

E. Krepper, A. Grahn

**Untersuchung des Verhaltens von
freigesetztem Isolationsmaterial in einer
Kühlmittelströmung (Kühlmittelströmung
mit Feststoffpartikeln)**

Modellentwicklung

Berichtszeitraum 01.07.2002-31.12.2005



FORSCHUNGSZENTRUM ROSSENDORF

Wissenschaftlich-Technische Berichte

FZR-XXX

Juni 2006

ISSN 1437-322X

E. Krepper, A. Grahn

Untersuchung des Verhaltens von freigesetztem Isolationsmaterial in einer Kühlmittelströmung (Kühlmittelströmung mit Feststoffpartikeln) Modellentwicklung

Berichtszeitraum 01.07.2002 – 31.12.2005

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1270 bei der Hochschule Zittau/Görlitz gefördert. Die dem Bericht zugrundeliegende Arbeit wurde im Unterauftrag der Hochschule Zittau/Görlitz durchgeführt.

1 Inhalt

1	Inhalt	5
2	Einleitung.....	6
3	Internationaler Stand.....	7
	3.1 Ergebnisse des Workshops in Albuquerque.....	7
	3.2 Literatur zum Abschnitt 4	12
4	Auslegungsrechnungen zu den Zittauer Versuchsanlagen	12
	4.1 Versuchsstand Ringkanal	12
	4.1.1 Empirische Abschätzungen	12
	4.1.2 CFD-Simulation	14
	4.1.3 Schlussfolgerungen zum Ringkanal.....	21
	4.1.4 Weiterführende CFD-Rechnungen.....	21
	4.2 Versuchsstand Tank	28
	4.2.1 Auftreffpunkt des Wasserstrahls	28
	4.2.2 Vorgänge beim Eintauchen des Wassers	29
	4.2.3 Strömungsfeld im Tank.....	31
	4.2.4 Schlussfolgerungen zum Tank	35
	4.3 Literatur zum Abschnitt 5	36
5	Modellierung des Partikeltransportes in einer Wasserströmung	37
	5.1 Die Experimente.....	37
	5.2 CFD Konzept zur Modellierung des Partikeltransports.....	37
	5.3 Modellierung des Partikeltransports basierend auf dem Euler/Euler-Ansatz ..	38
	5.4 Simulation mehrerer Partikelklassen.....	41
6	Modellierung der Sedimentation und der Re-Suspension der Fasern.....	42
	6.1 Experimente	42
	6.2 Einphasiges Strömungsfeld.....	43
	6.3 Simulation des Sedimentations- und Re-Suspensionsverhaltens	44
7	Modellierung von Sieben.....	46
	7.1 Bestimmung des Differenzdrucks als Funktion der Faserbelegung und der Leerohrgeschwindigkeit.....	46
	7.2 Implementierung in einen CFD Code	50
	7.3 Literatur zum Abschnitt 8	51
8	Zusammenfassung	52
9	Im Rahmen des Projektes erstellte Publikationen.....	54
10	Formelzeichen.....	55
11	Abbildungsverzeichnis.....	56

2 Einleitung

Im Jahr 1992 kam es beim Anfahren der Anlage im schwedischen Kernkraftwerk Barsebäck während einer Funktionsprüfung zu einem Fehlöffnen eines Sicherheitsventils einer Frischdampfleitung innerhalb des Sicherheitsbehälters. Von den in der Nähe befindlichen Rohrleitungen wurde durch den ausströmenden Dampf Isolationsmaterial abgetragen. Das Isolationsmaterial wurde durch den austretenden Dampf, das Kondensat und das Wasser des Gebäudesprühsystems über die Kondensationsrohre in die Kondensationskammer transportiert. In der Kondensationskammer befinden sich die Ansaugöffnungen der Notkühlsysteme. Vor den Ansaugöffnungen sind Siebe installiert, die nach der Inbetriebnahme der Notkühlsysteme durch das in die Kondensationskammer eingetragene Isolationsmaterial verstopften. Durch Rückspülung, d. h. Umkehrung der Strömungsrichtung, wurden die Siebe wieder vom Isolationsmaterial befreit. Das Ereignis hatte auf Grund des Anlagenzustandes und der Größe des Lecks nur geringe sicherheitstechnische Bedeutung.

Unter anderen Umständen bzw. entsprechenden konservativen Annahmen wäre auch ein Ausfall des Notkühlsystems in der Funktion Rückfördern aus dem Sumpf bzw. aus der Kondensationskammer möglich gewesen. Eine zu hohe Belegung von Rückhaltevorrichtungen (Ansaugsiebe) durch Isolationsmaterial kann die Funktion der in den Notkühlsystemen vorhandenen Pumpen gefährden (z. B. durch Kavitation). Der Differenzdruckaufbau an den Sieben ist hierbei ein wichtiges Kriterium zur Beurteilung der Funktionsfähigkeit der Notkühlsysteme und der Standfestigkeit der Rückhaltevorrichtungen. Feinanteile des Isolationsmaterials (einzelne Fasern oder wenige zusammenhängende Fasern) können die Rückhaltevorrichtungen passieren, in den Reaktordruckbehälter gelangen und zur Belegung von Brennelementen führen.

In vielen Ländern wurden deshalb mögliche Gefährdungen des Betriebes der Kernkraftwerke durch abgelöstes Isolationsmaterial in Folge eines Kühlmittelverluststörfalles (Rohrleitungsbruch, Leck) überprüft und gegebenenfalls Nachrüstmaßnahmen durchgeführt. Obwohl sich in den einzelnen kernkraftwerksbetreibenden Ländern im Detail Unterschiede durch unterschiedliche Reaktorkonstruktionen und durch unterschiedliche Genehmigungsrichtlinien ergeben, sind alle von dieser Problematik betroffen, da sowohl Kraftwerksbetreiber als auch Genehmigungsbehörden die sichere Beherrschung dieses Störfallszenario nachweisen müssen.

Die OECD/NEA veröffentlichte dazu mehrfach aktualisierte Berichte über den Wissensstand und die in den Mitgliedsländern getroffenen Maßnahmen. Mehrere internationale Workshops zu dieser Thematik wurden durchgeführt (s. z.B. [1 bis 4]). Zur wissenschaftlichen Absicherung der Kenntnisse und Maßnahmen zu den genannten Ereignisabläufen wurden und werden weiterhin national wie auch international experimentelle und analytische Forschungsarbeiten durchgeführt. Im Abschnitt 4 des vorliegenden Berichts ist der internationale Stand anhand eines ausführlichen Berichts der Ergebnisse eines OECD/NEA-Workshops 2004 in Albuquerque dargelegt.

Die Untersuchungen und Analysen zur Problematik einer Kühlmittelströmung mit Feststoffpartikeln (vorrangig Isolationsmaterial) durch Betreiber bzw. Genehmigungsbehörden sind in der Regel auf den speziellen Genehmigungsfall ausgerichtet und basieren zum überwiegenden Teil auf ingenieurmäßigen Ansätzen, die durch experimentelle Untersuchungen gestützt sind. Hierbei wurde, wie in der Kerntechnik üblich, mit konservativen Modellen und Annahmen

gearbeitet, um vorhandene Unsicherheiten abzudecken und ausreichende Auslegungsreserven sicherzustellen. Es wurde jedoch auf die Untersuchung der grundlegenden Phänomene weitestgehend verzichtet, die für eine durchgängige Modellierung der Ausbreitungsprozesse des Isolationsmaterials und des Verhaltens der Rückhaltevorrichtungen bei Beaufschlagung mit Isolationsmaterial unerlässlich ist.

In dem durch das BMWA geförderten Forschungsvorhaben im IPM und FZR wurden, die grundlegenden Phänomene des Transportes der Isolationsmaterialien im Sumpf, der Ablagerung bzw. Abtragung an Hindernissen im Containment bis hin zur Ablagerung am Sieb einschließlich der damit verbundenen Erhöhung des Differenzdrucks untersucht. Auf der Basis von mit modernen Verfahren der Messtechnik und der Informationsverarbeitung ausgestatteten Experimenten wurden Modelle zur analytischen Behandlung dieser Phänomene mit CFD-Codes entwickelt.

Der vorliegende Bericht beschreibt die Arbeiten im Zeitraum 2002 bis 2005. Die konzeptionellen Arbeiten zur Auslegung der Zittauer Versuchsanlagen (s. Abschnitt 5) wurden sehr breit dargelegt, um die Aussagemöglichkeiten aktueller CFD-Methoden zu demonstrieren, die prinzipiell auch auf andere interessierende Geometrien angewendet werden können.

Die Transporteigenschaften der Mineralwollfasern in einer Wasserströmung werden durch den Impulsaustausch bestimmt. Die Arbeiten hierzu sind in Abschnitt 6 dargestellt. Zur Beschreibung der Ablagerung von Fasern wird die Modellierung der Viskosität herangezogen (s. Abschnitt 7).

Die Wirkung eines Siebes auf eine Wasserströmung wird durch die Modellierung des Strömungswiderstandes einzelner Abschnitte des betrachteten Volumens beschrieben, wofür der Modellansatz des porösen Körpers geeignet ist. Zunächst wurde eine Korrelation des von der Faserbelegung abhängigen Druckaufbaus abgeleitet und an Experimenten justiert, die auch in einer 1D-Betrachtung ausgewertet werden kann (Abschnitt 8.1). Die Implementierung in einen CFD-Code ermöglicht die Untersuchung des Einflusses teilweise belegter Siebe, wofür eine Machbarkeitsstudie unter Benutzung des CFD-Codes CFX-4.4 vorgelegt wurde (s. Abschnitt 8.2).

3 Internationaler Stand

3.1 Ergebnisse des Workshops in Albuquerque

Der vom 25.-27 Februar wurde in Albuquerque durch die NEA/USNRC ausgerichtete Workshop hatte das Ziel, die neueren Erkenntnisse sowie deren Widerspiegelung in den Genehmigungsverfahren in den einzelnen Ländern zu diskutieren. Der Workshop versammelte etwa 140 Teilnehmer aus aller Welt, darunter aus Deutschland (14), aus Frankreich (11), aus anderen europäischen Ländern (26), den USA (77) und Japan (5). Die Teilnehmer kamen aus der Industrie, von Genehmigungsbehörden und von Universitäten bzw. Forschungsinstituten. Entsprechend gliederte sich das Vortragsprogramm (jeweils halbstündige Präsentationen):

1. Sicherheitsbewertung und Anforderungen an die Genehmigung (8 Vorträge)
2. Experimentelle Arbeiten (7 Vorträge)
3. Analytische Arbeiten (6 Vorträge)
4. Anforderungen der Industrie (5 Vorträge)

5. Abschließende Diskussion

Das Problem wurde in den einzelnen Sitzungen nach folgenden Schwerpunkten diskutiert: Freisetzung des Isoliermaterials, Verteilung und Transport, Druckverlust an Ablagerungen, Schäden durch Partikel, die das Sieb durchströmt haben (Schädigung an Pumpen, Ventilen, Brennelementkanälen etc.), chemische Einflüsse, Lösungsmöglichkeiten des Problems und Anforderungen an die Genehmigung. Durch den Einsatz unterschiedlicher Kernreakortypen, die unterschiedliche Altersstruktur der Kernkraftwerke sowie den Einsatz unterschiedlicher Isolationsmaterialien stellt sich das Problem in den einzelnen Ländern sehr unterschiedlich dar.

Y. Armand und J.M. Mattei (IRSN Frankreich) berichteten in Beiträgen in der Sitzung 1 sowie der Sitzung 2 über die aktuelle Situation in Frankreich. IRSN hat seit 2000 ein experimentelles Untersuchungsprogramm durchgeführt, das auf die Untersuchung dieser Problematik bei den französischen 900 MW Druckwasserreaktoren ausgerichtet war. Für große, mittlere und kleine Lecks des Primärkreises wurden die Prozesse im Reaktorsumpf untersucht. Für die typischen Gegebenheiten des Sumpfes wurde das Verhalten von Glaswolle, Farbstoffen, Rost und Staub untersucht. Die betrachteten Fragestellungen waren die vertikale Bewegung der unterschiedlichen Partikel, die Veränderung der Partikelstruktur im Containment, die horizontale Partikelbewegung am Boden des Containments, die Effektivität der Siebe unter realistischen Bedingungen (Temperatur, PH-Wert), die Veränderung der hydraulischen Bedingungen im Sumpf bei Eintrag von Luft und Partikel und der Betrieb der Notkühlein- speisung unter Anwesenheit von Luft und Schmutz. Bezüglich der Partikelzusammensetzung bei der Freisetzung sowie während des weiteren Transports im Containment wurden Annahmen unter Berücksichtigung früherer Experimente bzw. NUREG-Berichte getroffen, obwohl hierzu große Unsicherheiten konstatiert werden. Frühere Experimente haben nur Druckwellen bei bestimmter Leckgröße betrachtet. Jet-Effekte, Schockwellen, Reflexionen und mechanische Einflüsse bei der Partikelfreisetzung wurden nicht berücksichtigt. Für die Partikelzu- sammensetzung wurde 20% Fasern, 40% kleine Partikel und 40% große Partikel angenom- men. Es wurden Experimente an Versuchsanlagen in der Slowakische Republik bei VUEZ (Levice) und in Russland bei EREC (Elektrogorsk) unter folgender Fragestellung durchge- führt: IVANA (VUEZ): Zerkleinerung von fasrigem Isoliermaterial unter Einfluss des Was- serfalleffektes; VITRA (EREC): Mitnahme- und Transportgeschwindigkeit von fasrigem Iso- liermaterial am Boden des Reaktorgebäudes; MANON (VUEZ): Druckdifferenz und Partikel- anlagerung an den Sumpffiltern und ELISA (VUEZ): „Ausblühen“ eines Faserbetts unter der chemische Einwirkung von Wasser bei entsprechender Temperatur.

Die wichtigsten Resultate dieser Experimente waren der hohe Abtragungseffekt unter dem Einfluss eines Wasserstrahls. Bereits bei einer Fallhöhe von 4.6 m wurden unabhängig von der Strömungsrate 90% des Isolationsmaterials abgetragen. Bezüglich des horizontalen Transports wurden 95% des Materials bei 4 cm/s Wassergeschwindigkeit bzw. 50% bei 3 cm/s in Bewegung versetzt. Die Tests an der Anlage MANON zeigten den ungünstigen Ein- fluss der Verstopfung der Vorsiebe. In diesem Fall bleiben die Hauptsiebe lange Zeit unbe- deckt und Luft kann in das System gelangen. Die aktuellen Tests ermöglichen die Definition der Menge an Isolationsmaterial, die zum Versagen des Containment Spray-Systems führt. Bei Wasser mit einem PH-Wert 9 führen Temperaturen größer 40°C zu einer starken Zer- setzung des Isolationsmaterials, wobei vorwiegend kleinere Partikel als große Fasern erzeugt werden. Die Temperatur und die Wasserqualität wurden als wichtigste Einflussfaktoren auf die Reaktionskinetik und damit auf den Aufbau des Differenzdrucks am Sieb erkannt. Die Ansammlung dieser kleinen Partikel am Filter erzeugen in der Regel einen größeren Diffe- renzdruck als Fasern. An der MANON Testschleife wurden verschiedene Korrelationen des

Differenzdrucks zum PH-Wert, Wasserqualität, Wassergeschwindigkeit bzw. Temperatur abgeleitet. Diese wurden an der Anlage ELISA überprüft. Weitere Tests 2003 bestätigten die ungünstige Wirkung der Vorsiebe. Bereits bei kleinen Lecks im Primärkreis kann es zu Luft eintritt in das System kommen. Eine Reinigung der Vorsiebe wirkt sich zwar günstig aus, funktioniert aber nicht bei allen zu betrachtenden Leckgrößen in ausreichendem Maße. Die Testergebnisse führten zu den kritischen Leckgrößen in Abhängigkeit von der Siebkonfiguration und von Haupteinflussfaktoren.

Auf der Grundlage der Experimente wurde durch IRSN eingeschätzt, dass für ein großes Spektrum an Leckdurchmessern das Notkühlsystem bzw. das Containment-Spraysystem nicht ordnungsgemäß funktionsfähig ist. Die Ergebnisse wurden einer die Sicherheitsbehörde beratenden Expertenkommission übergeben. Im Juni 2003 wurde EdF durch diese Kommission zu einer Stellungnahme aufgefordert. Diese Aufforderung an EdF wurde Ende Oktober durch die Sicherheitsbehörde bekräftigt, der EdF Ende 2003 nachgekommen ist. EdF bestätigt die Notwendigkeit der Verbesserung aller französische KKW, um die Sicherheit bei Lecks größer als 4“ zu gewährleisten. Die ersten Verbesserungen werden ab 2005 installiert.

Die Autoren hoben hervor, dass die durch IRSN gewonnenen Erfahrungen international genutzt werden können, zumal einer Reihe offener Fragen bleiben, die zu einer präzisen Definition von Auslegungsanforderungen führen sollten. In einer Plenardiskussion wurde angestrebt, die diesbezüglichen Anforderungen der Industrie im internationalen Rahmen herauszuarbeiten. Es wurde vorgeschlagen, ein OECD gefördertes Projekt zu initiieren.

In einem Vortrag von B. Tombuyses (AVN Belgien) wurde die Situation in den belgischen Kernkraftwerken beschrieben. Da die belgischen KKW der USA Praxis folgend ausgelegt sind, wurde bei den Lizenzierungsverfahren als Basis vom Regelwerk der USNRC ausgegangen. Genauere Untersuchungen der Problematik nach dem Barsebäck Störfall zeigten, dass das Problem der Sumpfsiebverstopfung durch die älteren USNRC Richtlinien unterschätzt wurde. Neben detaillierten internationalen Vergleichen wurden eigene Studien durchgeführt. Während aktuelle internationale Studien im wesentlichen von Isoliermaterial als Verstopfungsquelle ausgehen, zeigten die eigenen Studien, dass von einem viel breiteren Spektrum von Materialien ausgegangen werden muss. Als potentielle Gefährdung für die Blockierung der Siebe wurden darüber hinaus Klumpen von Borkristallen, SiCa haltiges Fasermaterial in Brandschutzeinrichtungen, Schilder, Plastikfolien, Schaumstoffe, schadhafte Anstriche und vieles andere mehr erkannt. Maßnahmen wurden getroffen um die Situation so weit wie möglich zu verbessern. Es wurden Maßnahmen zur Unterstützung des Bedienpersonals vorgeschlagen: Anzeige eines Sieb-Blockierungszustandes, Vorschlag alternativer Maßnahmen zur Störungsbehebung im Störfall, Überprüfung möglicher Modifikationen existierender Vorschriften um die vorgesehene Umschaltung in den Rezirkulationsbetrieb zu verzögern.

Mehrere Vorträge waren den kanadischen CANDU Reaktoren gewidmet. Nach einem potentiellen Leckstörfall muss für CANDU Reaktoren nach Ansprechen der Hoch- und Mitteldruck-Noteinspeisungen ein Betrieb der Niederdruckkühlung durch Umpumpen des Sumpfwassers durch das Core für eine Dauer von mindestens 90 Tagen gewährleistet werden. Diese könnte durch eine Verstopfung der Siebe gefährdet werden. Die Siebe müssen eine ausreichende Oberfläche haben, um beim Aufsammeln von Verunreinigungen des Sumpfwassers keinen zu großen Differenzdruck zu erzeugen, der zu Pumpenkavitationen oder zum Versagen des Siebes führen könnte. Zum Zeitpunkt des Barsebäck-Störfalls hatten die meisten CANDU-Reaktoren Siebflächen von 4 bis 95 m². Die Eignung dieser Größe wurde begutachtet und eine Reihe von Unsicherheiten wurden identifiziert. Eine primäre Unsicherheit

stellt die Menge und die Art des Störmaterials dar. Materialquellen im Sumpf sind abgerissenes Isoliermaterial, anderes unter dem Einfluss des Leckstrahls abgerissenes Material, Mitrisse von bereits vorhandenem Störmaterial oder Abtragung von Farben. Zur Abschätzung der unter dem Einfluss eines Jets freigesetzten Menge an Mineralwolle wurde von einem sphärischen Einflusszonenmodell (zone of influence, ZOI) ausgegangen. Damit verbundene Unsicherheiten betreffen den unzureichend bekannten Zerstörungsdruck, wofür in den Abschätzungen konservative Annahmen getroffen wurden. Des Weiteren wird im ZOI-Modell angenommen, dass Zerstörung nur innerhalb der Einflusszone und nicht außerhalb stattfindet. Weder die Materialdicke noch der Auftreffwinkel des Jets werden berücksichtigt. Durch Sumpfbegehung und Reduzierung von Fremdmaterial sollen die verbleibenden Unsicherheiten bei im Sumpf bereits vorhandenem und beim Leck mitgerissenem Störmaterial vermindert werden. Weitere Unsicherheiten bestehen bei der Abschätzung abgetragener Farben bzw. von Rost. Es wird konservativ angenommen, dass alles Material zum Sieb transportiert wird und nichts sedimentiert oder sich in Gebieten mit geringer Strömung absetzt. Der sich aufbauende Differenzdruck wurde in verschiedenen Versuchseinrichtungen experimentell ermittelt, die größere davon bei einer Siebfläche von 15 m², einem Durchsatz von bis zu 240 l/s und Testtemperaturen 20..55 °C. Test über bis zu 10 Tagen wurden durchgeführt, bei denen die Erzeugungsmethoden des Materials variiert wurden. Der Vergleich mit Druckdifferenz-Korrelationen zeigte starke Diskrepanzen, so dass eine eigene Korrelation für CANDU Reaktoren entwickelt wurde. Es zeigte sich jedoch, dass auch diese nur über einen Durchsatzbereich von 0,006..0,01 m/s anwendbar war. Wenn sich insbesondere das Verhältnis von Faser- zu Partikelmaterial auf über 1,5 vergrößert, wird der Differenzdruck beträchtlich unterschätzt. Es wurde für einige realistisch erscheinende Bedingungen geprüft, ob sich die über 10 Tage durchgeführten Tests auf die Dauer der Nachkühlung von 90 Tagen extrapolieren lassen. Schließlich wurde die Wahrscheinlichkeit des Lufteintrages und die dadurch hervorgerufenen Schädigung der Nachkühlpumpen untersucht.

Durch die durchgeführten Tests konnten viele der Unsicherheiten eingeschränkt werden. Wo sie verblieben, wurden konservative Annahmen getroffen. An den Anlagen wurden entsprechende konstruktive Veränderungen vorgenommen und die Sicherheit der CANDU-Reaktoren bezüglich des Problems der Sumpfstopfung beträchtlich erhöht.

In einem Beitrag aus Schweden wurde berichtet, dass nach der Konstruktionsverbesserung der SWR-Sumpfsiebe auch die Funktion der Sumpfsiebe an DWR neu bewertet und verbessert wurde. Ein Verfahren zur Siebreinigung durch plötzliche Unterbrechung der Ansaugstromes wurde entwickelt und getestet. Diese Siebe wurden in der Anlage Ringhals 2 installiert. Die Siebe sind mit Differenzdruckmessinstrumenten versehen, um die Operatoren jederzeit über den aktuellen Zustand der Siebe zu informieren.

1992 – 1995 wurde in einem Forschungsprogramm durch das USNRC die Sumpfsiebproblematik bezüglich der Siedewasserreaktoren in den USA untersucht. Als Schlussfolgerung der im Bulletin 96-03 niedergelegten Ergebnisse wurden die Sumpfsiebe der Siedewasserreaktoren wesentlich vergrößert. Weiterführende bis 2001 durchgeführte Untersuchungen berührten auch die Problematik an den Druckwasserreaktoren in den USA und wurden in NUREG/CR-6762 und im Bulletin 2003-01 niedergelegt. Folgende risikovermindernde Maßnahmen wurden festgelegt: Training der Operatoren bezüglich der Sumpfsiebproblematik, Reduzierung der Zirkulation über den Sumpf z.B. durch Abschalten redundanter Pumpen, Bereitstellung alternativer Kühlwassermengen, Gründlichere Reinigung des Containment und Kontrolle auf Fremdmaterial, Gewährleistung freier Drainagewege im Containment sowie Kontrolle der Sumpfsiebe hinsichtlich ihrer mechanischen Integrität.

