellübertragung in der Verfahrenstechnik*. Weinheim : WILEY-VCH Verlag, 2005.
- [104]. **Spurk, J.H.** *Dimensionsanalyse in der Strömungslehre*. Berlin : Springer Verlag, 1999.
- [105]. **Ripperger, S.** Optimierungs von Rückspülfiltern für Flüssigkeiten. *F&S Filtrieren und Separieren, Jg. 22, Nr. 2.* 2008.
- [106]. **Domschke, W. und Drexl, A.** *Einführung in Operations Research*. Berlin : Springer-Verlag, 2002.
- [107]. **Israelachvili, J.N.** *Intermolecular and Surface Forces*. London : Academic Press Inc., 1998.
- [108]. **Visser, J.** Adhesion of Colloidal Particles. [Hrsg.] E. Matijevic. *Surface and Colloid Science*. 1976.
- [109]. **van der Waals, J.D.** *Over de Continuïteit van den Gas- en Vloeïstofoestand*. Leiden, Niederlande : Dissertation Universität Leiden, 1873.
- [110]. **Hamaker, H.C.** The London-Van-Der Waals attraction between spherical particles. *Physica IV, no. 10.* 1937, S. 1058-1070.
- [111]. **Lifshitz, E.M.** The Theory of Molecular Attractive Forces between Solids. *Journal of Experimental and Theoretical Physics* 28. 1956, S. 73-83.
- [112]. **London, F.** 1930, Zeitschrift für Physik, 63, S. 245.



- [113]. **Eisenschitz, R. und London, F.** Über das Verhältnis der van der Waalsschen Kräfte zu den homöopolaren Bindungskräften. *Zeitschrift für Physik*, Vol. 60, No.7-8. 1930, S. 491-527.
- [114]. **Mertler, M.** *Herstellung und Charakterisierung hoch poröser nanostrukturierter Filtermembranen.* Karlsruhe : Wissenschaftlicher Bericht FZKA 7358 - Forschungszentrum Karlsruhe GmbH. zugl. Dissertation Universität Stuttgart, 2007.
- [115]. **Gregory, J.** The Calculation of Hamaker Constants. *Advan. Colloid Interface Sci.* 2. 1970, S. 396-417.
- [116]. **Berthelot, D.** Sur le mélange des gaz. *Comptes rendus hebdomadaires des séances de l'Académie des Sciences* 126. 1898, S. 1857-1858.
- [117]. **Visser, J.** On Hamaker Constants: A Comparison Between Hamaker Constants And Lifshitz - Van Der Waals Constants. *Advances in Colloid and Interface Science* 3. 1972, S. 331-363.
- [118]. **Tabor, D. und Winterton, R.H.S.** The Direct Measurement of Normal and Retarded van der Waals Forces. *Proc. Roy. Soc. Lond., Ser. A*, 312. 1969, S. 435-450.
- [119]. **Butt, H.-J., Cappella, B. und Kappl, M.** Force measurements with the atomic force microscope: Technique, interpretation and applications. *Surface Science Reports* 59. 2005, S. 1-152.
- [120]. **Israelachvili, J.N.** *Intermolecular and Surface Forces - Third Edition.* Burlington, USA : Academic Press - Elsevier, 2011.
- [121]. **McLachlan, A.D.** Retarded Dispersion Forces Between Molecules. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 271, No.1346. 1963, S. 387-401.
- [122]. —. Retarded Dispersion Forces in Dielectrics at Finite Temperatures. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 274. 1963, S. 80-90.
- [123]. —. Effect of the medium on dispersion forces in liquids. *Discussions of the Faraday Society*, 40. 1965, S. 239-245.
- [124]. **Callen, H.B. und Welton, T.A.** Irreversibility and Generalized Noise. *Phys. Rev.* 83. 1951, S. 34-40.
- [125]. **Schütz, W. und Schubert, H.** Der Einfluß von Anpreßkräften auf die Partikelhaftung. *Chem.-Ing.-Tech.* 48. Jahrg. Nr. 6. 1976, S. 567.



- [126]. **Schubert, H. und Schütz, W.** Partikelhaftung bei Einwirkung äußerer Kräfte. *Preprints Europ. Kongr. "Austauschprozesse in Partikelsystemen" Nürnberg.* 1977, S. Pr56-Pr76.
- [127]. **Rimai, D.S., DeMejo, L.P. und Bowen, R.C.** Surface-force-induced deformations of monodisperse polystyrene spheres on planar silicon substrates. *J. Appl. Phys.* 68, 12. 1990, S. 6234-6240.
- [128]. **Polke, R.** *Zur Haftung zwischen Festkörpern bei erhöhten Temperaturen.* Karlsruhe : Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1971.
- [129]. **Krupp, H.** Particle Adhesion - Theory and Experiment. *Advan. Colloid Interface Sci.*, 1. 1967, S. 111-239.
- [130]. **Baust, M.** *Die Bestimmung der Haftkräfte von partikulären Verunreinigungen an Filtergeweben.* Karlsruhe : Studienarbeit - Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik . Universität Karlsruhe (TH), 2008.
- [131]. **George, M. und Goddard, D.T.** The characterization of rough particle contacts by atomic force microscopy. *Journal of Colloid and Interface Science* 299. 2006, S. 665-672.
- [132]. **Hertz, H.** Über die Berührung fester elastischer Körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92. 1881, S. 156-171.
- [133]. **Krishnan, S., et al.** The adhesion-induced deformation and the removal of submicrometer particles. *J. Adhesion Sci. Technol. Vol. 8, No. 11.* 1994, S. 1357-1370.
- [134]. **Johnson, K.L., Kendall, K. und Roberts, A.D.** Surface Energy and the Contact of Elastic Solids. *Proceedings of the Royal Society London*, 324. 1971, S. 301-313.
- [135]. **Horn, R.G., Israelachvili, J.N. und Pribac, F.** Measurement of the deformation and adhesion of solids in contact. *Journal of Colloid and Interface Science* 115. 1987, S. 480-492.
- [136]. **Raveendran, P.** *Mechanisms of particle detachment during filter backwashing.* Atlanta, USA : Dissertation - Georgia Institute of Technology, 1993.
- [137]. **Derjaguin, B.V., Muller, V.M. und Toporov, Y.P.** Effect of contact deformations on the adhesion of particles. *Journal of Colloid and Interface Science*, Vol. 53, Issue 2. 1975, S. 314-326.



