

WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE

FZR-367

Februar 2003

ISSN 1437-322X

Archiv-Ex.:



*Gerhard Grunwald, Thomas Höhne, Horst-Michael Prasser,
Karl-Heinz Richter †, Frank-Peter Weiß, Sören Kliem,
Ulrich Rohde*

**Kühlmittelvermischung in
Druckwasserreaktoren:
Experimentelle Ausrüstung und Simulation der
Vermischung**

Herausgeber:
Forschungszentrum Rossendorf e.V.
Postfach 51 01 19
D-01314 Dresden
Telefon +49 351 26 00
Telefax +49 351 2 69 04 61
<http://www.fz-rossendorf.de/>

Als Manuskript gedruckt
Alle Rechte beim Herausgeber

*Gerhard Grunwald, Thomas Höhne, Horst- Michael Prasser,
Karl-Heinz Richter †, Frank-Peter Weiß, Sören Kliem,
Ulrich Rohde*

**Kühlmittelvermischung in
Druckwasserreaktoren:
Experimentelle Ausrüstung und Simulation der
Vermischung**

BMW Projekt 150 1216

Abschlussbericht

**Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für
Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1216 gefördert. Die Verant-
wortung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.**

Abschlussbericht

Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben-Nr./

Reactor Safety Research-project No.:

150 1216

Vorhabentitel: **Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren –
Teil 2: Experimentelle Ausrüstung und Simulation
der Vermischung**

Project Title: **Coolant mixing in pressurized water reactors –
Part 2: Experimental equipment and simulation of
the mixing**

Autoren / Author(s): **G. Grunwald, T. Höhne, S. Kliem, H.-M. Prasser, K.-H. Richter,
U. Rohde, F.-P. Weiß**

Dienststelle der Autoren /

Performing Organisation: **Forschungszentrum Rossendorf e.V.
Institut für Sicherheitsforschung**

Berichtsdatum / Publication Date: **Februar 2003**

Berichts-Nr. / Report-No.: **FZR-367**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1216 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN	2. Berichtsart Schlussbericht
3a. Titel des Berichts Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Teil 2, Experimentelle Ausrüstung und Simulation der Vermischung	
3b. Titel der Publikation	
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) Gerhard Grunwald, Thomas Höhne, Sören Kliem, Horst-Michael Prasser, Karl-Heinz Richter, Ulrich Rohde, Frank-Peter Weiß	5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.05.2002
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n))	6. Veröffentlichungsdatum Februar 2003
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden	7. Form der Publikation Broschüre
13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit (BMWA) 11019 Berlin	9. Ber.Nr. Durchführende Institution
	10. Förderkennzeichen 150 1216
	11a. Seitenzahl Bericht 164
	11b. Seitenzahl Publikation
	12. Literaturangaben 22
	14. Tabellen 20
	15. Abbildungen 121
16. Zusätzliche Angaben	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum)	
<p>Das vorliegende Projekt hatte die Ermittlung der räumlichen und zeitlichen Verteilung der Kühlmittelparameter am Spaltzoneneintritt bei transienten Prozessen zum Ziel, bei denen an den einzelnen Kühlmittelintrittsstutzen des Reaktors Unterschiede in der Borkonzentration bzw. in der Kühlmitteltemperatur auftreten. Die Sicherheitsrelevanz ist durch die Auswirkungen von Deborierungs- und Kaltwassertransienten auf die Leistungsfreisetzung im Reaktorkern gegeben.</p> <p>Mit Hilfe von Experimenten an einem Reaktormodell sowie durch Validierung und Nutzung eines dreidimensionalen Fluidynamikcodes (CFX-4) und durch Entwicklung eines vereinfachten Vermischungsmodells (SAPR) wurden die für die Ermittlung der reaktordynamischen Systemantwort notwendigen Tools zur Beschreibung der Verhältnisse am Kerneintritt geschaffen. Mit der Modellierung der räumlich und zeitlich aufgelösten Bor- bzw. Temperaturverteilung im RDB wurden die Voraussetzungen für die gekoppelte neutronenkinetisch-thermohydraulische Simulation von Deborierungs- und Kaltwassertransienten und deren Sicherheitsbewertung entwickelt. Das Vorhaben beschränkt sich auf Vorgänge ohne Verdampfung des Kühlmittels, die Vermischung innerhalb des Reaktorkerns bleibt ausgeklammert. Um Mehrfachzirkulationen von Temperatur- bzw. Borkonzentrationsstörungen im Primärkreis adäquat abbilden zu können, wurde auch die Vermischung im oberen Plenum behandelt.</p> <p>Zur Lösung der Aufgabe wurde die Versuchsanlage ROCOM (Rossendorf Coolant Mixing Model) aufgebaut. ROCOM ist ein 1:5-Modell eines KONVOI DWR. Durch die volle Abbildung aller vier Umwälzschleifen, die flexible Versuchssteuerung sowie die speziell für ROCOM entwickelte Gittersensormesstechnik zur räumlich und zeitlich hochauflösenden Bestimmung von Konzentrationsverteilungen stellt ROCOM heute eine weltweit führende Versuchsanlage dar. Bei den Experimenten wurden transiente Konzentrationsverteilungen am Kerneintritt für alle gemäß Arbeitsplan zu betrachtenden Szenarien ermittelt und zur Validierung von CFX-4 genutzt. Das vereinfachte Vermischungsmodell SAPR dient zur effizienten Kopplung zwischen dem thermohydraulischen Systemcode und dem dreidimensionalen neutronenkinetischen Kernmodell.</p>	
19. Schlagwörter Kühlmittelvermischung, Druckwasserreaktor, Borverdünnungstransienten, Abriss der Frischdampfleitung, Gittersensoren, Konzentrationsmesstechnik, Strömungssimulation	
20. Verlag	21. Preis

Document Control Sheet

1. ISBN or ISSN	2. Type of Report Final Report
3a. Report Title Coolant mixing in pressurized water reactors - part 2, experimental equipment and simulation of the mixing	
3b. Title of Publication	
4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) Gerhard Grunwald, Thomas Höhne, Sören Kliem, Horst-Michael Prasser, Karl-Heinz Richter, Ulrich Rohde, Frank-Peter Weiß	5. End of Project 31.05.2002
4b. Author(s) of the Publication (Family Name, First Name(s))	6. Publication Date February 2003
8. Performing Organisation(s) (Name, Address) Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden	7. Form of Publication Booklet
13. Sponsoring Agency (Name, Address) Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit (BMWA) 11019 Berlin	9. Originator's Report No.
16. Supplementary Notes	10. Reference No. 150 1216
17. Presented at (Title, Place, Date)	11a. No. of Pages Report 164
18. Abstract <p>The project aimed at the quantification of distributions of coolant parameters at the core entrance during transient processes in which coolant streams of different temperatures and/or boron concentrations arrive at the reactor inlet nozzles. The safety relevance is given by the consequences of boron dilution and cold water transients.</p> <p>With the help of experiments at a reactor model as well as by validating and applying three-dimensional fluid dynamics codes (CFX-4) and the development of a simplified mixing model (SAPR) tools were developed for the description of the conditions at the core inlet, which are necessary for the determination of the response of the core. By modelling the space and time dependent boron concentration or temperature distribution these tools allow the coupled neutron kinetic / thermal hydraulic simulation of boron dilution and cold water transients and the safety assessment of such scenarios. The project was limited to processes without steam generation. Furthermore, the coolant mixing inside the core was excluded from the investigation. In order adequately to describe multiple circulation of temperature or boron concentration perturbations in the primary circuit, mixing in the upper plenum was studied, too.</p> <p>For the solution of the task, the flexible test facility ROCOM (Rossendorf Coolant Mixing Model) was erected. ROCOM is a 1:5 model of the German KONVOI PWR. Due to the full representation of all four loops, the flexible control system of the test facility and the dedicated novel technique of mesh sensors for concentration measurements with high resolution in space and time, ROCOM now represents a leading facility in the world. In different experiment series, transient concentration distributions were recorded for all scenarios defined in the work plan. The results were used for the validation of CFX-4. Furthermore, the novel simplified mixing model SAPR was successfully validated. It serves as an efficient interface for the coupling of thermal hydraulic system codes and three-dimensional neutron kinetic codes.</p>	11b. No. of Pages Publication
19. Keywords Coolant mixing, pressurized water reactors, boron dilution transients, main steam line breaks, concentration measurement, mesh sensors, computational fluid dynamics	12. No. of References 22
20. Verlag	14. No. of Tables 20
21. Preis	15. No. of Figures 121

Inhalt

1. Einleitung	9
2. Zielstellung	9
3. Grundlegende Versuchsszenarien	11
4. Lösungsweg	12
5. Methodik der Vermischungsexperimente	14
5.1 Downcomer und unteres Plenum	14
5.2 Oberes Plenum.....	17
6. Auslegung und Aufbau des 4-Schleifenmodells ROCOM eines DWR Konvoi.....	18
6.1 Auslegungsparameter	18
6.2 Modellskalierung und Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse...	18
6.3 Aufbau des Reaktormodells.....	19
6.4 Primärkreislauf.....	24
6.5 Dosiersystem.....	26
6.6 Mischer.....	28
7. Messtechnik	30
7.1 Gittersensoren für Konzentrationsmessungen.....	30
7.1.1 Aufbau der Gittersensoren.....	31
7.1.2 Kalibrierung der Gittersensoren.....	34
7.1.3 Berechnung von relativen Konzentrationsverteilungen (Vermischungsskalar).....	35
7.2 Weitere Instrumentierung von ROCOM.....	35
7.3 Messstellenplan, Benennung, Koordinatensystem	36
8. Vermischung bei konstanten Schleifendurchsätzen	37
8.1 Versuchsdurchführung	37
8.2 Methodik der Auswertung.....	37
8.3 Versuchsmatrix.....	38
8.4 Allgemeine Beschreibung des Prozessablaufs.....	40
8.4.1 Gleicher Volumenstrom in allen vier Schleifen (Versuch Lnnnn_04)	40

8.4.2	Naturumlauf mit erhöhtem Volumenstrom in Schleife 1 (Versuch Lzyyy_01)	43
8.4.3	Teilschleifenbetrieb (Versuch Ln0n0_01)	46
8.5	Quasistationäre Vermischung am Kerneintritt	48
8.6	Einfluss des Druckverlustes.....	50
8.7	Einfluss des Kühlmitteldurchsatzniveaus.....	51
8.8	Einfluss des Durchsatzes auf die Ausdehnung des gestörten Sektors.....	53
8.9	LDA bei konstanten Schleifendurchsätzen	56
9.	Vermischung bei veränderlichen Schleifendurchsätzen	58
9.1	Versuchsdurchführung	58
9.2	Versuchsmatrix.....	61
9.3	Methodik der Auswertung	62
9.4	Allgemeine Beschreibung des Prozessablaufs.....	64
9.4.1	Zuschalten einer Hauptkühlmittelpumpe	64
9.4.2	Anlauf des Naturumlaufts	69
9.5	Ursachen für das beobachtete Vermischungsverhalten	72
10.	Vereinfachtes Modell zur Beschreibung der Vermischung im Reaktordruckbehälter.....	75
10.1	Notwendigkeit einer vereinfachten Modellierung	75
10.2	Grundlagen des vereinfachten Modells zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung bei Einsetzen der Kühlmittelzirkulation	75
11.	Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit numerischen Berechnungen bei Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe	81
11.1	Numerische Simulation mit CFX-4.....	81
11.1.1	Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung.....	81
11.1.2	Numerische Modellierung der perforierten Einbauten im RDB	83
11.2	Transiente Geschwindigkeitsmessungen mittels LDA-Technik im Downcomer im Vergleich mit CFX-Rechnungen.....	85
11.2.1	Rampenförmiges Anfahren einer Pumpe	85
11.2.2	Sprungförmiges Anfahren einer Pumpe	88
11.3	Vergleich der experimentellen Ergebnisse am Kerneintritt mit CFX-Rechnungen und dem vereinfachten Modell.....	92

11.3.1	Einleitung.....	92
11.3.2	Nachrechnung des Experiments Tnrrr_a09.....	93
11.3.3	Nachrechnung des Experiments Tnrrr_a12.....	98
11.3.4	Untersuchung eines hypothetischen Pfropfens	102
11.3.5	Skalierung auf den Originalreaktor mit Berücksichtigung von Temperaturdifferenzen	103
11.4	Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit numerischen Berechnungen bei Wiederanlaufen des Naturumlaufs.....	105
11.4.1	Nachrechnung Experiment Tyrrr_b02.....	106
11.4.2	Nachrechnung Experiment Tyrrr_c02.....	107
11.4.3	Detaillierter Vergleich Tyrrr_b02 - CFX.....	111
11.4.4	Detaillierter Vergleich Tyrrr_c02 - CFX.....	111
12.	Experimente zur Untersuchung des Einflusses von Dichteunterschieden.....	113
12.1	Ziel und Methodik	113
12.2	Experimente	116
12.2.1	Nomenklatur der Experimente und Versuchsmatrix	116
12.2.2	Vermischung im kalten Strang.....	118
12.2.3	Vermischung im Downcomer.....	124
12.2.4	Verteilungen am Kerneintritt	128
13.	Untersuchung der Vermischung im oberen Plenum.....	130
13.1	Einleitung.....	130
13.2	Vermischung vom Austritt aus den Brennelementen bis zum heißen Strang 130	
13.2.1	Methodik der Experimente.....	130
13.2.2	Übersicht über die durchgeführten Experimente	132
13.2.3	Experimentelle Ergebnisse bei Vollschleifenbetrieb	134
13.2.4	Vermischungsbild auf dem quasistationärem Plateau bei Drei- Schleifenbetrieb.....	140
13.2.5	Experimente bei reduziertem Durchsatz.....	143
13.2.6	Schlussfolgerungen	143
13.3	Vermischung rückströmenden Kühlmittels bei Teilschleifenbetrieb	145
13.3.1	Methodik der Experimente.....	145
13.3.2	Verteilungen in den Austrittsstutzen	145
14.	Zusammenfassung.....	148
15.	Literatur.....	152

16. Verzeichnisse	154
16.1 Formelzeichen	154
16.2 Abbildungsverzeichnis	156
16.3 Tabellenverzeichnis	164

1. Einleitung

Das Kühlmittel in Druckwasserreaktoren kann bei Unterkühlungs- und Deborierungs-transienten aus den einzelnen Kühlschleifen mit deutlich voneinander abweichender Temperatur bzw. Borsäurekonzentration in den Reaktordruckbehälter eintreten. Trotz Vermischung innerhalb des Druckbehälters (Downcomer, unteres Plenum, Core, oberes Plenum) kann es zu einer räumlich und zeitlich stark ausgeprägten Profilierung dieser Kühlmittelparameter im Reaktorkern und zu einer Beeinflussung der nuklearen Wärmeerzeugung kommen. Störungen der Kühlmittelparameter am Reaktoreintritt sind demzufolge je nach Art und Ausmaß von sicherheitstechnischer Relevanz. Ihre weitere Entwicklung im Strömungspfad des Reaktors ist durch eine mehr oder weniger stark ausgeprägte Vermischung gekennzeichnet, die zu einem Abbau der Störampplituden führen kann. Konservative Annahmen, die vom Fehlen einer solchen Vermischung ausgehen, führen bei Sicherheitsbewertungen in der Regel zu einer starken Überbewertung der Konsequenzen der entsprechenden Transienten, die alternative Annahme einer idealen Vermischung zur unrealistischen Unterbewertung. Die genaue Kenntnis der Vermischung ist somit notwendig für eine realistische Sicherheitsbewertung im Sinne von Best-Estimate-Analysen.

Im vorliegenden Forschungsvorhaben wurde die Kühlmittelvermischung in einem Druckwasserreaktor vom Typ KONVOI (1300 MW_{el}) experimentell und theoretisch untersucht. Hierfür wurde die Versuchsanlage (ROCOM - Rossendorf Coolant Mixing Model) errichtet, die den Reaktor in einem Maßstab von 1:5 nachbildet. Die theoretischen Arbeiten umfassen die Anwendung und Validierung des CFD-Codes CFX-4 und die Entwicklung eines vereinfachten Vermischungsmodells zur effektiven Kopplung von neutronenkinetischen und thermohydraulischen Rechenprogrammen. Das Vorhaben hatte eine Laufzeit von 4 Jahren und 2 Monaten (01.04.1998 bis 31.05.2002) und wurde anfänglich vom BMBF, später vom BMWi bzw. BMWA unter der Projektbetreuung der GRS gefördert.

2. Zielstellung

Ziel des Vorhabens war es, ausgehend von den Schleifenparametern, die als Randbedingungen vorgegeben werden, die räumliche und zeitliche Profilierung der Kühlmittelparameter am Spaltzoneneintritt zu ermitteln, die wegen der unvollständigen Vermischung innerhalb des Druckbehälters (Downcomer, unteres Plenum) auftritt. Durch eine geeignete Instrumentierung wurden die Verteilungen außerdem auf zwei Höhenpositionen im Downcomer erfasst, was die Möglichkeiten der Modellbildung und der Validierung von CFD-Codes erweitert, indem auch Informationen über die Entwicklung der Verteilungen entlang des Strömungswegs bereitgestellt wurden.

Ebenfalls untersucht wurde die Vermischung im oberen Plenum. Die Strömungsverhältnisse in diesem Teil des Reaktors bestimmen die Verteilung des aus den einzelnen Brennelementen austretenden Kühlmittels auf die Reaktoraustrittsstützen, bzw. innerhalb der Querschnittsflächen der Stützen. Ihre Kenntnis ist erforderlich, um in gekoppelten thermohydraulisch-neutronenkinetischen Rechenmodellen das Primärkreislaufmodell zu schließen, d.h. um die sich infolge der Reaktion des Reaktorkerns auf die kaltseitige Störung in den Heißsträngen einstellenden thermohydraulischen Verhältnisse richtig beschreiben zu können. Daneben hat die Untersuchung der Verhältnisse im oberen Plenum auch eine Bedeutung für den Normalbetrieb der

Anlage, da sie zur Klärung von solchen Phänomenen beiträgt, wie Temperaturgradienten und Temperaturfluktuationen in den Heißsträngen.

Zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren wird international auf experimentelle Modellversuche in Verbindung mit CFD-Simulationen orientiert. Der vorliegende Bericht behandelt die Arbeiten, die im Rahmen eines vierjährigen Forschungsvorhabens am Institut für Sicherheitsforschung des Forschungszentrums Rossendorf durchgeführt wurden. Kernstück sind Experimente an einer Versuchsanlage, die den Reaktordruckbehälter eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor vom Typ KONVOI (1300 MW_{el}) im Maßstab 1:5 nachbildet. Die Ergebnisse wurden zur Validierung von CFD-Modellen und Entwicklung eines vereinfachten, auf der Superposition von Messdaten basierenden theoretischen Vermischungsmodells genutzt.

Eine wesentliche Neuerung zur Messung der aus den Vermischungsvorgängen resultierenden Konzentrations- bzw. Temperaturverteilungen ist der Einsatz der im Institut für Sicherheitsforschung im Forschungszentrum Rossendorf entwickelten Leitfähigkeitsmesstechnik mit Gittersensoren. Mit fast 1000 Messpunkten an jeweils vier interessierenden Positionen am und im Modell-Druckgefäß (wahlweise Reaktoreintritt, oberer und unterer Downcomer und Kerneintritt oder an den vier Kühlmittelaustrittsstutzen) werden die Vermischungsvorgänge nach dem Eindosieren einer stark verdünnten NaCl-Wasser-Lösung in eine der vier Schleifen der Versuchsanlage orts- und zeitabhängig mit einer Auflösung von bis zu 200 Hz erfasst. Ergänzt wurden die Tracer-Messungen durch die Bestimmung der stationären und transienten (beim Pumpenanlauf) Geschwindigkeitsverteilung am unteren Downcomer-Ende mit Hilfe eines Laser-Doppler-Anemometers. Weitere Vorteile der experimentellen Anlage sind die individuelle stufenlose Veränderbarkeit der Drehzahlen der Umwälzpumpen und die rechnergestützte Prozessautomatisierung z.B. zur Simulation von beliebigen Pumpenfahrweisen, die es möglich machen, eine Vielzahl unterschiedlicher Szenarien zu realisieren.

Die Vermischung im Reaktorkern wurde nicht mit in das Projekt einbezogen. Im Modellversuch wurde der Kern durch Rohre ersetzt, die an jeder der Brennelementpositionen eine direkte Verbindung zwischen Kernein- und austritt herstellen. Damit findet im Modell keine Quervermischung statt. Andererseits eignen sich die Rohre des Kerneinsatzes gut für die Injektion des NaCl-Tracers bei den Untersuchungen der Vermischung im oberen Plenum. Die errichtete Versuchsanlage ist potentiell für den Einbau eines Modellkerns geeignet, der auch Quervermischungsversuche zulässt.

Im Ergebnis der Arbeiten wurden Messdaten erhalten und Rechenmodelle entwickelt, die die Kühlmittelvermischung im unteren Plenum bei Betrieb aller oder einzelner Hauptumwälzpumpen sowie beim Anlaufen einer Pumpe, bei Naturumlauf bzw. einsetzendem Naturumlauf in einer oder mehreren Schleifen beschreiben. Dabei wurden auch Vorgänge betrachtet, bei denen Dichteunterschiede infolge von Temperaturdifferenzen (z.B. Notkühleinspeisung) auf das Geschwindigkeitsfeld zurück wirken.

Ebenfalls erhalten wurden Daten, die die Vermischung in einem vereinfacht modellierten oberen Plenum beschreiben. Sie charakterisieren die Umverteilung des aus einzelnen Brennelementpositionen austretenden Kühlmittels auf die vier Austrittsstutzen. Mit einer Superpositionsmethode lässt sich hieraus bei bekannter Tempera-

turverteilung am Kernaustritt eine Abschätzung der Verteilungen in den Heißsträngen gewinnen. Im Ergebnis konnte die Ursache in der Praxis vielfach beobachteter axialer Temperaturgradienten in den Austrittsstutzen sowie der spezifischen, dort bei Normalbetrieb auftretenden Temperaturfluktuationen erklärt werden. In einzelnen Versuchen wurde auch die Umverteilung von Kühlmittel untersucht, dass aus Heißsträngen mit abgeschalteter Pumpe in das obere Plenum zurück strömt und sich von dort auf die Schleifen mit laufenden Pumpen verteilt. Zusammen mit der Transferfunktion vom Kernaustritt zum Reaktorausstritt kann so auch der Ausfall einzelner Hauptkühlmittelpumpen der Kreislauf in thermohydraulischen Systemcodes korrekt geschlossen werden. Wegen der vereinfachten Modellierung der Geometrie des oberen Plenums (ebener Reaktordeckel, keine Einbauten) können die Ergebnisse nur bedingt direkt auf die Originalanlage übertragen werden. Die Untersuchungen tragen generischen Charakter im Hinblick auf die Aufklärung der grundlegenden Phänomene und der Bereitstellung von Daten zur Code-Validierung.

3. Grundlegende Versuchsszenarien

Im Hinblick auf die Randbedingungen am Reaktoreintritt können die relevanten Vermischungsszenarien in drei große Gruppen unterteilt werden:

1. Zeitlich konstanter Kühlmittelmassenstrom in allen oder einem Teil der Kühlmittelschleifen und Auftreten einer Veränderung (Störung) der Temperatur oder der Borsäurekonzentration am Reaktoreintrittsstutzen einer der laufenden Schleifen. Szenarien dieser Art können bei Zwangsumlauf (arbeitenden Hauptkühlmittelpumpen) als auch bei Naturumlauf im Primärkreis auftreten. Ein typischer Fall für eine Temperaturstörung ist ein Leck in der Frischdampfleitung, bei dem sich das Kühlmittel in einer der Schleifen abkühlt und das kältere Wasser in den Reaktor gelangt, bevor die Hauptkühlmittelpumpen abgeschaltet werden.
2. Transiente Strömungssituationen mit zeitlich veränderlichen Schleifendurchsätzen in einer oder mehreren Schleifen. Auch hier kann es sich um Zwangs- oder Naturumlaufbedingungen handeln. Die wichtigsten Vertreter sind: A) Der unbeabsichtigte Anlauf einer Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen von Kühlmittel mit abgesenkter Borsäurekonzentration in der entsprechenden Schleife, wobei die Deborierung beispielsweise durch eine Fehlfunktion des Zuspeisesystems bei abgeschaltetem Reaktor, ein Dampferzeugerheizrohrleck mit Überströmen von borfreiem Medium aus dem zweiten in den ersten Kreislauf entstanden sein kann, B) das Einsetzen des Naturumlafs nach Wiederauffüllen des Primärkreises in der Spätphase eines Störfalls mit kleinem Leck, bei dem sich infolge eines Reflux-Condenser-Betriebs borfreies Kondensat im Kaltstrang angesammelt hat.
3. Szenarien mit größeren Dichtedifferenzen, bei denen gravitationsbedingt Rückwirkungen vom Dichtefeld auf die Geschwindigkeitsverteilung in den Strömungsgebieten im Reaktor in Erscheinung treten. Phänomene dieser Art sind nur zu erwarten, wenn die Hauptkühlmittelpumpen ruhen und allenfalls Naturumlauf in den Kühlschleifen vorliegt, da anderenfalls der durch die Pumpen eingebrachte Bewegungsimpuls dominiert. Gravitationseffekte sind zum Beispiel bei der Vermischung von kaltem Notkühlwasser zu erwarten, das über einen kaltseitigen Notkühlstutzen in den Kaltstrang und von dort in den Reaktordruckbehälter gelangt. Wegen der höheren Dichte des Notkühlwassers wird die Abwärtsbewegung des Notkühlwassers im Downcomer verstärkt und es wird eine Strähnenbildung beobachtet. In Folge treten thermische Belastungen der heißen Druckbehälterwand auf (PTS =

Pre-stressed Thermal Shock) und die Verteilungen am Kerneintritt unterscheiden sich von denen, die in Fällen ohne signifikante Dichtedifferenzen auftreten.

Entsprechend dieser Aufteilung wurden Untersuchungen durchgeführt zur

- Vermischung bei konstanten Schleifendurchsätzen,
- Vermischung bei Anlaufen der Kühlmittelzirkulation und
- Einfluss von Dichteunterschieden.

In den ersten zwei Versuchsgruppen wurde der Kühlmittelmassenstrom in weiten Bereichen variiert, so dass sowohl Nominal- als auch Naturumlaufbedingungen nachgebildet wurden. Der Einfluss von Dichteunterschieden wurde nur für die kaltseitige Noteinspeisung nach einem Leckstörfall betrachtet, so dass sich diese Versuche auf Naturumlaufzustände beschränken.

Hinzu kommen die Versuche zum oberen Plenum, wobei hierzu nur Zustände mit konstanten Schleifendurchsätzen, die dem Nominalwert entsprechen - allerdings sowohl für Voll- als auch Teilschleifenbetrieb - durchgeführt wurden.

4. Lösungsweg

Im Abschlussbericht zum Projekt " Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Teil 1: Möglichkeiten geschlossener analytischer Lösungen und Simulation der Vermischung im Ringraum mit CFX-4" [Gru01] wurde ausgehend von einer Analyse früherer Experimente und Modellierungsansätze sowie von eigenen analytischen und numerischen Untersuchungen der Bedarf für neue Experimente abgeleitet und eine entsprechende Versuchsanlage konzipiert. Der Konzeption wurde eine Betrachtung der relevanten Borverdünnungsszenarien zugrunde gelegt [Höh99].

Im Abschlussbericht [Eub99] der von der EU geförderten „Concerted Action on Boron Dilution Experiments“ EUBORA wird eine Übersicht über den internationalen Stand der Untersuchungen zur Vermischung unterschiedlich borierter oder temperierter Kühlmittelpropfen gegeben und es werden die bis dahin noch ungenügend untersuchten Aspekte aufgezeigt:

- (1) Geschwindigkeitsmessungen im Downcomer und unteren Plenum, insbesondere während des Anfahrens der ersten Kühlmittelpumpe,
- (2) Reynolds- und Strouhal-Skalierung der Anfahrrampe beim Start der ersten Kühlmittelpumpe,
- (3) Effekt der Geometrie und der Strukturen im Downcomer und unteren Plenum,
- (4) Einfluss der Anordnung und des Zustands der Primärkreislaufschleifen (geschlossen oder offen),
- (5) Übergang von impulsgetriebener Vermischung zu dichtekontrollierter Vermischung,
- (6) 1:1 Skalierung,

(7) Vermischung im Reaktorkern.

Zu den Anstrichen (1), (2), (3) und (4) teilweise sowie (5) wurden im Rahmen des Vorhabens entscheidende Beiträge geleistet. Unterschiedliche Geometrien des RDB und Anordnungen der Primärkreislaufschleifen können nur durch vergleichende Tests an verschiedenen Anlagen untersucht werden. Solche Untersuchungen für unterschiedliche Reaktortypen laufen derzeit im Rahmen des EU-Projektes FLOMIX-R unter Federführung des FZR.

Im Rahmen des vorliegenden Vorhabens wurde die Versuchsanlage (ROCOM - Rossendorf Coolant Mixing Model) entwickelt und errichtet, die gegenüber anderen Versuchsanlagen eine wesentlich größere Flexibilität hinsichtlich der Betriebsführung und eine neue Qualität der Instrumentierung aufweist. ROCOM ist sowohl für quasi-stationäre als auch transiente Versuche geeignet, wobei im Gegensatz zu den Versuchsständen Bora-Bora [Alv92] und Vattenfall [Ala95] keine Beschränkung auf das Anlaufen der ersten Hauptkühlmittelpumpe erfolgen sollte. Die Anlage wurde für Wasser bei annähernd Umgebungstemperatur ausgelegt, um die Nachteile früherer luftbetriebener Modelle [Drä87, Ulr83] auszuschalten, wie Kompressibilität des Strömungsmediums und schlechte Realisierbarkeit von Massenstromtransienten. Außerdem bietet Wasser die Möglichkeit des Einsatzes von Tracerstoffen, die mit Leitfähigkeitsmessverfahren nachgewiesen werden können, was eine hohe zeitliche Auflösung der Messung ermöglicht. Auf einen Betrieb bei Originaltemperaturen muss aus Aufwandsgründen verzichtet werden. Das zieht hauptsächlich eine im Vergleich zum Original deutlich vergrößerte Zähigkeit des Strömungsmediums nach sich, was die erreichbaren Reynolds-Zahlen über das durch die Skalierung gegebene Verhältnis weiter verringern. Weiterhin wurden zweiphasige Betriebszustände zunächst aus der Betrachtung ausgeklammert.

Ausgehend von den Erfahrungen aus früheren Experimenten und den Skalierungsüberlegungen wurde ein Maßstab von 1:5 als ausreichend erachtet. Kernstück der Anlage muss ein Reaktormodell sein, das alle wichtigen Details der Strömungsführung im Bereich vom Reaktoreintritt bis zum Reaktorkern im gewählten Maßstab geometrisch ähnlich nachbildet. Da die Hauptkühlmittelleitung beim Originalreaktor bereits kurz vor den Ein- bzw. Austrittsstutzen Krümmer aufweist, die einen Einfluss auf das Strömungsfeld im Reaktor haben können, ist es notwendig, zumindest den ersten Krümmer noch in die Modellierung einzubeziehen. Ein Querschnitt jenseits dieser Krümmer wird als Modellrand definiert.

Zur Nachbildung der verschiedenen Vermischungsszenarien [Gru01, Höh99] werden am Modellrand die Strömungsgeschwindigkeiten sowie die Qualität des Kühlmittels als zeitabhängige Randbedingungen vorgegeben. Temperatur- bzw. Borsäurekonzentrationsunterschiede werden durch Zugabe einer die elektrische Leitfähigkeit beeinflussenden Tracerlösung (NaCl-Lösung) simuliert. Bei den vorwiegend turbulenten Vermischungsmechanismen des Tracersalzes stellen sich Verteilungen ein, die auf die Borsäurekonzentration bzw. die Temperatur übertragen werden können, indem die örtlichen Änderungen der Tracerkonzentration bzw. der Borsäurekonzentration oder der Temperatur auf die Amplitude der jeweiligen Störung am Eintritt in den Reaktor bezogen wird.

Der Einfluss von Dichtegradienten wurde durch Zugabe von Additiven zum Strömungsmedium modelliert. Im vorliegenden Bericht werden Experimente zur Vermi-

schung von Notkühlwasser beschrieben, das bei Naturumlaufbedingungen in den Kaltstrang eingespeist wird. Dieses Wasser weist im Vergleich zum Kühlmittelinventar im Reaktor und im Kreislauf eine deutlich höhere Dichte auf. Dieser Dichteunterschied wurde durch Zugabe von Zucker (Glukose) zum Notkühlwasser eingestellt.

Zur Vorgabe von zeitabhängigen Strömungsgeschwindigkeiten als Randbedingung verfügt die Anlage über vier Schleifen. Eine präzise und verzögerungsarme Durchflusssteuerung wird durch den Einsatz einer Pumpendrehzahlregelung über Frequenzumrichter erreicht. Jenseits des Modellrands wurde auf eine geometrisch ähnliche Nachbildung der Schleifen verzichtet, was den Aufwand erheblich reduziert. Es wurde jedoch Wert auf die Einhaltung der originalen Umlaufzeit des Kühlmittels gelegt.

Durch Verwendung eines transparenten Reaktormodells (Plexiglas) ist eine visuelle Beobachtung der Vermischungsvorgänge durch Farbdosierung möglich. Dies erlaubt weiterhin den Einsatz eines Laser-Doppler-Anemometers zur Geschwindigkeitsmessung.

Die Versuchsanlage wurde mit einer Messtechnik ausgestattet, die eine räumlich und zeitlich hochauflösende Messung der transienten Verteilungen des Tracers ermöglicht. Hierfür wurden spezielle neuartige Gittersensoren entwickelt, die auf der Messung der elektrischen Leitfähigkeit beruhen. Die wesentlichen Anforderungen an die Messtechnik lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Hauptmessort ist der Kerneintritt. Jedem Brennelementeintritt war eine Messstelle zuzuordnen.
- Am Eintrittsstutzen, an dem die Konzentrations- bzw. Temperaturänderung in Form der Tracerzumischung modelliert wird, war eine Überwachung der Güte der realisierten Randbedingung durch eine Messung der Leitfähigkeitsverteilung im Rohrquerschnitt zu realisieren.
- Neben der Instrumentierung von Eintrittsstutzen und Kerneintritt waren weitere Messstellen im Downcomer vorzusehen, um den Mechanismus der Vermischung entlang des Strömungswegs aufzuklären.
- Die Zeitauflösung sollte die Darstellung von turbulenten Fluktuationen der Tracerkonzentration ermöglichen, um Turbulenzmodelle besser validieren zu können.

Insgesamt wurden 4 Gittersensoren mit insgesamt ca. 1000 Einzelmessstellen eingesetzt. Sie befinden sich am Kühlmittleintrittsstutzen, im Ringspalt dicht unterhalb der Stutzenzone, im Ringspalt auf Höhe des Kerneintritts und am Kerneintritt selbst. Sie liefern die lokale Leitfähigkeit des Wassers auf einem dichten Netz definierter Messpunkte.

5. Methodik der Vermischungsexperimente

5.1 Downcomer und unteres Plenum

Die Experimente an ROCOM haben das Ziel, zeitlich veränderliche Verteilungen der Transportgrößen Temperatur bzw. Borsäurekonzentration in der komplexen Geome-

trie des Reaktordruckbehälters mit seinen strömungsführenden Einbauten messtechnisch zu ermitteln. Bei der Betrachtung der Vermischung im Downcomer und im unteren Plenum ist die Verteilung, die sich am Eintritt in den Reaktorkern herausbildet, von besonderer Bedeutung. Weitere Messorte im Ringspalt (Downcomer) dienen der Aufklärung der Strömungsphänomene und verbessern die Möglichkeiten der Validierung von theoretischen Methoden zur Berechnung der Vermischung (z.B. CFD-Codes). Die Randbedingungen, aus denen sich die Verteilungen ergeben, sind die Kühlmitteldurchsätze in den vier Schleifen des Primärkreislaufs sowie die Temperatur bzw. die Borsäurekonzentration an den Kühlmiteleintrittsstutzen. Diese Randbedingungen können stationärer Art sein, d.h. sowohl die Kühlmitteldurchsätze als auch der Wert der betrachteten Transportgröße können zeitunabhängig vorgegeben sein.

Bei konstanten und identischen Kühlmittelströmen auf Niveau des Nenndurchsatzes in allen vier Schleifen spricht man vom Vollsleifenbetrieb. Die Abschaltung von einzelnen Pumpen führt zum Teilsleifenbetrieb, wobei sich in der betrachteten Anlage (Konvoi) in diesem Fall stets eine Rückströmung in den außer Betrieb befindlichen Schleifen einstellt. Ein sogenannter Teilsleifenbetrieb mit abgesperrten Schleifen, bei dem die Rückströmung unterbunden wird, lässt sich an der Versuchsanlage durch Schließen der Druckschieber an den Pumpen ebenfalls erreichen. Dieser Betrieb ist von theoretischem Interesse, da auf diese Art asymmetrische Strömungsfelder im Reaktor bei besonders klaren Randbedingungen erzeugt werden können, die sich gut für die Validierung von Rechenmodellen eignen.

Naturumlaufzustände lassen sich an ROCOM durch Betrieb der Pumpen mit verminderter Drehzahl nachbilden. Auch hier ist es möglich, gleiche oder unterschiedliche Durchsätze in den vier Schleifen als Randbedingung vorzugeben.

Bei transienten Vorgängen können sowohl die Schleifendurchsätze als auch die Transportgröße am Reaktoreintritt als Funktionen der Zeit vorgegeben sein, wobei jedem Eintrittsstutzen individuelle Funktionen zugeordnet sein können. Ein wichtiger Fall ist die Zuschaltung einer Hauptumwälzpumpe bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens in einer der Schleifen. Hierbei wird die entsprechende Umwälzpumpe an der Versuchsanlage gemäß der Anfahrkurve der Originalpumpe gesteuert, um den vorgegebenen Durchsatzverlauf zu erzielen. Eine weitere Randbedingung ist der Konzentrationsverlauf am Eintrittsstutzen, der in der Regel durch die Ausdehnung des deborierten Pfropfens und den Zeitpunkt seines Eintreffens relativ zum Durchsatz-Zeit-Verlauf definiert ist. In ähnlicher Weise können durch Vorgabe entsprechend kleinerer Pumpendrehzahlen auch Vorgänge mit einsetzendem Naturumlauf simuliert werden.

In den meisten Fällen ist der Ausgangszustand durch eine gleichmäßige Anfangsverteilung der zu untersuchenden Transportgröße im gesamten Strömungsgebiet gekennzeichnet. Ein transienter Vorgang beginnt zu dem Zeitpunkt, an dem am betroffenen Eintrittsstutzen eine Veränderung der Transportgröße einsetzt. Diese Schleife wird im weiteren als gestörte Schleife, der entsprechende Eintrittsstutzen als gestörter Eintrittsstutzen bezeichnet.

Bei der experimentellen Untersuchung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren geht es, wie bereits geschildert, um zwei unterschiedliche skalare Transportgrößen, die Kühlmitteltemperatur T und die Konzentration der im Kühlmittel von Druckwasserreaktoren gelösten Borsäure C_B . Durch die am Modellrand vorgegebene

nen Bedingungen können beide Größen unabhängig voneinander räumlich ungleichmäßige und zeitlich veränderliche Verteilungen innerhalb der Strömungsräume des Reaktors aufweisen, d.h. $T = T(x,y,z,t)$, $C_B = C_B(x,y,z,t)$. Die Erhaltungsgleichung ist für beide Skalare identisch:

$$\frac{\partial S}{\partial t} + u \cdot \frac{\partial S}{\partial x} + v \cdot \frac{\partial S}{\partial y} + w \cdot \frac{\partial S}{\partial z} = D \cdot \left(\frac{\partial^2 S}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 S}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 S}{\partial z^2} \right) \quad (5.1)$$

Hierbei ist für S entweder T oder C_B einzusetzen. Für den Fall einer laminaren Strömung muss der Diffusionskoeffizient ebenfalls der jeweils betrachteten Größe angepasst werden. Für die Temperatur muss die Wärmeleitzahl eingesetzt werden, d.h. $D = a = \lambda / (\rho \cdot c_p)$. Bei der Berechnung der Borsäurevermischung gilt der entsprechende Koeffizient der molekularen Diffusion: $D = D_B$.

Zunächst ist festzustellen, dass die Transportgleichung bezüglich des Skalars S linear ist. Daraus folgt, dass zwei bei identischem Geschwindigkeitsfeld für unterschiedliche Randbedingungen des Skalars erhaltene Verteilungen S_1 und S_2 linear überlagert werden können. Man erhält dabei erneut eine Verteilung, die Lösung von Gl. (5.1) ist: $S = q_1 \cdot S_1 + q_2 \cdot S_2$. Praktisch bedeutet dies z.B., dass eine Verdopplung der Veränderung der Temperatur oder der Borsäure am gestörten Eintrittsstutzen des Reaktors eine Verdopplung aller örtlichen, momentanen Temperatur- bzw. Konzentrationswerte nach sich zieht. Bedingung ist dabei allerdings, dass die veränderten Randbedingungen keine Rückwirkung auf das Geschwindigkeitsfeld verursachen. Bei Naturumlaufzuständen, in denen die Kühlmittelströmung durch Dichteunterschiede angetrieben wird, kann diese Forderung nicht immer erfüllt werden.

Beim Übergang zur turbulenten Strömung kommt dazu, dass die molekulare Diffusion bzw. die Wärmeleitung nur noch eine untergeordnete Rolle spielt. Die Vermischung erfolgt nun durch den mikroskopischen turbulenten Austausch, der Unterschied zwischen der Wärmeleitzahl und der Diffusionskonstante für die Borsäure tritt in den Hintergrund. Aus diesem Grund kann davon ausgegangen werden, dass sowohl für die Temperatur als auch für die Borsäure bei ähnlichen Randbedingungen an den Eintrittsstutzen auch ähnliche Verteilungen innerhalb des Reaktors vorliegen. Deshalb kann sowohl die Temperatur- als auch die Borsäurevermischung durch die Vermischung ein und derselben Tracersubstanz, die dem Kühlmittel beigemischt wird, modelliert werden. Als Tracer dient eine schwache Natriumchloridlösung (NaCl). Die Messung der Konzentration erfolgt über die elektrische Leitfähigkeit σ . Bei den Experimenten wurde in einem Leitfähigkeitsbereich zwischen 10 und 200 $\mu\text{S}/\text{cm}$ gearbeitet. Bei derart niedrigen Konzentrationen des Tracersalzes ist die Proportionalität von Konzentration und Leitfähigkeit gewährleistet.

Die zeitlich veränderliche Verteilung der Tracerkonzentration $C(x,y,z,t)$ wird in einen maßeinheitenlosen Vermischungsskalar $\Theta(x,y,z,t)$ überführt, indem jeder einzelne Wert auf einen unteren und einen oberen Referenzwert bezogen wird. Als unterer Bezugswert C_0 dient im Allgemeinen die in der Anlage gleichverteilte Anfangskonzentration. Als oberer Bezugswert C_1 wird meist die am gestörten Eintrittsstutzen vorliegende Konzentration genutzt. Da am Eintrittsstutzen eine gewisse Ungleichmäßigkeit der Tracerkonzentration vorliegen kann, wird hierfür über den Eintrittsquerschnitt gemittelt. Dieser Mittelwert ist im Allgemeinen eine Funktion der Zeit. Als Referenzwert wird das zeitliche Maximum bzw. der eingeschwungene Wert der über den

Querschnitt gemittelten Konzentration im Eintrittsstutzen verwendet. Bei Experimenten mit genügend langer gleichbleibender Tracereinspeisung kann der Bezugswert auch über ein Zeitintervall gemittelt werden. Aufgrund der Proportionalität zwischen Konzentrationen und Leitfähigkeit wird die Berechnung des maßeinheitenlosen Vermischungsskalars aus den gemessenen Leitfähigkeitswerten vorgenommen:

$$\Theta(x, y, z, t) = \frac{C(x, y, z, t) - C_0}{C_1 - C_0} = \frac{\sigma(x, y, z, t) - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_0} \quad (5.2)$$

Mit Hilfe des Vermischungsskalars läßt sich bei ähnlichen Randbedingungen sowohl das Temperaturfeld als auch die Konzentrationsverteilung der Borsäure beschreiben:

$$\begin{aligned} T(x, y, z, t) &= \Theta(x, y, z, t) \cdot (T_1 - T_0) + T_0 \\ C_B(x, y, z, t) &= \Theta(x, y, z, t) \cdot (C_{B,1} - C_{B,0}) + C_{B,0} \end{aligned} \quad (5.3)$$

Hierbei sind T_1 , T_0 , $C_{B,1}$ und $C_{B,2}$ die entsprechenden Bezugswerte. Der Vermischungsskalar $\theta(x, y, z, t)$ wird an diskreten Messorten (x_i, y_i, z_i) und zu diskreten Zeitpunkten t_i ermittelt. Diese Messorte sind durch die Geometrie der verwendeten Gittersensoren und deren Anordnung definiert (vgl. Abschnitte 7.1 und 7.5).

Bei Transienten mit signifikanten Dichteunterschieden kommt als Randbedingung noch der Dichteunterschied zwischen dem Kühlmittel in der gestörten Schliefe bzw. dem Notkühlwasser und dem Kühlmittelinventar im Reaktor und den ungestörten Schleifen hinzu, die einzuhalten sind. Außerdem kann es hier zu Schichtungen am Kühlmittelintrittsstutzen kommen (vgl. Abschnitt 13).

5.2 Oberes Plenum

Die Untersuchung des oberen Plenums hat das Ziel, die Verteilungen der Transportgrößen Temperatur bzw. Borsäurekonzentration am Reaktoraustritt, d.h. im Strömungsquerschnitt der einzelnen Austrittsstutzen zu ermitteln. Die Randbedingungen sind hierbei die Durchsätze in den Umwälzschleifen und die Verteilung der betrachteten Transportgröße am Kernaustritt. Bei den durchgeführten Experimenten handelt es sich ausschließlich um Versuche mit stationären Kühlmitteldurchsätzen. Dabei wurde sowohl bei Voll- als auch bei Teilschleifenbetrieb gearbeitet.

Besonders deutlich läßt sich die Vermischung im oberen Plenum darstellen, wenn eine Randbedingung vorgegeben wird, bei der nur am Austritt eines einzelnen Brennelements eine Störung vorliegt. Sie wird durch Einspeisen von NaCl-Lösung in das entsprechende Rohr des Kerneinsatzes erzeugt. Als Referenzwert wird die Konzentration C_0 am Austritt des Rohrs genutzt, die sich aus dem Gesamtvolumenstrom durch den Kern \dot{V}_{Core} , der Anzahl der Brennelemente n_{BE} , der Salzkonzentration in der Tracerlösung C_T und dem Tracerdurchsatz \dot{V}_T ergibt:

$$C_1 = \frac{C_T \cdot \dot{V}_T + C_0 \cdot \dot{V}_{Core} / n_{BE}}{\dot{V}_T + \dot{V}_{Core} / n_{BE}}$$

Mit diesem Bezugswert werden die in den vier Sensoren an den Austrittsstutzen gemessenen Konzentrationsverteilungen normiert.

6. Auslegung und Aufbau des 4-Schleifenmodells ROCOM eines DWR Konvoi

6.1 Auslegungsparameter

Die Auslegungsparameter des Vermischungsmodells im Vergleich zu den Originaldaten sind in der Tabelle 6.1 zusammengefasst. In weiteren wird die Versuchsanlage kurz beschrieben. Ausführlichere Informationen finden sich im Bericht [Gru02].

Tab. 6.1 Vergleich Original DWR - ROCOM: Modellmedium Wasser, 20°C

Größe	Maßeinheit	Original	ROCOM
Innendurchmesser Druckgefäß	mm	5000	1000
Druckgefäßhöhe	mm	~12 000	~2400
Innendurchmesser Eintrittsstutzen	mm	750	150
Spaltweite Downcomer	mm	315	63
Kühlmitteldurchsatz pro Schleife	$\frac{m^3}{h}$	23 000	350 (max.) 185 (nominal)
Kühlmitteleintrittsgeschwindigkeit	m/s	14.5	5.5 (max.) 2.91 (nominal)
Geschwindigkeit im Downcomer	m/s	5.5	2.1 (max.) 1.1 (nominal)
Re Kühlmittleintritt	-	$8.4 \cdot 10^7$	$8.3 \cdot 10^5$ (max.) $4.4 \cdot 10^5$ (nominal)
Re Downcomer	-	$2.7 \cdot 10^7$	$2.6 \cdot 10^5$ (max.) $1.4 \cdot 10^5$ (nominal)
Re Original/Re ROCOM	-	1	~100 (max.) ~190 (nominal)
Umlaufzeit Original/ROCOM	-	1	1 (nominal)

Entsprechend den Betriebsparametern der Pumpen des Modells, die mit Rücksicht auf das Plexiglas-Reaktormodell auf eine Förderhöhe von 15 m Wassersäule (1.5 bar) bei einem maximalen Nenndurchsatz von 350 m³/h je Pumpe begrenzt sind, ergeben sich Reynoldszahlen für das Modell, die gegenüber denen des Originals um den Faktor 100 kleiner sind. Dabei liegt aber die Reynoldszahl im Downcomerbereich, wo sie ohnehin am kleinsten ist, noch bei $2.6 \cdot 10^5$, d.h. es liegt eine hochturbulente Strömung vor. Erst bei etwa 3 bis 5 m³/h je Schleife kommt man in den Übergangsbereich laminar-turbulent, der aber nur bei Pumpen-Anlaufvorgängen bzw. bei Simulation von Naturkonvektionsströmungen teilweise erreicht wird.

6.2 Modellskalierung und Übertragbarkeit der experimentellen Ergebnisse

Die Übertragbarkeit der Ergebnisse bei dem gewählten Modellmaßstab von 1:5 wurde in [Höh99a, Höh98] ausführlich untersucht. Auf Grundlage von numerischen Scale-Up-Studien wurde gefunden, dass der Einfluss des Scalings im hochturbulenten

Bereich vernachlässigbar ist. Bei den Untersuchungen wurden jedoch auch Erkenntnisse aus Versuchen an originalen Reaktoranlagen einbezogen, die von mehreren KKW mit russischen Druckwasserreaktoren vom Typ WWER-440 bekannt sind. Diese Ergebnisse stimmen gut mit stationären Vermischungsversuchen an einem luftbetriebenen Modell dieses Reaktors von Dräger [Drä87] überein, was die These der Übertragbarkeit stark unterstützt.

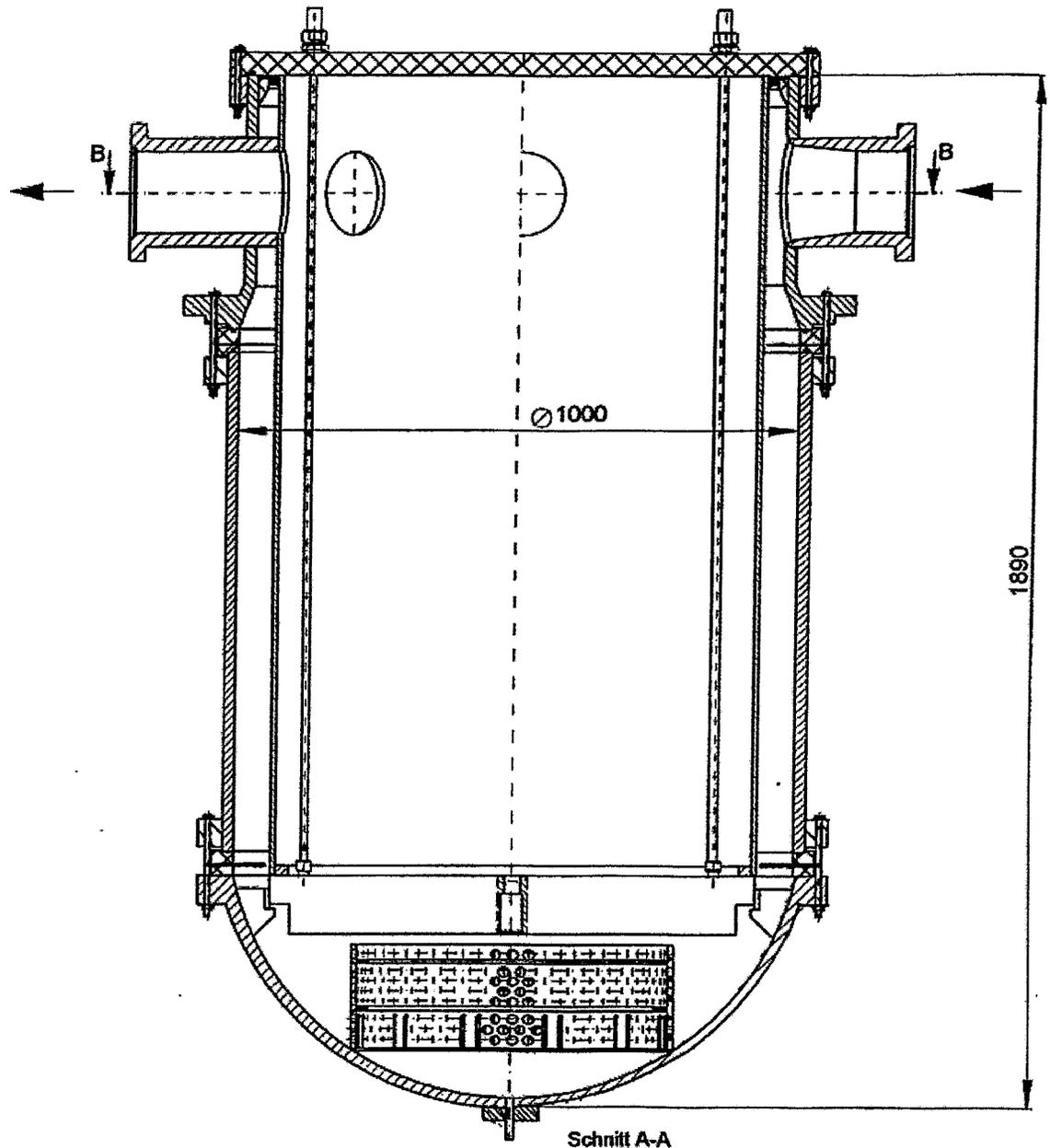


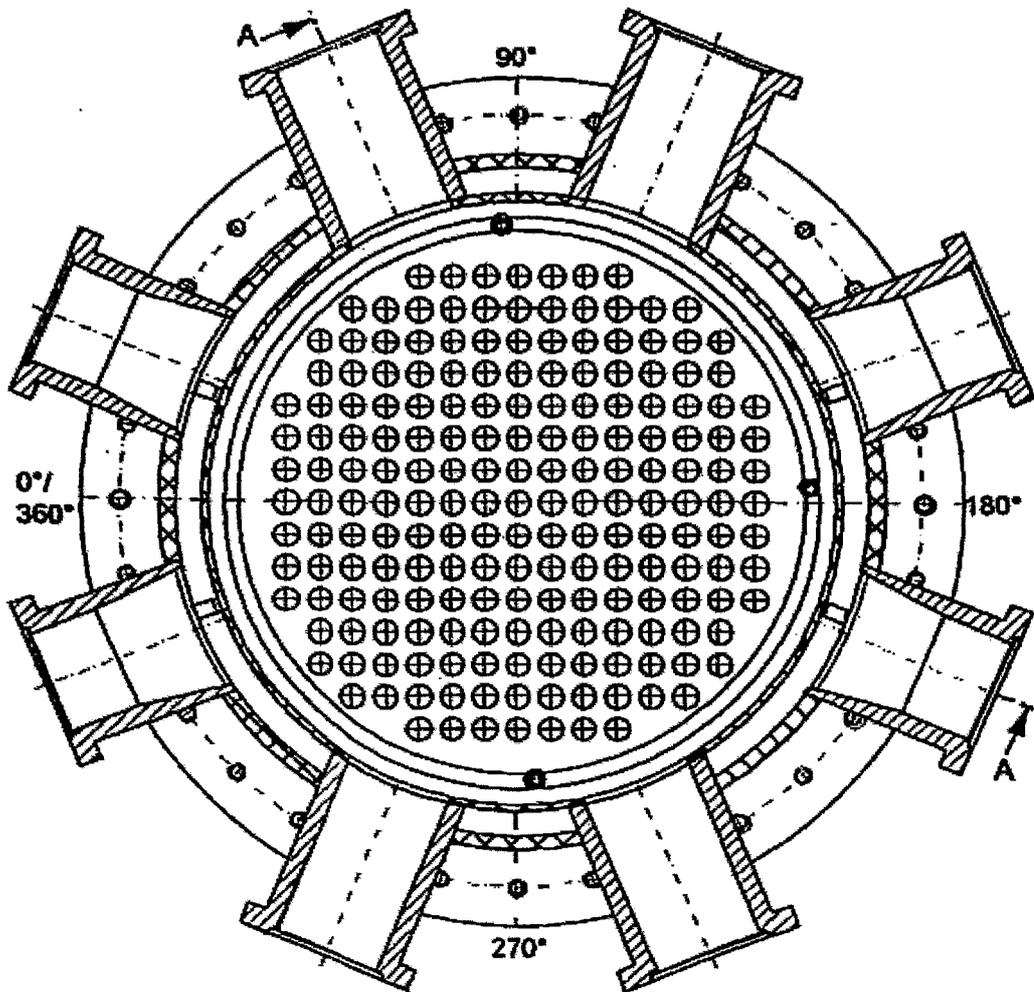
Abb. 6.1 Modell des Reaktors, Längsschnitt

6.3 Aufbau des Reaktormodells

Das Reaktormodell aus Plexiglas ist in Abb. 6.1 und Abb. 6.2 im Längs- und im Querschnitt dargestellt. Zwecks Zugänglichkeit des Downcomers und des unteren

Plenums ist es dreiteilig mit einem ebenen Deckel ausgeführt, wobei letzterer gegen einen sphärischen Deckel entsprechend den Originalverhältnissen austauschbar ist. In den Kernbehälter wurde ein Kerneinsatz, bestehend aus 193 Aluminiumrohren der Nennweite 30 mm und der Länge $L = 965$ mm eingebracht, der einen hydraulischen Kurzschluss zwischen unterem und oberem Plenum darstellt. Die Vermischung im Kern selbst wird aus den Untersuchungen ausgeklammert. Der Kerneinsatz ermöglicht die Untersuchung der Vermischungsverhältnisse im oberen Plenum.

Der zylindrische Teil des Druckbehälter-Modells besteht aus zwei in den Längsfugen verklebten Halbschalen aus Plexiglas, 20 mm dick, die von den ebenfalls angeklebten Plexiglas-Flanschen zentriert werden (diese und alle anderen Klebestellen sind optisch kaum sichtbar). Daran schließt sich, ebenfalls angeflanscht, der kugelförmige Boden des unteren Plenums bzw. im oberen Plenum der Stutzenring an. Lediglich die Flanschverbindungen untereinander und die Deckelbefestigung erfolgten durch Stahlschrauben.



Schnitt B-B

Abb. 6.2 Modell des Reaktors, Querschnitt im Stutzenbereich, Blick von oben

In Abb. 6.1 ist im Schnitt A-A die Siebtonne im unteren Plenum ersichtlich. Sie besteht aus einem demontierbaren Plexiglasring mit Bohrungen und Aussparungen entsprechend den Originalverhältnissen im Maßstab 1:5. Darüber befindet sich der sogenannte Untere Rost, auf dem sich die 193 Brennelemente im Originalreaktor entsprechend der Anordnung nach Schnitt B-B (vgl. Abb. 6.1) abstützen.

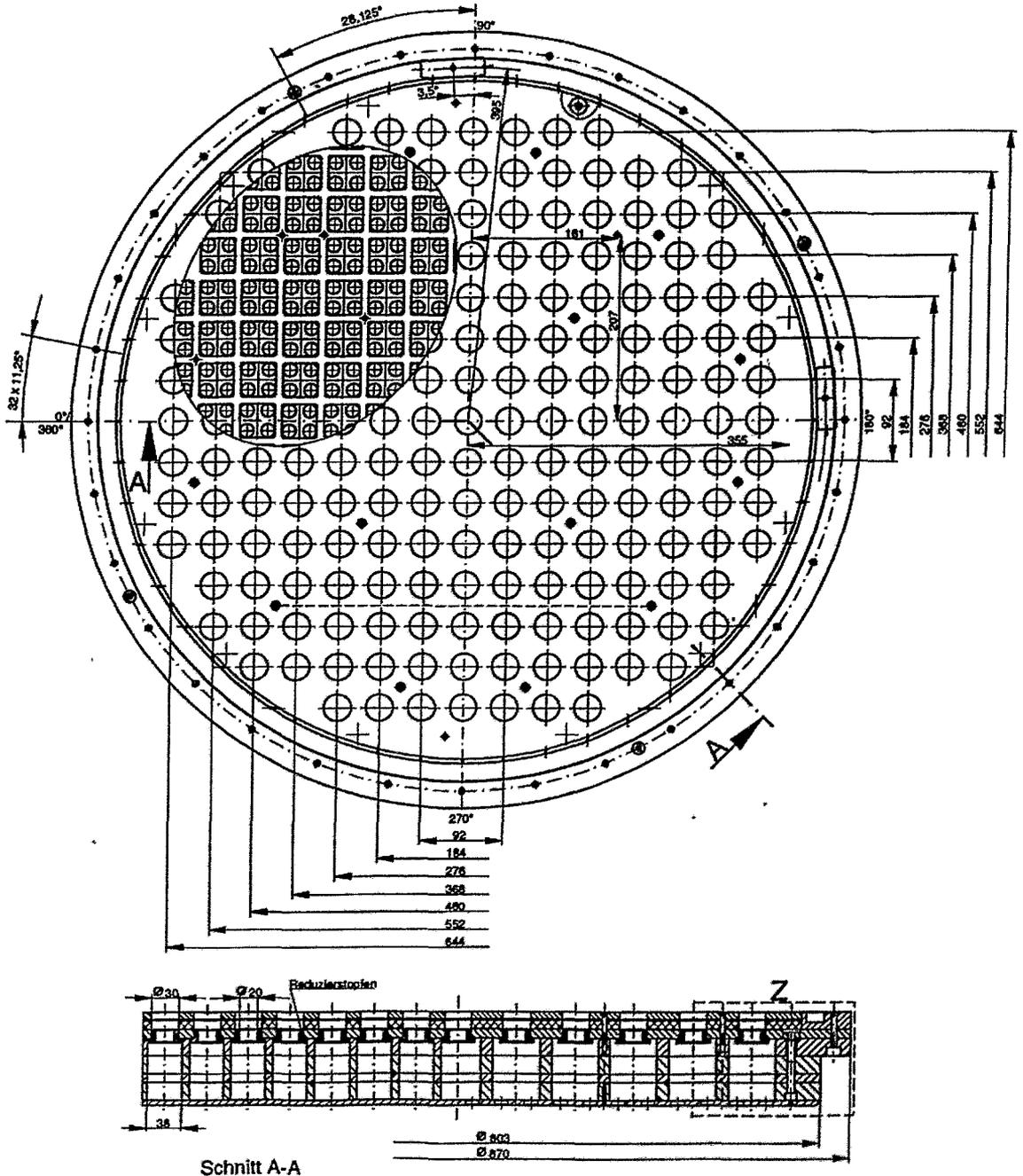


Abb. 6.3 Modell des Unteren Rosts

Das Modell des Unteren Rostes (Abb. 6.3) mit einer Gesamtdicke von 106 mm besteht aus mehreren geschichteten und verschraubten Plexiglas-Scheiben, in welche

die Durchbrüche für die Kühlmittelströmung zu den Brennelementen entsprechend den Originalverhältnissen eingearbeitet sind (Abb. 6.4). Vor jedem Brennelement befindet sich eine Öffnung mit dem Durchmesser 30 mm, die jeweils eine Messposition des eingesetzten Core-Gittersensors enthält. An dieser Stelle wurden zusätzliche Blenden eingesetzt, um den hydraulischen Widerstand der Brennelemente nachzubilden. Bisher wurde mit 3 verschiedenen Konfigurationen gearbeitet: (A) keine Blenden ($\zeta/\zeta_{orig} = 0.40$), (B) Blenden mit 20 mm Öffnung ($\zeta/\zeta_{orig} = 1.09$) und (C) Blenden mit 12 mm Öffnung ($\zeta/\zeta_{orig} = 6.98$). In Abb. 6.4 erkennt man oberhalb der Blenden in der Zwischenplatte (6) die untere und die obere Drahtführung für die Gittersensordrähte, die so angeordnet sind, dass sich in der Mitte jedes Brennelementeintritts eine Leitfähigkeitsmessstelle befindet.

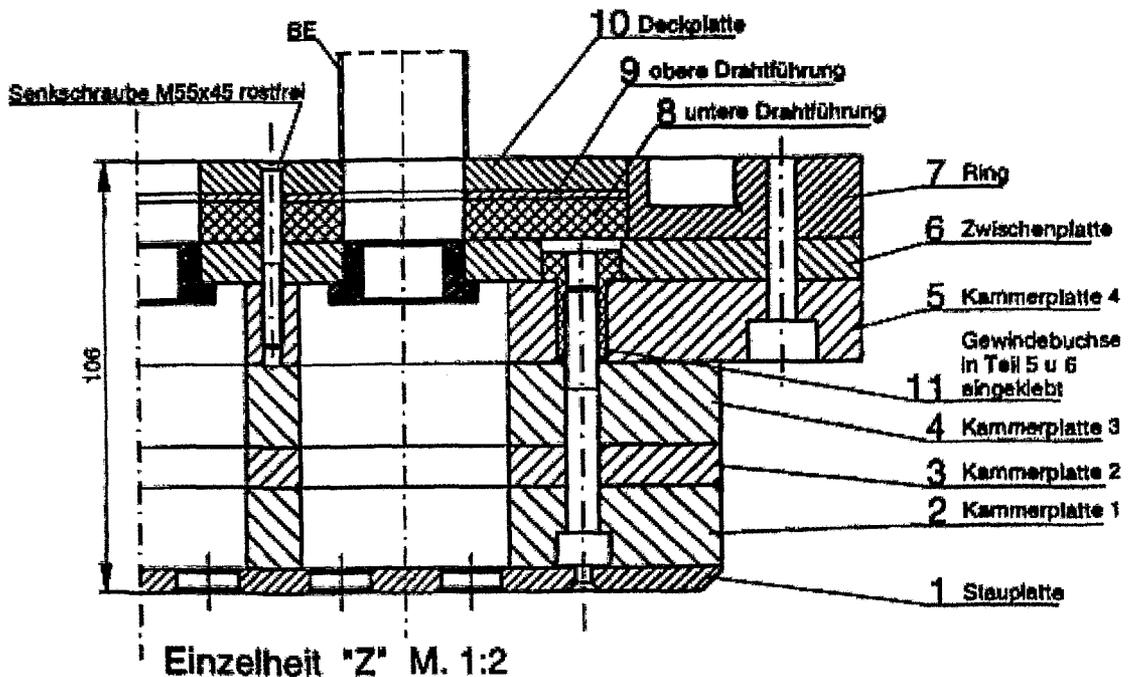


Abb. 6.4 Modell des Unteren Rosts, Detail: Kühlmiteleintritt in das Brennelement

Zwischen den Flanschverbindungen (Abb. 6.1) zum unteren Plenum und zum Stützenring befinden sich der untere und der obere Downcomer-Gittersensor, während der Eintrittssensor noch vor dem Eintrittsstutzen der Schleife 1 (Position 22.5°) angeordnet ist. Funktion und Aufbau der Gittersensoren sind im Abschnitt 7 beschrieben. Im Schema des Reaktormodells in Abb. 6.5 sind die Hauptabmessungen mit Modeldeckel und die genannten Gittersensorpositionen nochmals dargestellt.

Die Strömungsvorgänge im Reaktorkern sind nicht Gegenstand des laufenden Forschungsvorhabens. Der Reaktorkern wurde lediglich durch den hydraulischen Widerstand der Brennelemente repräsentiert. Um eine Verbindung zwischen Kerneintritt und Kernaustritt herzustellen, wurde der oben erwähnte Brennelement-Einsatz vorgesehen. Dieser Einsatz wurde auch für die Dosierung des Tracers an einzelnen Brennelementpositionen genutzt, um die Vermischung im oberen Plenum untersu-

chen zu können. Zu diesem Zweck wurde die Tracerlösung mittels einer lanzenförmigen Rohrleitung in das entsprechende Aluminiumrohr eingebracht. Die Lanze wird hierzu von oben durch den Deckel hindurch in das Core eingeführt. Bei den Versuchen ohne Drosselblenden ($A - \zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0.40$) befand sich kein Kerneinsatz im Reaktor.