Zur Situation der deutschen Kernkraftwerke gab es mehrere Präsentationen. J. Huber (TÜV Süddeutschland) berichtete, dass bereits Anfang der 90er Jahre Untersuchungen und Anlagenverbesserungen der Siedewasserreaktoren bezüglich dieses Problems durchgeführt wurden. Nach dem internationalen OECD-Bericht 1996 (s.o.) wurden auch die Druckwasserreaktoren in Untersuchungen der Anlagenbetreiber in die Betrachtung einbezogen. Diese betreffen die Mechanismen der Partikelfreisetzung, den Partikeltransport im Containment und im Sumpf, den Druckverlust an den Sieben und deren Auswirkung auf die Notkühlpumpen und dem Einfluss der Freisetzung von Beton und Farbresten. Im Ergebnis wurde festgestellt, dass in den deutschen Druckwasserreaktoren keine konstruktiven Veränderungen erforderlich sind, um diesem Phänomen zu begegnen. Eine kritische Bewertung durch den TÜV ergab, dass wegen der vorhandenen Aussagenunsicherheiten eine Reihe weiterer Untersuchungen erforderlich sind. Es wurden neue großskalige Experimente im Maßstab mindestens 1:4 vorgeschlagen, um das Transportverhalten im Containment und im Sumpf, den Druckverlust an den Sieben und die Menge des durch die Siebe hindurchgelangten Materials zu untersuchen. Diese 2001 durchgeführten Tests ergaben, dass weniger Material im Sumpf zurückgehalten wird als erwartet, das Problem der Sumpfsiebverstopfung demnach ernster ist als ursprünglich angenommen. Die Betreiber unterziehen ihre Anlagen zur Zeit einer kritischen Bewertung in deren Ergebnis die Notwendigkeit größerer Siebe mit kleinerer Maschenweite oder die Verwendung anderen Isolationsmaterials stehen könnte.

U. Waas (FANP) berichtete über Experimente zur Bestimmung der Partikelfreisetzung durch einen Dampfstrahl, zur Untersuchung des Transports und der Sedimentation der Partikel in einer 1:4 skalierten Sumpfgeometrie, zur Ablagerung an den Sumpfsieben, zum Einfluss der verschiedenen Mineralwolltypen und der Siebgeometrie auf den resultierenden Differenzdruck. Die Experimente zeigten, dass ein relativ hoher Anteil (ca. 75%) bereits vor Erreichen der Sumpfsiebe abgelagert wird. Der Differenzdruck hervorgerufen durch ein belegtes Sieb wird hauptsächlich durch den Mineralwolltyp und weniger durch die Siebgeometrie bestimmt.

In den Vorträgen wurde der Einfluss der konstruktiven Besonderheiten der Anlagen auf die Störanfälligkeit durch Verstopfen der Sumpfsiebe hervorgehoben. Günstig wirken sich das Vorhandensein redundanter Sumpfkammern, redundanter Kühlsysteme, Resistenz der Pumpen gegenüber Kavitationen und die externe Frischwasserzufuhr der Pumpen aus.

In der Sitzung 3, in der verschiedene methodische Aktivitäten vorgestellt wurden, versuchte J. Klügel (Schweizer Genehmigungsbehörde bzw. KKW Gösgen) bereits durch einfache Korrelationen die Verteilung der Partikel im Sumpf zu beschreiben. A. Maji (Universität New Mexiko) berichtete über einphasigen CFD-Simulationen der Strömung im Reaktorsumpf um die Strömungswege aufzuklären. Die Rechnungen wurden durch Experimente an einer Originalgeometrie bei unterschiedlichem Füllstand unter Benutzung tennisballartiger Tracer validiert.

Die gemeinsamen Arbeiten des IPM-Zittau (Experimente) und des FZ-Rosendorf (Modellentwicklung) die im Rahmen des Vorhabens „Untersuchung des Verhaltens von freigesetztem Isolationsmaterial in einer Kühlmittelströmung (Kühlmittelströmung mit Feststoffpartikeln); FKZ 150 1270“ durchgeführt werden, wurden in jeweils einem Vortrag in der Sitzung 2 und der Sitzung 3 vorgestellt.

3.2 Literatur zum Abschnitt 4

Knowledge Base for Emergency Core Cooling System Recirculation Reliability, NEA/CSNI/R(95)11

Knowledge Base for the Effect of Debris on Pressurized Water Reactor Emergency Core Cooling Sump Performance, NUREG/CR-6808; LA-UR-03-0880

Knowledge Base for Strainer Clogging -- Modifications Performed in Different Countries Since 1992, NEA/CSNI/R(2002)6

Debris impact on Emergency coolant recirculation, Workshop Albuquerque, NM, USA February 2004, Proceedings OECD 2004 NEA No. 5468

4 Auslegungsrechnungen zu den Zittauer Versuchsanlagen

4.1 Versuchsstand Ringkanal

4.1.1 Empirische Abschätzungen

Zur Untersuchung des Sedimentationsverhaltens von Mineralwollfasern wurde ein Ringkanal vorgesehen. Die Mineralwollfasern enthaltende Wasserströmung soll durch langsam laufende Pumpen angetrieben werden. Als Messmethoden soll eine Video-Hochgeschwindigkeitskamera sowie ein Laser-Messsystem eingesetzt werden. Hiermit sind die Bestimmung des Geschwindigkeitsfeldes und der Fasermengen möglich.

Der Ringkanal soll eine Höhe von 1 m haben. Der Innenkreis der Umlenkungen hat einen Radius von jeweils 0,5 m. Die geraden Abschnitte haben eine Länge von 5,0 m. Die Untersuchungen wurden für eine Kanalbreite von 0,1 und von 0,15 m durchgeführt. Die folgenden Angaben gelten jeweils für diese beiden Werte.

Bei Normalbedingungen (Wasser bei 20 °C, $\nu = 1,0 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$) erhält man bereits bei Geschwindigkeiten von 0,01..0,03 m/s Reynoldszahlen von etwa 3000. Da die hier interessierenden Geschwindigkeiten im Bereich bis 0,5 m/s liegen, ist die Strömung als turbulent bzw. zumindest im Übergangsbereich zu erwarten.

Der zu überwindende Druckverlust, um die Strömung mit einer Geschwindigkeit w im Umlauf zu halten, ergibt sich aus

$$\Delta p = \zeta \frac{\rho}{2} w^2 \quad (5-1)$$

wobei sich der Reibungsterm ζ aus der Wandreibung ζ_w und einem Anteil für die Umlenkung ζ_U ergibt. Für den Anteil der Wandreibung findet man

$$\zeta_w = \lambda \frac{l}{d_h} \quad (5-2)$$

mit der Rohrreibungszahl λ , der Länge des Strömungsweges l und dem hydraulischen Durchmesser d_h . Der hydraulische Durchmesser des Kanals $d_h = 4A/U$ liegt mit dem

Querschnitt A und dem benetzten Umfang U bei $0,19..0,28$ m. Die Rohrreibungszahl λ ist von der Reynoldszahl abhängig und lässt sich aus Diagrammen z.B. in Bohl (1971) bestimmen. Für eine Strömungsgeschwindigkeit von $0,25..1,0$ m/s ergibt sich eine Rohrreibungszahl von $\lambda=0,02..0,03$. Bei einer Kanallänge von ca. $l=13,5$ m mit den angegebenen Dimensionen erhält man $\zeta_w=1,4..1,0$. Als Beitrag für die Umlenkung in einem rechteckigen 90° -Krümmer findet man $\zeta_U=0,1$. Geht man davon aus, dass die Strömung zweimal um 180° umgelenkt wird, so erhält man für den gesamten Kanal $\zeta=\zeta_w+4\zeta_U=1,8..1,4$. Es ist damit ein Differenzdruck von 60 Pa ($d=0,1$ m) bzw. 45 Pa ($d=0,15$ m) erforderlich, um Wasser mit ca. $0,25$ m/s umlaufen zu lassen. Bei einem Kanalquerschnitt von $0,1$ bzw. $0,15$ m² entspricht das 6 N. Soll das Wasser mit 1 m/s bewegt werden, so wächst ζ wegen der höherem Rohrreibungszahl auf $2,5$ bzw. $1,9$ und der erforderliche Differenzdruck auf $1,3$ kPa.. $0,9$ kPa bzw. 135 N. Diese Abschätzungen erfolgten auf der Grundlage von empirischen Formeln und Tabellen, die z.B. in Bohl (1971) oder Sigloch (1991) zu finden sind. Die von der Umlaufgeschwindigkeit abhängige Kraft zur Überwindung von Wandreibung und Umlenkung ist in Bild. 5-1 dargestellt. Sie ist in erster Näherung unabhängig von der Kanalbreite. Die sich bei konstant laufenden Pumpen nach einer gewissen Einlaufzeit einstellende Umlaufgeschwindigkeit ist daher nur von der Schubkraft der Pumpen und nicht von der Kanalbreite abhängig. Ein breiterer Kanal bewirkt wegen der größeren Wassermasse, dass sie nach Einschalten der Pumpen später erreicht wird.

Für die Versuchsanlage sind Pumpen vorgesehen, die laut Hersteller bei einem Durchsatz von 30 l/h einen Schub von $S = 45$ N entwickeln. Bei einem Rotordurchmesser von $0,14$ m entspricht das einem Förderdruck von etwa 3 kPa. Es scheint, dass diese Pumpen für den vorgesehenen Geschwindigkeitsbereich reichlich dimensioniert sind, so dass ein Betrieb mit verminderter Leistung vorgesehen werden sollte.

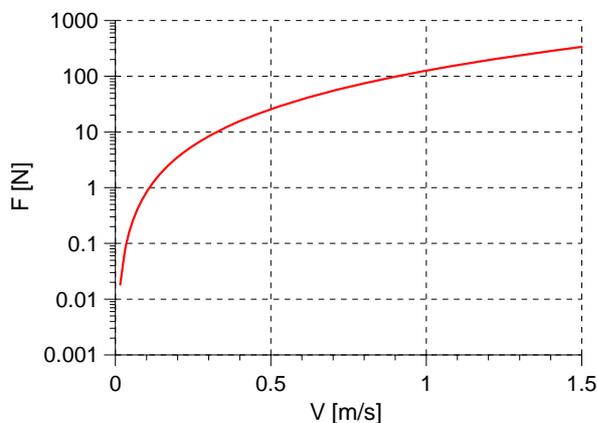


Bild 5-1: Zur Überwindung von Wandreibung und Umlenkung erforderliche Antriebskraft

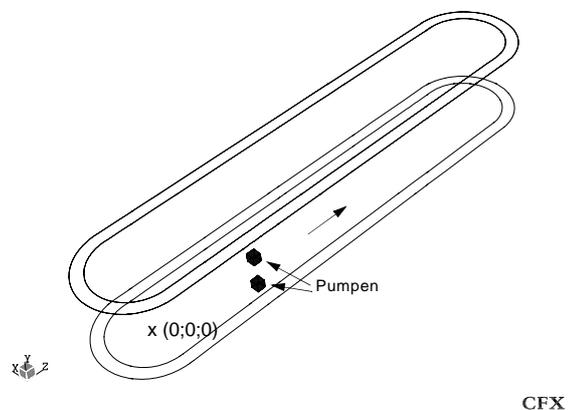


Bild 5-2: Modell des Ringkanals

4.1.2 CFD-Simulation

4.1.2.1 Modellierung

Fig. 24 zeigt ein Schema des modellierten Ringkanals. Die Pumpen wurden vereinfachend als würfelförmige Volumina mit der Kantenlänge 0,1 m modelliert, die durch vier seitliche Bleche vom übrigen Strömungsraum getrennt sind. Zwischen den beiden verbleibenden Ein- und Austrittsöffnungen wird die Pumpe durch eine konstante Impulsquelle in Strömungsrichtung modelliert.

Der Koordinatenursprung des Modells ist der Kreismittelpunkt der Umlenkung am Boden (s. x in Bild 5-2). Es wurde angenommen, dass die beiden Pumpen im Kanal mit dem Einbauzentrum in der Höhe von $y=0,3$ m bzw. $y=0,7$ m bei $z=1,0$ m montiert sind. Die Impulsquelle ist die volumenspezifische Kraft.

$$I = \frac{S}{V} \quad (5-3)$$

Mit den obigen Parametern $S = 45$ N ergibt sich bei einem Volumen $V=1.0 \cdot 10^{-3}$ m³ die Impulsquelle zu $I = 4.5 \cdot 10^4$ kg/(m²·s²).

Zur besseren Anpassung des Rechengitters an die Modellgeometrie erfolgte die Vernetzung durch ein Hexaedergitter, die Rechnung wurde wiederum mit CFX-5.5.1 durchgeführt. An der Oberfläche des Kanals wurde zur Simulation der Wasseroberfläche eine „free slip wall boundary condition“ gesetzt. Es wurde das Shear Stress Turbulenzmodell angewendet.

Für einen stationären Ansatz konnte keine Konvergenz gefunden werden. Die durchgeführten transienten Rechnungen jeweils über eine Problemzeit von 100 Sekunden sind in Tabelle 2 zusammengestellt. Neben der angegebenen Schubkraft von 45 N wurden Pumpen mit reduzierter Schubkraft von je 10 N bzw. je 3 N untersucht.

Tabelle 5-1: CFX-Rechnungen zum Strömungskanal		
Variante	Kanalbreite	Schubkraft einer Pumpe
K10_45	0,10 m	45 N
K10_10		10 N
K10_03		3 N
K15_45	0,15 m	45 N
K15_10		10 N
K15_03		3 N

Die Bilder Bild 5-3 a und b zeigen die Entwicklung der Geschwindigkeiten für die untersuchten Varianten. Die Werte wurden durch Mittelung der Variable „velocity“ über eine xy-Ebene bei $z = 0,5$ m ermittelt. Je kleiner die Schubkraft der Pumpen und je breiter der Kanal, desto später wird die Grenz-Umlaufgeschwindigkeit erreicht. Über einen Zeitraum von 100 s konnte ein einigermaßen stabiles Strömungsfeld nur für die Varianten K10_45 und K10_10 erreicht werden. Die gefundenen Grenzgeschwindigkeiten tendieren zu den in Abschnitt 5.1. empirisch gefundenen.

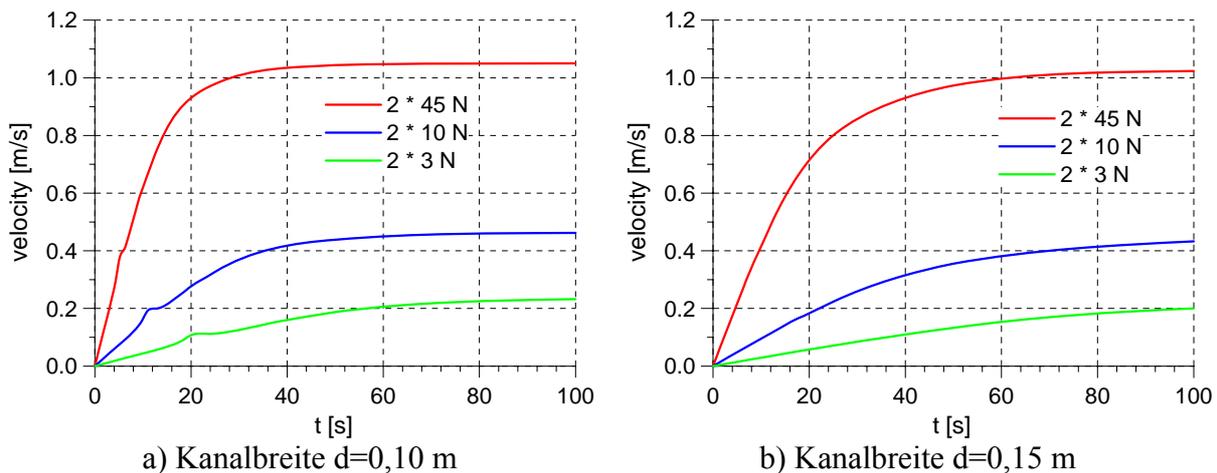


Bild 5-3: Mittlere Geschwindigkeit in der xy -Ebene $z = 0,5$ m

4.1.2.2 Einlaufverhalten der Pumpen

Mit Hilfe der transienten Betrachtungsweise lässt sich das Anlaufverhalten der Pumpen untersuchen. Es verläuft in allen Varianten prinzipiell gleichartig. Bild 5-4 zeigt das detaillierte Verhalten für die Variante K10_10 ($d=0,10$ m und eine Pumpen-Schubkraft von $2 \cdot 10$ N). In den Bildern 5-5 und 5-6 sind die querschnittsgemittelten Geschwindigkeiten „w velocity“ für alle Varianten dargestellt.

Zunächst bildet sich ein gerader Jet heraus, der in das ruhende Wasser stößt ($t=1$ s). Nach einigen Sekunden wird der Jet verwirbelt ($t=2-3$ s). Schließlich tritt Stagnation ein (Zeitpunkt t_R , $t_R=11$ s). Nach weiteren 10 s ist diese Stagnation überwunden und man stellt ein Maximum der Geschwindigkeit fest (Zeitpunkt t_V , $t_V=18$ s). Wie der Blick auf das entsprechende Bild 5-4 zeigt, hat sich zu diesem Zeitpunkt eine lokale Zirkulation herausgebildet. Wegen der nahen Wasseroberfläche ist dieses Phänomen bei der oberen Pumpe wesentlich ausgeprägter. Allmählich werden schließlich die Störungen stromabwärts durch den Kanal transportiert (s. Bild 5-8). Wenn sie nach t_G die hintere Kurve erreicht haben, wird das Strömungsfeld wesentlich ausgeglichener (Zeitpunkt t_G , $t_G=38$ s). In diesen ersten einigen 10 Sekunden der stärkeren Verwirbelung können die Pumpen höheren mechanischen Belastungen ausgesetzt sein. Die kurzzeitigen Schwankungen sind für den schmaleren Kanal $d=0,10$ m ausgeprägter als für $d=0,15$ m. Dennoch sind auch für $d=0,15$ m die typischen Merkmale sichtbar.

Für die Standard-Transienten wurde für alle Pumpen vereinfachend ein zeitlich konstanter Schub angenommen. Es wurde untersucht, inwiefern diese unrealistische Annahme die beobachteten Phänomene verursacht. Bild 5-6d zeigt die mittleren Geschwindigkeiten für den Fall, dass der volle Schub von $2 \cdot 10$ N erst nach einem linearen Anlauf von 0 über die ersten 10 Sekunden erreicht wird. Bild 5-7 zeigt den Fall der Abhängigkeit des Schubes der Pumpe vom Durchsatz. Beide Varianten zeigen die beschriebenen Merkmale.

Falls es gelingt, die tatsächlichen Pumpenkennlinien vom Hersteller in Erfahrung zu bringen, hätte man hiermit ein Instrumentarium, diverse Anlaufstrategien sehr realitätsnah zu untersuchen.

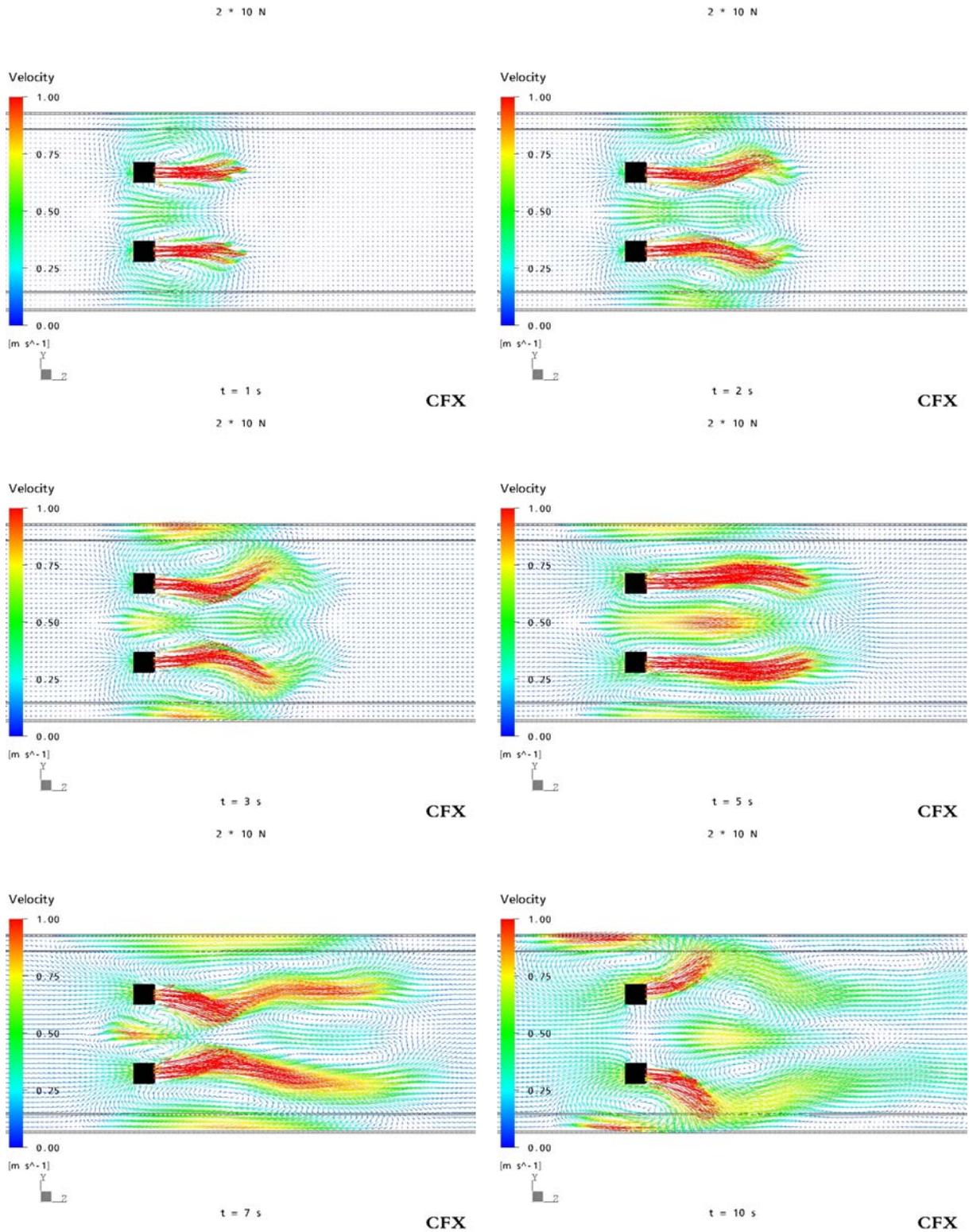


Bild 5-4: Ausbildung des Strömungsfeldes in Pumpennähe für die Variante K10_10 (d=0.10 m, 2*10 N)

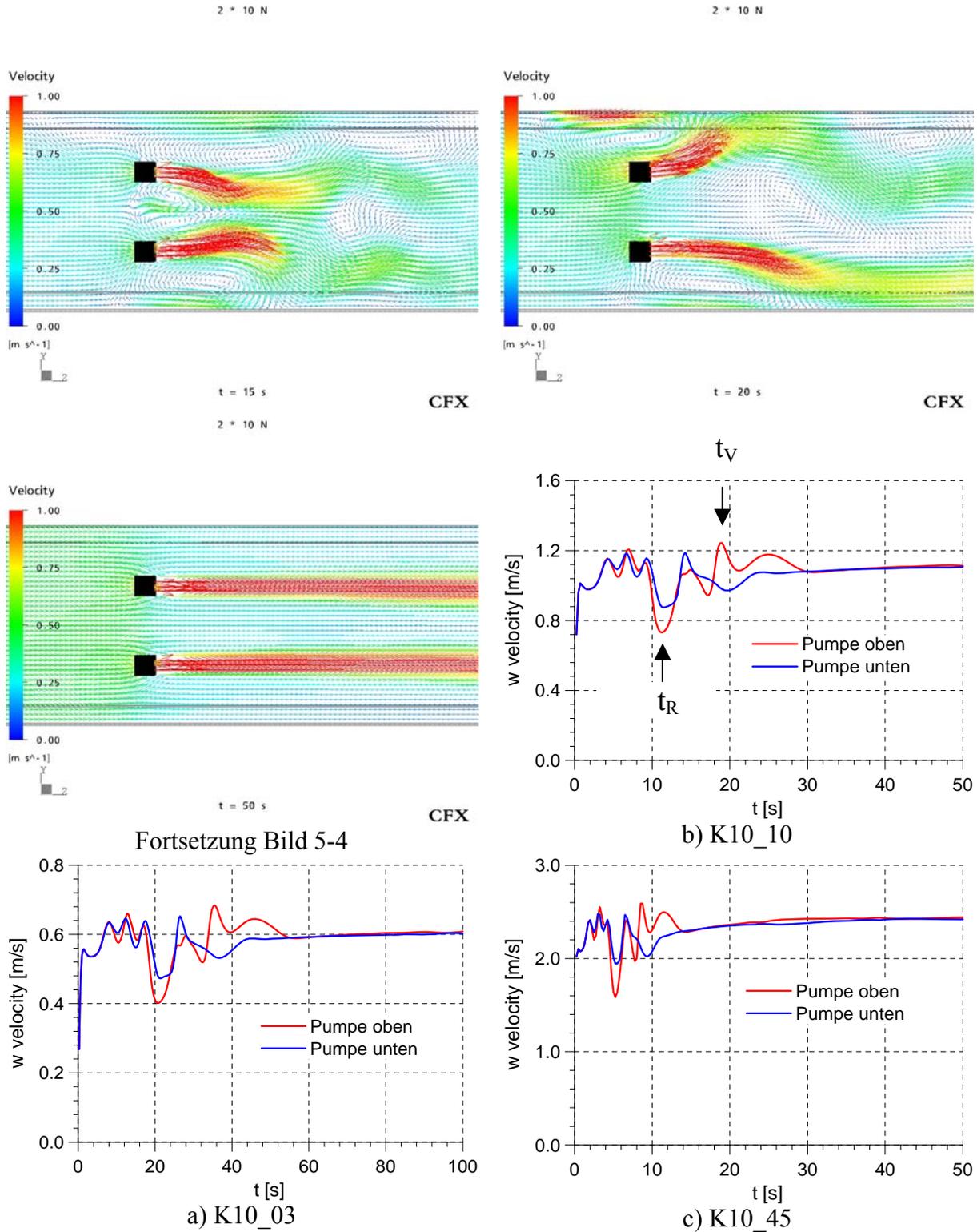
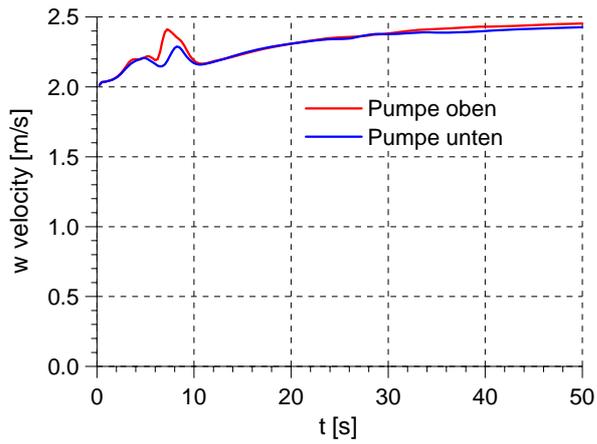
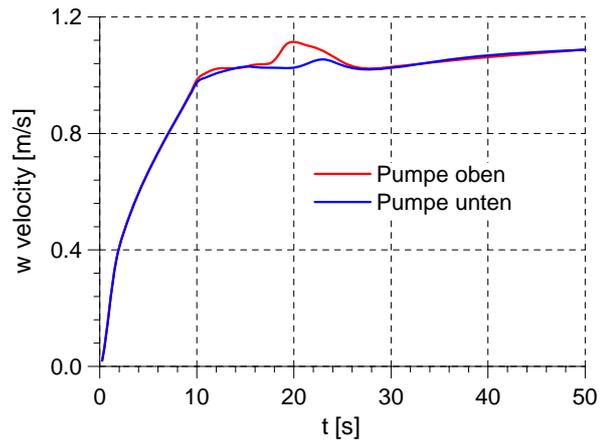