- [138]. **Maugis, D.** Adhesion of spheres: The JKR-DMT transition using a Dugdale model. *Journal of Colloid and Interface Science* 150. 1992, S. 243-269.
- [139]. **Rumpf, H.** Die Wissenschaft des Agglomerierens. *Chemie Ingenieur Technik* 46/1. 1974, S. 1-11.
- [140]. **Rabinovich, Y.I.** Adhesion between Nanoscale Rough Surfaces - I. Role of Asperity Geometry. *Journal of Colloid and Interface Science* 232. 2000, S. 10-16.
- [141]. **Cooper, K., et al.** Analysis of contact interactions between a rough deformable colloid and a smooth substrate. *Journal of Colloid and Interface Science, Vol. 222.* 2000, S. 63-74.
- [142]. **Götzinger, M. und Peukert, W.** Haftkraftverteilungen von rauen Haftsyste men am Beispiel Kugel-Platte. *Chemie Ingenieur Technik, 75, No.12.* 2003, S. 1848-1852.
- [143]. —. Adhesion forces of spherical alumina particles on ceramic substrates. *The Journal of Adhesion* 80. 2004, S. 223-242.
- [144]. **Schubert, H.** Haftung zwischen Feststoffteilchen aufgrund von Flüssigkeitsbrücken. *Chem.-Ing.-Techn. 46. Jahrg., Nr.8.* 1974, S. 333-334.
- [145]. —. *Kapillarität in porösen Feststoffsystemen.* Berlin : Springer Verlag, 1982.
- [146]. **Uhlig, F.** *Numerische Simulation komplexer Partikel-Fluid-Wechselwirkungen in CFD und DEM: feuchte Kontakte und Sedimentationsprozesse in nichtnewtonschen Fluiden.* Freiberg : Diplomarbeit, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2012.
- [147]. **Schubert, H.** Kapillarkräfte - Modellierung und Anwendung in der Partikeltechnologie. *Aufbereitungs-Techn. 25.* 1984, S. 39-49.
- [148]. **Lefevre, G. und Jolivet, A.** Calculation of Hamaker Constants applied to the deposition of metallic oxide particles at high temperature. *Proceedings of International Conference on Heat Exchanger Fouling and Cleaning.* 2009.
- [149]. **Plassard, C. et al.** Nanoscale Experimental Investigation of Particle. *Langmuir* Nr. 21. 2005, S. 7263-7270.
- [150]. **Israelachvili, J.N.** *Intermolecular & Surface Forces.* London : Academic Press Inc., 1992.
- [151]. **Tong, H. und Li, H.** Floating internals in fast bed of cohesive particles. *Powder Technology* 190. 2009, S. 401-409.



- [152]. **Chang, L.L.Y., Howie, R.A. und Zussmann, J.** *Rock-Forming Minerals - Vol. 5b: Non-Silicates: Sulphates, Carbonates, Phosphates and Halides. 2nd Edition.* Brassmill Lane : The Geological Society Publishing House, 1995.
- [153]. **Rosenholtz, J.** The Dielectric Constant of Mineral Powders. *Journal Mineralogical Society of America Nr. 21.* 1936, S. 117-120.
- [154]. **Hahn, M. et al.** Kapazität und elektronische Leitfähigkeit von Aktivkohle-Doppelschichtelektroden. *Paul Scherrer Institut, Labor für Elektrochemie, Villigen, Schweiz.* 2003.
- [155]. **Ergun, S.** Transverse and Longitudinal Optical Properties of Graphite. *Carbon, Vol. 5, Pergamon Press Ltd.* 1967, S. 403-408.
- [156]. **Persch, C.** *Messung von Dielektrizitätskonstanten im Bereich von 0,2 bis 6 GHz und deren Bedeutung für die Mikrowellenerwärmung von Lebensmitteln.* Karlsruhe : Dissertation Universität Karlsruhe (TH), 1997.
- [157]. **Weigl, B.** *Trennkräfte zwischen Mikroorganismen, Partikeln und Oberflächen.* München : Dissertation - Technische Universität München, 2004.
- [158]. **Kose, V. (Hrsg.) und Wagner, S. (Hrsg.).** *Kohlrausch - Praktische Physik - Bd. 1-3.* Stuttgart : Teubner Verlag, 1996.
- [159]. **Rozenberg, L.D.** *Physical Principles Of Ultrasonic Technology - Volume 1.* London : Plenum Press, 1973.
- [160]. **Lehfeldt, W.** *Ultraschall - kurz und bündig.* Würzburg : Vogel-Verlag, 1973.
- [161]. **Kuttruff, H.** *Physik und Technik des Ultraschalls.* Stuttgart : Hirzel Verlag, 1988.
- [162]. **Millner, R.[Hrsg.].** *Ultraschalltechnik - Grundlagen und Anwendungen.* Weilheim : Physik-Verlag, 1987.
- [163]. **Sorge, G.** *Faszination Ultraschall.* s.l. : Teubner Verlag, 2002.
- [164]. **Feng, H., G.V., Barbosa-Cánovas und Weiss, J.** *Ultrasound Technologies for Food and Bioprocessing.* New York : Springer, 2011.
- [165]. **Bäßler, C.** *Einfluss von Ultraschall auf das Adsorptions- und Desorptionsverhalten von Adsorberpolymeren in wässrigen Medien.* Aachen : Dissertation RWTH Aachen, 1997.
- [166]. **Breitbach, M.** *Wirkmechanismen von Ultraschall auf Adsorptions- und Desorptionsprozesse.* Düsseldorf : VDI Verlag, zugleich Dissertation Universität Dortmund, 2003.