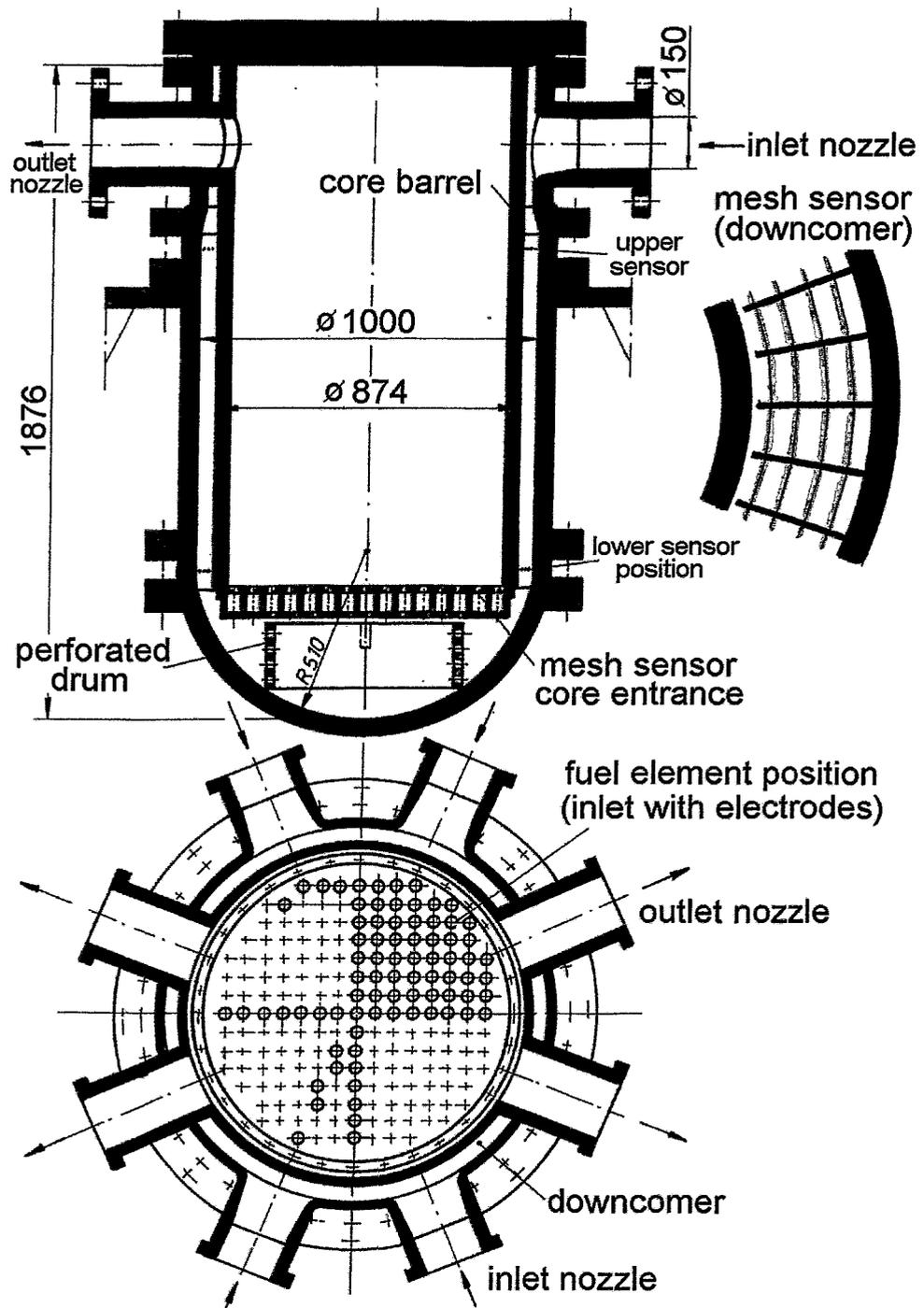


Abb. 6.5 Schema des Reaktormodells mit Einbauten und Gittersensorpositionen

6.4 Primärkreislauf

ROCOM verfügt über Nachbildungen aller vier Hauptumwälzschleifen, jede ausgestattet mit einer Kreiselpumpe, die bei einer Nenndrehzahl von 1450/min einen Volumenstrom von 350 m³/h bei einer Förderhöhe von 15 m erzeugt. Der Versuchsbetrieb erfordert die Möglichkeit einer individuellen stufenlosen Regelbarkeit der Antriebsdrehzahl jeder Pumpe, was durch den Einsatz von elektronischen Frequenzumrichtern erreicht wurde.

Für die Core-Blenden mit 20 mm Durchmesser, wie im Abschnitt 6.3 beschrieben, wurde ein Wasser-Gesamtdurchsatz von ca. 1000 m³/h bei einer Drehfrequenz von 30 Hz im Modell erreicht. Bei den 12 mm-Blenden betrug der gesamte Durchsatz für $f = 25$ Hz etwa 500 m³/h, wobei sich ein Überdruck von ca. 0.7 bar im unteren Plenum aufbaute, der mit Rücksicht auf das Plexiglas-Reaktormodell nicht überschritten werden sollte.

Jede Schleife hat einen Absperrschieber, der auf der Druckseite der jeweiligen Pumpe angeordnet ist, sowie weiterhin ein zylindrisches Volumen zur Nachbildung der Dampferzeuger. Der Dampferzeuger 4 hat einen zur Atmosphäre hin offenen zylindrischen Aufsatz ("Schornstein"), in dem sich der Wasserpegel befindet und der dem Druckausgleich dient.

Die Schleifengestaltung geht aus Abb. 6.6 und die Ausführung aus den Fotos in Abb. 6.7 hervor. Verwendet wurden PVC-Rohre mit der lichten Nennweite von 150 mm und einem Nenndruck von 10 bar. Insbesondere mit Rücksicht auf die eingesetzten Hauptumwälzpumpen HP1 bis HP4 und die induktiven Durchflussmesser F1 bis F4 war es nicht möglich, dieses Schleifensystem geometrisch ähnlich zum gesamten Primärkreislauf des Kernkraftwerkes mit dem Konvoi-Reaktor zu gestalten. Der Modellrand befindet sich vom Reaktormodell her gesehen hinter dem jeweils ersten Krümmer im Kalt- bzw. Heißstrang, d.h. die ersten Krümmer sind noch in die maßstabgetreue Nachbildung des Originalanlage einbezogen.

Rohrleitungsabschnitte und Einzelkomponenten sind an wichtigen Positionen durch Flanschverbindungen miteinander verbunden. Ansonsten wurden weitgehend Klebertechniken angewandt.

Zur Realisierung von gleichen Durchström- bzw. Umlaufzeiten des Kreislaufwassers ist das Volumenverhältnis des Wassers im Reaktormodell zum Schleifeninhalt gleich dem im Original-Primärsystem ausgeführt. Dabei beträgt der gesamte Wasserinhalt im Vermischungsmodell 3.05 m³.

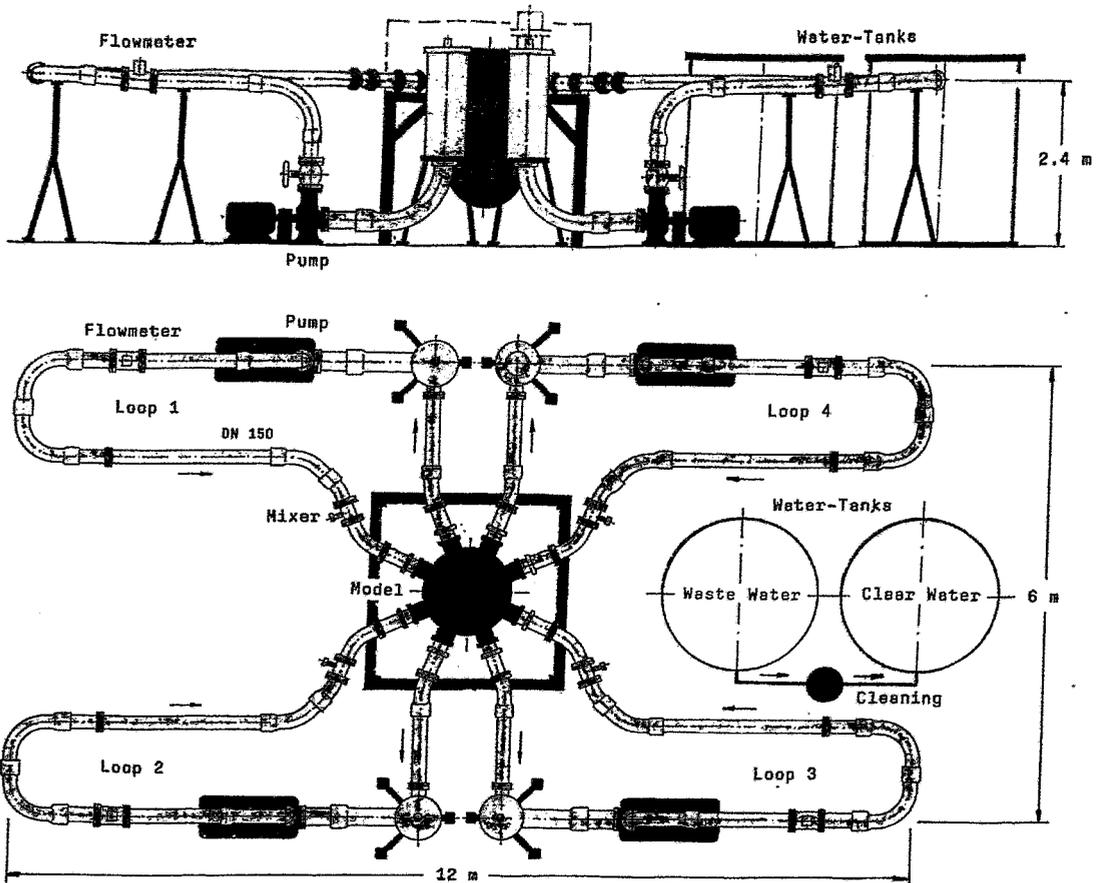


Abb. 6.6 Schema der Gesamtanlage ROCOM

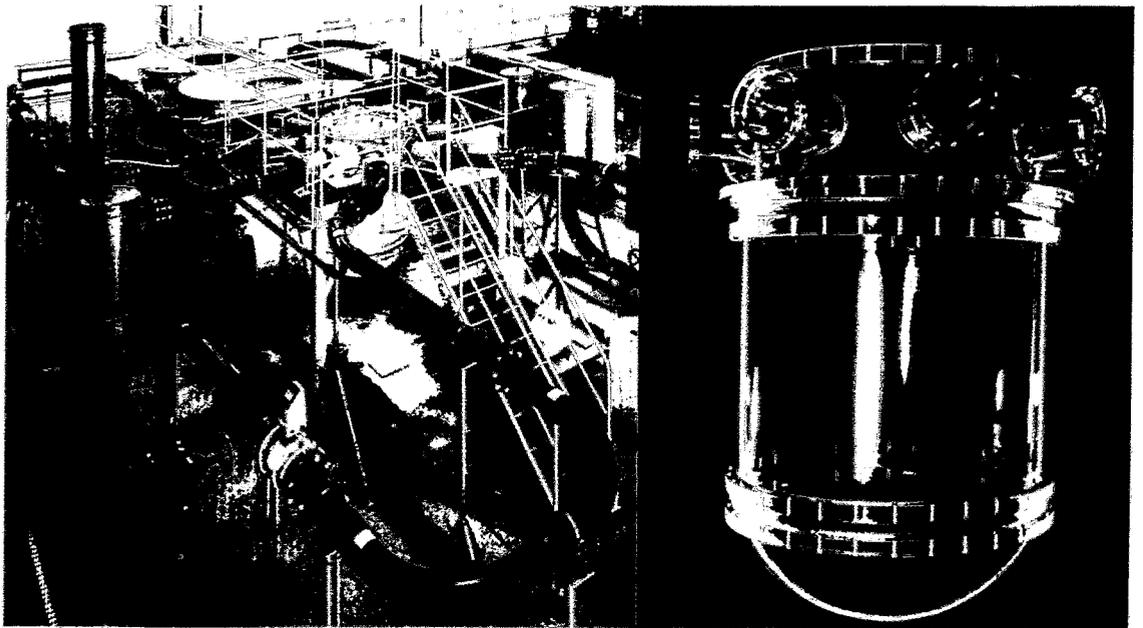


Abb. 6.7 Ansicht der Anlage und Plexiglasmodell des RDB

Die Anlage ist weiterhin mit notwendigen Nebensystemen, wie ein Abwasser- und ein Reinwassertank aus Plastik von je 8 m³ Fassungsvermögen, Pumpen für das Wasserversorgungs- und Reinigungssystem und ein Mischbettionenaustauscher mit 45-Liter-Wechselpatronen zur Wasseraufbereitung ausgestattet. Mit letzterem können bei einer Leitfähigkeit von 300 µS/cm ca. 9600 Liter bis auf 1 µS/cm mit einer Wechselpatrone aufbereitet werden. Aufgrund der hohen Empfindlichkeit der Gittersensoren ist die erforderliche Leitfähigkeit des Dosier-Tracers niedrig und liegt in der Regel noch unter der von Trinkwasser. Da außerdem jede Versuchsserie nach den abschließenden Kalibrierschritten bei einer mittleren Leitfähigkeit des Kreislaufwassers von maximal 100 µS/cm endet, erfolgt der Austausch einer Wechselpatrone erst nach etwa 10 Versuchsserien mit jeweils ca. 10 bis 15 Einzelversuchen. Damit erwies sich die vorhandene Wasseraufbereitung als äußerst wirtschaftlich und für den Versuchsbetrieb auch hinsichtlich der erforderlichen Reinigungszeiten von nur etwa 3 Stunden für die 3.05 m³ Wasserfüllung der Versuchsanlage als besonders zeitgünstig.

6.5 Dosiersystem

Das Dosiersystem der Versuchsanlage in seiner ersten Ausbaustufe ist schematisch in Abb. 6.9a dargestellt. Der Tracer befindet sich in einem Tank mit Rührwerk aus rostfreiem Stahl mit ca. 150 Liter Inhalt. Es sind zwei Dosierregime möglich. So kann ein zwischen den Magnetventilen M5 und M6 befindlicher Tracerpfropfen mit 1 Liter Inhalt mittels der Pumpe P4 in den Mischer befördert werden oder es wird mit der Pumpe P5 kontinuierlich bei geöffneten Ventilen A13, A14, M7 und M6 eingespeist, während die übrigen Ventile geschlossen sind. Durch den Flügelrad-Durchflussmesser F5 wird der Dosierstrom überwacht. Als Dosierpumpe P5 wurde eine Kreiselpumpe mit einem Durchsatz von 5400 l/h bei einer max. Förderhöhe von 55 m eingesetzt. Im Dosierbetrieb erreicht sie einen Förderstrom von etwa 4500 l/h.

Sämtliche Versuche bei verringertem und erhöhtem Druckverlust am Kerneintritt sowie eine Serie bei nominalem Druckverlust (siehe Abschnitt 8) wurden mit der beschriebenen Dosiertechnik durchgeführt. Bei den Arbeiten wurde festgestellt, dass speziell für die Realisierung kurzer Pfpfen mit scharfen Flanken die Ansprechzeiten der Magnetventile zu groß sind. Als nachteilig erwiesen sich weiterhin die längeren Totzeiten durch den Pfpfenttransport zum Mischer. Aus diesem Grund wurden in einer zweiten Ausbaustufe der Dosierstrecke (Abb. 6.9b) u.a. die Magnetventile M6 und M8 durch pneumatisch angesteuerte Schnellschlussventile (Abb. 6.8) ersetzt und der Tracerstrom im Dosierkreislauf bis in unmittelbare Mischernähe herangeführt. Die optimale Kombination aus Vorsteuer- und Schnellschlussventil wurde im Rahmen einer Praktikumsarbeit ermittelt [Wei00].

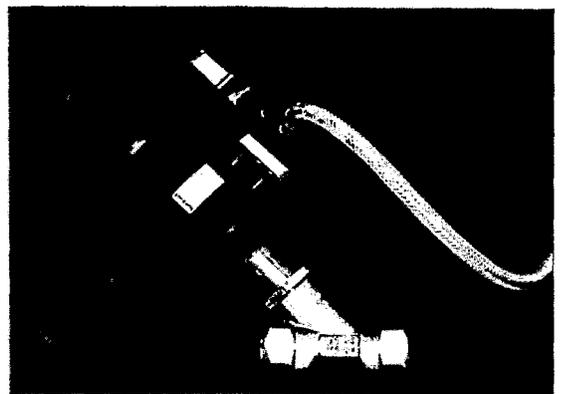
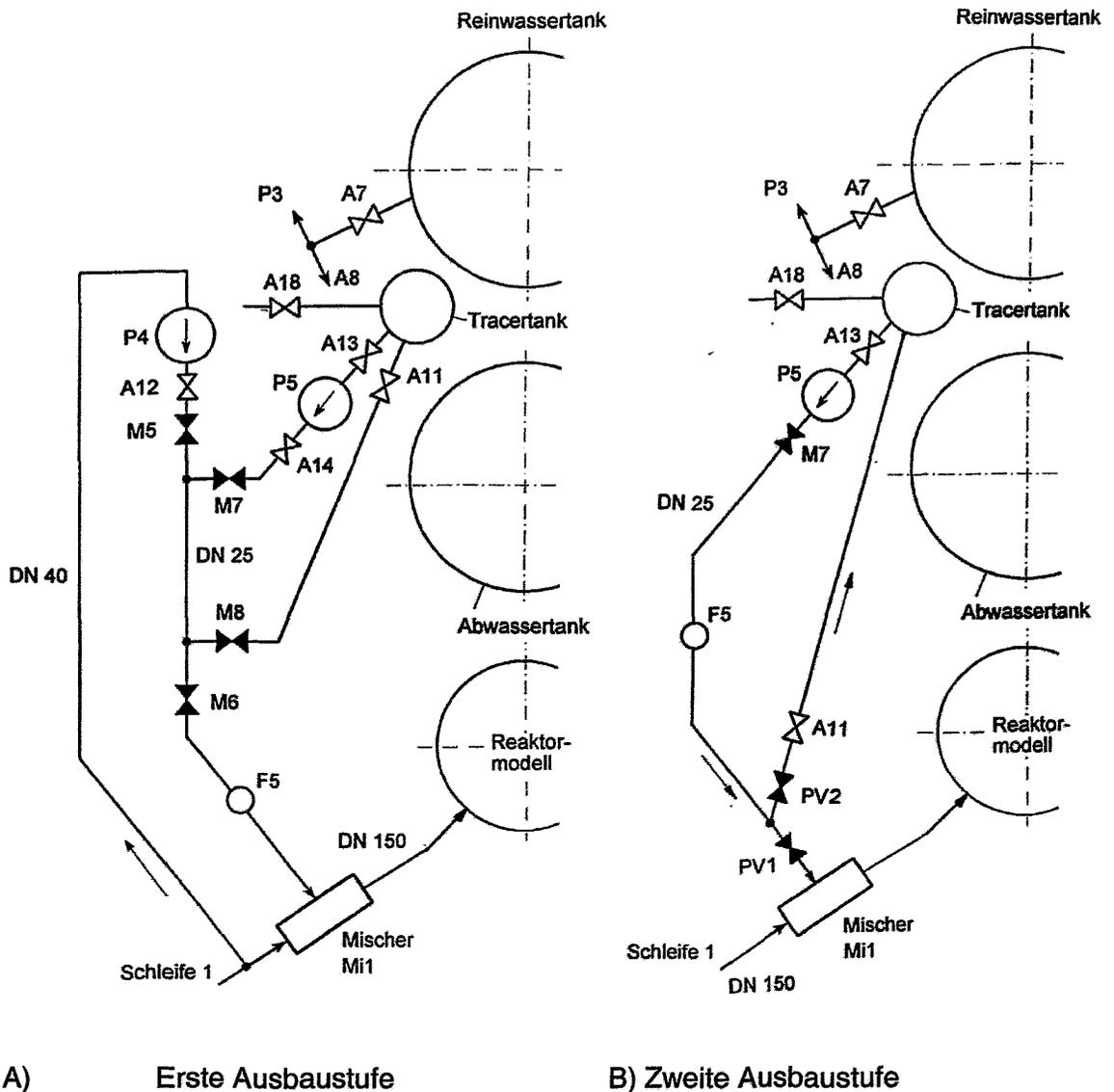


Abb. 6.8 Pneumatikventil der 2. Ausbaustufe der Dosierstrecke



A) Erste Ausbaustufe

B) Zweite Ausbaustufe

Abb. 6.9 Dosiersystem

Zur Erhöhung der Schärfe der vorderen Flanke des eindosierten Pfropfs wurde die Schaltung der Ventile M6 und M8 so gestaltet, dass direkt vor Versuchsbeginn in der Dosierstrecke eine interne Zirkulation eingestellt wird, die durch gleichzeitige Betätigung von Ventil PV1 (Öffnen) und PV2 (Schließen) in den Kreislauf der Versuchsanlage umgeleitet wird. Dadurch entfällt das anfängliche Beschleunigen der Wassersäule in der Dosierstrecke beim Start der Eindosierung. Die Ventile arbeiten nach folgendem Funktionsprinzip: Jede Kammer der beiden Pneumatikventile PV1 und PV2 wird durch zwei magnetische Vorsteuerventile angesteuert (Abb. 6.10). Eines ist für die Belastung und eines für die Entlastung der Kammer zuständig. Kurze Zeit (0.05 s haben sich als optimal erwiesen) vor dem Schalten des Ventils wird die belastete Kammer über das entsprechende Vorsteuerventil entlüftet, so dass der eigentliche Schaltvorgang ohne Gegendruck und somit schneller vonstatten gehen kann.

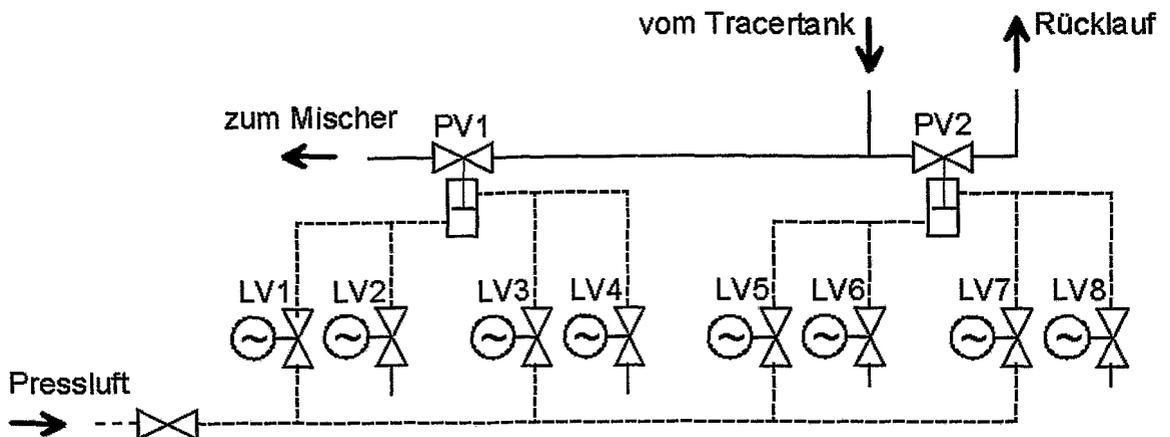


Abb. 6.10 Blockschaltbild der Ventilansteuerung

So läuft beispielsweise das Öffnen von PV1 wie folgt ab: Im Ausgangszustand sind LV2 und LV3 geschlossen und LV1 sowie LV4 geöffnet. Damit steht diejenige Kammer des Pneumatikventils unter Druck, die das Ventil geschlossen hält. Zum Öffnen wird zunächst zeitgleich LV1 geschlossen und LV2 geöffnet. Dadurch entlastet diese Kammer in die Atmosphäre. 50 ms später wird LV3 geöffnet und LV4 geschlossen. Die Pressluft gelangt in die Kammer für das Öffnen des Pneumatikventils. Analog erfolgt die Ansteuerung von PV2.

Während in der ersten Ausbaustufe der Dosierstrecke die Eindosierung von Tracer in den Kreislauf manuell aktiviert wurde, erfolgt die Steuerung der pneumatisch getriebenen Schnellschlussventile per Computer. Die Auslösung geschieht durch das Aufzeichnungsprogramm für die Gittersensordaten. Öffnungs- und Schließzeitpunkte der einzelnen Vorventile können dort mit einer Genauigkeit von 0.005 s vorgegeben werden. Damit ist gleichzeitig die genaue Zuordnung zwischen Messdaten und Dosierzeitpunkt sichergestellt, was auch die Überlagerung von Versuchen mit identischen Randbedingungen ermöglicht.

Vor einem Experiment wird im Dosierkreislauf bei geschlossenem Ventil PV1 und geöffnetem Ventil PV2 eine innere Zirkulation eingestellt. Für das Eindosieren werden beide Ventile simultan nach oben beschriebenem Verfahren betätigt, PV2 wird geschlossen und PV1 geöffnet. Die sich in Bewegung befindliche Wassersäule mit dem Tracer wird über einen Mischer in den Kreislauf der Anlage umgeleitet.

Mit der neuen Ausbaustufe der Dosierstrecke lassen sich reproduzierbare Dosierzeiten bis hinab zu 0.1 s realisieren.

6.6 Mischer

Der Mischer (Abb. 6.11) besteht aus einem Zuführungsrohr aus PVC für den Tracer mit der Nennweite 25 mm, das senkrecht zur Strömungsrichtung in die Rohrleitung der Schleife 1 im Abstand von 1.3 m vor dem Eintrittssensor eingeführt ist. Quer dazu sind 5 Röhrrchen mit 10 mm Durchmesser aus rostfreiem Stahl angeordnet. Wie aus Abb. 6.11 zu ersehen, tritt zunächst der Tracer durch jeweils 4 Bohrungen 5 mm Durchmesser in die kleinen Röhrrchen und von dort, aber auch aus der Rohrzufuhr, über insgesamt 98 Bohrungen mit 2.5 mm Durchmesser in die Kühlmittelströmung. Diese Bohrungen sind so angeordnet, dass entsprechend dem vorhandenen Strö-

mungsprofil eine möglichst gleichmäßige Verteilung des Tracers im Kühlmittelstrom erreicht wird. Entsprechende Messergebnisse am Eintrittssensor bestätigen dies sowohl für Kurzzeit- als auch für Langzeitdosierungen. Dieser Mischer hat sich außerordentlich gut bewährt, da er insbesondere bei höheren Fluiddurchsätzen Pfropfen mit steilen Konzentrationsflanken liefert.

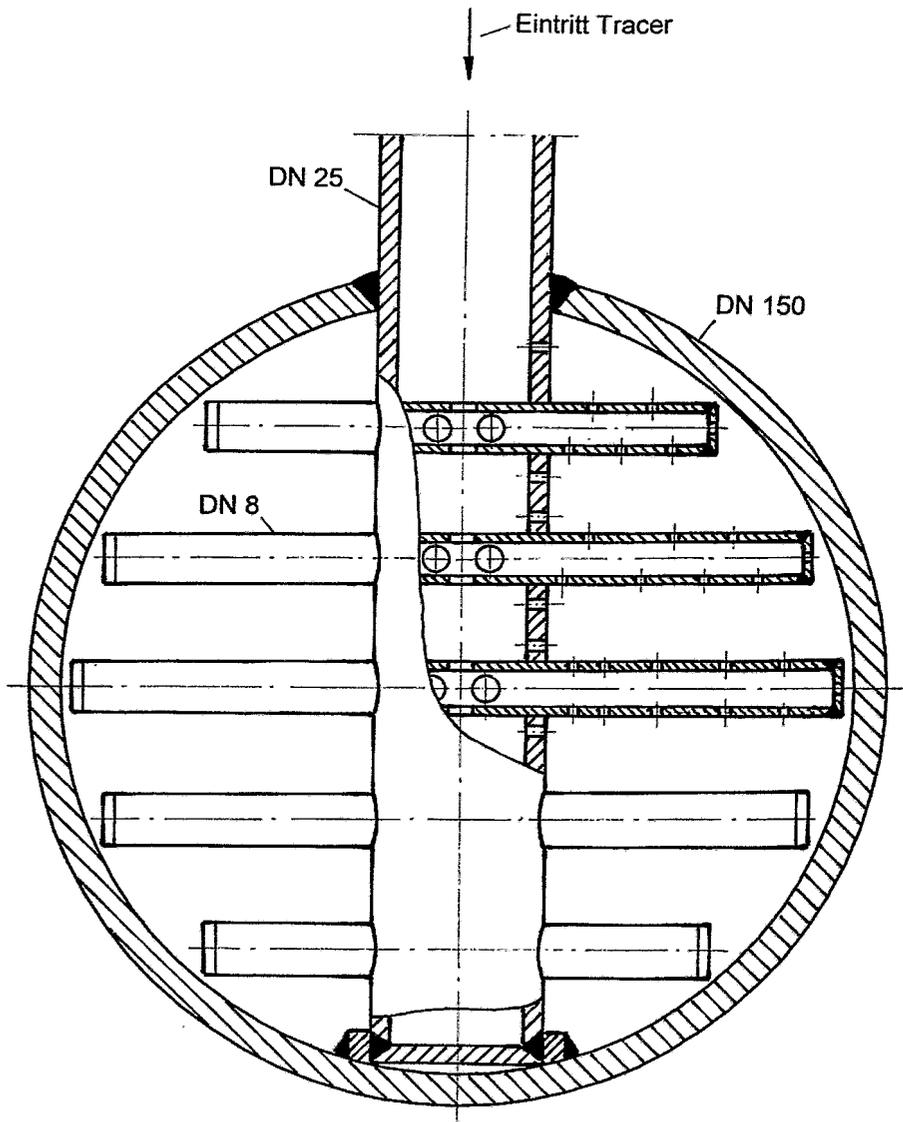


Abb. 6.11 Schnittbild des Mischers

Bei den Versuchen zum Dichteinfluss wurde die Notkühlein speisung in den kalten Strang simuliert. Der Mischer wurde dabei durch ein T-Stück ersetzt, das den geometrischen Verhältnissen des originalen Einspeisestutzens im Maßstab 1:5 entsprach. Die Einspeiseleitung hatte einen Innendurchmesser von 40 mm und war seitlich in Strömungsrichtung unter einem Winkel von 45° in die Hauptumwälzleitung eingebunden.

7. Messtechnik

7.1 Gittersensoren für Konzentrationsmessungen

Zur Messung der Leitfähigkeitsverteilungen wurden spezielle Gittersensoren verwendet, die eigens für die Vermischungsuntersuchungen im FZR entwickelt wurden. Das Messverfahren wird zur Ermittlung der transienten Leitfähigkeitsverteilungen an verschiedenen Orten im Vermischungsmodell ROCOM genutzt. Die Gittersensoren sind das Kernstück der messtechnischen Ausstattung des Versuchstandes.

Der Gittersensor realisiert eine Messung der momentanen örtlichen elektrischen Leitfähigkeit des ihn umgebenden Mediums. Er wird aus zwei Ebenen von Elektroden gebildet, die ein im Strömungsquerschnitt aufgespanntes Gitter bilden. Sie sind meist in Strömungsrichtung in einem kurzen Abstand hintereinander angeordnet, können aber auch anders gestaltet sein (siehe Gittersensor für den Downcomer). Der Winkel zwischen den Elektroden der beiden Ebenen beträgt in der Regel 90°. Alle Elektroden sind gegeneinander und gegen etwaige leitfähige Wandungen der Versuchsanlage bzw. des Sensors selbst isoliert montiert. Die Elektroden der ersten Ebene (Senderebene) werden durch eine Multiplexschaltung zeitlich hintereinander mit kurzen Spannungsimpulsen versorgt. Dadurch tritt an jeder einzelnen Elektrode der zweiten Ebene (Empfängerebene) ein Strom auf, der zur mittleren Leitfähigkeit des Messmediums in der Umgebung des Kreuzungspunkts der beiden Elektroden proportional ist. Diese Ströme werden erfasst und die Werte an einen Datenerfassungsrechner geleitet und dort gespeichert. Durch geeignete Schaltungsmaßnahmen werden sowohl das Übersprechen zwischen den Elektroden als auch Elektrolyse- und Polarisationserscheinungen unterdrückt. Die gemessenen Werte repräsentieren direkt die elektrische Leitfähigkeit an jedem der Messpunkte, die durch einen Kreuzungspunkt zwischen Sender- und Empfängerelektrode gebildet werden.

Die Signalerfassungseinheit der Versuchsanlage ROCOM verfügt über insgesamt 32 Treiber für Senderelektroden und 32 Eingänge für Empfänger. Damit können insgesamt maximal $32 \times 32 = 1024$ Messstellen realisiert werden. Die zur Verfügung stehende Anzahl von 32×32 Messpunkten wurde auf insgesamt 4 Sensoren mit je 16×16 Messpunkten aufgeteilt. Je zwei Sensoren nutzen dabei entweder 16 Empfänger- oder 16 Senderstufen der Signalerfassungseinheit gemeinsam.

Die Signalerfassungseinheit steht über ein ISA-Bus-Parallelinterface mit einem Mess-PC (Pentium 130 MHz) in Verbindung. Dieser übernimmt die Messdaten zur Abspeicherung. In dieser Konfiguration kann eine maximale Messfrequenz von 300 Messungen pro Sekunde erreicht werden, die bei den Versuchen nicht ausgenutzt wird. Es wird in der Regel mit einer Frequenz von 200 Hz gemessen. Danach werden jeweils 10 Verteilungen zeitlich gemittelt, wodurch Leitfähigkeitsverteilungen mit einer effektiven Messfrequenz von 20 Hz zur Verfügung stehen. Bei einigen Versuchen wurde nur über zwei aufeinanderfolgende Verteilungen gemittelt, wodurch die Messfrequenz 100 Hz betrug. Diese Messungen dienten der näheren Untersuchung der im Versuchstand auftretenden Wirbelstrukturen. Bei einer Messfrequenz von 20 Hz werden die Signale typischerweise über 60 s aufgenommen. Eine detaillierte Beschreibung des Messsystems ist in [Gru02] enthalten.

7.1.1 Aufbau der Gittersensoren

Gittersensor für den Kühlmitelein- bzw. austrittsstutzen

Beim Sensor für die Ein- bzw. -austrittsstutzen handelt es sich um einen Drahtgittersensor, bei dem zwei senkrecht zueinander ausgerichtete Ebenen von Elektroden-

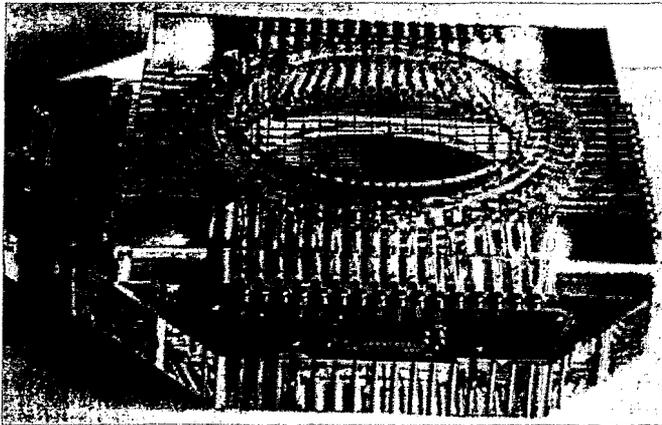


Abb. 7.1 Gittersensor für den Kühlmiteleintrittsstutzen (2 x 16 Elektrodendrähte)

gittern mit je 16 Drähten von 0.5 mm Durchmesser in einem Abstand von 2.0 mm hintereinander angeordnet sind (Abb. 7.1). Der Abstand zwischen den parallelen Drähten beträgt 8.9 mm. Dieser Abstand bestimmt die örtliche Auflösung. Die Elektroden drähte bestehen aus Edelstahl 1.4550 und sind in einen Rahmen aus Plexiglas gespannt. Der Rahmen hat im Innern eine Öffnung von 150 mm Durchmesser, was dem Querschnitt der Hauptumwälzleitung von ROCOM entspricht.

Der Sensor wird zwischen zwei Flansche montiert, der die Kühlmittelschleife mit dem Stutzen am Reaktor verbindet. Dabei sind die Elektroden im Winkel von 45° gegen die Horizontale ausgerichtet. Der Sensor verfügt insgesamt über 256 Kreuzungspunkte zwischen den Elektroden drähten, die jedoch konstruktionsbedingt nicht alle für die Messung zur Verfügung stehen. In den Ecken der Matrix liegen einige Punkte außerhalb des kreisförmigen Strömungsquerschnitts. Insgesamt befinden sich 216 Messpunkte im freien Querschnitt.

Es stehen sechs gleichartige Sensoren zur Verfügung. Bei den durchgeführten Experimenten wurden fünf dieser Sensoren eingesetzt. Ein Sensor befand sich im Eintrittsstutzen der Schleife 1, er hatte die Aufgabe, die Gleichmäßigkeit der Tracerverteilung am Reaktoreintritt zu überprüfen und den oberen Referenzwert für die Konzentrationsstörung (siehe Gl. (5.2)) zu liefern. Vier weitere Sensoren waren für die Experimente im oberen Plenum vorgesehen und an den Austrittsstutzen des Reaktors angeordnet.

Gittersensoren im Ringspalt (Downcomer)

Im Downcomer sind zwei identische Gittersensoren angeordnet (Abb. 7.2). Sie befinden sich in den Positionen, an denen das Modell des Reaktor Druckgefäßes geflanscht ist (siehe Abb. 6.5). Der Grundkörper der Gittersensoren wird von einem Plexiglasring gebildet, dessen Innendurchmesser mit dem Innendurchmesser des Reaktor Gefäßes übereinstimmt. Diese Ringe passen in die Flansche des Druckbehältermodells.

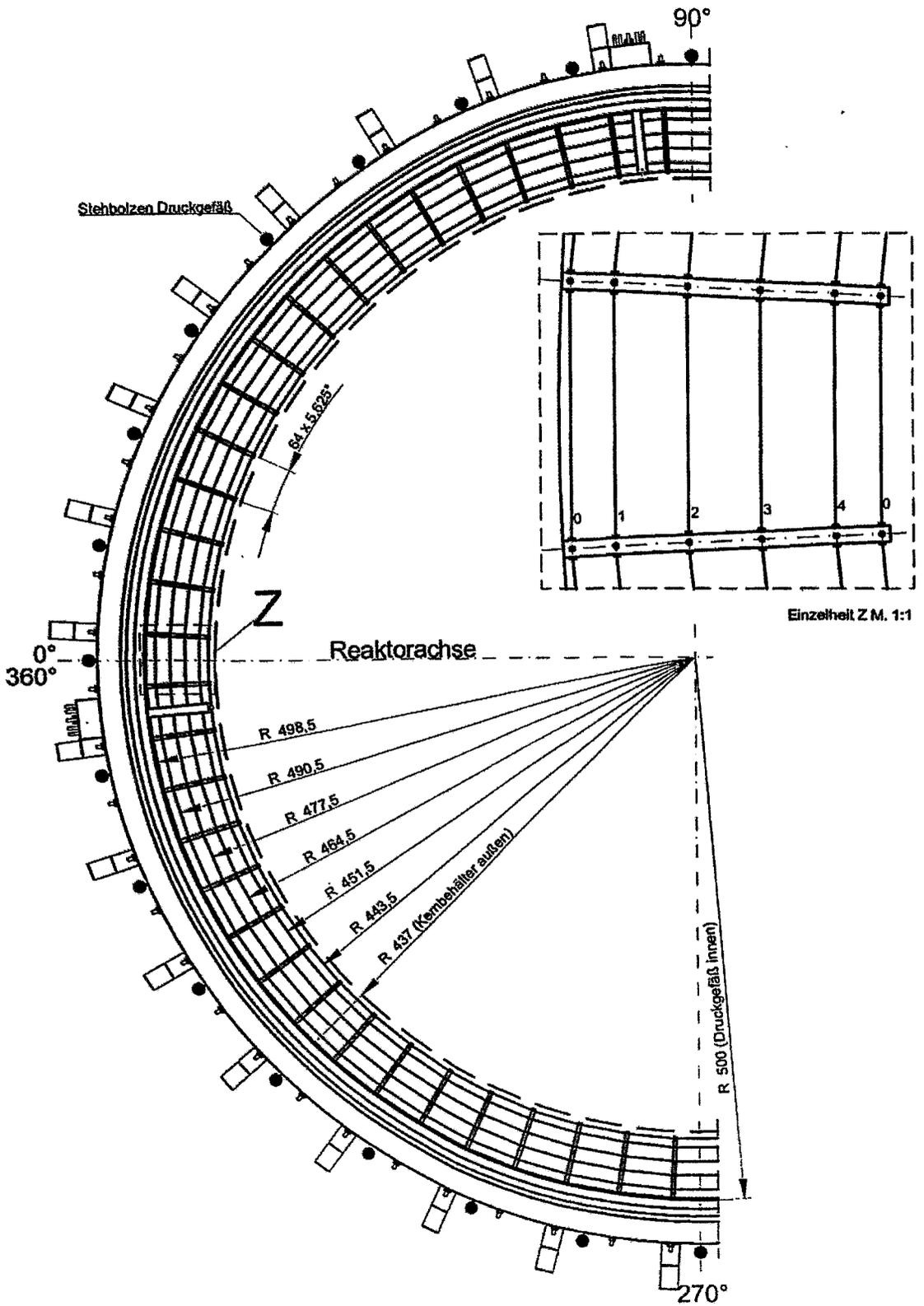
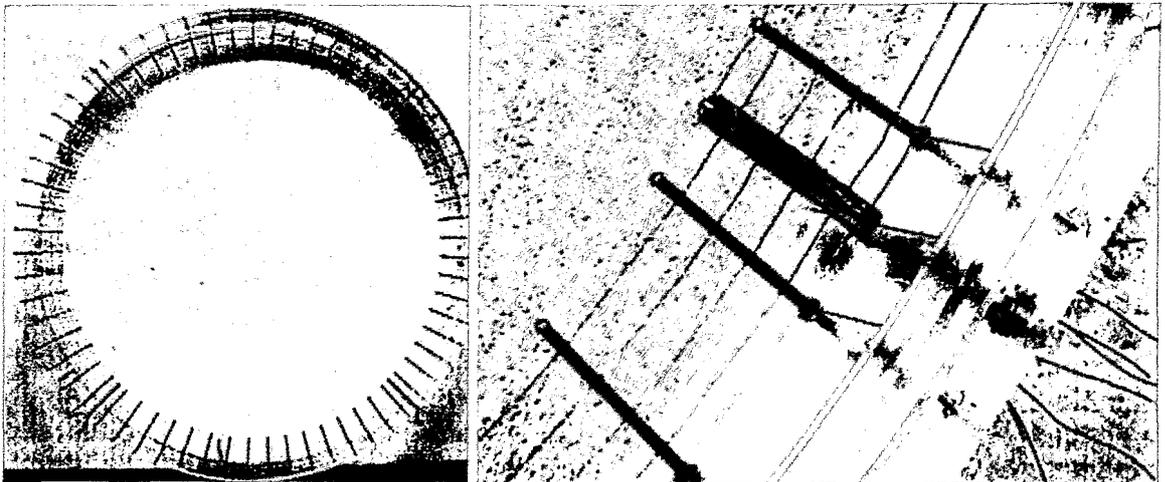


Abb. 7.2 Aufbau der Downcomer-Sensoren

Die Senderelektroden werden durch 64 radiale Stifte mit einem Durchmesser von 3 mm gebildet, die im Plexiglasring im gleichen Winkelabstand montiert sind. Diese Stifte stellen gleichzeitig die Halterung für die vier kreissegmentförmigen Empfängerdrähte (Durchmesser 0.5 mm) und die ebenfalls kreissegmentförmige Masseelektrode dar. Letztere wurde durch Bohrungen in den Elektrodenstiften isoliert geführt. Zum Zweck der elektrischen Isolation wurden Röhrchen ($\varnothing 1.4 \times 0.4$, 4 mm lang) aus Aluminiumoxid-Sinterkeramik in die Bohrungen der Halterungsstifte eingeklebt. Der einzelne Messpunkt befindet sich am jeweiligen Kreuzungspunkt zwischen den radialen Stiften und den kreissegmentförmigen Empfängerdrähten.

Jeweils vier Empfängerelektroden erstrecken sich über einen Winkel von 90° . Durch die insgesamt 16 Empfängerelektroden wird der gesamte Umfang erfasst. Bei den Senderelektroden werden die in den vier Sektoren auf gleicher relativer Winkelposition befindlichen vier Senderelektroden elektrisch verbunden und von einem Sendertreiber der Signalerfassungseinheit angesteuert, dadurch bilden auch die Ringspaltensensoren mit ihren 4×64 Messpunkten elektrisch eine Messmatrix mit 16×16 Kreuzungspunkten. Als Kreuzungspunkt wird dabei die Umgebung der jeweiligen Durchführung der kreissegmentförmigen Empfängerdrähte durch die Senderelektroden definiert. Die Schrittweite in azimuthaler Richtung beträgt dabei 5.625° . In radialer Richtung stehen vier Messpositionen zur Verfügung, der radiale Abstand beträgt 13 mm.



A) Gesamtansicht eines Downcomersensors

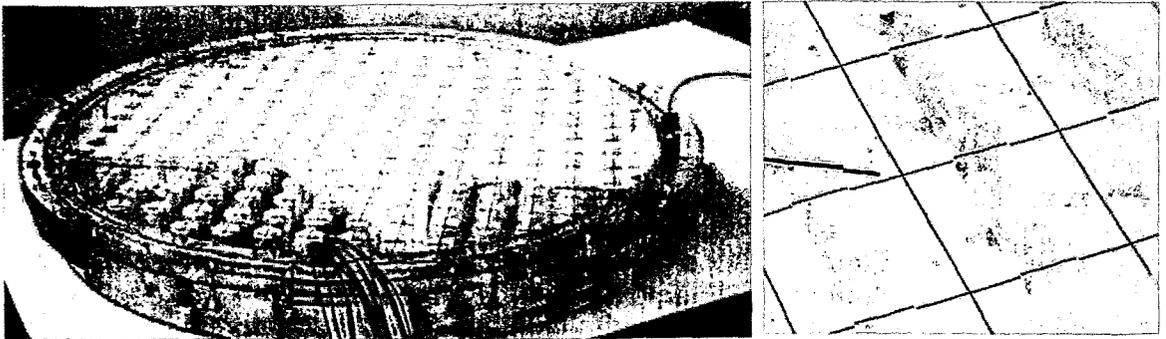
B) Detailansicht der Elektrodendrähte bzw. -stäbchen

Abb. 7.3 Fotos vom Gittersensor für den Downcomer

Gittersensor am Kerneintritt

Der Gittersensor für den Kerneintritt ist in die Kerneintrittsplatte integriert (Abb. 7.4). Der DWR Konvoi verfügt über insgesamt 193 Brennelemente, die in einer quadratischen Matrix von 15×15 Positionen angeordnet sind. In den Ecken der Matrix sind Positionen freigelassen, um den Reaktorkern der Zylindergestalt möglichst weit anzunähern. Die Kerntrageplatte verfügt je Brennelement über eine kreisförmige Öffnung, durch die das Kühlmittel in das Brennelement gelangen kann. Die Platte wurde aus Plexiglas maßstabsgetreu nachgebildet, wobei die Sender- und Empfängerdrähte derart in der Konstruktion angeordnet wurden, dass der Kreuzungspunkt zweier

Elektroden sich jeweils genau im Zentrum dieser Öffnungen befindet. Der Sensor hat insgesamt 15 Sender- und 15 Empfängerelektroden, so dass von den zur Verfügung stehenden 16 x 16 Messpunkten je eine Zeile und eine Spalte ungenutzt bleiben. Abzüglich der ungenutzten Eckpositionen verfügt der Kerneintrittssensor über genau 193 Messpositionen. Für jedes Brennelement steht somit eine individuelle Leitfähigkeitsmessung zur Verfügung. Der Drahtdurchmesser der Elektroden beträgt 0.5 mm, der axiale Abstand 2.0 mm.



A) Gesamtansicht

B) Elektroden

Abb. 7.4 Kerneintrittsplatte mit integriertem Gittersensor

7.1.2 Kalibrierung der Gittersensoren

Die Kalibrierung umfasst die Ermittlung des Nullwerts der Empfängerschaltung und die Bestimmung des Zusammenhangs des Ergebnisses der AD-Wandlung von der örtlichen Leitfähigkeit des Messmediums. Im Detail ist die Vorgehensweise bei der Kalibrierung der Gittersensoren in [Gru02] beschrieben. Kalibrierfunktionen werden individuell für jeden Messpunkt erfasst. Neben der elektrischen Charakteristik des jeweiligen Kanals der Messwerterfassungseinheit beinhalten die Kalibrierfunktionen die aus den geometrischen Verhältnissen am jeweiligen Kreuzungspunkt von Sender- und Empfängerelektrode vorliegende Empfindlichkeit (Sondenkonstante).

Für die Ermittlung der Kalibrierfunktionen sind Stützstellen in Form von Messwerten für alle Messpunkte erforderlich, die bei einer genau bekannten Leitfähigkeit des Messmediums aufgenommen werden. Hierzu wird der Umstand genutzt, dass sich bei laufenden Pumpen nach einer gewissen Zeit eine gleichmäßige Konzentrationsverteilung in der Versuchsanlage einstellt. Die Leitfähigkeit ist dann an allen Messpunkten identisch und stimmt mit der von einer als Referenzgerät dienenden Leitfähigkeitsmessstelle (siehe Abschnitt 7.2) überein. Der Zustand des vollständigen Konzentrationsausgleiches wird als erreicht betrachtet, wenn sich der Messwert des Leitfähigkeitsmessgeräts im Rahmen der verfügbaren Anzahl der angezeigten Stellen im Zeitraum eines Kühlmittelumlaufs nicht mehr ändert. Die Aufnahme der Stützstelle erfolgt durch Auslösung einer Anzahl von Messzyklen, deren Ergebnisse wiederum gemittelt werden. In der Praxis werden meist die Messzyklen während der ersten 0.5 s eines Versuchs als Stützstelle für die Kalibrierung verwendet. In diesem Zeitintervall hat die Störung durch die Tracerinjektion die Gittersensoren noch nicht erreicht, d.h. die Leitfähigkeit ist an allen Messpunkten noch gleich der bekannten eingeschwungenen Leitfähigkeit nach dem letzten Versuch.

Es muss darauf geachtet werden, dass die Stützstellen den gesamten Bereich der bei den Messungen lokal auftretenden Leitfähigkeiten überstreichen. Das wird dadurch erreicht, dass nach den eigentlichen Experimenten, die nur bis zu einer Leitfähigkeit in der Versuchsanlage von ungefähr $40 \mu\text{S}/\text{cm}$ durchgeführt werden, die Leitfähigkeit in der Versuchsanlage schrittweise bis auf ungefähr $70 \mu\text{S}/\text{cm}$ erhöht wird und jeweils weitere Kalibrierpunkte aufgenommen werden.

Mit Hilfe der so ermittelten Stützstellen werden Kalibrierfunktionen angepasst, die durch Polynome der Ordnung n angenähert werden. Die Ermittlung der Polynomkoeffizienten erfolgt mit Hilfe des Verfahrens der kleinsten Quadrate für jeden Messpunkt individuell. Die Ordnung der Polynome kann für jeden der vier Gittersensoren individuell festgelegt werden. Wie die Erfahrung zeigt, lassen sich jedoch die Kalibrierfunktionen gut durch lineare Abhängigkeiten wiedergeben. Es müssen folglich für jeden Messpunkt zwei Kalibrierkoeffizienten abgespeichert werden. Die Messungen beginnen bei einer Leitfähigkeit von über $10 \mu\text{S}/\text{cm}$, um den nichtlinearen Bereich der Abhängigkeit der Spannung von der Leitfähigkeit auszuschließen.

7.1.3 Berechnung von relativen Konzentrationsverteilungen (Vermischungsskalar)

Für die Berechnung des Vermischungsskalars ist zunächst die transiente Leitfähigkeitsverteilung $\sigma(x_i, y_i, z_i, t)$ aus den primären Messwerten mit Hilfe der Kalibrierfunktionen zu berechnen. Anschließend wird die transiente Verteilung des Vermischungsskalars $\theta(x_i, y_i, z_i, t)$ unter Zuhilfenahme des unteren und oberen Bezugswerts für die Leitfähigkeit σ_0 und σ_1 nach Gl. (5.2) ermittelt. Ergebnis dieser Berechnungen sind für jeden Sensor drei Files. Der ASCII-File mit der Endung $.p1x$ ($x = o, p, q, n$) enthält in der 1. Spalte die Zeit und in den drei weiteren Spalten den Verlauf des Mittel-, Maximal- und Minimalwertes des Vermischungsskalars für den jeweiligen Sensor. Der ASCII-File mit der Endung $.t1x$ enthält neben der Zeitspalte den transienten Verlauf des Vermischungsskalars für jede Messstelle am betrachteten Sensor. Zusätzlich wird der Binär-File mit der Endung $.v1x$ erzeugt, der den Zeitverlauf des Vermischungsskalars in einem speziell auf das Visualisierungsprogramm DISPLAY abgestimmten Format enthält.

7.2 Weitere Instrumentierung von ROCOM

Zur Messung des Durchflusses in den vier Schleifen der Versuchsanlage werden magnetisch-induktive Durchflussmesser verwendet. Sie arbeiten in Wasser mit einer Mindestleitfähigkeit von $5 \mu\text{S}/\text{cm}$ und haben bei einem Durchsatz von $> 30 \text{ m}^3/\text{h}$ eine Genauigkeit von $\pm 0.5 \%$. Im Dosierkreislauf ist ein Turbinen-Durchflussmesser eingebaut, mit dem der Volumenstrom der Eindosierung kontrolliert werden kann. Für die Bestimmung der Leitfähigkeit in der Versuchsanlage vor jedem Versuch (unterer Bezugswert in Gl. 5.2) wird ein Leitfähigkeitsmessgerät mit einem Messbereich von $0 - 200 \mu\text{S}/\text{cm}$ verwendet. Die Temperaturkompensation der Leitfähigkeitselektrode wurde abgeschaltet, um den tatsächlichen Leitwert ablesen zu können, der auch an den Gittersensoren ansteht. Die Anzeigegenauigkeit des Geräts beträgt vier signifikante Dezimalstellen. Bei Leitfähigkeiten kleiner $20 \mu\text{S}/\text{cm}$ werden zwei Dezimalstellen angezeigt, der Anzeigefehler beträgt $\pm 0.005 \mu\text{S}/\text{cm}$. bei höheren Werten schaltet das Gerät auf eine Dezimalstelle um, der Anzeigefehler beträgt dann $\pm 0.05 \mu\text{S}/\text{cm}$.

Zur Bestimmung der Leitfähigkeit der zu dosierenden Lösung kam je nach verwendeter Tracerkonzentration ein Gerät mit einem Messbereich von $0 - 200 \mu\text{S}/\text{cm}$ oder

einem Messbereich von 0 – 20000 $\mu\text{S}/\text{cm}$. Bei den Versuchen zur Vermischung bei konstanten Volumenströmen wurde teilweise die Empfindlichkeit der Leitfähigkeits-elektrode am Messgerät im Dosierkreislauf verändert und gesondert kalibriert. Details hierzu in [Gru02].

7.3 Messstellenplan, Benennung, Koordinatensystem

Für alle an der Versuchsanlage ROCOM installierten Messstellen wurden räumliche Koordinaten definiert. Der Koordinatenursprung wurde in den Mittelpunkt des Reaktordruckbehälters in Höhe der Mitte der Kerntageplatte (Messebene des Kerneintrittssensors) gelegt. Die positive x-Achse ist in Richtung der 0°/360°-Reaktorachse und die positive y-Achse in Richtung der 90°-Reaktorachse gerichtet. Die positive z-Achse ist nach oben gerichtet. Für die Zuordnung im zylindrischen Koordinatensystem werden die genannten Winkelpositionen verwendet. Die Winkelpositionen sind mit denen beim Hersteller des Originalreaktors verwendeten identisch. Die Koordinaten der Messpunkte sind in [Gru02] im Detail aufgeführt.

8. Vermischung bei konstanten Schleifendurchsätzen

8.1 Versuchsdurchführung

Die Versuche erforderten zunächst die Einstellung der Durchsätze in den vier Schleifen der Versuchsanlage, was durch entsprechende Vorgaben am Steuerrechner vorgenommen wurde. Der für das jeweilige Versuchsregime vorgesehene Schaltzustand der Schleifen wurde durch manuelles Schließen bzw. Öffnen der Hauptabsperrschieber eingestellt. Erfahrungsgemäß waren die gewünschten Kühlmitteldurchsätze nach ca. 10-20 s erreicht und stabil. Vor Beginn des eigentlichen Experiments wurde der Pumpenbetrieb eine gewisse Zeit lang zur guten Durchmischung des Wasserinventars genutzt. Das Experiment konnte begonnen werden, wenn die Anzeige des Leitfähigkeitsmessgeräts für das Kreislaufwasser sich im Verlauf eines Kühlmittelumlaufs nicht mehr änderte. Das Gerät hat eine Digitalanzeige, der Anzeigefehler beträgt $\pm 0.005 \mu\text{S/cm}$ bei $\sigma < 20 \mu\text{S/cm}$ und $\pm 0.05 \mu\text{S/cm}$ bei $\sigma \geq 20 \mu\text{S/cm}$ (vgl. Abschnitt 7.2).

Im Zubereitungstank für die Tracerlösung wurde eine entsprechende NaCl-Lösung vorgelegt. Die Leitfähigkeit wurde protokolliert. Sie wurde so eingestellt, dass die Gittersensoren beim Experiment gut ausgesteuert waren. Die Empfindlichkeit der einzelnen Sensoren ist unterschiedlich. Auch hängt die Aussteuerung von den beim Versuch auftretenden Verteilungen ab. Die größten Signalamplituden liefert der obere Ringspaltsensor, so dass darauf geachtet wurde, dass dieser Sensor nicht durch eine zu hohe Tracerkonzentration übersteuert wurde. Andererseits wurde eine Aussteuerung von mindestens 50-70 % angestrebt.

Die Durchführung der Tracerdosierung richtet sich nach der Art des Experiments (vgl. Abschnitt 5). In der ersten Ausbaustufe wurde sie durch manuelle Betätigung der entsprechenden Magnetventile ausgelöst und auch beendet. Der Start der Signalerfassung der Gittersensoren wurde ebenfalls von Hand vorgenommen. Die Synchronisation erfolgte per Kommando vom Versuchsleiter. Die genaue Synchronisation der Messdaten ist durch die gleichzeitige Erfassung aller vier Gittersensoren mit einem Datenerfassungs-PC gegeben. Der Sensor am Reaktoreintritt liefert dabei den Bezugszeitpunkt, indem der Moment des Eintreffens des Tracers aus den Daten dieses Sensors entnommen werden kann. In der zweiten Ausbaustufe wurde nach der im Abschnitt 6.5 beschriebenen automatisierten Methode verfahren.

Die Aufzeichnung der Gittersensor-Messwerte erfolgte in der Regel mit einer Frequenz von 20 Hz, wobei die Messfrequenz 200 Hz betrug und aus jeweils zehn aufeinanderfolgenden Messergebnissen Mittelwerte gebildet wurden. Die Aufzeichnungsdauer betrug 60 s. Bei einigen Versuchen wurde eine Aufzeichnungsfrequenz von 100 bzw. 200 Hz verwendet. Bei 100 Hz wurde der Mittelwert aus zwei aufeinanderfolgenden Messungen gebildet.

8.2 Methodik der Auswertung

Die Kalibrierung und die Umwandlung der primären Messdaten erfolgte wie in Abschnitt 7.1.2 dargelegt. Bei der Festlegung der Bezugswerte für die Leitfähigkeit σ_0 und σ_1 wurde wie folgt vorgegangen:

- Als unterer Bezugswert σ_0 wurde die am Reaktoreintritt in den ersten 0.5 s des Experiments vorliegende Leitfähigkeit verwendet. Zu dieser Zeit ist der Tracer am Reaktoreintritt noch nicht eingetroffen. Der Wert wird durch Mittelung der über dem Strömungsquerschnitt vorliegenden Verteilung und über das genannte Zeitintervall gebildet.
- Bei den im Bericht beschriebenen quasistationären Versuchen wird am Reaktoreintritt eine stationäre Verteilung der Leitfähigkeit (Plateau) erreicht. In diesen Fällen wurde die mittlere Leitfähigkeit im Strömungsquerschnitt über einen innerhalb des Plateaubereichs festgelegten Zeitbereich gemittelt, um den oberen Bezugswert σ_1 zu erhalten. Anfangs- und Endzeitpunkt der Mittelung wurden anhand der Zeitverläufe der querschnittsgemittelten Leitfähigkeit am Reaktoreintritt festgelegt und in einem entsprechenden File (*.DT) niedergelegt.

Letztere Vorgehensweise vermindert den Einfluss zufälliger Signalfluktuationen, die zu einer Erhöhung des zeitlichen Maximums der Leitfähigkeit führen. Der obere Bezugswert, der durch Mittelung über das Leitfähigkeitsplateau erhalten wird, entspricht der Amplitude der durch den Tracerpfropfen hervorgerufenen Störung, während der Maximalwert durch die Amplitude der Fluktuationen demgegenüber etwas vergrößert wird. Da ein zu hoher oberer Bezugswert zu einer Unterbewertung des Vermischungsskalars an allen Messorten führt, wurde die Plateaumittelung bevorzugt, wenn bei dem jeweiligen Experiment ein Plateau auftrat. Bei den Kurzdosierungen konnte diese Methode nicht angewandt werden und es musste auf den Maximalwert zurückgegriffen werden.

8.3 Versuchsmatrix

Ausgehend von den in Abschnitt 3 dargelegten Zielstellungen wurde eine Versuchsmatrix aufgestellt. In den Versuchen wurden folgende Parameter variiert:

- Anzahl der laufenden Pumpen
- Volumenstrom in den einzelnen Schleifen
- Zustand der abgeschalteten Schleifen
- Druckverlustbeiwert am Kerneintritt

Die folgenden Tabellen geben einen Überblick über die durchgeführten Versuche. Zur Bezeichnung der Versuche wurden Abkürzungen definiert, die zugleich als File-Namen für die Datenspeicherung dienten. In den Abkürzungen sind die Versuchsbedingungen wie folgt kodiert:

pmmmm_nn (Dx)

<u>p</u> Versuchstyp:	L	-	Langdosierung
	K	-	Kurzdosierung

mmmm - Code für Schleifendurchsätze (1, 2, 3, 4)

- | | | |
|--|---|---------------------------|
| 1 - 50 m ³ /h | 2 - 100 m ³ /h | 3 - 150 m ³ /h |
| 4 - 200 m ³ /h | 5 - 250 m ³ /h | 6 - 300 m ³ /h |
| r - Rückströmung | 0 - Schleife abgesperrt | |
| n - Nominaldurchsatz (185 m ³ /h) | h - 50 % Nominaldurchsatz (92.5 m ³ /h) | |
| x - 25 % Nominaldurchsatz (46.3 m ³ /h) | y - 10 % Nominaldurchsatz (18.5 m ³ /h) | |
| v - 225 m ³ /h | w - 75 % Nominaldurchsatz (138.8 m ³ /h) | |
| z - 20 % Nominaldurchsatz (37.0 m ³ /h) | | |

nn - laufende Realisierungsnummer

Dx - Reibungswert am Kerneintritt

D0 verringerter Reibungsbeiwert

D1 erhöhter Reibungsbeiwert

D2 nominaler Reibungsbeiwert

Tab. 8.1a: Versuche bei vier laufenden Pumpen (jeweils gleicher Volumenstrom in den Schleifen 2 – 4)

Schleife 1 [m ³ /h]	Schleifen 2 – 4 [m ³ /h]						
	18.5	46.3	50.0	92.5	100.0	185.0	>=200.0
18.5	Lyxxx (D0) Lyxxx (D2)					Lynnn(D2)	
37.0	Lzyyy (D2)						
46.3	Lxyyy (D2)	Lxxxx (D0) Lxxxx (D2)				Lxnnn (D2)	
50.0							L1444 (D0)
92.5		Lhxxx (D0)		Lhyyy (D0) Lhyyy (D2)		Lhnnn (D2)	
100.0					L2222 (D0) L2222 (D1) L2222 (D2)		L2444 (D0)
138.8						Lwnnn (D2)	
150.0							L3444 (D0)
185.0				Lnhyy (D0)		Lnnnn (D0) Lnnnn (D2)	
200.0							L4444 (D0)
225.0						Lvnnn (D2)	
250.0							L5444 (D0)
300.0							L6444 (D0) L6666 (D0)

Tab. 8.1b: Versuche bei vier laufenden Pumpen (zusätzliche Variationen des Volumenstroms in den Schleifen 1 – 4)

Kombination 185.0 m ³ (n) / 92.5 m ³ (h)	Kombination 92.5 m ³ (h) / 46.3 m ³ (x)
Lhhnn (D0) Lhhhn (D0)	Lxhxx (D0)
Lhhnh (D0) Lhnhh (D0)	Lxxhx (D0)
Lhnhn (D0) Lnhnh (D0)	Lxxxh (D0)
Lnnhh (D0)	

Tab. 8.2: Versuche bei Teilschleifenbetrieb

Anzahl der laufenden Pumpen	Abgeschaltete Schleifen offen (r)		Abgeschaltete Schleifen geschlossen (0)	
	1	Lnr rr (D0) Lhrr (D0)		Ln000 (D0) Lh000 (D0)
2	Lnnrr (D0) Lnrrn (D0) Lnrrr (D0)	Lnnrr (D2) Lnrrn (D2) Lnrrr (D2) L22rr (D2) L2r2r (D2) L2rr2 (D2)	Ln00n (D0) Ln0n0 (D0)	
3	Lnrnn (D0) Lnnnr (D0) Lhrhh (D0)	Lnrnn (D2) Lnnnr (D2) L222r (D2) L22r2 (D2) L2r22 (D2)	Ln0nn (D0) Lnnn0 (D0) Lh0hh (D0)	

8.4 Allgemeine Beschreibung des Prozessablaufs

Eine Beschreibung der Vermischungsvorgänge wird exemplarisch für drei Versuche mit unterschiedlichen Randbedingungen aus den unter 8.3 aufgeführten Tabellen vorgestellt.

8.4.1 Gleicher Volumenstrom in allen vier Schleifen (Versuch Lnnnn_04)

In allen vier Schleifen wird ein konstanter Volumenstrom von 185 m³/h eingestellt. Dieser entspricht dem skalierten Nominaldurchsatz. Über die Dosiervorrichtung wird Salztracer über einen Zeitraum von 8 s eingespeist. Die Dauer der Einspeisung wurde einerseits so gewählt, dass sich am Kerneintritt ein quasistationäres Konzentrationsfeld einstellen konnte, andererseits die Einspeisung aber beendet ist, bevor der

Tracer nach einmaligem Umlauf durch die Gesamtanlage wieder im Eintrittsstutzen erscheint.

Abb. 8.1 demonstriert die Qualität der Einspeisung. Es sind einige Momentanverteilungen aus der Messsequenz des Versuchs dargestellt. Es ist sehr gut zu erkennen, dass der Mischer den eingespeisten Salztracer sehr homogen über den gesamten Rohrquerschnitt verteilt. Weiterhin ist erkennbar, dass der Tracer aufgrund des turbulenten Geschwindigkeitsprofils in der Rohrleitung zuerst im Zentrum eintrifft und auch im Zentrum als erstes wieder verschwindet.

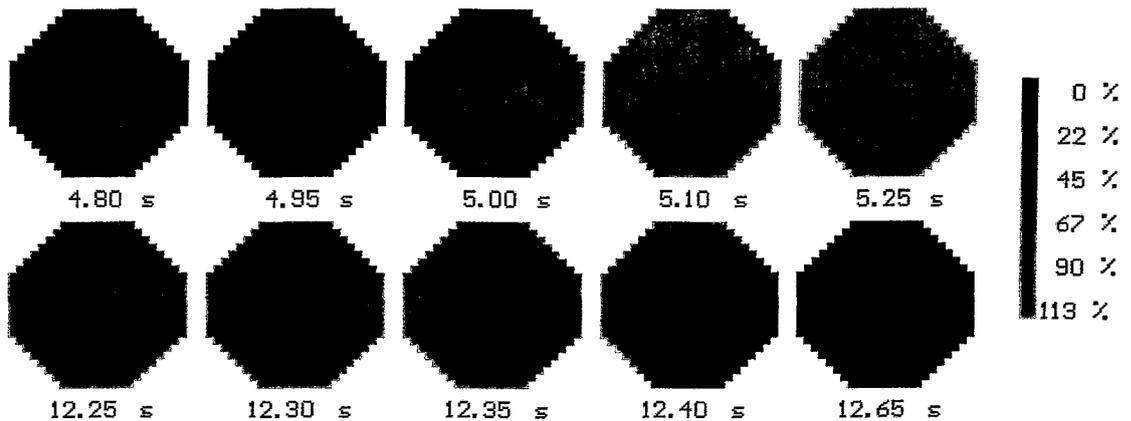


Abb. 8.1 Sequenz von Momentanverteilungen im Eintrittsstutzen (Lnnnn_04)

Abb. 8.2 zeigt den Verlauf des Mittelwertes des Vermischungsskalars am Eintrittsstutzen. Die optimierte Öffnungs- und Schließcharakteristik des Dosierventils erlaubt es Störungen einzubringen, die aufgrund ihrer scharfen Flanken in sehr guter Näherung als Sprungfunktionen (Heavyside-Funktionen) angesehen werden können. Bei $t \approx 15$ s beginnt die Konzentration ein weiteres mal anzusteigen. Zu diesem Zeitpunkt hat die Störung einen vollen Umlauf im Primärkreislauf vollendet.