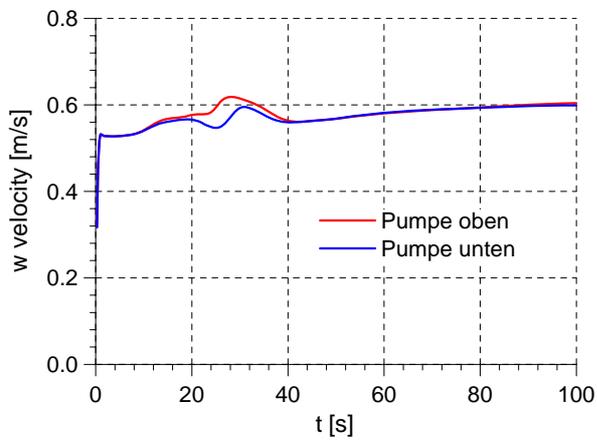
Bild 5-5: Querschnittsgemittelte Geschwindigkeit „w velocity“ für die Varianten mit der Kanalbreite 0,10 m



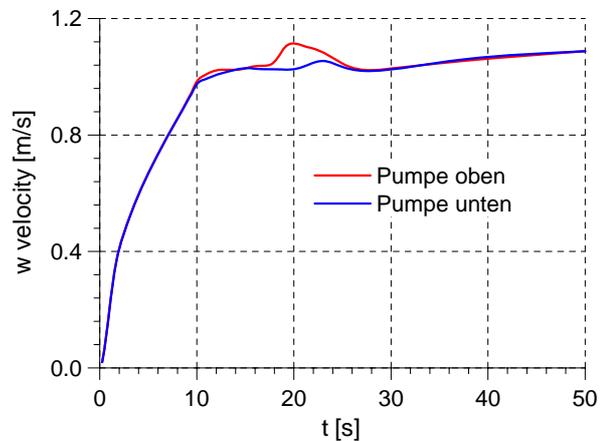
a) K 15_45



b) K 15_10



c) K 15_03



d) K 15_10

linearer Anstieg des Schubes 0..10 s

Bild 5-6: Querschnittsgemittelte Geschwindigkeit „w velocity“ für die Varianten mit der Kanalbreite 0,15 m

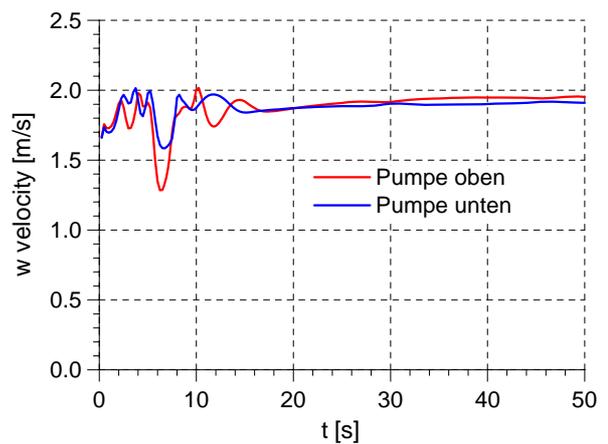
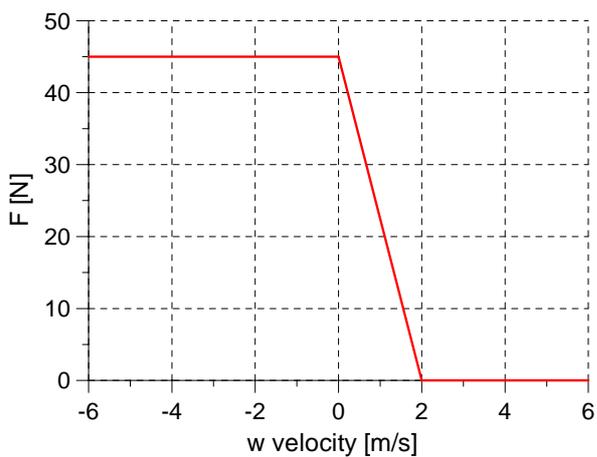


Bild 5-7: Vorgabe eines durchsatzabhängigen Pumpenhubes

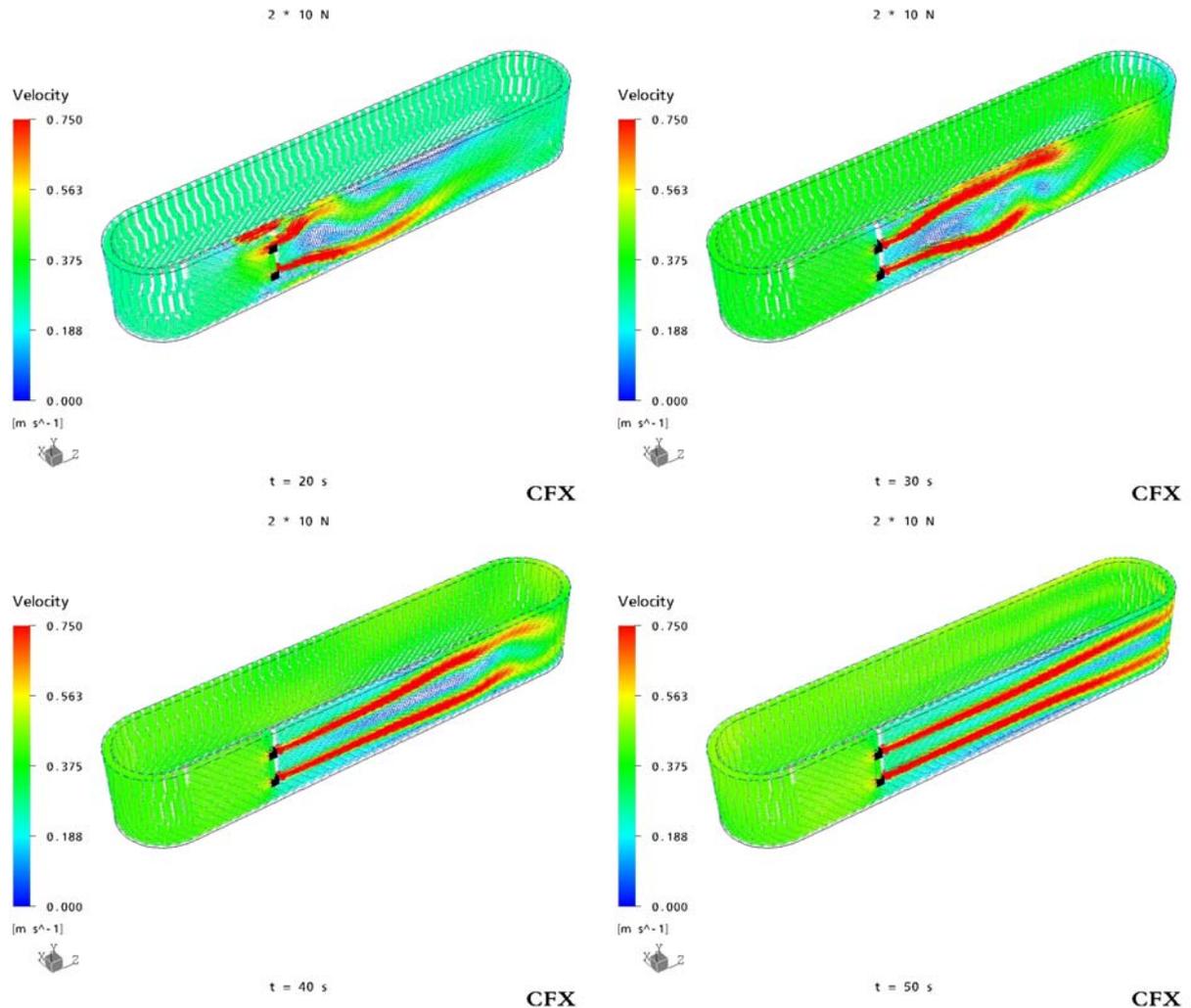


Bild 5-8: Transport der durch den Pumpenanlauf verursachten Störung durch den Kanal (K10_10)

Tabelle 5-2 zeigt den Vergleich der diskutierten Parameter für alle Varianten. Für die Bestimmung der Parameter t_R und t_V wurde das Verhalten der oberen Pumpe herangezogen (s. Fig. 27 und Fig. 28). Bei dem Parameter t_G ist zu berücksichtigen, dass in nicht allen Varianten während der betrachteten 100 s Problemzeit ein stationärer Zustand erreicht werden konnte. Folgerichtig liegt für diese Varianten die nach 100 s erreichte mittlere Geschwindigkeit v für diese Varianten bei $d=0,15$ m niedriger, als die der entsprechenden Variante mit $d=0,10$ m.

Tabelle 5-2: Anlaufparameter bei den untersuchten Varianten				
Variante	t_R [s]	t_V [s]	t_G [s]	v [m/s] $t=100$ s
K10_45	5	8	45	1.050
K10_10	11	18	50	0.462
K10_03	21	38	>100	0.232
K15_45	6	8	100	1.024
K15_10	13	15	>100	0.433
K15_03	21	24	>100	0.200

4.1.2.3 Ausgebildetes Strömungsfeld

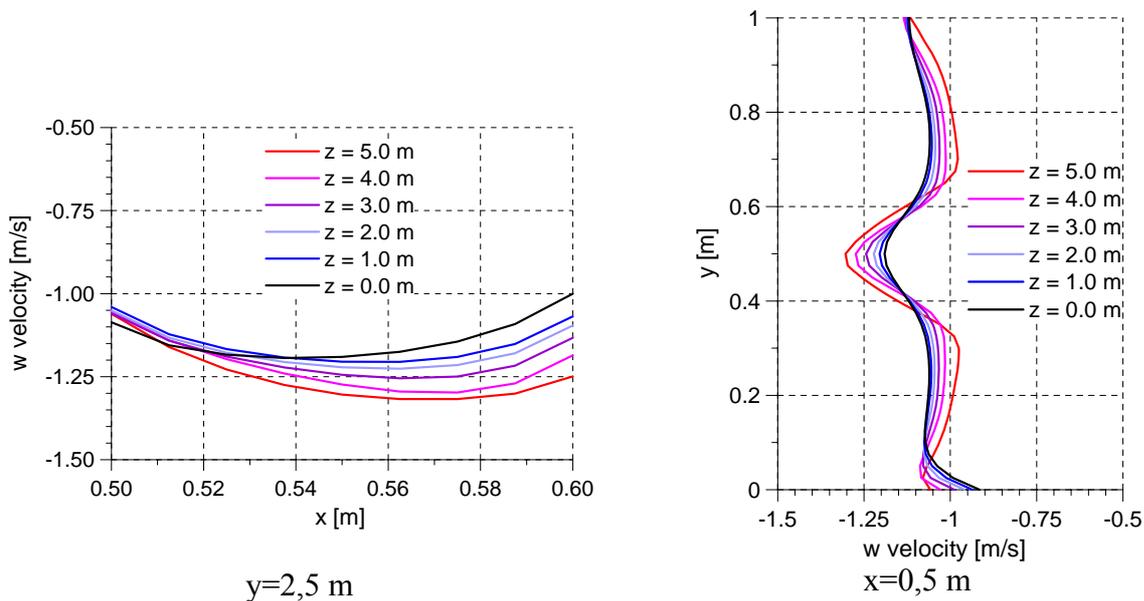


Bild 5-9: Strömungsprofile für die Variante K 10_45

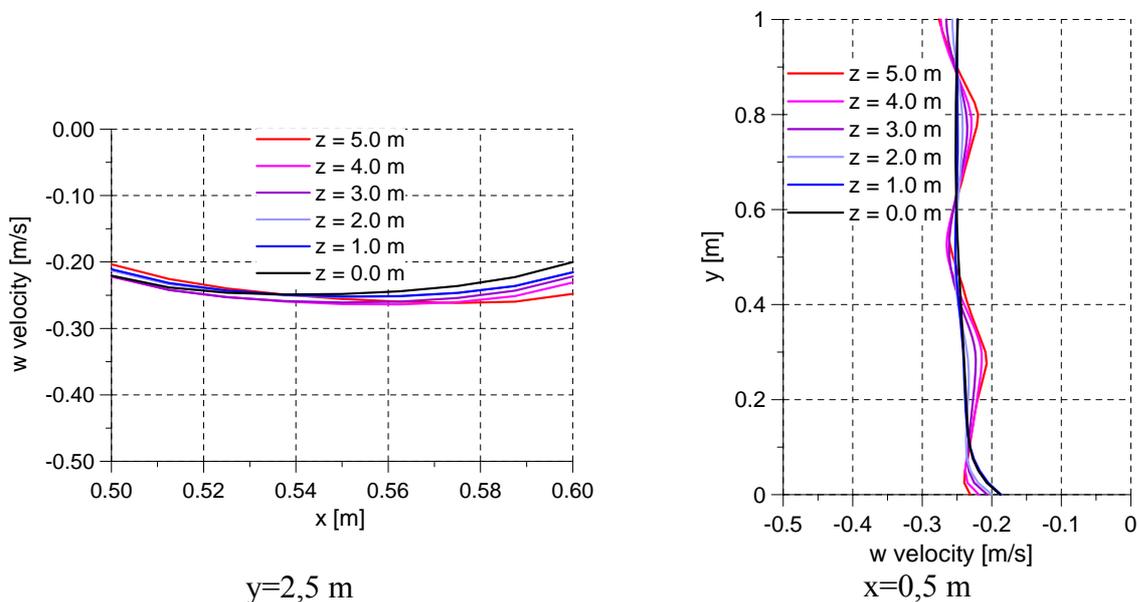


Bild 5-10: Strömungsprofile für die Variante K 10_03

Für die Durchführung der beabsichtigten Versuche ist das Strömungsfeld auf der Rückseite des Kanals relevant. Die größten Inhomogenitäten der Strömung sind beim schmalsten Kanal mit dem höchsten Pumpenschub zu erwarten. Bild 5-9 zeigt die horizontalen und die vertikalen Profile der Geschwindigkeitskomponente „w velocity“ entlang der rückseitigen Rinne. Bezüglich des Koordinatensystems erfolgt die Strömung rückwärts, was die negativen Geschwindigkeiten erklärt. Bei Eintritt in die Rinne ($z=5$ m) ist die Geschwindigkeit außen

($x=0,6$ m) deutlich höher als innen ($x=0,5$ m), was sich durch Fliehkraft-Effekte verursacht wird. Auf dem Weg nach vorn gleichen sich diese Unsymmetrien allmählich aus. Das vertikale Profil zeigt, dass sich die vertikalen Ungleichmäßigkeiten auf der Rückseite durch die Anordnung der Pumpen auf der Vorderseite des Ringkanals noch nicht ausgeglichen haben. Bei kleinerem Schub der Pumpen sind diese Ungleichmäßigkeiten wesentlich geringer ausgeprägt (s. Bild 5-10). Dennoch sollte über Maßnahmen zur Vergleichmäßigung der Strömung nachgedacht werden.

4.1.3 Schlussfolgerungen zum Ringkanal

- Für die zu erzielenden Geschwindigkeiten sind die vorgesehenen Pumpen mit einem Schub von 45 N reichlich dimensioniert. Eine Regelung der Pumpen zur Ermöglichung eines gedrosselten Betriebes sollte auf jeden Fall vorgesehen werden.
- Ein stationäres Strömungsfeld im Kanal wird sich erst nach längerer Einlaufzeit erreichen lassen. Je schmaler der Kanal, desto schneller ist die zeitliche Konstanz des Strömungsfeldes zu erreichen. Bei genauerer Kenntnis der Abhängigkeit des Pumpenschubes vom Pumpendurchsatz in Form einer Kennlinie ermöglicht das vorhandene Instrumentarium die Untersuchung verschiedener Anlaufstrategien.
- Ist das Strömungsfeld schließlich zeitlich stationär, so sind räumliche Inhomogenitäten mit größerem Pumpenschub und bei schmalerem Kanal um so ausgeprägter.
- Bezüglich zeitlicher Konstanz und räumlicher Homogenität der Strömung gibt es keinen prinzipiellen Unterschied zwischen einem Kanal mit der Breite 0,1 m und 0,15 m, bis auf die oben angeführten Tendenzen.
- Der Einbau strömungsvergleichmäßiger Hindernisse scheint sinnvoll, zumal die Pumpen zur Überwindung des dadurch zusätzlichen Widerstandes ausreichende Reserven aufweisen.

4.1.4 Weiterführende CFD-Rechnungen

4.1.4.1 Berücksichtigung einer alternativen Anordnung der Pumpen

Die in 5.1.2 dargestellten Rechnungen haben gezeigt, dass insbesondere die Umlenkbereiche eine strömungsvergleichmäßige Wirkung haben. Es wurden zwei Rechnungen für den Ringkanal mit weitgehend originalgetreuer Geometrie wiederholt. Die Kanalbreite wurde mit 0,1 m angenommen. Die Pumpen wurden gegenüber den ersten Rechnungen mit größerem Querschnitt von $0,15 * 0,15 \text{ m}^2$ modelliert. Dementsprechend wurde der Kanal an der Einbauposition der Pumpe auf 0,2 m verbreitert. Die Pumpen wurden mit ihrem Zentrum jeweils in der Höhe $z = 0,2$ m und $z = 0,8$ m angeordnet. Für die Pumpen wurde eine Schubkraft von jeweils 45 N angenommen. Beide Pumpen fördern in positiver x-Richtung, d.h. in die Krümmung hinein. Die Experimente sollen dann im Ansaugbereich der Pumpen durchgeführt werden. Das Strömungsfeld ist in diesem Bereich am gleichmäßigsten. Es wurden zwei Varianten mit unterschiedlicher Einbaulage der Pumpen untersucht: Pumpenanordnung 1: $x = 4,5$ m und Pumpenanordnung 2: $x = 3,5$ m (s. Bild 5-11).

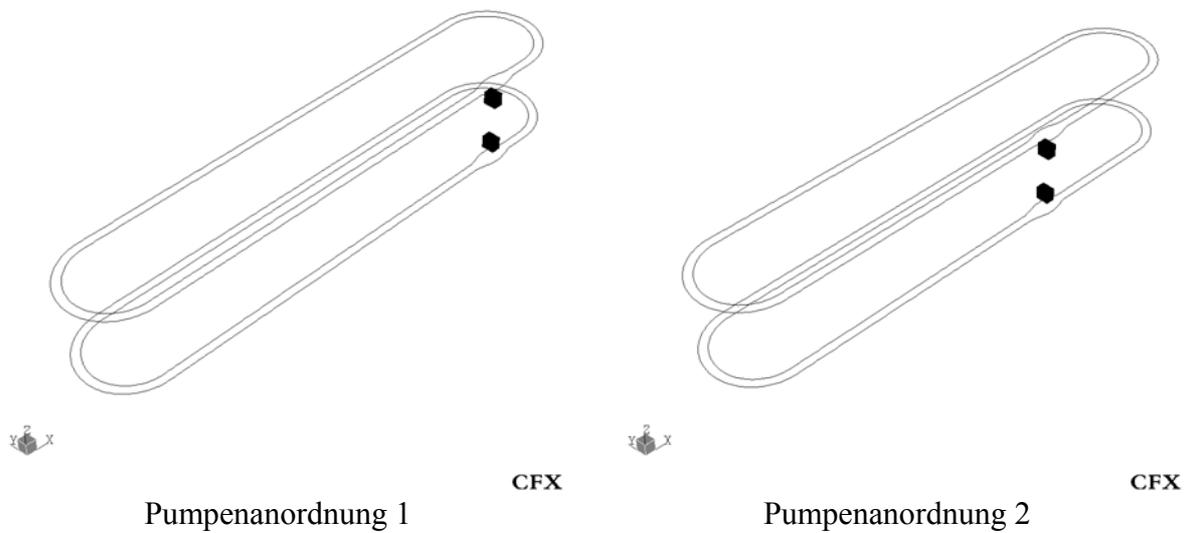


Bild 5-11: Untersuchte Pumpenanordnungen

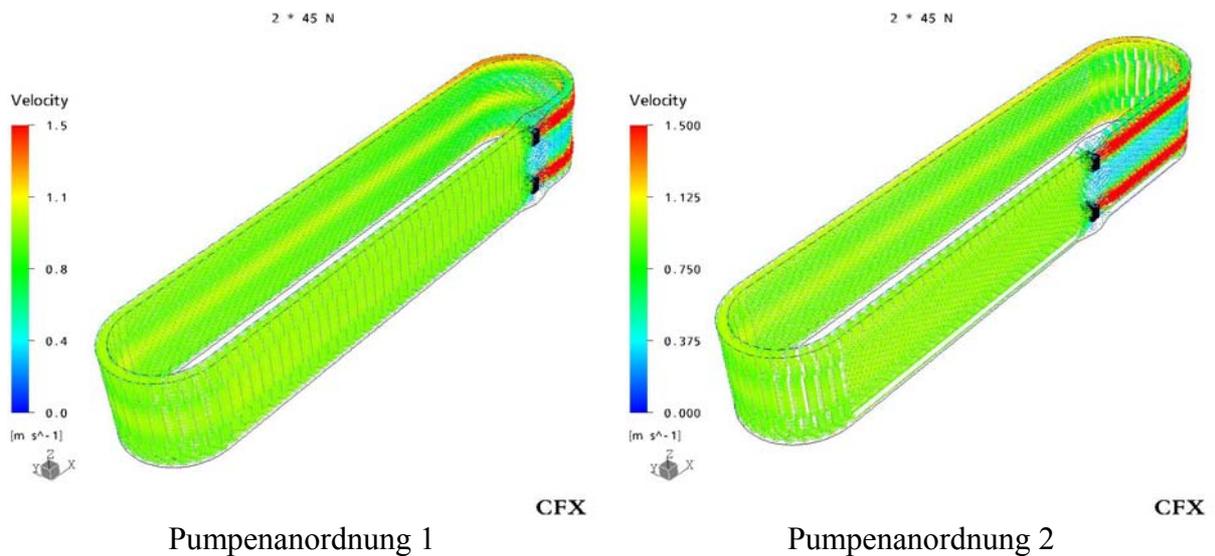


Bild 5-12: Geschwindigkeitsfelder für beide untersuchte Varianten nach 100 s

In der Tat sind die hier vorliegenden Geschwindigkeitsfelder viel gleichmäßiger, als die in 5.1.2 vorgestellten Ergebnisse, wobei zwischen den beiden untersuchten Varianten keine wesentlichen Unterschiede festzustellen sind (s. Bild 5-12). Die vergrößerte Pumpenquerschnittsfläche führt zu einem viel gleichmäßigeren Anlaufverhalten der Pumpen (s. Fig. 5). Die etwas niedrigere End-Umlaufgeschwindigkeit (s. Fig. 6) zeigt, dass der Gesamt-Strömungswiderstand des hier modellierten Kanals etwas größer ist als der des Kanals mit durchgängig konstanter Breite (vgl. Fig. 25). Auch diesbezüglich ist zwischen den hier modellierten Varianten kein Unterschied festzustellen.