- [167]. **Beranek, L.L.** Thermodynamic and Viscous Absorption in Fibrous Acoustical Materials. *J. Acoust. Soc.* 19. 1947, S. 728.
- [168]. **Hamida, T. und Babadagli, T.** Effects of Ultrasonic Waves on Immiscible and Miscible Displacement in Porous Media. *Society of Petroleum Engineers - Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas (USA)*. 2005, S. 372-389.
- [169]. **Boutin, C.** Rayleigh scattering of acoustic waves in rigid porous media. *J. Acoust. Soc. Am.* 122 (4). 2007, S. 1888-1905.
- [170]. **Allard, J.F. und Atalla, N.** *Propagation of Sound in Porous Media*. Chichester, UK : John Wiley & Sons, Ltd, 2009.
- [171]. **Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (DEGA)**. *DEGA-Empfehlung 101 "Akustische Wellen und Felder"*. Berlin : Deutsche Gesellschaft für Akustik e.V. (DEGA), 2006.
- [172]. **Suslick, K.S.** The Chemical Effects of Ultrasound. *Scientific American*. February 1989, S. 80-86.
- [173]. **Lange, T.** Methoden zur Untersuchung der Schwingungskavitation in Flüssigkeiten mit Ultraschall. *Acustica, Beihefte*. 1952, S. H.2, AB75.
- [174]. **Lauterborn, W. und Bolle, H.** Experimental investigations of cavitation-bubble collapse in the neighbourhood of a solid boundary. *J. Fluid Mech, vol. 72, part 2*. 1975, S. 391-399.
- [175]. **Strobel, J.** *Werkzeuge zur Charakterisierung der Kavitation in Ultraschallbädern*. Erlangen : "Der Andere Verlag" - Gleichzeitig: Dissertation Universität Erlangen-Nürnberg, 2009.
- [176]. **Brennen, C.E.** *Cavitation and Bubble Dynamics*. Oxford, USA : Oxford University Press, 1995.
- [177]. **Leighton, T.J.** *The Acoustic Bubble*. s.l. : Academic Press, 1994.
- [178]. **Mason, T.J. und Lorimer, J.P.** *Sonochemistry: Theory, Applications and Uses of Ultrasound in Chemistry*. New York, USA : Ellis Horwood, 1988.
- [179]. **Wilson, B.P.** *Ultrasound, Cavitation and Cleaning*. Swansea, UK : Master Thesis - University of Wales, 1997.
- [180]. **Kurtze, G.** Nachr. Akad. Wiss. Göttingen. *math.-phys. Klasse II a, Nr. 1*. 1958.
- [181]. **Mason, T.J.** *Practical Sonochemistry (User's Guide to Application in Chemistry and Chemical Engineering)*. London : Ellis Horwood Limited, 1991.



- [182]. **Esche, R.** Untersuchung der Schwingungskavitation in Flüssigkeiten. *Acustica (Akustische Beihefte)*. 1952, S. 208.
- [183]. **Jüschke, M. und Koch, C.** Objektive Parameter zur Bestimmung der Wirkung von Kavitation. *Fortschritte der Akustik, DAGA, Berlin*. 2010, S. 681-682.
- [184]. **International Electrotechnical Commission - CEI IEC.** *Investigations on test procedures for ultrasonic cleaners - Technical Report 60886*. International Electrotechnical Commission. Genf, Schweiz : s.n., 1987.
- [185]. **Lauterborn, W.** Numerical investigation of nonlinear oscillations of gas bubbles in liquids. *J. Acoust. Soc. Am., Vol. 59, No. 2*. 1976, S. 283-293.
- [186]. **Greenspan, M., Breckenridge, F.R. und Tschiegg, C.E.** Ultrasonic transducer power output by modulated radiation pressure. *J. Acoust. Soc. Am.* 63 (4). 1978, S. 1031-1038.
- [187]. **Gnad, G.** *Ansteuerkonzept für piezoelektrische Aktoren*. Magdeburg : Dissertation, Universität Magdeburg, 2005.
- [188]. **Witekowa, S.** Chemical Effects of Ultrasonic Waves - XIII. Investigations of some Sonochemical Oxidation and Reduction Reactions. *Acta Chimica*, 17. 1972, S. 97-104.
- [189]. **Mason, T.J.** *Sonochemistry (The Uses of Ultrasound in Chemistry)*. London : The Royal Society of Chemistry, 1990.
- [190]. **Dähnke, S., Swamy, K.M. und Keil, F.J.** Modeling of three-dimensional pressure fields in sonochemical reactors with an inhomogeneous density distribution of cavitation bubbles. Comparison of theoretical and experimental results. *Ultrasonics Sonochemistry* 6. 1999, S. 31-41.
- [191]. —. A comparative study on the modeling of sound pressure field distributions in a sonoreactor with experimental investigation. *Ultrasonics Sonochemistry* 6. 1999, S. 221-226.
- [192]. **Amani, M., Najafi, I. und Makarem, M.A.** Application of Ultrasound Waves to Increase the Efficiency of Oxidative Desulphurization Process. *Advances in Petroleum Exploration and Development, Vol.2, No.2*. 2011, S. 63-69.
- [193]. **Sáez, V., et al.** Characterization of a 20 kHz sonoreactor. Part I: analysis of mechanical effects by classical and numerical methods. *Ultrasonics Sonochemistry, Volume 12, Issues 1–2*. 2005, S. 59-65.



- [194]. **Bagal, M.V. und Gogate, P.R.** Sonochemical degradation of alachlor in the presence of process intensifying additives. *Separation and Purification Technology* 90. 2012, S. 92-100.
- [195]. **ZVEI - Fachverband Elektroschweißgeräte.** *Fügen von Formteilen und Halbzeugen aus thermoplastischen Kunststoffen mit Ultraschall.* Frankfurt / Main : Zentralverband Elektrotechnik- und Elektronikindustrie e.V.
- [196]. **Lerch, R., Sessler, G.M. und Wolf, D.** *Technische Akustik - Grundlagen und Anwendungen.* Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2009.
- [197]. **Möser, M.** *Messtechnik der Akustik.* Berlin Heidelberg : Springer Verlag, 2010.
- [198]. **Müller, G. und Möser, M.** *Taschenbuch der Technischen Akustik.* Berlin Heidelberg : Springer Verlag, 2004.
- [199]. **Bénézech, T. und Lelièvre, C., et al.** A new test method for in-place cleanability of food processing equipment. *Journal of Food Engineering.* 54, 2002, 1, S. 7-15.
- [200]. **Brouckaert, B.M., et al.** Predicting the efficiency of deposit removal during filter backwash. *Water SA Vol. 32 Nr. 5.* 2006, S. 633-640.
- [201]. **Brouckaert, B.M.** *Hydrodynamic Detachment of Deposited Particles in Fluidized Bed Filter Backwashing.* Atlanta, USA : Dissertation - Georgia Institute of Technology, 2004.
- [202]. **Moll, H.-G.** Filterspülung mit Luft und Wasser. *Neue DELIWA-Zeitschrift* 41. 1990, S. 13-17.
- [203]. **Kaulitzky, J.** *Untersuchungen zur Regeneration herkömmlicher und neuartiger Filtermaterialien zur Tiefenfiltration trübstoffbelasteter Wässer.* Duisburg : Dissertation Universität Duisburg, 1999.
- [204]. **Valencia, J.A. und Cleasby, J.L.** Velocity Gradients in Granular Filter Backwashing. *Journal AWWA* 71. 1979, S. 732-738.
- [205]. **Fitzpatrick, C.S.B.** Media properties and their effect on filter performance and backwashing. *Water Science Technology, Vol. 38, Nr. 6.* 1998, S. 105-111.
- [206]. **Amburgey, J.E.** Optimization of the extended terminal subfluidization wash (ETSW) filter backwashing procedure. *Water Research* 39. 2005, S. 314-330.
- [207]. **Shames, H.** *Reducing the membrane fouling using backpulsing techniques.* Stellenbosch, Südafrika : Stellenbosch University, 2008.