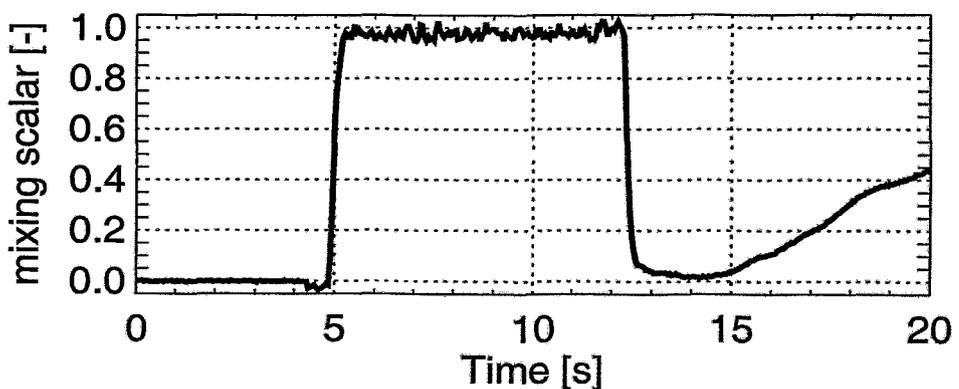


Abb. 8.2 Verlauf des Mittelwertes der Störung am Eintrittsstutzen (Lnnnn_04)

In Abb. 8.3 ist der Zeitverlauf der Störung am oberen und unteren Downcomersensor zu sehen. In der Abbildung wurde eine Abwicklung der azimuthalen Konzentrationsverteilung auf der äußeren der beiden mittleren radialen Messpositionen des Downcomersensors ($r = 477.5 \text{ mm}$) als Zeitverlauf dargestellt. Radiale Ungleichmäßigkeiten treten lediglich in Form von turbulenzbedingten Fluktuationen auf und haben sich in Bezug auf das globale Verhalten als vernachlässigbar erwiesen. Auf Grund der vier laufenden Umwälzpumpen bleibt die Störung auf einen Quadranten beschränkt. Der durch die Störung eingenommene Quadrant ist gegenüber der Stutzenposition bei 22.5° verschoben, da es zu einem Ausgleich in Querrichtung zwischen den Massenströmen aus den vier Eintrittsstutzen kommt. Die Störung nimmt aus Symmetriegründen das Gebiet von $0 - 90^\circ$ ein. Am oberen, aber noch wesentlich stärker am unteren Sensor weist der gestörte Bereich an seinen Rändern turbulente Vermischungsgebiete auf, in denen azimuthale Schwankungsbewegungen des tracerhaltigen Sektors vorherrschen. Das wird durch zeitlich veränderliche Wirbel im Downcomer hervorgerufen, die Teile des tracerhaltigen Mediums senkrecht zur Hauptströmungsrichtung verschieben. Am oberen Sensor werden noch Maximalwerte von über 100% erreicht. Das bedeutet, dass die Störung teilweise noch völlig unvermischt dort ankommt, wobei Werte über 100% auf Ungleichmäßigkeiten nach dem Mischer zurückzuführen sind, da der Mittelwert am Reaktoreintritt als Bezugswert dient.

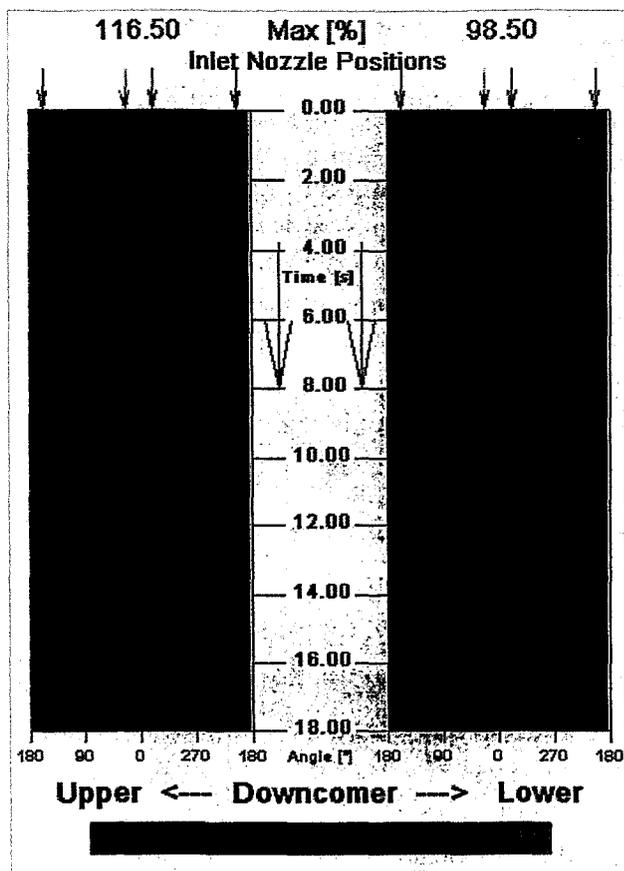


Abb. 8.3 Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren (Lnnnn_04)

In Abb. 8.4 sind einige ausgewählte Momentanverteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt dargestellt. Der Pfropfen tritt zuerst an zwei Randpositionen etwa 30° von der azimuthalen Position des beaufschlagten Eintrittsstutzens verschoben in den Kern ein. Mit fortschreitender Zeit nimmt die Störung den der beaufschlagten Schleifenposition zuzuordnenden Sektor ein. Der im Downcomer eingetretene azimuthale Ausgleich zwischen den vier Schleifen ist auch hier zu beobachten, d.h. der Sektor ist gegenüber der azimuthalen Schleifenposition auf den Symmetriewinkel verschoben. Nach dem Einstellen eines quasistationären Konzentrationsfeldes kann man deutliche Fluktuationen des gesamten Feldes beobachten. Die Störung verläßt den Kerneintritt zuerst an den Flanken des Sektors. Diese Art des Durchlaufs durch die Messebene deutet auf großflächige Wirbel und Rückströmge-

biete im Downcomer hin. Diese Sekundärströmungen wurden mit Hilfe von LDA-Messungen im Downcomer nachgewiesen [LDA1, LDA2]. Im Maximum werden 96 % des im Eintrittsstutzen ermittelten Bezugswertes am Kerneintritt erreicht.

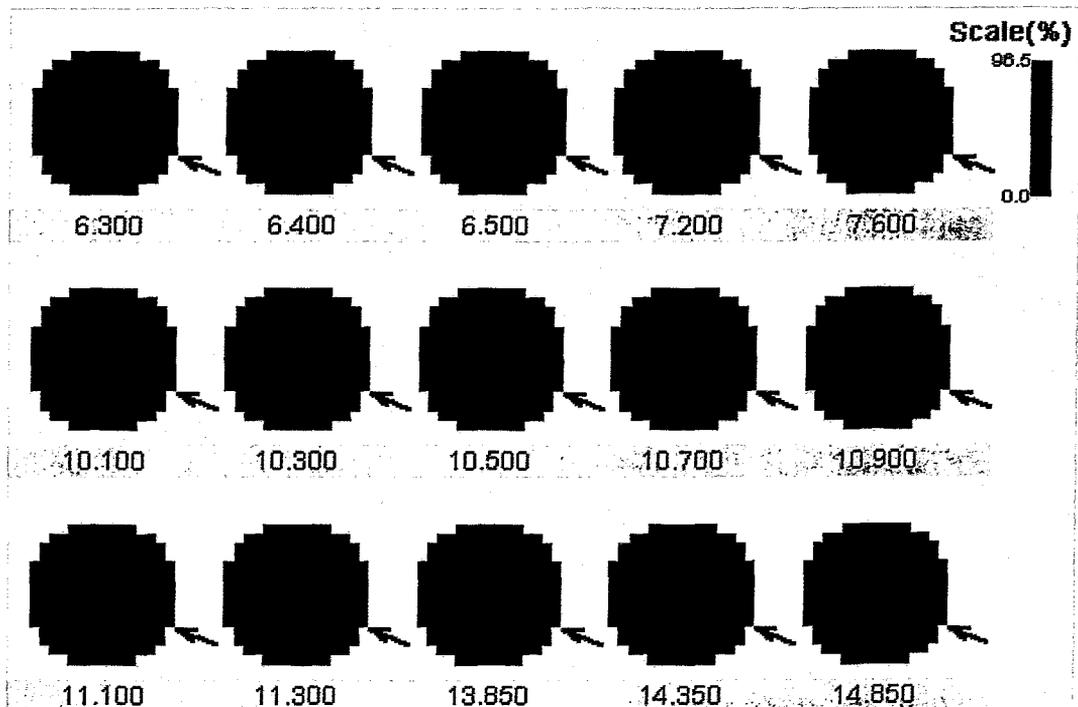


Abb. 8.4 Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt (Versuch Lnnnn_04; Pfeil – Position der gestörten Schleife; Zeit in s)

8.4.2 Naturumlauf mit erhöhtem Volumenstrom in Schleife 1 (Versuch Lzyyy_01)

Bei der Serie Lzyyy wurden Bedingungen simuliert, die denen eines Frischdampfleckes nach Abschalten der Hauptumwälzpumpen nahekommen. In der vom Leck betroffenen Schleife ist der Volumenstrom im Experiment doppelt so hoch als in den anderen drei Schleifen. Diese Schleifen laufen mit 10 % des Nominaldurchsatzes, Schleife 1 mit 20 %. Nach Einstellen eines zeitlich konstanten Geschwindigkeitsfeldes wird Salztracer über einen Zeitraum von 20 s eingespeist. Die reduzierten Volumenströme erlauben eine solche Einspeisedauer. Die Qualität der Einspeisung ist der im vorhergehenden Abschnitt vergleichbar, der Verlauf des Mittelwertes am Eintrittsstutzen ist in Abb. 8.5 dargestellt. Zum Vergleich ist der gleiche Messwert aus einer Serie mit 100 % Volumenstrom in Schleife 1 dargestellt, der Einspeisezeitpunkt wurde so angepasst, dass die Störung in beiden Fällen zum gleichen Zeitpunkt den Sensor erreicht. Die Vorderflanke des Tracers im Versuch Lzyyy ist flacher. Aufgrund der fünfmal geringeren Geschwindigkeit wird die Störung langsamer am Sensor vorbeigeschoben. Wenn man die Kurve aus dieser Messung mit dem Verhältnis der Geschwindigkeiten beider Experimente (im konkreten Fall: 5) staucht, liegt die gestauchte Kurve nahezu vollständig auf der Kurve des Experiments Lnnnn (siehe Abb. 8.5).

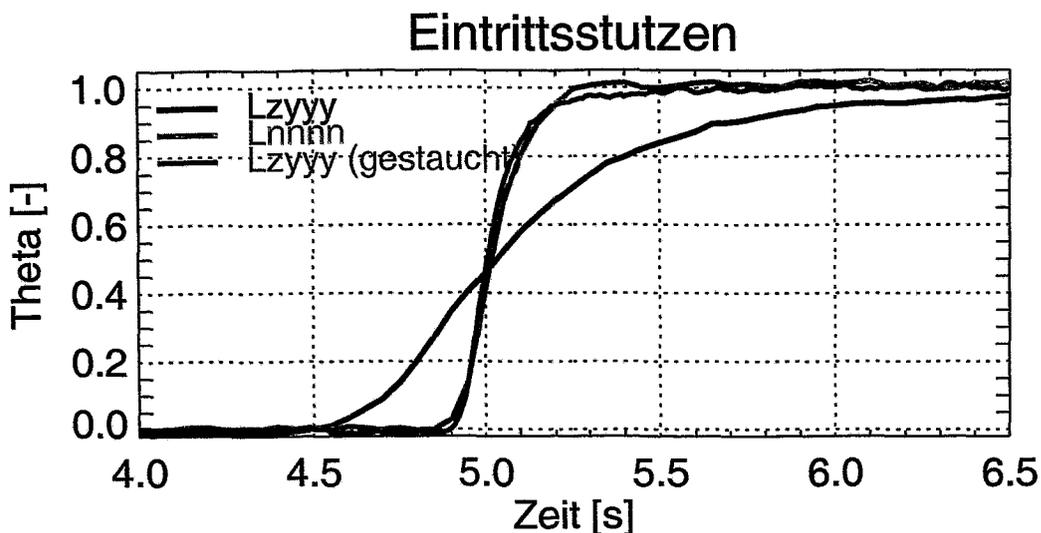


Abb. 8.5 Verlauf des Mittelwertes der Störung am Eintrittsstutzen im Versuch Lzyyy_01 (im Vergleich zum Versuch Lnnnn_04).

Im Ringspalt trifft die Störung am oberen Sensor nahezu zur gleichen Zeit an drei azimutalen Positionen ein (Abb. 8.6), wobei sich eines der Maxima genau unterhalb der beaufschlagten Schleife befindet. Zwei weitere sind um ungefähr 45° in Richtung des 45° entfernten Nachbarstutzens und um rund 60° in Richtung zum 135° entfernten Nachbarstutzen verschoben. Im Verlaufe der nächsten Sekunden füllt sich der Bereich um diese drei anfänglichen Maxima vollständig mit Tracer. Die Größe des Sektors entspricht fast genau dem Anteil des Volumenstroms der beaufschlagten Schleife am Gesamtstrom im Experiment. Etwa zur gleichen Zeit erscheint am oberen Ringspaltsensor bei einer Winkelposition von 270° über der gesamten Tiefe des Ringspalts ein dünner Tracerstreifen geringer Intensität. Ähnliche Beobachtungen kann man an weiteren Positionen zwischen 270° und dem Rand des Tracersektors bei 335° machen ($t = 10.0$ s). Bei $t = 10.4$ s trifft Tracer erstmalig am unteren Ringspaltsensor ein, und zwar bei einer Winkelposition von rund 315° . Das legt den Schluss nahe, dass sich zwischen den Schleifenpositionen bei 202.5° und 337.5° ein Rückströmgebiet mit zwei Geschwindigkeitsmaxima an den Außenseiten befindet. Dadurch erreicht der Tracer den unteren Ringspaltsensor zuerst an einer gegenüber der Position der beaufschlagten Schleife um rund 70° verschobenen Position. 1.2 s später wird am unteren Ringspaltsensor ziemlich genau in der Mitte zwischen der beaufschlagten und der benachbarten Schleife (bei einer Winkelposition von rund 110°) Tracer detektiert. Ein ähnlich gelagerter Wirbel mit den entsprechenden Geschwindigkeitsmaxima und Rückströmgebieten ist dafür die Ursache. In den nächsten Sekunden verstärkt sich das Tracersignal an den beiden Positionen am unteren Ringspaltsensor, begleitet von azimutalen Schwankungen des gesamten Feldes. Schwankungen, wenn auch mit kleinerer Amplitude, sind auch am oberen Ringspaltsensor zu sehen. Ab $t = 15$ s kommt es zur Ausbildung eines dritten Tracersignals am unteren Ringspaltsensor, ziemlich genau in der Mitte zwischen den beiden bisherigen Tracerpositionen. Ein nahezu quasistationäres Konzentrationsfeld hat sich eingestellt. Azimutale Schwankungen sind an beiden Ringspaltsensoren zu beobachten. Aber es kommt zu keiner Vereinigung der einzelnen Tracersektoren. Nach wie vor sind am oberen Sensor eine Haupt- und eine Nebenströmung sowie am un-

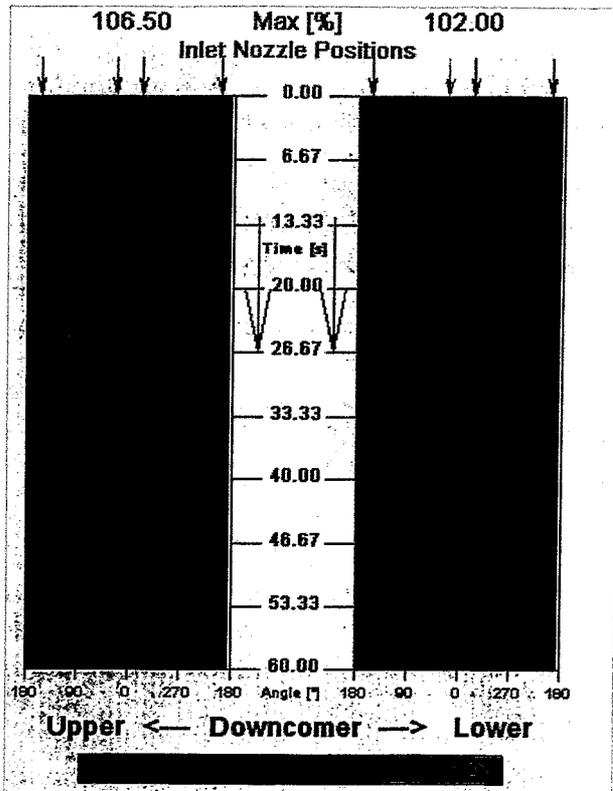


Abb. 8.6 Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren (Lzyyy_01)

teren drei deutlich voneinander getrennte Sektoren zu unterscheiden. Das so beschriebene Strömungsbild bleibt bis zum Ende der Einspeisung in einem quasistationären Zustand erhalten.

Nach dem Ende der Einspeisung verschwindet der Tracer am oberen Ringspaltsensor an allen drei Positionen nahezu gleichzeitig. Am unteren Ringspaltsensor verschwindet zuerst die Nebensträhne bei 270°. Direkt unter der beaufschlagten Schleife hält sich der Tracer noch mehr als 20 s nach dem vollständigen Verschwinden aus der Messebene am oberen Ringspaltsensor. Auch während des langsamen Verschwinden des Tracers sind sehr deutlich azimutale Schwankungen des gesamten Feldes am unteren Ringspaltsensor zu beobachten.

In der Messebene am Kerneintritt wird der Tracer bei $t = 13.6$ s zuerst im Randgebiet an den zwei Winkelpositionen detektiert,

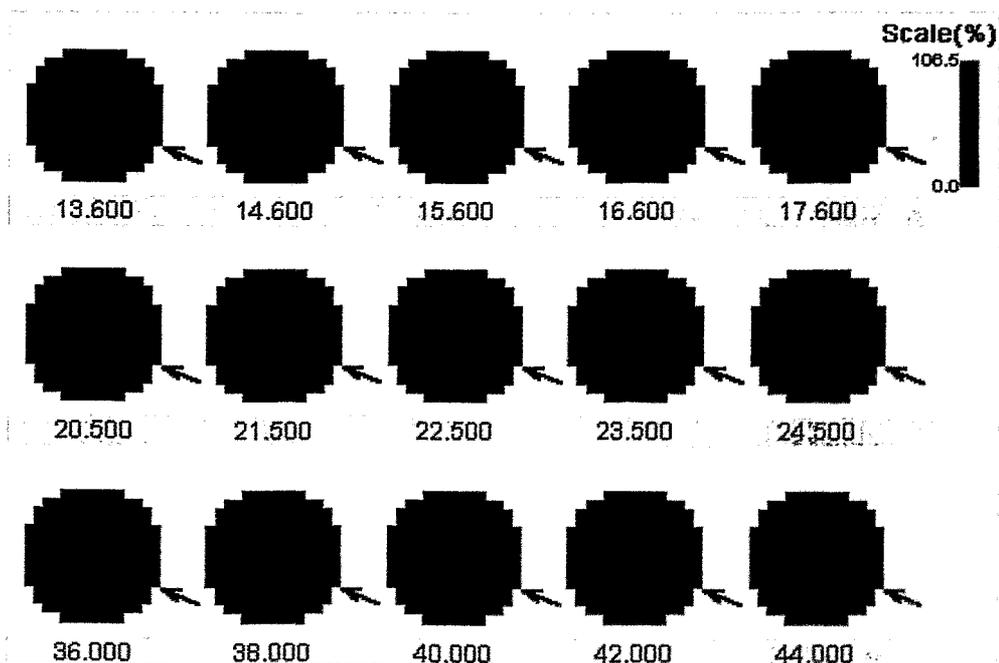


Abb. 8.7 Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt im Versuch Lzyyy_01 (Pfeil – Position der gestörten Schleife; Zeit in s)

an denen er auch am unteren Ringspaltensor zuerst eintraf (bei 90° und rund 270°). Im weiteren Zeitverlauf vergrößern sich die Sektoren mit Tracer an diesen zwei Positionen und reichen auch in den inneren Teil des Kernquerschnitts hinein. Einige Sekunden später ($t = 20.5$ s) erscheint Tracer auch im Randgebiet bei einer Winkelposition von 0°, die dem dritten oben beschriebenen Tracersignal am unteren Ringspaltensor zugeordnet werden kann. Dieser Sektor vereinigt sich mit dem Sektor bei 270° und nimmt im weiteren nahezu ein Viertel des Kernquerschnitts ein. Im weiteren Verlauf kommt es zu einer Vereinigung der beiden Sektoren, aber weiterhin mit zwei deutlich ausgeprägten Maxima in den Randzonen. Der neugebildete Sektor nimmt nahezu eine Kernhälfte ein. Azimutale Fluktuationen sind weniger deutlich als im Versuch Lnnnn_04 zu beobachten. Der Tracer verschwindet zuerst an den Außenseiten des Sektors. Im Randgebiet des Kernquerschnitts genau unterhalb der zwei Schleifenpositionen hält sich noch längere Zeit Tracer, zuletzt noch deutlich ausgeprägt genau unterhalb der Winkelposition der beaufschlagten Schleife.

8.4.3 Teilschleifenbetrieb (Versuch Ln0n0_01)

Beim Experiment Ln0n0 wurden die Schleifen 1 und 3 mit Nominaldurchsatz betrieben, die Schleifen 2 und 4 waren abgesperrt. Über einen Zeitraum von 10 s wurde in Schleife 1 eindosiert. Am Sensor im oberen Ringspaltbereich trifft kurze Zeit später der Tracer ein (Abb. 8.8), zuerst genau unter der Position des Eintrittsstützens von Schleife 1. Danach füllt sich der halbe Ringraum mit Tracer. Am unteren Sensor im Downcomer trifft der Tracer zuerst bei einer Winkelposition von 90° und kurz darauf bei 270°, also an den Außenseiten des beaufschlagten Gebietes ein. Danach füllt sich der dazwischen liegende Bereich mit Tracer. An der Winkelposition genau unterhalb der beaufschlagten Schleife ist eine tracerfreie Zunge noch bis ca. $t = 10$ s zu beobachten. An beiden Sensoren treten starke azimutale Schwankungen des gesamten Strömungsfeldes auf, deren Amplitude jedoch am unteren Sensor etwa eine Größenordnung höher ist als am oberen. Bei $t = 11.0$ s ist dann auch der letzte freie Zwischen-

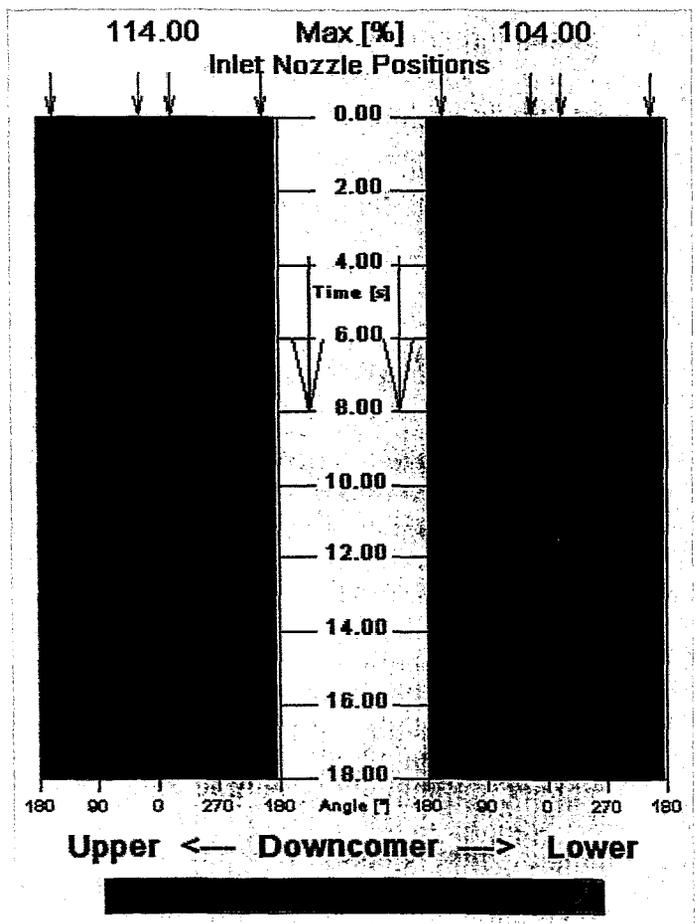


Abb. 8.8 Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren (Ln0n0_01)

raum ausgefüllt. Nach Beendigung der Einspeisung verschwindet der Tracer gleichzeitig am oberen Sensor. Am unteren Sensor beginnt das Verschwinden im Außenbereich, der Sektor wird gleichmäßig kleiner. Zuletzt verschwindet der Tracer an der Winkelposition der beaufschlagten Schleife.

An den gleichen Winkelpositionen wie am unteren Sensor im Ringspalt tritt der Tracer in die Messebene am Kerneintritt (Abb. 8.9) ein (bei $t = 4.3$ s). Im weiteren Zeitverlauf nimmt der Tracer den halben Kernbereich ein, mit zwei ausgeprägten Maxima an den Außenseiten. Genau wie am unteren Downcomersensor, bleibt in der Mitte ein freier Bereich, der sich langsam füllt. Bei $t = 8.0$ s ist der halbe Kerneintrittsbereich nahezu vollständig und gleichmäßig mit Tracer gefüllt, während zu diesem Zeitpunkt im Ringspalt noch die tracerfreie Zone unterhalb von Stutzen 1 existiert. Der gestörte Sektor ist gegenüber dem Downcomersensor am Kerneintritt um einige Grad verschoben. Nach Erreichen des quasistationären Zustands sind auch am Kerneintritt deutliche Fluktuationen des gesamten Feldes zu beobachten. Anschließend verlässt der Tracer die Messebene zuerst an den Außenseiten des Sektors. Zuletzt verschwindet er aus dem Randbereich des Kerneintritts bei der Winkelposition von 0° direkt neben der Position der beaufschlagten Schleife.

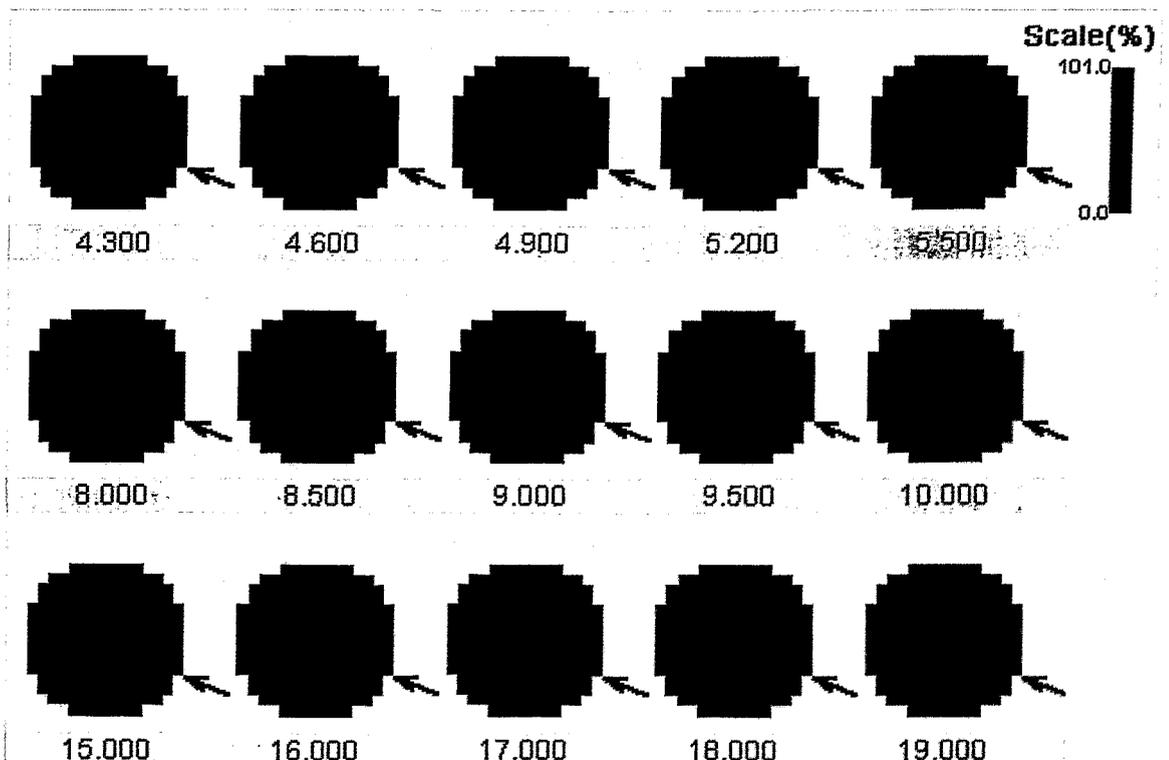


Abb. 8.9 Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt im Versuch Ln0n0_01 (Pfeil – Position der gestörten Schleife; Zeit in s)

8.5 Quasistationäre Vermischung am Kerneintritt

Bei den Versuchen mit länger andauernder Tracereinspeisung stellen sich am Kerneintritt für einen gewissen Zeitbereich quasistationäre Verhältnisse ein. Mittelt man die Werte des Vermischungsskalars an jeder Brennelementposition innerhalb dieses Intervalls, so erhält man eine Matrix von quasistationären Vermischungskoeffizienten. Sie variieren von 0 bis 1 und geben an, wie groß der Anteil des Kühlmittels aus der gestörten Schleife an dem Gesamtkühlmitteldurchsatz jedes einzelnen Brennelements ist. Das Mittelungsintervall wird anhand des Zeitverlaufs des über den Kerneintritt gemittelten Vermischungsskalars bestimmt (Abb. 8.10). Hierzu wurde ein hinreichend langer Abschnitt des hier anzutreffenden Plateaus ausgewählt, auf dem der Mittelwert des Vermischungsskalars am jeweiligen Sensor möglichst eingeschwungen war.

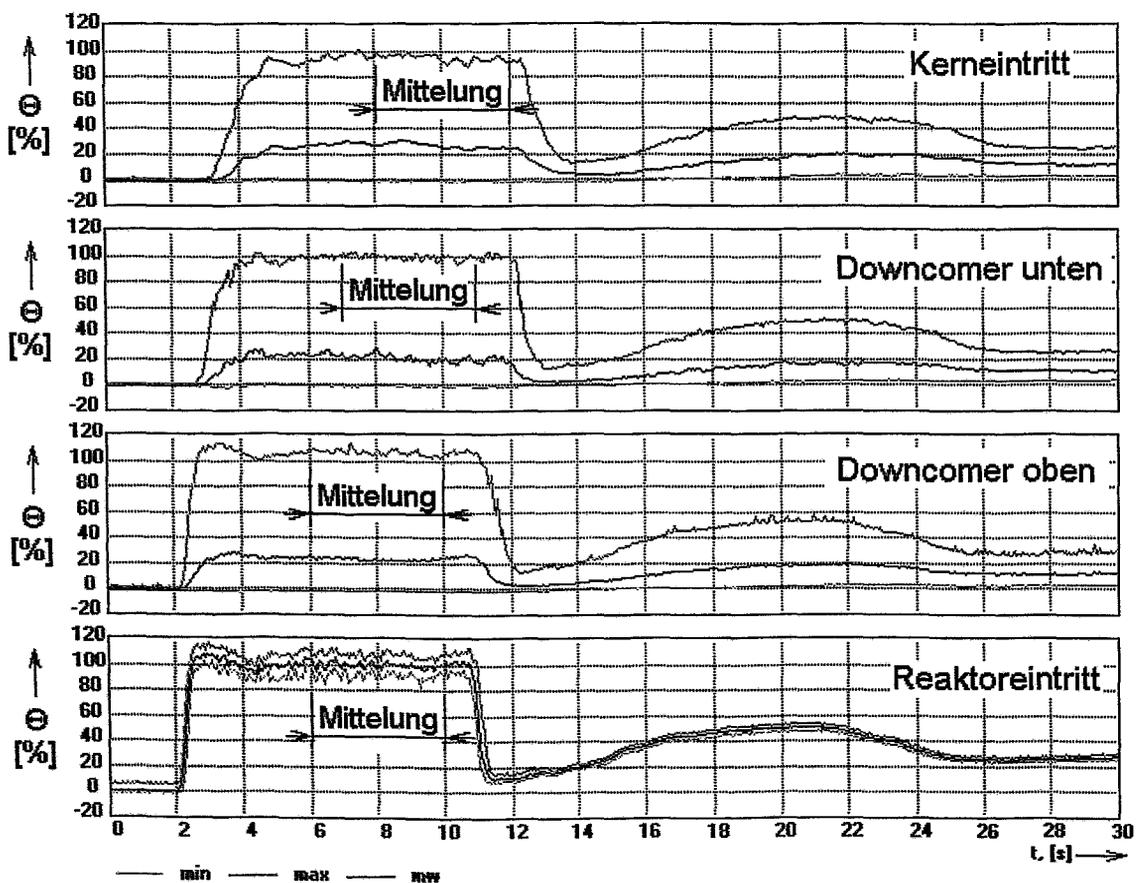


Abb. 8.10 Zeitverlauf des minimalen, maximalen und mittleren Vermischungsskalars an den Messpositionen für den Versuch Lnnnn (D2)

Das Ergebnis der Mittelung über die in Abb. 8.10 angegebenen Zeitintervalle ist in Abb. 8.11 dargestellt. Zu erkennen ist wiederum die gute Vermischung am Reaktoreintrittsstutzen durch die Wirkung des Mischers. Das gestörte Strömungsgebiet erstreckt sich am oberen Ringspaltsensor über einen Winkelbereich von 90° , was dem Volumenstromanteil einer Kühlmittelschleife entspricht. Der Bereich ist gegenüber

der azimuthalen Lage des betroffenen Eintrittsstützens um ca. 22.5° verdreht, da die Stromfäden sich entsprechend der Symmetrieachsen bei 0° und 180° eindrehen. Am unteren Ringspaltsensor ist bereits eine deutliche Verbreiterung der Tracerverteilung zu beobachten, verbunden mit einer Abnahme des Maximalwerts auf 94.6 %. Am Kerneintritt wird die für Vollschleifenbetrieb typische Verteilung beobachtet, bei der das Maximum auf der dem gestörten Stutzen zugewandten Seite auftritt. Der Tracer konzentriert sich weitgehend auf den Sektor zwischen 0° und 90° , wobei die Flanken jedoch in die benachbarten Sektoren hineinreichen.

Der Maximalwert am Reaktoreintritt liegt etwas über 100 %, d.h. innerhalb des Strömungsquerschnitts treten Konzentrationswerte auf, die ca. 5 % über dem Mittelwert liegen. Dies ist die durch den Mischer verursachte Restungleichmäßigkeit. Bis zum oberen Ringspaltsensor fällt die maximale Konzentration praktisch nicht ab, so dass auch dort noch Werte über 100 % auftreten. Erst am unteren Ringspaltsensor hat die turbulente Diffusionsgrenzschicht die gesamte Breite des gestörten Bereichs erfasst und zur Verringerung der maximalen Konzentration geführt.

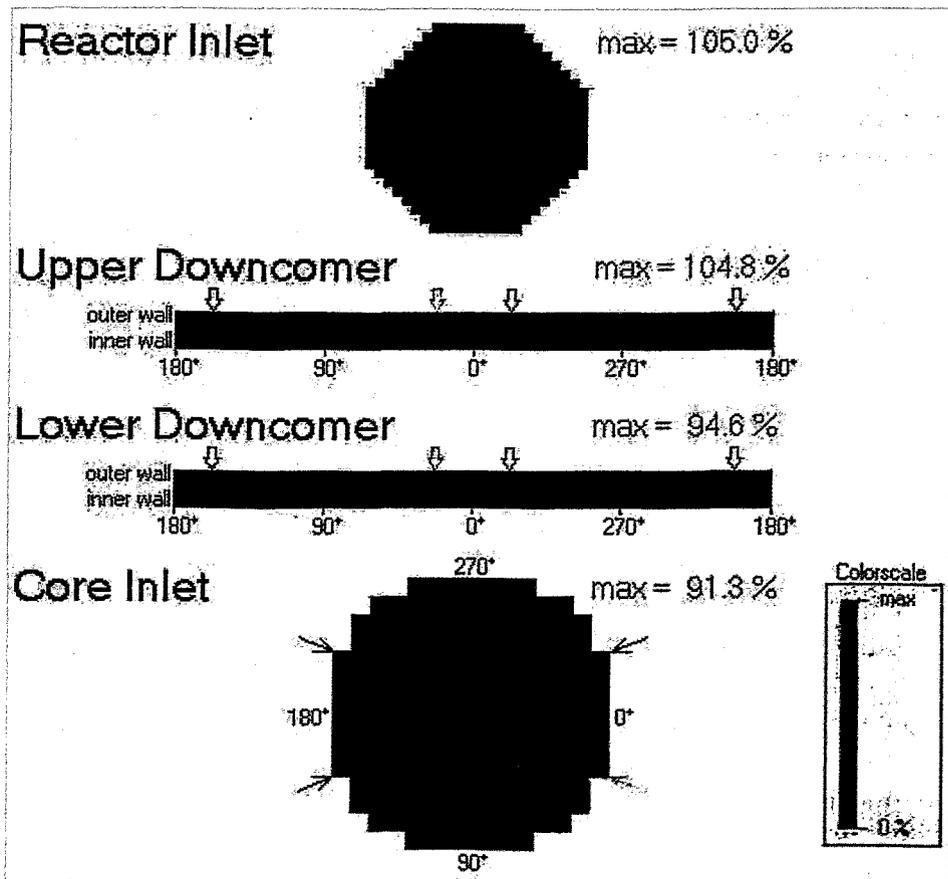


Abb. 8.11 Quasistationäre Verteilungen des Vermischungsskalars an allen vier Gittersensor-Positionen bei Vollschleifenbetrieb, Versuch Lnnnn (D2)

Quasistationäre Verteilungen des Vermischungsskalars wurden für alle in den Tabellen 8.1 und 8.2 angegebenen Versuche ermittelt (s. [Gru02]).

Bei allen Experimenten waren auch nach Einstellen des quasistationären Zustandes am Kerneintritt noch Fluktuationen des Konzentrationsfeldes zu beobachten (siehe z.B. Abb. 8.4). Diese Fluktuationen sind durch die turbulente Natur der Strömung bedingt und werden durch großflächige Wirbel im Downcomer hervorgerufen. Der Zeitverlauf der Störung an drei verschiedenen Brennelementpositionen (Abb. 8.12) am Kerneintritt im Versuch Lnnnn_04 ist in Abb. 8.13 dargestellt.

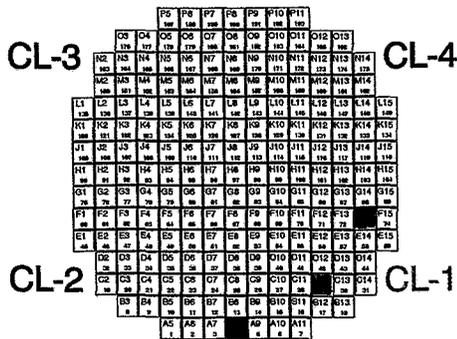


Abb. 8.12 Für den Vergleich ausgewählte Brennelementpositionen

ungefähr doppelt so groß, der Wert bewegt sich zwischen 0.6 und 0.8. Am Brennelement A8, einem Randelement, erreichen die Fluktuationen bis zu 50 % des arithmetischen Mittelwertes auf dem Plateau. Diese extremen Schwankungen sind eine Folge der großflächigen Fluktuationen des gesamten Konzentrationsfeldes. Eine detaillierte Analyse dieser Schwankungen und eine Betrachtung zur Reproduzierbarkeit der Versuche ist in [Gru02] gegeben.

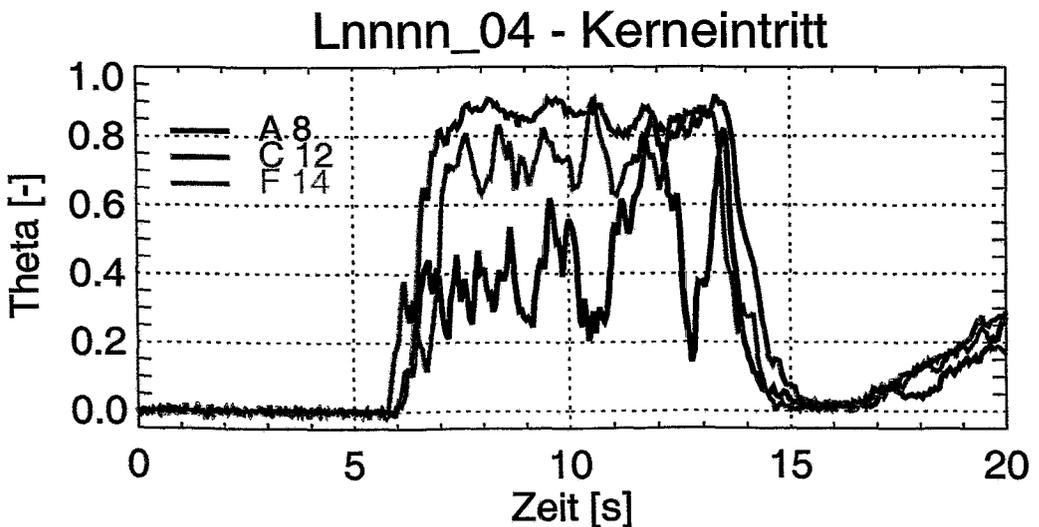


Abb. 8.13 Zeitverlauf des Vermischungsskalars an drei ausgewählten Brennelementpositionen (vergl. Abb. 8.12) im Versuch Lnnnn_04

8.6 Einfluss des Druckverlustes

Der Druckverlust des Reaktorkerns hat Einfluss auf das Geschwindigkeitsfeld im unteren Plenum und damit auf die Tracerverteilung am Kerneintritt. Wie in Abschnitt 6.3

beschrieben, wurden Versuche mit drei unterschiedlichen Druckverlustbeiwerten durchgeführt: (A) $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0,40$, (B) $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 1,09$ und (C) $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 6,98$. Abb. 8.14 zeigt hierzu die Verteilung des Vermischungsskalars für Vierschleifenbetrieb mit je $100 \text{ m}^3/\text{h}$ Durchsatz. Leider war ein Betrieb bei Nenndurchsatz mit dem höchsten Druckverlustbeiwert wegen des Druckaufbaus vor dem Reaktorkern nicht realisierbar, so dass der verminderte Wert für den Vergleich herangezogen werden muss.

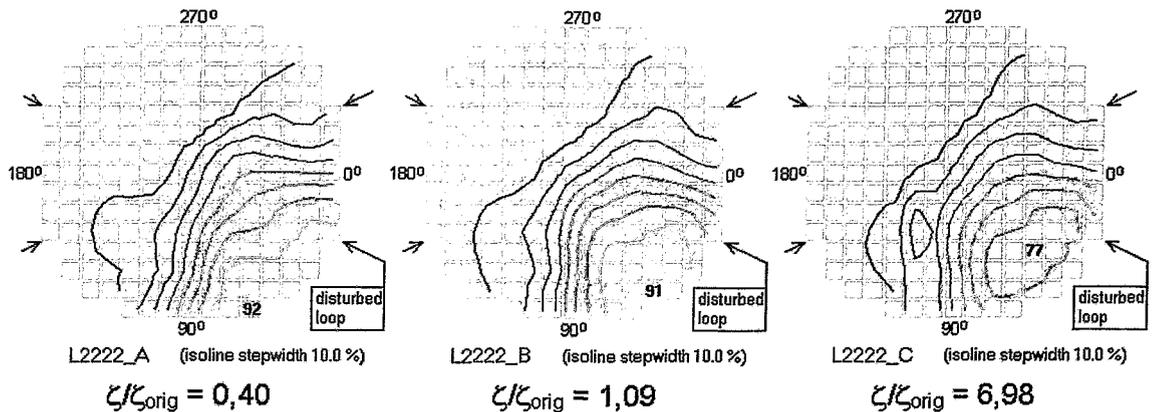


Abb. 8.14 Quasistationäre Vermischung bei Vollsleifenbetrieb mit vermindertem Durchsatz ($4 \times 100 \text{ m}^3/\text{h}$) und Variation des Core-Druckverlusts

Es besteht ein nachweisbarer Einfluss des Core-Druckverlustes auf die Vermischung, also auf die Amplitude der örtlichen Konzentrations- bzw. Temperaturänderung bezogen auf die Änderung am Eintrittsstutzen. Bei Erhöhung des Druckverlustbeiwerts über den Originalwert hinaus verschiebt sich das Maximum der Störung von seiner anfänglichen Randposition zu einem vom Rand weiter entfernten Brennelement. Insgesamt wird die Verteilung gleichmäßiger, die azimuthale Lage des Maximums verschiebt sich in Richtung der Symmetrieachse, die bei 45° liegt.

Auf Grund der stets zu beobachtenden turbulenten Fluktuationen der Verteilung des Vermischungsskalars treten auch bei den Langzeitmittelwerten bei unterschiedlichen Realisierungen unter gleichen Randbedingungen erhebliche Abweichungen auf. Deshalb wurden für Abb. 8.14 die Ergebnisse von Mittelungen über alle jeweils verfügbaren Versuche verwendet.

8.7 Einfluss des Kühlmitteldurchsatzniveaus

Zur Untersuchung des Einflusses der Kühlmittelgeschwindigkeit wurden Versuche mit Vollsleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes durchgeführt. Dabei ergab sich mit wachsendem Durchsatz eine Verschiebung des Maximums der Störung von seiner anfänglichen Randposition zu einem vom Rand weiter entfernten Brennelement. Die azimuthale Lage des Maximums nähert sich der Symmetrieachse, die bei 45° liegt (Abb. 8.15). Bei Nenndurchsatz ergab sich mit dem originalen Druckverlustbeiwert eine Verteilung, die von der Form her der bei vermindertem Durchsatz und erhöhtem Druckverlust (vgl. Abb. 8.14, Fall C) nahekommt, wobei dort jedoch ein kleinerer Maximalwert auftrat. Insgesamt sind die Veränderungen der Verteilungen bei Variation des Durchsatzes jedoch nicht sehr groß.

Eine analoge Tendenz wurde bei vermindertem Druckverlustbeiwert des Reaktorkerns gefunden ($\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0,40$). Hierbei tritt die Ablösung des Maximums vom Rand jedoch erst bei einem Durchsatz oberhalb des Nenndurchsatzes auf, d.h. bei 200 bzw. 300 m³/h (Abb. 8.16).

Es wird davon ausgegangen, dass die beobachteten Effekte auf die mit zunehmendem Druckabfall wachsende Vergleichmäßigung des Geschwindigkeitsfeldes am Kerneintritt zurückzuführen sind. Der Druckabfall nimmt proportional zum Quadrat des Durchsatzes zu und entspricht für den Fall des Core-Modells mit vermindertem Druckverlustbeiwert bei 300 m³/h dem Druckabfall bei originalem Druckverlustbeiwert und Nominaldurchsatz (185 m³/h). Die beiden entsprechenden Verteilungen in den Abbildungen 8.15 und 8.16 weisen eine große Ähnlichkeit auf. So sind die Brennelementposition, auf der das Maximum des Vermischungsskalars beobachtet wird, sowie der Maximalwert selbst (92 %) identisch. Das unterstreicht die Unabhängigkeit der Verteilung von der Reynoldszahl in der Nähe des Nenndurchsatzes (185 m³/h) im Modell mit originalem Druckverlustbeiwert.

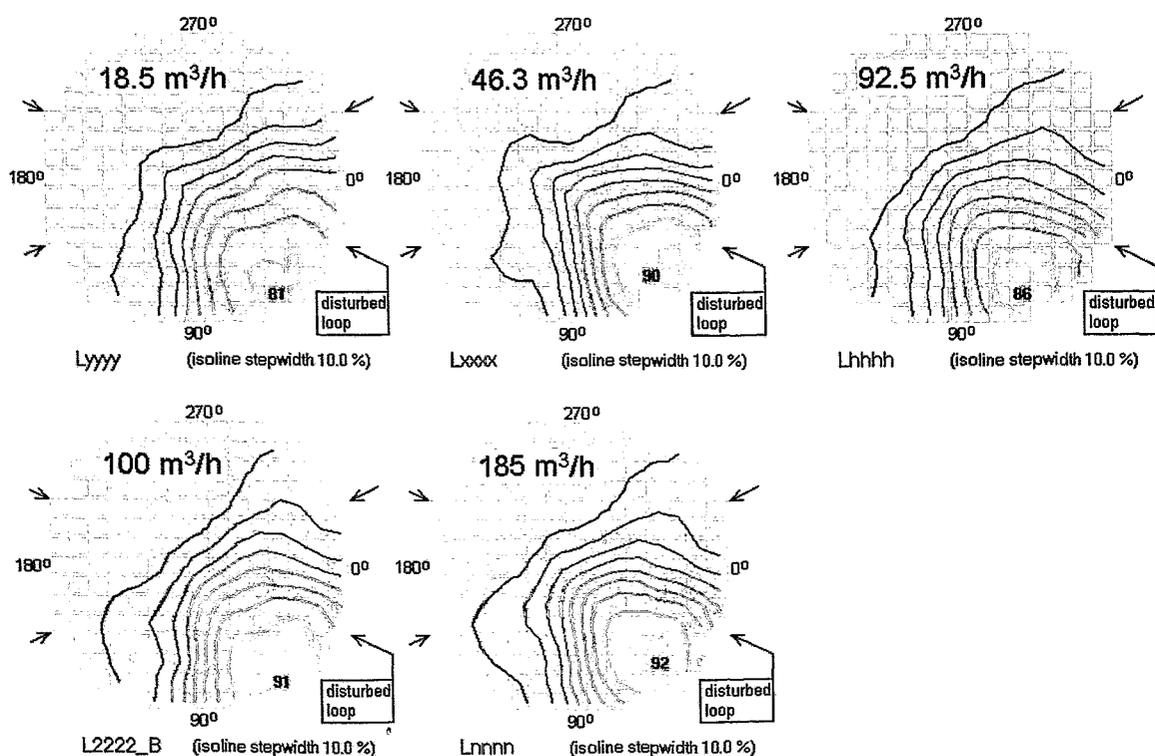


Abb. 8.15 Quasistationäre Vermischung bei Vollsleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes, nominaler Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 1,09$

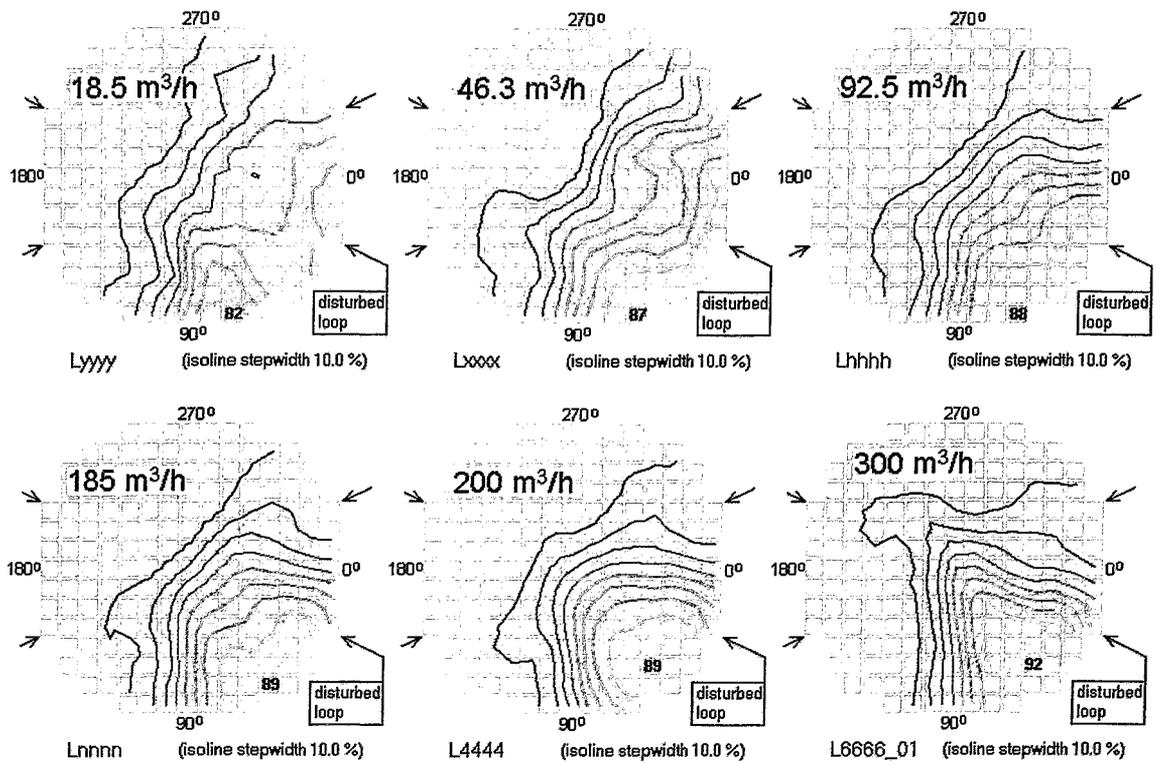


Abb. 8.16 Quasistationäre Vermischung bei Vollsleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes, verminderter Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0,40$

8.8 Einfluss des Durchsatzes auf die Ausdehnung des gestörten Sektors

In einer speziellen Testserie wurde bei Vierschleifenbetrieb der Durchsatz in Schleife 1 variiert, wobei die Durchsätze in den anderen drei Schleifen konstant bei $200 \text{ m}^3/\text{h}$ gehalten wurden. Diese Versuche wurden mit dem Kerneinsatz mit vermindertem Druckverlustbeiwert gefahren. Mit wachsendem Volumenstrom in Schleife 1 kommt es zu einer Aufweitung des vom Tracer betroffenen Sektors am Kerneintritt (Abb. 8.17). Wird der Durchsatz über den der übrigen Schleifen hinaus erhöht, so bildet sich ein zweites lokales Maximum des Vermischungsskalars in der Nähe der azimuthalen Position des Eintrittsstützens der benachbarten Schleife heraus. Der Maximalwert des Vermischungsskalars steigt mit zunehmendem Volumenstrom in der gestörten Schleife kontinuierlich an.

Wie in Abb. 8.18 dargestellt, ist die Aufweitung des Sektors, in dem der Tracer auftritt, auch im Downcomer gut zu erkennen. Bereits am oberen Downcomersensor ist die azimuthale Verschiebung der Tracersträhne auf die Symmetrieachse in der Umgebung von 45° abgeschlossen. Ab $250 \text{ m}^3/\text{h}$ tritt ein zweites Maximum bei ca. -90° in Erscheinung. Die Breite der Strähne wächst annähernd proportional mit dem Durchsatz in Schleife 1, wobei sich die Strähne nunmehr vorrangig nach links, d.h. in Richtung auf den unmittelbar benachbarten Eintrittsstutzen aufweitet. Diese Tendenz hat ihre Ursache in der Behinderung der azimuthalen Ausbreitung der Kühlmittelströmung infolge der als Hindernis wirkenden Versatzstücke an den Positionen der Eintrittsstutzen.

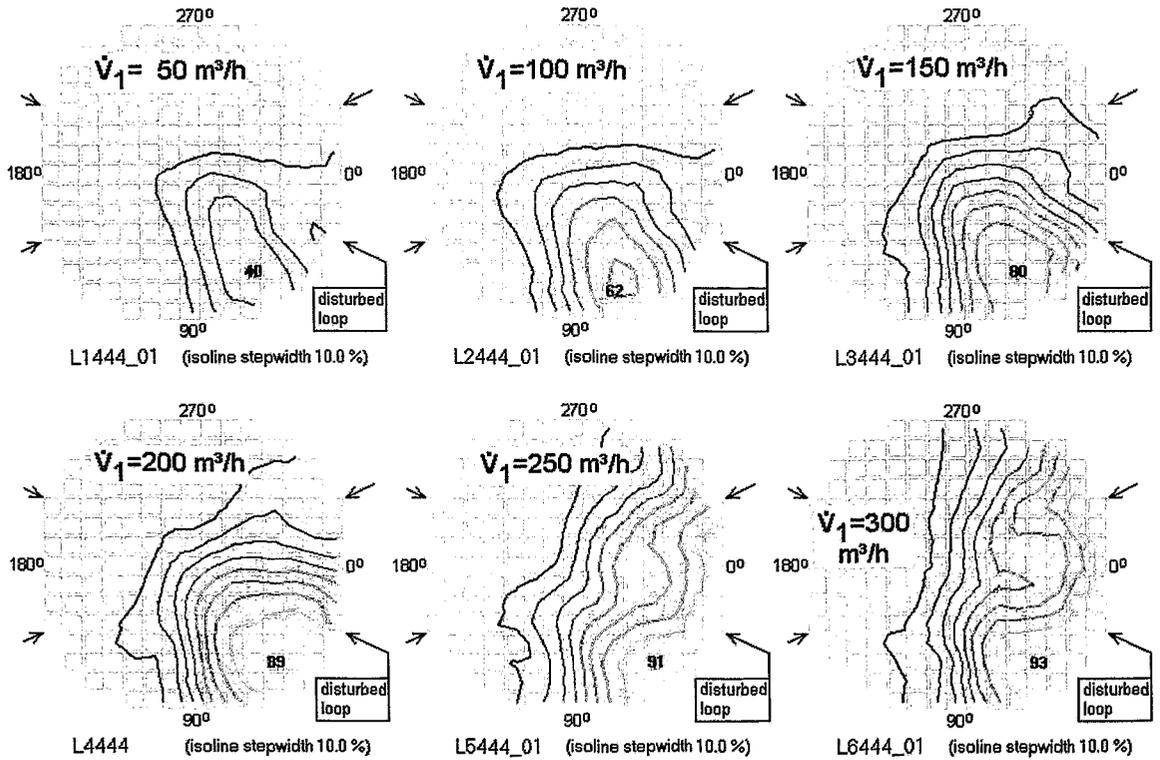


Abb. 8.17 Quasistationäre Vermischung bei Vollsleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes in Schleife 1, konstanter Durchsatz in den Schleifen 2 - 4 von $200 \text{ m}^3/\text{h}$, verminderter Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0,40$

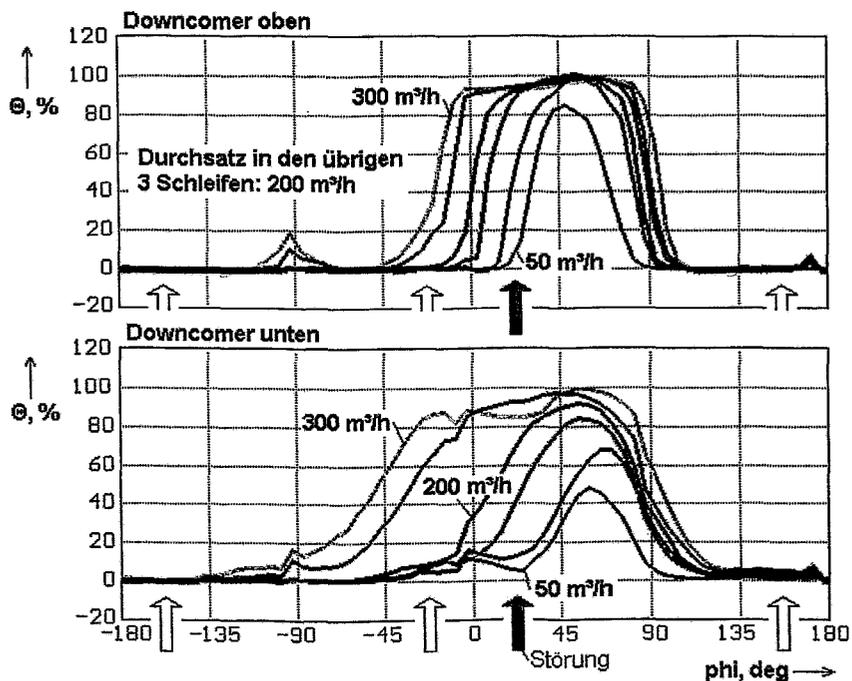


Abb. 8.18 Azimutale Verteilung des zeitgemittelten Vermischungsskalars im Downcomer bei Variation des Volumenstroms in Schleife 1 bei konstanten Volumenströmen in den Schleifen 2 - 4

Am unteren Downcomersensor wird bei Durchsätzen von 50 bis 200 m³/h ein ähnliches Verhalten beobachtet, wobei der Konzentrationsabfall an den Flanken der Strähne weniger steil ist. Bei höheren Durchsätzen weitet sich die Strähne ebenfalls vorrangig in Richtung auf den unmittelbar benachbarten Eintrittsstutzen auf.

Später wurde diese Testserie mit dem nominalen Druckverlustbeiwert wiederholt. Das Ergebnis ist in Abb. 8.19 dargestellt. Die bei vermindertem Druckverlust beobachteten Tendenzen treten wiederum auf. Ein Unterschied wurde lediglich bei erhöhtem Durchsatz in Schleife 1 von 225 m³/h beobachtet. Bei nominalem Druckverlust sinkt der Maximalwert des Vermischungsskalars gegenüber dem Fall mit Nenndurchsatz in allen Schleifen leicht ab und verschiebt sich zum Rand des Reaktorkerns. Das Auftreten eines zweiten lokalen Maximums in Nähe der unmittelbar benachbarten Schleife wird in beiden Fällen gleichermaßen beobachtet.

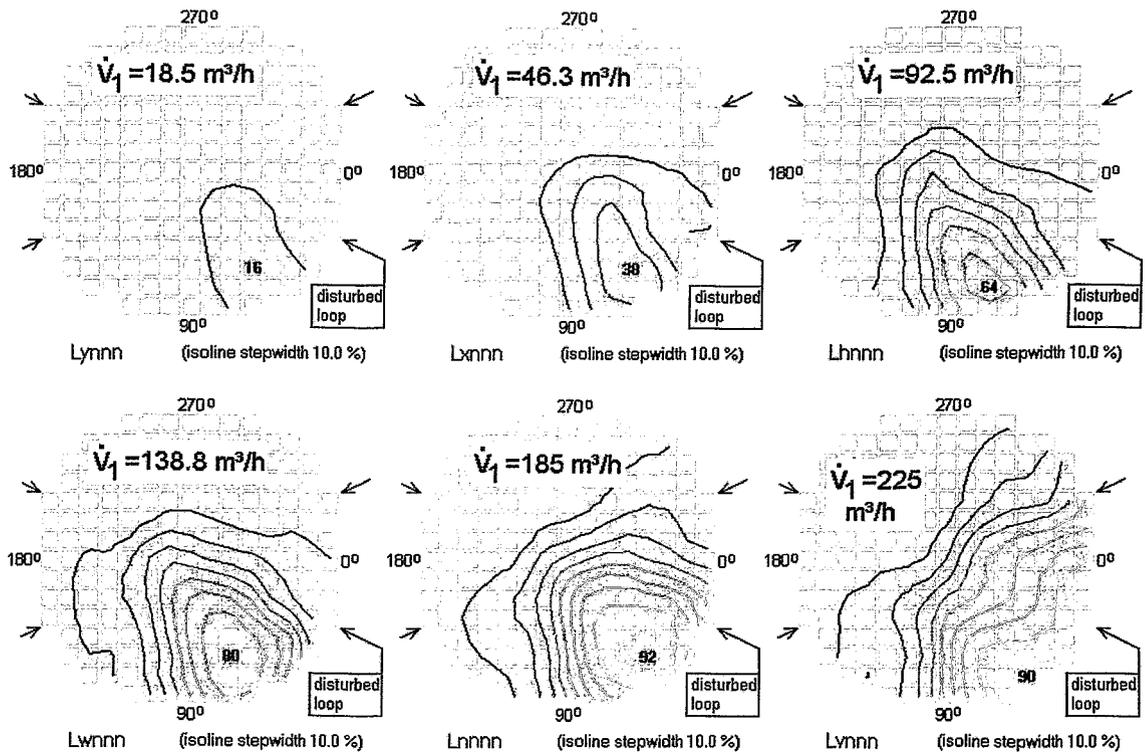


Abb. 8.19 Quasistationäre Vermischung bei Vollsleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes in Schleife 1, konstanter Nenndurchsatz in den Schleifen 2 - 4 von 185 m³/h, nominaler Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 1.09$

8.9 LDA bei konstanten Schleifendurchsätzen

Eine wichtigen Beitrag zur Aufklärung der Ursachen für das vorgefundene Vermischungsverhalten haben die LDA-Messungen geliefert. Umfassend wurde hierüber in [Gru01a] berichtet.

LDA-Messungen bei Nenndurchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife zeigen, dass die Geschwindigkeitsverteilung am Downcomerende (1045 mm unterhalb der Stutzebene) stark von der Umfangsposition abhängig (Abb. 8.20) ist. Auf den Positionen 0° , 90° , 180° sowie 270° , also jeweils in azimuthaler Richtung in der Mitte zwischen zwei benachbarten Ein- bzw. Austrittsstutzen, werden Geschwindigkeitsmaxima mit Werten bis zu ca. 1.9 m/s beobachtet. Auf den dazwischen liegenden Positionen 45° , 135° , 225° und 315° liegen Minima mit Geschwindigkeiten unterhalb von 30 % der Maximalwerte. Die Axialgeschwindigkeit zeigt noch kleinere Werte, die nahe bei Null liegen (negatives Vorzeichen = abwärtsgerichtete Axialgeschwindigkeit = Normalrichtung). Bei Messungen mit verminderten Schleifendurchsätzen wurde an diesen Stellen sogar teilweise Rückströmung beobachtet.

Die Ungleichmäßigkeit der Geschwindigkeit am Downcomerende lässt sich auf eine Sekundärströmung in Form von acht Rezirkulationswirbeln zurückführen, die in der Ebene des durch den Downcomer gebildeten zylindrischen Spalts rotieren und die sich unterhalb der Eintrittsstutzen herausbilden. Diese Gebiete konnten auch mittels optischer Tracerverfahren sichtbar gemacht werden. An den Stellen, wo Eintritts- und Austrittsstutzen unmittelbar benachbart sind, liegen Gebiete hoher Geschwindigkeitsgradienten.

Eine stationäre Nachrechnung mit CFX (vgl. Abschnitt 11) im Downcomer gab qualitativ das gleiche Strömungsbild bezüglich den LDA-Messungen. Es existierten jedoch Unterschiede bei der Lage der Geschwindigkeitsmaxima und Minima. Die Absolutwerte der Geschwindigkeiten von CFX-Rechnung liegen jedoch in weiten Bereichen innerhalb der im Experiment beobachteten Schwankungsbreiten.

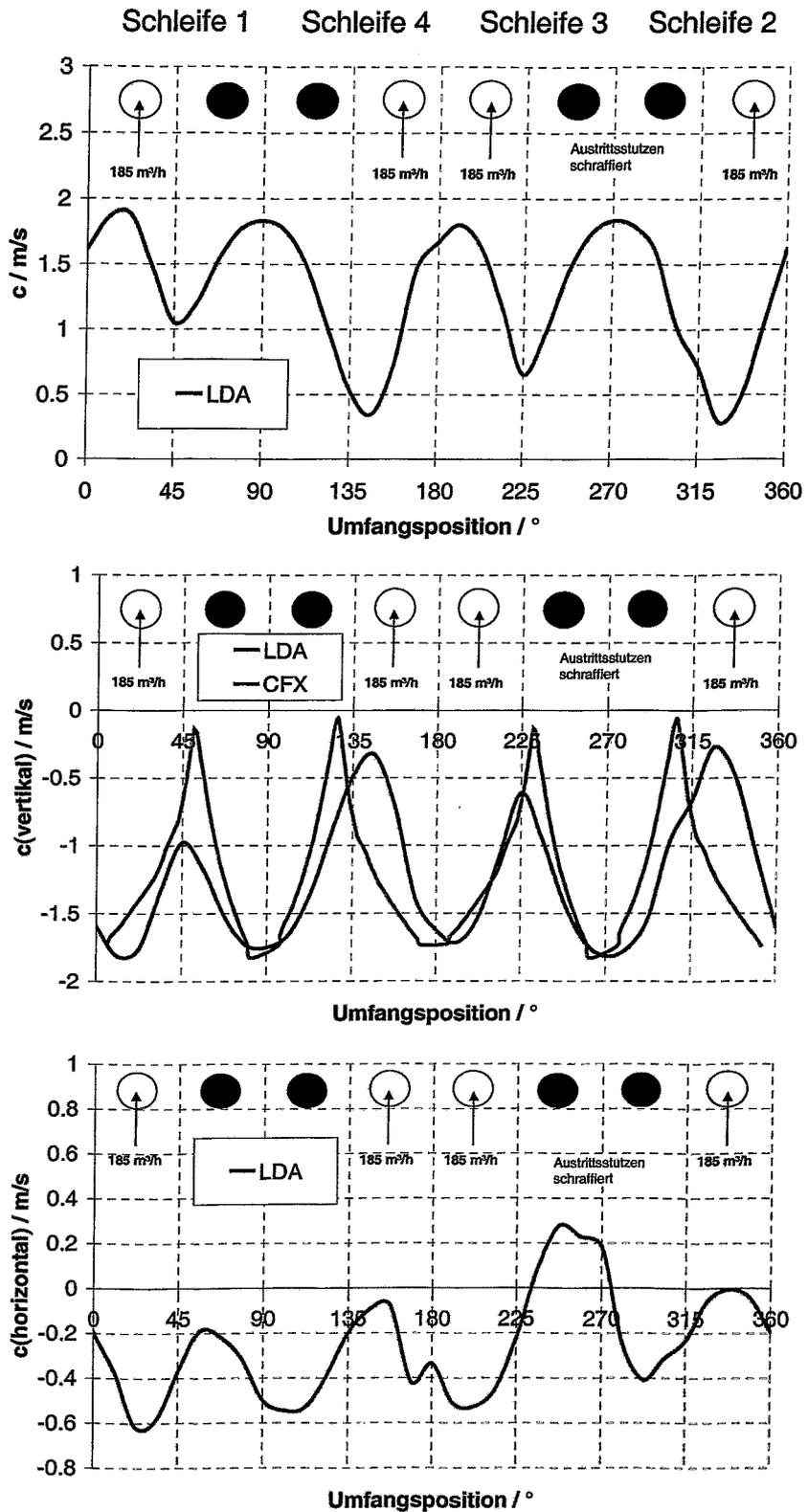


Abb. 8.20 Geschwindigkeitsprofile in Umfangsrichtung am Ende des Downcomers, Vierschleifenbetrieb (Lnnnn), Schleifendurchsatz $185 \text{ m}^3/\text{h}$

9. Vermischung bei veränderlichen Schleifendurchsätzen

9.1 Versuchsdurchführung

Zu dieser Versuchsgruppe gehören Experimente zur Zuschaltung einer Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens in der dazugehörigen Schleife sowie zum Einsetzen des Naturumlaufs nach inhärenter Borverdünnung infolge Reflex-Condenser-Regime. Beide Szenarien wurden durch Anfahren der in Schleife 1 befindlichen Pumpe simuliert. Dabei wurde angenommen, dass keine Dichteunterschiede zwischen der betroffenen Schleife und den übrigen drei Schleifen bestanden. Die Absperrschieber waren geöffnet, so dass sich eine Rückströmung in den Schleifen 2 bis 4 herausbilden konnte.