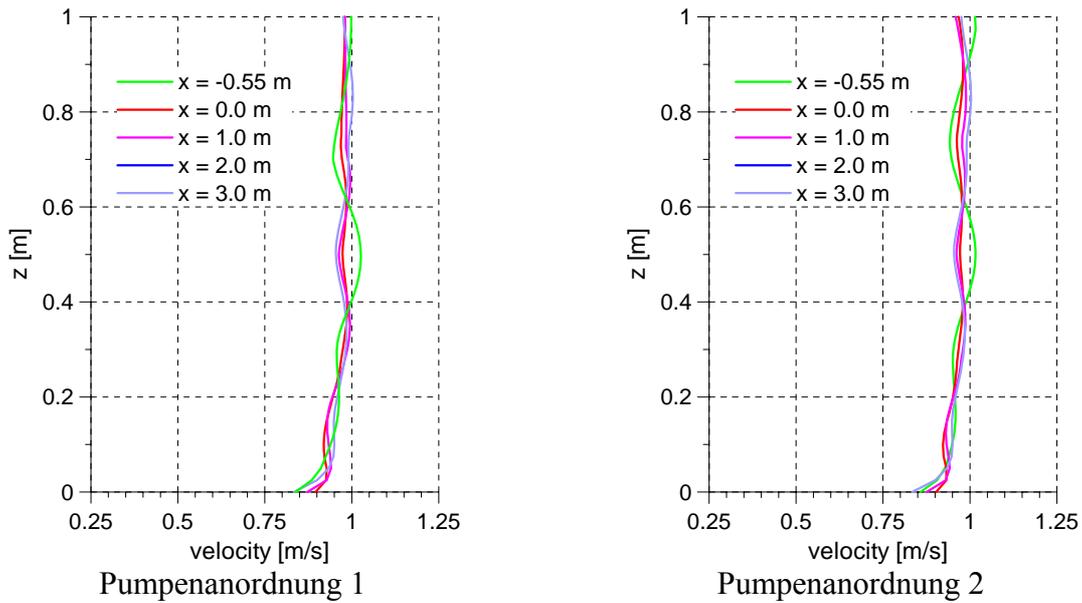


Bild 5-13: Vertikale Geschwindigkeitsprofile nach 100 s ($y = -0,55$ m)

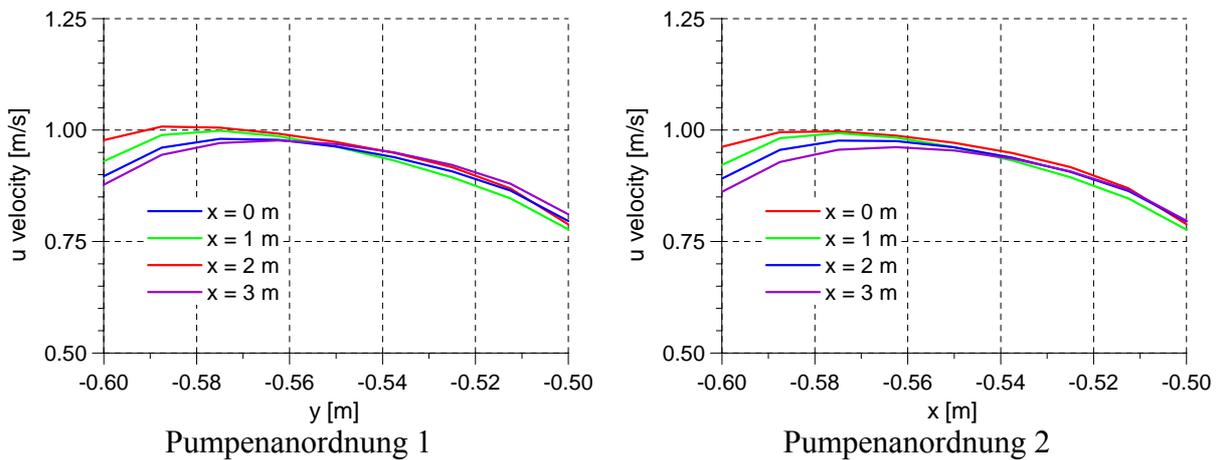


Bild 5-14: Horizontale Geschwindigkeitsprofile nach 100 s ($z = 0,5$ m)

4.1.4.2 Stark reduzierte Pumpenleistung

Es wurden Rechnungen für den Ringkanal mit der originalen Geometrie, jedoch mit stark reduzierter Pumpenleistung durchgeführt. Es wurde von der in Kapitel 5.1.4.1 betrachteten Pumpenanordnung 1, d.h. Kanalbreite 0,1 m, Einbaulage der Pumpen bei $x = 4,5$ m ausgegangen. Die Pumpen wurden mit einem Querschnitt von $0,15 * 0,15 \text{ m}^2$ modelliert. An der Einbauposition der Pumpe wurde der Kanal auf 0,2 m verbreitert. Die Pumpen sind mit ihrem Zentrum jeweils in der Höhe $z = 0,2$ m und $z = 0,8$ m angeordnet.

Es war das Strömungsfeld bei Ziel-Umlaufgeschwindigkeiten von a) 0,15 m/s, b) 0,075 m/s und c) 0,025 m/s zu berechnen. Entsprechend den Gleichungen 5-1 und 5-2 im Abschnitt 5.1.1 wurde eine erforderliche Schubkraft von 2 N, 0,5 N bzw. 0,05 N ermittelt. Jede der beiden Pumpen hat davon die Hälfte zu liefern.

Die Rechnungen erfolgten auch hier transient. Gegenüber den Verhältnissen im Geschwindigkeitsbereich von ca. 1 m/s dauert hier das Erreichen der Zielgeschwindigkeit viel länger. Da die Einschwingprozesse viel langsamer ablaufen, konnte der Zeitschritt entsprechend vergrößert werden, so dass mit der gleichen Anzahl von Zeitschritten die Gleichgewichtsgeschwindigkeit erreicht werden konnte.

Tatsächlich werden 99% der Endgeschwindigkeit im Fall a) nach 220 s, b) nach 280 s und c) nach 720 s erreicht (s. Bild 5-15). Offensichtlich ist der Gültigkeitsbereich der Überschlagsformeln etwas überschritten. Bild 5-15 zeigt, dass die angestrebten Zielgeschwindigkeiten nicht ganz erreicht werden.

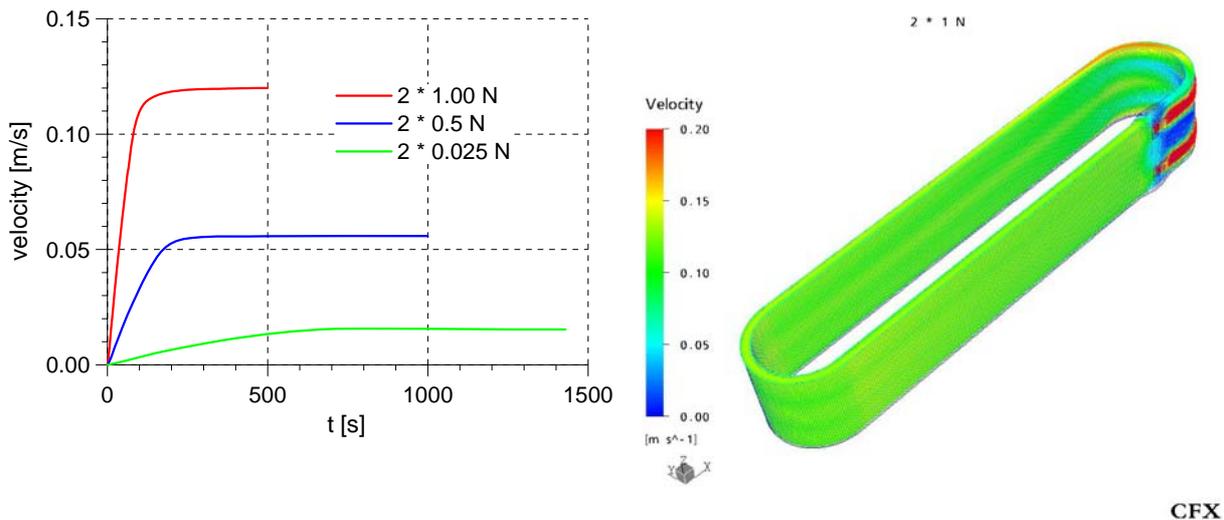


Bild 5-15: Mittlere Geschwindigkeit in der xy-Ebene bei $x=1,0$ m

Bild 5-16: Strömungsfeld bei einer Pumpenschubkraft von $2*1,0$ N

Die im Abschnitt 5.1.2 beschriebenen Probleme beim Pumpenanlauf sind bei diesen Schubkräften nicht mehr zu beobachten, der Anlauf erfolgt sehr gleichmäßig. Auch das Geschwindigkeitsfeld ist in diesen Fällen sehr gleichmäßig. Bei der Betrachtung der Bilder 5-17 und 5-18 ist zu beachten, dass die Geschwindigkeitsachsen nicht bei 0,0 beginnen und durch den engen Achsenbereich die Differenzen stark gestreckt wurden, um überhaupt noch Unterschiede ausmachen zu können.

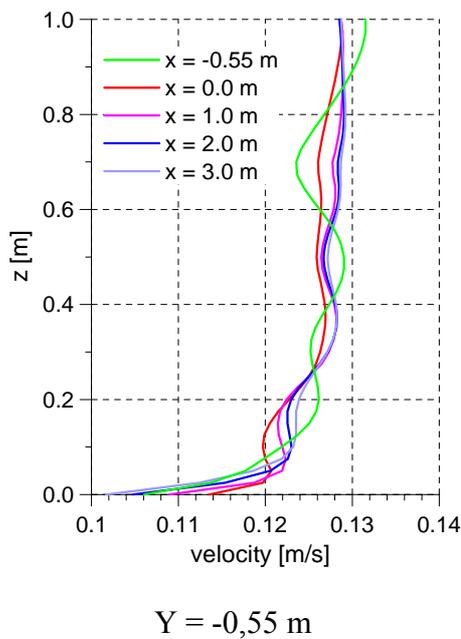


Bild 5-17: Vertikales Geschwindigkeitsprofil

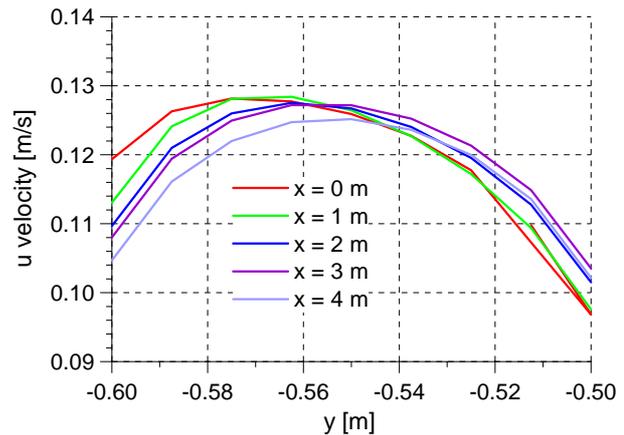


Bild 5-18: Horizontales Geschwindigkeitsprofil ($z=0,5 \text{ m}$)

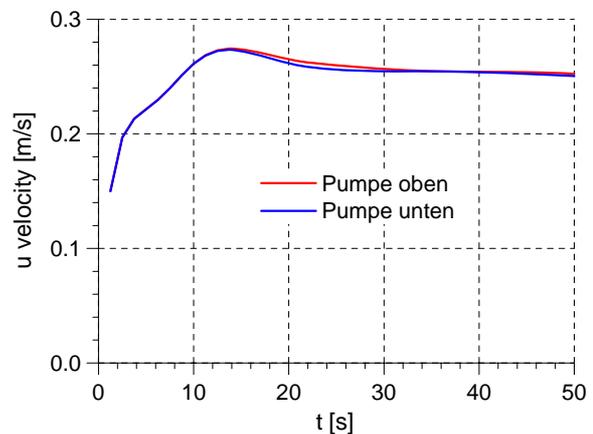


Bild 5-19: Über das Pumpenvolumen gemittelte Geschwindigkeit „u Velocity“

4.1.4.3 Berücksichtigung des Pumpendralls

Zur Aufklärung der möglichen Ursachen der Ungleichmäßigkeiten im vertikalen Strömungsprofil wurde der Einfluss eines Pumpendralls untersucht. Zur besseren Vergleichbarkeit wurde dieselbe Geometrie verwendet. Die Pumpen wurden jeweils durch Impulsquellen in räumlichen Gebieten der Dimension $0.15 \times 0.15 \times 0.1 \text{ m}$ simuliert. Die Lage des Zentrums der Pumpen wurde mit $x_0 = 4.5 \text{ m}$ und der unteren Pumpe mit $y = 0,25 \text{ m}$ und der oberen Pumpe mit 0.62 m angesetzt.

Zum Impuls in Vortriebsrichtung (x-Achse) wurde ein tangentialer Impuls in der y-z Ebene vorgegeben:

$$M_Z = M_R \frac{r}{R} \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{2}\right)$$

$$M_Y = M_R \frac{r}{R} \sin\left(\alpha + \frac{\pi}{2}\right)$$

$$r = \sqrt{z_0^2 + y_0^2}$$

$$M_Z = -M_R \frac{y_0}{R}$$

$$M_Y = M_R \frac{z_0}{R}$$

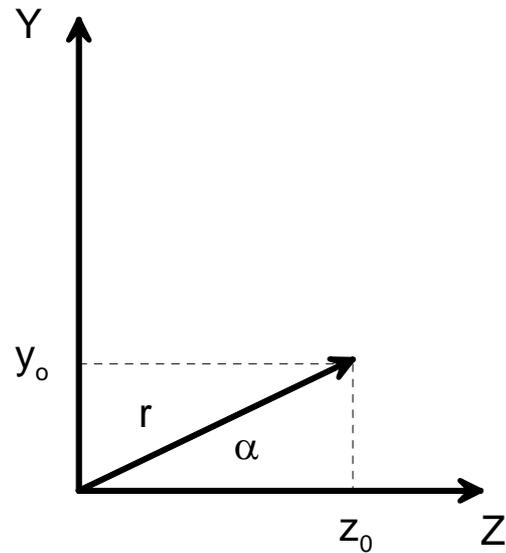


Bild 5-20: Vorgabe eines Dralls

Der tangentielle Impuls M_R ist daher der Impuls auf dem Umfang $R=0.075$ m. Zum Zentrum fällt er linear auf 0. Es wurde für M_R $1,172e+4$ [$\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-2}$] vorgegeben.

Bild 5-21 zeigt das erzeugte Strömungsbild. Der Drall hat in der Tat einen Einfluss auf das Profil (s. Bilder 5-21 und 5-22), wenn auch die Tendenzen gegenüber dem Experiment in die umgekehrte Richtung zeigen (s. nebenstehendes Bild).

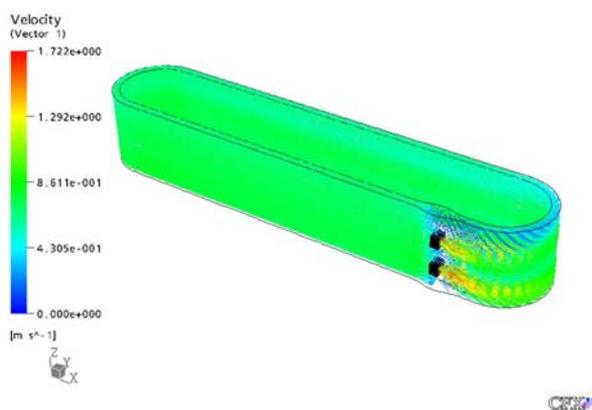


Bild 5-21: Strömungsbild bei Berücksichtigung eines Pumpendralls

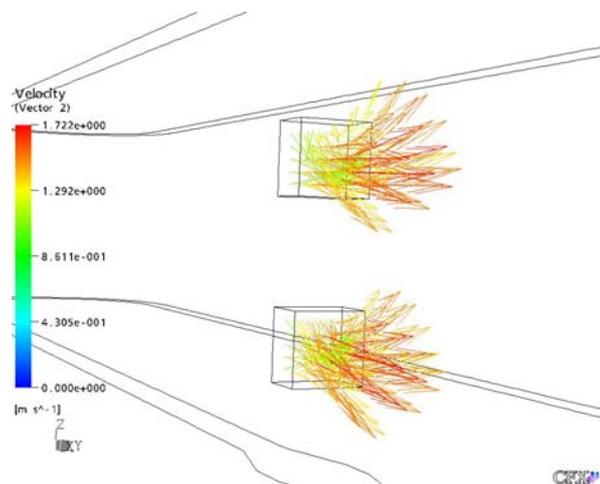


Bild 5-22: Geschwindigkeitsfeld am Pumpenaustritt

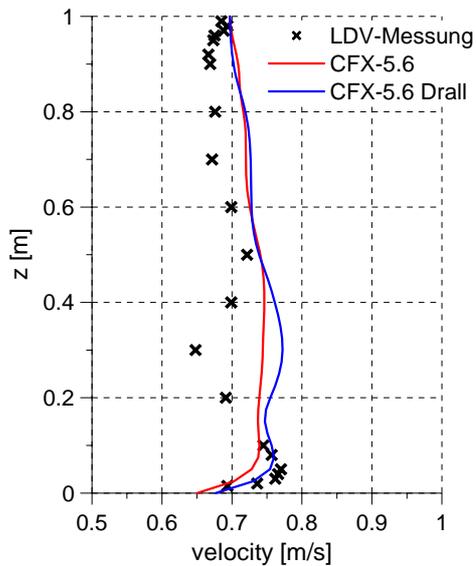
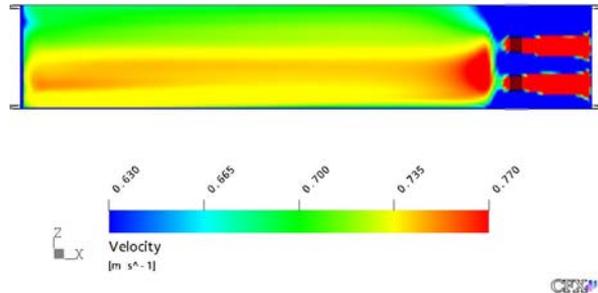
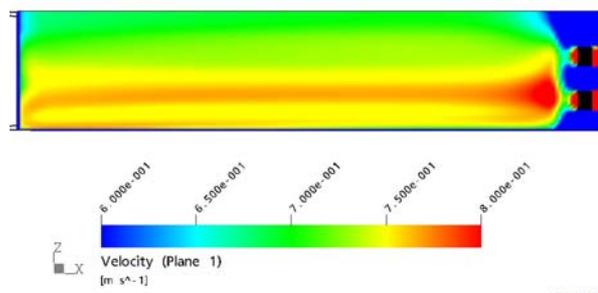


Bild 5-23: Vertikales Geschwindigkeitsprofil mit und ohne Berücksichtigung des Dralls



a) ohne Drall



b) Einfluss des Dralls

Bild 5-24: Geschwindigkeitsverteilung in der xz-Ebene

In den hier vorgestellten Rechnungen wurde die Größe des Dralls angenommen. Realistischere Angaben über die Pumpencharakteristiken würden hier genauere Aussagen erlauben. Dennoch kann man den Pumpendrall als Ursache für Ungleichmäßigkeiten im vertikalen Strömungsprofil annehmen. Weitere Ursachen für Profilungleichmäßigkeiten sind im „Ausbauchen“ der ebenen Seitenwände aus Plexiglas unter dem Einfluss des Wassergewichtes zu suchen.

4.2 Versuchsstand Tank

Das Suspensions- und Resuspensionsverhalten der Mineralwollfasern soll in einem würfelförmigen Plexiglasbehälter mit den Seitenlängen 1..1,5 m untersucht werden. Von oben wird Wasser eingespeist. Die Einspeisung soll über ein horizontales Rohr (s. Fig. 5-25), das gegebenenfalls nach unten abgewinkelt ist, erfolgen. Neben dem Auftreffpunkt auf der Wasseroberfläche ist das Geschwindigkeitsfeld im Tank mittels Lasermethoden und mit einer Hochgeschwindigkeits-Videokamera zu ermitteln. Es sollten insbesondere in Bodennähe realitätsnahe Wassergeschwindigkeiten erzielt werden. Der Tank soll so konstruiert sein, dass durch das am Behälterboden befindliche Abflussrohr keine Partikel ausgetragen werden. In weiteren Experimenten soll das Wasser aus dem horizontalen Rohr zunächst an eine vertikale Platte prallen, bevor es verteilt den Behälter erreicht.

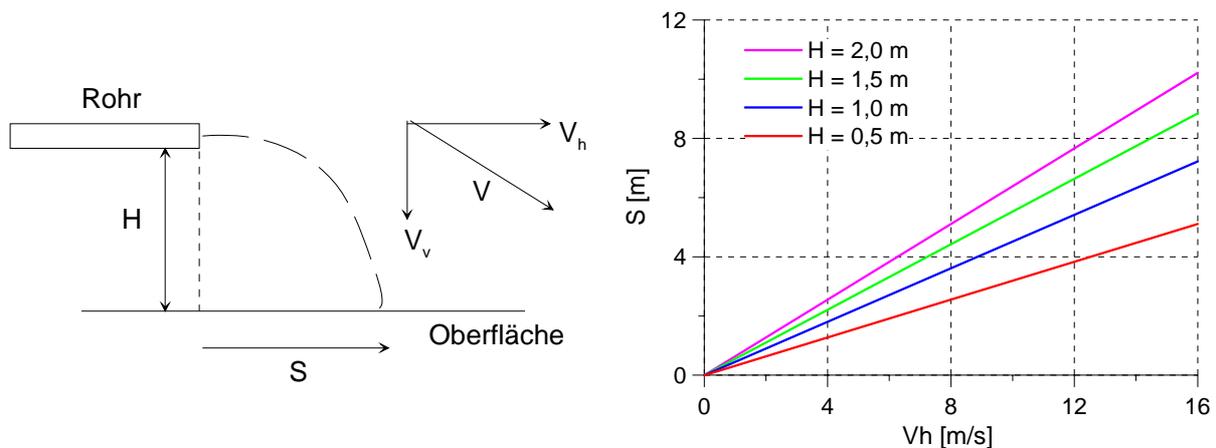


Bild 5-25: Bezeichnungen zur Ermittlung des Auftreffpunktes

Bild 5-26: Auslenkung S in Abhängigkeit von der Höhe H

4.2.1 Auftreffpunkt des Wasserstrahls

Für die Umwälzpumpe für den Tank ist eine maximale Förderleistung von $110 \text{ m}^3/\text{h} = 3,0556 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ vorgesehen. Bei einer Nennweite des Zulaufrohres von 0.05 m ergibt sich daraus eine horizontale Ausströmgeschwindigkeit von $V_h=15,4 \text{ m/s}$. Die Bezeichnungen sind in Bild 5-25 dargestellt. Wenn sich das Rohr H über dem Wasserspiegel befindet, so hat das Wasser beim Auftreffen eine vertikale Geschwindigkeitskomponente von

$$V_v = \sqrt{2gH} \quad (5-4)$$

mit der Erdbeschleunigung $g=9,81 \text{ m/s}^2$. Für $H=0,5; 1,0; 1,5$ und $2,0 \text{ m}$ beträgt diese Komponente $V_v= 3,13, 4,43, 5,42$ bzw. $6,26 \text{ m/s}$. Vom Verlassen der Rohrmündung bis zum Auftreffen auf der Wasseroberfläche ist die Zeit t_s vergangen:

$$H = \frac{g}{2} t_s^2 \quad t_s = \sqrt{\frac{2H}{g}} \quad (5-5)$$

Gegenüber der Rohrmündung ist der Auftreffpunkt um die Strecke S verschoben:

$$S = V_h t_s = V_h \sqrt{\frac{2H}{g}} \quad (5-6)$$

Beim Auftreffen hat das Wasser eine resultierende Geschwindigkeit von

$$V = \sqrt{V_h^2 + 2gH} \quad (5-7)$$

Bild 5-26 zeigt die Auslenkung S des Wasserstrahles für verschiedene Höhen H bei verschiedenen Austrittsgeschwindigkeiten V_h . Sie beträgt für $H=1$ m bei einer Austrittsgeschwindigkeit $V_h=5$ m/s bereits $S=2,26$ m. Bei $V_h=15$ m/s ist mit $S=6,77$ m zu rechnen. Die bereits angedachte Umlenkung der Einspeisung ist daher auf jeden Fall vorzusehen.