- [208]. **Leipert, C. und Nirschl, H.** Untersuchungen der Reinigungsfähigkeit von Filtergeweben aus Polymeren. *F & S - Filtrieren und Separieren*. 2011, S. 270-277.
- [209]. **Payatakes, A.C.** Advances in Dedritic Deposition of Aerosols by Inertial Impaction and/or Interception. *Proceedings 2nd World Filtration Congress, London*. 1979, S. 507-519.
- [210]. **Duddridge, J.E., Kent, C.A. und Laws, J.F.** Effect of Surface Stress on the Attachment of *Pseudomonas fluorescens* to Stainless Steel under Defined Flow Conditions. *Biotechnology and Bioengineering, Vol. XXIV*. 1982, S. 153-164.
- [211]. **Cherukat, P. und McLaughlin, J.B.** The inertial lift on a rigid sphere in a linear shear flow field near a flat wall. *J. Fluid Mech.* 1994, S. 1-18.
- [212]. **Burdick, G.M., Berman, N.S. und Beaudoin, S.P.** Hydrodynamic particle removal from surfaces. *Thin Solid Films 488*. 2005, S. 116-123.
- [213]. **Ahmadi, G., Guo, S. und Zhang, X.** Particle Adhesion and Detachment in Turbulent Flows Including Capillary Forces. *Particulate Science and Technology*. 2007, S. 59-76.
- [214]. **Bobé, U.** *Reinigbarkeit technischer Oberflächen*. München : Dissertation, Technische Universität München, 2008.
- [215]. **Camp, T.R. und Stein, P.C.** Velocity gradients and internal work in fluid motion. *Journal of the Boston Society of Civil Engineers*. 1943, S. 219-237.
- [216]. **Stokes, G.G.** On the effect of internal friction of fluids on the motion of pendulums. *Trans. Camb. Phil. Soc. 9, Part II*. 1851, S. 8/106.
- [217]. **O'Neill, M.E.** A sphere in contact with a plane wall in a slow linear shear flow. *Chemical Engineering Science, Vol.23*. 1968, S. 1293-1298.
- [218]. **Goldman, A.J., Cox, R.G. und Brenner, H.** Slow viscous motion of a sphere parallel to a plane wall- I Motion through a quiescent fluid. *Chem. Eng. Sci. Vol 22*. 1967, S. 637-651.
- [219]. **Sharma, M.M., et al.** Factors Controlling the Hydrodynamic Detachment of Particles from Surfaces. *Journal of Colloid and Interface Science, Vol. 149, No.1*. 1992, S. 121-134.
- [220]. **Rubin, G.** *Widerstands- und Auftriebsbeiwerte von ruhenden, kugelförmigen Partikeln in stationären, wandnahen laminaren Grenzschichten*. Karlsruhe : Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1977.



- [221]. **Bai, R. und Tien, C.** Particle Detachment in Deep Bed Filtration. *Journal of Colloid and Interface Science* 186. 1997, S. 307-317.
- [222]. **Ranade, M.B.** Adhesion and Removal of Fine Particles on Surfaces. *Aerosol Science and Technology*, 7:2. 1987, S. 161-176.
- [223]. **ASTM International.** *Standard Test Method for Characterizing the Pressure Drop and Filtration Performance of Cleanable Filter Media - D6830-02*. West Conshohocken, USA : ASTM International, 2008.
- [224]. **Verein Deutscher Ingenieure - VDI.** *VDI-Norm 3926 - Prüfung von Filtermedien für Abreinigungsfilter - Standardprüfung zur vergleichenden Bewertung von abreinigbaren Filtermedien*. Berlin : Beuth Verlag GmbH, 2004.
- [225]. **Kyllönen, H., Pirkonen, P. und Nyström, M.** *Aspects in ultrasonically enhanced cross-flow membrane filtration of industrial wastewater*. Hamburg : Neis U. (ed.): Ultrasound in Environmental Engineering III, 2005.
- [226]. **Went, J. und Ripperger, S.** Ultraschallunterstützte Crossflow-Filtration mit Membranen - Teil 2: Direkte Körperschallanregung mit Membran. *F & S Filtrieren und Separieren - 25 - Nr. 4*. 2011, S. 213-219.
- [227]. **Sethi, S.** *Transient Permeate Flux Analysis, Cost Estimation, And Design Optimization In Crossflow Membrane Filtration*. Ann Arbor, USA : UMI - zugleich Dissertation Rice University, Houston, USA, 1997.
- [228]. **Rodriguez, C., et al.** Membrane fouling in cross-flow ultrafiltration of mineral oil assisted by pressurised CO₂. *Desalination* 144. 2002, S. 173-178.
- [229]. **Chang, E.E., et al.** Assessing the fouling mechanisms of high-pressure nanofiltration membrane using the modified Hermia model and the resistance-in-series model. *Separation and Purification Technology* 79. 2011, S. 329-336.
- [230]. **Sartor, M.** *Untersuchungen zum Einfluss elektrokinetischer Repulsionseffekte auf die Tiefenfiltration mit partikulären Schüttbetten*. Saarbrücken : Dissertation - Universität des Saarlandes, 2006.
- [231]. **Gruschwitz, F., Nirschl, H. und Anlauf, H.** Optimized Backflushing Process for Fibrous Media in Engine Oil Filtration and Enhancement by Ultrasound. *Chemical Engineering & Technology, Vol. 36, Issue 3*. 2013, S. 467-473.
- [232]. **Chen, D., et al.** Ultrasonic control of ceramic membrane fouling caused by natural organic matter and silica particles. *Journal of Membrane Science*. 2005, S. 135-144.



- [233]. **Ehrfeld, E., Bott, R. und Langeloh, Th.** Ultraschallreinigung von Filtermedien. *F & S Filtrieren und Separieren* - 6. 1994, S. 263-267.
- [234]. **Sulaiman, A.Z.B.** *A study on the effectiveness of in-situ high intensity ultrasonic (hiu) in increasing the rate of filtration in palm oil refining industries.* Johor Bahru, Johor, Malaysia : Master Thesis Univesiti Teknologi Malaysia, 2005.
- [235]. **Lamminen, M.O., Walker, H.W. und Weavers, L.K.** Mechanisms and factors influencing the ultrasonic cleaning of particle-fouled ceramic membranes. *Journal of Membrane Science* 237. 2004, S. 213-223.
- [236]. **Jensen, B.B.B. und Friis, A.** Predicting the cleanability of mix-proof valves by use of wall shear stress. *Journal Food Process Engineering.* 2005, S. 89-106.
- [237]. **Powell, M.S. und Slater, N.K.H.** Removal Rates of Bacterial Cell from Glass Surfaces by Fluid Shear. *Biotechnology and Bioengineering, Vol. XXIV.* 1982, S. 2527-2537.
- [238]. **König, N. und Gruschwitz, F.** *Patentanmeldung: Schmieröl-Nebenstromreinigungsvorrichtung.* 12192590.3 - 2311 Europäisches Patentamt, 14. November 2012.
- [239]. **Lelièvre, C., et al.** Cleaning in place: effect of local wall shear stress variation on bacterial removal from stainless steel equipment. *Chemical Engineering Science* 57. 2002, S. 1287-1297.