Die Steuerung der Pumpe in Schleife 1 erfolgte durch Vorgabe eines Frequenz-Zeit-Verlaufs. Nach einem Vorlauf von 1 s wurde die Frequenz linear von 0 beginnend auf ihren Endwert erhöht. Damit ist der Durchsatzverlauf durch Beginn- und Endzeitpunkt der Drehzahlrampe sowie durch die Enddrehzahl eindeutig definiert. Die Enddrehzahl wurde in gesonderten Kalibrierversuchen auf den gewünschten Endvolumenstrom abgeglichen.

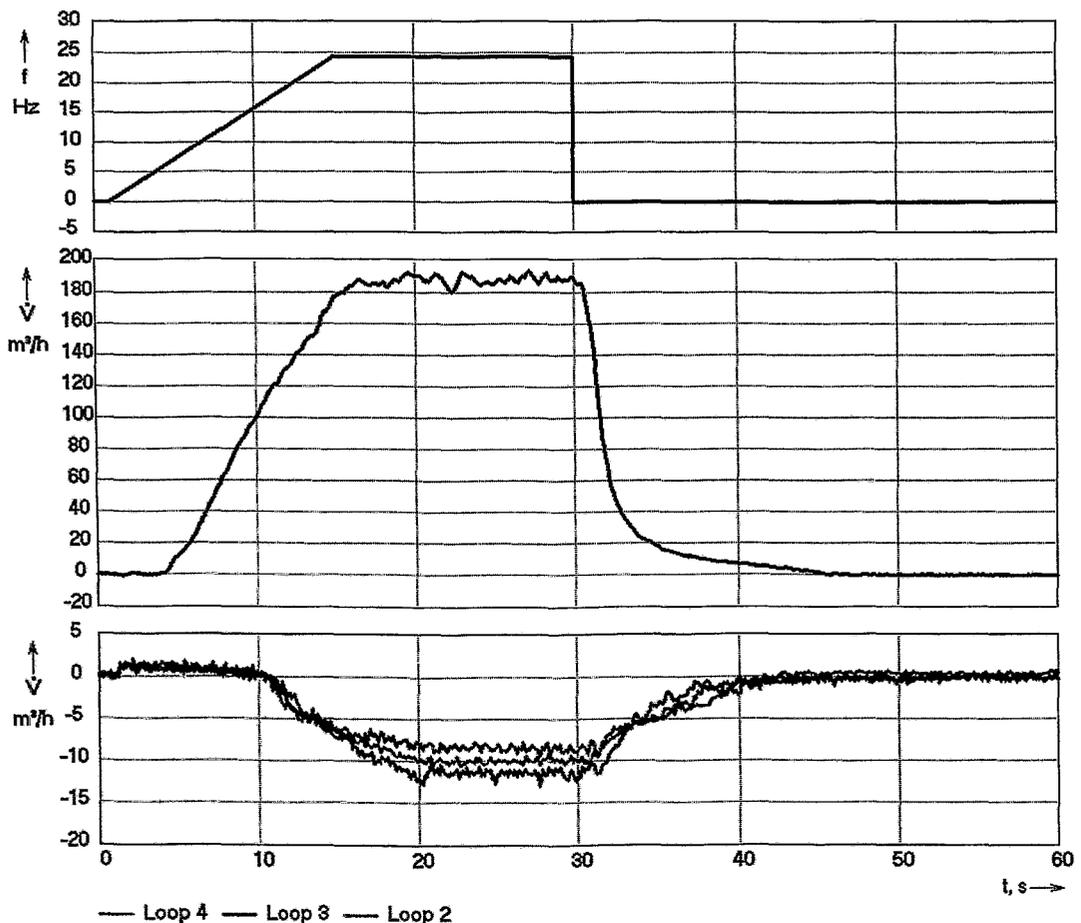


Abb. 9.1 Pumpenfrequenz und Volumenströme bei den Versuchen zum Start der Hauptkühlmittelpumpe (Mittelung von 5 Realisierungen)

Bei Vorversuchen wurde der Durchsatzverlauf aufgenommen. Hierzu wurden die induktiven Durchflussmesser in den vier Schleifen genutzt. Der Durchflussverlauf wird durch die Pumpenkennlinie und die hydraulischen Eigenschaften der Versuchsanlage beeinflusst und ist nicht ideal linear (Abb. 9.1). Insbesondere setzt die Rampe erst mit einer Verzögerung von ca. 3 s nach Beginn der Frequenzrampe ein, was auf die Trägheit der Pumpenwelle, des Laufrads und des Strömungsmediums zurückzuführen ist. Der Nenndurchsatz von 185 m³/h wird etwa zum Zeitpunkt t=16 s, also 15 s nach Beginn der Frequenzrampe erreicht.

Wie in Abb. 9.1 weiter zu erkennen ist, entwickelt sich in den nicht betriebenen Schleifen eine Rückströmung. Der Durchfluss erreicht in diesen Schleifen Werte um -10 m³/h, d.h. ca. 5 % vom Nenndurchsatz.

Zwei Parameter charakterisieren einen Pfropfen aus deborisiertem Kühlmittel in einer Kühlmittelschleife: (A) die Lage des Pfropfens, charakterisiert durch den anfänglichen Abstand der Vorderfront vom Reaktoreintritt und (B) das Volumen des deborisierten Kühlmittels. Die Anfangsposition des Pfropfens wird durch Festlegung der Zeitdifferenz zwischen Beginn der Tracerdosierung und Start der Hauptkühlmittelpumpe simuliert. Das Pfropfenvolumen wird durch die Dauer der Einspeisung vorgegeben. Bei den Versuchen wurden verschiedene Kombinationen der Zeitpunkte für Beginn (t_{ON}) und Ende (t_{OFF}) der Tracereinspeisung in Schleife 1 dieser Zeiten realisiert, um die anfängliche Lage und das Volumen des Pfropfens zu variieren (s. Tabellen 9.1 und 9.2). Im Nachgang wurden hieraus mit Hilfe des gemessenen Verlaufes der Tracerkonzentration am Reaktoreintritt (d.h. am Eintrittssensor) und des tatsächlichen Durchflussverlaufes die Parameter des Kühlmittelpfropfens berechnet.

Der vom Kühlmittel während der Rampe integral zurückgelegten Weg wurde als Funktion der Zeit ermittelt:

$$L_1(t) = \int_0^t \dot{V}(t)/A_{Loop} \cdot dt \quad (9.1)$$

Die Zeiten des Eintreffens und des Verschwindens des Tracerpfropfens am Reaktoreintritt t_{Tr,1} und t_{Tr,2} wurden aus der Lage der steigenden und der fallenden Flanke des Querschnittsmittelwerts am Reaktoreintrittssensor ermittelt. Daraus ergibt sich der Abstand des Pfropfens vom Reaktoreintritt L_P (d.h. von der Lage des Eintrittssensors) als auch das auf die Originalanlage bezogene Volumen des Pfropfens V_P wie folgt:

$$L_P = 5 \cdot \int_0^{t_{Tr,1}} \dot{V}(t)/A_{Loop} \cdot dt \quad (9.2)$$

$$V_P = 125 \cdot \int_{t_{Tr,1}}^{t_{Tr,2}} \dot{V}(t) \cdot dt \quad (9.3)$$

Bei dem Abstand L_P handelt es sich um einen Effektivwert, der sich auf den Strömungsquerschnitt der Hauptkühlmittelleitung bezieht, die einen Durchmesser von 0.76 m aufweist. Für A_{Loop} ist der skalierte Wert, d.h. der Querschnitt der Umwälzleitung im Modell anzusetzen. Die Faktoren 5 bzw. 125 berücksichtigen den Maßstab der Versuchsanlage zur Umrechnung auf die Gegebenheiten des Originalreaktors.

Die unterschiedliche Vorvermischung, die durch die verschiedenen Rohrleitungslängen und die geometrischen Besonderheiten der originalen Kreislaufgeometrie hervorgerufen wird, bleibt bei den Experimenten unberücksichtigt, da die Tracerinjektion stets an der selben Stelle geschieht. Bei allen Versuchen findet eine Vorvermischung lediglich in der 1.3 m langen Rohrleitung zwischen Mischer und Eintrittsstutzen statt.

Alle in den Tabellen 9.1 und 9.2 aufgeführten Experimente wurden mit der 2. Ausbaustufe des Dosiersystems realisiert. Die Schaltzeitpunkte t_{ON} und t_{OFF} sowie die realisierten Pfropfvolumen und die anfänglichen Positionen können ebenfalls den Tabellen entnommen werden. Alle Zeitangaben beziehen sich auf einen Pumpenanlauf, der bei $t = 1$ s beginnt.

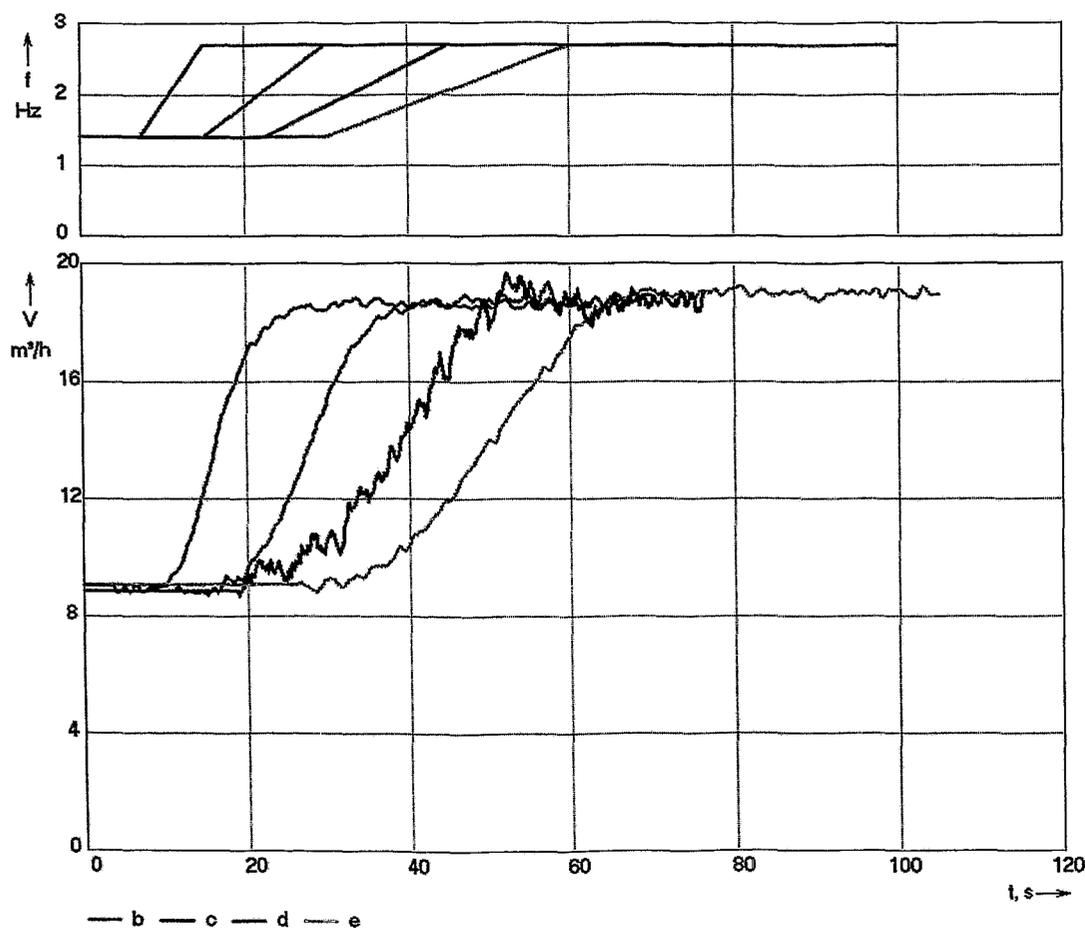


Abb. 9.2 Pumpenfrequenz und Volumenströme bei den Versuchen zum Einsetzen des Naturumlaufs (Mittelung von 5 Realisierungen)

Bei den Naturumlaufversuchen konnte eine Null beginnende Durchsatzrampe nicht realisiert werden, da die Trägheit der Pumpen und des Kühlmittels bei den anfänglich sehr kleinen Durchsätzen zu große Verzögerungen verursachte. Ein Kompromiss wurde gefunden, indem ein Kühlmittelvolumenstrom von 5 % des Nenndurchsatzes als Anfangswert eingestellt wurde. Die Frequenz wurde in vier verschiedenen Zeitin-

tervallen (7.5, 15, 22.5 und 30 s) linear von 1.4 Hz auf 2.7 Hz erhöht. Dadurch wurden Volumenstromrampen verschiedener Steigung angenähert. Abb. 9.2 zeigt hierzu die vorgegebenen Drehzahlverläufe und die sich daraus ergebenden Volumenstromverläufe für die vier verschiedenen Versuchsgruppen.

Innerhalb der vier Versuchsgruppen wurden wiederum die Einspeisezeiten t_{ON} und t_{OFF} variiert. Die dabei modellierten Anfangspositionen des Pfropfens und die Volumina wurden in analog zu den Pumpenstart-Versuchen aus den tatsächlichen Durchsatzverläufen und den Signalen des Sensors am Reaktoreintritt ermittelt. Die entsprechenden Werte sind in Tabelle 9.2 aufgeführt.

Es sei darauf hingewiesen, dass das Hauptanliegen der Experimente in der Bereitstellung von Daten für die Validierung von CFD-Codes bestand. Hierbei ist es von untergeordneter Bedeutung, wie die Durchflussrampen im Detail beschaffen sind, d.h. Abweichungen von linearen Durchfluss-Zeit-Verläufen brachten keine Einschränkungen für den direkten Vergleich berechneter und gemessener Vermischungsskalare mit sich, da die CFD-Rechnungen durch Vorgabe der tatsächlich gemessenen Durchflusskurven als Randbedingung durchgeführt werden konnten.

9.2 Versuchsmatrix

Die geometrischen Randbedingungen entsprachen denen bei den Versuchen mit konstantem Schleifendurchsätzen. Es waren wiederum die vier Gittersensoren am Reaktoreintrittsstutzen, im oberen und unteren Downcomer und am Kerneintritt im Einsatz. Die Aufzeichnungsfrequenz betrug 20 Hz, d.h. es wurde mit 200 Hz gemessen und gespeichert wurden Mittelwerte aus 10 aufeinanderfolgenden Messungen. Für die Tracereinspeisung wurde der Mischer in Abb. 6.11 genutzt. Die Randbedingungen der Versuche zum Start der Kühlmittelpumpe und zum Einsetzen des Naturumlaufs sind in den folgenden Tabellen wiedergegeben:

Tab. 9.1 Randbedingungen der Versuche zum Start der Kühlmittelpumpe

Versuchsnummer	deborierter Pfropfen		Tracerdosierung		Frequenzrampe			Endvolumenstrom
	Entfernung vom Reaktoreintritt	Volumen	Beginn	Ende	Beginn	Ende	Endwert	
	L_P	V_P	$t_{Tr,1}$	$t_{Tr,2}$	$t_{f,1}$	$t_{f,2}$	f_1	$\dot{V}_{1,E}$
	m	m ³	s	s	s	s	Hz	m ³ /h
Tnrrr_a01	3.00	7.55	3.80	8.70	1	15	24.3	185
Tnrrr_a02	3.20	30.90	3.80	14.10	1	15	24.3	185
Tnrrr_a03	4.10	36.40	3.80	15.00	1	15	24.3	185
Tnrrr_a04	9.00	1.12	6.25	7.15	1	15	24.3	185
Tnrrr_a05	9.00	1,80	6.25	7.55	1	15	24.3	185
Tnrrr_a06	8.75	3.70	6.25	8.25	1	15	24.3	185
Tnrrr_a07	8.75	6.92	6.25	9.35	1	15	24.3	185
Tnrrr_a08	8.75	6.92	6.25	9.35	1	15	24.3	185
Tnrrr_a09	8.25	30.50	6.15	14.40	1	15	24.3	185
Tnrrr_a10	26.90	8.55	9.35	11.75	1	15	24.3	185
Tnrrr_a11	44.60	10.60	11.35	13.75	1	15	24.3	185
Tnrrr_a12	74.50	12.40	13.90	16.30	1	15	24.3	185

Der hydraulische Widerstand des Reaktorkerns entsprach dem Nominalfall ($\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 1.09$). In den Eintrittsöffnungen der Brennelemente befanden sich die Blenden mit 20 mm Durchmesser. In früheren Vorversuchen wurden auch Experimente mit vermindertem hydraulischen Widerstand durchgeführt, die im Bedarfsfall für Analysen herangezogen werden können.

Tab. 9.2 Randbedingungen der Versuche zum Einsetzen des Naturumlaufs

Versuchsnummer	deborierter Pfropfen		Tracerdosierung		Frequenzrampe				Durchsatz	
	Entfernung vom Reaktoreintritt	Volumen	Beginn	Ende	Beginn	Ende	Anfangswert	Endwert	Anfangswert	Endwert
	L_P	V_P	$t_{Tr,1}$	$t_{Tr,2}$	$t_{f,1}$	$t_{f,2}$	$f_{1,A}$	$f_{1,E}$	$\dot{V}_{1,A}$	$\dot{V}_{1,E}$
	m	m ³	s	s	s	s	Hz	Hz	m ³ /h	m ³ /h
Tyrrr_b01	7.90	4.40	7.0	16.0	7.5	15.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_b02	7.90	12.10	7.0	30.7	7.5	15.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_c01	12.10	7.30	17.0	32.0	15.0	30.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_c02	10.90	7.00	15.0	30.2	15.0	30.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_c03	10.40	7.30	14.0	30.2	15.0	30.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_c04	11.00	13.70	15.0	40.6	15.0	30.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_c05	11.40	2.30	15.0	19.2	15.0	30.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_d01	12.80	13.40	22.5	53.6	22.5	45.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_e01	20.40	8.00	35.0	51.7	30.0	60.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_e02	21.10	2.50	35.5	39.2	30.0	60.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_e03	20.40	12.80	35.5	60.5	30.0	60.0	1.4	2.7	9.25	18.5
Tyrrr_e04	20.10	2.90	34.0	38.5	30.0	60.0	1.4	2.7	9.25	18.5

9.3 Methodik der Auswertung

Zur Kalibrierung der Gittersensoren wurde analog zu den Versuchen bei zeitlich konstantem Kühlmitteldurchsatz verfahren (Abschnitt 8.2). Es wurde wiederum der Zustand des vollständig vermischten Wasserinventars in der Versuchsanlage vor Eintreffen des Tracers an den Sensoren als Stützstellen genutzt.

Die Konzentrationen werden durch eine Normierung auf die maximale Amplitude der jeweiligen Störung in den maßeinheitenlosen Vermischungsskalar θ überführt. Bei den Vermischungsexperimenten wurde der Pfropfen durch Zuspeisung von Tracerlösung mit einer Leitfähigkeit von σ_T in die Wasserströmung von Schleife 1 der Versuchsanlage simuliert, wobei eine Mischvorrichtung die gleichmäßige Verteilung der Tracerkonzentration über dem Schleifenquerschnitt gewährleistet. Dabei sind bei den Versuchen mit veränderlichem Schleifendurchsatz folgende Besonderheiten zu beachten:

- Durch die zeitliche Zunahme des Schleifenmassenstroms \dot{V}_1 infolge des zu modellierenden Pumpenanlaufs bzw. des einsetzenden Naturumlaufs sinkt die Leitfähigkeit im generierten Pfropfen σ_P bei einer längeren Dosierung eines gleichbleibenden Tracerstroms \dot{V}_T mit gleichbleibender Leitfähigkeit der Tracerlösung σ_T ab. Ein Pfropfen mit konstant verminderter Borsäurekonzentration lässt sich

daher nur annähernd nachbilden. Die Güte der Modellierung kann jedoch durch die Messung am Reaktoreintritt überprüft werden. Der dort befindliche Gittersensor liefert sowohl den zeitlichen Verlauf der über den Schleifenquerschnitt gemittelten Leitfähigkeit als auch die Verteilung im Querschnitt. Letzteres erlaubt die Kontrolle der Funktion der Mischvorrichtung.

- Die im Pfropfen erzeugte Leitfähigkeit lässt sich wie folgt ausdrücken:

$$\sigma_P = \frac{\sigma_T \cdot \dot{V}_T + \sigma_0 \cdot \dot{V}_1}{\dot{V}_T + \dot{V}_1} \quad (9.4)$$

- Eine direkte Berechnung der Leitfähigkeit σ_P nach Gl. (9.4) ist nicht möglich, da eine ausreichend genaue Messung des Massenstroms bei den erforderlichen kurzen Dosierzeiten nicht realisierbar war.
- Zwischen der Mischvorrichtung und dem Sensor am Reaktoreintritt legt das Kühlmittel eine Strecke von 1.3 m zurück. Wegen der Vorvermischung des Pfropfens erreicht die Leitfähigkeit am Eintrittsstutzen bei sehr kurzen Dosierzeiten kein Plateau, d.h. der Bezugswert σ_P kann in diesen Fällen nicht aus den Messwerten des Gittersensors am Reaktoreintritt abgeleitet werden. Erst bei längerer Dosierung kann davon ausgegangen werden, dass die Tracerkonzentration am Reaktoreintritt den eingeschwungenen Wert im Pfropfen erreicht.

Aus den genannten Gründen wurde der Bezugswert für die Ermittlung des maßeinheitenlosen Vermischungsskalars wie folgt ermittelt:

Für die Versuche mit dem jeweils größten Pfropfenvolumen (Versuche Tnrrr_a03, Tnrrr_a09 und Tnrrr_a12 sowie Tyrrr_b02, Tyrrr_c05 und Tyrrr_e03) wurde der jeweilige Maximalwert der über dem Querschnitt des Reaktoreintrittsstutzens gemittelten Leitfähigkeit als Bezugswert verwendet σ_P . Bei der Bestimmung dieser Werte wurden jeweils fünf unter identischen Bedingungen durchgeführte Realisierungen der Transiente überlagert, um statistische Schwankungen zu unterdrücken. Mit den dazugehörigen, von den Leitfähigkeitsmessgeräten vor Beginn der Dosierung abgelesenen Leitfähigkeitswerten σ_0 und σ_T werden für die verschiedenen Abstände des Pfropfens vom Reaktoreintritt die Durchsatzverhältnisse \tilde{V} durch Umstellung von Gl. (9.4) ermittelt:

$$\tilde{V} = \frac{\dot{V}_T}{\dot{V}_1 + \dot{V}_T} = \frac{\sigma_P - \sigma_0}{\sigma_T - \sigma_0} \quad (9.5)$$

Weiterhin wird davon ausgegangen, dass sich die hydraulischen Verhältnisse bei Veränderung der Pfropfenlänge und Beibehaltung der Ausgangsposition des Pfropfens nicht verändern, da der Start der Einspeisung stets mit dem gleichen Punkt auf der Pumpenanlaufkurve zusammenfällt. Deshalb wird das für die größte Pfropfenlänge ermittelte Durchsatzverhältnis auf die Versuche mit kürzeren Pfropfen übertragen. Die Bezugsleitfähigkeit kann für diese Versuche folglich nach der Formel

$$\sigma_P = \tilde{V} \cdot (\sigma_T - \sigma_0) + \sigma_0 \quad (9.6)$$

bestimmt werden. Betrachtet man die Güte der hiermit erreichten Skalierung (s. Bild 9.3), so bestätigt sich die dargestellte Vorgehensweise. Hervorzuheben ist, dass die Leitfähigkeitsimpulse bei den zweitlängsten Dosierzeiten nach Normierung mit dem Bezugswert gem. Gl. (9.6) 100 % erreichen. Bei den kürzeren Dosierzeiten wird 100 % nicht mehr erreicht. Dafür stimmt der Anstieg der Vorderflanke gut mit dem Referenzfall der längsten Dosierzeit überein.

Zur Durchführung der Ensemble-Mittelung wurde jeder Versuch fünfmal unter identischen Dosierbedingungen durchgeführt. Bei den einzelnen Realisierungen unterscheiden sich lediglich die Anfangsleitfähigkeiten und ggf. die Leitfähigkeit der Tracerflüssigkeit. Die Mittelung erfolgt, nachdem die primären Messwerte für jede Realisierung durch Anwendung der oben beschriebenen Methode individuell in den Vermischungsskalar umgerechnet worden sind. Hierzu wird für jeden lokalen Momentanwert des Vermischungsskalars über die 5 erhaltenen Einzelwerte gemittelt. Es entstehen Verläufe von ensembledemittelten Vermischungsskalaren für jede Messposition, so z.B. am Kerneintritt für jede Brennelementposition.

9.4 Allgemeine Beschreibung des Prozessablaufs

9.4.1 Zuschalten einer Hauptkühlmittelpumpe

Zunächst wird eine Serie von Versuchen bei annähernd gleichbleibender Anfangsposition des deborierten Pfropfens zwischen $L_P = 8.25$ m und 9.00 m betrachtet, bei der das Pfropfenvolumen variiert wurde. Es handelt sich um die Versuche Tnrrr_a04 bis Tnrrr_a09. Die über den Messquerschnitt der einzelnen Gittersensoren gemittelten Vermischungsskalare sind in Abb. 9.3 zusammengefasst.

Der Mittelwert erreicht nur am Reaktoreintrittsstutzen den Wert 1. Das ist erst ab einem Pfropfenvolumen von 1.80 m^3 der Fall (Tnrrr_a05). Bei dem mit noch kleinerem Pfropfenvolumen durchgeführten Versuch Tnrrr_a04 steigt der Wert maximal auf etwa 0.8, d.h. bereits die Vorvermischung auf der kurzen Strecke zwischen Mischer und Reaktoreintrittssensor ist in der Lage, das Maximum abzubauen. Im weiteren Strömungsweg schreitet die Längsvermischung des Pfropfens fort. Dabei verstärkt sich die Tendenz der Abnahme des Maximalwerts der mittleren Konzentration bei Verringerung des Pfropfenvolumens.

Charakteristisch für die Art der Pfropfenerzeugung mit dem Mischer ist die Abnahme der Tracerkonzentration im Pfropfen. In der Realität ist im Gegensatz hierzu damit zu rechnen, dass im Pfropfen eine konstante Absenkung der Borsäurekonzentration vorliegt. Die mit der Mischertechnik erzielten Messergebnisse können ohne weitere Bearbeitung deshalb nicht auf reale Borsäureverdünnungsszenarien übertragen werden. Die Übertragung geschieht durch Validierung von dreidimensionalen Strömungsberechnungen mit CFD-Codes mit anschließendem Übergang vom Versuchsmaßstab auf die Originalanlage durch Anpassung der Randbedingungen für die Simulation. Ein weitere Möglichkeit besteht in der Anwendung von vereinfachten, auf der linearen Superposition beruhenden Verfahren, wie sie in Abschnitt 10 beschrieben werden, mit denen die Verläufe von Vermischungsskalaren für eine beliebige Form des Störungsimpulses am Reaktoreintritt, also auch für eine konstante Konzentration im Pfropfen, aus Messdaten rekonstruiert werden können.

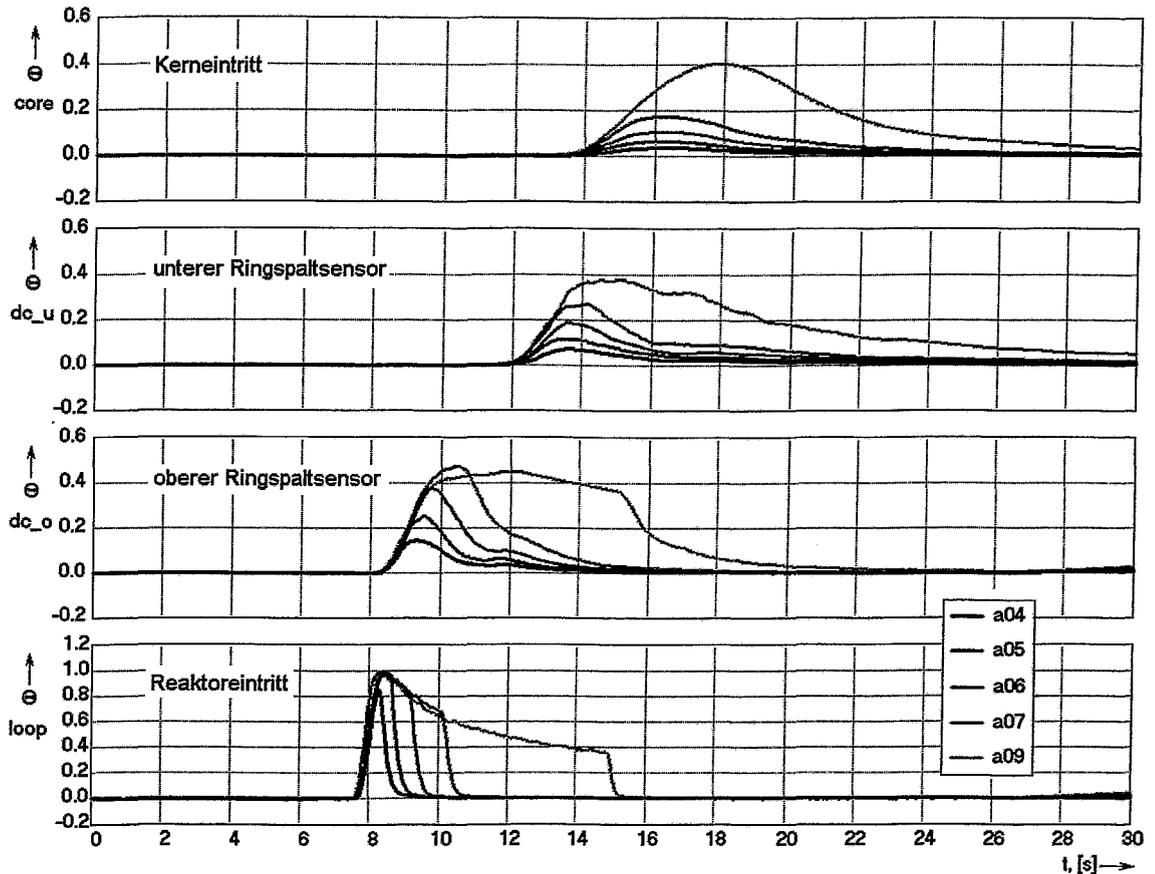


Abb. 9.3 Verläufe des mittleren Vermischungsskalars an den vier Gittersensor-Messpositionen beim Starten einer Hauptkühlmittelpumpe (Tnrrr_a04 bis _a09), $L_p = 8.25 \dots 9.00$ m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen

Die Maximalwerte des Vermischungsskalars in den Messquerschnitten der Gittersensoren sind in Abb. 9.4 als Zeitverläufe dargestellt. Durch die Ungleichmäßigkeit der Verteilungen sind die Maximalwerte an den Messpositionen im Downcomer und am Kerneintritt deutlich höher, als die Mittelwerte in Abb. 9.3. So tritt am Kerneintritt bei Versuch Tnrrr_a09 eine maximale Borsäureverdünnung von 0.6 auf, während der Mittelwert nur ca. 0.4 erreicht (Abb. 9.5). Zu beachten ist auch, dass die Maxima im Zeitverlauf von Mittelwert und Maximum zu unterschiedlichen Zeitpunkten auftreten, was auf die Struktur der transienten Tracerverteilung am Kerneintritt zurückzuführen ist.

Verteilungen am Kerneintritt sind für ausgewählte Zeiten für eine einzelne Realisierung des Experiments Tnrrr_a09 in Abb. 9.6 abgebildet. Hier zeigt sich, dass die Verteilung am Kerneintritt sich gravierend von jener bei Zirkulation in mehreren Schleifen unterscheidet. Der Tracer erscheint nicht wie bei Vollschleifenbetrieb zuerst auf der dem gestörten Eintrittsstutzen zugewandten Seite (d.h. auf einem Winkel von 45°), sondern an zwei Positionen auf der gegenüberliegenden Seite (bei ca. 135° und ca. 225°).

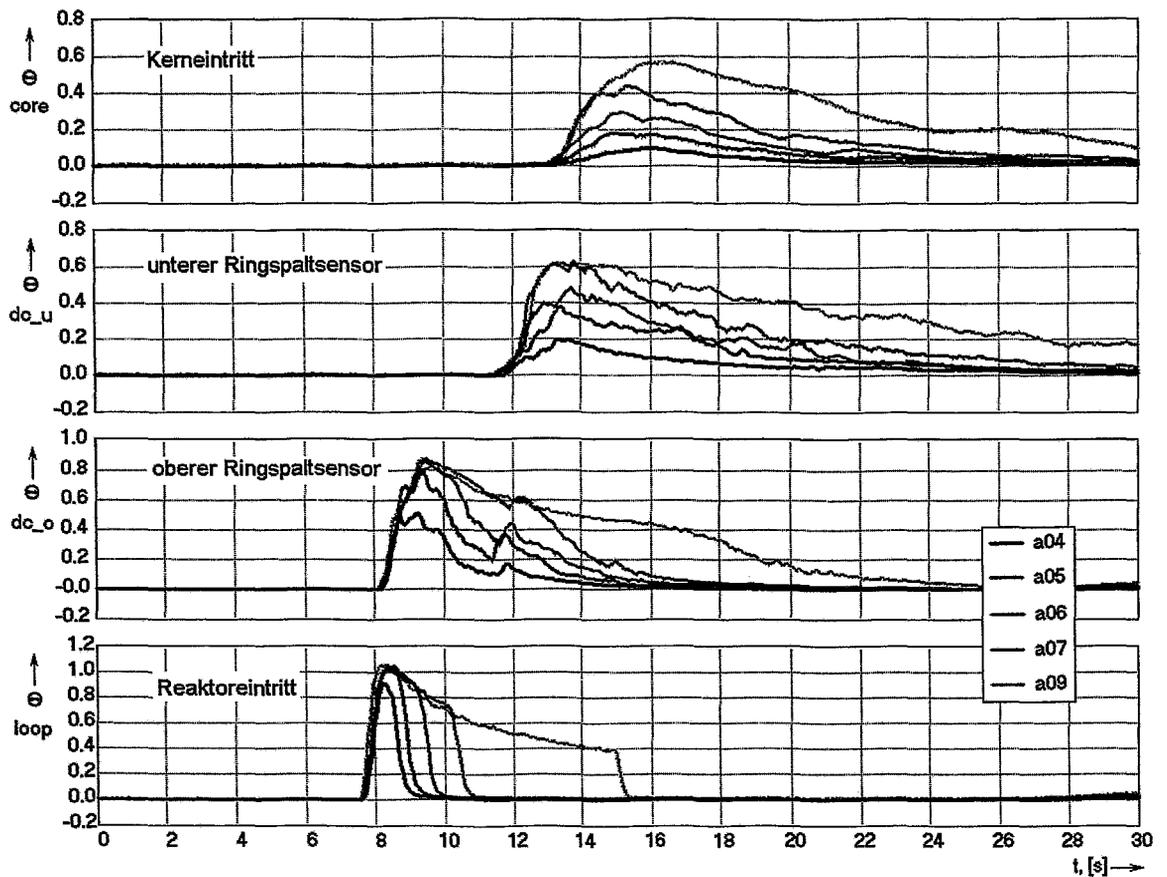


Abb. 9.4 Verläufe des Maximalwerts des Vermischungskalars im Messquerschnitt der vier Gittersensor-Messpositionen beim Starten einer Hauptkühlmittelpumpe (T_{rrr_a04} bis $_a09$), $L_P = 8.25 \dots 9.00$ m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen

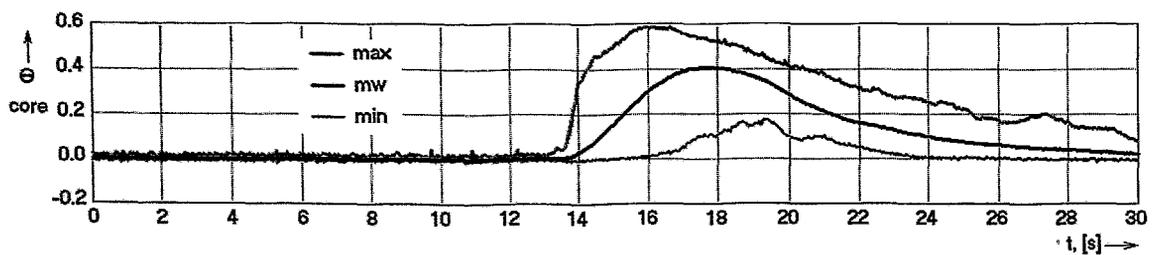


Abb. 9.5 Gegenüberstellung von Maximum, Minimum und Mittelwert des Vermischungskalars im Querschnitt des Kerneintritts als Funktionen der Zeit, Versuch T_{rrr_a09} , $L_P = 8.25$ m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen

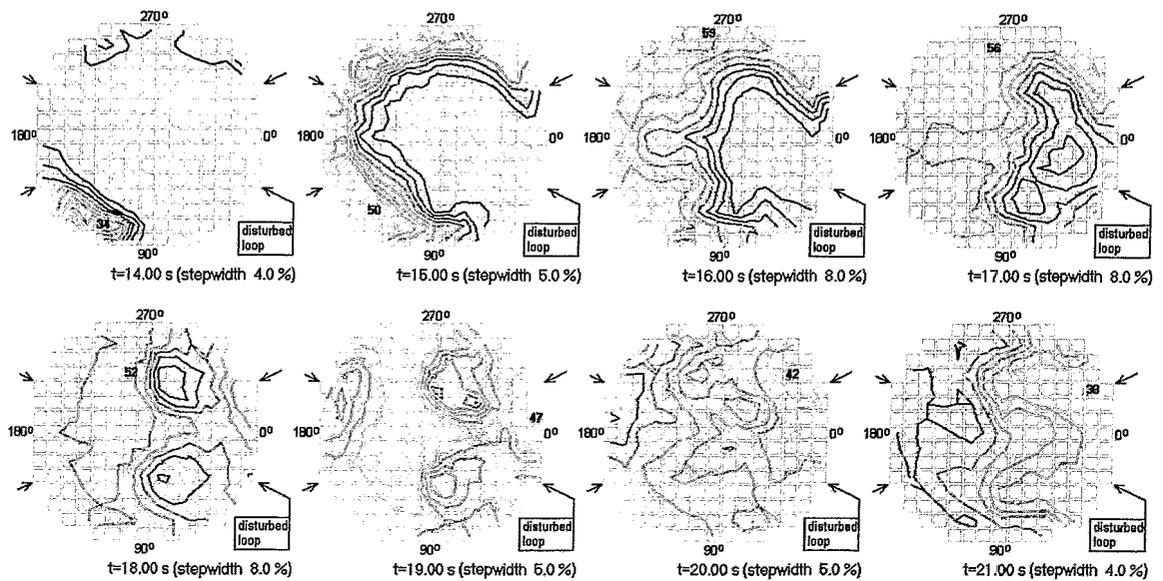
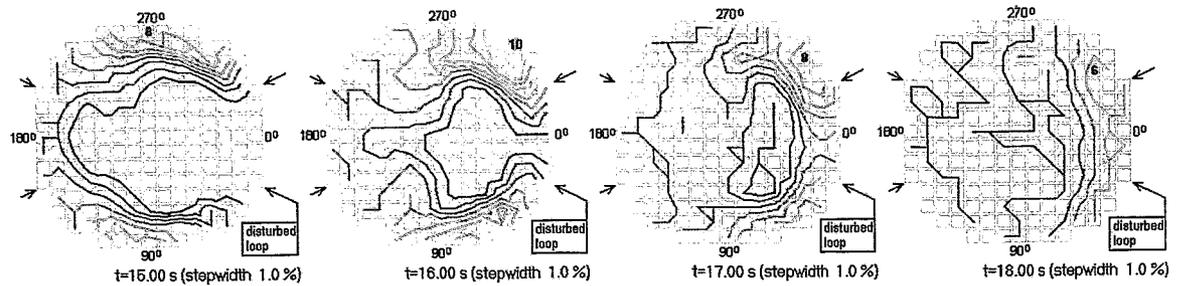


Abb. 9.6 Sequenz des Vermischungsskalars am Kerneintritt, Versuch Tnrrr_a09, Einzelrealisierung (Ort und Amplitude der maximalen Störung durch Zahlenwert im BE-Spiegel gekennzeichnet [%])

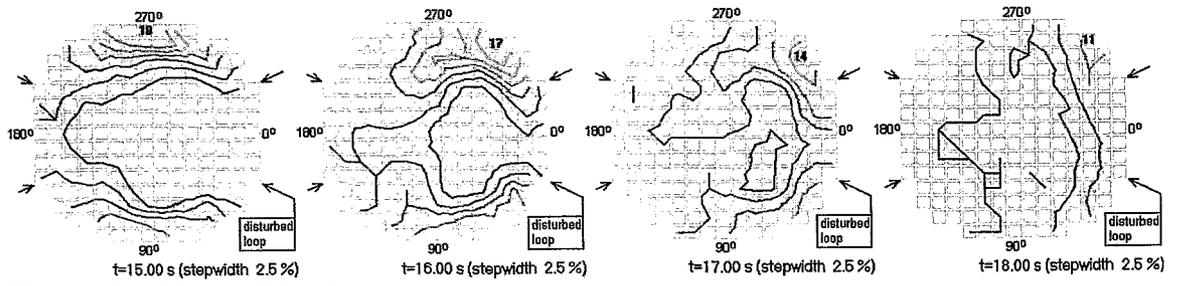
Im weiteren Verlauf breitet sich der Tracer am Kerneintritt in Richtung auf die gestörte Schleife aus. Bei $t = 16$ s wird die maximale Tracerkonzentration (und damit die minimale Borsäurekonzentration) an einer einzelnen Brennelementposition beobachtet. Danach sinkt das Maximum am Kerneintritt wieder ab. Der Mittelwert nimmt jedoch noch weiter zu, da der vom Tracer betroffene Anteil des Querschnitts noch anwächst. Er erreicht sein Maximum bei $t = 18$ s. Danach verlagert sich das Maximum der Störung auf die der gestörten Schleife zugewandte Seite.

Für den Zeitbereich von $t = 15$ s bis $t = 18$ s sind ausgewählte Momentanverteilungen am Kerneintritt für die verschiedenen Pfropfvolumen in Abb. 9.7 gegenübergestellt. Qualitativ sind die Verteilungen zunächst unabhängig vom Pfropfvolumen einander ähnlich, die maximale Konzentration steigt jedoch mit zunehmendem Volumen. Die Verlagerung des Maximums in Richtung auf die azimuthale Position der gestörten Schleife geschieht jedoch schneller bei kleinen Pfropfvolumen. Der Prozess ist rascher beendet.

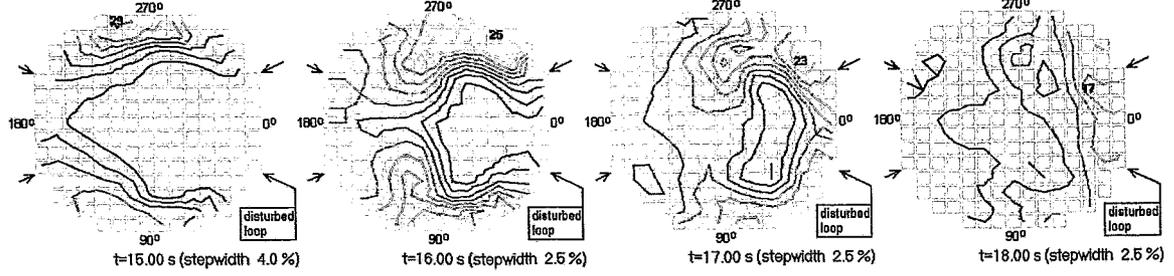
Eine zusammenfassende Darstellung der Abhängigkeit der maximalen Tracerkonzentrationen von der Pfropfgröße ist in Abb. 9.8 gegeben.



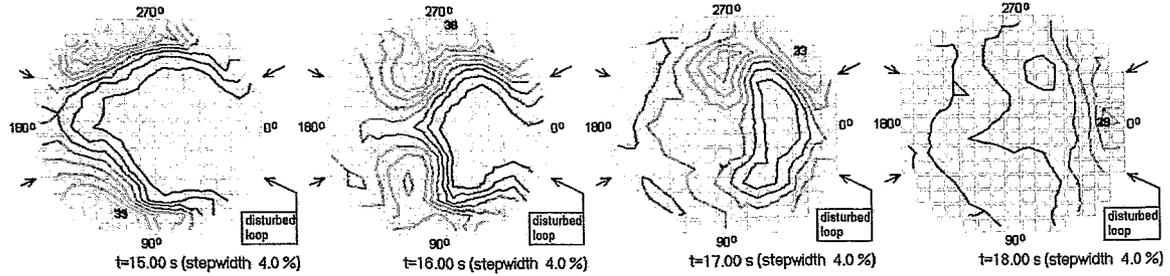
Tnrrr_a04, $V_P = 1.12\text{ m}^3$



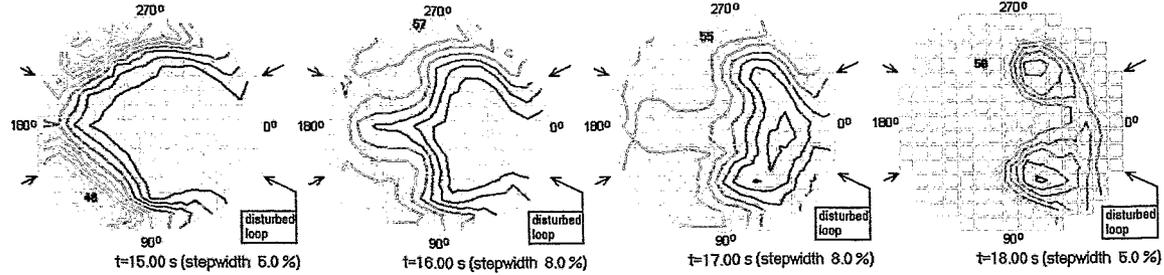
Tnrrr_a05, $V_P = 1.80\text{ m}^3$



Tnrrr_a06, $V_P = 3.70\text{ m}^3$



Tnrrr_a07, $V_P = 6.92\text{ m}^3$



Tnrrr_a09, $V_P = 30.50\text{ m}^3$

Abb. 9.7 Gegenüberstellung von Sequenzen des Vermischungskalars bei den Versuchen Tnrrr_a04 bis Tnrrr_a09 (LP = 8.25 .. 9.00 m)

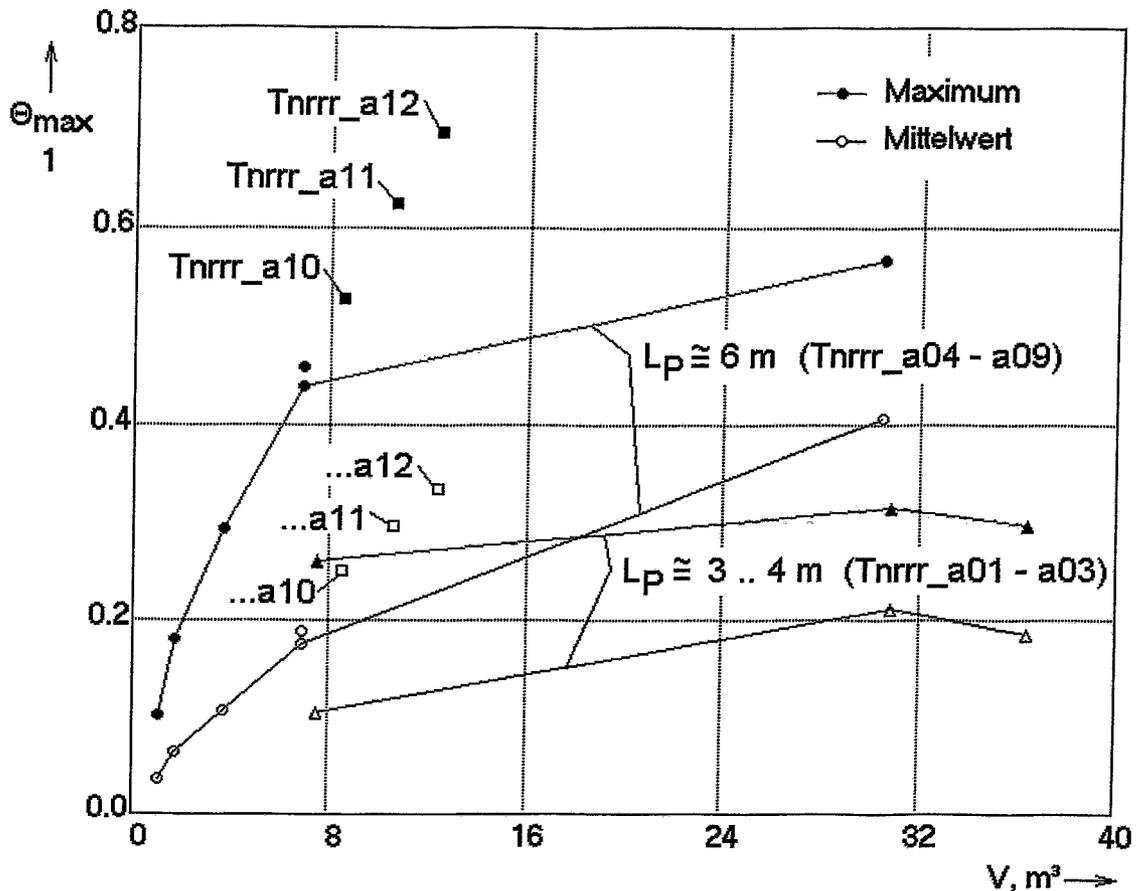


Abb. 9.8 Zusammenstellung der Maxima von mittlerem und maximalem Vermischungsskalar am Kerneintritt für die Versuche zum Start der Hauptkühlmittelpumpe als Funktion des Pfropfenvolumens

9.4.2 Anlauf des Naturumlaufs

Bei den Versuchen zum Einsetzen des Naturumlaufs wurde ein ähnlicher Prozessverlauf vorgefunden, wie beim Start einer Hauptkühlmittelpumpe. Abb. 9.9 zeigt hierzu zunächst die Verläufe der querschnittsgemittelten Vermischungskalare an den Messpositionen. Ausgewählt wurde die Serie mit einem Anfangsabstand des Pfropfens vom Reaktoreintritt zwischen 10.4 und 12.1 m (Versuche Tyrrr_c01 bis c05) und Variation des Pfropfenvolumens. Es werden die selben Tendenzen beobachtet, wie beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe (vgl. Abb. 9.3). Eine ähnliche Aussage trifft im Hinblick auf die Verläufe der Maximalwerte im Messquerschnitt zu (Abb. 9.10). Insgesamt läuft der Prozess infolge des geringeren Volumenstroms wesentlich langsamer ab.

Es ist zu beachten, dass in diesen Experimenten keine Dichteunterschiede berücksichtigt wurden. Wenn durch Dichtedifferenzen bedingte Auftriebseffekte im Reaktor gegenüber dem Impulseintrag aus den Kühlmittelschleifen dominierend werden, verändert sich das Vermischungsverhalten grundlegend (s. Abschnitt 13).

Auch Sequenzen der Verteilung am Kerneintritt zeigen ein ähnliches Verhalten, wie bei den Versuchen zum Pumpenanlauf (Abb. 9.11). Der deborierte Pfropfen trifft auf der dem gestörten Eintrittsstutzen gegenüberliegenden Seite zuerst ein. Danach wandert das Maximum des Vermischungsskalars auf die der gestörten Schleife zugewandte Seite.

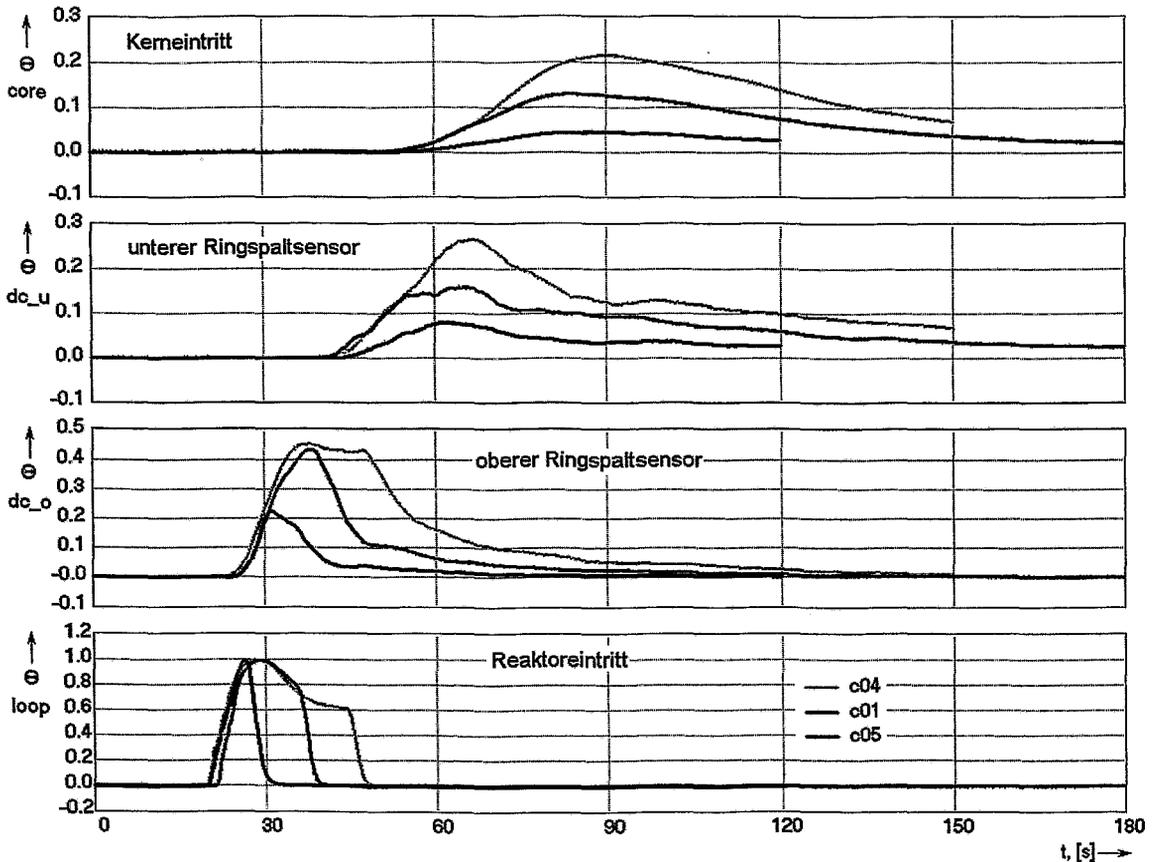


Abb. 9.9 Verläufe des mittleren Vermischungsskalars an den vier Gittersensor-Messpositionen bei Einsetzen des Naturumlaufs in Schleife 1 (Tyrrr), $L_p = 10.4 \dots 12.10$ m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen

Eine Zusammenstellung der Maximalwerte wurde in Abb. 9.12 vorgenommen. Wie bei den Versuchen zum Start der Hauptkühlmittelpumpe zeigt sich die Tendenz der Zunahme sowohl des Maximalwerts des lokalen Vermischungsskalars als auch des über den Kerneintritt gemittelten Vermischungsskalars mit wachsender Pfropfengröße. Die Größenordnungen sind grob mit denen bei Pumpenstart vergleichbar. Hervorzuheben ist der Umstand, dass kein gravierender Einfluss der Länge der Kühlmitelrampe auf die Maximalwerte erkennbar ist. Erneut tritt das Maximum des Lokalwerts zeitlich vor dem Maximum des Mittelwerts auf, was bei Vergleich der Verläufe für den Kerneintritt in den Abbildungen 9.9 und 9.10 erkennbar ist.

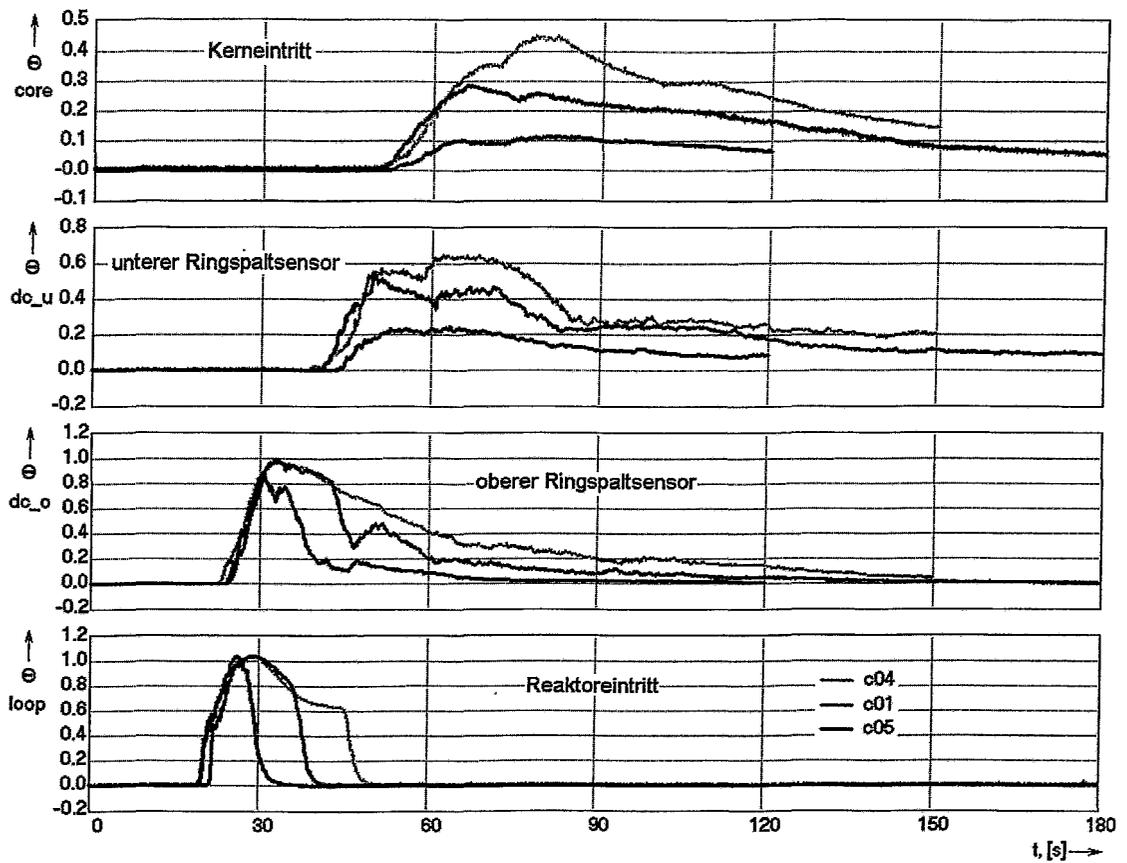


Abb. 9.10 Verläufe des Maximalwerts des Vermischungsskalars im Messquerschnitt der vier Gittersensoren bei Einsetzen des Naturumlaufs in Schleife 1 (Tyrrr), $L_P = 10.4 \dots 12.10$ m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen

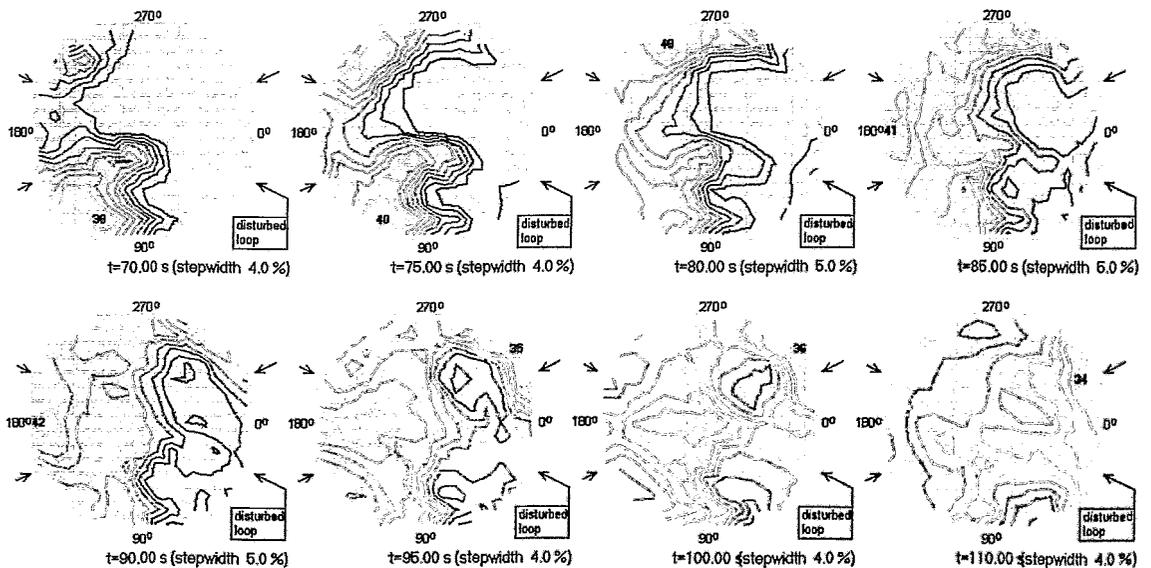


Abb. 9.11 Sequenz des Vermischungsskalars am Kerneintritt, Versuch Tyrrr_c04, Einzelrealisierung (Ort und Amplitude der maximale Störung durch Zahlenwert im BE-Spiegel gekennzeichnet [%])

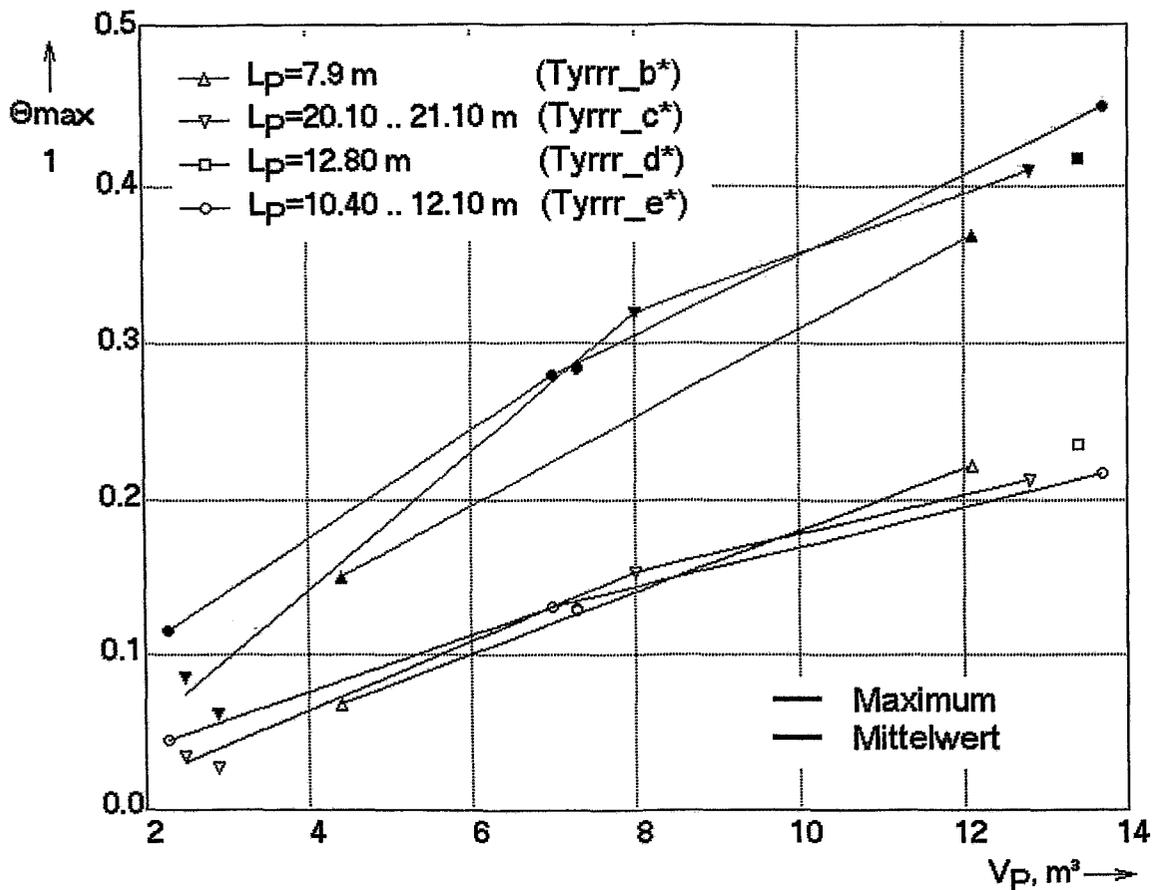


Abb. 9.12 Zusammenstellung der Maxima von mittlerem und maximalem Vermischungsskalar am Kerneintritt für die Versuche zum Einsetzen des Naturumlaufs (Tyrrr) als Funktion des Pfropfvolumens

9.5 Ursachen für das beobachtete Vermischungsverhalten

Die Strömungsbedingungen, die zu dem beobachteten transienten Verhalten am Kerneintritt führen, können am besten durch Analyse der Messergebnisse an den beiden Messpositionen im Downcomer aufgeklärt werden. In Abb. 9.13 ist hierzu die zeitliche Entwicklung der Tracerverteilung an beiden Downcomersensoren auf der Abwicklung des Umfangs für den Versuch Tnrrr_a09 dargestellt, bei dem der Start einer Hauptkühlmittelpumpe simuliert wurde. An der oberen Messposition im Ringspalt trifft der Tracer noch zuerst unterhalb des gestörten Stutzens (roter Pfeil) ein. Er breitet sich anschließend rasch in Umfangsrichtung aus und erreicht wenige Sekunden später die gegenüberliegende Seite. Das deborierte (d.h. tracerhaltige) Kühlmittel breitet sich im ersten Moment wie eine Kreiswelle ausgehend von der Position des Eintrittsstutzens aus, die später vom oberen Rand des Downcomers behindert wird. Durch die sich im Downcomer herausbildenden Wirbel, die ein Geschwindigkeitsminimum unterhalb des betroffenen Eintrittsstutzens zur Folge haben, dringt der Tracer unterhalb des Stutzens jedoch nur langsamer nach unten vor, als auf der gegenüberliegenden Seite (vgl. Abschnitt 12.1). Die Folge ist die Ausprägung von zwei Maxima auf der dem Stutzen gegenüberliegenden Seite beim Eintreffen des Tracers

am unteren Downcomersensor. Die Winkelpositionen dieser Maxima korrespondieren mit den Verhältnissen am Kerneintritt (Abb. 9.6). Mit einer Verzögerung von ca. 5 s erreicht schließlich der Tracer auch am unteren Sensor die Position unterhalb des betroffenen Stutzens. Zu diesem Zeitpunkt ist auf der gegenüberliegenden Seite bereits wieder ungestörtes Medium eingetroffen. Durch diesen Ereignisablauf kommt es zu der am Kerneintritt beobachteten Verschiebung des Maximums von der gegenüberliegenden auf die der gestörten Schleife zugewandte Seite.

Grundsätzlich ähnlich verhält sich die Vermischung bei Einsetzen des Naturumlaufs in einer einzelnen Schleife (Abb. 9.14). Der Prozessverlauf ist jedoch deutlich verlangsamt und die Verteilungen erscheinen ungleichmäßiger.