4.2.2 Vorgänge beim Eintauchen des Wassers

Die Strömungsverhältnisse beim Eintauchen eines Wasserstrahls in einen Wasserbehälter werden wesentlich durch die mitgerissenen Luftblasen bestimmt. Die sich bildende Blasenwolke wird aufsteigen und das weitere Vordringen des Wassers in die Tiefe des Behälters behindern. Dieses Phänomen wurde im vorliegenden Bericht nicht modelliert. Stattdessen wurden empirische Beziehungen ausgewertet, die sich in der Literatur z.B. bei Bin (1993), Bonetto et.al (1993), Cummings et. al (1997a, b) bzw. Iguchi et. al (1998) finden lassen. Bin (1993) gibt folgende empirische Beziehungen an:

Ein Volumenstrom Q_W von Wasser, der aus der Höhe H mit dem Durchmesser d auf der Wasseroberfläche mit der Geschwindigkeit U_{OF} auftrifft, reißt den Volumenstrom Q_G an Gasblasen mit:

$$Q_G = 0,04 Q_W Fr^{0,28} \left(\frac{H}{d} \right)^{0,4} \quad (5-8)$$

Fr ist die Froude-Zahl:

$$Fr = \frac{U_{OF}^2}{gd} \quad (5-9)$$

Die maximale Eindringtiefe $Z_{P,B}$ der Blasen wird angegeben mit:

$$Z_{P,B} = 0,42 U_{OF}^{4/3} d Q_G^{-1/4} \quad (5-10)$$

Diese Korrelationen wurden experimentell für Volumenströme von $5 \cdot 10^{-5}$ m³/s und Eintauchgeschwindigkeiten von 2..3 m/s ermittelt. Im vorliegenden Fall liegen Q_W bei $3 \cdot 10^{-2}$ m²/s und die Geschwindigkeiten U_{OF} betragen bis zu 15 m/s.

Setzt man voraus, dass sich der Strahl bis zum Auftreffen auf der Wasseroberfläche nicht auffächert, so stehen der Volumenstrom des Wassers Q_W , der Durchmesser der kreisförmigen Auftrefffläche d sowie die Auftreffgeschwindigkeit U_{OF} durch

$$Q_w = U_{OF} \frac{\pi}{4} d^2 \quad (5-11)$$

in Beziehung. Um den vorgegebenen Wasser-Volumenstrom zu erhalten, muss mit Verbreiterung der Auftrefffläche mit dem Durchmesser d die Geschwindigkeit U_{OF} reduziert werden. Für den vorliegenden Fall von Q_w bis zu $3 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2/\text{s}$ und den entsprechenden Auftreffgeschwindigkeiten ergaben sich die mitgerissenen Luft-Volumenströme und die Eintauchtiefen entsprechend Fig. 3 und Fig. 4. Die Abschätzungen wurden für eine Höhe des Rohres über der Wasseroberfläche von 1 m durchgeführt.

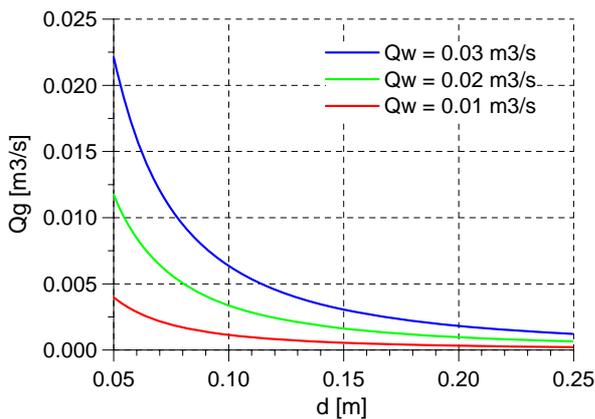


Bild 5-27: Luftmitriss ($H=1 \text{ m}$)

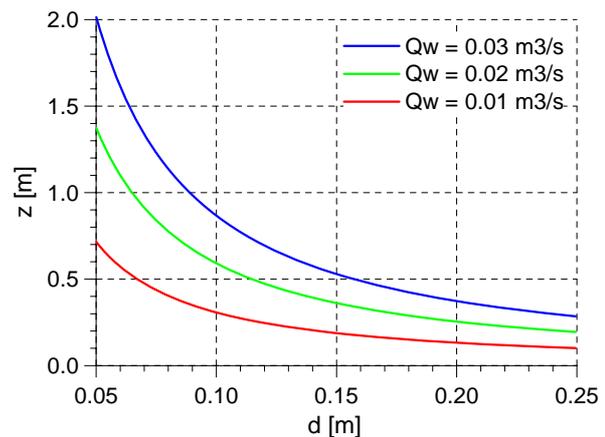


Bild 5-28: Eindringtiefe der Luftblasen ($H=1 \text{ m}$)

Tatsächlich wird sich der Strahl in N Teilstrahlen auffächern. Das wird in extremem Maße der Fall sein, wenn der Strahl zunächst auf ein Hindernis (z.B. eine vertikale Platte) trifft. Für diesen Fall wird angenommen, dass die Einzelstrahlen jeweils nur mit der Fallgeschwindigkeit V_v auf der Oberfläche auftreffen (für $H = 1 \text{ m}$ $V_v = 4,43 \text{ m/s}$).

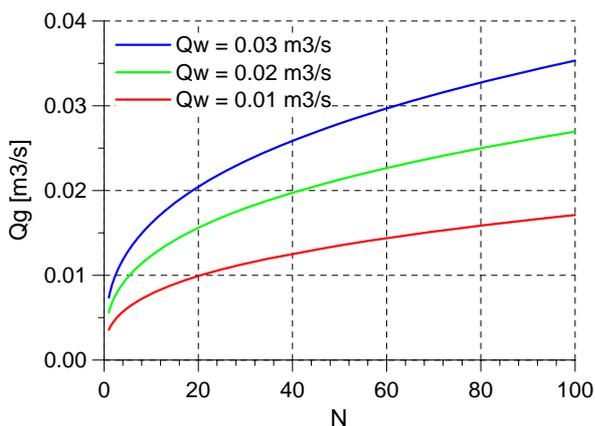


Bild 5-29: Luftmitriss bei Auffächerung in N Teilstrahlen ($H=1 \text{ m}$)

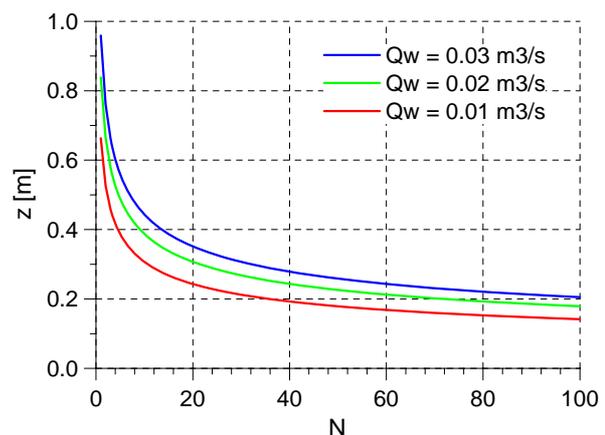


Bild 5-30: Blaseneindringtiefe bei Auffächerung in N Teilstrahlen ($H=1 \text{ m}$)

Wenn man vereinfachend annimmt, dass sich der Wasser-Volumenstrom gleichmäßig auf die Teilstrahlen aufteilt, d.h. jeweils Q_w/N beträgt, so lässt sich der jeweilige Auftreffdurchmesser für jeden Teilstrahl entsprechend Gl. 8 ermitteln. Nimmt man des Weiteren vereinfachend an, dass sich die Teilstrahlen in ihrer Wirkung nicht gegenseitig beeinflussen, so erhält man den insgesamt mitgerissenen Gasvolumenstrom nach Bild 5-29. Die Eindringtiefe der Blasen ist in Bild 5-30. dargestellt. Mit etwa 0.2 m kann angenommen werden, dass der Einfluss der mitgerissenen Blasen auf das Strömungsfeld gering ist.

4.2.3 Strömungsfeld im Tank

4.2.3.1 Randbedingungen der CFX-Rechnungen

Mit Hilfe von CFX Rechnungen wurden verschiedene Konstruktionen für den Tank untersucht. Gegenstand war das Strömungsfeld im Tank, das sich durch die Zusp eisung und den Abzug bestimmter Mengen von Wasser ergibt. Des Weiteren war zu ermitteln, ob durch konstruktive Maßnahmen ein Austrag der Partikel zu vermeiden ist.

Es wurden die Vorgänge im Tank vom Auftreffen des Wassers auf der Oberfläche bis zum Abpumpen betrachtet. Das Fluid wurde einphasig mit der Codeversion CFX-5.5.1 als stationäres Problem behandelt. Das Problem wurde als Tetraedergitter vernetzt und das Shear-Stress Turbulenzmodell angewendet. Die Wasseroberfläche wurde durch eine „free slip wall boundary condition“ modelliert, d.h. an der Oberfläche wurde die Schubspannung in allen Richtungen 0 gesetzt.

Zur Untersuchung der notwendigen Behältergröße wurde zunächst ein Würfel mit $L=1$ m Kantenlänge und gleichem Füllstand betrachtet. In der letzten Variante wurde diese Kantenlänge auf $L = 1,5$ m vergrößert.

Tabelle 5-3: CFX Rechnungen zum Tank			
Variante	Kantenlänge = Füllstand L	Einströmrichtung	Höhe des Absperrbleches
TK1_1V	1,0 m	vertikal	0,5 m
TK1_1S		schräg	
TK1_2V		vertikal	0,8 m
TK1_2S		schräg	
TK1_3V		vertikal	0,25 m
TK1_3S		schräg	
TK1_4V		vertikal	0,8 m, 0,1 m von oben
TK1_4S		schräg	
TK15_V	1,5 m	vertikal	1,0 m
TK15_S		schräg	

Es wurde angenommen, dass sich der Wasserstrahl vom Verlassen des Rohres bis zum Auftreffen auf der Wasseroberfläche bis zu einem Durchmesser von 0,1 m erweitert hat. Die Geschwindigkeit hat sich demzufolge unter Einhaltung des Wasser-Volumenstromes von 15 m/s auf 3,75 m/s verringert. Zunächst wurde eine vertikalen Einspeisung untersucht. Das Geschwindigkeitsfeld ist relativ symmetrisch zur yz-Ebene (s. nachfolgende Bilder bezüglich der Achsenorientierung). Bei einer schrägen Einspeisung ist eine große Walze um die z-Achse mit etwas höheren Geschwindigkeiten im Tank zu erwarten. Der Einspeisevektor betrug in

diesem Fall (3.75; -3.75; 0). Die Auftrefffläche wurde jeweils im Zentrum der Wasseroberfläche angenommen.

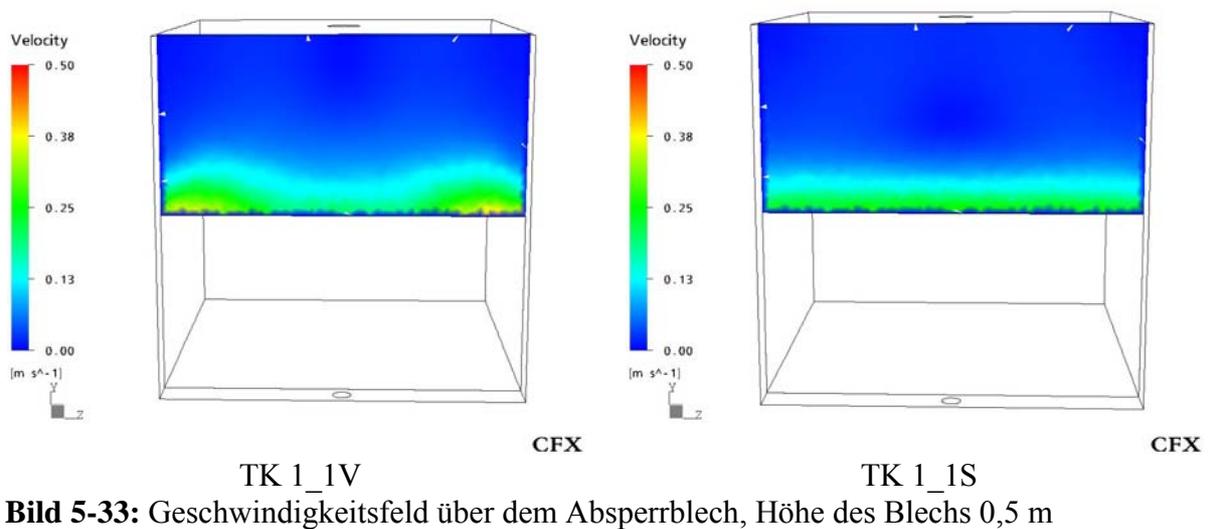
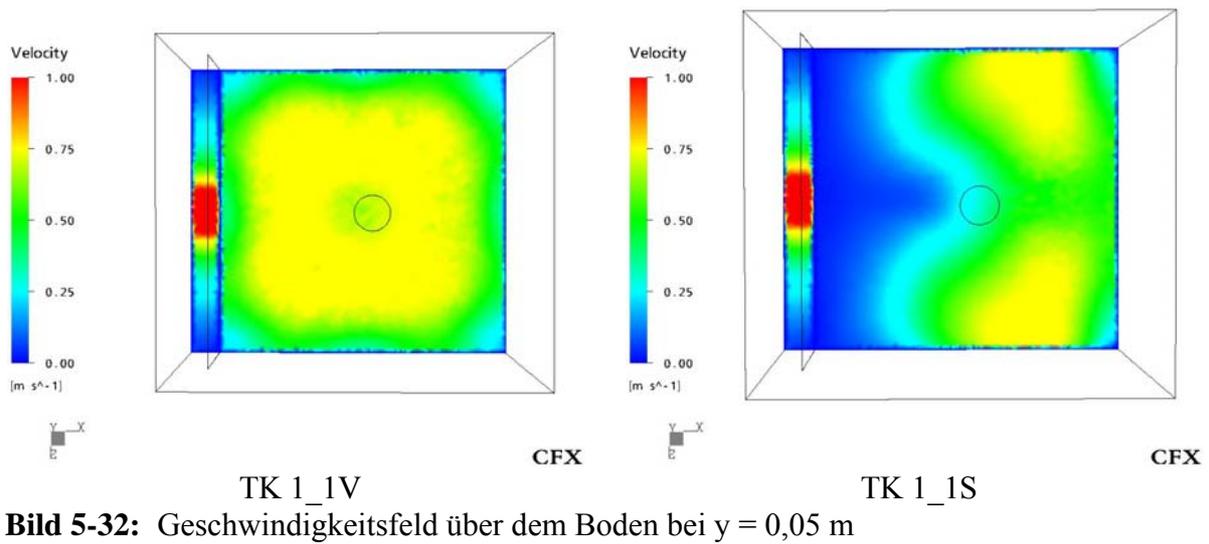
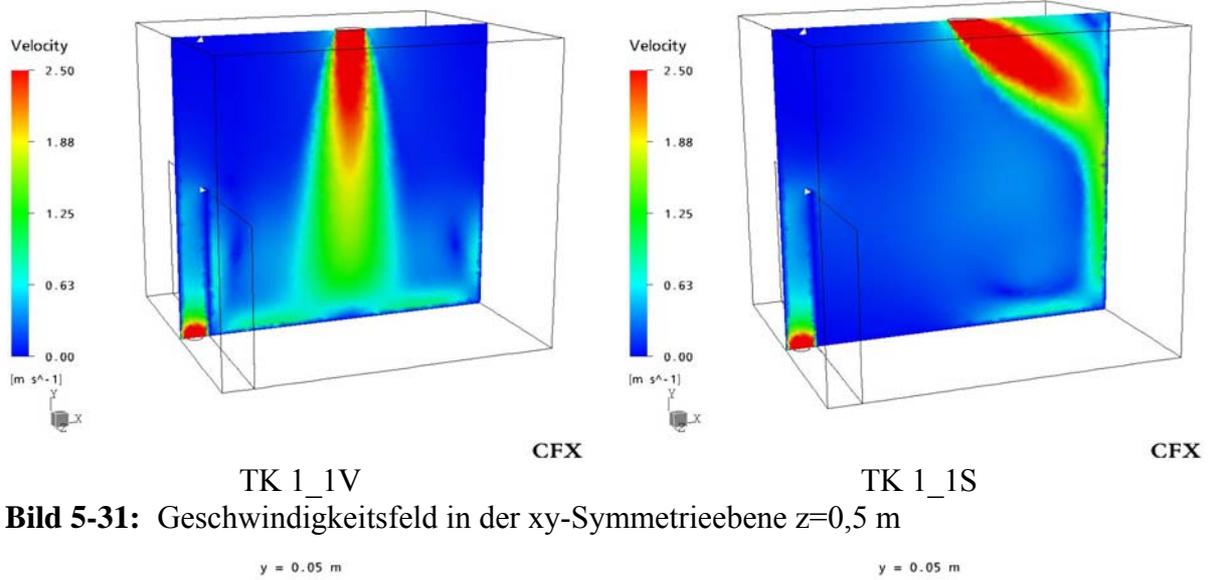
Zur Vermeidung des Partikelaustrags wurde ein Absperrblech vorgesehen, dessen Höhe variiert wurde. Es trennt jeweils einen Raum von $x=0.1$ m Tiefe ab. Der Abfluss mit dem Durchmesser von 0.05 m befand sich hinter dem Absperrblech an der Position (0.05; 0; $L/2$).

Die berechneten Varianten sind in Tab. 5-3 zusammengefasst.

4.2.3.2 Ergebnisse

Bei der vertikalen Einspeisung bildet sich eine relativ gleichverteilte Strömung über dem Boden heraus, die in 0,05 m Bodenabstand bei etwa 0,75 m/s liegt (s. Bild 5-32). Bei dem größeren Behälter mit 1.5 m Kantenlänge verringert sich diese Geschwindigkeit bei gleicher Zuspeisung auf etwa 0,5 m/s, wobei das Strömungsfeld über dem Boden noch gleichmäßiger ist (s. Fig. 19 bis Fig. 21). Erfolgt die Einspeisung in schräger Richtung, so ist die gleiche Geschwindigkeit jedoch nur über Teilen des Bodens zu finden.

Aus vorherigen Versuchen ist bekannt, dass größere Partikel nicht mitgetragen werden, wenn die Wassergeschwindigkeit kleiner als 0,1 m/s ist. Aus den Bildern vom Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech (s. Bild 5-33) ist zu sehen, dass bei der anvisierten Zuspeisung diese Geschwindigkeit teilweise überschritten wird. Dennoch empfiehlt sich das Blech, da in der Nähe des Abflusses noch höhere Geschwindigkeiten zu erwarten sind. Das Geschwindigkeitsfeld über dem Blech ist ungleichmäßig. Deshalb spielt der Einfluss der genauen Höhe des Blechs auf die Maximalgeschwindigkeit über dem Blech eine untergeordnete Rolle, wenn sie eine Mindesthöhe überschreitet. Wie Bild 5-35 zeigt, ist eine Höhe von nur 0,25 m zu niedrig. Ein zu hohes Blech ist andererseits eher ungünstig, insbesondere, wenn auch von oben ein Blech zur Rückhaltung schwimmender leichter Partikel vorgesehen wird. Durch die Einengung des Querschnittes über dem Blech erhöht sich die Geschwindigkeit wieder. Bei gleicher Zuspeisemenge ist die Gefahr des Austrags von Partikeln im größeren Behälter geringer als im kleineren Behälter (s. Bilder 5-36, 5-37).



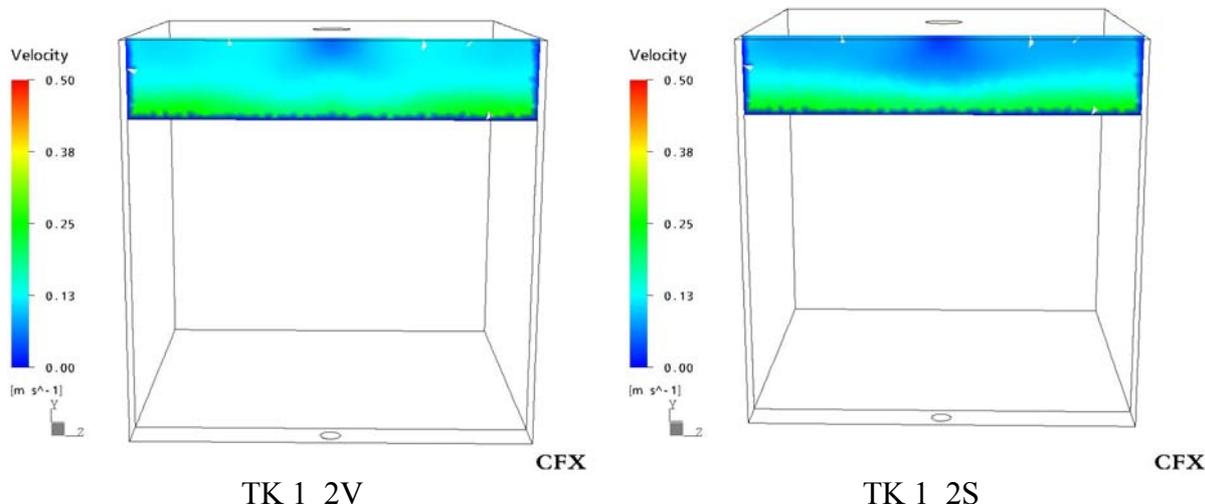


Bild 5-34: Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech, Höhe des Blechs 0,8 m

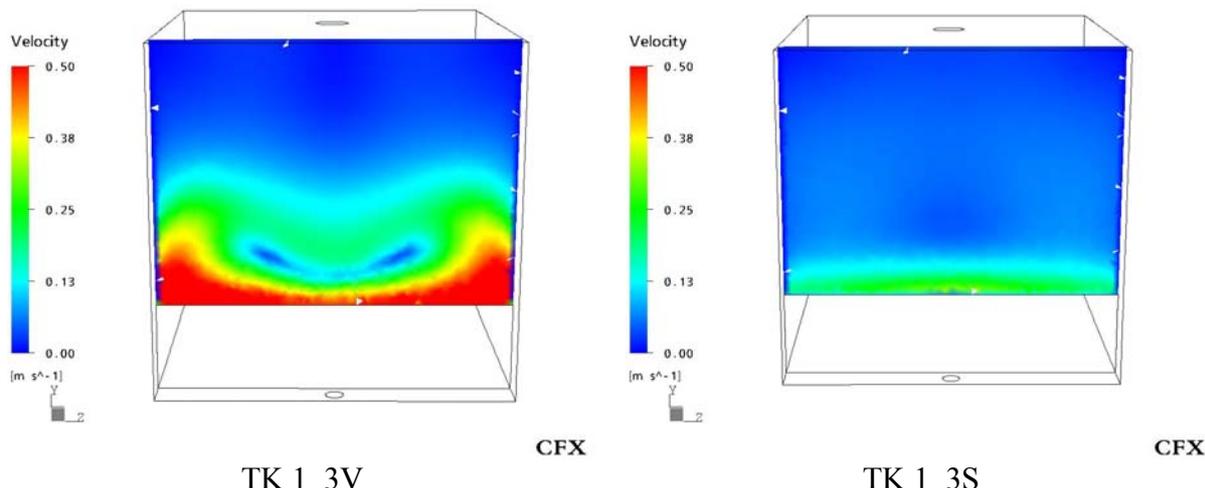


Bild 5-35: Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech, Höhe des Blechs 0,25 m

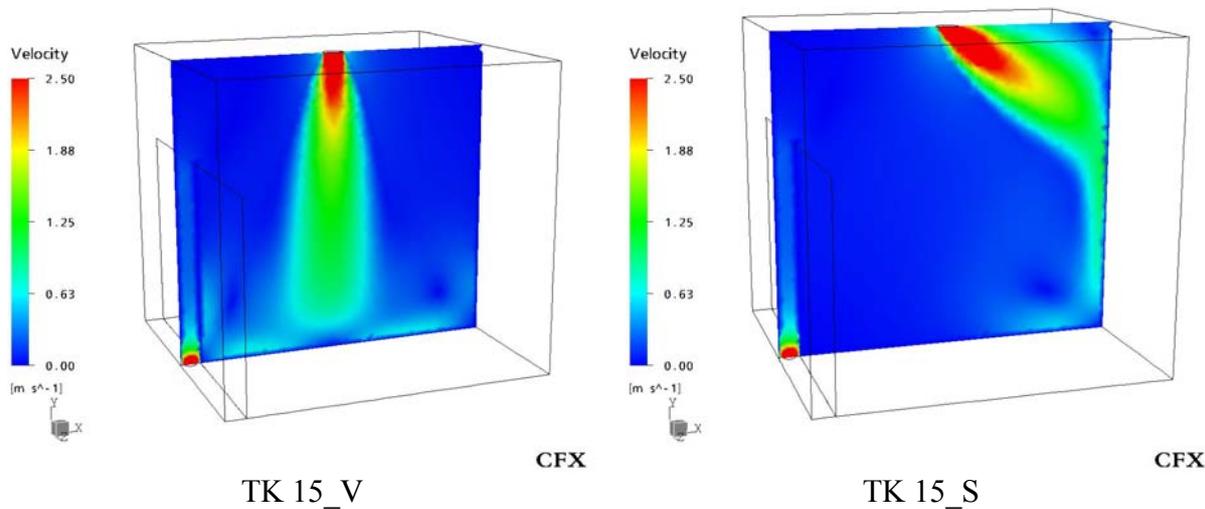


Bild 5-36: Geschwindigkeitsfeld im Tank mit 1,5m Kantenlänge, Höhe des Absperrblechs 1,0 m