10 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1 – Schematische Darstellung des Schmierölsystems eines 4-Takt-Großdieselmotors	5
Abbildung 1-2 – Schematischer Aufbau dieser Arbeit	9
Abbildung 2-1 – Schematische Darstellung TBN-Abreicherung und Gleichgewichtszustand im Zeitverlauf des Motorbetriebs (In Anlehnung an: [39]).....	19
Abbildung 2-2 – Schematische Darstellung Funktionsprinzip LNF-Partikelzähler (in Anlehnung an: [40])	20
Abbildung 2-3 – Partikelgrößenverteilung Referenzöle	23
Abbildung 2-4 – Schematische Darstellung Grenzkorn bei Tellerseparator	24
Abbildung 2-5 – Separatorabscheideraten für Variation Volumenstrom (links) Variation Temperatur (Viskosität) (rechts)	27
Abbildung 2-6 – Partikelgrößenverteilungen (links) und Separatorabscheideraten (rechts) für Partikelanzahlvariation	28
Abbildung 2-7 – Öl-Schmutz-Klumpen im wässrigen Separatorschlamm.....	31
Abbildung 2-8 – REM-Aufnahme Separatorsediment – bildgebende Darstellung (links), EDX-Spektrum (rechts)	33
Abbildung 2-9 – REM-Aufnahme $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ Aggregate auf Filterfasern.....	35
Abbildung 2-10 – Schematische Darstellung Bilanzraum Schmierölbetriebstank.....	36
Abbildung 2-11 – Schematische Darstellung zum Feinabscheidegrad.....	39
Abbildung 3-1 – Prinzipschema Versuchsaufbau Filtratest-Druckfilterzelle	44
Abbildung 3-2 – Abscheiderate (Trenngrad) Köpertressen-Filtermedien – Feinheit (nom.) 1 μm und 5 μm (oben); Porometermessung Köpertressen-Filtermedien – Feinheit (nom.) 1 μm und 2 μm (unten)	47
Abbildung 3-3 – Beispiele Mikroskopaufnahmen Filtermedium	51
Abbildung 3-4 – MicroCT-Schnittbilder FM1.1 (links), FM2.5 (rechts)	52
Abbildung 3-5 – Abscheideraten Filtermedien FM1.1 und FM2.5.....	53
Abbildung 3-6 – Abscheideraten für Filtermedien FM1.3 und FM2.10.....	54
Abbildung 4-1 – Schematische Darstellung Transportmechanismen im Faserfilter (in Anlehnung an: [70])	56

Abbildung 4-2 – Betrachtung Durchströmungsgeschwindigkeit w [m/s] = $f(\eta$ [Pas]) (Ergebnisse– Vergleich Druckfilterzelle mit und ohne externer Vorlageerweiterung für FM1.1)	60
Abbildung 4-3 – Betrachtung Durchströmungsgeschwindigkeit w [m/s]= $f(\Delta p)$ für FM 1.1 und FM2.5	60
Abbildung 4-4 – Fasermodell 1 für Simulation perspektivisch (links), Draufsicht (rechts)	63
Abbildung 4-5 – 2D-Schnitt Strömungsbild Simulation – Anströmgeschwindigkeit $w=0,04$ m/s.	64
Abbildung 4-6 – Druckverlauf bei der Durchströmung des Filters; hier ist Position $x=0$ mit dem Berührungspunkt der beiden Faserlagen definiert	65
Abbildung 4-7 – Schematische Darstellung einer linearisierten Verblockungsgeraden auf Basis experimenteller Daten	71
Abbildung 4-8 – Korrelation Steigung Verblockungsgerade und normierte Feststoffkonzentration	75
Abbildung 4-9 – Verblockungsgeraden für Filtertyp FM1.1 und verschiedene Referenzöle im Vergleich.....	76
Abbildung 4-10 – Darstellung der Verblockungsgeraden für verschiedene Filtertypen. Jeweils Referenzöl 1, Filtration: Differenzdruck $\Delta p = 200$ kPa, Viskosität $\eta = 2,12E-2$ Pa s ($\vartheta = 80^\circ\text{C}$)	77
Abbildung 4-11 – Entwicklung Abscheideraten im Filtrationsverlauf – Filtermedien: FM1.1 (links) FM2.5 (rechts).....	79
Abbildung 4-12 – Abscheiderate als Funktion der Durchströmungsgeschwindigkeit (skaliert über den Filtrationsdifferenzdruck) mit Filtermedium FM1.1 für Referenzöl 1 (links) und Referenzöl 2 (rechts).....	81
Abbildung 4-13 – Abschnitte der Filtration mit Dreistoff-Modellöl (links: Linearisierung der Messwerte als Verstopfungsfiltration; rechts: Linearisierung der Messwerte als Standard-filtration)	84
Abbildung 4-14 – Korrelation Dosierung $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ und Steigung Standard-filtrationsgerade	85
Abbildung 4-15 – Schematische Darstellung Abschnitte der Filtration für den Realbetriebsfall.....	88