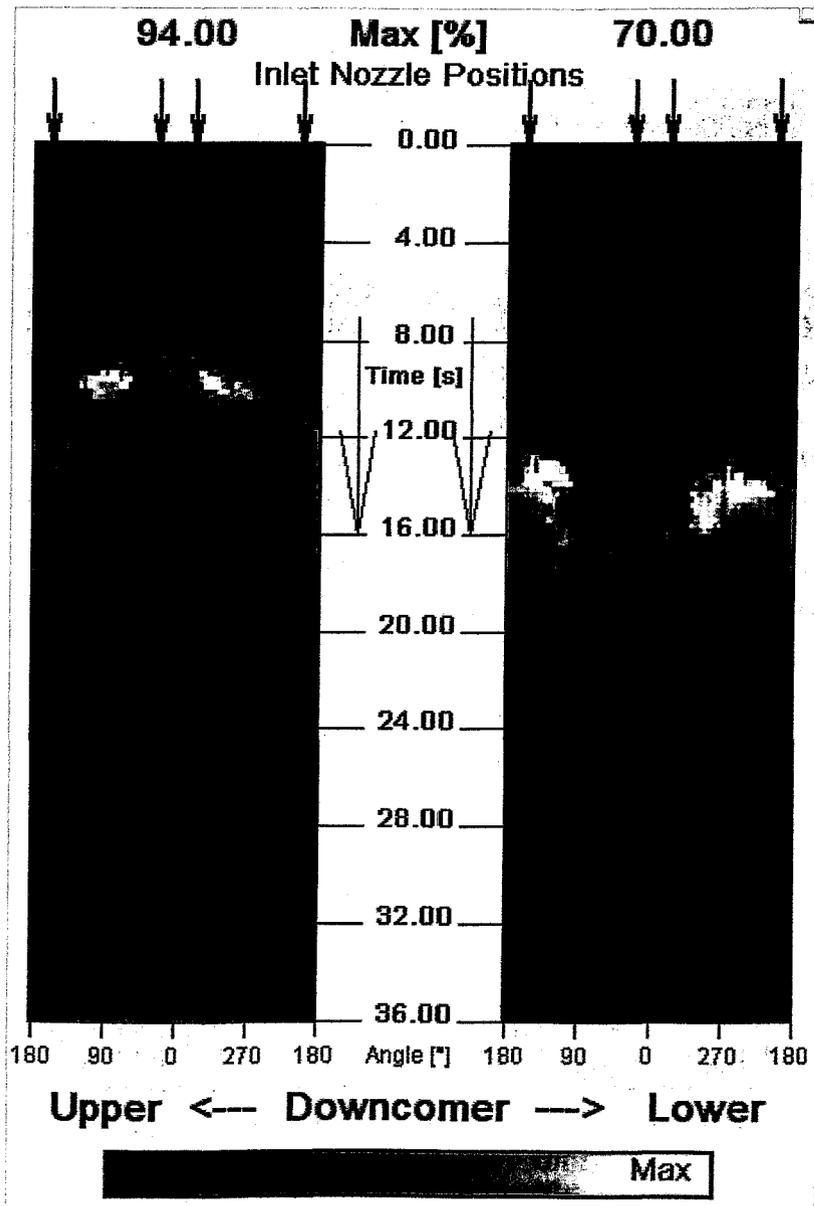


Abb. 9.13 Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren beim Start der Hauptkühlmittelpumpe (Tnrrr_a09, Einzelrealisierung)

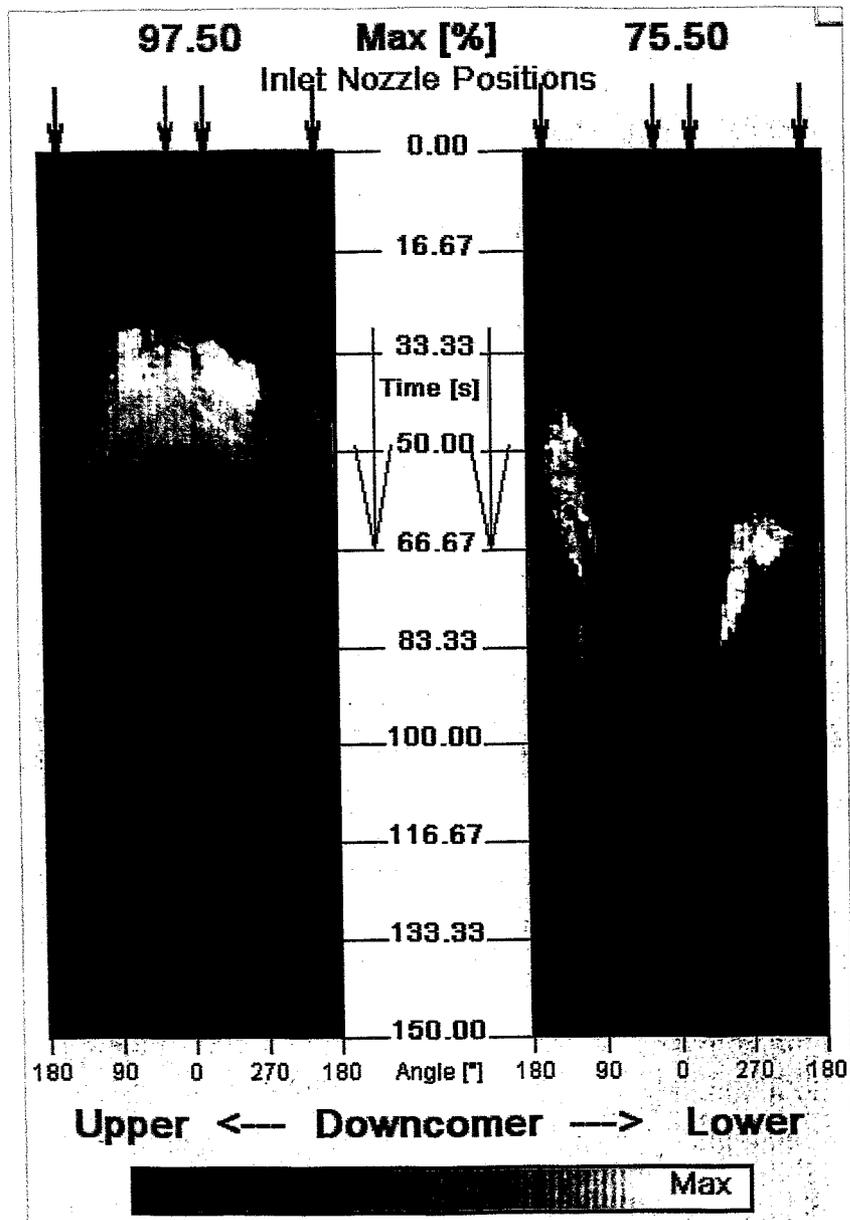


Abb. 9.14 Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren beim Einsetzen des Naturumlaufs (Tyrrr_c04, Einzelrealisierung)

10. Vereinfachtes Modell zur Beschreibung der Vermischung im Reaktordruckbehälter

10.1 Notwendigkeit einer vereinfachten Modellierung

Hypothetische Störfälle, ausgelöst durch den Bruch einer Frischdampfleitung oder durch eine lokale Borverdünnung können zu asymmetrischen Perturbationen des Reaktorkerns führen. Für den Verlauf des Störfalls und die Auswirkungen auf den Reaktorkern ist dabei die Art der Berücksichtigung der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter von entscheidender Bedeutung.

Im allgemeinen wird die Analyse eines solchen hypothetischen Störfalls in drei offline gekoppelten Schritten durchgeführt:

- (1) Thermohydraulische Systemanalyse des Störfalls mittels eines fortgeschrittenen Systemcodes
- (2) Berechnung der dreidimensionalen Vermischungsprozesse im Reaktordruckbehälter mit einem Computational Fluid Dynamic (CFD)-Programm unter Verwendung der Randbedingungen aus (1)
- (3) Dreidimensionale neutronenkinetische Kernrechnung unter Verwendung der CFD-Ergebnisse als Randbedingungen (Temperatur- und/oder Borkonzentrationsverteilung am Kerneintritt)

In den letzten Jahren wurden dreidimensionale neutronenkinetische Kernmodelle mit fortgeschrittenen Systemcodes gekoppelt, um die Wechselwirkung des Reaktorkerns mit dem Primär- und Sekundärkreislauf besser beschreiben zu können. Um eine vollständig gekoppelte Analyse der oben genannten Klasse hypothetischer Störfälle durchführen zu können, ist die Implementierung eines Modells notwendig, welches die in den meisten Fällen eindimensionale Thermohydraulik des Systemcodes mit der zwei- oder dreidimensionalen Thermohydraulik des Reaktorkerns verbindet und dabei die Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter in realistischer Weise modelliert.

Aufgrund der sehr langen Rechenzeiten ist die direkte Einbindung von CFD-Modulen mit detaillierter Turbulenzmodellierung zum gegenwärtigen Zeitpunkt nicht praktikabel. Aus diesem Grund besteht die Notwendigkeit der Entwicklung eines vereinfachten, schnellrechnenden Modells zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter.

10.2 Grundlagen des vereinfachten Modells zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung bei Einsetzen der Kühlmittelzirkulation

Das Geschwindigkeitsfeld im Reaktordruckbehälter von den Eintrittsstutzen durch den Downcomer und das untere Plenum bis zur Kerntrageplatte mit den Öffnungen für die Brennelemente wird durch ein hochgradig nichtlineares System von partiellen Differentialgleichungen, den Navier-Stokesschen Differentialgleichungen beschrieben. Bezüglich der zu betrachtenden Transportgröße Borsäurekonzentration kann die Vermischung daher durch ein nichtlineares System mit mehreren Ein- und Ausgängen beschrieben werden. Die Eingangssignale sind zeitabhängige Funktionen der Kühlmittelgeschwindigkeit, -enthalpie und -borkonzentration an jedem

Eintrittsstutzen. Im allgemeinen können diese Größen an den einzelnen Eintrittsstutzen vollständig unabhängig voneinander sein. Die Ausgangssignale aus diesem System sind die gleichen Größen an jeder Brennelementposition der Kerntageplatte.

Wie jedoch bereits in Abschnitt 5.1 festgestellt wurde, ist die eigentliche Transportgleichung für eine skalare Größe bezüglich der Transportgröße linear, wenn das Geschwindigkeitsfeld eindeutig reproduzierbar vorgegeben ist. Dies ist genau dann der Fall, wenn die geometrischen Randbedingungen konstant sind, die Volumenstromverteilungen am Modelleingang räumlich und zeitlich genau reproduziert werden und das Strömungsfeld keine Instabilitäten entwickelt, die zur Einschränkung der Reproduzierbarkeit führen. Unter diesen Bedingungen können Verteilungen der Transportgröße, d.h. des Skalars, die sich aus unterschiedlichen Randbedingungen für die räumlich-zeitliche Verteilung des Skalars am Modelleingang im Strömungsfeld ergeben, linear überlagert werden.

Ein lineares System in strengem Sinn liegt vor, wenn das Geschwindigkeitsfeld vollständig stationär ist. Unter diesen Bedingungen kann die Systemantwort durch Berechnung des Faltungsintegrals erfolgen. Hierfür müsste am Modelleingang eine Sprung- oder Dirac-Funktion vorgegeben werden. Eine solche Anregung kann im Experiment bei geeigneter Steuerung der Tracerinjektion annähernd nachgebildet werden. Der Zeitverlauf des Vermischungsskalars an einem beliebigen Punkt innerhalb des Strömungsgebiets und somit auch am Modellausgang kann dann wie folgt berechnet werden:

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \int_0^t w_{x,y,z}(t-\tau) \cdot \Theta_{\text{Eingang}}(\tau) d\tau = \int_0^t h_{x,y,z}(t-\tau) \cdot \left. \frac{d\Theta_{\text{Eingang}}}{dt} \right|_{\tau} d\tau \quad (10.1)$$

Hierbei ist $w_{x,y,z}(t)$ die Übertragungsfunktion, d.h. Systemantwort auf einen Dirac-Impuls am Eingang ($w_{x,y,z}(t)$ gilt für $\Theta_{\text{Eingang}} = \delta(t)$) am Ort (x,y,z) bzw. $h_{x,y,z}(t)$ ist die Systemantwort auf eine Sprungfunktion. Hat das System mehrere Eingänge, dann sind die Antworten auf die Störungen an allen Eingängen zu summieren, wobei für jede Faltung eine individuelle Übertragungsfunktion zu beachten ist. Werden experimentelle Daten genutzt, die mit einer bestimmten Abtastrate aufgenommen werden, kann das Faltungsintegral nur näherungsweise als Summe berechnet werden.

Die erste Besonderheit gegenüber diesem Fall ist durch die zeitliche Veränderung der Geschwindigkeitsrandbedingung am Modelleingang gegeben, die bei Anlaufen der Kühlmittelzirkulation stattfindet. Sie führt dazu, dass die Geschwindigkeitsverteilung im Strömungsgebiet nicht stationär ist und folglich die Systemantwort auf eine Störung der Transportgröße am Systemeingang nicht mehr zeitunabhängig ist. Damit existiert für diesen Fall keine Übertragungsfunktion im Sinne von Gl. (10.1). Die bei der Faltung genutzte Zeitinvarianz der Antwort auf eine Dirac- bzw. Sprungfunktion steht nicht mehr zur Verfügung. Ungeachtet dessen können Systemantworten, die für verschiedene Eingangsfunktionen aufgenommen worden sind, nach wie vor linear überlagert werden. Hierfür sind jedoch Systemantworten auf Diracimpulse oder Sprungfunktionen in Abhängigkeit vom Zeitpunkt der Anregung nötig:

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \int_0^t w_{x,y,z,t-\tau} \cdot \Theta_{\text{Eingang}}(\tau) d\tau = \int_0^t h_{x,y,z,t-\tau} \cdot \left. \frac{d\Theta_{\text{Eingang}}}{dt} \right|_{\tau} d\tau \quad (10.2)$$

Bei experimenteller Bestimmung der Systemantworten $w_{x,y,z,t}$ (bzw. $h_{x,y,z,t}$) muss im Unterschied zur Übertragungsfunktion $w_{x,y,z}(t)$ die Störung zu unterschiedlichen Zeitpunkten relativ zur zeitlichen Vorgabe der Geschwindigkeitsrandbedingung am Systemeingang vorgenommen werden. Übersetzt auf die Verhältnisse bei Einsetzen des Kühlmittelumlaufs bedeutet dies, dass Tracerimpulse, die einer Dirac-Funktion angenähert werden, zu ausreichend vielen unterschiedlichen Zeitpunkten generiert und die Systemantworten aufgenommen werden müssen, um anschließend die Systemantwort auf einen beliebigen Konzentrations-Zeit-Verlauf an Systemeingang durch Superposition gewinnen zu können. Hierzu muss der Versuch mit genau reproduziertem Zeitverlauf der Geschwindigkeitsrandbedingung und einer Vielzahl von Einspeisezeitpunkten des Tracers wiederholt werden. Um den experimentellen Aufwand dabei in Grenzen halten zu können, wird darauf orientiert, die Systemantwort nur für ausgewählte Stützstellen aufzunehmen und weitere Systemantworten für zwischen den Stützstellen liegende Zeitpunkte durch Interpolation zu gewinnen.

Eine genaue Reproduzierbarkeit des Geschwindigkeitsfeldes im Strömungsgebiet ist auch bei genauer Reproduzierung der Strömungsrandbedingungen nur bei laminaren Verhältnissen zu erwarten. Im Bereich turbulenter Strömung treten Fluktuationen auf, die dazu führen, dass die einzelnen Realisierungen des Geschwindigkeitsfeldes voneinander abweichen. Eine Reproduzierbarkeit liegt nur im Hinblick auf das ensembledemittelte Geschwindigkeitsfeld vor. Aus diesem Grund ist die Anwendung des dargestellten Superpositionsansatzes bei turbulenter Strömung fehlerbehaftet und nicht ohne eine Verifizierung möglich. Um den Fehler klein zu halten, wird hierzu die Technik der Ensemble-Mittelung auch für die Beschaffung der Systemantworten $w_{x,y,z,t}$ angewandt, d.h. der jeweilige Versuch wird nicht nur mit identischen Geschwindigkeitsrandbedingungen sondern auch mit identischer Randbedingung für den Transportskalar (Lage des Dirac-Impulses) einige Male wiederholt und zeitschrittweise Ensemble-gemittelt.

Ableitung der Übertragungseigenschaften

Es ist möglich, die Übertragungseigenschaften experimentell oder numerisch (mit CFD) zu ermitteln. Hier wird die experimentelle Art der Bestimmung an der Versuchsanlage ROCOM beschrieben. Betrachtet wird der hydraulische Prozess des Starts der ersten Hauptkühlmittelpumpe. Für diesen speziellen Fall reduziert sich die Anzahl der Systemeingänge auf einen.

Die Messdaten von zwei der in Abschnitt 7 beschriebenen Gittersensoren werden für die Bestimmung der Übertragungseigenschaften verwendet.

Der Sensor im Eintrittsstutzen (Abb. 7.1) kontrolliert das Eingangssignal im Sinne des beschriebenen Systems. Der Sensor in der Kerntrageplatte mit seinen Messpunkten an jeder Brennelementposition (Abb. 7.4) liefert die Werte an den Systemausgängen. Die Daten liegen als dimensionslose Vermischungsskalare mit einer Zeitauflösung von 0.05 s vor.

Zur Bestimmung der Response-Funktionen wurden Experimente durchgeführt, bei denen über einen kurzen Zeitraum (faktische Eindosierzeit war 0.1 s) Tracer in die Schleife mit der anlaufenden Hauptkühlmittelpumpe eindosiert wurde. Die Rampe ist auf Abb. 9.1 dargestellt. Trotz der kurzen Eindosierzeit wurde der Tracer durch den in der Schleife installierten Mischer gleichmäßig über den Querschnitt der Leitung

verteilt, wie auf Abb. 10.1 zu sehen ist. Der Tracer wird über einen längeren Zeitraum detektiert, da vom Mischer bis zum Sensor schon eine gewisse Vorvermischung stattfindet.

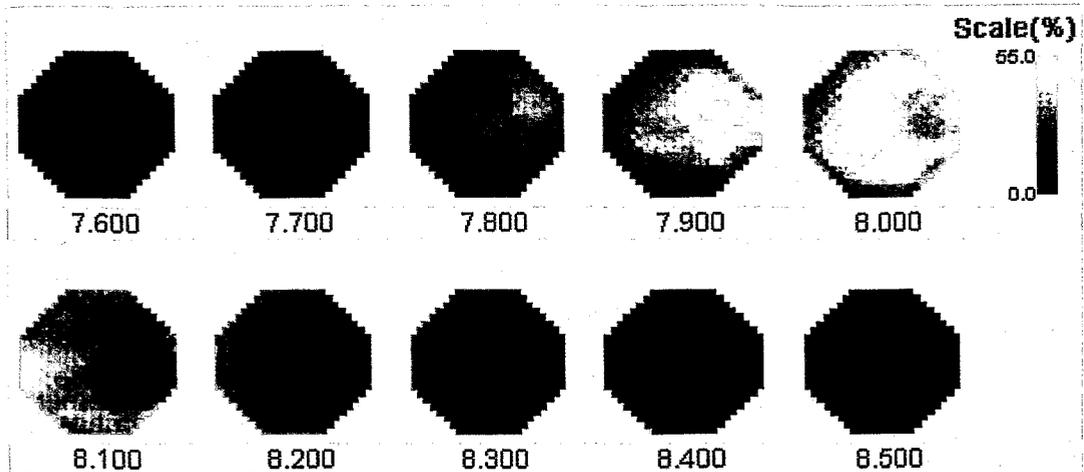


Abb. 10.1 Zeitsequenzen (in s) des Sensors am Reaktoreintritt während einer Kurzeinspeisung

Aufgrund der sich ändernden Kühlmittelgeschwindigkeit während des Anlaufens der Pumpe ist die Systemantwort zeitabhängig. Das bedeutet, dass Experimente wie weiter oben ausgeführt mit Tracereinspeisung zu unterschiedlichen Zeitpunkten auch zu unterschiedlichen Systemantworten führt. Aus diesem Grund wurden Experimentalserien durchgeführt, bei denen der Zeitpunkt der Tracereinspeisung auf der Anlaufkurve variiert wurde. Tab. 10.1 gibt einen Überblick über alle durchgeführten Experimente zur Bestimmung der Antwortfunktionen.

Tab. 10.1 Kurzdosierexperimente zur Erzeugung der Systemantworten

Nr.	Name	Zeitpunkt auf der Anlauframpe [s]	Realisierungen
1	Tnrrr_a1d	6.1	5
2	Tnrrr_a2d	6.9	5
3	Tnrrr_a3d	8.0	5
4	Tnrrr_a4d	10.6	5
5	Tnrrr_a5d	12.5	5
6	Tnrrr_a6d	15.0	5
7	Tnrrr_a7d	Plateau nach Ende der Rampe	5

Die experimentell erzeugten Impulse von drei Experimenten sind in Abb. 10.2 (links) dargestellt. Die Abbildung zeigt die Güte, mit der die Systemanregung einer Dirac-Funktion angenähert werden konnte. Die gemessenen Antworten auf diese Impulse an einer bestimmten Brennelementposition sind in Abb. 10.2 (rechts) dargestellt. Deutlich ist die Veränderung der Antwort in Abhängigkeit vom Eindosierzeitpunkt zu erkennen.

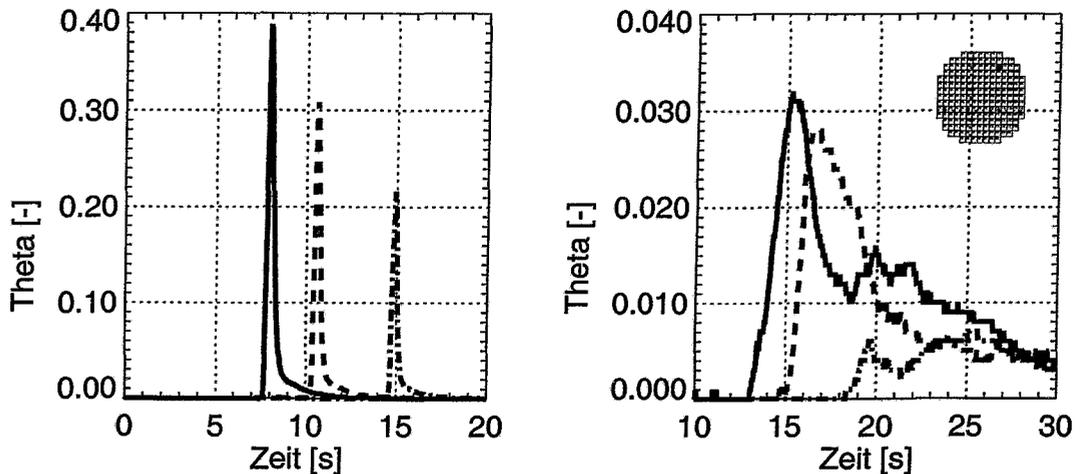


Abb. 10.2 Mittelwertverlauf verschiedener Dirac-Impuls-Experimente am Reaktoreintritt (links) und gemessene Antworten an einer bestimmten Brennelementposition (rechts)

Verwendung der Übertragungseigenschaften

Die so gewonnenen Systemantworten werden für die Modellierung der Vermischung von Störungen in der Borkonzentration oder der Kühlmitteltemperatur für den gegebenen hydraulischen Prozess verwendet. Eine Störung am Eingang in die Systeme beliebiger Art (z.B.: ein Pfropfen mit verringerter Borkonzentration) wird in eine Reihe der Dirac-Impulse zerlegt, die bei erneuter Superposition den Verlauf der Störung rekonstruieren. Die Systemantwort an jeder einzelnen Brennelementposition wird durch die Superposition der entsprechenden Systemantworten auf diese Dirac-Impulse unter Verwendung der bei der Zerlegung gewonnenen Superpositionsfaktoren erhalten.

Für eine adäquate Darstellung eines Pfropfens mit verringerter Borkonzentration ist die geringe Anzahl von experimentell ermittelten Dirac-Impulsen nicht ausreichend. Aus diesem Grund wurden durch Interpolation zusätzliche Impulse erzeugt. In gleicher Weise wird für die Antwortfunktionen verfahren, für die ebenfalls zwischen den vorhandenen experimentellen Stützstellen interpoliert wurde. Somit kann der Zeitverlauf $\Theta_{\text{Eingang}}(t)$ der Konzentration eines vorgegebenen Pfropfens am Reaktoreintritt durch n Impulse folgendermaßen dargestellt werden:

$$\Theta_{\text{Eingang}}(t) = \sum_{j=1}^n a_j \cdot g_j(t) \quad (10.3)$$

wobei $g_j(t)$ die normierten Konzentrations-Zeit-Verläufe der angenäherten Dirac-Impulse darstellt, die zum Zeitpunkt t_j experimentell oder durch Interpolation generiert

wurden. a_j sind die durch Zerlegung zu gewinnenden Superpositionskoeffizienten. Die Anzahl der einzubeziehenden Impulse n hängt von der Größe des zu modellierenden Pfropfens ab. Die Koeffizienten a_j werden durch die Methode der kleinsten Quadrate als Minimierung der Abweichung zwischen vorgegebenem und rekonstruiertem Pfropfen ermittelt. Ein Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsen ist in Abb. 10.3 dargestellt. Die Absenkung der Borkonzentration ist basierend auf dem Vermischungsskalar θ als auf den Wert 1 normierte Erhöhung dargestellt.

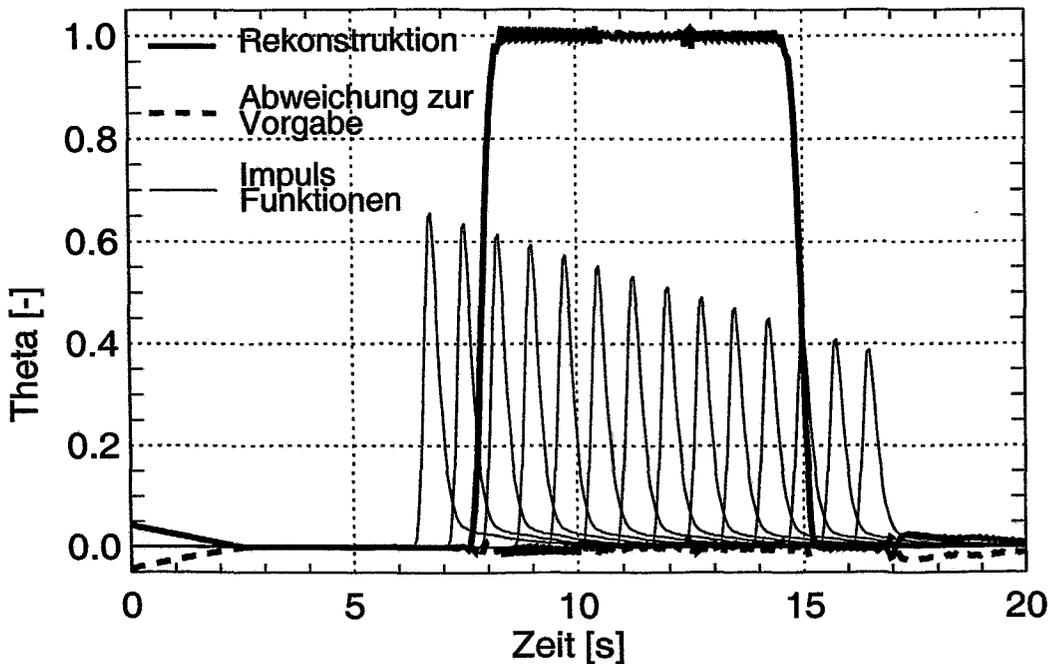


Abb. 10.3 Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsfunktionen

Im nächsten Schritt wird der transiente Verlauf des Vermischungsskalars (entspricht der normierten Absenkung der Borkonzentration) an jeder Brennelementposition unter Verwendung der aus Gleichung (10.3) bestimmten Koeffizienten rekonstruiert. Der Zeitverlauf des Vermischungsskalars $\theta_{BE}(t)$ an jeder der 193 Brennelementpositionen kann nach folgender Formel berechnet werden:

$$\Theta_{BE}(t) = \sum_{j=1}^n a_j \cdot G_{BE,j}(t) \quad (10.4)$$

wobei $G_{BE,j}(t)$ der Zeitverlauf der Systemantwort an der entsprechenden Brennelementposition auf die angenäherte Dirac-Anregung $g_j(t)$ ist, die zum Zeitpunkt t_j am Reaktoreintritt ausgelöst wurde. Die beschriebene Superpositionstechnik bildet den Hauptbestandteil eines Rechenprogramms unter dem Namen SAPR (Semi-Analytical Perturbation Reconstruction Model). Die Verifikation des neu entwickelten Modells ist in Abschnitt 11.3 beschrieben.

11. Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit numerischen Berechnungen bei Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe

11.1 Numerische Simulation mit CFX-4

Die numerischen Simulationen der Kühlmittelströmung und turbulenten Vermischung im RDB dienen zum einen der Validierung des CFD-Codes, zum anderen der Übertragung der Ergebnisse von der Versuchsanlage auf den Originalreaktor. Zusätzlich können Strömungs- und Vermischungspänomene in Bereichen des RDB untersucht werden, welche sich experimentellen Untersuchungen entziehen, weil sie z. B. außerhalb der Messebenen liegen.

Für die numerische Simulation ist es erforderlich,

- geeignete physikalische Modelle vor allem für die Beschreibung der Turbulenz zu wählen,
- geeignete Lösungsverfahren zu verwenden und
- eine möglichst exakte numerische Beschreibung der Geometrie zu gewährleisten.

Als Instrumentarium für die CFD-Simulation wurde der Code CFX-4 gewählt. Eine Übersicht über die in CFX-4 implementierten Methoden der numerischen Fluiddynamik und die Turbulenzmodelle ist in [Gru01] gegeben, ein Überblick über die Codestruktur in [CFX].

Im folgenden werden die verwendeten Modellansätze, Randbedingungen und die numerische Modellierung der Geometrie beschrieben.

11.1.1 Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung

Für das Kühlmittel des Druckwasserreaktors Konvoi wurde ein inkompressibles, einphasiges Fluid angenommen. Die Turbulenzmodellierung der Strömung erfolgte unter Zuhilfenahme des Standard (k, ϵ) Turbulenzmodells. Untersuchungen zur Auswahl der Turbulenzmodelle wurden in [Gru01] durchgeführt. Die Eintrittsrandbedingungen (Geschwindigkeit, Temperatur, Borkonzentration) wurden an den Eintrittsstutzen definiert. Für die Beschreibung der Borkonzentration konnten Skalare benutzt werden, da die Dichteunterschiede zwischen boriiertem Wasser und Deionat bei den zu untersuchenden Strömungszuständen vernachlässigbar klein sind. Skalare simulieren physikalische Parameter (z.B. Konzentrationen), die der Konvektion und turbulenten Diffusion unterliegen, jedoch nicht auf die Strömung zurückwirken.

Für den Original-RDB des DWR Konvoi wurden zwei Gittermodelle erstellt (Abb. 11.1). Bei beiden Modellen ist die Stutzenzone mit den Krümmungen an den jeweiligen vier Eintrittsstutzen, die Aussparungen der Austrittsstutzen und die diffusorartige Ringspalterweiterung genauestens modelliert. In diesem Bereich wurde das Netz stark verfeinert, weil gerade dieses Strömungsgebiet entscheidend die Vermischung im Downcomer beeinflusst. Abb. 11.1 zeigt die Unterschiede zwischen den beiden Modelltypen: Im einfacheren linken Gittermodell wurde auf eine Darstellung der Siebtonne verzichtet, dafür aber der Kern als poröser Körper abgebildet. Im komplizierteren rechten Gittermodell erkennt man die modellierte Siebtonne und die untere Stauplatte (Modellierung in Abschnitt 11.1.2). Der Kern wurde zur Hälfte mo-

modelliert. Die unterschiedliche Anzahl der Gitterpunkte ist für beide Modelle in Tabelle 11.1 ersichtlich. Die Austrittsrandbedingungen werden jeweils am oberen Ende des modellierten Kerns definiert. Hierbei handelt es sich um eine uniforme Druckrandbedingung. Diese beiden Gittermodelle wurden jeweils mit den Maßen des Originalreaktors und mit den 1:5 skalierten Maßen der ROCOM Versuchsanlage generiert.

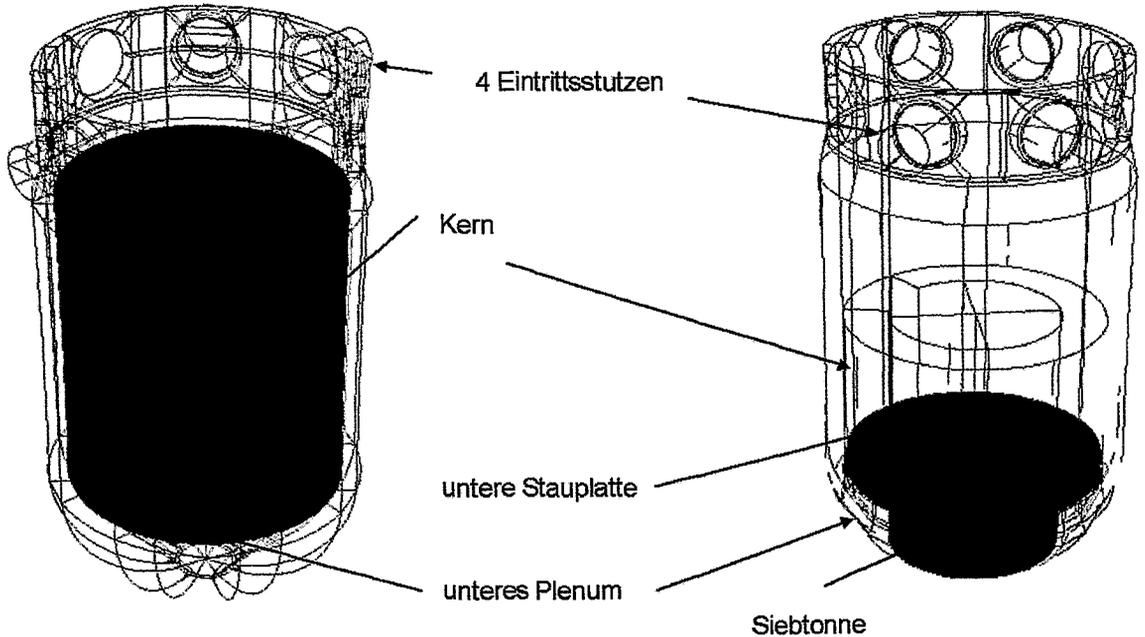


Abb. 11.1 Vergleich der verwendeten numerischen Gittermodelle des DWR Konvoi

Die Grundanforderung an Rechnetze für eine gegebene Anzahl von Gitterpunkten und ein gegebenes Diskretisierungsverfahren lautet, dass die Netzpunkte so angeordnet sein sollten, dass numerische Lösungsfehler der Modellgleichungen minimiert werden. Um dieses Ziel zu erreichen, muss man das Netz in Gebieten hoher Gradienten verfeinern. Leider ist es nicht möglich, Netze nach diesem Kriterium vor Ablauf der Rechnung zu erzeugen, da Abbruchfehler sowohl zu den Gitterweiten als auch zu höheren Ableitungen der zu diesem Zeitpunkt noch unbekannt Lösung proportional sind.

Tab. 11.1 Vernetzungsdaten

	Gitterpunkte
DWR Konvoi (ohne Siebtonne)	109194
DWR Konvoi (mit Siebtonne)	351264

Neuere Versionen des Codes CFX-5, die für die Rechnungen noch nicht zur Verfügung standen, ermöglichen eine adaptive Gitteranpassung während der Rechnung. Die Generierung des Gitters hat entscheidenden Einfluss auf die Konvergenz der

Strömungsberechnungen bzw. auf die Berechnungen der Strömungsfelder und der Vermischung des Fluids.

11.1.2 Numerische Modellierung der perforierten Einbauten im RDB

Modell des porösen Körpers

Im unteren Plenum passiert die Strömung Einrichtungen zur Strömungsberuhigung, deren Konstruktion reaktorspezifisch sehr unterschiedlich sein können. Das Spektrum reicht dabei von Siebplatten über vorgelagerte kegelförmige Siebeinrichtungen und zylindrischen Siebtonnen bis hin zu elliptischen Siebböden.

Diese perforierten Einrichtungen besitzen eine große Anzahl von Bohrungen, so dass eine Auflösung der Strukturen im Rechenetz auf heutigen Rechnern noch undurchführbar ist. Diese Probleme lassen sich umgehen, indem man darauf verzichtet, Siebe geometrisch darzustellen und stattdessen nur die Auswirkungen von Sieben auf die Strömung berücksichtigt. Obwohl der Einfluss eines Siebes auf die Strömung sehr vielfältig ist, lässt er sich für eine makroskopische Strömungsberechnung auf zwei Größen reduzieren: auf den Druckverlust, der durch den Strömungswiderstand des Siebes verursacht wird und die Porosität des Siebes.

Um Siebe zu modellieren, besteht die Möglichkeit, das Modell des porösen Körpers anzuwenden. Das Modell des porösen Körpers beinhaltet zum einen, dass die Reduzierung des freien Strömungsquerschnitts durch die Vorgabe einer Porosität berücksichtigt wird, die i. a. Tensorcharakter hat, d.h. die Querschnittsreduzierung ist richtungsabhängig. In CFX-4 kann jedoch nur eine isotrope Porosität vorgegeben werden, die zugleich eine Volumenporosität ist:

$$V' = \beta V \quad (11.1)$$

Den Wert für β kann man ermitteln, indem man die Fläche der Löcher zur Gesamtfläche der Siebplatte ins Verhältnis setzt.

Weiterhin können im porösen Körper auf das Fluid wirkende volumenbezogene Reibungskräfte definiert werden.

Es gibt eine große Zahl von Untersuchungen [Sel94], in denen der Strömungswiderstand von Sieben experimentell bestimmt worden ist. Aus diesen Messergebnissen sind unterschiedliche funktionale Zusammenhänge abgeleitet worden, die jedoch auf zwei Größen basieren:

- β , dem Anteil der freien Siebfläche (Porosität)
- Re_s , eine Reynoldszahl, die über die Siebgeometrie definiert ist.

Alle diese Ansätze basieren auf Messungen des globalen Druckverlustes, d.h. auf der Messung der Differenz der mittleren statischen Drücke vor und hinter dem Sieb.

Der Druckverlustbeiwert ζ wird aus gefundenen globalen Zusammenhängen für lokale, in einem Volumenelement vorhandene Strömungsbedingungen bestimmt. Cornell [Cor57] hat in seinen Untersuchungen bei höheren Reynoldszahlen festgestellt, dass sich der Druckverlustbeiwert oberhalb $Re_S=600$ kaum ändert:

$$\zeta = 6 \frac{1-\beta}{\beta^2} 600^{-1/3} \text{ für } Re_S > 600 \quad (11.2)$$

Die Beziehung (11.2) wurde für die Berechnung des Druckverlustes verwendet.

Modellierung der Einbauten im RDB

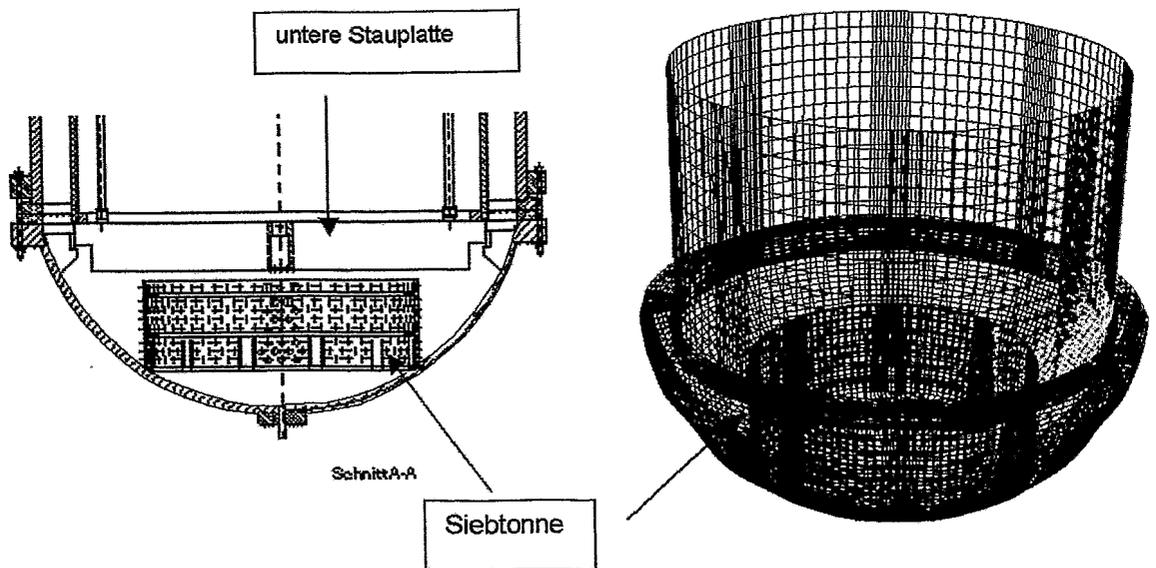


Abb. 11.2 Siebtonne im unteren Plenum des RDB und als poröser Körper im Gittermodell

Die zu berücksichtigenden Einbauten im RDB sind der Reaktorkern mit unterer Stauplatte sowie Siebtonne. Die Anordnung ist aus Abb. 11.2 ersichtlich. Dadurch verkompliziert sich eine Gittergenerierung gerade in diesem für die Ausbildung der Vermischung am Kerneintritt so wichtigen Gebiet.

Es wurde ein Gittermodell erstellt, welches diese Siebtonne und die untere Stauplatte des RDB sowohl im Original als auch in der Versuchsanlage nachbilden kann. Hierbei wurde auf eine Darstellung der Perforierungen verzichtet und das Modell des porösen Körpers verwendet. Für die Siebtonne wurde eine Porosität von $\beta = 0.208$ ermittelt. Um den Strömungswiderstand durch die Tonne zu ermitteln, wurde ein Rechenprogramm zur Koordinatentransformation von kartesischen auf Zylinderkoordinaten entwickelt, da im vorliegenden kartesischen Koordinatensystem eine Neuberechnung des richtungsabhängigen Strömungswiderstandes aufgrund der zylinderförmigen Geometrie der Siebtonne für jeden einzelnen Gitterpunkt erforderlich ist. Dieser ortsabhängige Strömungswiderstand hat eine definierte Größe, die in Richtung Achse des RDB zeigt. Gleichzeitig existiert ein infiniter Strömungswiderstand senkrecht zur Achse und in vertikaler Richtung.

Im Fall der unteren Stauplatte konnten Daten aus Konstruktionsunterlagen von Framatome ANP (Siemens KWU) verwendet werden.

Die Porosität der Stauplatte betrug $\beta = 0.229$. Im Fall des 1:5 skalierten Modells wurde der Strömungswiderstand ζ überschlagsmäßig gewonnen [Gru01] und in den Geschwindigkeitsfaktor R_F umgerechnet. Bei allen durch poröse Körper modellierten Platten ist es wichtig, diesen Strömungswiderstand nur orthogonal zur Plattenebene anzusetzen. Der tangentielle Strömungswiderstand in den Platten wurde als maximal definiert.

Druckverlustbeiwerte der Einbauten im RDB

Eine ausführliche Erläuterung zur Ermittlung der Druckverlustbeiwerte ist in [Gru01] durchgeführt worden. In Tabelle 11.2 sind die berechneten Zahlenwerte für ζ und R_F für die nachstehenden Komponenten ersichtlich. Die Druckverlustbeiwerte ζ sind für den Original RDB und das ROCOM-Modell gültig. Die R_F -Werte für ROCOM wurden mit einer Dichte von $\rho=1000 \text{ kg/m}^3$, die R_F -Werte für das Original mit einer angenommenen Dichte von $\rho=780 \text{ kg/m}^3$, welche das Kühlmittel unter Nominalbedingungen besitzt, berechnet.

Tab. 11.2 Druckverlustbeiwerte ζ und R_F -Werte für Modell und Original RDB

	ζ	$R_{F, \text{Modell}}$ in $\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^4} \right]$	$R_{F, \text{Original}}$ in $\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^4} \right]$
unterer Rost mit Reaktor-kern	9.8	$6.1 \cdot 10^3$	$5.6 \cdot 10^2$
Stauplatte	10.5	$6.6 \cdot 10^3$	$1.0 \cdot 10^3$
Siebtonne	13.1	$3.2 \cdot 10^5$	$5.0 \cdot 10^4$

11.2 Transiente Geschwindigkeitsmessungen mittels LDA-Technik im Downcomer im Vergleich mit CFX-Rechnungen

11.2.1 Rampenförmiges Anfahren einer Pumpe

Umfangreiche LDA-Messungen im Downcomer wurden auch für den Start einer Hauptkühlmittelpumpe durchgeführt. Dank der hohen Intensität des verwendeten Fiber Flow Lasers [LDA2] war es möglich, transiente Geschwindigkeitsverteilungen während des Einsetzens der Strömung aufzunehmen. Dies wurde genutzt, um die transienten Geschwindigkeitsverteilungen am unteren Ende des Ringspalts bei Anfahren einer der vier Kühlmittelpumpen zu untersuchen. Die Pumpendrehzahl wurde zu diesem Zweck innerhalb von 15 s linear von Null auf die dem Durchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ entsprechende Drehzahl hochgefahren. Die Nenndrehzahl wurde weitere 15 s gehalten, anschließend wurde die Pumpe bei $t = 30 \text{ s}$ abgeschaltet und das Auslaufen der Kühlmittelzirkulation über weitere 30 s beobachtet. Die resultierenden Durchsätze sind in Abb. 11.3 dargestellt. Dieser Versuch wurde fünfmal unter identi-

schen Randbedingungen wiederholt, um anschließend eine Ensemble-Mittelung der Durchsatz- und Geschwindigkeitsverläufe vornehmen zu können.

Abb. 11.4 zeigt ebenfalls die mit dem LDA gemessenen Geschwindigkeitswerte auf einer ausgewählten azimuthalen Position (gegenüber dem Eintrittstutzen der anlaufenden Schleife), wobei jeder registrierte Burst durch einen individuellen Messpunkt dargestellt ist. Die Dichte der Bursts schwankt mit der sich ändernden Geschwindigkeit, in den Abschnitten mit niedriger Geschwindigkeit werden mitunter einige Sekunden lang keine Messwerte registriert. Dennoch lassen sich aus den transienten Messungen interessante Schlussfolgerungen über das Strömungsverhalten ziehen.

Das Ergebnis der Ensembleüberlagerung für die Positionen unterhalb (22.5°) und gegenüber (202.5°) des beaufschlagten Stutzens ist in Abb. 11.4 gezeigt. Zusätzlich ist die azimuthale Position $-22.5^\circ = 337.5^\circ$ dargestellt, die sich unterhalb des benachbarten Eintrittsstutzens befindet, da hier die größte Rückströmung auftrat.

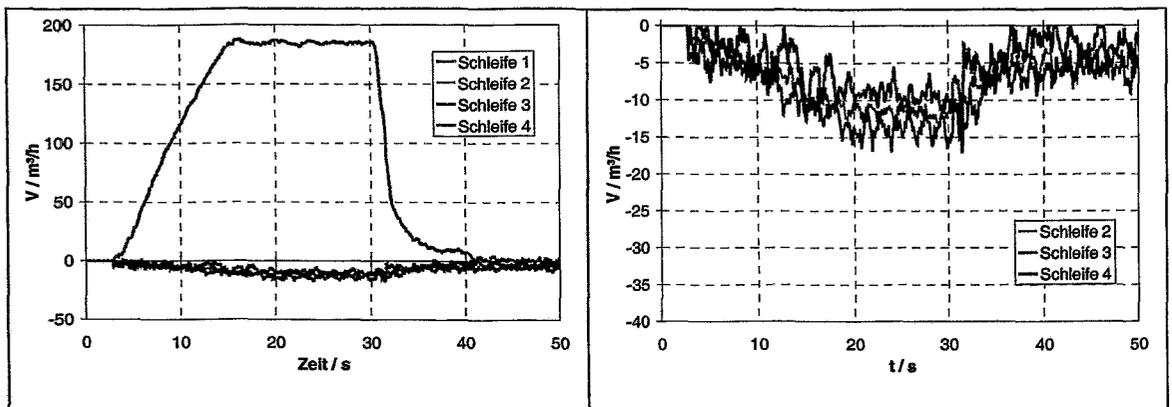


Abb. 11.3 Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Rampe)

Bis etwa $t = 7.5$ s nimmt die Geschwindigkeit der nach unten gerichteten Strömung an allen drei Positionen gleichermaßen zu. Das gesamte Fluid im Downcomer wird zunächst gleichmäßig beschleunigt. Erst nach diesem Zeitpunkt beginnt sich die Sekundärströmung in Form des Rezirkulationsgebietes herauszubilden, wodurch die Geschwindigkeit unterhalb des Stutzens der hochfahrenden Schleife wieder abnimmt. Sie wird schließlich positiv, d.h. es erfolgt eine Strömungsumkehr nach oben entgegen der Hauptströmungsrichtung. Die größten Werte der Gegenströmung werden nicht genau unterhalb dieses Eintrittsstutzens beobachtet, sondern um 45° versetzt, d.h. unterhalb des benachbarten Eintrittsstutzens. Bei $t = 20$ s trat genau unterhalb des Stutzens der anlaufenden Schleife eine erneute Strömungsumkehr auf, unterhalb des benachbarten Stutzens blieb es bei der Gegenströmung.

Nach Abschaltung der Pumpe fällt der Durchsatz in der Schleife rasch ab. Nach ca. 10 s kommt das Medium in der Schleife zur Ruhe. Im Gegensatz dazu ist im Ringspalt des RDB weiterhin eine Strömung zu beobachten. Es liegen offenbar noch innerhalb des Ringraumes rotierende Wirbel vor, die mit der Zeit abklingen.

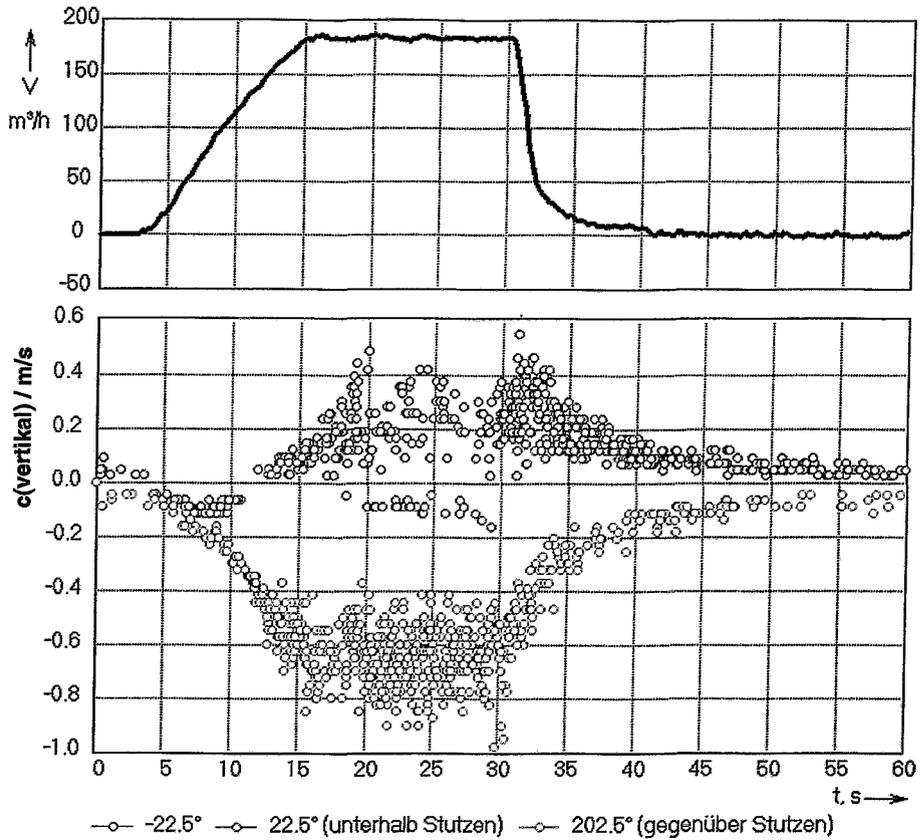


Abb. 11.4 Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 5 rampenförmige Pumpen-anläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimuthalen Positionen am Ende des Ringspalts

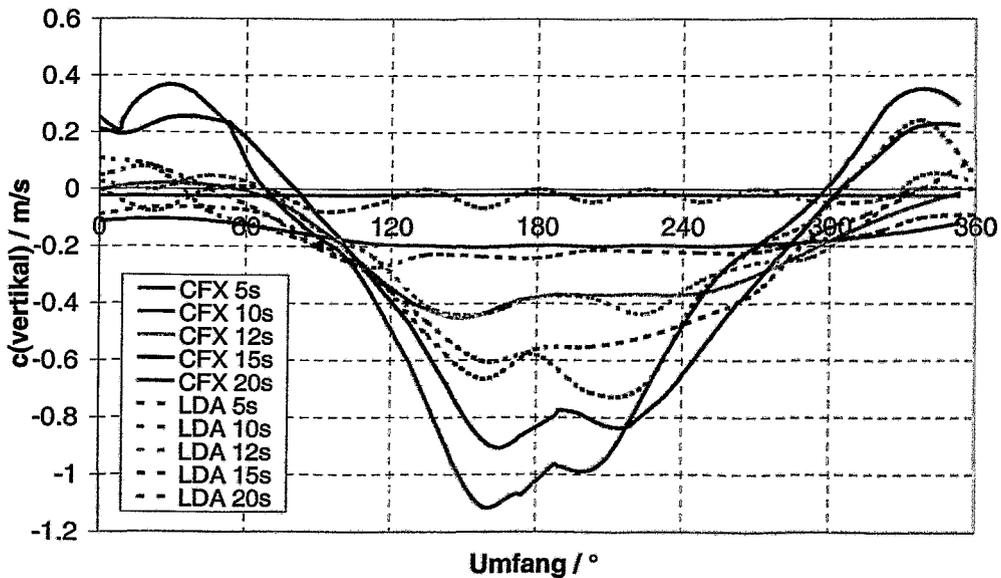


Abb. 11.5 Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile in Umfangsrichtung

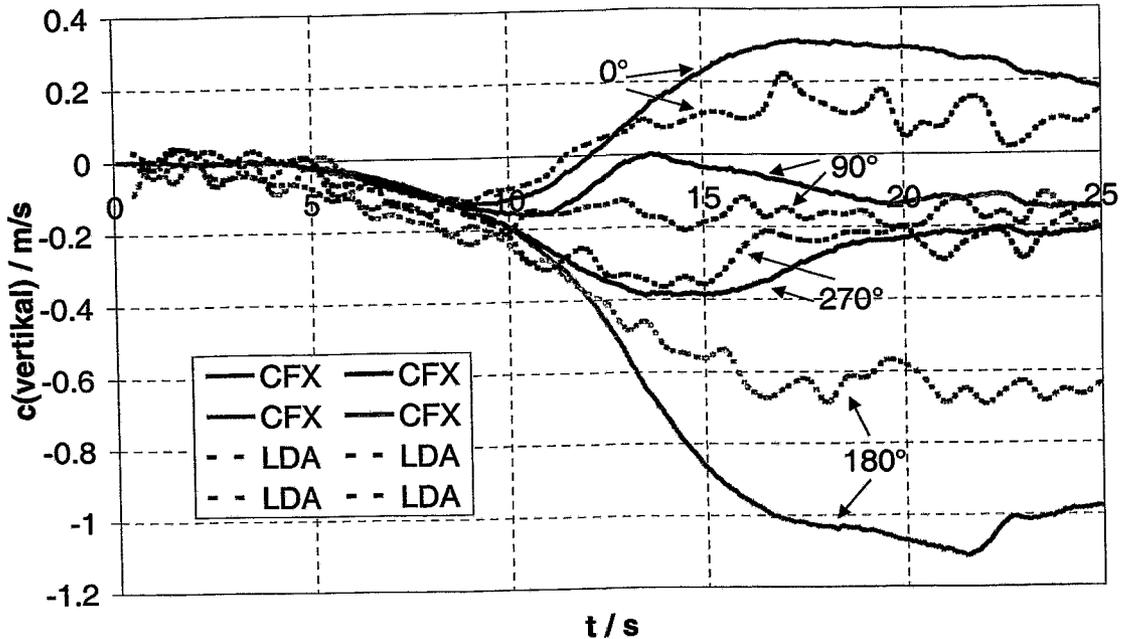


Abb. 11.6 Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen am Ende des Ringspalts über der Zeit

Bemerkenswert ist weiterhin das Einsetzen einer intensiven Fluktuation der Geschwindigkeitswerte im Zeitraum zwischen $t = 12.5$ und 17.5 s. Offensichtlich treten zu diesem Zeitpunkt weitere Wirbel mit kleinerem Maßstab in Erscheinung, bzw. der Turbulenzgrad steigt stark an.

Die dazugehörigen CFX-4 Rechnungen weisen eine gute qualitative Übereinstimmung der transienten Geschwindigkeitsverteilungen am Downcomerende auf. Dies gilt sowohl für die azimutalen Verteilungen als auch für die Zeitverläufe (Abbildungen 11.5 und 11.6). Generell liegen die Absolutwerte der Geschwindigkeit bei der CFX-4 Rechnung höher. Die Güte der Modellierung ist beachtlich, zumal man von einer stark instationären Strömung mit vielen offenen Randbedingungen (Pumpendrall, Rückströmung durch die restlichen Stützen, veränderte Druckwiderstände an der Siebtonne und im unteren Rost) ausgehen muss.

11.2.2 Sprungförmiges Anfahren einer Pumpe

Um die Dynamik des Anlaufens der Kühlmittelzirkulation weiter zu erhöhen und dadurch die grundlegenden Effekte noch klarer heraus zu stellen, wurde ein Versuch mit sprungförmigem Anfahren einer Pumpe durchgeführt.

Die Pumpenfrequenz wurde zu diesem Zweck bei $t = 0$ s von 0 auf den Endwert geschaltet, der dem Durchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ entspricht. Die Nenndrehzahl wurde 15 s gehalten, anschließend wurde die Pumpe abgeschaltet und das Auslaufen der Kühlmittelzirkulation über weitere 30 s beobachtet. Das sprungförmige Anlaufen der

Pumpe wurde zur Ensemble-Mittelung insgesamt 10 mal unter identischen Randbedingungen wiederholt.

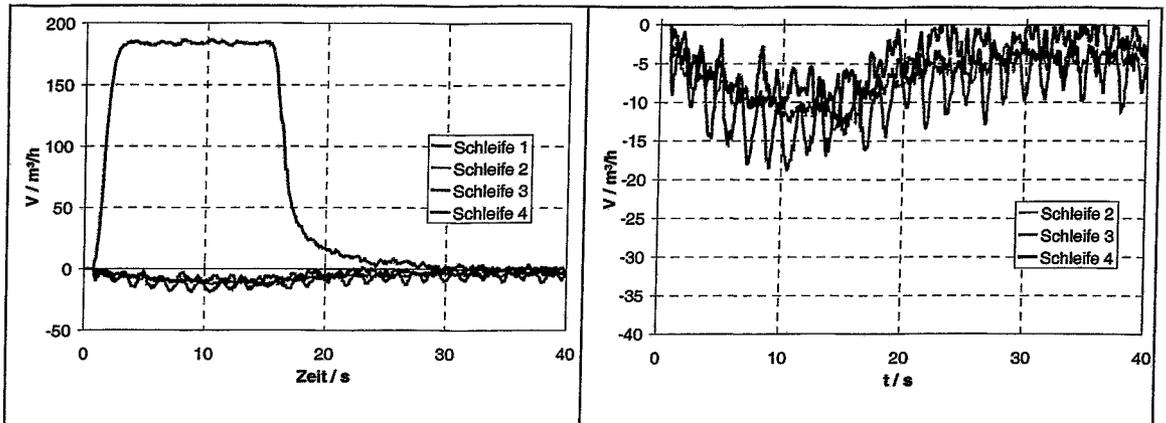


Abb. 11.7 Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Sprung)

Die Durchsatzverläufe in der hochfahrenden Schleife sowie in den drei anderen Schleifen, in denen sich eine Rückströmung einstellt, sind in Abb. 11.7 gezeigt. Wegen der Trägheit von Pumpenwelle und Flüssigkeitssäule in der Schleife läuft die Zirkulation gegenüber der Frequenzrampe verzögert an. Der Nenndurchsatz wird nach ca. 3.4 s erreicht.

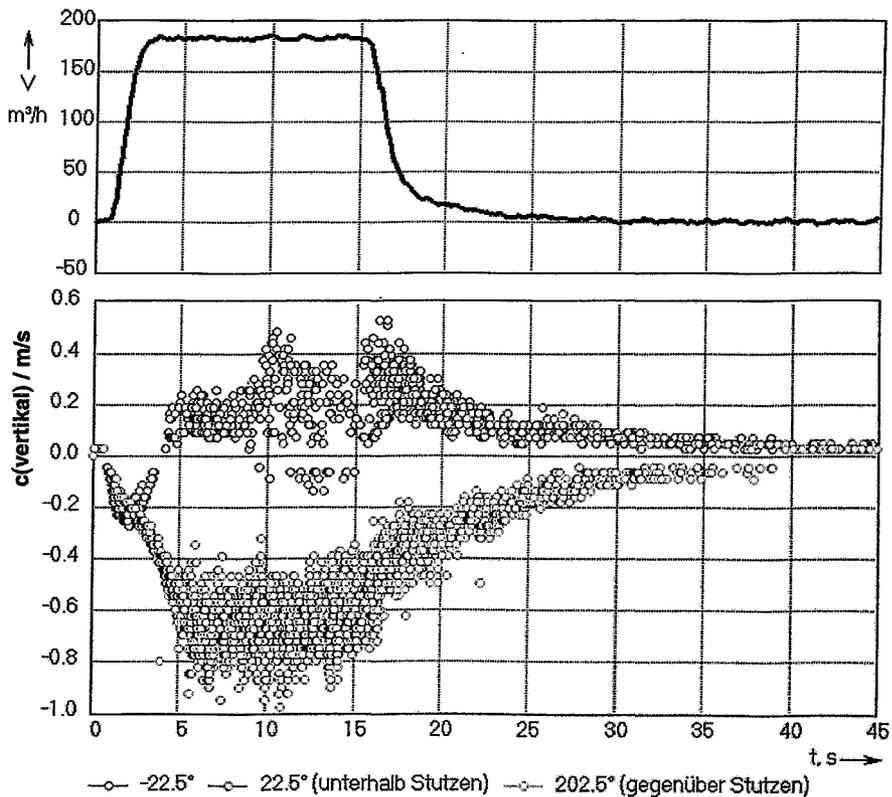


Abb. 11.8 Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 10 spungförmige Pumpenanläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimuthalen Positionen am Ende des Downcomers

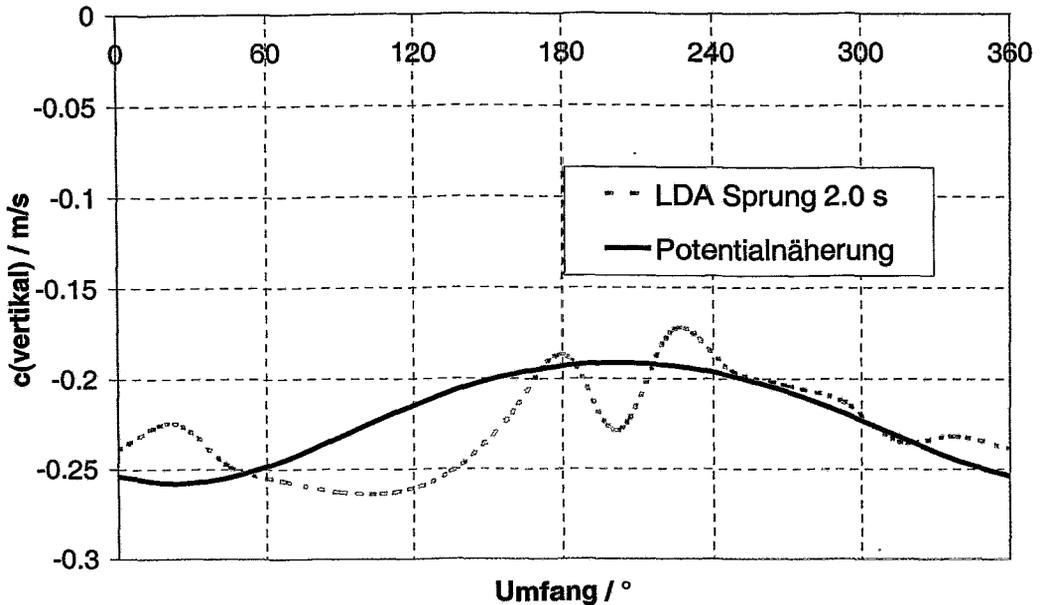


Abb. 11.9 Evolution der azimuthalen Geschwindigkeitsverteilungen am Downcomer-ende im Vergleich zur Potentialnäherung bei $t = 2.0$ s

Wie in Abb. 11.8 zu erkennen ist, liegen bei diesem Versuch ähnliche Verhältnisse vor, wie bei der Durchsatzrampe. Die verschiedenen charakteristischen Ereignisse (Bursts) treten wegen des schnelleren Hochlaufens der Zirkulation zu früheren Zeitpunkten auf. Die Sekundärströmung setzt nach ca. 2 s ein, die heftigen turbulenten Fluktuationen der Geschwindigkeit beginnen bereits nach 5 s.

Beachtlich ist, dass zwischen dem Erreichen des stationären Schleifendurchsatzes (3.4 s) und dem Einsetzen der Fluktuationen etwa 1.6 s verstreichen. Bei $t = 10$ s wird nochmals eine qualitative Veränderung der Strömungsverhältnisse beobachtet, so dass erst danach von annähernd ausgeprägten Verhältnissen im Ringspalt gesprochen werden kann.

Werden die Geschwindigkeiten über dem Umfangswinkel für den Zeitpunkt $t = 2.0$ s geplottet (Abb. 11.9), so erkennt man, dass über dem gesamten Umfang eine abwärtsgerichtete Strömung mit nur geringer Ungleichmäßigkeit einsetzt, die der Potentialströmung nahe kommt, die sich für die Bespeisung eines Stutzens ergibt. Die Möglichkeit, die Ringspaltströmung mit einer Potentialströmung zu beschreiben, wurde von Grunwald in [Gru01] untersucht. Das Maximum der Geschwindigkeit ist zu dieser Zeit noch wenig ausgeprägt und befindet sich annähernd unterhalb des beaufschlagten Stutzens. Mit wachsender Intensität der Sekundärströmung stellt sich später die Strömung mit dem ausgeprägten Maximum auf der Gegenseite ein.

In [Gru01a] wurden die Messdaten einer vertieften Auswertung unterzogen. Dabei wurde die Trägheit der abklingenden Wirbel der Sekundärströmung ermittelt, die für den Ringspalt der Versuchsanlage durch einem exponentiellen Faktor von -0.08 bis -0.09 1/s bzw. durch eine Halbwertszeit zwischen 7.7 und 8.7 s charakterisiert ist.

Weitere Untersuchungen hatten die Ermittlung des Reynoldszahleinflusses der Strömung im Downcomer zum Gegenstand. Hierbei wurde festgestellt, dass bei den

Versuchen zum Start der ersten Kühlmittelpumpe lediglich in den ersten 3-4 s der Transiente im Downcomer noch Reynoldszahlen vorherrschen, die dem laminaren Regime entsprechen (Abb. 11.10). Dies hat jedoch keinen Einfluss auf die transiente Vermischung, da der Tracer erst später den Reaktoreintritt erreicht. Bei Versuchen zum Einsetzen des Naturumlaufs muss hingegen mit Unterschieden zwischen Originalreaktor und Modell infolge der geringen Reynoldszahlen im Modell gerechnet werden.

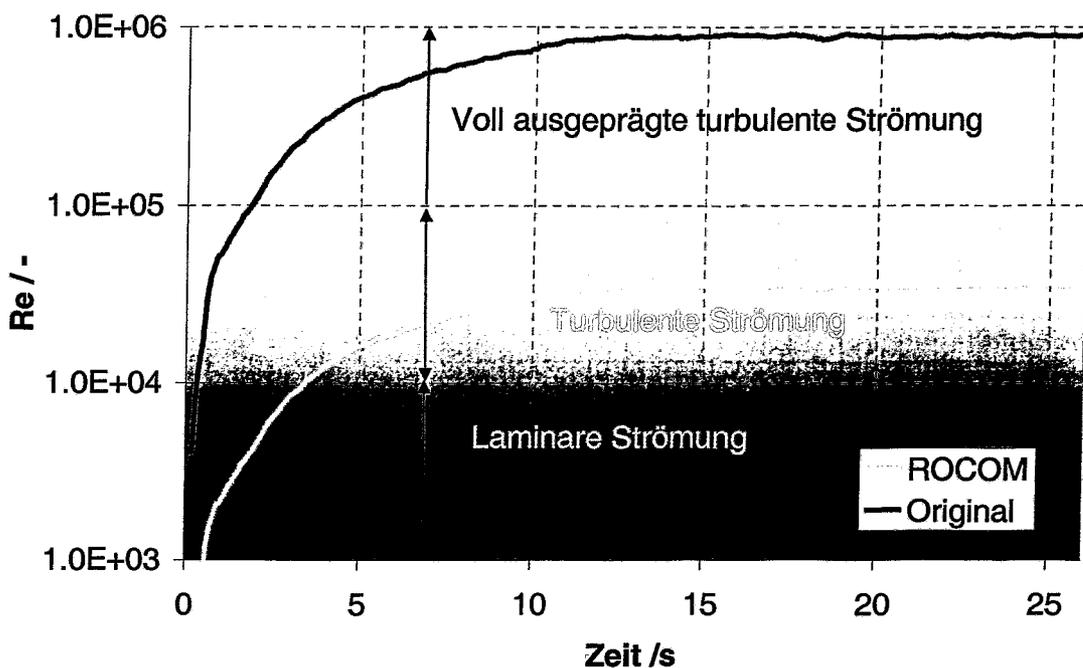


Abb. 11.10 Anlauf der 1. Pumpe, Vergleich der Reynoldszahlen im Downcomer von Original und Modell (DWR Konvoi - ROCOM)

11.3 Vergleich der experimentellen Ergebnisse am Kerneintritt mit CFX-Rechnungen und dem vereinfachten Modell

11.3.1 Einleitung

Die experimentellen Ergebnisse zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe wurden zur Validierung des CFD-codes CFX-4 und des neu entwickelten vereinfachten Vermischungsmodells SAPR verwendet. Tab. 11.3 gibt einen Überblick, welche Experimente mit den beiden Programmen nachgerechnet wurden.