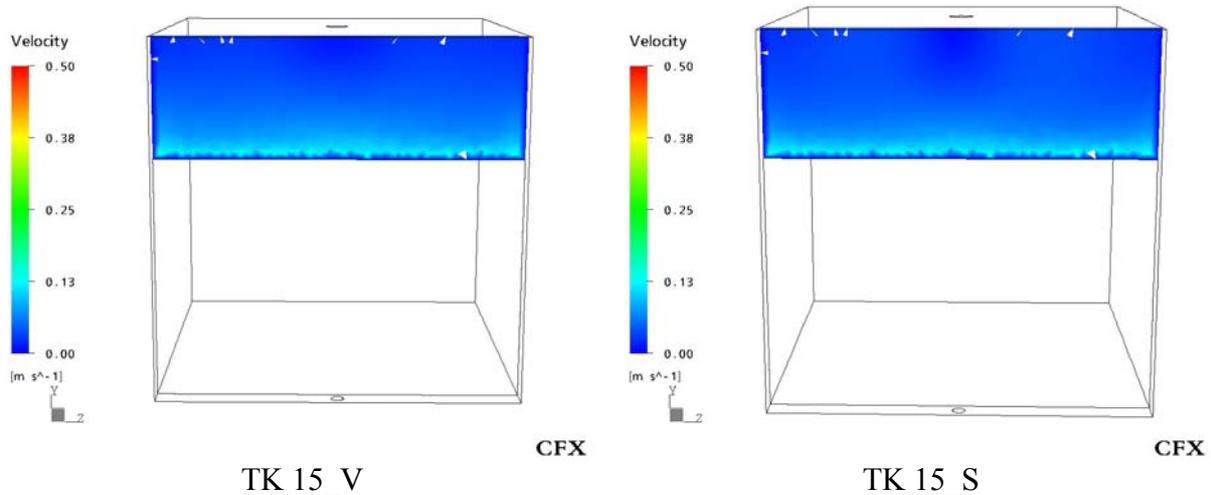


Bild 5-37: Geschwindigkeitsfeld über dem Absperriblech im 1,5m Tank, Höhe des Blechs 1,0 m

4.2.4 Schlussfolgerungen zum Tank

- Bei einem horizontalen Einspeiserohr für den Tank-Versuchsstand ist am Ende eine Umlenkung vorzusehen, da es bei den vorgesehenen Geschwindigkeiten schwierig wird, den Tank zu treffen.
- Ein gleichmäßiges horizontales Strömungsfeld über dem Boden ist bei vertikaler Einspeisung in den Tank zu erwarten. Die schräge Einspeisung führt zu Ungleichmäßigkeiten.
- Auch bei 1,0 m Kantenlänge ist die Strömung hinreichend gleichmäßig, obwohl durch 1,5 m eine bessere Gleichmäßigkeit erreicht werden könnte.
- Der Mitriss von Luftblasen wurde anhand empirischer Beziehungen abgeschätzt, die jedoch für etwas geringere Geschwindigkeiten ermittelt wurden. Neben der Untersuchung des Verhaltens von Partikeln wäre die Beobachtung des Mitrisses von Luftblasen ein wichtiges Nebenergebnis dieser Experimente.
- Die Luftblasen führen zu einer Vergleichmäßigung des Strömungsfeldes.
- Zur Vermeidung des Austrags von Partikeln aus dem Tank ist ein Absperriblech an der hinteren Wand sinnvoll. Ist das Blech zu niedrig, so tritt der Hauptschwall über das Blech. Ein zu hohes Blech bzw. ein zu enger Abströmquerschnitt über dem Blech führt zu einer zu hohen Abströmgeschwindigkeit und dadurch eventuell zu einem Partikelmitriss. Optimal dürfte eine Blechhöhe von 0,5..0,75 m sein.

4.3 Literatur zum Abschnitt 5

- Bin, A. K. (1993): Gas entrainment by plunging liquid jets, *Chem. Eng. Sci.* Vol. 48, pp. 3585-3630
- Bohl, W. (1971); Technische Strömungslehre, Fachbuchverlag Leipzig
- Bonetto, F., Lahey Jr., R.T. (1993): An experimental study on air carry under due to a plunging liquid jet, *Int. J. Multiphase Flow* Vol. 19, No. 2, pp. 281-294
- Cummings, P.D., Chanson, H. (1997a): Air entrainment in the developing flow region of plunging jets - Part1: Theoretical Development, Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering Vol. 119, pp. 597-602
- Cummings, P.D., Chanson, H. (1997b): Air entrainment in the developing flow region of plunging jets - Part2: Experimental, Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering Vol. 119, pp. 603-608
- Friedman, P.D., Katz. J. (2000): Rise hight of negatively buoyant fountains and depth of penetration for negatively buoyant jets impinging an Interface, Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering Vol. 122, pp. 779-782
- Iguchi, M., Okita, K., Yamamoto, F. (1998): Mean velocity and turbulence chacteristics of water flow in the bubble dispersion region induced by plunging water jet, *Int. J. Multiphase Flow* Vol. 24, No. 4, pp. 523-537
- Rodi, W. (1982): Turbulent boyant jets and plumes, Pergamon Press, ISBN 0-08-025492-1
- Sigloch, H. (1991): Technische Fluidmechanik, VDI-Verlag Düsseldorf
- Tietjens, O. (1970): Strömungslehre, Zweiter Band, Springer Verlag,

5 Modellierung des Partikeltransportes in einer Wasserströmung

5.1 Die Experimente

Die in den Fragmentierungsversuchen gewonnenen Partikel werden in eine Plexiglassäule mit einer Höhe von 3 m, einer Breite von 0,5 m und einer Tiefe von 0,1 m von oben eingebracht und das Sinkverhalten wird mit Hilfe einer Hochgeschwindigkeits-Videokamera beobachtet (s. Bild 6-1).

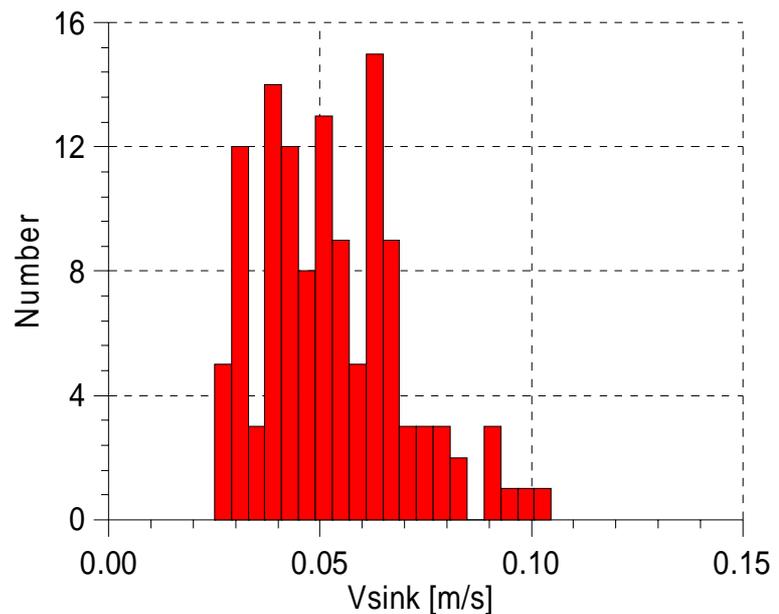


Bild 6-1: Ergebnisse der Sinkexperimente in der „Säule“

Eine Verteilung der Sinkgeschwindigkeiten ist das Ergebnis (s. Bild 6-1 rechte Seite). Die Fasern bestehen aus einer Ansammlung von Partikeln unterschiedlichster Gestalt und unterschiedlichster Größe. Größere Objekte werden unter dem Einfluss der Wasserströmung zerteilt. Im Nachlauf größerer Partikel wird ein Feinanteil freigesetzt. Ausführliche Tests haben gezeigt, dass das Sinkverhalten außerdem von der Benetzbarkeit der Fasern abhängt. Diese wird durch das Alter, die hydrophobischen Materialeigenschaften und nicht zuletzt durch das Fertigungsverfahren wie z.B. die Art der Trocknung beeinflusst.

5.2 CFD Konzept zur Modellierung des Partikeltransports

Die durch eine CFD Simulation zu lösende Frage besteht in der Bestimmung der durch die Wasserströmung transportierten Fasermenge, der in einer gegebenen Geometrie an bestimmten Positionen abgelagerten Menge sowie des Partikelaustrags. Da hierbei der Impulstransport in der Wasserströmung eine wichtige Rolle spielt, kann dieses Problem nur durch einen CFD Code adäquat gelöst werden.

CFD Codes beschreiben eine Flüssigkeitsströmung durch Lösung der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie. Verschiedene Methoden unterscheiden unterschiedliche Lö-

sungsstrategien der Erhaltungsgleichungen sowie unterschiedliche Diskretisierungsmethoden. Für die vorliegende Aufgabe kommen zwei unterschiedliche Lösungsansätze in Frage: Die Anwendung der Euler/Lagrange-Methode oder des Euler/Euler-Ansatzes.

Die erste Methode basiert auf der Lösung der Erhaltungsgleichungen für die kontinuierlich verteilt angenommene flüssige Phase und die Lösung der Lagrange-Gleichung für jedes Partikel. Die einzelnen Partikel werden dabei als im Punkt konzentrierte Massen angenommen. Das Strömungsfeld der kontinuierlichen Phase wirkt durch Impulsaustausch auf jedes Partikel und beeinflusst deren Weg. Die Partikel selbst beeinflussen die Turbulenzparameter der flüssigen kontinuierlichen Phase. Eine Größenverteilung unterschiedlicher Partikel kann leicht durch die Randbedingungen am Eintritt vorgegeben werden. Es sind darüber hinaus Modelle zur plastischen Reflexion der Partikel an Wänden, zur Erosion an der Wand oder zur Ablagerung an Wänden bekannt.

Bei der Euler/Euler-Methode werden mindestens zwei Fluide (Flüssig-Gas oder Flüssig-Fest) als sich kontinuierlich durchdringend angenommen, wobei die Summe der Volumenanteile aller Fluide in jeder Rechenzelle 1 beträgt. Für jedes Fluid wird der volle Satz der Erhaltungsgleichungen gelöst. Jedes Fluid hat daher sein eigenes Geschwindigkeitsfeld. Die Wechselwirkungsmechanismen der Fluide werden durch Schließungsbeziehungen der Erhaltungsgleichungen modelliert: Der Strömungswiderstand durch Beschreibung des Impulsaustauschs, der Phasenübergang durch Massenaustausch und die Wärmeübertragung durch Energieaustausch. Während die beiden letzteren Phänomene für die vorliegende Problemstellung nicht relevant sind, spielt die Beschreibung des Strömungswiderstandes durch Impulsaustausch die wesentliche Rolle.

Verglichen mit dem Euler/Euler-Ansatz erfordert der Euler/Lagrange-Ansatz bei gleicher Aufgabenstellung einen höheren numerischen Aufwand, der die Anwendbarkeit der Modelle zur Lösung praktischer Fragestellungen limitieren könnte. Die langen Erfahrungen im FZ-Rosendorf bei der Anwendung der Euler/Euler-Methode zur Beschreibung von Blasenströmungen, durch die sofort Ansätze zur Beschreibung der Sedimentation sowie der Wirkung von Sieben offensichtlich wurden, sind ein weiteres Argument dafür, dass die Modellierungsarbeit zunächst mit dieser Technik begonnen wurde.

5.3 Modellierung des Partikeltransports basierend auf dem Euler/Euler-Ansatz

Der Partikeltransport basierend auf dem Euler/Euler-Ansatz wird durch den Impulsaustausch zwischen den beiden Fluiden beschrieben. Im Fall von kugelförmigen Gasblasen oder sich im Fluid bewegenden kugelförmigen Feststoffpartikeln hat die Wechselwirkungskraft die prinzipielle Form:

$$F_{Drag} = \frac{1}{2} n \rho_L A C_D |V|V \quad (6-1)$$

mit der Teilchenanzahldichte n , der Dichte der Flüssigkeit ρ_L , der Querschnittsfläche des Partikels in Strömungsrichtung A , der relativen Geschwindigkeit zwischen den beiden Fluiden V und dem Drag-Koeffizienten C_D . Der Drag-Koeffizient hängt in der Regel von der Partikel-Reynoldszahl ab, die definiert ist durch:

$$\text{Re} = \frac{\rho_L |V| d}{\mu_L} \quad (6-2)$$

mit μ_L als der dynamischen Viskosität der Flüssigkeit und d als dem virtuellen Partikeldurchmesser.

Für niedrige Geschwindigkeiten und Reynoldszahlen $\ll 1$ sind die Viskositätseffekte dominierend. Für diese als Stokes-Regime bezeichneten Relationen gilt:

$$C_D = 24 / \text{Re} \quad (6-3)$$

Bei hohen Geschwindigkeiten ($1000 < \text{Re} < 1..2.10^5$) dominieren die Trägheitseffekte und es gilt:

$$C_D = 0.44 \quad (6-4)$$

In der Übergangsregion ($0.1 < \text{Re} < 1000$), in der beide Effekte von derselben Größenordnung sind, findet man:

$$C_D = \max \left[\frac{24}{\text{Re}} (1 + 0.15 \text{Re}^{0.687}), 0.44 \right] \quad (6-5)$$

Die letzte Gleichung ist auch als Schiller/Naumann-Korrelation bekannt.

Aus der Dichtedifferenz zwischen Wasser und Fasern resultiert im Schwerfeld die Schwerkraft:

$$F_{\text{bouyancy}} = n g V_{\text{VParticle}} (\rho_{\text{VParticle}} - \rho_{\text{Wasser}}) \quad (6-6)$$

Die Geschwindigkeit, mit der Partikel in einer ruhenden Flüssigkeit zu Boden sinken, ergibt sich aus der Gleichheit von Schwerkraft und Widerstandskraft. Die Sinkgeschwindigkeit berechnet sich damit aus:

$$V_{\text{sink}} = \sqrt{\frac{4}{3} g \frac{\rho_{\text{Vparticle}} - \rho_{\text{Wasser}}}{\rho_{\text{Wasser}}} d \frac{1}{C_D}} \quad (6-7)$$

Da C_D von der Reynoldszahl abhängt, muss Gleichung (6-7) iterativ gelöst werden. In der Literatur sind unterschiedliche Korrelationen für den Drag-Koeffizienten von Feststoffpartikeln unterschiedlicher Gestalt in einer Wasserströmung bekannt. Beim hier beschrittenen Weg wird jedoch von der Sinkgeschwindigkeit ausgegangen, über die aus den Sinkexperimenten ausführliche Informationen vorliegen. Die virtuelle Partikeldichte und der virtuelle Partikeldurchmesser werden so justiert, dass sich die gemessene Sinkgeschwindigkeit ergibt. In der Realität stellen die virtuellen Partikel Faser-Mikroballen dar, die zum größten Teil aus Wasser bestehen. Man findet bei diesem Verfahren demzufolge eine virtuelle Partikeldichte $\rho_{\text{VParticle}}$, die geringfügig über der von Wasser mit $\rho_{\text{Wasser}} = 1000 \text{ kg/m}^3$ liegt während die Dichte der getrockneten Fasern bei $\rho_P = 2800 \text{ kg/m}^3$ zu finden ist. Die aus Fasern und Wasser bestehenden virtuellen Partikel bewegen sich insgesamt mit derselben Geschwindigkeit. Der Anteil der Fasern innerhalb der virtuellen Partikel berechnet sich dann nach

$$r_p = \frac{\rho_{Vparticle} - \rho_{wasser}}{\rho_p - \rho_{wasser}} \quad (6-8)$$

Die Auswertung der Gleichungen (6-5) und (6-7) ergibt die in Bild 6-2 dargestellten Sinkgeschwindigkeiten. Das untersuchte Material (s. Bild 6-1) hat eine mittlere Sinkgeschwindigkeit von 0,05 m/s. Diese ergibt sich auch bei einer virtuellen Dichte von 1030 kg/m³ und einem virtuellen Partikeldurchmesser von 5 mm. Bei einer Dichte des Fasermaterials ρ_p von etwa 2800 kg/m³ ergibt sich ein Faseranteil r_p von 0.0167.

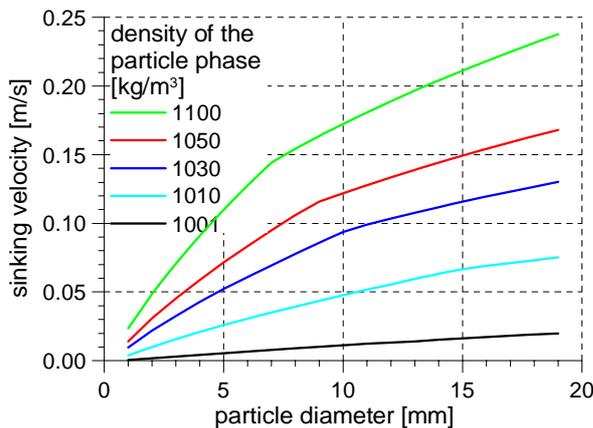


Bild 6-2: Abhängigkeit der Sinkgeschwindigkeit vom virtuellen Partikeldurchmesser und der virtuellen Partikeldichte

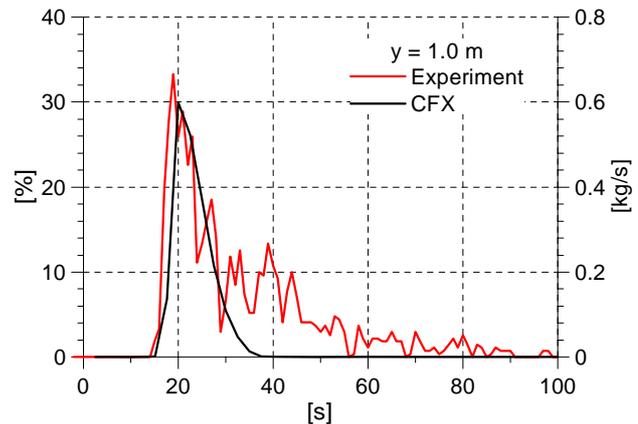


Bild 6-3: Massenstrom durch eine fiktive Ebene bei einer Höhe von 1 m

Die im Versuchsstand „Säule“ durchgeführten Experimente wurden mit CFX simuliert. Die Transiente startete mit einer Faseransammlung im oberen Teil der Säule. Der Massenstrom an Fasern durch eine fiktive Ebene bei einer Höhe von 1 m wurde berechnet und mit experimentellen Beobachtungen verglichen (s. Bild 6-3). Der Massenstrom wurde in den Experimenten aus den Grauwerten der Videoaufzeichnung bestimmt, wobei die Ausdehnung in die Tiefe vernachlässigt wurde. Die Lage des Maximums bei etwa 20 s, die einer mittleren Sinkgeschwindigkeit von 0,1 m/s entspricht, wurde durch die Vorgabe der virtuellen Partikeldichte und des virtuellen Partikeldurchmessers festgelegt. Wesentlich an Bild 6-3 ist dagegen die Aufspreizung des Maximums, die sich einerseits durch die Wechselwirkung mit der Wasserströmung und andererseits durch die Streuung der Partikelgrößen ergeben. Während ersteres Phänomen in der CFD-Simulation recht gut wiedergegeben wird, besteht zur Nachbildung des zweiten Phänomens noch weiterer Entwicklungsbedarf, da bei der hier eingesetzten Modellierung von gleichartigen Partikeln ausgegangen wurde.

5.4 Simulation mehrerer Partikelklassen

Es wurde versucht, die in Experimenten gefundene Verteilung der Partikelgrößen durch mehrere Partikelklassen zu simulieren. Bild 6-4 zeigt den in Bezug zu Bild 6-3 zu erwartenden Partikeldurchsatz, wenn statt einer Klasse mit $V_{sink} = 0,05$ m/s zwei Klassen mit Sinkgeschwindigkeiten von 0,03 und 0,07 m/s bzw. 0,02 und 0,08 m/s modelliert werden.

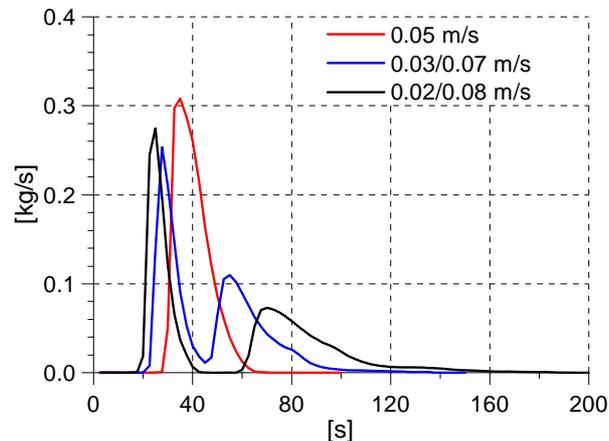


Bild 6-4: Partikeldurchsatz bei 1m bei Modellierung mehrerer Partikelklassen

Es zeigt sich, dass die Verbreiterung der Verteilung des Partikeldurchsatzes simuliert werden kann. Gleichzeitig steigt der numerische Aufwand jedoch beträchtlich, was die Einsetzbarkeit der Modelle zur Lösung praktischer Fragestellungen beschränkt. Der größere numerische Aufwand wäre berechtigt, wenn gleichzeitig ein Modell des Zerfalls größerer Partikel implementiert würde.

Aussichtsreicher scheint dagegen die Beschreibung der Streuung des Massendurchsatzes durch eine zusätzliche Wechselwirkungskraft, der turbulenten Dispersion, wodurch sich keine weitere Erhöhung des numerischen Aufwandes ergäbe. Hierzu liegen im FZR bei der Simulation von Mehrphasenströmungen umfangreiche Erfahrungen vor. Diese Aufgabe sollte im nachfolgenden Projekt gelöst werden.

6 Modellierung der Sedimentation und der Re-Suspension der Fasern

6.1 Experimente

Die Sedimentations- und Re-Suspensionseigenschaften der Fasern wurden in einem flachen runden Plexiglskanal untersucht, dessen Strömungsverhältnisse im Abschnitt 5.1 ausführlich beschrieben sind. Zur Durchführung der Experimente wurde schließlich eine Konfiguration nach Bild 7-1 eingesetzt. Die Breite beträgt 0,1 m und die Höhe 1,2 m. Der Kanal enthält gerade Abschnitte von 5 m. Die Bögen an den Enden haben einen Radius von jeweils 0,5 m. Die Wasserströmung wird von zwei langsam drehenden Pumpen angetrieben. Es können Umlaufgeschwindigkeiten im Bereich von 0,01..1 m/s eingestellt werden. Im geraden Abschnitt des Kanals können Hindernisse angeordnet und das Sedimentations- und Re-Suspensionsverhalten der Fasern beobachtet werden. Mittels Hochgeschwindigkeits-Video und Laser-PIV werden Informationen über das Wasser-Geschwindigkeitsfeld sowie über Faser-Ablagerungsmengen in den Verschiedenen Abschnitten der Anlage gewonnen.

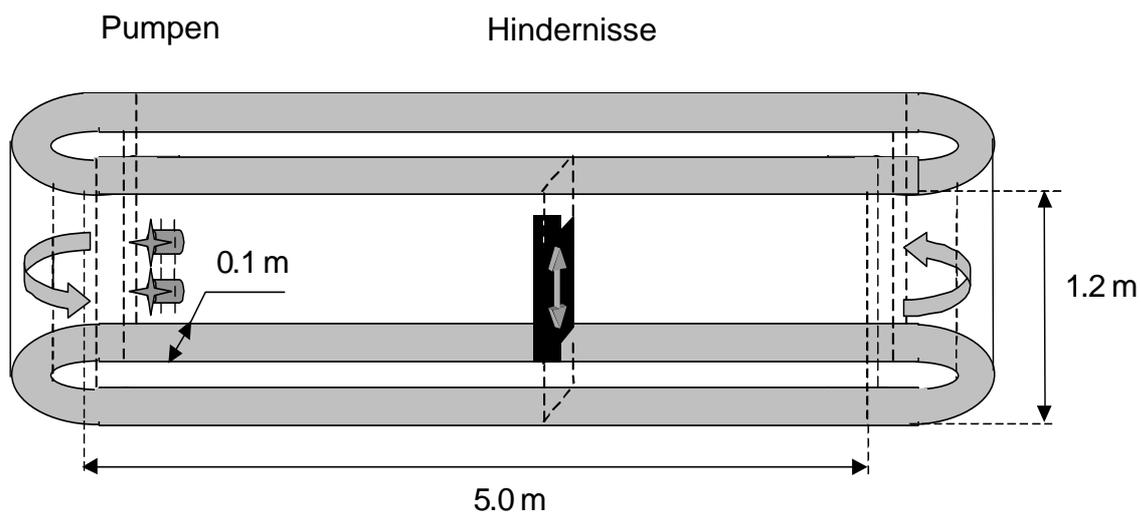


Bild 7-1: Kanal zur Untersuchung des Ablagerungs- und Re-suspensionsverhaltens der Fasern

Es wurde festgelegt, als Hindernis zwei Wehre im Abstand von 0,3 m mit unterschiedlichen Höhen vorzusehen. Zunächst wurde die einphasige Wasserströmung untersucht. Darauf aufbauend erfolgte die Untersuchung des Verhaltens von Fasern.