Abbildung 4-16 – Vergleich Prozessverläufe gemäß Berechnung nach Scale-Up-Methodik gegenüber experimentellen Ergebnissen. Filtrationsphase I (Volumenstrom konstant) links, Filtrationsphase (Differenzdruck konstant) rechts.....	91
Abbildung 5-1 – Vereinfachtes Schema für Partikelhaftung mit Flüssigkeits-Kapillaren (in Anlehnung an: [157])	102
Abbildung 5-2 – Haftplatten-Adaptoreinsatz (links) , Einbauprinzip Zentrifugenröhrchen und -rotor (rechts).....	105
Abbildung 5-3 – Trenngrade für variable Zentrifugaldrehzahl Z – Fall Frischöl-Ruß (links), Fall Weißöl-Calciumcarbonat (rechts). Jeweils Darstellung der minimalen und maximalen Messwerte.....	108
Abbildung 5-4 – Zentrifugal-Wirkkräfte für unterschiedliche Partikeldurchmesser d_p in Abhängigkeit der Zentrifugendrehzahlen.....	109
Abbildung 6-1 – Schematischer Aufbau Ultraschallerzeugeranlage (links) – Varianten Sonotroden spitzen (rechts).....	122
Abbildung 6-2 – Versuchsaufbau Schallrohr: Aufbau (links), Schnittbild schematisch (rechts)	123
Abbildung 6-4 – Verwendete Hydrophone: Müller-Nadelsonde (links), Brüel&Kjaer Typ 8103 (rechts)	125
Abbildung 6-5 – Erosionsbetrachtung bei 200-facher Vergrößerung – kegelförmige Sonotrode mit $\epsilon=6,94 \mu\text{m}$ (v.l.n.r.: 100 kPa; 300 kPa; 500 kPa Überdruck).....	127
Abbildung 6-6 – Schallspektren für US-Amplituden $\epsilon=3,47 \mu\text{m}$ (a) , $\epsilon=6,94 \mu\text{m}$ (b) und $\epsilon= 12,5 \mu\text{m}$ (c) – jeweils bei 400 kPa Überdruck.....	129
Abbildung 6-6 – Leistungsaufnahme für Variation Ultraschallamplitude – frei schwingende Sonotroden (links), in Öl eingetauchte Sonotroden (rechts) – jeweils verschiedene Sonotroden spitzen geometrien im Vergleich	131
Abbildung 7-1 – Rückspülergebnisse bei Variation Rückspüldifferentialdruck Δp (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) (Aus: [231])	145
Abbildung 7-2 – Rückspülergebnisse bei Variation Rückspülmedienviskosität η (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) (Aus: [231])	146
Abbildung 7-3 – Rückspülergebnisse für Schubspannungs-Äquivalente (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)	148

Abbildung 7-4 – Rückspülergebnisse für Filtermedium FM2.5 bei Variation Rückspülmedien-Viskosität η (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)	149
Abbildung 7-5 – Rückspülergebnisse (Filterresidualwiderstand) Direktionalität: Umgekehrte Durchströmungsrichtung – Abfolge Filtration $2\mu\text{m}$ - $4\mu\text{m}$ -Fasern (links); Durchströmungsrichtung Normalfall – Abfolge Filtration $4\mu\text{m}$ - $2\mu\text{m}$ -Fasern (rechts)	150
Abbildung 7-6 – Rückspülergebnisse Filtermedium FM1.3 links, FM2.10 rechts. (Viskosität $\eta = \text{konst.}$) (oben: Filterresidualwiderstand, unten: erreichbare Filtratmenge)	152
Abbildung 7-7 – Vergleich 1-pulsige und mehrpulsige Rückspülung (links: Filterresidual-widerstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) Differenzdruck Δp und Viskosität η jeweils konstant	153
Abbildung 7-8 – Rückspülergebnisse für Filtertyp FM1.1 und Referenzöl 3 als Filtrationsmedium (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)	155
Abbildung 7-9 – Versuchsaufbauten für Sonotrodenschwinger (links), für Pilzschwinger (rechts) (Aus: [231])	158
Abbildung 7-10 – Einfluss der Ultraschallamplitude ε auf den Rückspüleeffekt bezogen auf: Filterinitialwiderstand (links), erreichbare Filtratmenge (rechts) (Aus: [231]) ...	160
Abbildung 7-11 – Entwicklung der Rückspüleeffizienz (Filterresidualwiderstand) bei Variation der Ultraschalleistung P_{US}	161
Abbildung 7-12 – Rückspülergebnisse für flache (f.) und kegelige (k.) Sonotrodenspitze für Variation Ultraschallamplitude ε im Vergleich (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)	162
Abbildung 7-13 – Rückspüleeffekt bei Variation Abstand Sonotrodenstirnfläche-Filtermedium (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge)	163
Abbildung 7-14 – Rückspüleeffekt ohne Ultraschall, vorgelagerte und gleichzeitige Beschallung Rückspülung (links: Filterresidualwiderstand, rechts: erreichbare Filtratmenge) (Aus: [231])	165
Abbildung 7-15 – Rückspülergebnisse (Filterresidualwiderstand) für Variation hydrodynamischer Parameter Differenzdruck Δp und US-Leistung	166

Abbildung 7-16 – Rückspülergebnisse für Variation hydrodynamische Parameter und US-Amplitude – Betrachtung Filterinitialwiderstand (links) (Aus: [231]), Erreichbare Filtratmenge (rechts)	166
Abbildung 7-17 – Korrelation erreichte Filtratmengen und Filterinitialwiderstände im Versuch (für Filtermedium FM1.1 und Referenzöl 1 (Aus: [231]).....	168
Abbildung 7-18 – Wandschubspannungen an den Filterfasern - Ergebnisse der Simulation (links: ovale Fasern; rechts: runde Fasern).....	170
Abbildung 7-19 – Ergebnisse Häufigkeitsverteilungen für Wandschubspannungen	170

11 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1 – Zusammensetzung Partikeln aus Separatorsedimenten	32
Tabelle 5-1 – Rechnerische Ergebnisse für van-der-Waals-Haftkräfte (Haftabstand $z_{01} = 0,4 \text{ nm}$, $z_{02} = 4 \text{ nm}$).....	102
Tabelle 7-1 – Schubspannungsäquivalente.....	147



12 Symbolverzeichnis

Formelzeichen

ZEICHEN	EINHEIT	BEZEICHNUNG
a	m	Kontaktabstand (Kap. 4)
A	m ²	Fläche
A _{ijk}	J	Hamaker-Konstante (Haftsystemkomponenten i,j,k)
A _K	m ²	Fläche Filterkapillaren
A _{K0}	m ²	Fläche Filterkapillaren Ausgangszustand
A _R	m ²	Filterfläche realskalierter Filterapparat
A _{US}	m ²	Schallerreger-Stirnfläche (Formel 6-1)
c	kg/kg	Konzentration
c	m/s	Schallgeschwindigkeit (Formel 6-1)
C _{vdw}	J·m ⁶	Wechselwirkungspotenzial (Formel 5-1)
d	m	Durchmesser
d _i	m	Durchmesser Haftpartner i=1,2
d _p	m	Flächenäquivalenzdurchmesser (Projektion)
d _{por}	m	Porendurchmesser
d _V	m	Volumenäquivalenzdurchmesser
f	1/s, Hz	Frequenz
f ₀	1/s, Hz	Erregerfrequenz
f _{Pilz}	1/s, Hz	Arbeitsfrequenz Ultraschall-Pilzschwinger
F	N	Kraft
F _A	N	Auftriebskraft
F _{D,Kau}	N	Schleppkraft nach Kaulitzky (Formel 7-4)
F _{D,St}	N	Schleppkraft nach Stokes (Formel 7-1)
F _{H, Viss}	N	Hydrodynamische Kraft nach Visser (Formel 7-2)
F _{H, Kap}	N	Haftkraft durch Flüssigkeitskapillaren
F _{vdW}	N	Van-der-Waals-Haftkraft
F _z	N	Zentrifugalwirkkraft
g	m/s ²	Schwerebeschleunigung
h	m	Höhe
h	m	Länge Kapillaren (Hagen-Poiseuille-Modell)