Tab. 11.3 Überblick über die Nachrechnung der Experimente mit CFX-4 und SAPR

Nr.	Experiment	Nachrechnung mit CFX-4	Nachrechnung mit SAPR
1	Tnrrr_a01	x	x
2	Tnrrr_a02		x
3	Tnrrr_a03		x
4	Tnrrr_a04		x
5	Tnrrr_a05		x
6	Tnrrr_a06		x
7	Tnrrr_a07		x
8	Tnrrr_a08	x	x
9	Tnrrr_a09	x	x
10	Tnrrr_a10		x
11	Tnrrr_a11		x
12	Tnrrr_a12	x	x

Exemplarisch werden hier die Nachrechnungen der Experimente Tnrrr_a09 und Tnrrr_a12 vorgestellt. Im Experiment Tnrrr_a09 wird ein 30.5 m³ großer Pfropfen simuliert, der sich zu Beginn im Pumpenbogen hinter der Hauptkühlmittelpumpe befindet. Das Experiment Tnrrr_a12 simuliert einen Pfropfen mit einem Volumen von 15.4 m³, der durch den Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe aus dem Dampferzeuger in Richtung RDB transportiert wird.

Die hydraulischen Randbedingungen für die Experimente sind in Abschnitt 9 beschrieben. Für die CFX-Rechnungen wurden die gemessenen zeitabhängigen Kühlmittelgeschwindigkeiten in allen vier Eintrittsstutzen der Versuchsanlage als Randbedingungen vorgegeben (siehe Abb. 11.11). Der Zeitverlauf des Mittelwertes des aus den Experimenten bestimmten Vermischungsskalars am Eintrittsstutzen mit der startenden Pumpe (gemittelt über alle 5 Realisierungen des Experiments) wurde in den CFX-Rechnungen als Randbedingung in Form eines Skalarimpulses (siehe Abschnitt 11.1) vorgegeben. In den SAPR-Rechnungen diente dieser Zeitverlauf als Zielfunktion für die Rekonstruktion des Pfropfens. Die im folgenden beschriebenen Vergleiche wurden grundsätzlich mit den aus 5 Realisierungen gemittelten Ergebnissen durchgeführt. Durch eine statistische Analyse auf Basis der Einzelrealisierungen wurden Vertrauensintervalle für den Zeitverlauf des Vermischungsskalars an jeder

Brennelementposition bestimmt. Die Vertrauensintervalle, in denen sich der Messwert mit einer statistischen Sicherheit von 68.3 % (P1) und 95.4 % (P2) befindet, sind in den entsprechenden Abbildungen mit eingezeichnet.

11.3.2 Nachrechnung des Experiments Tnrrr_a09

Die Nachrechnung mit CFX-4 bestätigt die experimentellen Ergebnisse, dass sich die stark beschleunigte Kühlmittelströmung im Ringspalt des RDB in eine linke und rechte Strähne teilt und auf der gegenüberliegenden Seite wieder vereinigt. Deutlich ist auch zu sehen (Abb. 11.11, links), wie hierbei die Aussparungen der Austrittsstutzen den Strömungspfad behindern. Dadurch teilen sich die beiden Strähnen noch einmal in eine jeweils horizontale und eine vertikale Komponente.

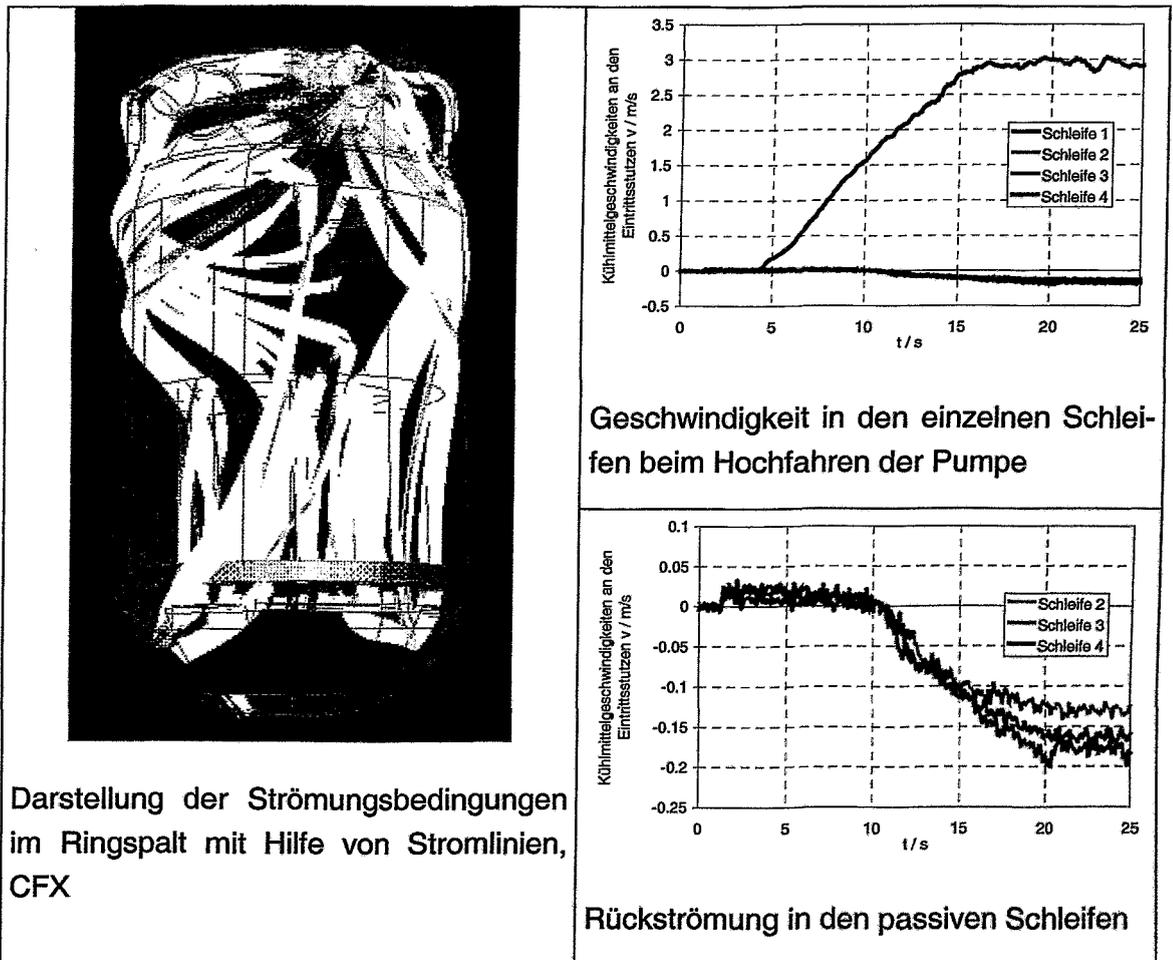
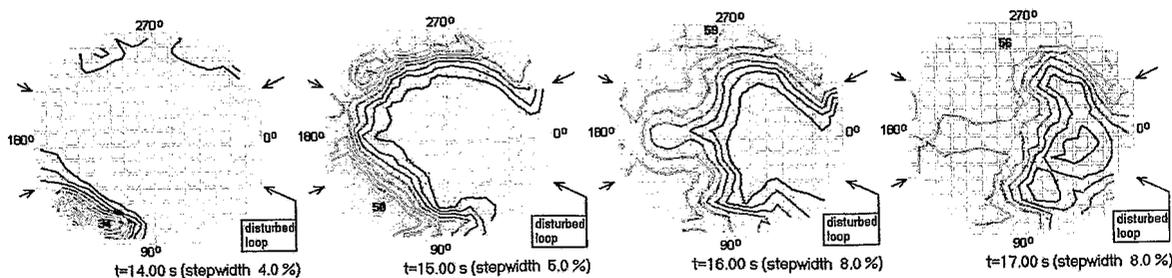


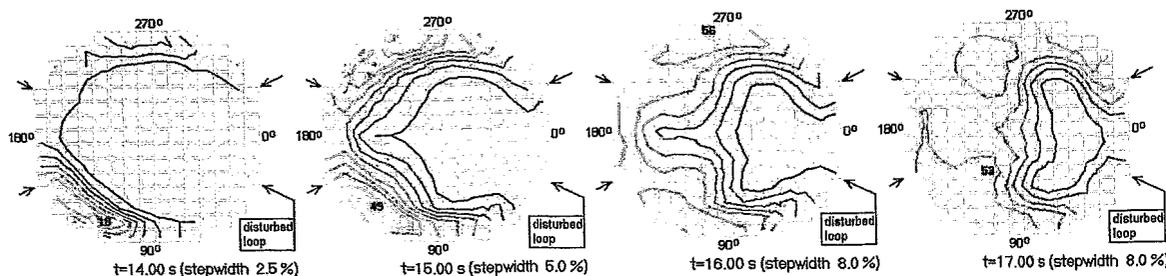
Abb. 11.11 Strömungsbedingungen während des Anlaufens

Abb. 11.12 zeigt die Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment, der SAPR- und der CFX-Rechnung zu vier verschiedenen Zeitpunkten. Ungefähr 14 s nach Start des Experiments erreicht die Tracerfront den Kerneintritt an zwei Positionen im Außenbereich des Kerns um ungefähr 120° gegenüber der azimuthalen Position der Schleife mit der anlaufenden Pumpe. Die Verteilung zum Zeitpunkt $t = 14$ s im Experiment und der SAPR-Rechnung ist nahezu identisch. In der CFX-

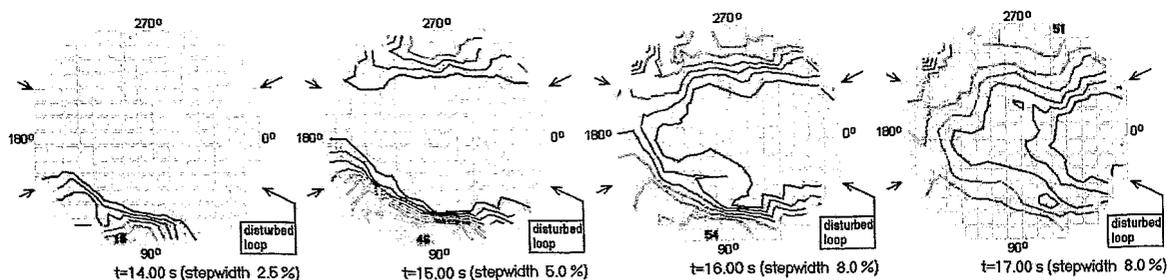
Rechnung erreicht die Tracerfront den Kerneintritt an gleichen Positionen aber mit einer geringen Zeitverschiebung von ungefähr 1 s. Das Maximum der Tracerfront bewegt sich über den Kernquerschnitt zu der Seite mit der Schleifenposition der startenden Pumpe. Die beschriebene Evolution der Kerneintrittsverteilung kann sehr gut durch die Strömungsverhältnisse im Downcomer erklärt werden, deren Einzelheiten durch die CFX-Ergebnisse (Abb. 11.11, 11.13) im Downcomer in Übereinstimmung mit den Messergebnissen der beiden Downcomer-Sensoren aufgezeigt werden.



Experiment



SAPR-Modell



CFX-4

Abb. 11.12 Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Trrr_a09 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4 und SAPR

Die mit SAPR berechneten Verteilungen zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment bezüglich Zeitverlauf und Form der Verteilung. Die CFX-Rechnung zeigt qualitativ das gleiche Verhalten, alle wichtigen Effekte werden nachgebildet. Neben der schon erwähnten geringen Zeitverschiebung gibt es auch lokale Unterschiede, und im allgemeinen eine etwas überschätzte Vermischung.

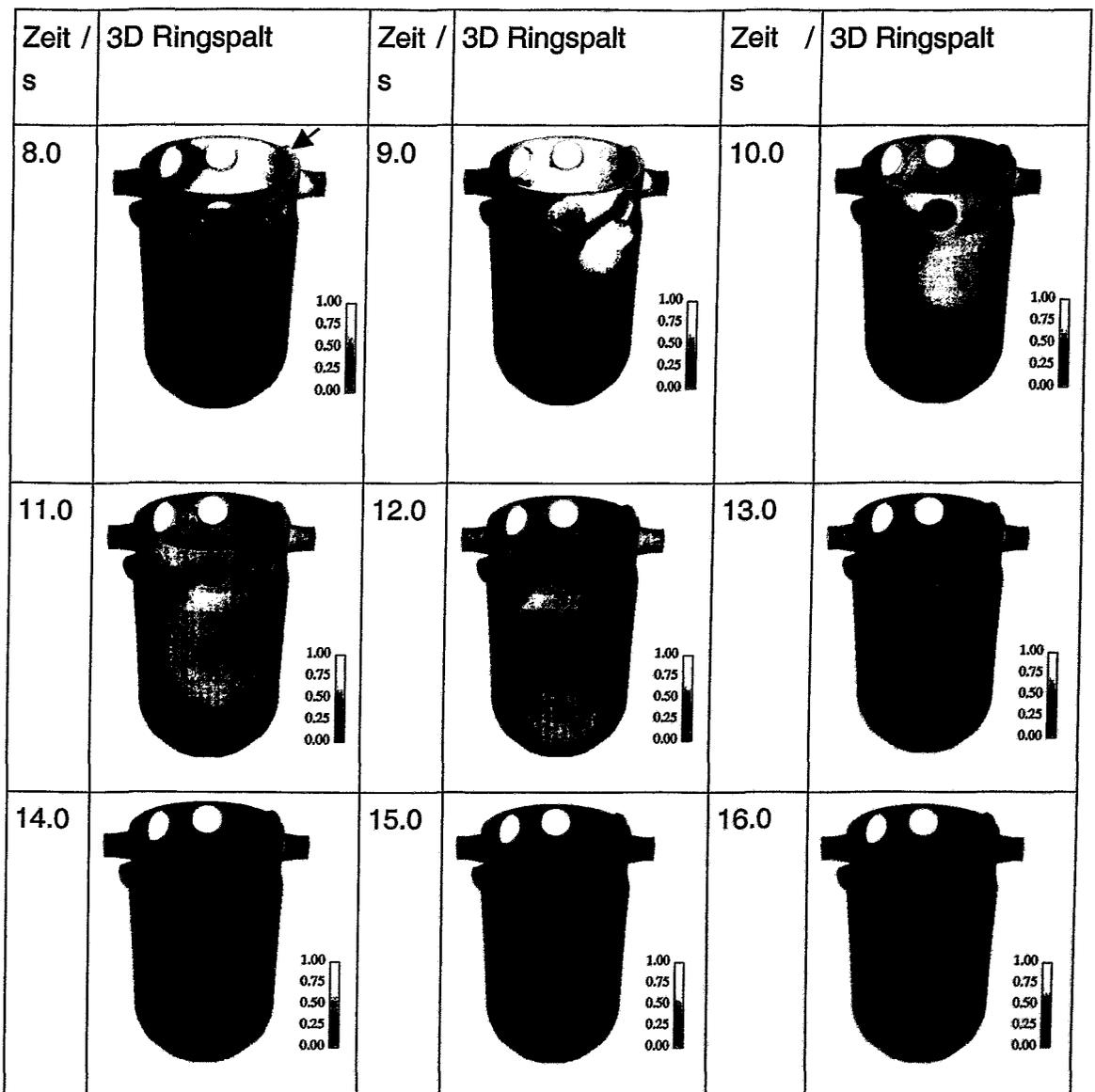
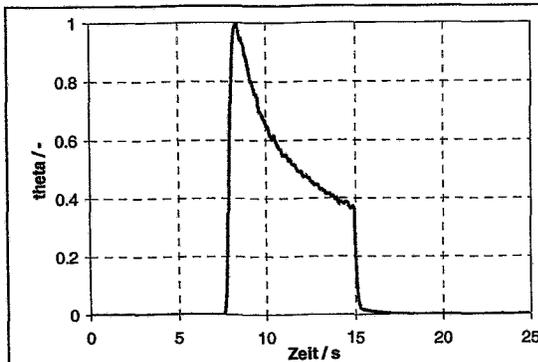
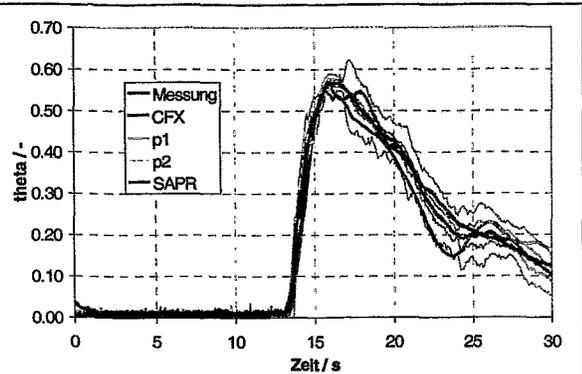


Abb. 11.13 Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars im Downcomer, CFX-4 Nachrechnung des Experimentes Tnrrr_a09

Der Zeitverlauf des Maximums des Vermischungsskalars am Kerneintritt (Abb. 11.14) zeigt in beiden Rechnungen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Messwert. Nach dem Erreichen des Maximalwertes befindet sich die SAPR-Rechnung zum größten Teil im oberen Bereich und die CFX-Rechnung im unteren Bereich des Vertrauensintervalls. Tabelle 11.4 gibt einen weiteren Überblick über einige Ergebnisse der Nachrechnungen. Erreichter Maximalwert und Zeitpunkt des Maximums stimmen zwischen Experiment und beiden Nachrechnungen gut überein. Mit 129 Brennelementen liegen nahezu 60 % der in der SAPR-Rechnung bestimmten lokalen Maximalwerte im 95.4 %-Vertrauensintervall des Experiments, 68 sogar im engeren Vertrauensintervall von 68.3 %. Die schon in den Zeitsequenzen am Kerneintritt beobachteten lokalen Abweichungen der CFX-Rechnung manifestieren sich in einer geringeren Anzahl von Brennelementen, deren berechnetes Maximum in den Vertrauensintervallen der Experimentalwerte zu finden ist.



Mittlerer Vermischungsskalar am Eintrittsstutzen (Randbedingung für die Nachrechnungen)



Zeitverlauf des Maximums des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment (einschließlich Vertrauensintervalle), der CFX-4- und der SAPR-Rechnung

Abb. 11.14 Vergleich des Experiments Tnrrr_a09 mit CFX-4 und SAPR

Tab. 11.4 Vergleich der Nachrechnungen mit dem Experiment

	Experiment	SAPR	CFX-4
Zeitpunkt des Maximums am Kerneintritt [s]	16.00	15.90	15.80
Maximum des Vermischungsskalars am Kerneintritt [%]	56.8	56.6	54.5
Anzahl der Brennelemente, deren Maximalwert im 68.3 % Vertrauensintervall liegt	-	68	20
Anzahl der Brennelemente, deren Maximalwert im 95.4 % Vertrauensintervall liegt	-	129	45
Gesamtanzahl der Brennelemente	193		

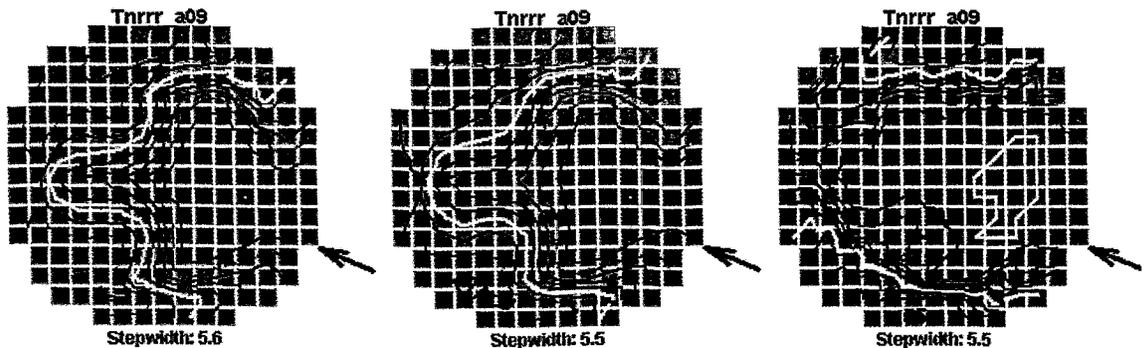


Abb. 11.15 Verteilung zum Zeitpunkt des Maximums mit Angabe der Position und des Maximalwerts in % im Experiment (links), der SAPR- (Mitte) und der CFX-Rechnung (rechts)

Die Position des globalen Maximums des Vermischungsskalars wird in beiden Nachrechnungen genau wie im Experiment im Außenbereich der Kerneintrittsebene angezeigt, wie die Verteilungen zum Zeitpunkt des Maximums (Abb. 11.15) zeigen.

Ein detaillierter Vergleich des Zeitverlaufs des Vermischungsskalars an verschiedenen Brennelementpositionen (Abb. 11.16) bestätigt sowohl die qualitativ gute Übereinstimmung der beiden Nachrechnungen als auch die etwas größeren lokalen Abweichungen in der CFX-Rechnung, speziell im inneren Bereich des Kerneintritts.

Die azimutale Verteilung des Vermischungsskalars am äußeren Umfang des Kerneintritts ist im Vergleich zwischen Messung und CFX-Rechnung in Abb. 11.17 dargestellt. Zu gleichen Zeitpunkten liefert die CFX-Rechnung weitgehend übereinstimmende Verteilungen.

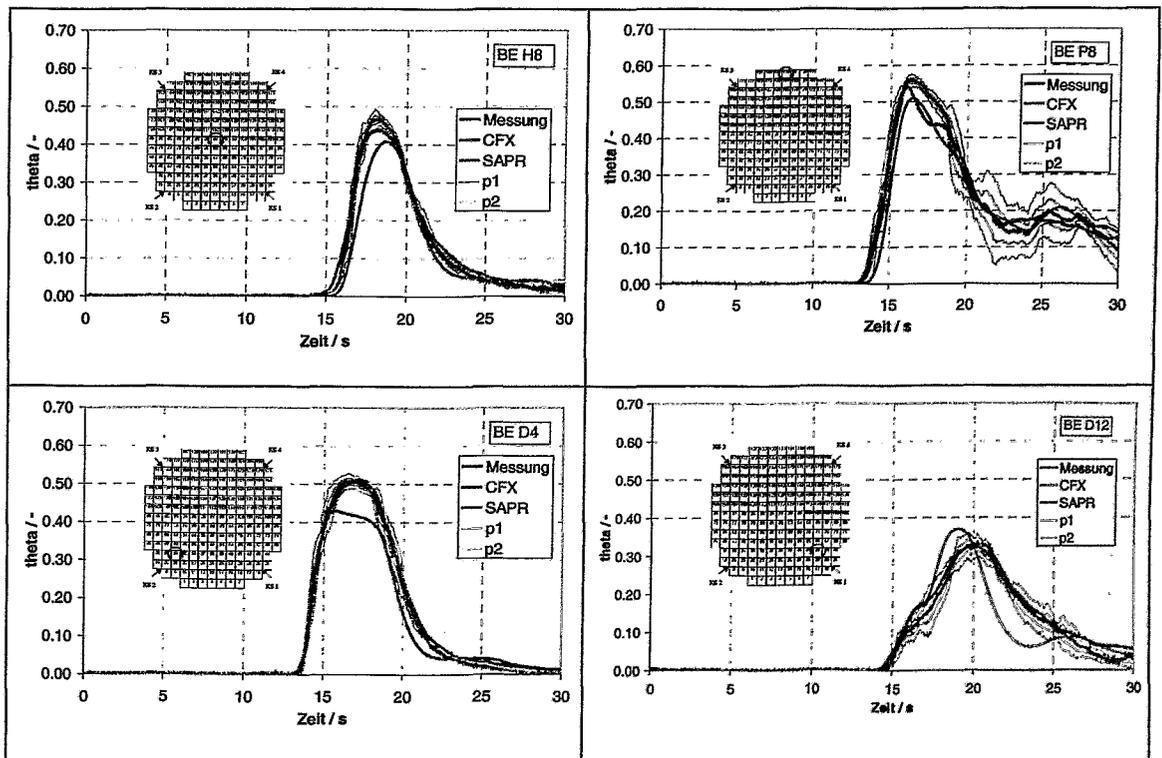


Abb. 11.16 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tnrrr_a09, SAPR und CFX-4

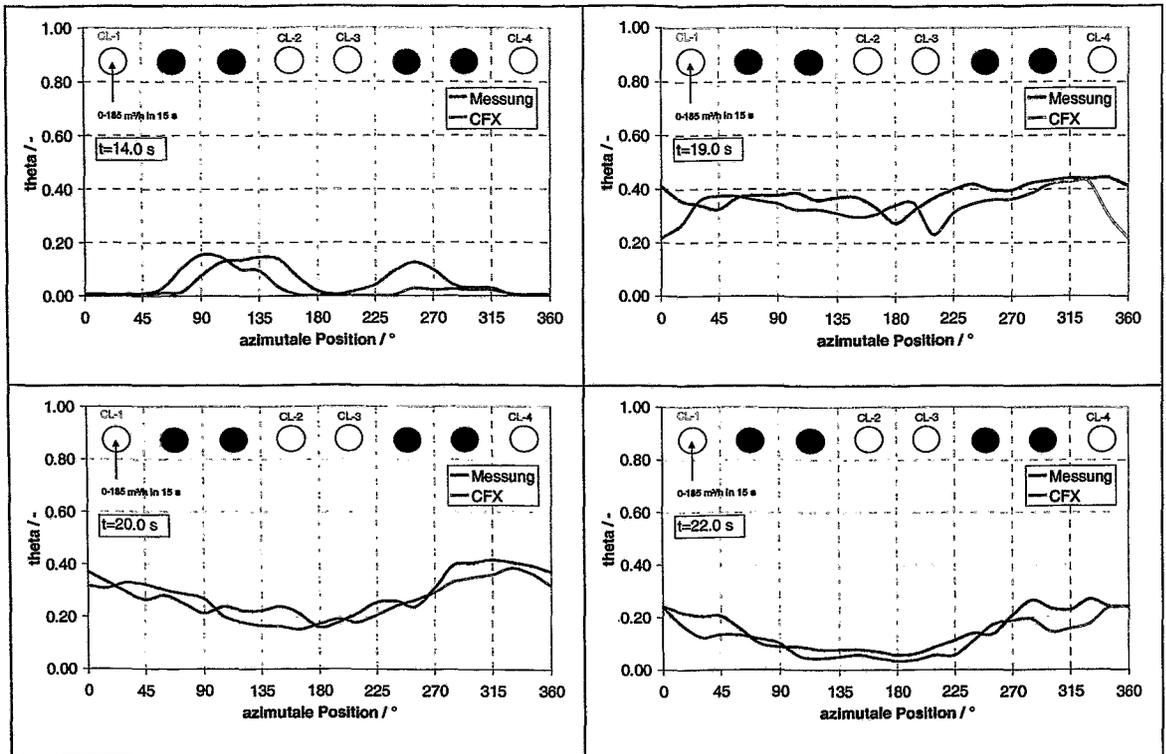
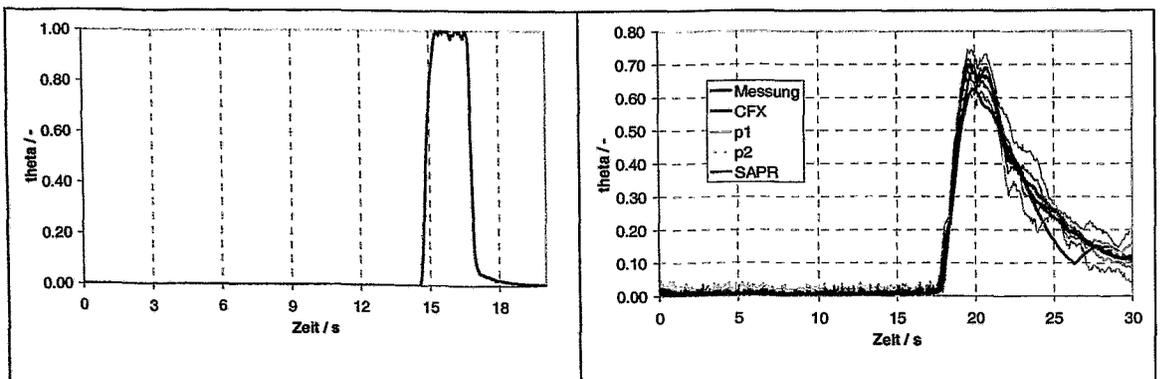


Abb. 11.17 Konzentrationsverläufe an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tnrrr_a09 und CFX-4

11.3.3 Nachrechnung des Experiments Tnrrr_a12

Da die Eindosierung des Tracers am Ende der Anlauframpe erfolgte, weist der Pfropfen am Eintrittsstutzen im jetzt betrachteten Experiment Tnrrr_a12 (Abb. 11.18) keine abfallende Flanke wie im oben beschriebenen Experiment Tnrrr_a09 auf.



Mittlere Konzentration am Eintrittsstutzen im Experiment Tnrrr_a12 Maximale Konzentration am Kerneintritt Tnrrr_a12

Abb. 11.18 Vergleich Nachrechnung - Experiment Tnrrr_a12

Aufgrund der hohen Geschwindigkeit am Ende der Anlauframpe wird der Pfropfen innerhalb kürzester Zeit vom Eintrittsstutzen zum Kerneintritt transportiert. Zwischen gemessenem Maximalwert am Eintrittsstutzen und am Kerneintritt liegen nur 3.6 s, während es im vorhergehenden Experiment mehr als 8 s waren. Aus diesem Grund

ist der gemessene Maximalwert am Kerneintritt auch entsprechend hoch, mit 69.8 % deutlich höher als im Experiment Tnrrr_a09, wo 56.8 % erreicht worden waren.

Im ersten Teil des Zeitverlauf des Maximalwertes am Kerneintritt (Abb. 11.18) zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den drei dargestellten Kurven. Es wird deutlich, dass der Pfropfen den Kerneintritt im Experiment und beiden Rechnungen nahezu zur gleichen Zeit erreicht.

Dann bildet sich im Zeitverlauf des Maximalwertes im Experiment und der SAPR-Rechnung über einen Zeitraum von ungefähr 1 s ein Plateau, auf dem das globale Maximum erreicht wird. Die Werte sind gegenüber der CFX-Rechnung um ungefähr 8 Prozentpunkte höher, wo nach Erreichen des globalen Maximums sofort der Abfall einsetzt. Auf der abfallenden Flanke des Maximalwertes am Kerneintritt liegen Experiment und beide Rechnungen zeitweise wieder komplett übereinander. Im letzten Teil der Transiente fällt der Maximalwert in der CFX-Rechnung wieder schneller als die anderen beiden Kurven.

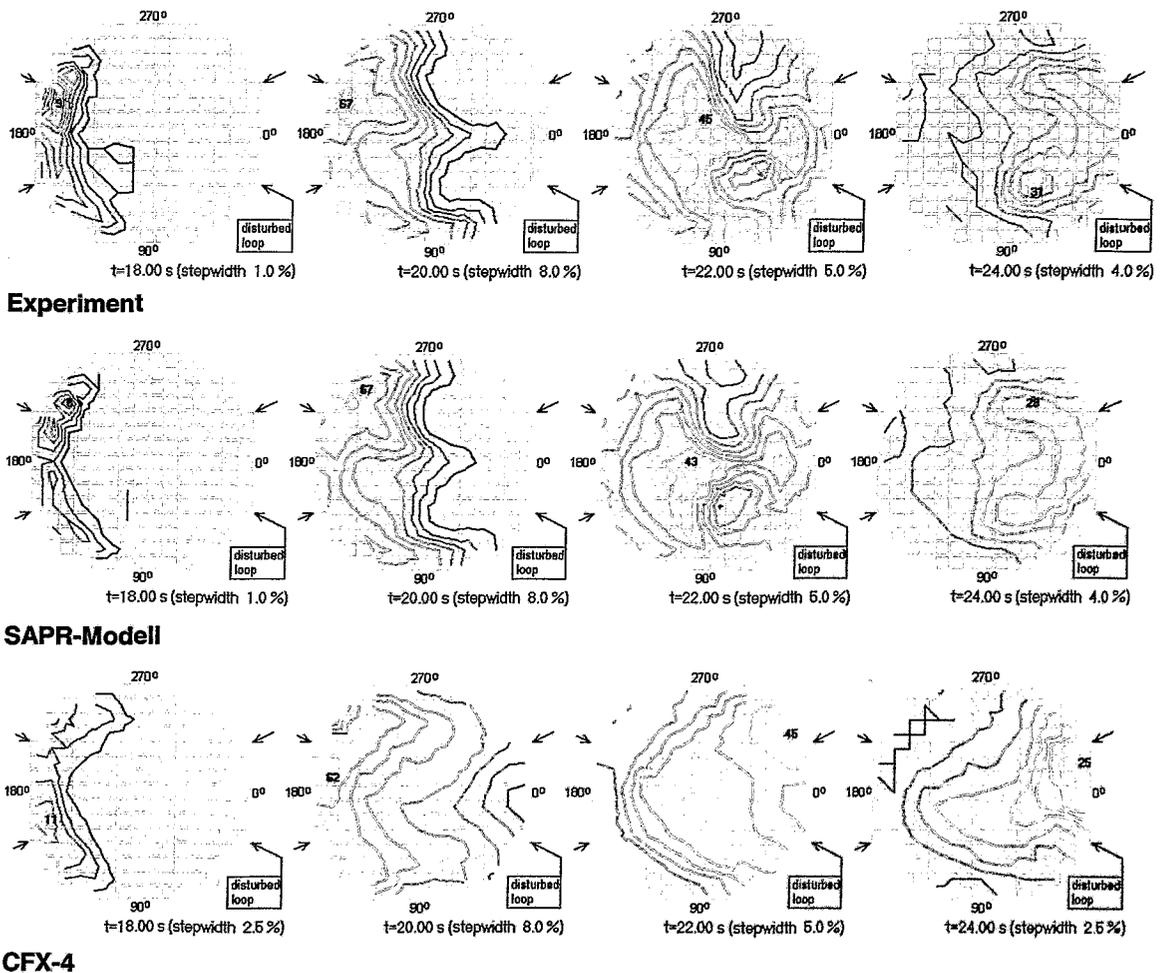


Abb. 11.19 Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tnrrr_a12 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4 und SAPR

Genau wie im oben betrachteten Experiment erreicht der Pfropfen den Kerneintritt zuerst auf der der anlaufenden Schleife gegenüberliegenden Seite und wandert im weiteren Verlauf über den Kerneintritt zur Seite mit der anlaufenden Schleife (Abb. 11.19). Die zeitabhängigen Verteilungen aus der SAPR-Rechnung stimmen bezüglich Zeitverlauf, Form und erreichtem Maximalwert sehr gut mit den experimentellen Werten überein. In der CFX-Rechnung erreicht der Pfropfen den Kerneintritt auf der gegenüberliegenden Seite nahezu zur gleichen Zeit. Auf der Seite mit der Winkelposition der anlaufenden Schleife wird der Tracer früher detektiert als im Experiment und der SAPR-Rechnung. Der Tracer ist homogener über den Kerneintritt verteilt, was auch die Ursache für den geringeren erreichten Maximalwert ist. Die Form der Verteilung weicht stärker vom Experiment ab als im oben betrachteten Experiment. Trotzdem liegen mit 84 von 193 Messpositionen nahezu doppelt so viele berechnete Werte innerhalb des 95.4 %-Vertrauensintervalls als im Experiment Tnrrr_a09, in der SAPR-Rechnung ist die Zahl mit 155 auch höher als im oben betrachteten Experiment (Tab. 11.5).

Tab. 11.5 Vergleich der Nachrechnungen mit dem Experiment

	Experiment	SAPR	CFX-4
Zeitpunkt des Maximums am Kerneintritt [s]	19.65	20.80	19.90
Maximum des Vermischungsskalars am Kerneintritt [%]	69.8	68.9	62.4
Anzahl der Brennelemente, deren Maximalwert im 68.3 % Vertrauensintervall liegt	-	80	42
Anzahl der Brennelemente, deren Maximalwert im 95.4 % Vertrauensintervall liegt	-	155	84
Gesamtanzahl der Brennelemente	193		

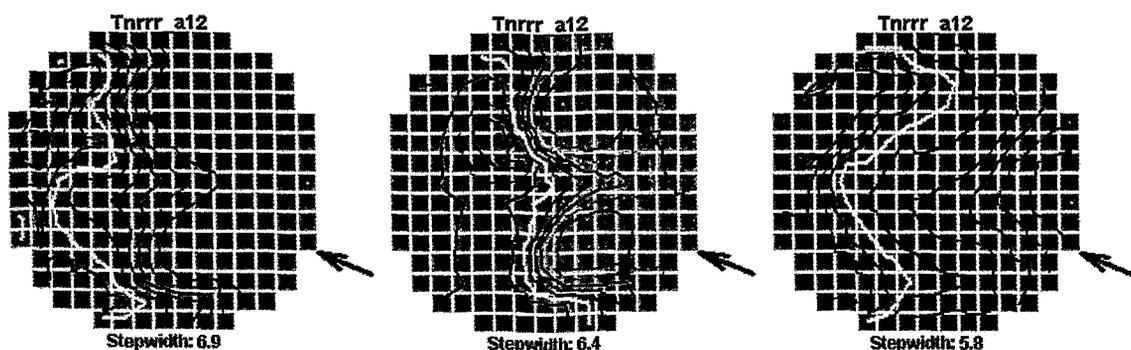


Abb. 11.20 Verteilung des Vermischungsskalars im Experiment Tnrrr_a12 zum Zeitpunkt des Maximums mit Angabe der Position und des Maximalwerts in % im Experiment (links), der SAPR- (Mitte) und der CFX-Rechnung (rechts)

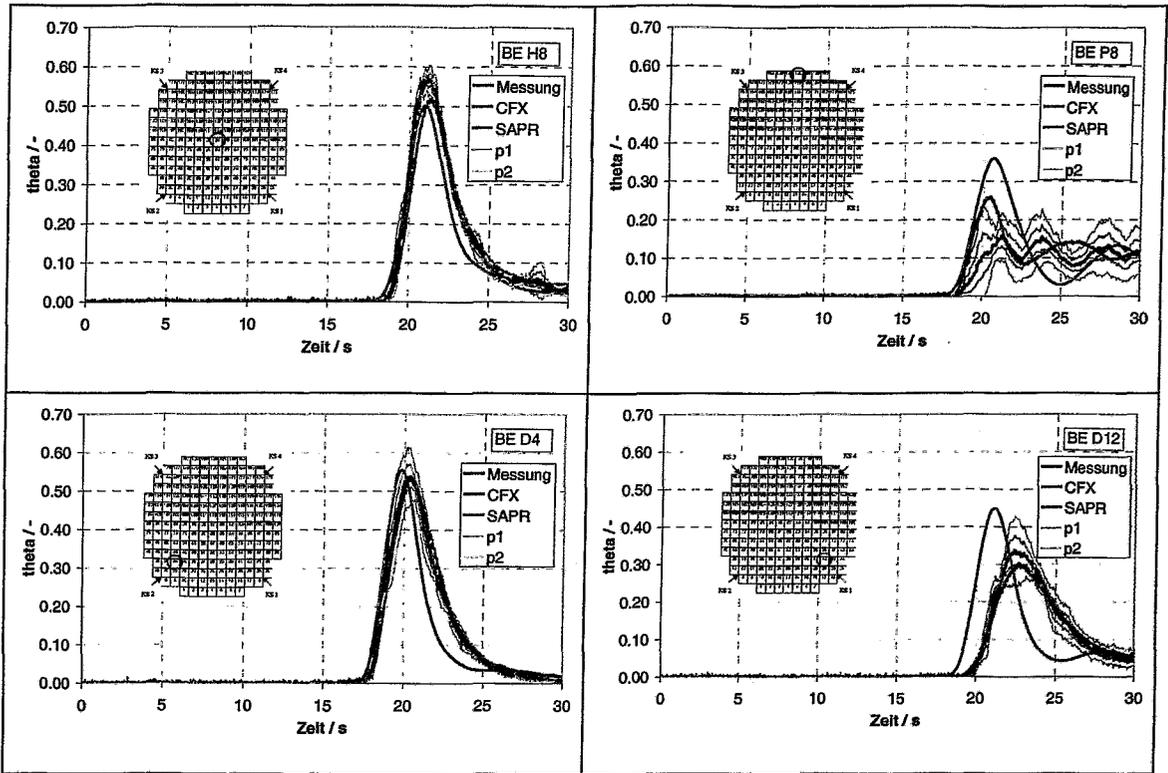


Abb. 11.21 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tnrrr_a12 und CFX-4

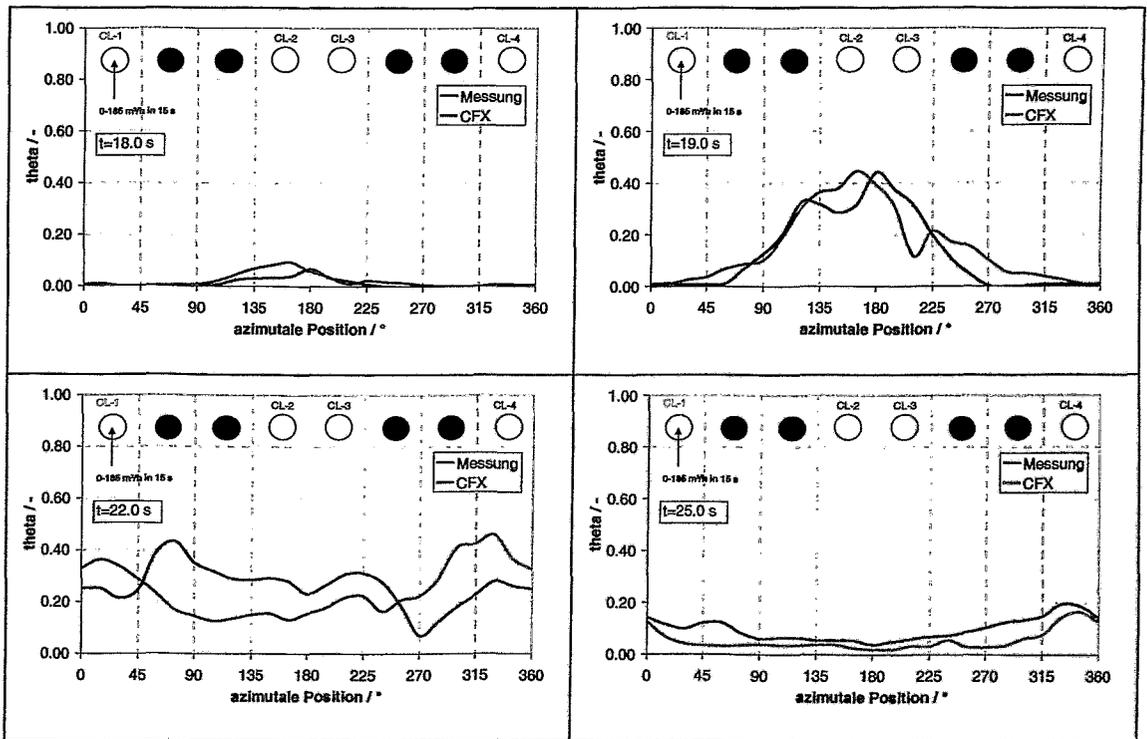


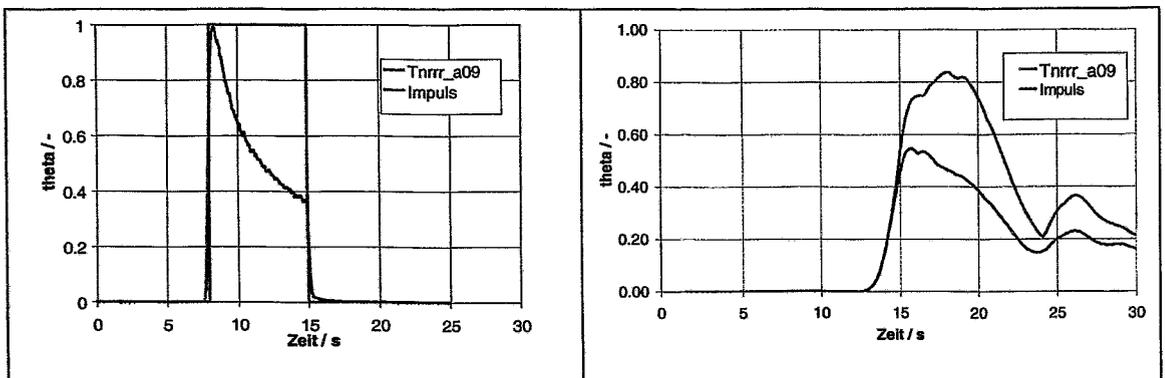
Abb. 11.22 Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tnrrr_a12 und CFX-4

Bei der Betrachtung der Verteilung zum Zeitpunkt des Maximalwertes wird auch noch einmal deutlich, dass die Form der Verteilung in der CFX-Rechnung sich stärker von den beiden anderen unterscheidet als es beim Experiment Tnrrr_a09 der Fall war. In der SAPR-Rechnung, wo das Maximum rund 1 s später als im Experiment erreicht wird, ist der Pfropfen einschließlich des Maximalwertes zu diesem Zeitpunkt schon in Richtung Kernmitte gewandert.

Der Vergleich der Zeitverläufe an ausgewählten Brennelementpositionen (Abb. 11.21) am Kerneintritt bestätigt die schon anhand der zeitabhängigen Verteilungen aufgezeigten Unterschiede. Der Tracer erreicht die ausgewählte Brennelementposition auf der Seite mit der anlaufenden Schleife (BE: D12) in der CFX-Rechnung deutlich früher, während er auf der gegenüberliegenden Seite (BE: D4) eher verschwindet.

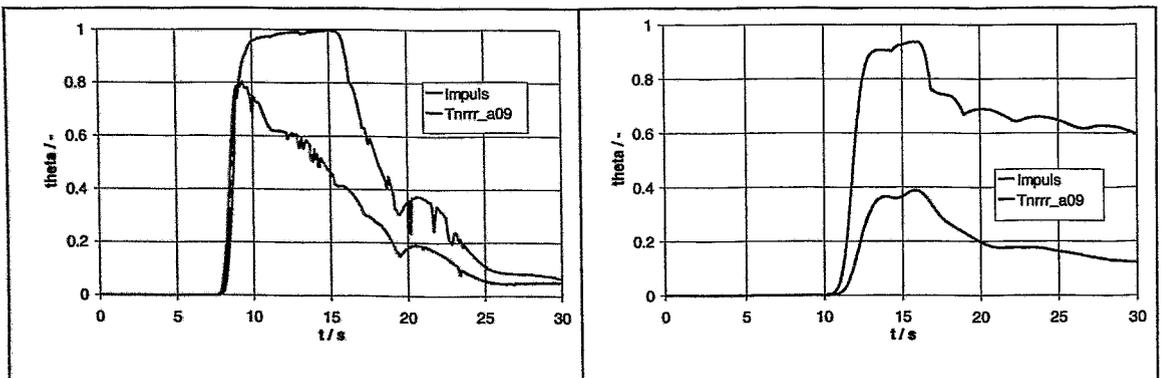
11.3.4 Untersuchung eines hypothetischen Pfropfens

Im Experiment tritt beim Eindosieren eines Salztracers bei einer transienten Strömung eine Abnahme der Tracerkonzentration des eindosierten Pfropfens bei steigendem Schleifendurchsatz auf (Abb. 11.23).



Maximale Konzentration am Eintrittsstutzen über der Zeit

Maximale Konzentration am Kerneintritt über der Zeit



Maximale Konzentration (oberer Downcomersensor) über der Zeit

Maximale Konzentration (unterer Downcomersensor) über der Zeit

Abb. 11.23 Vergleich CFX-4 Nachrechnung Tnrrr_a09 vs. Rechteckimpuls am Eintrittsstutzen

Diese Konzentrationsabnahme ist erklärbar durch den pro eindosiertem Salztracervolumen zunehmenden Kühlmittelvolumenstrom beim Hochfahren der Pumpe in der Schleife. Versuche mit einem sogenannten aufgefüllten Pfropfen ohne zeitlichen Konzentrationsabfall sind an der Anlage ROCOM mit der zum Zeitpunkt der Untersuchungen eingebauten Injektionsvorrichtung technisch nicht realisierbar. Um eine Untersuchung zu einem hypothetischen unborierten Pfropfen mit Rechteckform, der bei Vorlage eines bestimmten Volumens unborierten Wassers in der Schleife vor Start der Pumpe zu erwarten ist, durchführen zu können, muss diese Konzentrationsabnahme rechnerisch eliminiert werden.

Durch die Modellierung eines Rechteckimpulses (Abb. 11.23) können Aussagen über den theoretischen Konzentrationsverlauf im Downcomer und am Kerneintritt bei an einer bestimmten Position in der hochfahrenden Schleife vorliegendem Tracer gemacht werden. In Abb. 11.23 sind die Verläufe der Konzentrationsmaxima im oberen und unteren Downcomerbereich und am Kerneintritt mit Modellierung des Pfropfens nach Messwerten des Versuches Tnrrr_a09 und mit Modellierung eines Rechteckimpulses am Eintrittsstutzen dargestellt. Die Maxima im oberen Ringspalt erreichen 100 % des am Eintrittsstutzen vorgegebenen Wertes und liegen damit schon deutlich über den Werten der Konzentrationsmaxima der experimentellen Randbedingungen. Der Konzentrationsabfall durch turbulente Dispersion im Ringspalt und unteren Plenum ist bei der CFX-4 Rechnung mit Rechteckimpuls erkennbar, wenn auch auf höherem Level (Maximalwert unterer Downcomer 92 %, Kerneintritt 82 %). Auch der Zeitpunkt des Maximums wird nach hinten verschoben. Es existiert ein deutlicher Unterschied der Konzentrationslevel zwischen den beiden Pfropfenvarianten im unteren Downcomer (maximal 92 % zu 40 %). Die zeitliche Abnahme der Konzentrationsmaxima im unteren Downcomerbereich ist gering, so dass der Konzentrationlevel 30 s nach Anfahren der Pumpe und nach Einspeisung von Deionat bzw. unboriertem Kühlmittel immer noch 60 % beträgt. Diese hohen Konzentrationswerte existieren in einem Totwassergebiet unterhalb des Eintrittsstutzens der hochfahrenden Schleife. Hier kommt es nur zögernd zu einer Vermischung mit neuem borierten Kühlmittel aus der hochfahrenden Schleife.

Mit Hilfe der CFD-Rechnung können die experimentellen Ergebnisse somit auf störfallrelevante Szenarien umgerechnet werden. Die CFD-Simulation wurde an den transienten Experimenten mit zeitlich abnehmender Tracerkonzentration im Pfropfen validiert, während der nahezu rechteckförmige Pfropfen, der für Borverdünnungsszenarien typisch ist, z. Zt. nur mit Hilfe von CFD-Tools simuliert werden kann.

11.3.5 Skalierung auf den Originalreaktor mit Berücksichtigung von Temperaturdifferenzen

Bisher wurden nur Vermischungsphänomene an der Versuchsanlage ROCOM untersucht. Wichtig sind jedoch auch die auftretenden Vermischungseffekte an der Originalanlage unter Störfallbedingungen. Deshalb wurden weitere CFX-4 Rechnungen mit der Originalgeometrie des RDB durchgeführt. Die Randbedingungen für die Modellierung des unborierten Pfropfens mittels eines Skalars nach Werten des Experimentes Tnrrr_a09 wurden beibehalten. Zusätzlich wurden jedoch auch Temperaturunterschiede zwischen Notkühlwasser, vorhandenem Kühlmittel im Reaktor und Kondensat berücksichtigt. Die Temperatur im RDB wurde unter Störfallbedingungen mit 192 °C angenommen [Rei98]. Es wurden zusätzlich zu den Konzentrationsunterschieden zeitlich veränderliche Temperaturunterschiede am Eintrittsstutzen definiert,

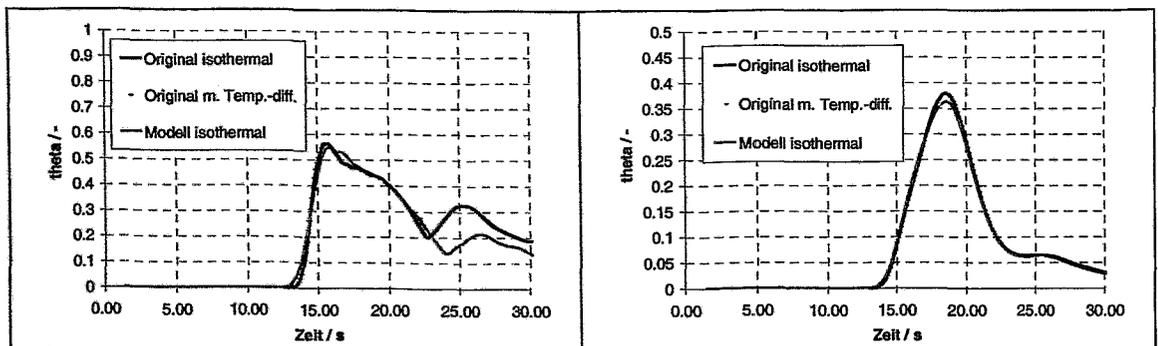
welche bei einem Borverdünnungsszenarium infolge eines Dampferzeugerheizrohrlecks [Rei98] auftreten können (Tab. 11.6).

In der CFX-4 Rechnung wurde der Einfluss von temperaturbedingten Dichteunterschieden mit Hilfe der Boussinesq-Approximation modelliert. In Abb. 11.24 kann man erkennen, dass bei einem Vergleich der CFX-4 Rechnungen zum Original-RDB mit Temperaturunterschieden gegenüber der Rechenvariante ohne Temperaturunterschiede nur geringfügige Differenzen in der maximalen und mittleren Konzentrationsverteilung des Tracers am Kerneintritt auftreten. Der Vergleich vom Konzentrationsverlauf beim Original Konvoireaktor mit dem 1:5 Modell weist keine Unterschiede im Verlauf der mittleren Konzentration am Kerneintritt auf. Auch die Vorderflanke der Konzentration des eintretenden Pfropfens in die Kerneintrittsebene und damit der Abschnitt des Konzentrationsverlaufes, in dem der maximale Reaktivitätseintrag infolge Unterborierung auftreten kann, ergibt keinen nennenswerten Unterschied.

Tab. 11.6 Temperaturverlauf während des Hochfahrens der Pumpe am Eintrittsstutzen Original-Konvoi

Zeit / s	Temperatur / °C
< 8.0	170
8.0 - 15.0	210
>15	200

Im weiteren Verlauf kommt es jedoch in der CFX-4 Rechnung (Originalgeometrie) zu einer Konzentrationsüberhöhung, deren Ursache im Eintrag des verbliebenen deborierten Kühlmittels bzw. der Tracerlösung unterhalb der hochfahrenden Schleife liegt. Da sich hier ein Rezirkulationsgebiet mit fast stagnierender Fluidströmung herausgebildet hat, kann in der CFX-4 Rechnung die turbulente Modellierung mit dem k,ϵ Modell unter Umständen bei gleichen Randbedingungen jedoch unterschiedlichen Skalierungen ähnlicher Geometrien zu unterschiedlichen turbulenten Dispersionen führen. In den Bereichen nahezu stagnierenden Fluids liegt zeitweilig keine hochturbulente Strömung mehr vor, wobei die Abweichung von ausgebildeter Turbulenz für die Modellgeometrie größer ist. Entscheidend ist jedoch, dass die anfangs zeitlich unterschiedlichen Umschlagpunkte laminar-turbulent zwischen Original-Modell keine Rolle für die Vermischung des Kühlmittels spielen und somit eine gute Übertragbarkeit zwischen dem Originalreaktor und dem Vermischungsmodell ROCOM auch für transiente Anfahrversuche gegeben ist.



Maximale Konzentration am Kerneintritt
Vergleich ROCOM - Original

Mittlere Konzentration am Kerneintritt
Vergleich ROCOM - Original

Abb. 11.24 Vergleich CFX-4 Nachrechnung Tnrrr_a09 Original-ROCOM

11.4 Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit numerischen Berechnungen bei Wiederanläufen des Naturumlaufs

Im folgenden Kapitel werden CFX-4 Rechnungen zu Anlaufvorgängen mit geringem Durchsatz, wie sie bei Naturumlaufvorgängen vorliegen, im Vergleich mit Messungen an der ROCOM- Versuchsanlage vorgestellt. In Experiment und CFX-4 Rechnung wird das Volumen und der Zeitpunkt der Injektion des eingebrachten Pfropfens und die Anlauframpe der Kühlmittelzirkulation variiert. In Tab. 11.7 sind alle nachgerechneten Versuche dargestellt.

Tab. 11.7 Ausgewählte Experimente für Nachrechnungen beim Einsetzen des Naturumlaufs mit CFX-4

Bezeichnung	Rampe	Tracerinjektion	Anfangsposition des Pfropfens	Hydraulische Pfropfengröße
Tyrrr_b2	9.25-18.5 m ³ /h in 7.5 s	7.00 - 30.70 s	7.90 m	12.10 m ³
Tyrrr_c2	9.25-18.5 m ³ /h in 15 s	15.00 - 30.20 s	10.90 m	7.00 m ³
Tyrrr_c4	9.25-18.5 m ³ /h in 15 s	15.00 - 40.60 s	11.00 m	13.70 m ³
Tyrrr_d1	9.25-18.5 m ³ /h in 22.5 s	22.50 - 53.60 s	12.80 m	13.40 m ³
Tyrrr_e2	9.25-18.5 m ³ /h in 30 s	35.50 - 39.2 s	21.10 m	2.50 m ³
Tyrrr_e3	9.25-18.5 m ³ /h in 30 s	35.50 - 60.50	20.40 m	12.80 m ³

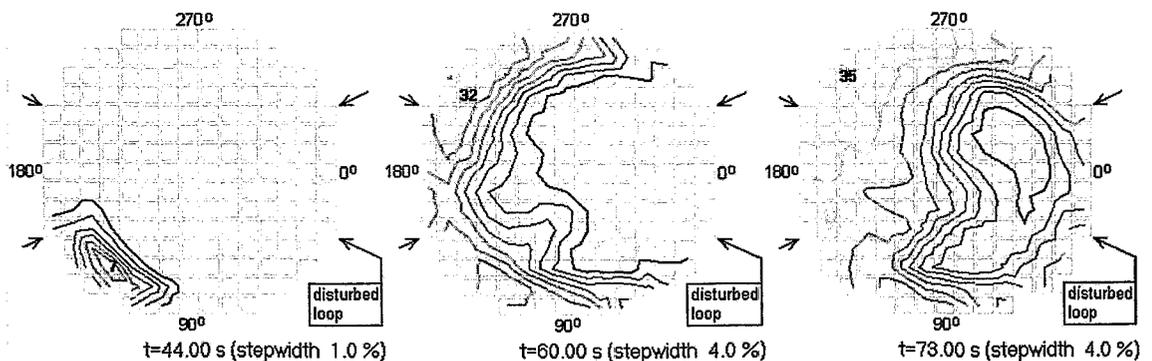
Die Ergebnisse zweier Versuche, Tyrrr_b2 und Tyrrr_c2, werden in diesem Bericht ausgewählt und näher vorgestellt. Im ersten Fall (Tyrrr_b2) wurde ein deborierter Pfropfen von 12.10 m³ an der Position 7.90 m vor dem Eintritt in den RDB angenommen, welcher nun mit dem Start der Kühlmittelzirkulation in den Kern gelangt. Das Kühlmittel wird jedoch im Gegensatz zu den Pumpstartversuchen im vorigen Abschnitt von einem Durchsatz von 5% des Nenndurchsatzes (9.25 m³/h) in der hochfahrenden Schleife gestartet, die Zeitspanne liegt hierbei bei 7.5 s, der Enddurchsatz beträgt ein Zehntel des Nenndurchsatzes (18.5 m³/h). Im zweiten Fall (Tyrrr_c2) wurde ein kleinerer Pfropfen (7.00 m³) eingespeist, der sich in einer Anfangsentfernung von 10.90 m vom RDB befindet. Die Anfahrrampe wird wiederum auf einem Zehntel des Nenndurchsatzes gefahren, diesmal in einer Zeitspanne von 15 s.

Die Pumpen in den Schleifen 2 – 4 blieben abgeschaltet, so dass sich eine Rückströmung einstellen konnte, die im Mittel jeweils ca. 10 % des Durchsatzes der laufenden Schleife ausmachte.

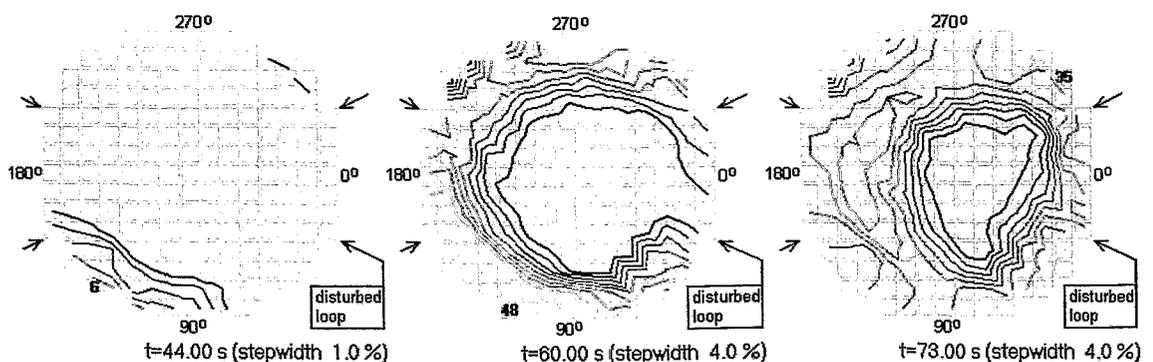
Bei den vorliegenden Experimenten handelt es sich um jeweils 5 ensemblegemittelte Einzelerperimente. Die CFX-4 Rechnungen waren in allen Fällen Nachrechnungen der gemittelten mittleren Konzentrationsverteilungen am Eintrittsstützensensor.

11.4.1 Nachrechnung Experiment Tyrrr_b02

Die beschleunigte Kühlmittelströmung teilte sich im Experiment im Ringspalt des RDB in eine linke und rechte Strähne und vereinigte sich wieder auf dem gegenüberliegenden Sektor. Hierbei behinderten die Aussparungen der Austrittsstutzen den Strömungspfad. Dadurch teilten sich die beiden Strähnen noch einmal in eine jeweils horizontale und eine vertikale Komponente (Abb. 11.27). Der Tracerpfropfen trat im Experiment zuerst an den Randzonen unterhalb der Schleife 4 in den Kern ein und verteilte sich im weiteren Verlauf homogen auf den gesamten Querschnitt (Abbildung 11.25). Der Maximalwert der Unterborierung am Kerneintritt lag bei ca. 39% des ursprünglichen Wertes in der Schleife (Tabelle 11.8).



Experiment



CFX

Abb. 11.25 Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tyrrr_b02 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4

Die Anfangsrandbedingungen der CFX-4 Rechnung waren entsprechend dem Experiment gesetzt. In einer Schleife wurde der Durchsatz von 9.25 auf 18.5 m³/h in 7.5 s (analog Abb. 11.27) erhöht, danach wurde der Durchsatz in der Schleife konstant mit 18.5 m³/h, inklusive der Rückströmungen in den restlichen Schleifen, modelliert. Der

Skalarimpuls wurde entsprechend dem Experiment am Eintrittstutzen definiert (Abb. 11.28). Der modellierte Tracerpfropfen trat auch in der CFX-4 Rechnung zuerst an den Randzonen unterhalb der Schleife 4 in den Kern ein, blieb jedoch in den Randzonen erhalten und erst später verteilte er sich auf den gesamten Querschnitt (Abbildungen 11.25 und 11.26) Der Pfropfen verließ in der Nähe der anfahrenen Schleife wieder die Auswerteebene am Kerneintritt. Die maximale Unterborierung lag bei ca. 49% (Tabelle 11.8). Die Ergebnisse der berechneten maximalen Konzentrationen über der Zeit liegen trotz Abweichungen vom gemittelten experimentellen Wert aufgrund der großen Schwankungsbreite des Experimentes größtenteils noch innerhalb des P2-Vertrauensbereiches.

In Abb. 11.30 ist die Brennelementposition der maximalen Unterborierung in Abhängigkeit der hochfahrenden Schleife dargestellt. Der rote Pfeil beschreibt die hochfahrende Schleife. Die maximale Unterborierung befand sich 60.0 s nach dem Start der Kühlmittelzirkulation in der Randzone am Kerneintritt unterhalb der benachbarten Schleife KS4.

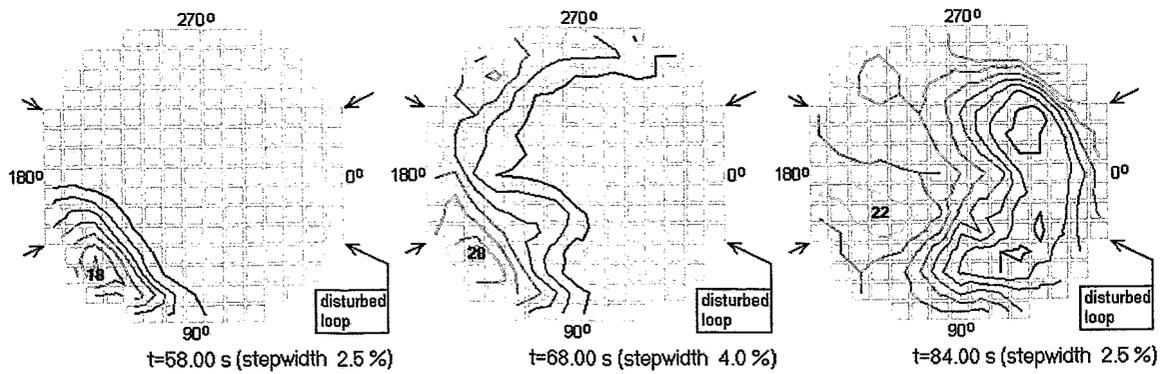
In der Abb. 11.31 sind die Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt über der Zeit dargestellt. Der Tracerpfropfen durchläuft die Messpunkte an den BE-Positionen zu verschiedenen Zeitpunkten mit unterschiedlichen Konzentrationsmaxima. In den gelb unterlegten Feldern in den Diagrammen der Abb. 11.31 sind die korrespondierenden BE-Positionsbezeichnungen im Original Konvoi Reaktor eingetragen. In Abb. 11.32 erfolgt die Darstellung der Konzentration des Tracerpfropfens auf azimuthalen Positionen am äußeren Umfang des Kerneintritts. Zuerst trat der Pfropfen mit zwei Konzentrationsmaxima auf der gegenüberliegenden Seite auf, das Konzentrationsmaximum verschob sich im weiteren Verlauf jedoch unter die hochfahrende Schleife. Der Verlauf der Konzentration an einzelnen BE-Positionen bzw. die azimuthale Verteilung werden in der CFX-4 Rechnung nicht gut wiedergegeben, es existieren z. T. größere Abweichungen, die auch außerhalb des P2-Intervalls liegen.

11.4.2 Nachrechnung Experiment Tyrrr_c02

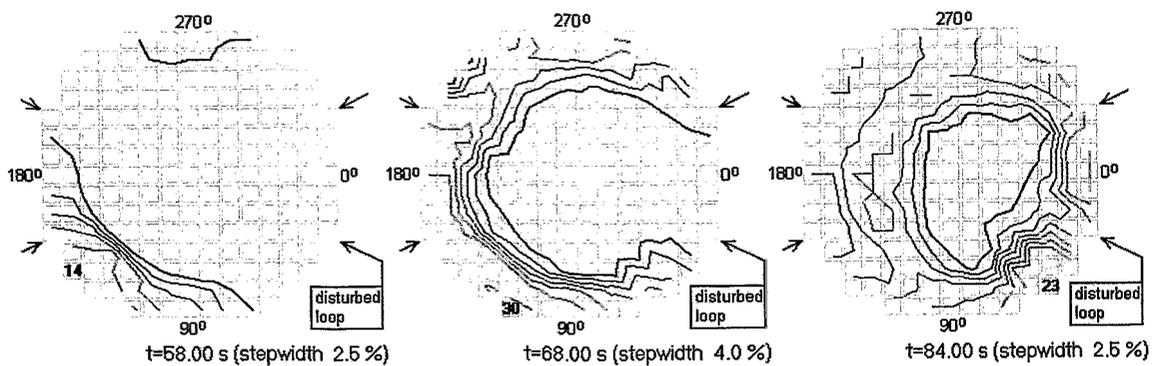
Der Tracerpfropfen trat auch in diesem Experiment zuerst an den Randzonen der gegenüberliegenden Seite der beaufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilte sich im weiteren Verlauf homogen auf den gesamten Querschnitt. Der Maximalwert der Unterborierung am Kerneintritt lag bei ca. 40% des ursprünglichen Konzentrationswertes im Loop. Zusätzlich sind in der Abbildung aus den experimentellen Daten ermittelte Vertrauensbereiche dargestellt. Auch hier liegen die berechneten maximal auftretenden Konzentrationen am Kerneintritt innerhalb des P2 Vertrauensbereiches.