6.2 Einphasiges Strömungsfeld

Als Referenzgeschwindigkeit wurde 0,12 m/s gewählt. Bild 7-2 zeigt das Strömungsbild der CFX-Simulation. Kurz vor dem ersten Wehr (17 mm davor) und in der Mitte zwischen den Wehren wurden die vertikalen Strömungsprofile ermittelt und den Messungen gegenübergestellt (s. Bild 7-3).

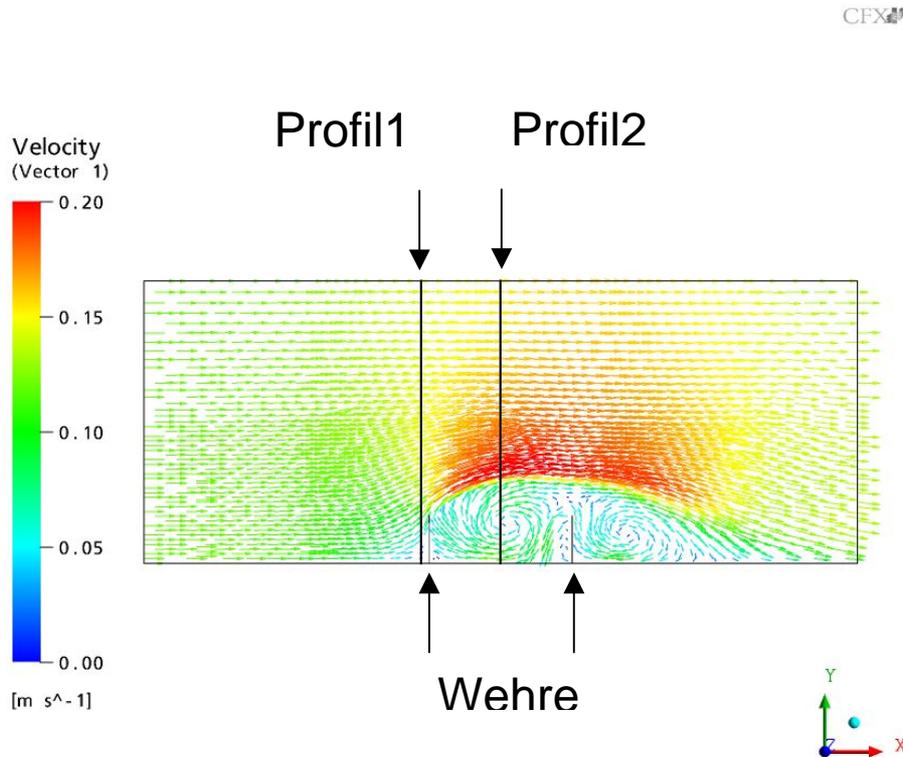


Bild 7-2: Strömungsbild im Kanal mit zwei 0,1 m hohen Wehren im Abstand von 0,3 m

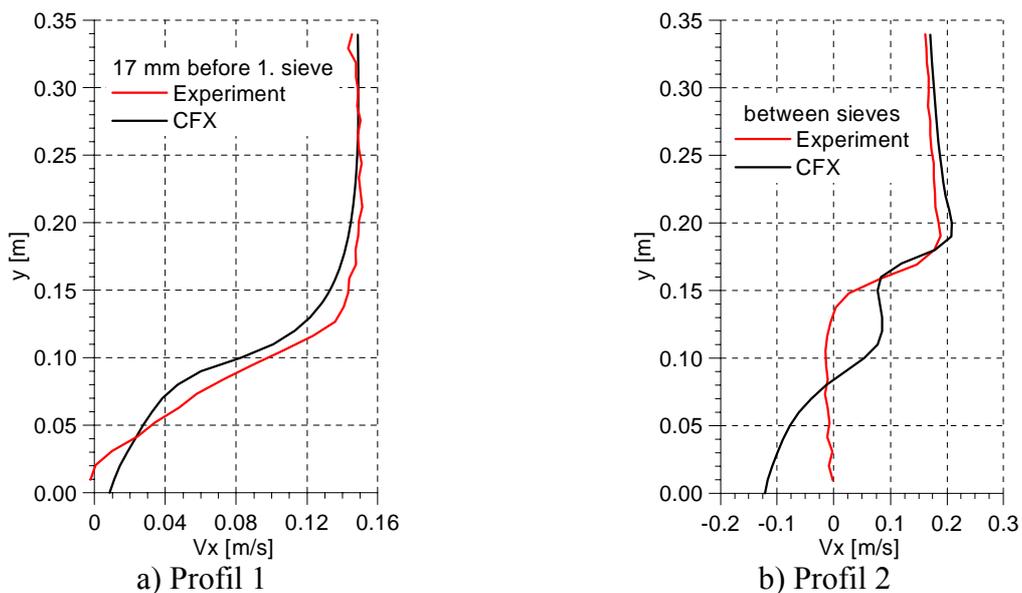


Bild 7-3: Vergleich berechneter und gemessener Strömungsprofile

Durch die beiden Hindernisse wird eine Zirkulation der Strömung hervorgerufen. Während das erste Profil sehr gut durch die Rechnung abgebildet werden kann, ergeben sich beim zweiten Profil Unterschiede vor allem im unteren Teil. Bei näherer Betrachtung kann als Ursache hierfür die unterschiedliche Lage des Wirbelzentrums, das im Experiment exakt zwischen den beiden Wehren liegt, ermittelt werden.

Das Experiment ergab für Wehre mit Höhen größer 0,2 m sogar eine Umkehrung des Wirbels. Als Ursache wurde die Abweichung der Strömungsbedingungen in der realen Anlage von den idealen Randbedingungen vermutet. Zur Gewährleistung einer optimalen Auswertemöglichkeit wurden die Seitenwände des Kanals aus ebenen Plexiglasplatten gefertigt. Unter dem Schwereinfluss des Wassers konnte ein leichtes Durchbiegen der Wände beobachtet werden, die bei der geringen Kanalbreite von nur 0,1 m leichte Ungleichmäßigkeiten des vertikalen Strömungsprofils hervorruft. Hinzu kommen die Einwirkungen durch den Pumpendrall (s. Abschnitt 5.1.4.3). Auf eine aufwendige sehr detaillierte CFD-Simulation zur Aufklärung dieser Vermutungen wurde jedoch verzichtet. Es wurde dagegen als bestätigt angenommen, dass diese Einflüsse bei der geringsten Wehrhöhe von 0,1 m zu vernachlässigen sind und die weiteren Tests mit dieser Konfiguration durchzuführen sind.

6.3 Simulation des Sedimentations- und Re-Suspensionsverhaltens

Die Beobachtungen zeigten, dass die Fasern sich bei einem kritischen Faser-Volumenanteil „verzahnen“. Unterhalb einer kritischen Strömungsgeschwindigkeit von etwa 0,1 m/s lagern sich die Fasern am Boden bzw. an den Hindernissen ab. Bei einer Erhöhung der Wassergeschwindigkeit werden die Partikel wieder mobilisiert.

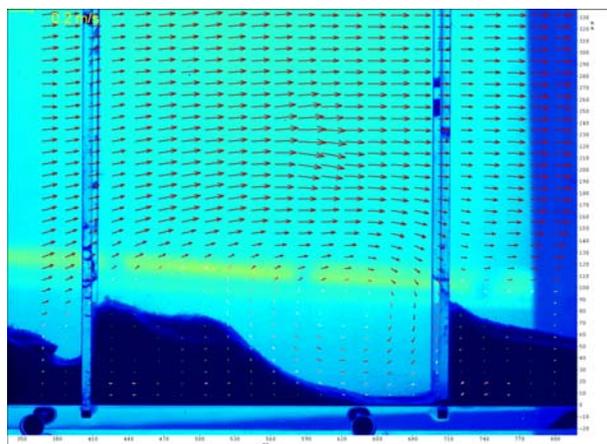


Bild 7-4: Laser PIV Messungen des Wasser-Geschwindigkeitsfeldes und der Faserverteilung zwischen zwei Wehren

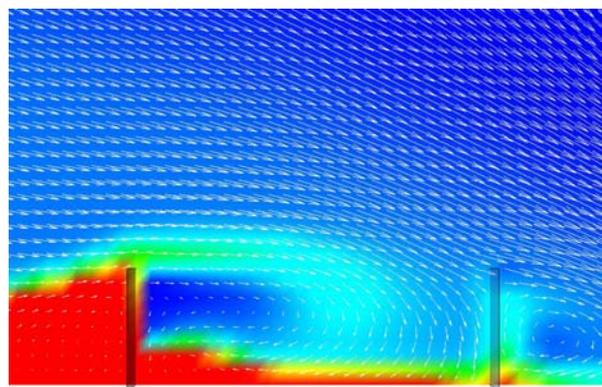


Bild 7-5: CFX Simulation unter Anwendung des Euler/Euler-Ansatzes

Bei der Anwendung des Euler/Euler-Ansatzes kann das Sedimentations- und Re-Suspensionsverhalten der Fasern durch eine variable Viskosität modelliert werden. Ursprünglich wurde die Simulation als nichtnewtonsches Fluid vorgeschlagen, bei der die Viskosität abhängig von der Scherspannung dargestellt wird. Die beobachtete „Verzahnung“ der Fasern

oberhalb eines kritischen Faser-Volumenanteils legten jedoch die Darstellung der Viskosität abhängig vom Volumenanteil nahe.

Die Ablagerung von Fasern zwischen zwei Wehren der Höhe 0,1 m im Abstand von 0,3 m wurde mit CFX simuliert und entsprechende Experimente wurden durchgeführt (s. Bilder 7-4 und 7-5). Es wurden Varianten der funktionellen Abhängigkeit der Viskosität angenommen (s. Bild 7-6) und die Ablagerungsmengen zwischen den Wehren wurden berechnet (s. Bild 7-7).

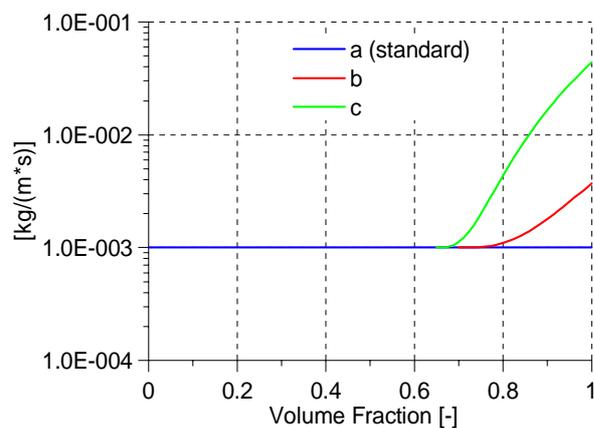


Bild 7-6: Angenommene Abhängigkeit der Faserviskosität vom Faservolumenanteil

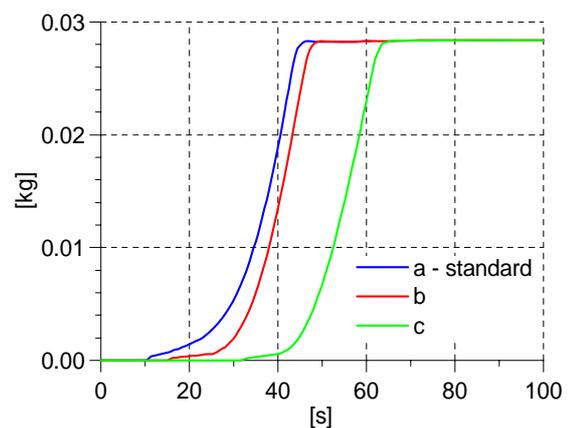


Bild 7-7: Zwischen den Wehren abgelagerte Fasermengen

Der Auswertung der Rechnungen zeigt, dass der angenommene Modellansatz zu schwache Anpassungsmöglichkeiten an die experimentell gefundenen Fasermengen zwischen den beiden Wehren bietet und nach alternativen Ansätzen gesucht werden muß.

7 Modellierung von Sieben

7.1 Bestimmung des Differenzdrucks als Funktion der Faserbelegung und der Leerrohrgeschwindigkeit

Durchströmte Packungen faserförmiger Materialien sind durch eine hohe Porosität gekennzeichnet. Außerdem sind sie unter dem Einfluss des Strömungswiderstandes oder eines extern aufgeprägten Kompaktierungsdrucks hochgradig kompressibel. Aus dem kumulativen Effekt des Strömungswiderstandes, welcher auf jede einzelne Faser wirkt, ergibt sich ein in Strömungsrichtung wachsender Kompaktierungsdruck, der zu einer Porositätsverteilung mit einem Maximum am stromaufwärtigen Ende und einem Minimum an der stromabwärts gelegenen Rückhaltevorrichtung führt (Bild 8-1). Die aus dem lokalen Kompaktierungsdruck resultierende Porosität der Faserpackung bestimmt wiederum die lokale Änderung des Kompaktierungsdrucks. Dieser Zusammenhang wird durch eine Differenzialgleichung der Form:

$$\frac{dp}{dx} = f(U, U^2, \varepsilon) \quad (8-1)$$

und durch ein Materialgesetz beschrieben. Darin sind U die Leerrohrgeschwindigkeit der kontinuierlichen Phase und ε die Porosität der Packung. Die Abhängigkeit der Porosität vom Kompaktierungsdruck wird durch die empirische Gleichung

$$\varepsilon(p) = \varepsilon_{\min} + (\varepsilon_0 - \varepsilon_{\min})e^{-Cp^D} \quad (8-2)$$

mit guter Genauigkeit wiedergegeben, wobei die Koeffizienten ε_0 , ε_{\min} , C und D durch Kompaktierungsversuche zu ermitteln sind. Das Messprinzip und der gemessene -Verlauf sind in den Bildern 8-2 und 8-3 dargestellt. Die Gleichungen (8-1) und (8-2) bilden ein Anfangswertproblem mit den Randbedingungen $p = 0$ und $\varepsilon = \varepsilon_{\min}$ am stromaufwärtigen Ende, dessen Lösung, welche durch numerische Integration in Strömungsrichtung erfolgt, die Verläufe von Porosität und Kompaktierungsdruck sowie den Gesamtdruckverlust über der Faserpackung in Abhängigkeit von der Leerrohrgeschwindigkeit liefert. Berechnete Porositäts- und Druckverläufe in der Faserpackung sind in den Bildern 8-4 und 8-5 dargestellt. Der Gesamtdruckverlust über der Faserpackung entspricht betragsmäßig dem Kompaktierungsdruck an der Rückhaltevorrichtung bei $x=0$.

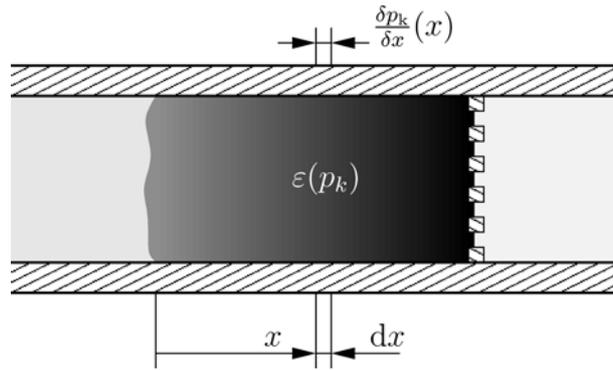


Bild 8-1: Rückhaltevorrichtung mit Faserpackung

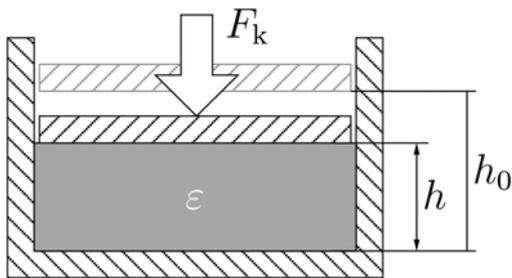


Bild 8-2: Messprinzip des Kompaktierungsversuchs

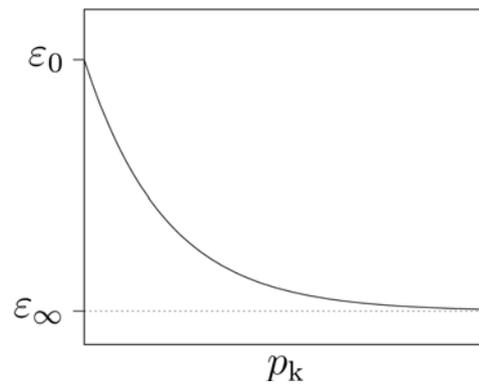


Bild 8-3: Kompressionskurve $\varepsilon(p_k)$, erwarteter Verlauf

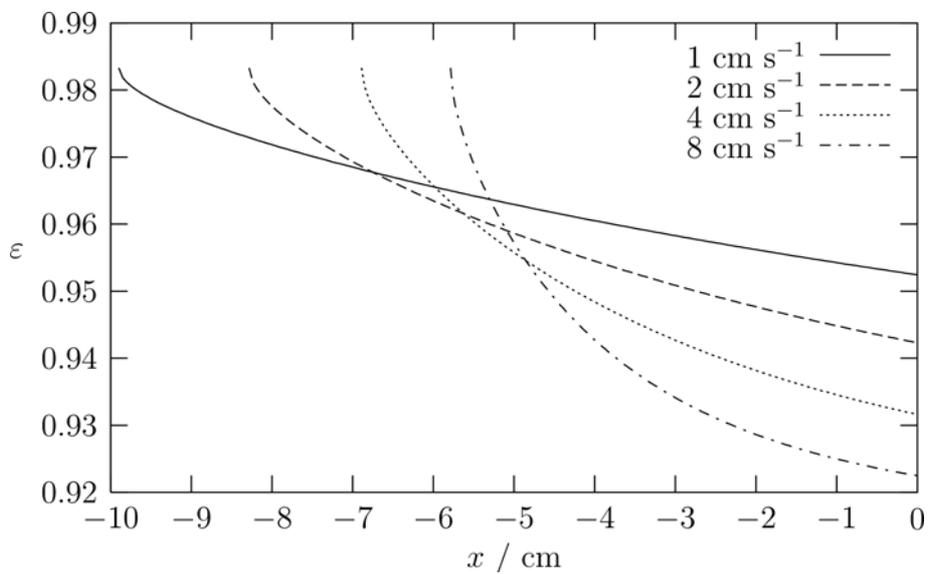


Bild 8-4: Porositätsprofil einer stationär durchströmten MD2-Faserpackung bei verschiedenen Leerrohrgeschwindigkeiten; Siebbeladung 10 kg/m^2

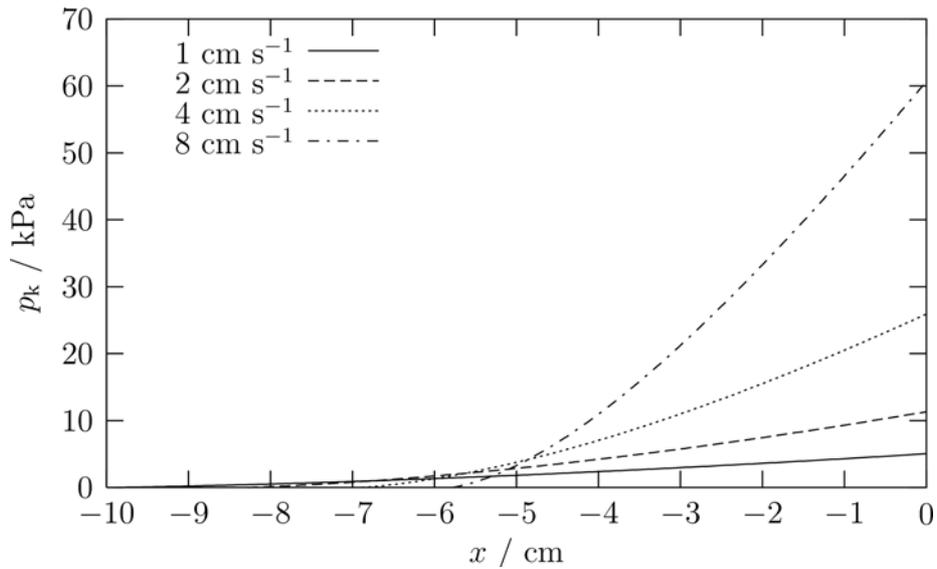


Bild 8-5: Kompaktierungsdruckverlauf einer stationär durchströmten MD2-Faserpackung; Siebbelastung 10 kg/m²

Der Gesamtdruckverlust über MD2-Packungen wurde experimentell und numerisch in Abhängigkeit von der Leerrohrgeschwindigkeit bestimmt. Zum Vergleich sind berechnete Kurven und Messwerte in Abbildung 8-6 gegenübergestellt. Die Kurven repräsentieren verschiedene Versuchsbedingungen (Siebbelastungen und Fluideigenschaften), die in Tabelle 8-1 zusammengefasst sind. Der Darstellung kann entnommen werden, dass die berechneten Druckverluste die gemessenen qualitativ und quantitativ gut widerspiegeln.

Tabelle 8-1: Versuchsbedingungen für die Druckverlustmessungen in Bild 8-6				
Run	$N_s / \text{g m}^{-2}$	$T / ^\circ\text{C}$	$\rho / \text{kg m}^{-3}$	$\mu / \text{mPa s}$
1	6.01	44.5959	990.44	0.601
2	6.01	59.0055	983.69	0.474
3	3.87	58.8505	983.77	0.475
4	1.96	59.6812	983.35	0.469
5	0.32	59.6948	983.34	0.469

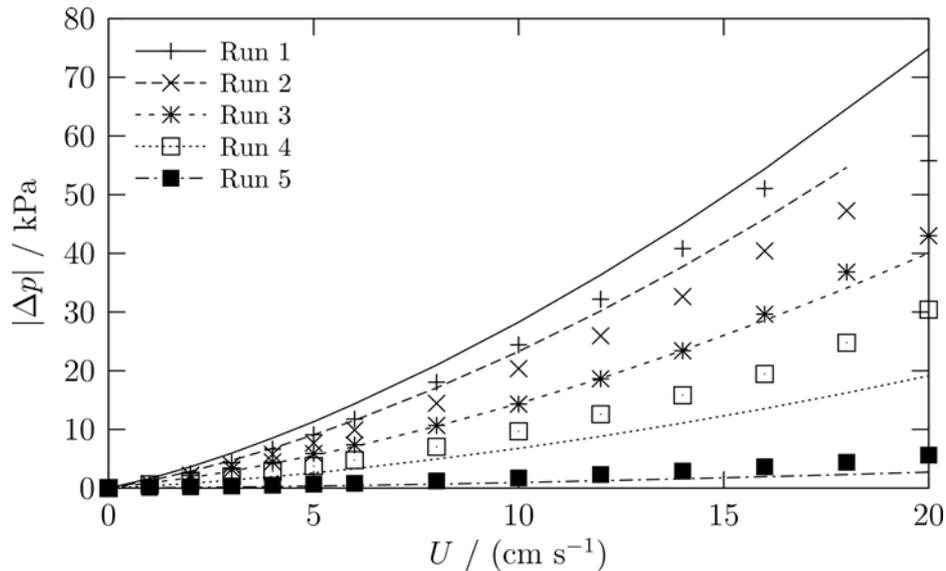


Bild 8-6: Druckverlust über Faserpackungen in Abhängigkeit von der Leerrohrgeschwindigkeit; Messwerte (Symbole), Rechnung (Kurven)

Der so genannte Dünnschichteffekt resultiert von kleinen Schmutzpartikeln, die sich zwischen den Fasern oder an der stromaufwärtigen Oberfläche der Faserpackung ablagern, und dort Schlammschichten geringerer Porosität und hohem Druckabfall bilden. Diese führen zur verstärkten Kompression der Packung und zu einem weiteren Anstieg des Gesamtdruckverlustes. Die Eindringtiefe der Partikel in die Fasermatrix wird von Art und Stärke der Wechselwirkungen zwischen Partikel und Faser bestimmt. Die physikalischen Vorgänge sind komplex und nur wenig erforscht. Deshalb wurde ein einfacher Ansatz zur Bestimmung der Eindringtiefe in Abhängigkeit vom lokalen äquivalenten Kapillardurchmesser

$$d_{\text{äquiv}} = \frac{4}{\rho_s A_s} \cdot \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \quad (8-3)$$

der Faserpackung gewählt. Darin sind ρ_s und A_s Dichte und spezifische innere Oberfläche des Fasermaterials. Partikel des Durchmessers d_p dringen in die Packung ein, solange die Bedingung

$$d_{\text{äquiv}} \geq F \times d_p \quad (8-4)$$

erfüllt ist. F ist ein Parameter, mit dem die Eindringtiefe variiert werden kann. Transiente Rechnungen mit verschiedenen Werten von F wurden durchgeführt, um den Einfluss der Eindringtiefe h_{pen} auf den Gesamtdruckverlust abzuschätzen (Bild 8-7). Dabei hat sich gezeigt, dass die Eindringtiefe den Druckverlust nur wenig beeinflusst, sodass der Aufwand zur Modellierung der Partikel-Faser-Wechselwirkungen nicht gerechtfertigt ist.