ZEICHEN	EINHEIT	BEZEICHNUNG
h_0	m	Länge Kapillaren (Luckert Filtrationsmodell)
h_p	J·s	Plancksches Wirkungsquantum (=6,626E-34)
$\hbar\omega_{132}$	J	Lifshitz-van-der-Waals-Konstante (Formel 5-6)
I	W/m ²	Schallintensität
I_0	W/m ²	Schallintensität am Schallerreger
k_B	J/K	Boltzmann-Konstante (= 1,381E-23)
k_s	1/m ³	Abnahmerate Porenquerschnittsfläche
K	m	Permeabilität (Formel 4-1)
m	kg	Masse
m_{sed}	kg	Sedimentmasse
$m_{\text{öl}}$	kg	Schmierölmasse
n_i	-	Brechungsindex
N	-	Anzahl
N_U	-	Partikelanzahl Unfiltratseite (Upstream)
N_D	-	Partikelanzahl Filtratseite (Downstream)
p	Pa	Druck
P	W	Leistung
P_{US}	W	Ultraschalleistung
R	1/m	Hydraulischer Widerstand
R_m	1/m	Hydraulischer Filtermedien-Leerwiderstand
R_S	1/m	Hydraulischer Filterwiderstand „Standardfiltration“
r_p	m	Partikelradius
r_s	kg ³ /m ¹⁰	2. Modellparameter „Standardfiltration“
t	s	Zeit
T	K	Temperatur (Formel 5-8)
T	-	Normierter Fraktionsabscheidegrad (Formel 2-3)
T_Z	-	Trennfaktor Haftkraftzentrifugalmethode (Kap.5)
u_0	m/s	Strömungsgeschwindigkeit (Formel 4-1)
v	m/s	Geschwindigkeit
v_g	m/s	Stokesche Sinkgeschwindigkeit
v_e	1/s, Hz	Absorptionsfrequenz (Formel 5-7)
v_v	1/s, Hz	Charakteristische Frequenz des Atoms



ZEICHEN	EINHEIT	BEZEICHNUNG
V	m ³	Volumen
V _{fil}	m ³	Filtratvolumen
\dot{V}	m ³ /h	Volumenstrom
w	kg/m ³	Feststoffmassenkonzentration (Kap. 4)
w	J	Wechselwirkungsenergie (Kap. 5)
w _x	m/s	Strömungsgeschwindigkeit in x-Richtung
w	m/s	Strömungsgeschwindigkeit (Formel 7-3)
x	m	Filterdicke (Formel 4-1)
y ₀	m	Abstand Grenzpartikelbahn Faserfiltration (Abb. 4-1)
z ₀	m	Kontaktabstand (Kap. 4)
z	m	Abstand
Z	1/min	Zentrifugendrehzahl

Griechische Symbole

ZEICHEN	EINHEIT	BEZEICHNUNG
α	m ² /N	Druckkoeffizient (Formel 2-1)
α	-	Steigung der Verblockungsgeraden (Formel 4-13)
α	1/m	Schallschwächungskoeffizient (Formel 6-2)
α	-	Verstärkungs-/Schwächungsfaktor (Formel 7-5)
α _i	A·s·m ² /V	Molekulare Polarisierbarkeiten (Formel 5-8)
α _s	-	Anteil aufgenommener Schallenergie (Formel 6-3)
β	-	Ordinatenabschnitt Verblockungsgerade (Formel 4-13)
γ	mN/m	Oberflächenspannung
δ _s	-	Anteil transmittierter Schallenergie (Formel 6-3)
Δp	Pa	Differenzdruck
ε _i	-	Dielektrizitäts-Konstante (Kap. 4)
ε	m	Ultraschall-Amplitude (Kap. 6 und 7)
ε ₀	m	Ultraschall-Amplitude am Schallerreger (Kap. 6 und 7)
ε	-	Porosität (Kap. 4)
ε _i (iξ)	A·s/V·m	Frequenzabh. dielektrische Konstante (Formel 5-6)



ZEICHEN	EINHEIT	BEZEICHNUNG
η	Pa s	Dynamische Viskosität
η_p	Pa s	Druckabhängige dynamische Viskosität
η_F	Pa s	Dynamische Viskosität einer Flüssigkeit
η_{amb}	Pa s	Dynamische Viskosität bei atmosphärischem Druck
ϑ	°C	Temperatur
κ_w	1/s	Schergradient
λ	m	Lichtwellenlänge
μ	m	Passabilität (Formel 4-1)
ρ	kg / m ³	Spezifische Dichte
ρ_i	1/m ³	Anzahldichte; i=1,2: Haftpartner 1,2 (Formel 5-1)
ρ_s	-	Anteil aufgenommener Schallenergie (Formel 6-3)
ρ_s	kg/m ³	Spezifische Feststoffdichte
ρ_p	kg/m ³	Spezifische Dichte eines Partikels
ρ_F	kg/m ³	Spezifische Dichte einer Flüssigkeit
τ_s	-	Anteil dissipierter Schallenergie (Formel 6-3)
τ_w	Pa	Wandschubspannung
$\tau_{US,Dyn.}$	Pa	Wandschubspannung durch Ultraschall
$\tau_{W,Wirk}$	Pa	Wandschubspannung einschl. Ultraschallwirkung
Φ	°	Randwinkel einer Flüssigkeitskapillare (Kap.5)