Für die Anfangsrandbedingungen der CFX-4 Rechnung wurden analog der Vorgehensweise bei Tyrrr_c02 experimentelle Werte am Eintrittsstuzensensor benutzt. Die maximale Unterborierung lag bei ca. 30%. Die maximale Unterborierung befand sich 68 s nach dem Start der Kühlmittelzirkulation in einer Randzone unterhalb der Schleife 4 (Abb. 11.29).

In Abb. 11.33 sind Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen über der Zeit am Kerneintritt dargestellt. Der Tracerpfropfen durchlief auch bei diesem Experiment die Messpunkte an den BE-Positionen zu verschiedenen Zeitpunkten mit unterschiedlichen Konzentrationsmaxima.



Experiment



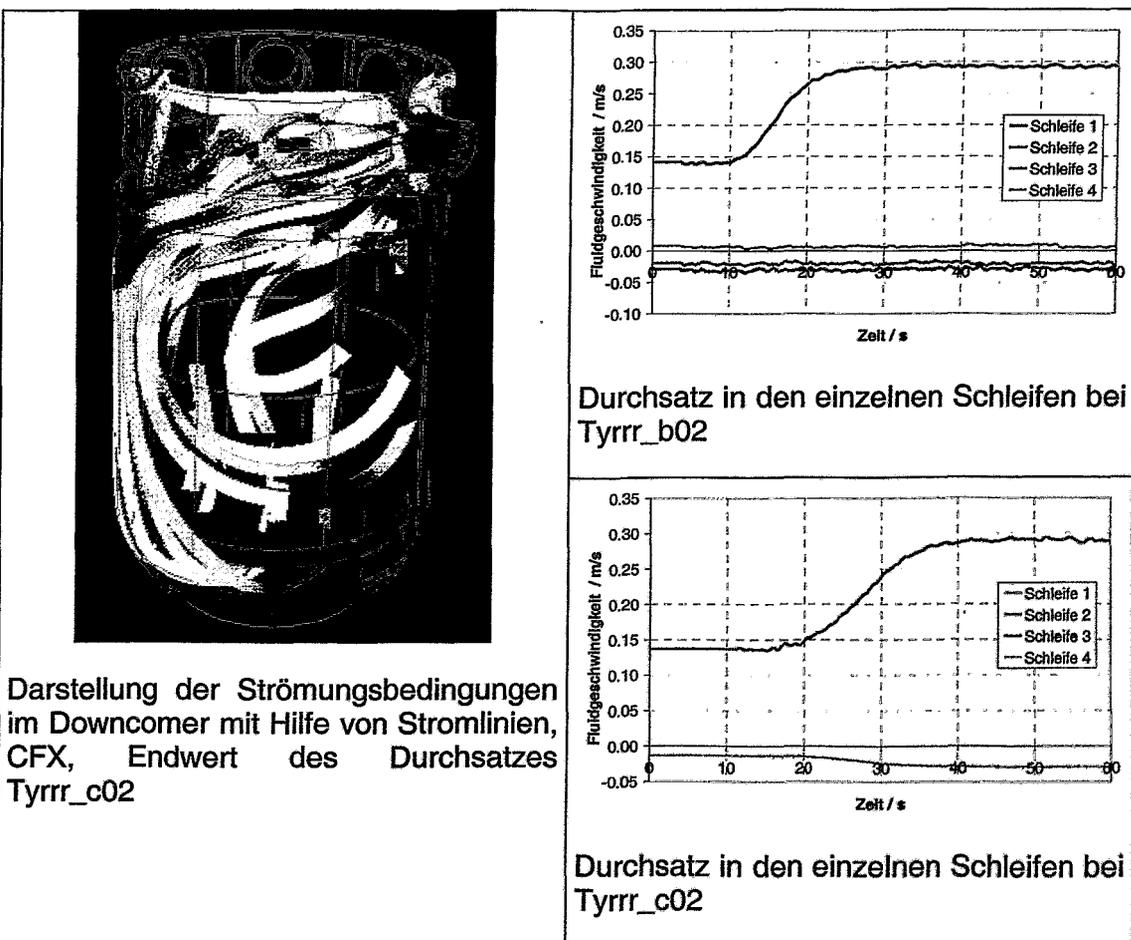
CFX

Abb. 11.26 Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tyrrr_b02 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4

In Abb. 11.34 erfolgt die Darstellung der Konzentration des Tracerpfropfens auf azimutalen Positionen am äußeren Umfang des Kerneintritts. Zuerst trat der Pfropfen mit zwei Konzentrationsmaxima auf der gegenüberliegenden Seite auf, das Konzentrationsmaximum verschob sich im weiteren Verlauf jedoch unter die hochfahrende Schleife. Die Übereinstimmung von Experiment und CFX-4 Rechnung ist auch bei diesem Anfahrvorgang sowohl räumlich als auch zeitlich relativ gut. In Tabelle 11.8 sind die wichtigsten Daten der Experimente und CFX-Nachrechnungen zusammengefasst dargestellt.

Tab. 11.8 Vergleich der Anfahrversuche und Nachrechnungen

	Tyrrr_b02	Tyrrr_c02
Messung	36%	40%
max. Konzentration am Kerneintritt / vgl. zu Werten am Eintrittsstutzen		
CFX	49%	30%
max. Konzentration am Kerneintritt / vgl. zu Werten am Eintrittsstutzen		
CFX	60.0 s	68.0 s
Zeitpunkt der max. Konzentration am Kerneintritt		



Darstellung der Strömungsbedingungen im Downcomer mit Hilfe von Stromlinien, CFX, Endwert des Durchsatzes Tyrrr_c02

Durchsatz in den einzelnen Schleifen bei Tyrrr_b02

Durchsatz in den einzelnen Schleifen bei Tyrrr_c02

Abb. 11.27 Strömungsbedingungen während des Anlaufens

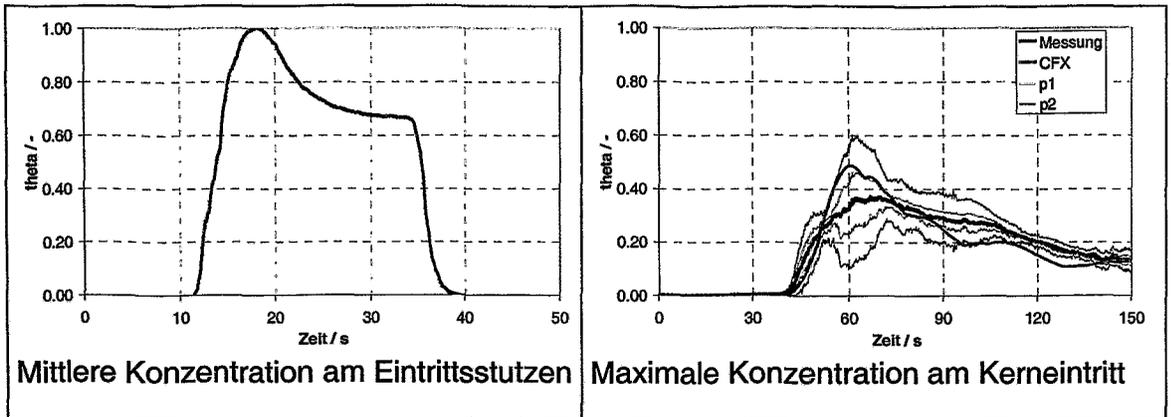
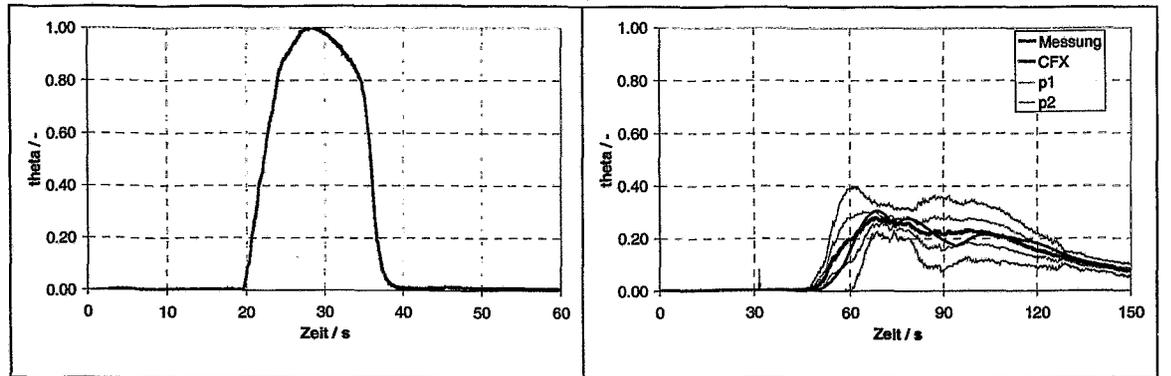
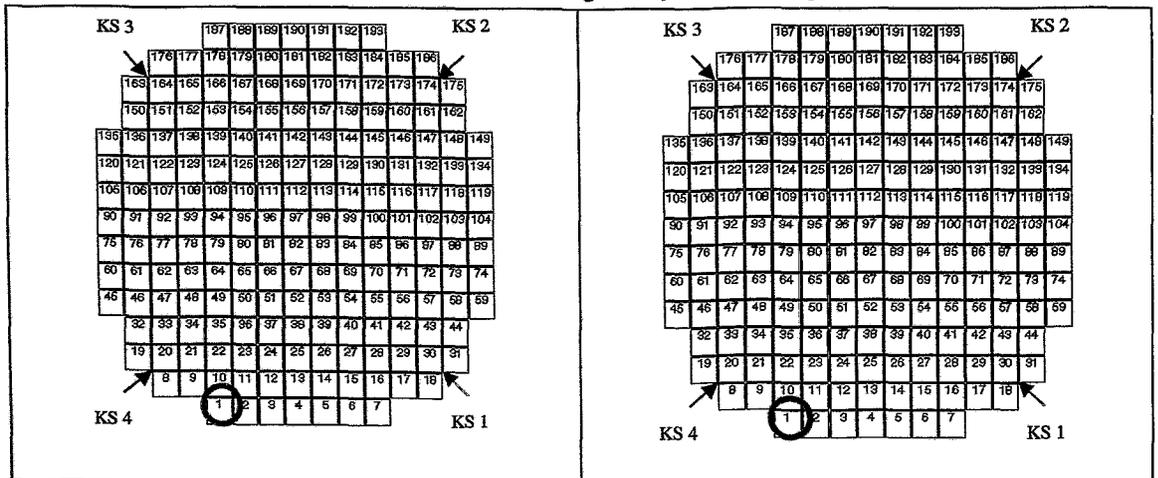


Abb. 11.28 Vergleich CFX-4 Nachrechnung - Experiment Tyrrr_b02



Mittlere Konzentration am Eintrittsstutzen Maximale Konzentration am Kerneintritt

Abb. 11.29 Vergleich CFX-4 Nachrechnung - Experiment Tyrrr_c02



Lokales Konzentrationsmaximum am Kerneintritt bei 60.0 s nach Start der Pumpe Tyrrr_b02 (CFX) Lokales Konzentrationsmaximum am Kerneintritt bei 68.0 s nach Start der Pumpe Tyrrr_c02 (CFX)

Abb. 11.30 BE-Position der maximalen Tracerkonzentration Tyrrr_b02, Tyrrr_c02

11.4.3 Detaillierter Vergleich Tyrrr_b02 - CFX

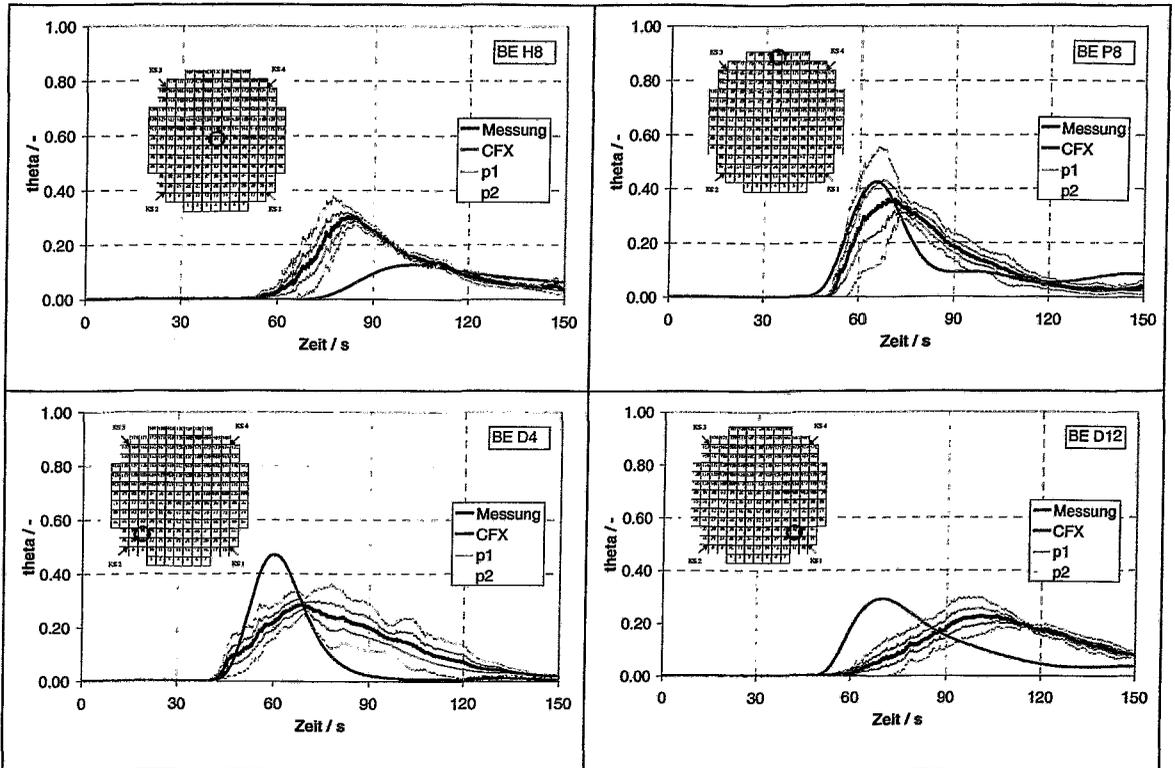


Abb. 11.31 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tyrrr_b02 und CFX-4

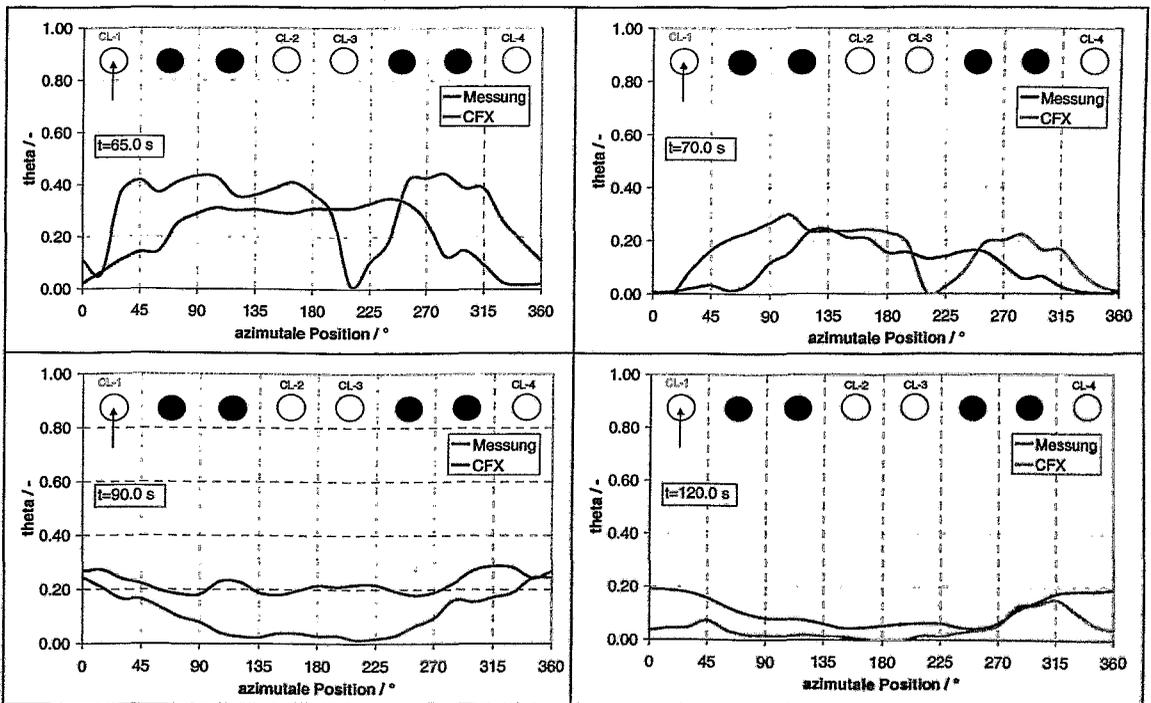


Abb. 11.32 Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tyrrr_b02 und CFX-4

11.4.4 Detaillierter Vergleich Tyrrr_c02 - CFX

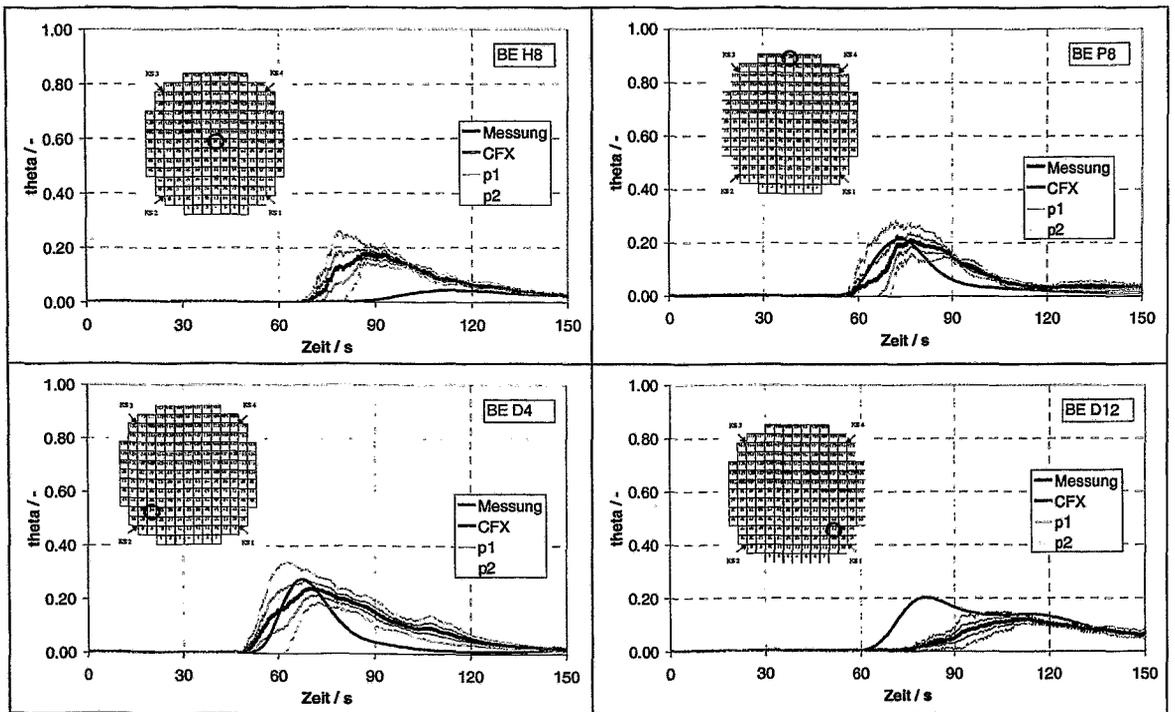


Abb. 11.33 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tyrrr_c02 und CFX-4

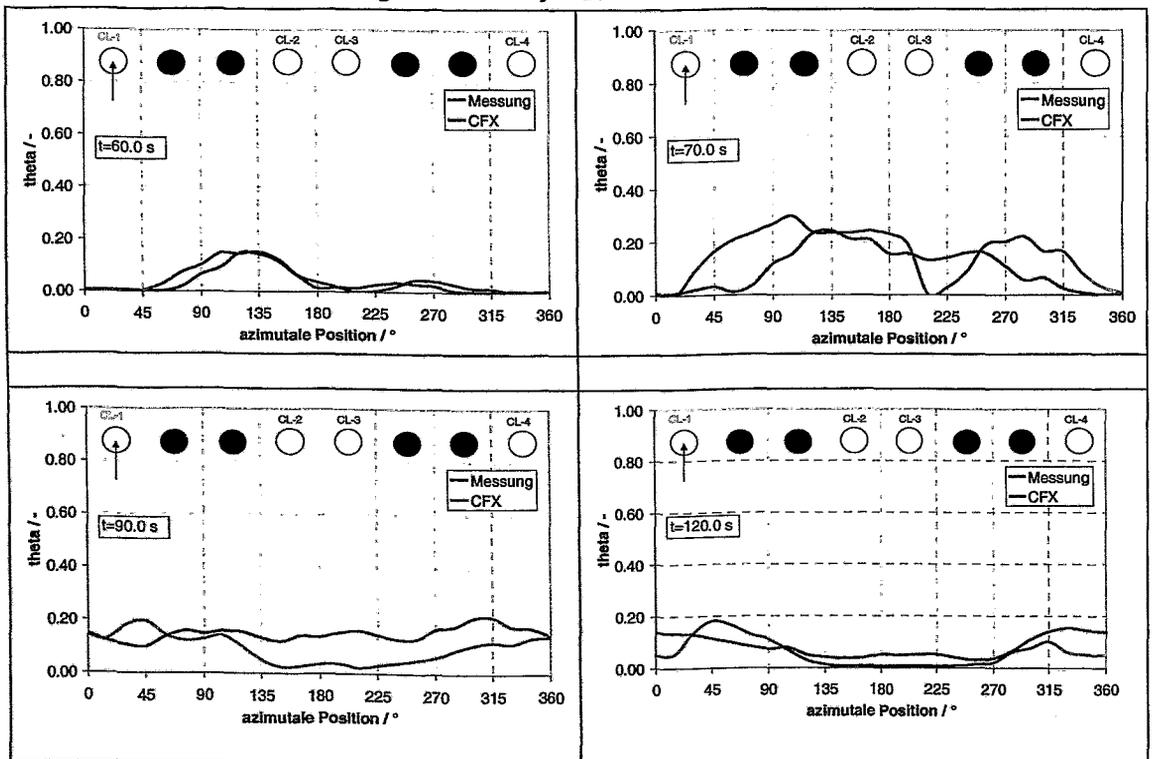


Abb. 11.34 Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tyrrr_c02 und CFX-4

12. Experimente zur Untersuchung des Einflusses von Dichteunterschieden

12.1 Ziel und Methodik

Bei laufenden Kühlmittelpumpen wird die Vermischung des Kühlmittels durch den Impulseintrag der Pumpen dominiert. Der Einfluss von Dichteunterschieden ist bei diesen Bedingungen vernachlässigbar. Dagegen haben Dichteunterschiede im für Naturumlauf typischen Geschwindigkeitsbereich einen deutlichen Einfluss auf die Vermischung. Ein typisches Beispiel dafür ist die Vermischung von in den kalten Strang eingespeistem Notkühlwasser niedrigerer Temperatur mit dem Kreislaufwasser. Aufgrund der Dichteunterschiede kann es zu einer Strähnenbildung im Downcomer kommen. Die genaue Kenntnis der Vermischung des Kühlmittels im Druckbehälter liefert somit auch Daten für PTS-Analysen.

Ziel der im Rahmen des Projekts durchgeführten Experimente war die generische Untersuchung des Einflusses von Dichteunterschieden auf die Vermischung im kalten Strang und Reaktordruckbehälter. Um die Dichteeffekte von anderen Einflussfaktoren zu separieren wurden folgende Randbedingungen formuliert:

- Stationärer Volumenstrom auf Naturumlaufniveau in Schleife 1 der Versuchsanlage (Variation zwischen 0 und 15 % des Nominalwertes)
- Schleifen 2-4 sind abgeschaltet
- Einspeisung von Wasser höherer Dichte über den Einspeisestutzen der Notkühleinspeisung in den kalten Strang (Variation des Dichteunterschiedes zwischen 0 und 10 %)

10 % Dichteunterschied sind ausreichend, um den relevanten Bereich der Randbedingungen von Störfallszenarien mit Notkühleinspeisung abzudecken.

Für die Experimente wurde ein maßstabsgetreuer Stutzen der Notkühleinspeisung angefertigt und am kalten Strang der Versuchsanlage horizontal unter einem Winkel von 45° angebracht. Der Mischer, der in früheren Experimenten für eine gleichmäßige Verteilung des eingespeisten Wassers sorgte, wurde für die vorliegende Versuchsserie entfernt.

Da die Versuchsanlage aus Plexiglas besteht, können die für die Experimente notwendigen Dichteunterschiede zwischen eingespeistem und Kreislaufwasser nicht über Temperaturunterschiede eingestellt werden. Eine Erhöhung der Dichte durch die Zugabe von Salz, das für die Messung der Vermischung verwendet wird, ist auch nicht möglich, da aufgrund der Empfindlichkeit der Gittersensoren schon bei relativ geringen Salzkonzentrationen ein Sättigungszustand erreicht wird. Aus diesen Gründen wurden die Dichteunterschiede durch Zugabe eines Additivs eingestellt. Dafür wurde D(+)-Glucose-Monohydrat verwendet. Eine Glukose-Wasser-Lösung mit 30 % Glukose hat eine Dichte von 1100 kg/m^3 , was der maximal notwendigen Dichteerhöhung von 10 % entspricht. Abb. 12.1 zeigt die Abhängigkeit der Dichte vom Glukoseanteil der Lösung. Im untersuchten Bereich bis 10 % ist sie ziemlich linear. Die Verwendung von Glukose wirft natürlich die Frage nach dem Einfluss auf die Viskosität der Lösung und damit auch auf die Übertragbarkeit der erzielten Ergebnisse auf Re-

aktorbedingungen auf. Ein überproportional starker Anstieg der Viskosität einer Glukose-Wasser-Lösung ist erst bei Konzentrationen deutlich über den in den Experimenten maximal verwendeten 30 % zu verzeichnen. Wie in Abb. 12.2 ersichtlich, ist die Viskosität der Lösung mit dem höchsten Dichteunterschied nur zweimal so groß wie die Viskosität reinen Wassers. Die Lösung kann als niedrigviskoses Fluid betrachtet werden. Der Viskositätsanstieg im Reaktorkühlmittel mit fallender Temperatur ist sogar größer.

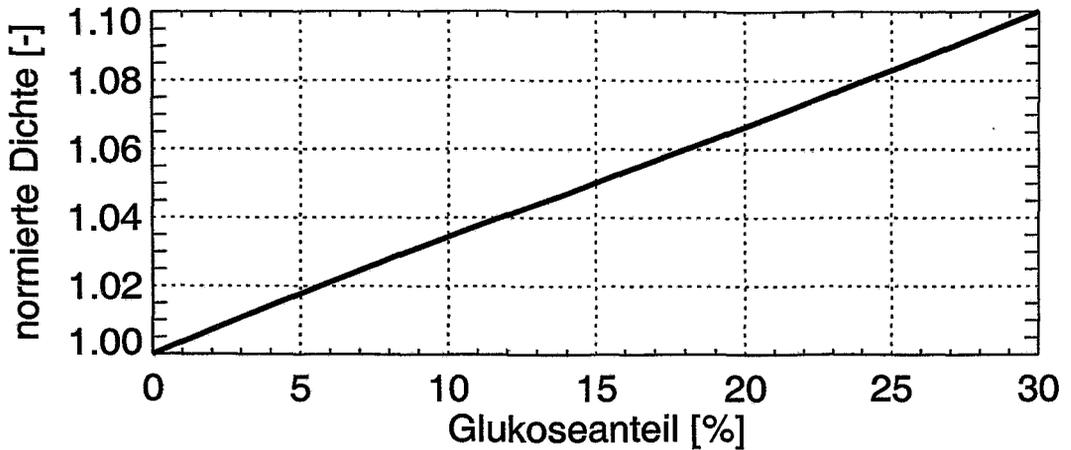


Abb. 12.1 Abhängigkeit der Dichteerhöhung vom Glukoseanteil in der Glukose-Wasser-Lösung

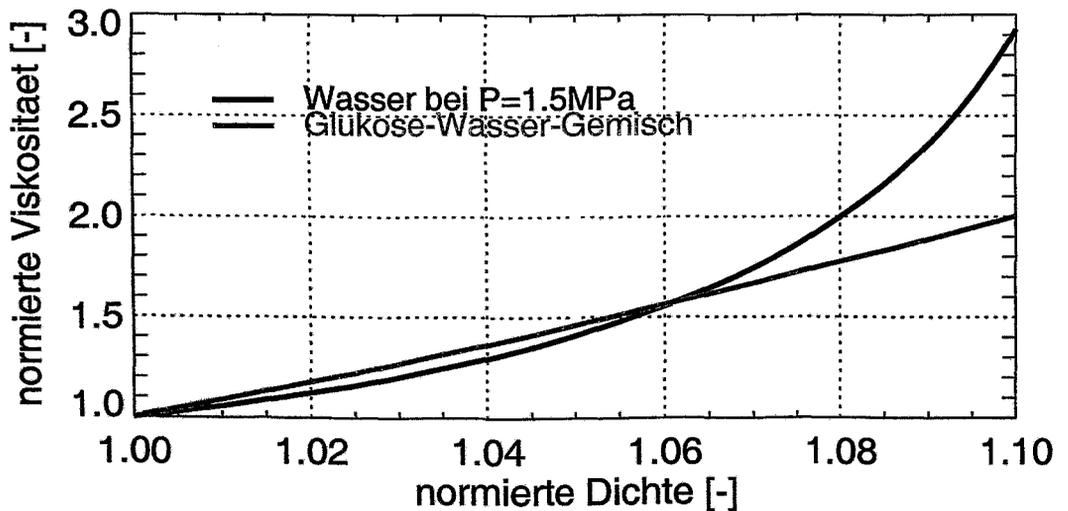


Abb. 12.2 Abhängigkeit der Viskosität der Glukose-Wasser-Lösung von der Dichte

Die Linearität zwischen Tracerkonzentration und gemessener lokaler Leitfähigkeit (siehe Abschnitt 5) bildet die Grundlage für die Umrechnung der experimentellen Ergebnisse in dimensionslose Vermischungsskalare. Der Anstieg der Viskosität durch die Zugabe von Glukose verändert diese Abhängigkeit. Der für Salzlösungen bei geringer Viskosität gültige lineare Zusammenhang wird durch eine Funktion ersetzt, die

zusätzlich auch noch von der normierten Viskosität abhängt. Die Formel zur Berechnung des dimensionslosen Vermischungsskalars lautet danach wie folgt:

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{\sigma(x, y, z, t) - \sigma_0}{\sigma(x, y, z, t) - \sigma_0 + (\sigma_E - \sigma(x, y, z, t)) \cdot \frac{\nu_E}{\nu_0}} \quad (12.1)$$

wobei $\nu_E; \nu_0$ die Viskosität des eingespeisten Wassers bzw. des Kreislaufwassers vor dem Experiment sind. Für den Fall, dass die beiden Viskositäten gleich sind (Experimente ohne Zuckerzugabe) geht die Formel in die in Abschnitt 5 beschriebene allgemeine Form über.

Die Viskosität wiederum hängt linear von der Dichte der Lösung ab (Abb. 12.2). Diese Korrelation wurde durch spezielle Tests vor den eigentlichen Experimenten überprüft. Dabei wurde die Leitfähigkeit für vorgegebene Werte des Vermischungsskalars gemessen. Die Werte für den Vermischungsskalar wurden künstlich durch Zugabe von deionisiertem Wasser eingestellt. Die Ergebnisse für zwei Grenzwerte für die Anfangsleitfähigkeit sind in Abb. 12.3 dargestellt. Zum Vergleich ist in dieser Abbildung auch die Kurve bei Nichtberücksichtigung der Abhängigkeit der Leitfähigkeit von der Viskosität mit dargestellt.

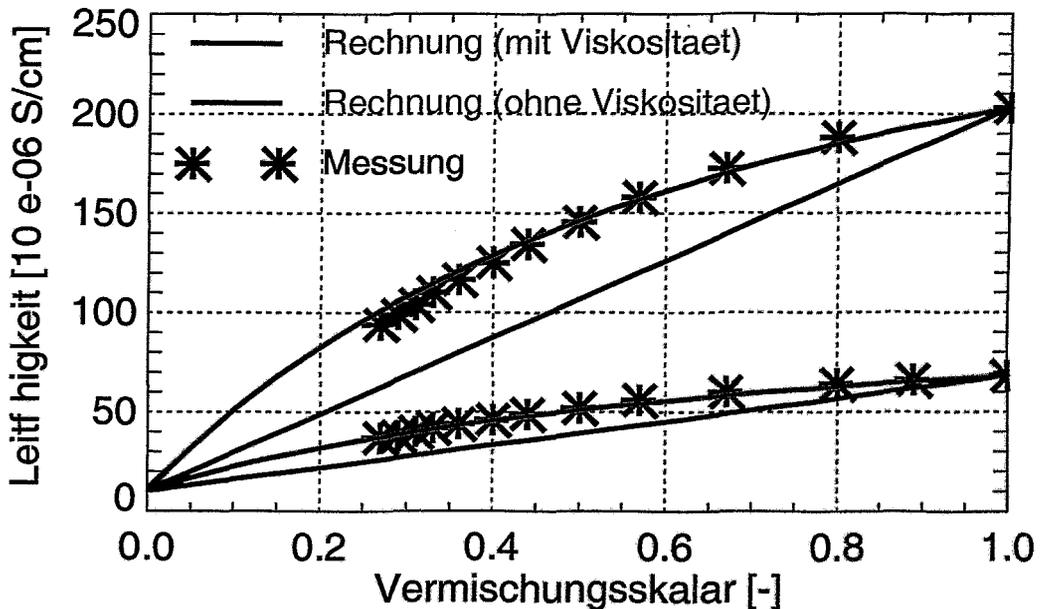


Abb. 12.3 Einfluss der Viskosität der Glukose-Wasser-Lösung auf die Abhängigkeit der Leitfähigkeit vom Vermischungsskalar

Weiterhin wurde in den Experimenten davon ausgegangen, dass sich Tracer und Glukose bei Verdünnung gleich verteilen, d.h. eine Separation von NaCl und $C_6H_{12}O_6$ findet nicht statt.

12.2 Experimente

12.2.1 Nomenklatur der Experimente und Versuchsmatrix

In den Versuchen wurden folgende Parameter variiert:

- Volumenstrom in Schleife 1 der Anlage
- Volumenstrom in der Dosierstrecke
- Dichteunterschied zwischen eingespeistem und Kreislaufwasser
- Dauer der Einspeisung

Die folgende Tabelle gibt einen Überblick über die durchgeführten Versuchsserien. Zur Bezeichnung der Versuche wurden Abkürzungen definiert, die zugleich als File-Namen für die Datenspeicherung dienen. In den Abkürzungen sind die Versuchsbedingungen wie folgt kodiert:

pmmmm_drxx

p Versuchstyp:

D - Experiment zum Einfluss der Dichteunterschiede

mmmm - Code für Schleifendurchsätze (1, 2, 3, 4)

x - 46.3 m³/h (25 % des Nominaldurchsatzes)

z - 27.8 m³/h (15 % des Nominaldurchsatzes)

y - 18.5 m³/h (10 % des Nominaldurchsatzes)

u - 9.8 m³/h (5 % des Nominaldurchsatzes)

r - 0.0 m³/h (Pumpe abgeschaltet; Schleife offen)

d – Dauer der Einspeisung

k - Kurzdosierung (10 s)

l - Langdosierung (40 s)

rx - Variation der Dichteunterschiede zwischen eingespeistem und Kreislaufwasser

r0 - Dichteverhältnis 1.00:1.00

r1 - Dichteverhältnis 1.02:1.00

r2 - Dichteverhältnis 1.03:1.00

r3 - Dichteverhältnis 1.04:1.00

r4 - Dichteverhältnis 1.05:1.00

r5 - Dichteverhältnis 1.10:1.00

vx - Variation des Volumenstroms in der Einspeiseleitung

v1 - 5.04 m³/h

v2 - 3.60 m³/h

v3 - 1.62 m³/h

v4 - 0.72 m³/h

In allen durchgeführten Experimenten entsprach der Reibungsbeiwert am Kerneintritt dem Nominalwert, eine Variation wurde nicht vorgenommen.

Tab. 12.1 Übersicht über die durchgeführten Versuchsserien

Schleife 1 [m ³ /h]	Do- sier- strom [m ³ /h]	Dichteverhältnis					
		1.00:1.00	1.00:1.02	1.00:1.03	1.00:1.04	1.00:1.05	1.00:1.10
46.3	5.04						
	3.60						Dxrrr_kr5v2
	1.62						
	0.72						
27.8	5.04						Dzrrr_kr5v1
	3.60	Dzrrr_kr0v2	Dzrrr_kr1v2	Dzrrr_kr2v2	Dzrrr_kr3v2	Dzrrr_kr4v2	Dzrrr_kr5v2
	1.62						
	0.72						
18.5	5.04	Dyrrr_kr0v1				Dyrrr_kr4v1 Dyrrr_lr4v1	Dyrrr_kr5v1
	3.60	Dyrrr_kr0v2 Dyrrr_lr0v2	Dyrrr_kr1v2	Dyrrr_kr2v2	Dyrrr_kr3v2	Dyrrr_kr4v2	Dyrrr_kr5v2
	1.62	Dyrrr_kr0v3				Dyrrr_kr4v3	Dyrrr_kr5v3 Dyrrr_lr5v3
	0.72	Dyrrr_kr0v4					Dyrrr_kr5v4
9.8	5.04	Durrr_kr0v1				Durrr_kr4v1	Durrr_kr5v1
	3.60	Durrr_kr0v2	Durrr_kr1v2	Durrr_kr2v2	Durrr_kr3v2	Durrr_kr4v2	Durrr_kr5v2
	1.62	Durrr_kr0v3 Durrr_lr0v3				Durrr_kr4v3	Durrr_kr5v3
	0.72	Durrr_kr0v4					Durrr_kr5v4
0.0	5.04	Drrrr_lr0v1				Drrrr_lr4v1	Drrrr_lr5v1
	3.60						
	1.62						
	0.72						

12.2.2 Vermischung im kalten Strang

Im folgenden wird die Vermischung im kalten Strang von der Einspeisestelle bis zum Eintritt in den Reaktor untersucht. Dazu wurden aus der Versuchsmatrix Experimentalserien ausgewählt, in denen bei konstantem Volumenstrom in Schleife 1 die Dichte des eindosierten Wassers und die Einspeisegeschwindigkeit variiert wurden. Betrachtet werden zeitgemittelte Profile des Gittersensors im Eintrittsstutzen in den Reaktor. Gemittelt wird auf dem quasistationären Plateau, das sich nach Aktivierung der Einspeisung einstellt (siehe Abb. 12.4).

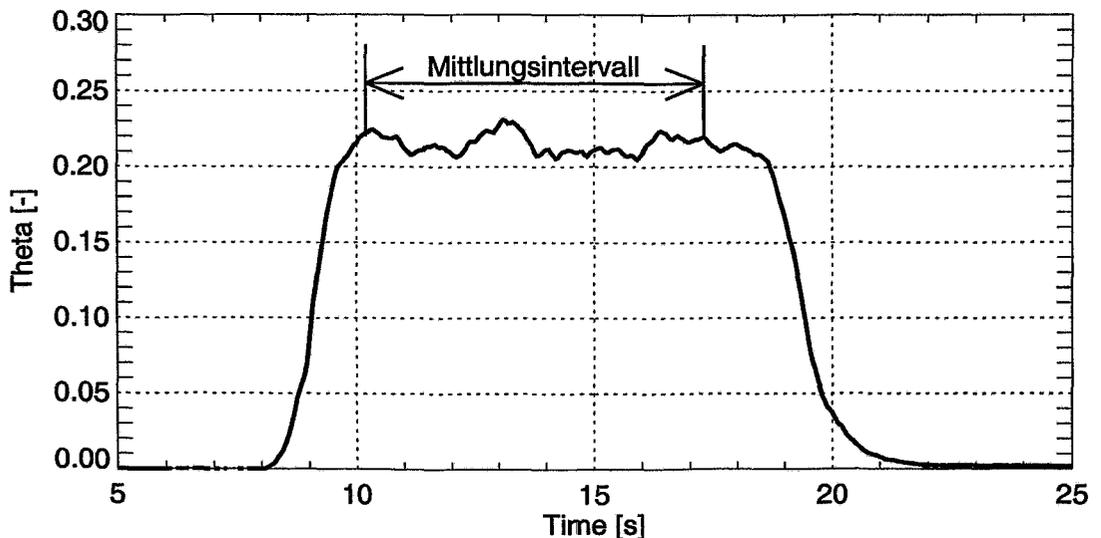


Abb. 12.4 Zeitverlauf des Mittelwerts am Sensor; Festlegung des Mittelungsintervalls

Experimente bei einem Volumenstrom von 18.5 m³/h in Schleife 1

In den in Abb. 12.5 dargestellten Experimenten betrug der Volumenstrom in Schleife 1 $v_{loop} = 18.5 \text{ m}^3/\text{h}$ (10 % vom Nominalvolumenstrom). In allen vier Experimentalserien ohne Dichteunterschiede (Dyrrr_kr0v1-4) ergibt sich eine gleichmäßige Verteilung des eindosierten Wasser über den Querschnitt des Sensors. Ergänzend zur Visualisierung Abb. 12.5 enthält Tab. 12.2 charakteristische Kenngrößen, wie den Maximalwert θ_{max} den Mittelwert θ_{mit} und den Minimalwert θ_{min} des plateau gemittelten Vermischungsskalars sowie die Schleifenungleichmäßigkeit v_{ung} , bestimmt als Verhältnis aus Maximal- zu Mittelwert:

$$v_{ung} = \frac{\theta_{max}}{\theta_{mit}} \quad (12.2)$$

Der Unterschied zwischen Maximal- und Minimalwert ist relativ gering. Wie zu erwarten, verstärkt ein höherer Einspeisevolumenstrom die Vermischung, was zu einer Vergleichmäßigung des Profils am Sensor führt. Die Schleifenungleichmäßigkeit ist mit 1.05 beim höchsten Einspeisestrom nahe dem Idealwert von 1.0, und steigt mit fallendem Einspeisestrom (außer für Nr. 4). Die Unterschiede sind aber gering, man

kann im Prinzip in allen Fällen von guter Durchmischung sprechen, es gibt keine Zonen im Rohrleitungsquerschnitt, die tracerfrei bleiben. Der in der vorletzten Spalte in Tab. 12.2 angegebene theoretische Mittelwert $\theta_{mit,theor}$ wurde als das Verhältnis von Einspeisevolumenstrom $v_{injection}$ zu Gesamtvolumenstrom v_{tot}

$$\theta_{mit,theor} = \frac{v_{injection}}{v_{tot}} = \frac{v_{injection}}{v_{loop} + v_{injection}} \quad (12.3)$$

in der Schleife ermittelt. Das über den Rohrleitungsquerschnitt vorhandene Geschwindigkeitsprofil und eventuelle Unterschiede in der Geschwindigkeit der Wasseranteile mit unterschiedlicher Dichte wurden dabei außer Acht gelassen. Die in der letzte Spalte angegebene Abweichung zwischen theoretischem und experimentellem Mittelwert $\Delta\theta_{mit}$ bestimmt aus:

$$\Delta\theta_{mit} = |\theta_{mit,theor} - \theta_{mit}| \quad (12.4)$$

Unter diesen Umständen ist die Übereinstimmung dieses Wertes mit dem experimentellen Mittelwert (bestimmt aus der Mittlung auf dem Plateau) als gut einzuschätzen.

$\frac{\rho_E}{\rho_0} = 1.10$	<p>Dyrrr_kr5v4 Max: 7.79 / Min: 0.28</p>	<p>Dyrrr_kr5v3 Max: 19.47 / Min: 0.41</p>	<p>Dyrrr_kr5v2 Max: 22.21 / Min: 5.65</p>	<p>Dyrrr_kr5v1 Max: 22.13 / Min: 45.10</p>
$\frac{\rho_E}{\rho_0} = 1.05$		<p>Dyrrr_kr4v3 Max: 14.57 / Min: 1.38</p>	<p>Dyrrr_kr4v2 Max: 16.93 / Min: 8.95</p>	<p>Dyrrr_kr4v1 Max: 23.81 / Min: 19.83</p>
$\frac{\rho_E}{\rho_0} = 1.00$	<p>Dyrrr_kr0v4 Max: 5.31 / Min: 2.73</p>	<p>Dyrrr_kr0v3 Max: 11.42 / Min: 5.48</p>	<p>Dyrrr_kr0v2 Max: 21.75 / Min: 15.63</p>	<p>Dyrrr_kr0v1 Max: 23.10 / Min: 20.54</p>
Dossier	0.72	1.62	3.60	5.04
strom [m³/h]				

Abb. 12.5 Gemittelte Profile des Vermischungsskalars ($V_{loop} = 18.5 \text{ m}^3/\text{h}$)

Tab. 12.2 Kenngrößen für die Experimente bei $V_{loop} = 18.5 \text{ m}^3/\text{h}$

Experimentalserie	Θ_{max} [%]	Θ_{mit} [%]	Θ_{min} [%]	V_{ung} [-]	Anzahl der Messpunkte mit einem Wert unter 5 %	$\Theta_{mit,theor}$ [%]	$\Delta\Theta_{mit}$ [-]
Dyrrr_kr0v1	23.1	22.0	20.5	1.05	0	21.4	0.6
Dyrrr_kr0v2	21.8	19.2	15.6	1.13	0	16.3	2.9
Dyrrr_kr0v3	11.4	8.6	5.4	1.32	0	8.1	0.5
Dyrrr_kr0v4	5.3	4.3	2.7	1.25	194	3.7	0.6
Dyrrr_kr4v1	23.0	21.5	19.8	1.07	0	21.4	0.1
Dyrrr_kr4v2	16.8	14.0	8.9	1.20	0	16.3	2.3
Dyrrr_kr4v3	14.6	7.0	1.4	2.07	71	8.1	1.1
Dyrrr_kr5v1	22.1	18.9	15.1	1.17	0	21.4	2.5
Dyrrr_kr5v2	22.2	15.6	5.7	1.43	0	16.3	0.7
Dyrrr_kr5v3	19.5	6.4	0.4	3.03	90	8.1	1.7
Dyrrr_kr5v4	7.8	3.7	0.3	2.10	150	3.7	0.0

In den Experimentalserien mit den höheren Einspeiseraten bei einem Dichteunterschied von 5 % (Dyrrr_kr4v1, Dyrrr_kr4v2) ergibt sich qualitativ das gleiche Bild. Eine nahezu ideale Vermischung, wie aus der Betrachtung der Profile und der Schleifenungleichmäßigkeit geschlossen werden kann. Der durch die Einspeisung erzeugte Impuls überlagert die Dichteunterschiede. Bei einer geringeren Einspeiserate (Dyrrr_kr4v3) ändert sich das Vermischungsbild, ein großer Teil des Rohrquerschnitts bleibt tracerfrei, ein Drittel der Messstellen zeigt Werte unter 5% an. Der Wert für die Schleifenungleichmäßigkeit steigt über 2.0. Das Wasser aus der Einspeisung strömt bevorzugt auf der dem Einspeisestutzen gegenüberliegenden Seite in Richtung Reaktor.

Bei der gleichen Einspeiserate ist im Experiment mit einem Dichteunterschied von 10 % (Dyrrr_kr5v3) der Einfluss der Dichte noch stärker. Das eingespeiste Wasser befindet sich bevorzugt im unteren Teil der Rohrleitung. Aufgrund der höheren Dichte fällt es sozusagen nach der Einspeisung nach unten und bewegt sich dort in Richtung Reaktor. Die Schleifenungleichmäßigkeit ist mit 3.03 auch deutlich höher als bei dem entsprechenden Experiment mit 5 % Dichteunterschied.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass für die beiden höheren Einspeiseraten in allen drei Experimentalserien (ohne Dichteunterschied; 5; 10 % Dichteunterschied) eine impulsdominierte Strömung vorliegt. Die am Sensor gemessenen Maximalwerte liegen im gleichen Bereich, die Vermischung ist nahezu homogen. Bei Reduzierung der Einspeiserate werden Dichteunterschiede relevant, bei ansonsten identischen Randbedingungen steigt der erreichte Maximalwert am Sensor im Eintrittsstutzen mit steigendem Dichteunterschied. Gleichzeitig verringert sich der durch das eingespeiste Wasser eingenommene Teil des Rohrleitungsquerschnitts. Es findet ein Übergang von impulsdominierter zu dichtedominierte Strömung statt.

Experimente bei einem Volumenstrom von $9.75 \text{ m}^3/\text{h}$ in Schleife 1

Bei einer Halbierung des Volumenstroms in Schleife 1 (auf 5 % des Nominalwertes) ergibt sich qualitativ das gleiche Bild (Abb. 12.6) wie bei den Experimenten bei 10 %. Der Übergang von impulsdominierter zu dichtedominierter Strömung ist an der gleichen Stelle zu beobachten. Die ungefähr doppelt so großen Maximalwerte, die am Sensor gemessen wurden, korrespondieren mit der Reduzierung des Volumenstroms auf die Hälfte. Überproportional groß ist der Anstieg des Maximalwertes bei der geringsten Einspeiserate mit der höchsten Dichtedifferenz (Durr_kr5v4). Auch ist der durch das ECC-Wasser eingenommene Bereich des Querschnitts der Rohrleitung wesentlich kleiner und die Schleifenungleichmäßigkeit ist deutlich größer.

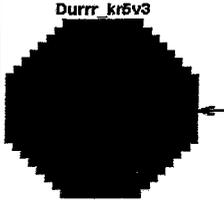
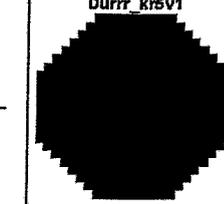
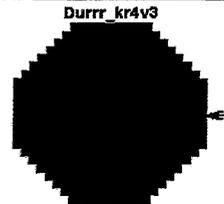
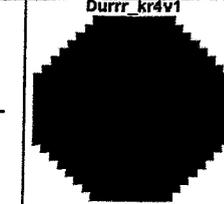
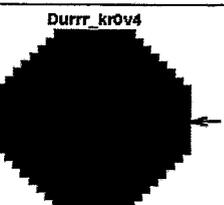
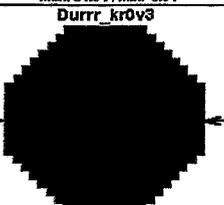
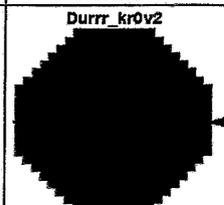
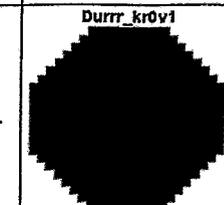
$\frac{\rho_E}{\rho_0} = 1.10$	 <p>Durr_kr5v4 Max: 39.45 / Min: -0.03</p>	 <p>Durr_kr5v3 Max: 38.99 / Min: 0.02</p>	 <p>Durr_kr5v2 Max: 42.10 / Min: 8.54</p>	 <p>Durr_kr5v1 Max: 46.77 / Min: 36.25</p>
$\frac{\rho_E}{\rho_0} = 1.05$		 <p>Durr_kr4v3 Max: 31.94 / Min: 0.91</p>	 <p>Durr_kr4v2 Max: 31.23 / Min: 27.12</p>	 <p>Durr_kr4v1 Max: 37.39 / Min: 32.55</p>
$\frac{\rho_E}{\rho_0} = 1.00$	 <p>Durr_kr0v4 Max: 10.80 / Min: 5.31</p>	 <p>Durr_kr0v3 Max: 19.39 / Min: 13.86</p>	 <p>Durr_kr0v2 Max: 32.66 / Min: 30.66</p>	 <p>Durr_kr0v1 Max: 39.49 / Min: 37.28</p>
Dosierstrom [m³/h]	0.72	1.62	3.60	5.04

Abb. 12.6 Gemittelte Profile des Vermischungsskalars ($V_{\text{loop}} = 9.75 \text{ m}^3/\text{h}$)

Tab. 12.3 Kenngrößen für die Experimente bei $V_{loop} = 9.75 \text{ m}^3/\text{h}$

Experimentalserie	Θ_{max} [%]	Θ_{mit} [%]	Θ_{min} [%]	V_{ung} [-]	Anzahl der Messpunkte mit einem Wert unter 5 %	$\Theta_{mit,theor}$ [%]	$\Delta\Theta_{mit}$ [%]
Durrr_kr0v1	39.5	38.2	37.3	1.03	0	34.1	4.2
Durrr_kr0v2	32.7	31.7	30.7	1.03	0	27.0	4.7
Durrr_kr0v3	19.4	17.4	13.9	1.11	0	14.2	3.2
Durrr_kr0v4	10.8	8.9	5.3	1.22	0	6.9	2.0
Durrr_kr4v1	37.4	35.0	32.6	1.07	0	34.1	0.9
Durrr_kr4v2	31.2	29.4	27.1	1.06	0	27.0	2.4
Durrr_kr4v3	31.9	15.1	0.9	2.11	42	14.2	0.9
Durrr_kr5v1	46.8	42.8	36.2	1.09	0	34.1	8.7
Durrr_kr5v2	42.1	31.2	8.5	1.35	0	27.0	4.2
Durrr_kr5v3	39.0	13.4	0.0	2.92	88	14.2	0.8
Durrr_kr5v4	39.4	6.3	0.0	6.26	146	6.9	0.6

Experimente bei anfänglich ruhendem Fluid in Schleife 1

Bei den Experimenten mit ruhendem Fluid zu Beginn des Experiments wird die Zirkulation erst durch das Öffnen des Einspeiseventils in Gang gebracht. Der Impuls der Einspeisung muss groß genug sein, um das Medium in Richtung Reaktoreintritt in Bewegung zu setzen. Aus diesem Grund und wegen der durch die Dosiereinrichtung begrenzten Einspeisedauer wurden nur Experimente mit der höchsten Einspeiserate ($v1$) durchgeführt.

Im Experiment ohne Dichteunterschiede ergibt sich genau wie in den Experimenten bei 5 und 10 % Volumenstrom ein gleichmäßiges Profil. Das eingespeiste Medium füllt den gesamten Querschnitt und strömt gleichmäßig am Sensor vorbei, wie aus Abb. 12.7 und dem gemessenen Mittelwert von nahezu 100 % geschlossen werden kann.

Deutliche Schichtungen sind in den Experimenten mit 5 und 10 % Dichteunterschied zu erkennen. Nur ein Teil des Inventars des kalten Strangs von der Einspeisestelle bis zum Eintritt in den Behälter ist an den Vermischungsprozessen beteiligt. Scheinbar strömt das Wasser mit höherer Dichte im unteren Teil der Rohrleitung zum Reaktoreintritt. In welchem Umfang das oberhalb befindliche Kreislaufwasser mitbewegt wird, muss an dieser Stelle offen bleiben. Die Darstellung des Konzentrationsprofils als Höhenlinien in Abb. 12.7 verdeutlicht die sehr scharfe Grenzschicht zwischen eingespeistem und Kreislaufwasser. Der Übergang von 100 auf unter 10 % findet in beiden Experimenten innerhalb weniger cm statt. Das Verhältnis von Maximum zu Mittelwert ist deutlich größer als bei den entsprechenden Experimenten bei 5 und 10 % Volumenstrom. Der Vergleich mit dem theoretischen Mittelwert, bestimmt als

das Verhältnis von Einspeisevolumenstrom zu Gesamtvolumenstrom, ist an dieser Stelle nicht angebracht, da nicht das gesamte Fluid an der Vermischung beteiligt ist.

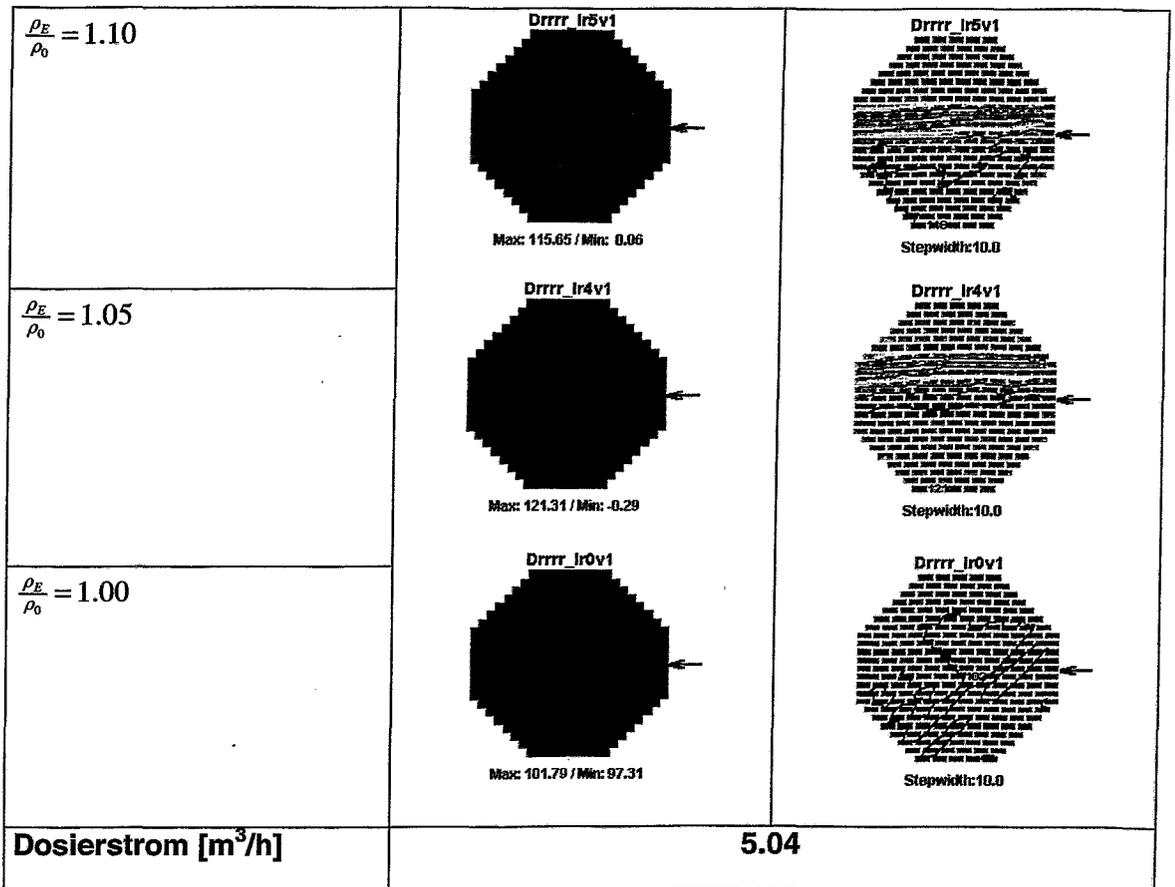


Abb. 12.7 Gemittelte Profile des Vermischungsskalars ($V_{loop} = 0 \text{ m}^3/\text{h}$)

Tab. 12.4 Kenngrößen für die Experimente bei $V_{loop} = 0.0 \text{ m}^3/\text{h}$

Experimentalserie	Θ_{max} [%]	Θ_{mit} [%]	Θ_{min} [%]	V_{ung} [-]	Anzahl der Messpunkte mit einem Wert unter 5 %	$\Theta_{mit, the or}$ [%]	$\Delta\Theta_{mit}$ [%]
Drrrr_lr0v1	101.8	99.6	97.3	1.02	0	100.0	0.4
Drrrr_lr4v1	121.3	72.2	0.0	1.68	45	-	
Drrrr_lr5v1	115.6	57.8	0.0	2.00	68	-	

12.2.3 Vermischung im Downcomer

Die zwei am Anfang und am Ende des Downcomers installierten Gittersensoren erlauben es, detailliert die Vermischung im Downcomer zu untersuchen. Im Rahmen der generischen Untersuchungen zum Einfluss der Dichte auf die Vermischung wurden spezielle Experimente durchgeführt, um den Übergang von impulsdominierter zu dichtedominierte Vermischung qualitativ und quantitativ zu beschreiben.

In diesen Experimenten, die Teil der Versuchsmatrix (Tab. 12.1) sind, wurden systematisch die zwei folgenden Parameter variiert:

- Dichte der eingespeisten Lösung
- Volumenstrom in der Schleife, in die eingespeist wird

Alle anderen Randbedingungen, speziell auch die Einspeiserate mit $3.60 \text{ m}^3/\text{h}$ und die Einspeisedauer von $t = 5 \text{ s}$ bis $t = 15 \text{ s}$, waren identisch. Insgesamt trifft das für 18 Versuchsserien zu.

Wie auch bei den Untersuchungen der Vermischung im kalten Strang wurden auch Experimente ohne Dichteunterschiede mit einbezogen. Sie dienen als Vergleich.

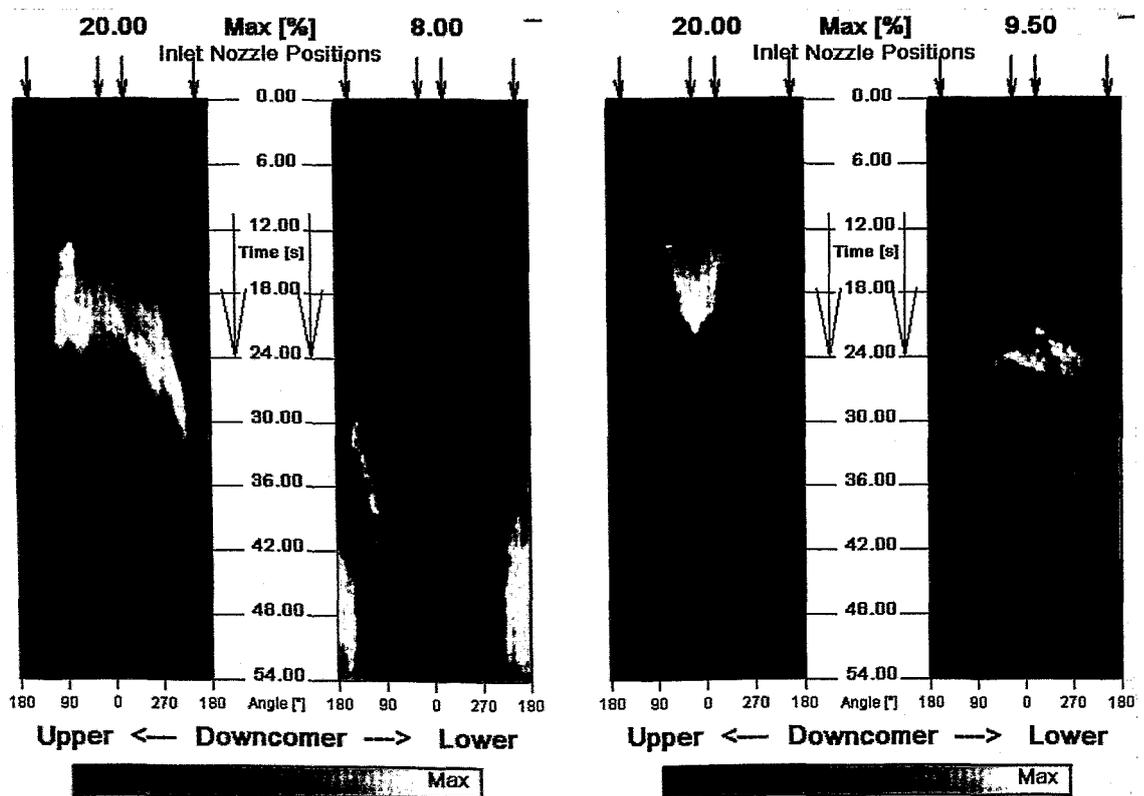


Abb. 12.8 Zeitverlauf des Vermischungsskalars an den zwei Downcomersensoren in den Experimenten ohne Dichteunterschied (links) und mit 10 % Dichteunterschied (rechts) sowie jeweils 10 % Volumenstrom

In der Abb. 12.8 ist der Zeitverlauf des Tracers am oberen und unteren Downcomer-sensor im Experiment mit einem Volumenstrom $v_{loop} = 18.5 \text{ m}^3/\text{h}$ (10 % vom Nominalwert) in der Schleife mit dem Zeitverlauf ohne Dichteunterschiede gegenübergestellt. In der Abbildung wurde eine Abwicklung der azimuthalen Konzentrationsverteilung auf der äußeren der beiden mittleren radialen Messpositionen des Downcomersensors ($r = 477.5 \text{ mm}$) als Zeitverlauf dargestellt. Der rote Pfeil kennzeichnet die Winkelposition der mit 10 % Volumenstrom arbeitenden Schleife.

Ungefähr 7 s nach Beginn der Einspeisung wird am oberen Downcomersensor direkt unterhalb der Winkelposition der aktiven Schleife Tracer detektiert. Aufgrund des durch die Pumpe erzeugten horizontalen Impulses wird die Strömung nach Auftreffen auf den Staupunkt in beide Richtungen um den Kernbehälter herumgeführt. Aus diesem Grund füllt sich innerhalb der nächsten Sekunden der gesamte Downcomer im Bereich des oberen Sensors mit Tracer. Auf der gegenüberliegenden Seite treffen die zwei Teilströme wieder zusammen und strömen nach unten. Auf dieser gegenüberliegenden Seite tritt die Strömung mit dem Tracer in die Messebene des unteren Downcomersensors ein. Nahezu der gesamte Tracer (d.h. auch die gesamte eingespeiste Lösung) strömt auf dieser Seite durch den Downcomer ins untere Plenum. Aus der Visualisierung des Tracers kann auf die Strömungslinien des quasistationären Strömungsfeldes geschlossen werden. Es

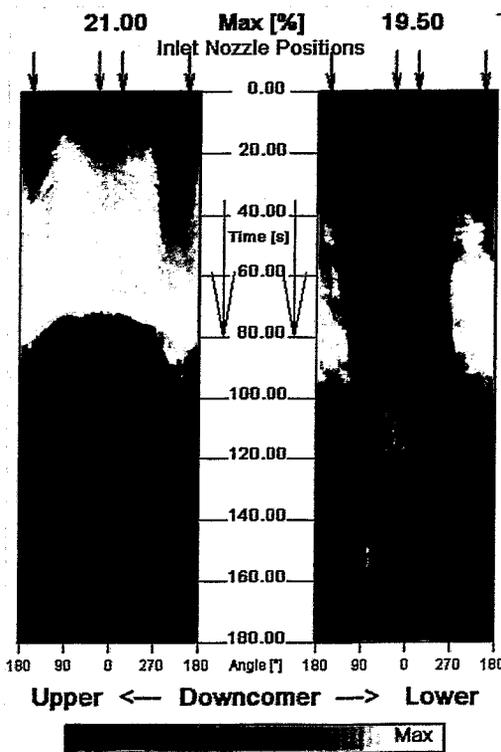


Abb. 12.9 Zeitverlauf im Experiment ohne Dichteunterschied mit 60s Einspeisung

Das Wasser mit höherer Dichte fällt nach dem Eintritt in den Downcomer senkrecht nach unten. Am unteren Gittersensor trifft es zuerst direkt unterhalb der Winkelpositi-

on weist auf ein Maximum im Geschwindigkeitsprofil auf der gegenüberliegenden Seite (bezogen auf die Position der aktiven Schleife) und auf ein entsprechendes Minimum genau unterhalb des Stützens dieser Schleife hin. Genau dieses Profil wurde durch Geschwindigkeitsmessungen mit LDA bei stationärem Einschleifenbetrieb gefunden [Gru01a]. Zur Verdeutlichung des eben beschriebenen ist auf der Abb. 12.9 das gleiche Experiment aber mit einer wesentlich längeren Einspeisezeit (60 s) dargestellt.