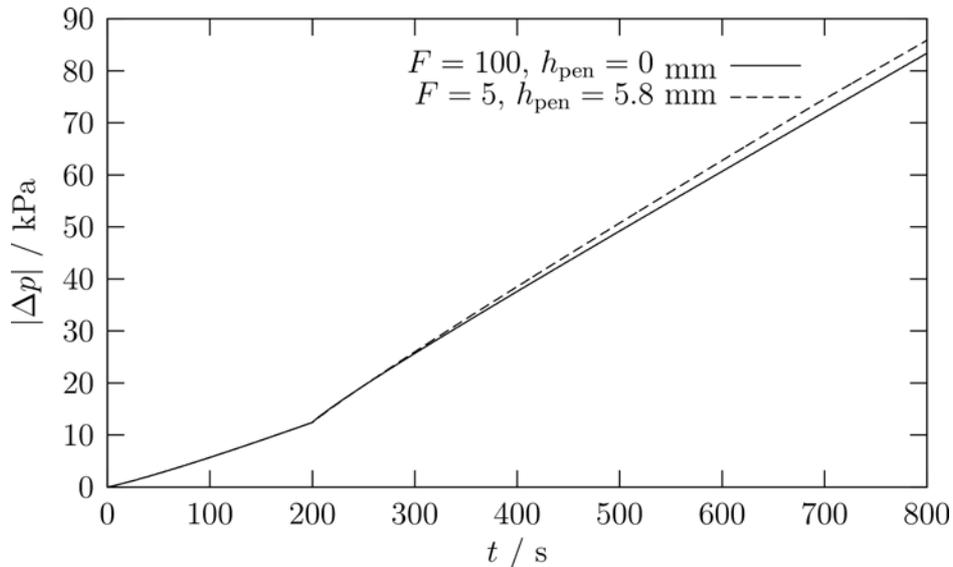


Bild 8-7: Druckaufbau über zusammengesetzten Packungen; Leerrohrgeschwindigkeit $U=6 \text{ cm s}^{-1}$, Volumenanteil der Partikelphase im Zustrom: $\varepsilon_s=0,0001$, $0 < t < 200 \text{ s} \rightarrow$ Fasern, $200 \text{ s} < t < 800 \text{ s} \rightarrow$ Feinanteil mit $d_p=50 \text{ }\mu\text{m}$, Dünnschichtporosität $\varepsilon=0.4764$

7.2 Implementierung in einen CFD Code

Die Implementierung der abgeleiteten Korrelationen ermöglicht die Simulation auch eines nur teilweise blockierten Siebes und die Untersuchung des Einflusses auf das Strömungsfeld. Es wurde das CFD Konzept eines porösen Körpers benutzt. Hier kann der lokale Strömungswiderstand im Raum modelliert werden:

$$-\frac{\partial p}{\partial x_i} = K_{loss}(y, z, t) \rho |U| U_i \quad (8-5)$$

Der Strömungswiderstand kann näherungsweise abhängig vom integralen Fasermassenstrom dargestellt werden:

$$K_{loss}(y, z, t) = F \left(\int_0^t \dot{m}_{fibres}(y, z, t) dt \right) \quad (8-6)$$

Die Funktion in Gleichung (8-6) ist durch die in Kapitel 8.1. abgeleitete Korrelation gegeben. Bild 8-8 zeigt das Ergebnis einer Machbarkeitsstudie dieses Konzeptes in einer CFX-4 Simulation. Das Bild zeigt, wie das teilweise belegte Sieb die Strömung verändert.

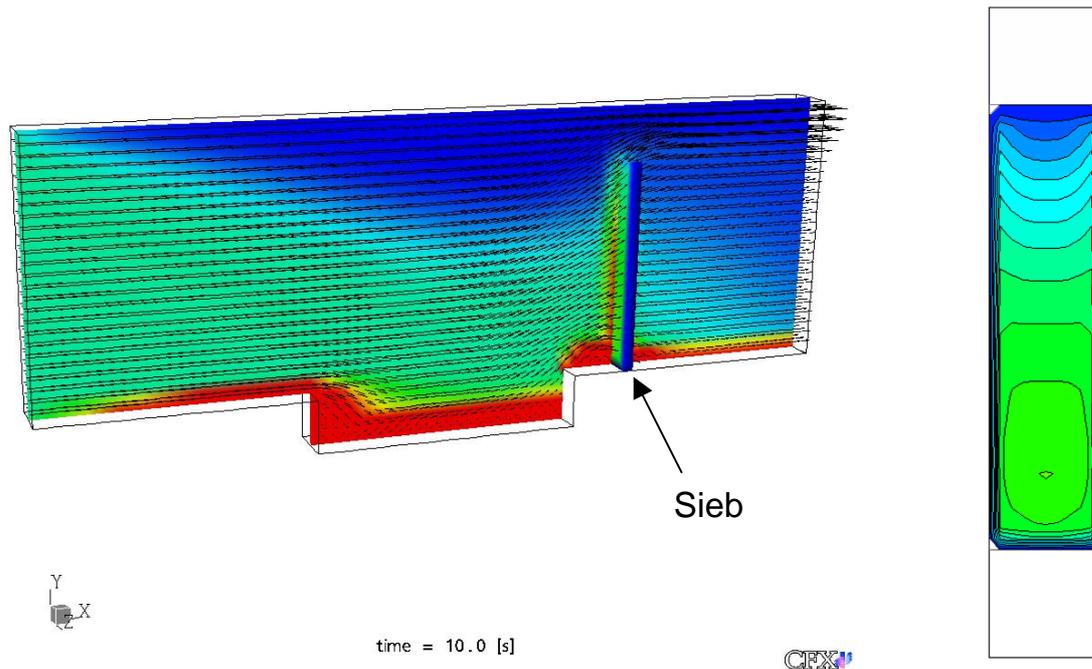


Bild 8-8: Machbarkeitsstudie des beschriebenen Siebmodells in einer transienten CFX-Rechnung (linke Seite) und teilweise belegtes Sieb (rechte Seite)

7.3 Literatur zum Abschnitt 8

- C. N. Davies, The separation of airborne dust and particles. *Proc. Inst. Mech. Engrs.* 1B, pages 185–198, 1952.
- S. Ergun. Fluid flow through packed columns. *Chemical Engineering Progress*, 48, pp. 89–94, 1952.
- W. L. Ingmanson et al. Internal pressure distributions in compressible mats under fluid stress. *TAPPI Journal*, 42, pp. 840–849, 1959.
- C. Kyan et al. Flow of single-phase fluids through fibrous beds. *Ind. Eng. Chem. Fundam.* 9, pp. 596–603, 1970.

8 Zusammenfassung

Die CFD-Modellierung des Fasertransports wurde auf der Basis des Euler/Euler-Ansatzes untersucht. Die Nachbildung des Transportverhaltens der Partikel erfordert die korrekte Beschreibung des Impulsaustausches. Hierfür liefert die Auswertung der Sinkgeschwindigkeiten aus den Experimenten am Versuchsstand „Säule“ die notwendigen Informationen. Über die Vorgabe von Partikeldichte und Partikeldurchmesser kann die Sinkgeschwindigkeit nachgebildet und der Partikeltransport adäquat modelliert werden. Beispielsimulationen einer partikelbeladenen Strömung im Versuchsstand „Ringkanal“ lieferten plausible Resultate. Bei der experimentellen Untersuchung des Sinkverhaltens von Isolationsmaterialien im Versuchsstand „Säule“ wurde ein Spektrum von Sinkgeschwindigkeiten ermittelt. Der hier verfolgte Euler/Euler Ansatz geht dagegen von einer repräsentativen Sinkgeschwindigkeit für alle Partikel aus, wobei in den Demonstrationsrechnungen die Anpassung an den Mittelwert der experimentell gefundenen Sinkgeschwindigkeiten erfolgte. Die Beschreibung mehrerer Partikelklassen durch mehrere disperse Phasen ist modelltechnisch möglich und wurde demonstriert. Allerdings würde eine Anpassung an das realistisch gefundene Spektrum die Modellierung einer Vielzahl von Klassen erfordern. Der numerische Aufwand würde dadurch beträchtlich erhöht und die praktikable Einsatzmöglichkeit dadurch eingeschränkt werden.

Folgende Auswege werden gesehen, die im nachfolgenden Vorhaben realisiert werden sollen: Bei der Beschreibung des Isolationsmaterials soll zwischen einem Partikelanteil und einem Feinanteil unterschieden werden. Der Feinanteil wird dann durch eine skalare Komponente der flüssigen Phase und der Partikelanteil wie bisher durch eine disperse Phase modelliert. Beim Impulsaustausch zwischen beiden Phasen soll neben dem bisher ausschließlich berücksichtigten Drag-Koeffizienten auch der Impulsaustausch durch turbulente Dispersion betrachtet werden. Es soll hier angemerkt werden, dass beim alternativen Euler/Lagrange Ansatz modellbedingt ein Spektrum von Partikeleigenschaften vorgegeben werden kann. Allerdings steht dann kein Ansatz für die Modellierung der Ablagerung bzw. Abtragung an Hindernissen sowie für die Beschreibung des Druckaufbaus an Rückhaltevorrichtungen zur Verfügung.

Das Anlagerungs- bzw. Abtragungsverhalten der Partikel an Hindernissen (z. B. Wehren) wird über die Modellierung einer vom Feststoffanteil abhängigen Viskosität simuliert. Dieser Zusammenhang wird an die Ergebnisse der Experimente im Ringkanal angepasst. Erste Demonstrationsrechnungen zur Beschreibung des Partikeltransportes an Hindernissen ergaben plausible Resultate. In anderen Beispielen zeigte die Parametervariation einer feststoffabhängigen Viskosität einen zu geringen Einfluss auf die berechneten Ablagerungsmengen, um die experimentellen Befunde zu reproduzieren. Im nachfolgenden Vorhaben sollen alternative Ansätze zur Beschreibung der Sedimentation und Resuspension untersucht werden.

Es wurde ein Modell des Differenzdruckaufbaus aus den Kompaktierungseigenschaften der auf dem Sieb abgelagerten Fasern entwickelt und an Experimenten justiert. Damit steht neben den in der Literatur veröffentlichten Korrelationen ein weiteres Verfahren zur Berechnung des Differenzdrucks zur Verfügung. In eine Machbarkeitsstudie wurde die Wirkung eines Siebes auf das Strömungsfeld unter Nutzung des Modellansatzes des porösen Körpers in CFX-4.4 implementiert. Das implementierte Modell liefert qualitativ plausible Resultate. Im nachfolgenden Vorhaben ist die Implementierung des obigen an Experimenten Modellansatzes in den aktuellen Code CFX-10 vorgesehen.

Die erzielten Ergebnisse lassen zusammenfassend den Schluss zu, dass die wesentlichen Einzeleffekte qualitativ durch CFD – Modelle richtig wiedergespiegelt werden.

9 Im Rahmen des Projektes erstellte Publikationen

- Krepper, E.; Grahn, A., Numerical investigations of insulation debris transport phenomena in water flow, *OECD Workshop on Debris Impact on Emergency Coolant Recirculation*, Albuquerque, NM (USA), 25-27 February 2004
- Hampel, R.; Kästner, W.; Alt, S.; Seeliger, A.; Krepper, E.; Grahn, A., Experimental and Numerical Investigations for Fragmentation and Insulation Particle Transport Phenomena in Water Flow, *5th International Conference on Multiphase Flow, ICMF'04*, Yokohama, Japan, May 30–June 4, 2004, Paper No. 555
- Alt, S.; Hampel, R.; Kästner, W.; Lischke, W.; Seeliger, A.; Krepper, E.; Grahn, A., Untersuchungen zum Verhalten von freigesetztem Isolationsmaterial in ruhender und horizontaler Kühlmittelströmung, *Jahrestagung Kerntechnik 2005*
- Grahn, A.; Krepper, E., Numerical investigations of insulation debris transport phenomena in water flow, *3rd Joint CFX & FZR Workshop on Multiphase Flows: Simulation, Experiments and Application, FZR, ANSYS CFX Germany*, 31.05.-03.06.2005, Dresden, Germany
- Krepper, E.; Grahn, A.; Alt, S.; Kästner, W.; Kratzsch, A.; Seeliger, A., Numerical investigations for insulation particle transport phenomena in water flow, *International Conference "Nuclear Energy for New Europe 2005"*, 05.-08.09.2005, Bled, Slovenia
- Krepper, E.; Alt, S.; Grahn, A.; Seeliger, A.; Experimental and analytical investigations for debris transport phenomena in multidimensional water flow, *The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11)*, 02.-06.10.2005, Avignon, Frankreich
- Krepper, E.; Grahn, A.; Alt, S.; Kästner, W.; Kratzsch, A.; Seeliger, A., Numerical investigations for insulation particle transport phenomena in water flow, *23rd CADFEM Users Meeting 2005*, 09.-11.11.2005, Bonn, Deutschland
- E. Krepper, A. Grahn, W. Kästner: „CFD-Simulation von Mineralwollpartikeln in der Sumpfstömung“, *KTG-Fachtagung „Aktuelle Themen der Reaktorsicherheitsforschung in Deutschland“*, FZ-Rosendorf, 3.-4. April 2006
- A. Grahn, E. Krepper, S. Alt, W. Kästner: 1D-modelling of differential pressure buildup at clogged containment sump strainers after LOCA, *Jahrestagung Kerntechnik 2006*
- Grahn, A.; Krepper, E.; Alt, S.; Kästner, W.: Modelling of differential pressure buildup during flow through beds of fibrous materials, *Chemical Engineering and Technology* 29, (2006) pp. 997 - 1000

10 Formelzeichen

Symbol	Einheit	Bezeichnung
ν	m^2/s	Kinematische Viskosität
μ	Pa s	Dynamische Viskosität
p	Pa	Druck
ζ		Verlustbeiwert
λ		Rohrreibungszahl
ρ	kg/m^3	Dichte
ε		Porosität
d	m	Durchmesser, Kanalbreite
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
l	m	Länge
t	s	Zeit
u, v, w	m/s	Geschwindigkeitskomponenten
x, y, z	m	Raumkoordinaten
A	m^2	Querschnittsfläche
C_D		Widerstandskoeffizient
F	N	Kraft
Fr		Froude-Zahl
H, h	m	Höhe
I, M	$\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s}^2)$	Impulsquelle
Q	m^3/s	Volumenstrom
Re		Reynoldszahl
S	N	Pumpenschub
T	$^\circ\text{C}$	Temperatur
U	m	Umfang
V	m^3	Volumen
Z	m	Blaseneindringtiefe

11 Abbildungsverzeichnis

- Bild 5-1:** Zur Überwindung von Wandreibung und Umlenkung erforderliche Antriebskraft
- Bild 5-2:** Modell des Ringkanals
- Bild 5-3:** Mittlere Geschwindigkeit in der xy-Ebene $z = 0,5$ m
- Bild 5-4:** Ausbildung des Strömungsfeldes in Pumpennähe für die Variante K10_10 ($d=0.10$ m, $2*10$ N)
- Bild 5-5:** Querschnittsgemittelte Geschwindigkeit „w velocity“ für die Varianten mit der Kanalbreite 0,10 m
- Bild 5-6:** Querschnittsgemittelte Geschwindigkeit „w velocity“ für die Varianten mit der Kanalbreite 0,15 m
- Bild 5-7:** Vorgabe eines durchsatzabhängigen Pumpenhubes
- Bild 5-8:** Transport der durch den Pumpenanlauf verursachten Störung durch den Kanal (K10_10)
- Bild 5-9:** Strömungsprofile für die Variante K 10_45
- Bild 5-10:** Strömungsprofile für die Variante K 10_03
- Bild 5-11:** Untersuchte Pumpenanordnungen
- Bild 5-12:** Geschwindigkeitsfelder für beide untersuchte Varianten nach 100 s
- Bild 5-13:** Vertikale Geschwindigkeitsprofile nach 100 s ($y = -0,55$ m)
- Bild 5-14:** Horizontale Geschwindigkeitsprofile nach 100 s ($z = 0,5$ m)
- Bild 5-15:** Mittlere Geschwindigkeit in der xy-Ebene bei $x=1,0$ m
- Bild 5-16:** Strömungsfeld bei einer Pumpen-Schubkraft von $2*1,0$ N
- Bild 5-17:** Vertikales Geschwindigkeitsprofil
- Bild 5-18:** Horizontales Geschwindigkeitsprofil ($z=0,5$ m)
- Bild 5-19:** Über das Pumpenvolumen gemittelte Geschwindigkeit „u Velocity“
- Bild 5-20:** Vorgabe eines Dralls
- Bild 5-21:** Strömungsbild bei Berücksichtigung eines Pumpendralls
- Bild 5-22:** Geschwindigkeitsfeld am Pumpenaustritt
- Bild 5-23:** Vertikales Geschwindigkeitsprofil mit und ohne Berücksichtigung des Dralls

- Bild 5-24:** Geschwindigkeitsverteilung in der xz -Ebene
- Bild 5-25:** Bezeichnungen zur Ermittlung des Auftreffpunktes
- Bild 5-26:** Auslenkung S in Abhängigkeit von der Höhe H
- Bild 5-27:** Luftmitriss ($H=1$ m)
- Bild 5-28:** Eindringtiefe der Luftblasen ($H=1$ m)
- Bild 5-29:** Luftmitriss bei Auffächerung in N Teilstrahlen ($H=1$ m)
- Bild 5-30:** Blaseneindringtiefe bei Auffächerung in N Teilstrahlen ($H=1$ m)
- Bild 5-31:** Geschwindigkeitsfeld in der xy -Symmetrieebene $z=0,5$ m
- Bild 5-32:** Geschwindigkeitsfeld über dem Boden bei $y = 0,05$ m
- Bild 5-33:** Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech, Höhe des Blechs $0,5$ m
- Bild 5-34:** Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech, Höhe des Blechs $0,8$ m
- Bild 5-35:** Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech, Höhe des Blechs $0,25$ m
- Bild 5-36:** Geschwindigkeitsfeld im Tank mit $1,5$ m Kantenlänge, Höhe des Absperrblechs $1,0$ m
- Bild 5-37:** Geschwindigkeitsfeld über dem Absperrblech im $1,5$ m Tank, Höhe des Blechs $1,0$ m
-
- Bild 6-1:** Ergebnisse der Sinkexperimente in der „Säule“
- Bild 6-2:** Abhängigkeit der Sinkgeschwindigkeit vom virtuellen Partikeldurchmesser und der virtuellen Partikeldichte
- Bild 6-3:** Massenstrom durch eine fiktive Ebene bei einer Höhe von 1 m
- Bild 6-4:** Partikeldurchsatz bei 1 m bei Modellierung mehrerer Partikelklassen
-
- Bild 7-1:** Kanal zur Untersuchung des Ablagerungs- und Re-suspensionsverhaltens der Fasern
- Bild 7-2:** Strömungsbild im Kanal mit zwei $0,1$ m hohen Wehren im Abstand von $0,3$ m
- Bild 7-3:** Vergleich berechneter und gemessener Strömungsprofile
- Bild 7-4:** Laser PIV Messungen des Wasser-Geschwindigkeitsfeldes und der Faserverteilung zwischen zwei Wehren

- Bild 7-5:** CFX Simulation unter Anwendung des Euler/Euler-Ansatzes
- Bild 7-6:** Angenommene Abhängigkeit der Faserviskosität vom Faservolumenanteil
- Bild 7-7:** Zwischen den Wehren abgelagerte Fasermengen
-
- Bild 8-1:** Rückhaltevorrichtung mit Faserpackung
- Bild 8-2:** Messprinzip des Kompaktierungsversuchs
- Bild 8-3:** Kompressionskurve $\varepsilon(p_k)$, erwarteter Verlauf
- Bild 8-4:** Porositätsprofil einer stationär durchströmten MD2-Faserpackung bei verschiedenen Leerrohrgeschwindigkeiten; Siebbeladung 10 kg/m^2
- Bild 8-5:** Kompaktierungsdruckverlauf einer stationär durchströmten MD2-Faserpackung; Siebbeladung 10 kg/m^2
- Bild 8-6:** Druckverlust über Faserpackungen in Abhängigkeit von der Leerrohrgeschwindigkeit; Messwerte (Symbole), Rechnung (Kurven)
- Bild 8-7:** Druckaufbau über zusammengesetzten Packungen; Leerrohrgeschwindigkeit $U=6 \text{ cm s}^{-1}$, Volumenanteil der Partikelphase im Zustrom: $\varepsilon_s=0,0001$, $0 < t < 200 \text{ s} \rightarrow$ Fasern, $200 \text{ s} < t < 800 \text{ s} \rightarrow$ Feinanteil mit $d_p=50 \text{ }\mu\text{m}$, Dünnschichtporosität $\varepsilon=0.4764$
- Bild 8-8:** Machbarkeitsstudie des beschriebenen Siebmodells in einer transienten CFX-Rechnung (linke Seite) und teilweise belegtes Sieb (rechte Seite)

Kurzfassung

Die CFD-Modellierung des Fasertransports wurde auf der Basis des Euler/Euler-Ansatzes untersucht. Die Nachbildung des Transportverhaltens der Partikel erfordert die korrekte Beschreibung des Impulsaustausches. Hierfür liefert die Auswertung der Sinkgeschwindigkeiten aus den Experimenten am Versuchsstand „Säule“ die notwendigen Informationen. Über die Vorgabe von Partikeldichte und Partikeldurchmesser kann die Sinkgeschwindigkeit nachgebildet und der Partikeltransport adäquat modelliert werden. Beispielsimulationen einer partikelbeladenen Strömung im Versuchsstand „Ringkanal“ lieferten plausible Resultate.

Das Anlagerungs- bzw. Abtragungsverhalten der Partikel an Hindernissen (z. B. Wehren) wurde über die Modellierung einer vom Feststoffanteil abhängigen Viskosität simuliert. Dieser Zusammenhang wurde an die Ergebnisse der Experimente im Ringkanal angepasst. Erste Demonstrationsrechnungen zur Beschreibung des Partikeltransportes an Hindernissen ergaben plausible Resultate. In anderen Beispielen zeigte die Parametervariation einer feststoffabhängigen Viskosität jedoch einen zu geringen Einfluss auf die berechneten Ablagemengen, um die experimentellen Befunde zu reproduzieren.

Es wurde ein Modell des Differenzdruckaufbaus aus den Kompaktierungseigenschaften der auf dem Sieb abgelagerten Fasern entwickelt und an Experimenten justiert. Damit steht neben den in der Literatur veröffentlichten Korrelationen ein weiteres Verfahren zur Berechnung des Differenzdrucks zur Verfügung. In einer Machbarkeitsstudie wurde die Wirkung eines Siebes auf das Strömungsfeld unter Nutzung des Modellansatzes des porösen Körpers in CFX-4.4 implementiert. Das implementierte Modell liefert qualitativ plausible Resultate.

Abstract

The CFD simulation of the transport of fibres in a water flow was investigated based on the Euler/Euler approach. The modelling of the transport behaviour of the fibres requires the adequate simulation of the momentum exchange between the phases. The sinking tests performed at IPM- Zittau yield the necessary information. For a given virtual particle density and virtual particle diameter the sinking velocity can be reproduced. CFD-simulations of the fibre laden flow in the channel yielded plausible results.

Sedimentation as well as resuspension of the fibres at obstacles were simulated using a fibre volume fraction dependent viscosity. First feasibility calculations yielded plausible results. Other investigations however showed, that the influence of a possible variation of parameters of a volume fraction dependent viscosity on the simulated results is not sufficient to fit the experiments.

A model describing the differential pressure build up across compressible beds of deposited fibrous material at sieves was developed. The model was tuned at experiments performed at IPM-Zittau. So a further correlation for the calculation of the difference pressure is available. In a feasibility study the influence of a partially blocked sieve on the flow field was simulated. The model based on the approach of the porous body was implemented in CFX-4.4 and yielded plausible results.