Häufig verwendete Indizes

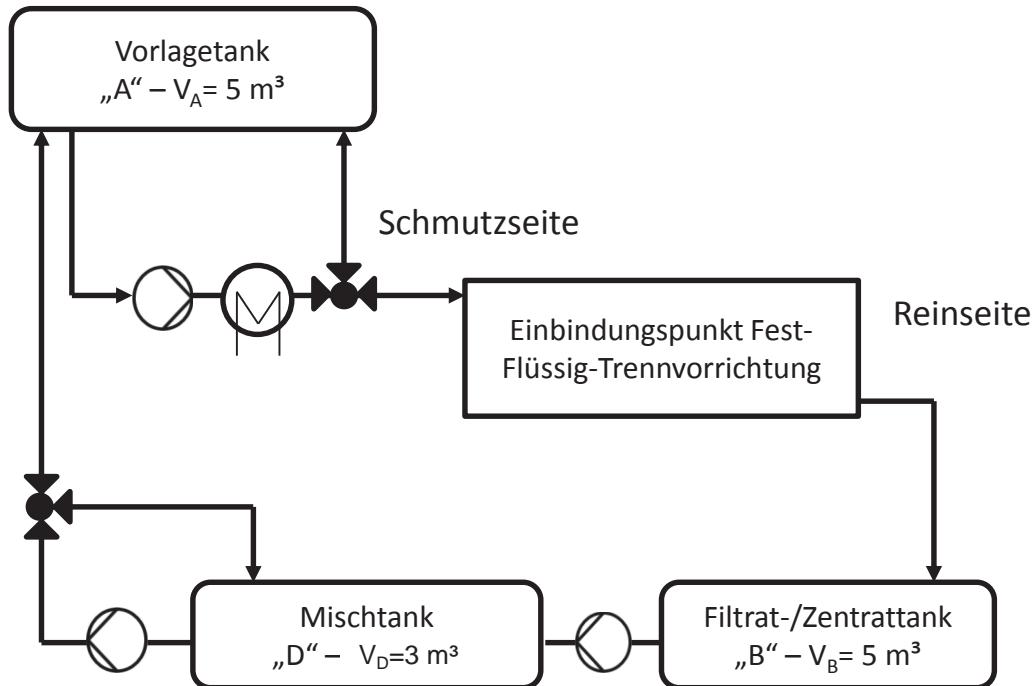
INDEX	BEDEUTUNG
dyn	Dynamisch
eff	effektiv
f	Faser
fil	Filtrat
F, f	Flüssigkeit
I, II,..	Phase/Prozessabschnitt 1, 2...
K	Kapillaren
max	maximal, Maximum
min	minimal, Minimum
RS	Filter-Rückspülung
US	Ultraschall
Wirk	Wirkend
1,2,3	Bei Hamaker-Konstante (Kap.5) - Haftpartner Systemkonstellation
0	Ausgangszustand

Abkürzungen

Abkürzung	BEDEUTUNG
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
FM	Filtermedium
MicroCT	Computer-Röntgentomographie
REM	Rasterelektronen-Mikroskop
TBN	Basenzahl
TGA	Thermogravimetrische Analyse
US	Ultraschall

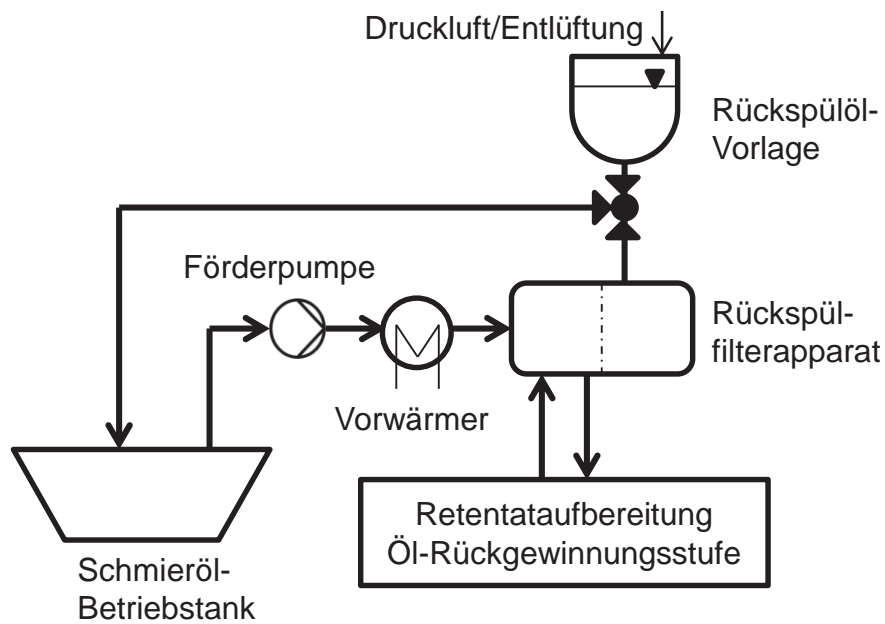
A Anhang

A1 Prinzipschema Prüfstand Realmaßstab



Stark vereinfachte schematische Darstellung des Großmaßstabprüfstandes. Der Einfachheit halber sind hier auch keinerlei Sensoren berücksichtigt. Verbaut sind insbesondere Druck-, Temperatur- und Volumenstrommesser.

A2 Prinzipschema Rückspülfilterapparat



Stark vereinfachte schematische Darstellung des Aufbaus eines Rückspülfiltersystems (in Anlehnung an: [238]).



Lebenslauf

Florian Gruschwitz

geboren am 31.12.1980 in Göttingen

Ausbildung

Okt. 2007-Juli 2013	Externe Promotion. Institut für Mechanische Verfahrenstechnik und Mechanik, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Karlsruhe
Okt.2006-Mai 2007	Diplomarbeit bei der MAN Diesel SE, Augsburg. Titel: „ <i>Wertanalyse im Anlagen- und Maschinenbau am Beispiel des Schmierölseparators der MAN Diesel SE</i> “
Sept.2004-Juli 2005	Auslandsstudium Erasmusstipendium Universidad de Barcelona, Spanien Fakultät für Wirtschaftswissenschaften
Okt.2001-Mai 2007	Studium Wirtschaftsingenieurwesen (Dipl.) an der Universität Karlsruhe (TH)
Juni 2000	Allgemeine Hochschulreife bilingual (Deutsch/Englisch) Felix-Klein-Gymnasium, Göttingen
Aug.1997-Juli 1998	High-School-Jahr in Seattle, WA, USA

Berufserfahrung

Seit Okt. 2012	Vorstandsassistent. „Strategische Geschäftseinheit Motoren“ bei der MAN Diesel & Turbo SE, Augsburg.
Mai 2007-Dez. 2012	Projektleiter für die Entwicklung einer neuen verfahrenstechnischen Anlagensystematik für die Schmieröl-Aufbereitung im Bereich Produktentwicklung für Kraftwerkstechnik bei der MAN Diesel & Turbo SE, Augsburg.
Juli 2005-Feb.2006	Praktikum bei der MAN V.I. SA (Nutzfahrzeuge) in Madrid, Spanien -7 Monate

Zivildienst

Nov.2000-Sept.2001	ASC Göttingen von 1846 e.V. (Sportverein) - 11 Monate
--------------------	---

Sprachkenntnisse

Englisch, Spanisch, Französisch, Katalanisch