Das im rechten Teil der Abb. 12.8 dargestellte Experiment wurde bei den gleichen Strömungsrandbedingungen durchgeführt, aber die von $t = 5\text{s}$ bis $t = 15\text{s}$ eingespeiste Lösung hat eine um 10 % höhere Dichte. Der direkte Vergleich zeigt deutliche Unterschiede. Am oberen Sensor ist eine deutliche Verkleinerung des durch das Wasser mit höherer Dichte eingenommenen Bereichs zu beobachten. Dieser Sektor verengt sich noch im weiteren Zeitverlauf. Die Dichtedifferenz behindert die Ausbreitung der eingespeisten Lösung in horizontaler Richtung.

on der aktiven Schleife ein. Erst später wird es auch auf der gegenüberliegenden Seite detektiert. Der aufgrund des Dichteunterschiedes vorhandene und nach unten gerichtete inhärente Impuls der Strömung stört das vorhandene Strömungsfeld und führt zu den deutlich anders gearteten Vermischungsbildern. Die beiden betrachteten Experimente repräsentieren mit 0 und 10 % die zwei Grenzwerte des relevanten Dichtebereiches. Das erstere ist typisch für impulsdominierte, letzteres für dichtedominierte Strömung und Vermischung. Zur weiteren Identifikation des Übergangsbereichs von impuls- zu dichtedominierte Vermischung wurden Experimente mit Zwischenwerten der Dichtedifferenz durchgeführt.

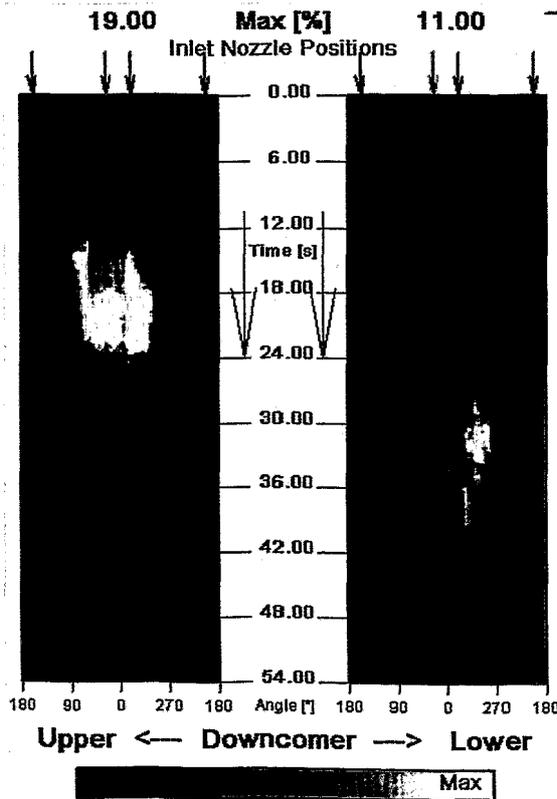


Abb. 12.10 Zeitverlauf im Experiment mit 4 % Dichteunterschied

Basierend auf dieser visuellen Einschätzung des Tracerverlaufs wurde alle hier betrachteten 18 Experimentalserien in drei Gruppen aufgeteilt: dichtedominierte Strömung (\diamond), Übergangsbereich ($*$) und impulsdominierte Strömung (Δ). Mit diesen Zeichen wurden die Experimente in das Schema in Abb. 12.11 eingezeichnet. Die Randbedingungen am Eintritt in den Downcomer wurden verwendet, um Froude-Zahlen für die Experimentalserien nach folgender Formel [Häf90] zu berechnen.

$$Fr = \frac{v_{in}}{\sqrt{g \cdot s \cdot \frac{\rho_{in} - \rho_a}{\rho_{in}}}} \quad (12.5)$$

Abb. 12.10 zeigt die Visualisierung eines Experiments mit einer Dichtedifferenz von 4 %. Man sieht deutlich, dass die Größe des durch das Notkühlwasser am oberen Downcomersensor eingenommenen Sektors zwischen den beiden Extremfällen (0 und 10 %) liegt. Die Messebene am unteren Sensor wird direkt unterhalb des Stutzens und auf der gegenüberliegenden Seite nahezu gleichzeitig erreicht. Das bedeutet, dass ein Teil des eingespeisten Mediums den Strömungslinien des durch die Pumpe erzeugten Strömungsfeldes folgt und ein anderer Teil dieses Strömungsfeld durch den inhärenten Dichteimpuls stört und direkt nach unten fällt. Dieses Experiment kann somit zum Übergangsbereich zwischen den beiden Strömungsregimen gezählt werden. Das Kriterium für die Zuordnung ist der azimutale Bereich, in dem zuerst Tracer am unteren Sensor im Downcomer detektiert wird.

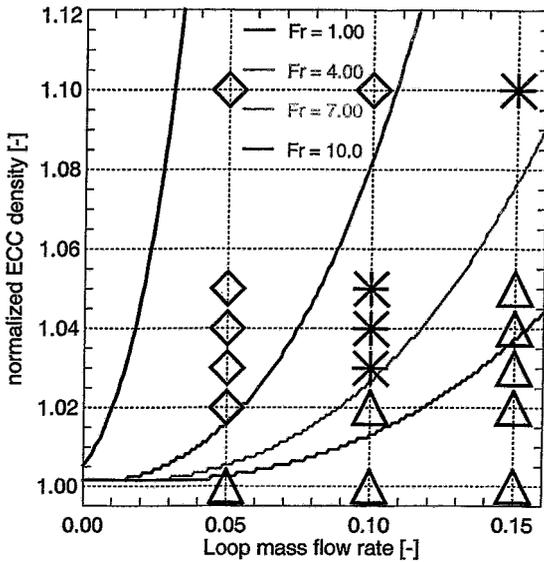


Abb. 12.11 Matrix der Experimente und Iso-
linien der Froude-Zahl nach (12.5)

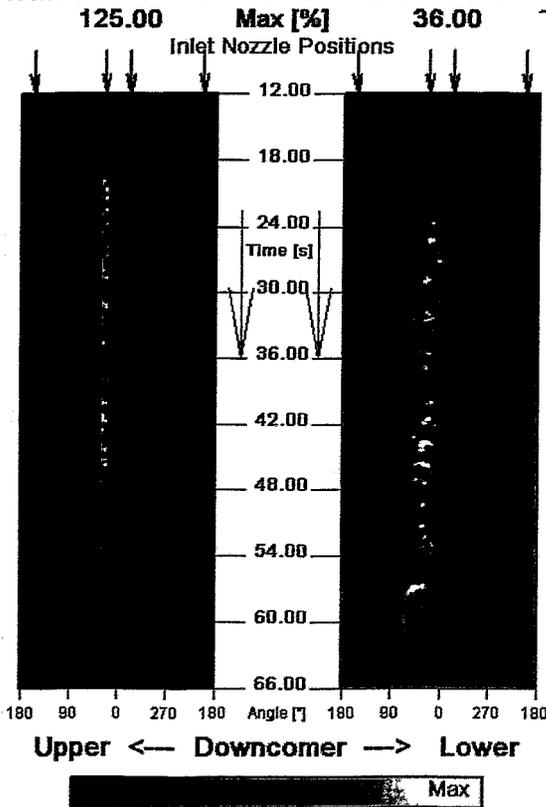


Abb. 12.12 Zeitverlauf im Experiment mit 10 %
Dichteunterschied und 0 % Volu-
menstrom

wobei: v_{in} - die Fluidgeschwin-
digkeit am Eintritt in den Reaktor,
bestimmt aus der Summe der
Volumenströme der Einspeisung
und der Schleife und dem Rohr-
leitungsquerschnitt A_{loop} :

$$v_{in} = \frac{v_{injection} + v_{loop}}{A_{loop}} \quad (12.6),$$

g - die Fallbeschleunigung, s -
die Downcomerspaltweite, ρ_{in} -
die Dichte des in den Reaktor
eintretenden Fluids, bestimmt un-
ter der Annahme homogener
Vermischung von eingespeistem
Notkühlwasser und Kreislauf-
wasser in der Schleife:

$$\rho_{in} = \frac{\rho_{injection} \cdot v_{injection} + \rho_{loop} \cdot v_{loop}}{v_{injection} + v_{loop}} \quad (12.7)$$

und ρ_a - die Dichte des umge-
benden Kreislaufwassers sind.

Nach dieser Formel wurden
Isolinien der Froude-Zahl berech-
net und in die Abb. 12.11 mit auf-
genommen. Alle Experimente,
die mit Hilfe des oben einge-
führten Kriteriums als dichte-
dominiert identifiziert wurden,
befinden sich links der Isolinie
 $Fr = 4.0$ und alle impulsdominier-
ten Experimente rechts der Linie
 $Fr = 7.0$. Diese zwei Froude-Zah-
len trennen die zwei Strömungs-
regime an der Versuchsanlage
ROCOM voneinander. Dazwi-
schen befindet sich der Über-
gangsbereich.

Am deutlichsten werden die
Dichteeffekte in den Experimen-
ten ohne anfängliche Zirkulation
in der Schleife. Abb. 12.12 zeigt
ein Experiment, wo 40 s Wasser
mit 10 % höherer Dichte mit der
höchstmöglichen Einspeiserate

von $5.04 \text{ m}^3/\text{h}$ (v_1 in Tab. 12.1) eindosiert wurde. Der am oberen Gittersensor durch den Tracer beeinflusste Sektor ist nur 15° breit. Die Visualisierung am unteren Sensor zeigt deutlich dichteinduzierte turbulente Strukturen. Nach Abschalten der Einspeisung bei $t=45\text{s}$ bricht die Zirkulation zusammen und das eingespeiste Wasser akkumuliert sich im unteren Plenum und Downcomer, wie aus der Darstellung am unteren Downcomersensor geschlossen werden kann.

12.2.4 Verteilungen am Kerneintritt

Abb. 12.13 zeigt die Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt zum Zeitpunkt des ersten Maximums in den oben beschriebenen Experimenten bei 10 % Volumenstrom sowie 0, 4 und 10 % Dichtedifferenz zwischen eingespeistem und Kreislaufwasser.

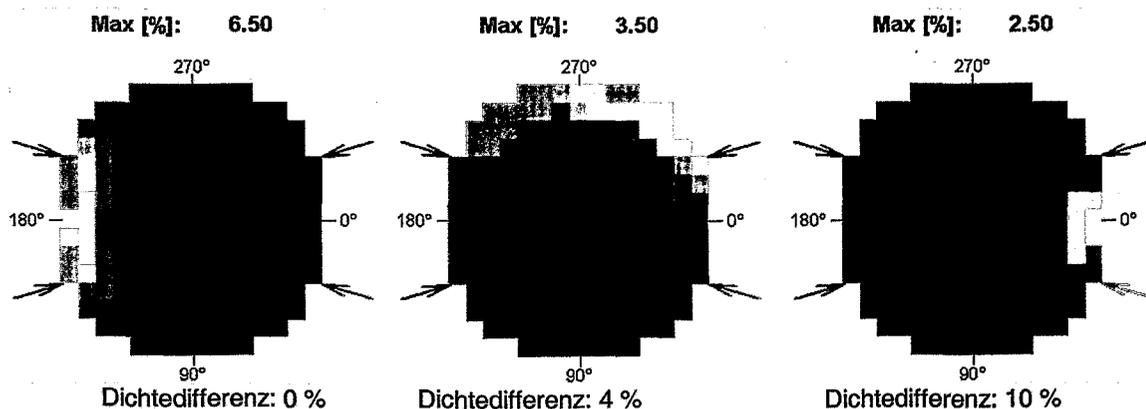


Abb. 12.13 Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt zum Zeitpunkt des ersten Maximums in den Experimenten mit 10 % Volumenstrom bei Variation der Dichte

Die im letzten Abschnitt aufgezeigten Vermischungsprozesse im Downcomer, die in Abhängigkeit von der Dichtedifferenz unterschiedliche Verteilungen des Notkühlwassers bewirken, bestimmen in gleicher Weise die Verteilung am Kerneintritt. So tritt das eingespeiste Notkühlwasser im Experiment ohne Dichteunterschiede zuerst auf der der aktiven Schleife gegenüberliegenden Seite in die Kerneintrittsebene ein. Genauso wie im Downcomer spiegelt das Experiment mit 4 % Dichteunterschied den Übergangscharakter der Strömung wieder, wo nahezu zur gleichen Zeit Tracer von allen Seiten in den Außenbereich der Kerneintrittsebene eintritt. Im Experiment mit 10 % Dichteunterschied wird der erste Tracer auf der Seite, an der sich die Winkelposition der aktiven Schleife (roter Pfeil) befindet, detektiert.

Akkumulation dichterem Wassers im unteren Plenum

Beim Experiment *Dyrrr_Ir5* wurde über einen Zeitraum von 40 s Wasser mit 10 % höherer Dichte bei einem Volumenstrom von $18.5 \text{ m}^3/\text{h}$ in der Schleife eingespeist. Die in Abb. 12.14 dargestellten Zeitsequenzen bestätigen noch einmal die oben getroffene Feststellung, dass Wasser mit höherer Dichte zuerst auf der Seite mit der aktiven Schleife am Kerneintritt detektiert wird. Weiterhin wird deutlich, dass sich das Wasser mit höherer Dichte im unteren Plenum akkumuliert und nur sehr langsam durch die Strömung wegtransportiert wird. Ab $t = 150 \text{ s}$, das sind mehr als 100 s nach

Beendigung der Einspeisung, beginnt das Notkühlwasser aus dem Randbereich des Kerns zu verschwinden. Aber bis zum Ende der Aufzeichnung bei $t = 300$ s befindet sich in einem großen Teil der Kerneintrittsebene, speziell auch im Zentrum noch Notkühlwasser.

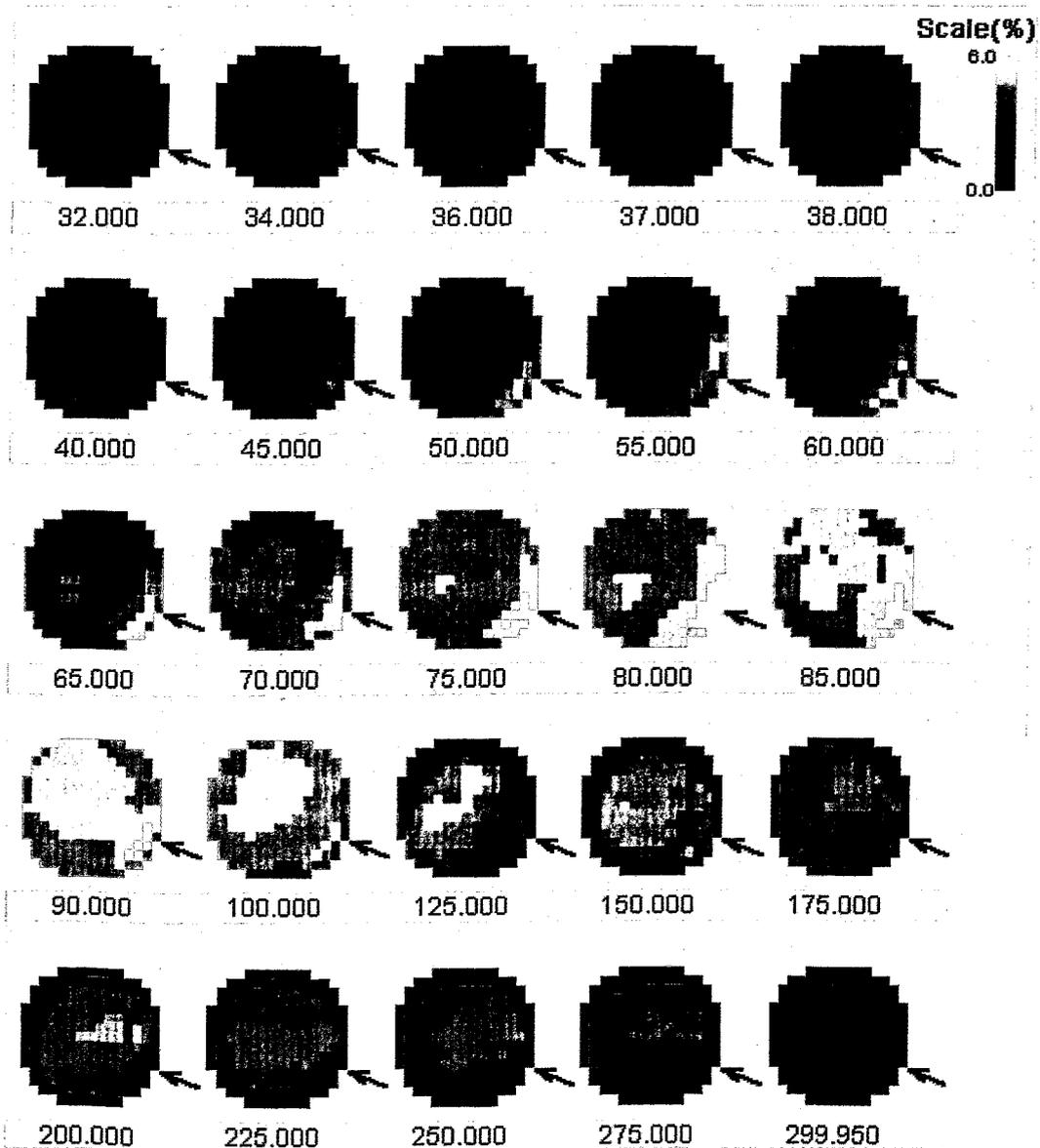


Abb. 12.14 Zeitsequenzen (in s) der Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt während eines Experiments mit 10 % Dichteunterschied und 10 % Volumenstrom in Schleife 1 (Pfeil)

13. Untersuchung der Vermischung im oberen Plenum

13.1 Einleitung

Aus verschiedenen Gründen befinden sich zur selben Zeit Brennelemente mit unterschiedlicher Anreicherung des Brennstoffs und Abbrand im Reaktorkern. Das bewirkt deutliche Unterschiede in der Wärmefreisetzung [Mit02] und als Folge auch Unterschiede in der Brennelementaustrittstemperatur. Im stationären Zustand bei Vollleistung werden Werte von über 30 K erreicht [Kan98]. Diese Ungleichmäßigkeiten im Temperaturprofil werden bis zum Eintritt in die heißen Stränge nicht vollständig ausgeglichen. Somit existiert ein gewisses Temperaturprofil über dem Querschnitt des heißen Strangs.

Es gibt eine Reihe von Situationen, in denen nicht alle Hauptkühlmittelpumpen in Betrieb sind. Dazu gehören Teilschleifenbetrieb mit verringerter Leistungsproduktion und die mögliche automatische Abschaltung einzelner Pumpen während Betriebstransienten. Außerdem ist das Abschalten von Hauptkühlmittelpumpen ein Standard-Inbetriebnahmeexperiment.

Die Analyse der Messdaten von Schleifentemperaturen während mehrerer Inbetriebnahmeexperimente [Gru98] zeigte deutlich, dass das rückströmende Kühlmittel sehr ungleichmäßig auf die aktiven Schleifen verteilt wird. Die daraus folgenden Asymmetrien in den Heißstrangtemperaturen haben einerseits Einfluss auf die Dampfproduktion der einzelnen Dampferzeuger, können andererseits aber auch zu asymmetrischen Verteilungen der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt führen, falls sie nicht abgebaut werden.

Es wurde ein zweiteiliges Versuchsprogramm aufgestellt, in dem diese beiden praxisrelevanten Vermischungssphänomene untersucht wurden. Abschnitt 13.2 behandelt die Vermischung vom Austritt aus den Brennelementen bis zu den heißen Strängen. In Abschnitt 13.3 sind die Untersuchungen zur Vermischung der Rückströmung bei Teilschleifenbetrieb beschrieben.

13.2 Vermischung vom Austritt aus den Brennelementen bis zum heißen Strang

13.2.1 Methodik der Experimente

Wie in Abschnitt 6 ausgeführt, besteht der Kerneinsatz an der Versuchsanlage RO-COM aus 193 Aluminiumrohren, die eine direkte Verbindung zwischen Kernein- und -austritt darstellen. Diese Konstruktion erlaubt es, Experimente durchzuführen, bei denen die Verteilung des Kühlmittels, das durch ein bestimmtes Brennelement (Aluminiumrohr) strömt, gemessen wird. Zu diesem Zweck wurden 8 absperrbare Bohrungen in den Reaktordeckel eingebracht. Über diese Bohrungen kann in alle Brennelemente eines Symmetriesektors eine Lanze eingebracht werden. Durch diese Lanze wird in das betreffende Brennelement Tracer injiziert. Der Außendurchmesser der Lanze beträgt 4 mm. Die Störung der Strömung im Rohr mit 30 mm Innendurchmesser ist vernachlässigbar klein. Der Tracerstrom beträgt 1.7 l/min. Auch der Beitrag zur Erhöhung des Volumenstroms durch das entsprechende Brennelement ist vernachlässigbar. Bei Nominalzustand ($4 \times 185 \text{ m}^3/\text{h}$ in allen vier Schleifen), bei dem die überwiegende Anzahl der Experimente durchgeführt wurde, beträgt die Erhöhung

des Volumenstroms durch das Brennelement durchschnittlich 2.7 %. Das Ende der Lanze mit der Austrittsöffnung für den Tracer befindet sich ungefähr 20 cm über der Kerneintrittsebene. Computergesteuert wird bei laufenden Pumpen Tracer über eine bestimmte Zeitdauer injiziert. Beim Aufsteigen im Rohr vermischt sich dieser Tracer mit dem durch das Rohr strömenden Kühlmittel. Bei einem Verhältnis von Länge zu Durchmesser $L/D \cong 30$ kann man davon ausgehen, dass der Tracer am Austritt aus dem Rohr vollständig vermischt ist. Es tritt ins obere Plenum ein und verlässt es über die vier Austrittsstutzen. In alle vier Austrittsstutzen wurden Gittersensoren installiert. Der Typ entspricht dem in Abschnitt 7 beschriebenen Gittersensor für den Eintrittsstutzen im kalten Strang (Abb. 7.1). Über jeden Austrittsstutzen wird somit ein Netz von Messpunkten mit einer Gitterschrittweite von 8.9 mm gespannt. Insgesamt sind in den vier Austrittsstutzen 864 Messpunkte installiert, an denen die Verteilung des Kühlmittels mit dem Tracer gemessen wird.

Ziel der Experimente war die Ermittlung stationärer Vermischungskoeffizienten. Es sollte der Anteil des Kühlmittels aus einem bestimmten Brennelement ermittelt werden, der sich an jeder Stelle im Gitternetz der 864 Messpunkte wiederfindet. Im quasistationären Strömungsregime (d.h. die Pumpen laufen mit konstanter Umdrehungszahl) wird in ein Brennelement solange Tracer injiziert, bis sich an den Gittersensoren in den Austrittsstutzen ein quasistationäres Leitfähigkeitsprofil einstellt. Es wurde auch hier in allen Experimenten darauf geachtet, dass die Einspeisung beendet ist, bevor das Kühlmittel einmal vollständig umgewälzt wurde.

Die gemessenen Leitfähigkeitswerte werden, genau wie in den oben beschriebenen Experimenten zur Untersuchung der Vermischung im Downcomer und unteren Plenum in dimensionslose Vermischungsskalare nach Gleichung (5.2) umgerechnet. Im Gegensatz zu den genannten Experimenten ist hierbei der Bezugswert, der die maximale Leitfähigkeitsänderung bestimmt, nicht direkt verfügbar. Er wird folgendermaßen bestimmt:

- (1) Berechnung der Salzkonzentration im eingespeisten Tracer aus der Leitfähigkeit im Dosiertank (Das ist notwendig, da bei hohen Salzkonzentrationen, die aufgrund der geringen Einspeiserate notwendig sind, der lineare Zusammenhang zwischen Konzentration und Leitfähigkeit nicht mehr gewährleistet ist. Die entsprechende Abhängigkeit wurde in speziellen Vorversuchen (Abb. 13.1) aufgenommen.)
- (2) Bestimmung der Salzkonzentration am Austritt aus dem Brennelement C_{BE} unter der Annahme homogener Vermischung der Tracerlösung mit dem durch das bespeiste Brennelement strömenden Kreislaufwasser:

$$C_{BE} = \frac{C_E \cdot m_E + C_0 \cdot m_{BE}}{m_E + m_{BE}} \quad (13.1),$$

wobei $C_E; C_0$ die Konzentrationen der Tracerlösung bzw. des Kreislaufwassers und $m_E; m_{BE}$ die Volumenströme durch die Tracerlanze und durch das Brennelement sind.

- (3) Ermittlung der Bezugsleitfähigkeit σ_1 in Gleichung (5.2) aus der Kalibrierkurve (Abb. 13.1).

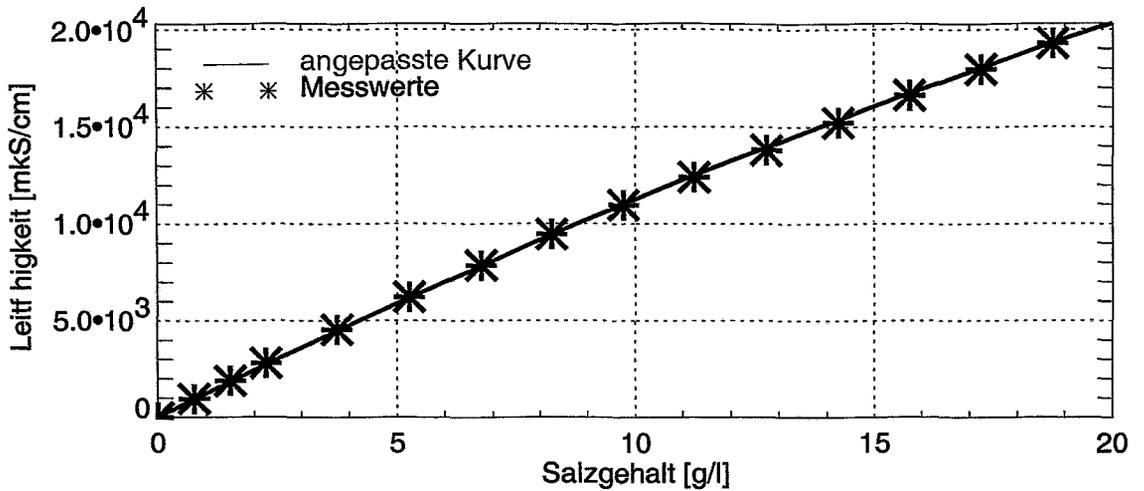


Abb. 13.1 Abhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit vom Salzgehalt

Diese Experimente tragen generischen Charakter, weil der flache Reaktordeckel an der Versuchsanlage ROCOM nicht dem Original entspricht und auch sämtliche Einbauten im oberen Plenum fehlen. Der Übergang vom Aluminiumrohr ins obere Plenum weicht auch von der Originalkonstruktion ab. Trotzdem können aus den Experimentaldaten wichtige Erkenntnisse für die Vermischungsvorgänge im oberen Plenum gewonnen werden. Weiterhin dienen die aufgenommenen Daten der Validierung von Rechenprogrammen, in spezieller Weise von CFD-Codes.

13.2.2 Übersicht über die durchgeführten Experimente

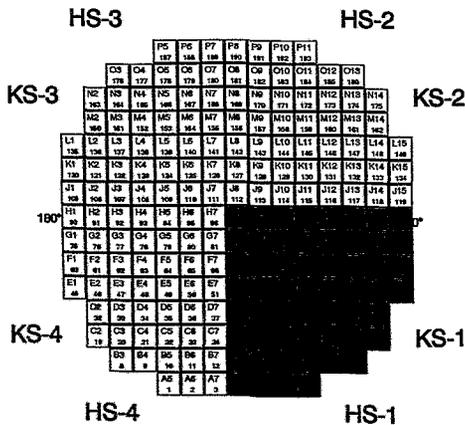


Abb. 13.2 Durchgeführte Experimente bei Vollschleifenbetrieb (Nominaldurchsatz)

Das Strömungsregime mit der höchsten Praxisrelevanz ist der Vollschleifenbetrieb bei Nominalzustand. Aus diesem Grund wurden Experimente durchgeführt, in denen in alle Brennelemente eines 90°-Symmetriesektors Tracer eingespeist wurde. Insgesamt betraf das 56 Brennelemente, die in Abb. 13.2 farblich dargestellt sind. Die bei den Betreibern üblichen Brennelement- und Schleifenbezeichnungen wurden mit angegeben. Weiterhin sind die Winkelpositionen der acht Stützen eingezeichnet. Die Symmetriebedingungen bei Vollschleifenbetrieb erlauben es, durch Spiegelung auf die anderen Sektoren Ergebnisse über die Verteilung des Kühlmittels aus jedem der 193 Brennelemente zu erhalten.

Tab. 13.1 Übersicht über alle durchgeführten Experimente

Lnnnn								Lxxxx		Lnnnr; Lnrrn; Lrnnn;Lrnnn			
A08	A09	A10	A11					A08	A09	A08			
B08	B09	B10	B11	B12	B13			B13		B09	B11		
C08	C09	C10	C11	C12	C13	C14		C09		C08	C13		
D08	D09	D10	D11	D12	D13	D14		D12		D09			
E08	E09	E10	E11	E12	E13	E14	E15			E08	E11	E14	
F08	F09	F10	F11	F12	F13	F14	F15	F10					
G08	G09	G10	G11	G12	G13	G14	G15	G15		G09	G12	G14	
H08	H09	H10	H11	H12	H13	H14	H15	H08		H08	H11	H13	H15

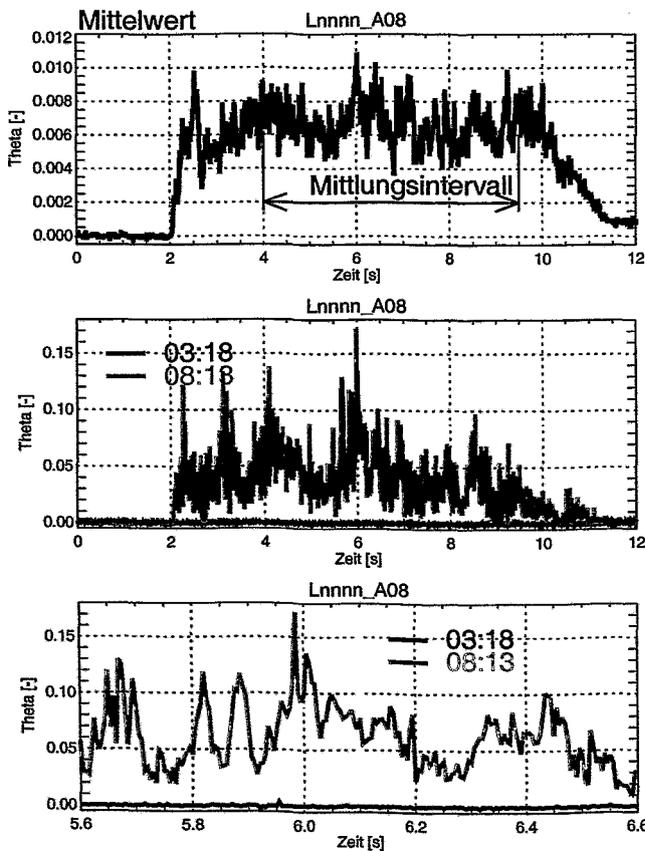


Abb. 13.5 Zeitlicher Verlauf des Vermischungskalars (Mittelwert und zwei ausgewählte Positionen im Messquerschnitt von Schleife 1) bei Einspeisung in Brennelement A08 bei Vollschleifenbetrieb

13.2.3 Experimentelle Ergebnisse bei Vollschleifenbetrieb

Abb. 13.5 zeigt den zeitlichen Verlauf des Mittelwertes (oben). Dieser Wert ergibt sich bei Mittelung über alle 864 Messpunkte in den Austrittsstutzen. Zusätzlich sind die Zeitverläufe an zwei ausgewählten Messpunkten des Sensors in Schleife 1 dargestellt (Mitte) sowie als Zeitausschnitt (unten). 2 s nach Beginn der Einspeisung erreicht der Tracer die Sensorebene. Der Mittelwert steigt schnell auf ein quasistationäres Niveau an und bleibt nahezu konstant. Deutlich sind hochfrequente Fluktuationen unterlegt von großflächigen Schwankungen des gesamten Feldes zu beobachten. Aufgrund dieser Fluktuationen wurden alle Experimente mit der oben erwähnten Messfrequenz von 200 Hz aufgezeichnet. Die Fluktuationen sind auch sehr deutlich in den Zeitsequenzen des Gittersensors im Austrittsstutzen von Schleife 1 zu sehen (Abb. 13.6). Auf dieser und allen folgenden Abbildungen von Zeitsequenzen oder gemittel-

ten Profilen im Querschnitt der vier Gittersensoren in den Austrittsstutzen ist die Blickrichtung grundsätzlich immer in Richtung Reaktor.

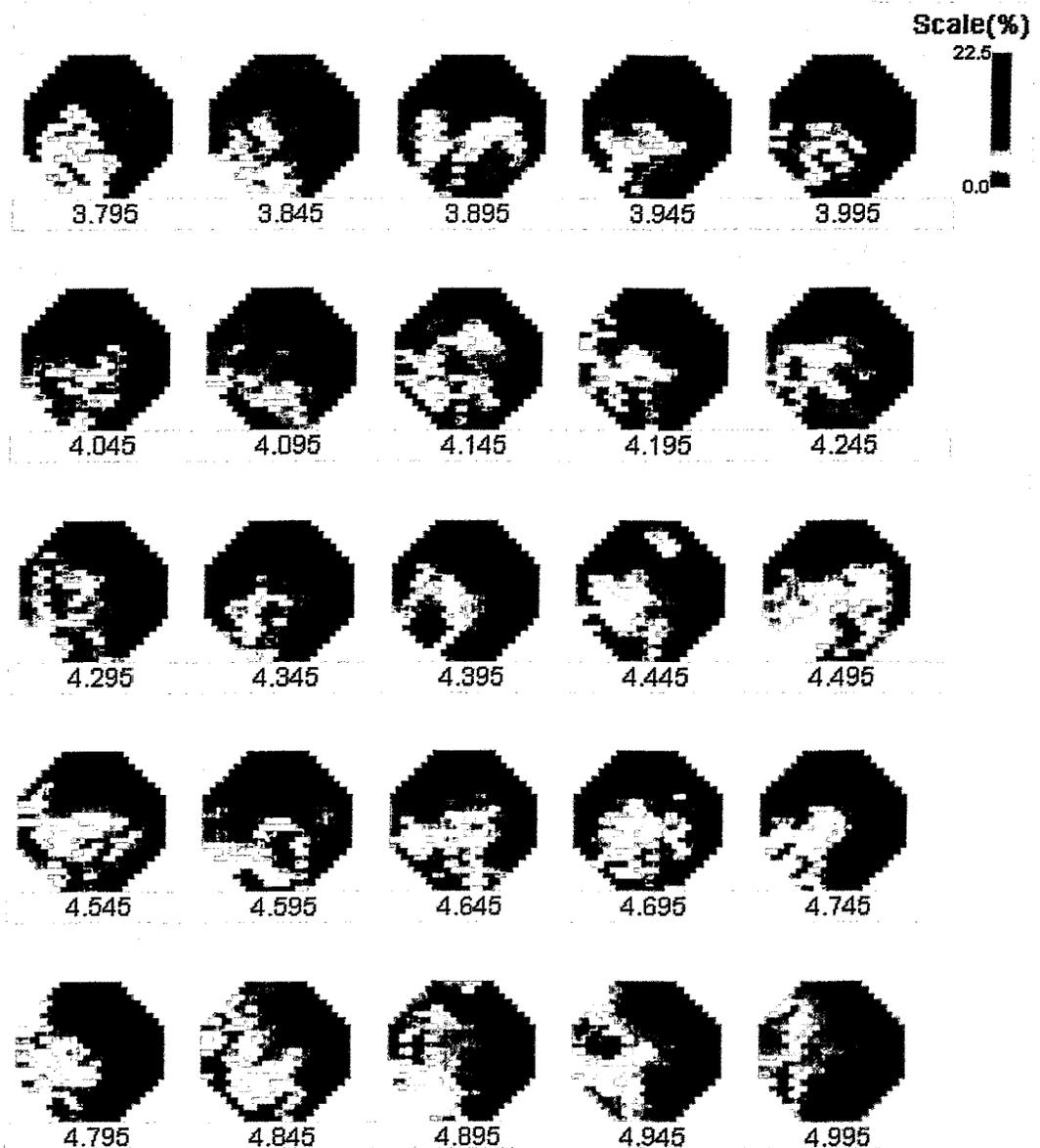


Abb. 13.6 Zeitsequenzen (in s) des Gittersensors im Austrittsstutzen von Schleife 1 bei Einspeisung in Brennelement A08 (am Rand des Kerns) bei Vollschleifenbetrieb

Die dargestellten Schnitte haben einen zeitlichen Abstand von 50 ms. Es wird deutlich, wie stark der Stromfaden aus dem Brennelement mit dem Tracer in der Sensorebene fluktuiert. Bevorzugt ist der Tracer aber in der unteren linken Ecke des Sensors zu finden. Der momentane Maximalwert erreicht einen Wert von 22,5 % bezogen auf die Konzentration im bespeisten Brennelement.

Abb. 13.7 zeigt Zeitsequenzen des Gittersensors im Austrittsstutzen von Schleife 2 im Experiment mit Tracereinspeisung in das Randlelement H15. Der Tracer geht zu etwa gleichen Teilen in die Austrittsstutzen 1 und 2, der momentane Maximalwert

wird in Schleife 2 erreicht. Die bei dem oben vorgestellten Experiment beobachteten Fluktuationen sind hier in gleicher Weise zu finden. Bevorzugt befindet sich der Tracer im linken Teil des Stutzens der Schleife 2.

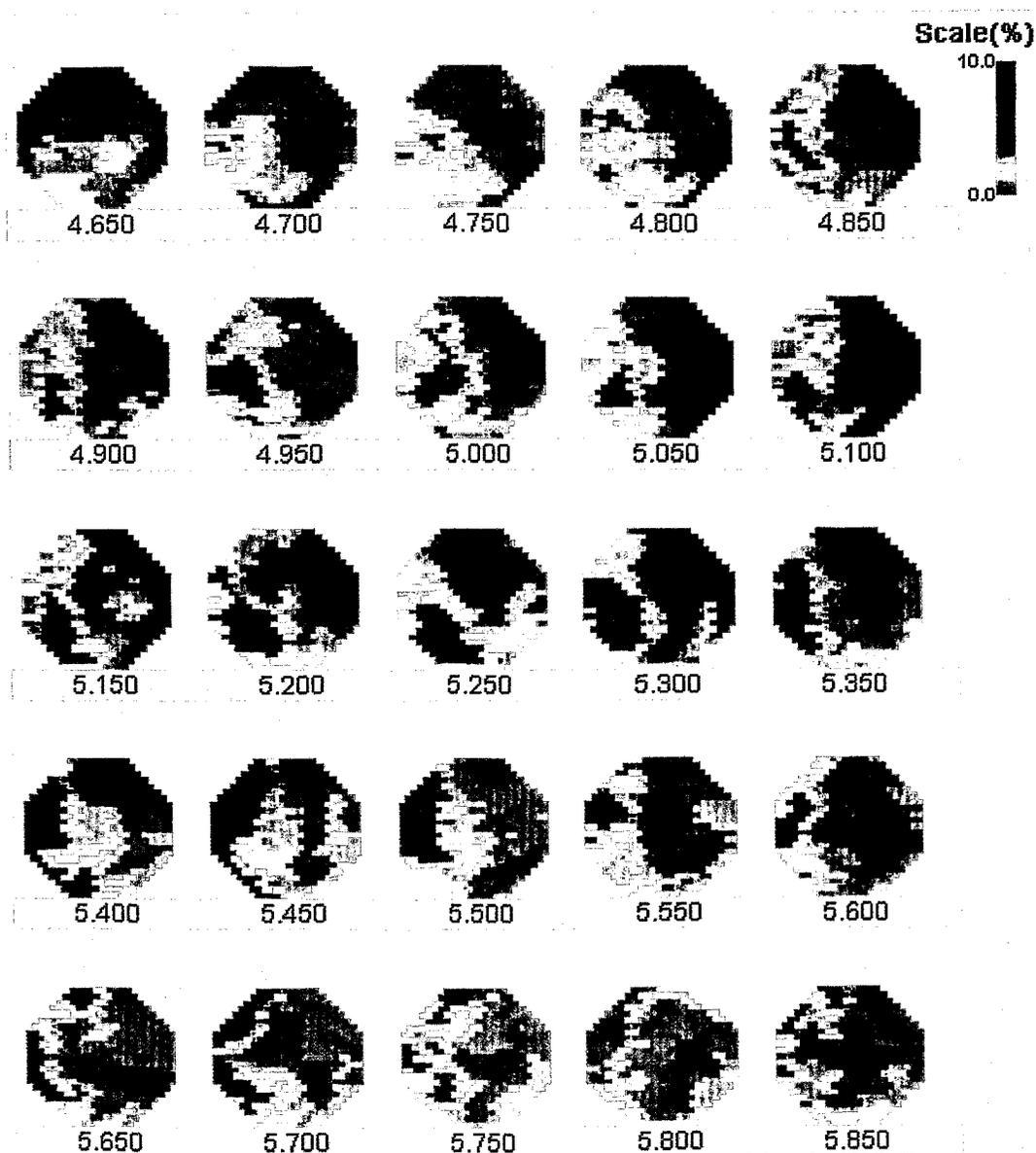


Abb. 13.7 Zeitsequenzen (in s) des Gittersensors im Austrittsstutzen von Schleife 2 bei Einspeisung in Brennelement H15 (am Rand des Kerns) bei Vollschleifenbetrieb

Diese visuellen Eindrücke der zwei betrachteten Experimente lassen schon Rückschlüsse über die Verteilung des Kühlmittels aus den einzelnen Brennelementen auf die vier Austrittsstutzen zu. Trotz der starken Fluktuationen gibt es in beiden Experimenten bevorzugte Positionen in den Austrittsstutzen, wo der Tracer die Sensorebene durchtritt.

Zur Quantifizierung der experimentellen Ergebnisse wurden für jedes Experiment alle gemessenen momentanen Vermischungskalare an jedem der 864 Messpunkte auf

dem quasistationären Plateau, das sich nach Aktivierung der Einspeisung einstellt (siehe z.B. Abb. 13.5), über alle Realisierungen gemittelt. Abb. 13.8 zeigt die Ergebnisse dieser Plateaumittlung für zwei typische Experimente. Aufgrund des unterschiedlichen Strömungsweges in den einzelnen Experimenten variiert der Zeitbereich, der für die Plateaumittlung herangezogen wurde, aber im allgemeinen wurden für die Mittlung rund 5000 Momentanwerte verwendet.

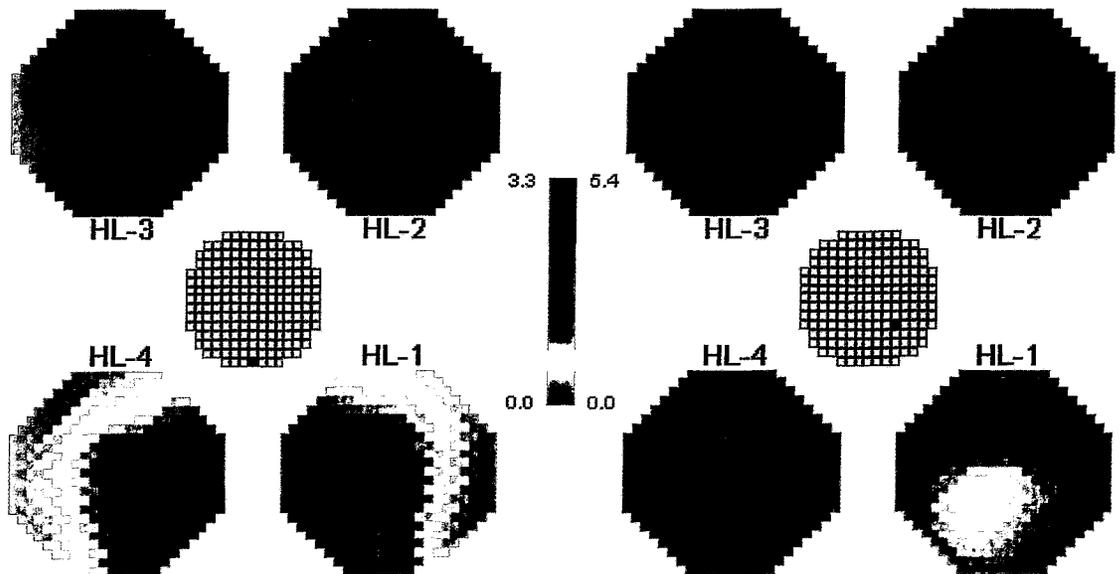


Abb. 13.8 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Vollschleifenbetrieb

Das Brennelement A08 befindet sich genau auf der Symmetrielinie zwischen den beiden Stutzen 1 und 4. Die Mittlung für das Experiment Lnnnn_A08 (links) zeigt auch eine fast symmetrische Aufteilung des Tracers zwischen diesen beiden Stutzen. Auf der gegenüberliegenden Seite (Stutzen 2 und 3) wird überhaupt kein Tracer registriert. Im auf der rechten Seite der Abbildung dargestellten Experiment Lnnnn_E11 (Position im inneren Bereich des Kerns) geht der gesamte Tracer durch Stutzen 1, in den anderen Stutzen wird kein Tracer registriert. Im Gegensatz zum auf der linken Seite dargestellten Experiment wird die höchste Tracerkonzentration hier im oberen Bereich des Austrittsstutzens angezeigt.

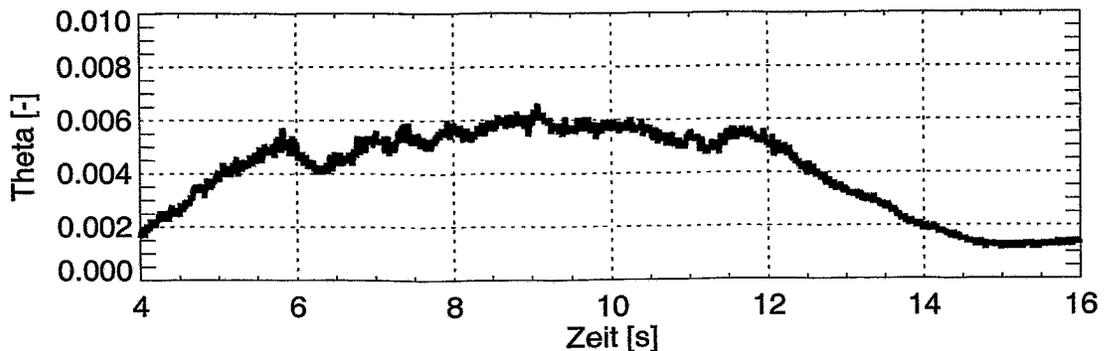
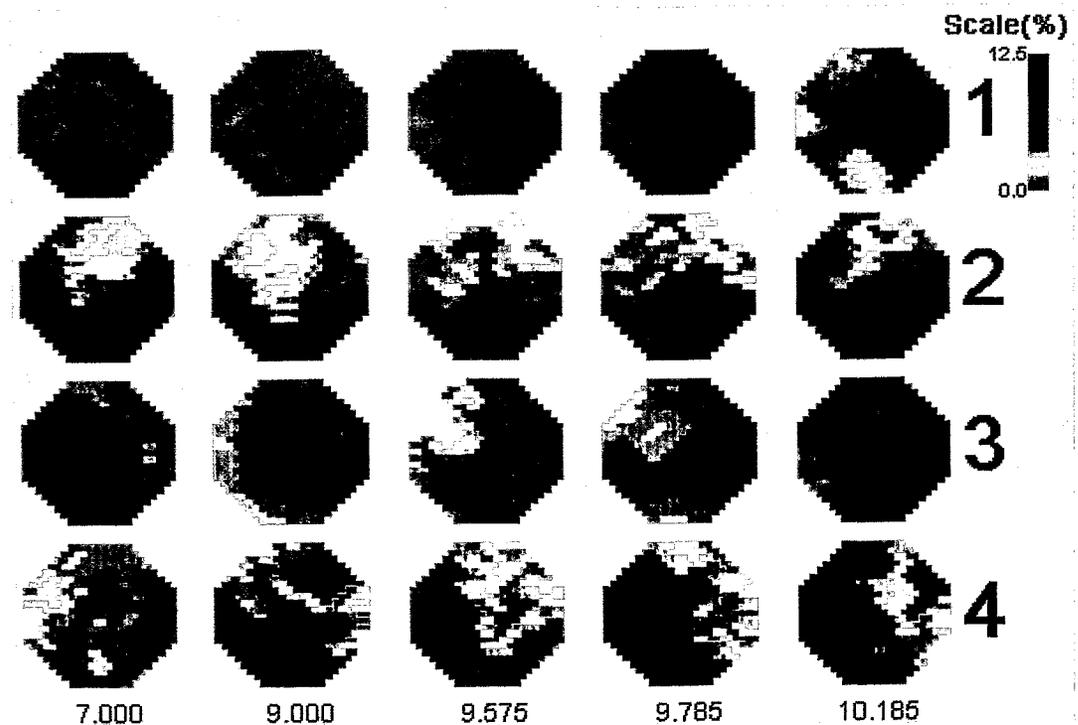


Abb. 13.9 Zeitsequenzen des Gittersensors in den Austrittsstutzen auf dem quasistationären Plateau bei Einspeisung in Brennelement H08 bei Vollschiefenbetrieb (Zeit in s)

Die Fluktuationen werden noch einmal an Hand des Experiments Lnnnn_H08 verdeutlicht. Diese Brennelement befindet sich genau in der Mitte des Reaktorkerns mit gleichem Abstand zu allen vier Austrittsstutzen. Im unteren Teil ist der Zeitverlauf des Mittelwertes über alle Messpositionen dargestellt. Auf dem quasistationären Plateau, das sich nach Aktivierung der Einspeisung einstellt, wurden fünf Momentanverteilungen des Vermischungsskalars in allen vier Austrittsstutzen extrahiert (oberer Teil von Abb. 13.9). Bei nahezu konstantem Mittelwert fluktuiert der Tracer zwischen allen vier Austrittsstutzen.

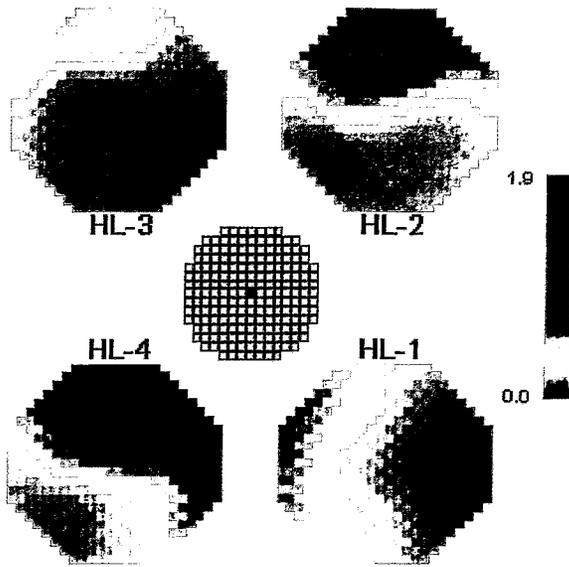


Abb. 13.10 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement H08 (Mittelposition) bei Vollschleifenbetrieb

Die Plateaumittlung müsste gleiche Profile für alle vier Sensoren liefern, da es ja das Mittelelement ist. Die Abb. 13.10 mit dem plateaugemittelten Werten für dieses Experiment zeigt, dass der Tracer aus Brennelement H08 in alle vier Austrittsstutzen verteilt wird. Diese Verteilung ist aber nicht vollständig symmetrisch. Da das Strömungsfeld im oberen Plenum sehr sensitiv gegenüber kleinsten Störungen ist, können z.B. Abweichungen in den eingestellten Volumenströmen unterhalb des Messfehlers der Durchflussmesser schon Abweichungen erzeugen, die für die Unterschiede in der Verteilung verantwortlich sind. Der Einfluss von kleinsten Veränderungen ist auch auf Abb. 13.11 zu sehen, wo die plateaugemittelten Profile der Einspeisung in Brennelement A08 und A09 gegenübergestellt sind. Die nahezu symmetrische Aufteilung des

Tracers aus Brennelement A08 auf die Stutzen 1 und 4 war oben schon diskutiert worden. Entfernt man sich nur um 30 mm von dieser Symmetrielinie, wie es im Experiment mit Einspeisung in Brennelement A09 getan wurde, so sind die Unterschiede in den Ergebnissen sehr groß. Im Austrittsstutzen von Schleife 4 wird nahezu kein Tracer registriert, fast alles verlässt das obere Plenum über Stutzen 1.

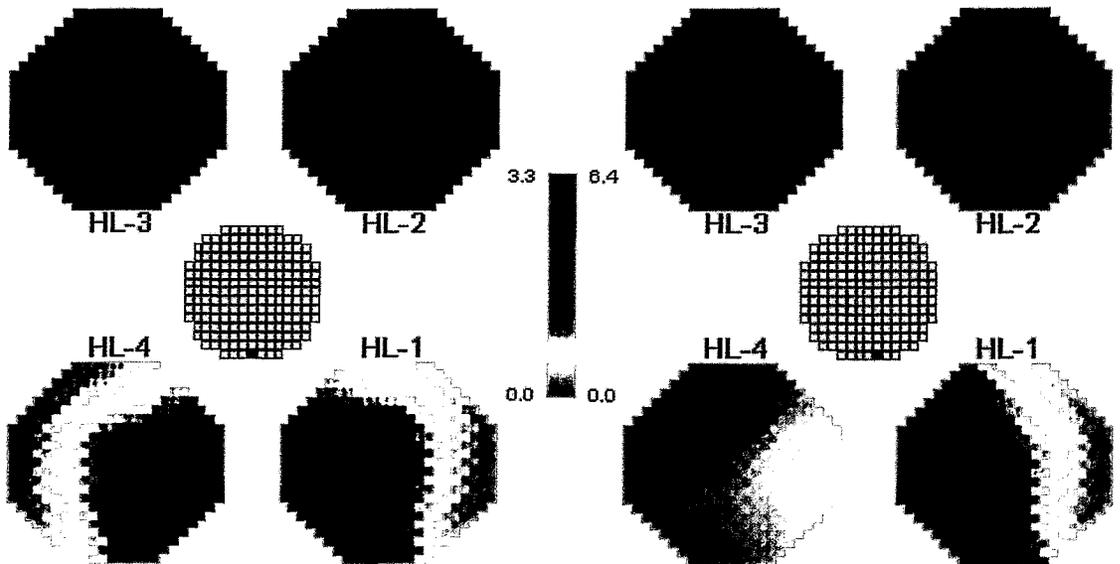


Abb. 13.11 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in die benachbarten Brennelemente A08 (links) und A09 (rechts) bei Vollschleifenbetrieb

13.2.4 Vermischungsbild auf dem quasistationärem Plateau bei Dreischleifenbetrieb

In Abb. 13.12 – 13.15 sind die plateaugemittelten Werte der Experimente bei jeweils einer abgeschalteter Schleife und Tracereinspeisung in die Brennelemente A08 und E11 dargestellt. Es sind die gleichen Brennelemente wie bei den in Abb. 13.8 dargestellten Experimenten bei Vollschleifenbetrieb.

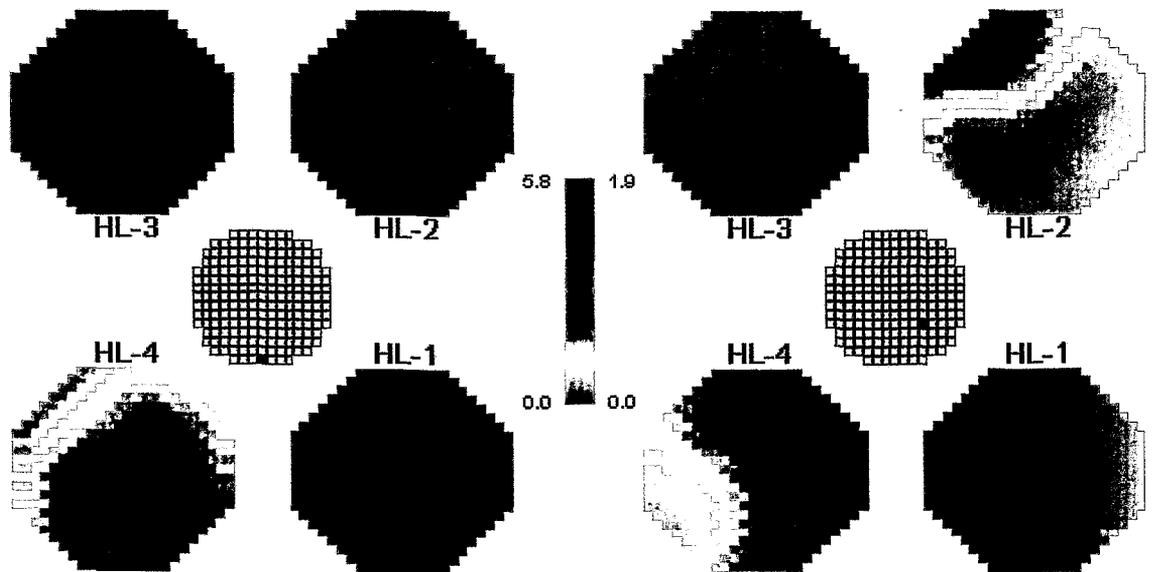


Abb. 13.12 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Dreischleifenbetrieb (Schleife 1 abgeschaltet)

Beim Experiment mit abgeschalteter Schleife 1 (Abb. 13.12) und Tracereinspeisung in A08 verläßt der Tracer das obere Plenum ausschließlich durch Schleife 4, im Gegensatz zum entsprechenden Vier-Schleifenexperiment (Abb. 13.8) ist das Maximum um 45° verschoben, es liegt direkt in der untersten Messebene und der gemessene Maximalwert ist um ungefähr 50 % größer. Die Rückströmung durch Schleife 1 bewirkt, dass bei Einspeisung in E11 ein Teil des Tracers zum gegenüberliegenden Stutzen 2 transportiert wird, während der größere Teil das obere Plenum durch Stutzen 1 verläßt. Der gemessene Maximalwert ist deutlich geringer.

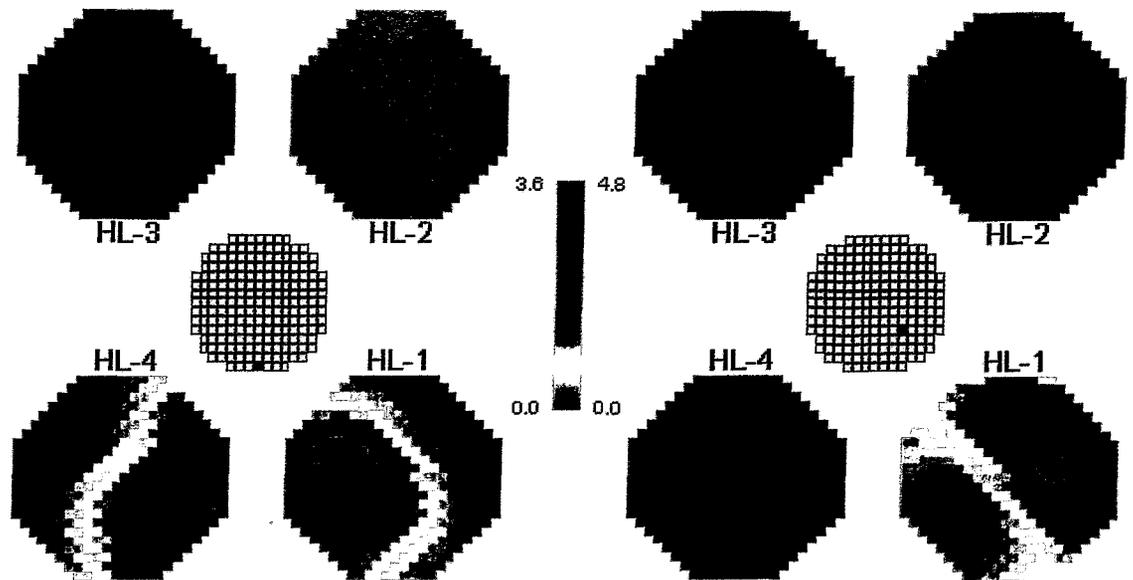


Abb. 13.13 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Dreischleifenbetrieb (Schleife 2 abgeschaltet)

Die Abschaltung von Schleife 2 hat nur einen geringen Einfluss auf das Vermischungsbild bei Einspeisung in A08 (Abb. 13.13) im Vergleich zum Vier-Schleifenexperiment, nur im oberen Bereich des Stutzens 4 ist das Strömungsfeld durch das rückströmende Kühlmittel geringfügig deformiert. Außerdem ist die Ausdehnung des Tracers in Stutzen 1 stärker begrenzt als im Referenzexperiment. Der Maximalwert ist dafür nahezu identisch mit dem entsprechenden Referenzwert bei Vier-Schleifenbetrieb. Wie im Vier-Schleifenexperiment verlässt der in Brennelement E11 eindosierte Tracer das obere Plenum nur durch Stutzen 1. Aber im vorliegenden Fall ist eine deutliche diagonale Trennlinie zwischen tracerhaltigem und tracerfreiem Kühlmittel zu sehen. Das Kühlmittel aus E11 steigt wahrscheinlich bis in den oberen Teil des oberen Plenums und wird von dort durch das aus Schleife 2 rückströmende Kühlmittel in den Stutzen 1 gedrückt. Eine diagonale Trennlinie zwischen tracerhaltigem und tracerfreiem Teil des Stutzenquerschnitts ist deutlich zu sehen.

Das Vermischungsbild bei Einspeisung in Brennelement A08 (Abb. 13.14, links) im Experiment mit abgeschalteter Schleife 3 ist nahezu ein Spiegelbild der Verteilung bei abgeschalteter Schleife 2. Das spricht deutlich für das Vorhandensein einer Symmetrieebene im oberen Plenum bei Teilschleifenbetrieb. Die Unterschiede im Vermischungsbild bei Einspeisung in Brennelement E11 zum entsprechenden Experiment bei Vollschleifenbetrieb sind geringer als bei Abschaltung von Schleife 2. Der größere räumliche Abstand ist dafür verantwortlich, dass der Bereich mit der maximalen Tracerkonzentration nicht soweit in den unteren Teil des Austrittsstutzen von Schleife 1 verschoben wird wie in Abb. 13.12.

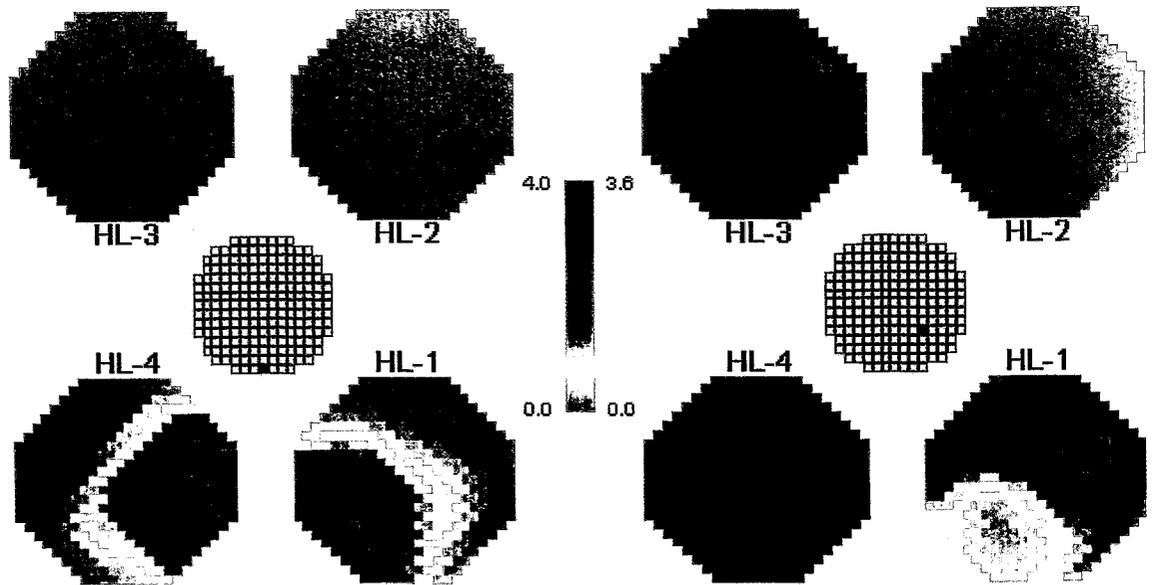


Abb. 13.14 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Dreischleifenbetrieb (Schleife 3 abgeschaltet)

Die Verteilung des Tracers bei Einspeisung in Brennelement A08 bei abgeschalteter Schleife 4 (Abb. 13.15 links) ist weitgehend eine Spiegelung der Verteilung im entsprechenden Experiment bei abgeschalteter Schleife 1. Im vorliegenden Fall ist die Begrenzung auf den unteren Teil des Stutzens stärker ausgeprägt, was sich auch in einem höheren Maximalwert äußert. Auffallend ist wiederum, wie sich die Verteilung des Tracers mit der bei Einspeisung in E11 (Abb. 13.15 rechts) ergänzt.

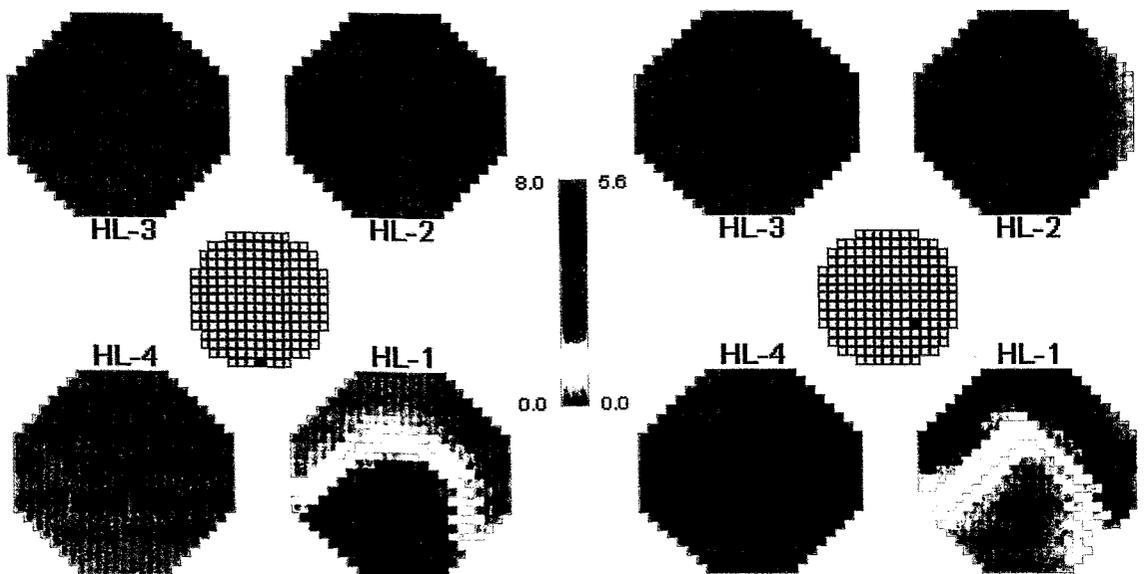


Abb. 13.15 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Dreischleifenbetrieb (Schleife 4 abgeschaltet)

13.2.5 Experimente bei reduziertem Durchsatz

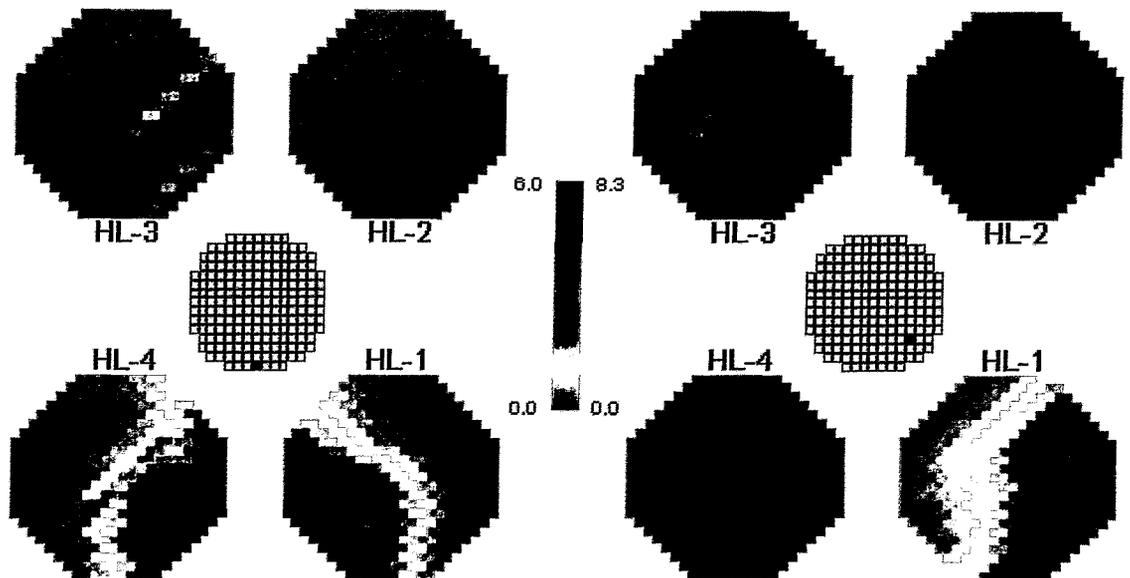


Abb. 13.16 Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und D12 (rechts) bei Vollschleifenbetrieb und reduziertem Durchsatz

Für einige ausgewählte Brennelementpositionen wurden Experimente bei auf 25 % reduziertem Durchsatz in allen vier Schleifen durchgeführt. Es sollte der Einfluss der längeren Transportzeit auf die Vermischung und auf die hochfrequenten Fluktuationen des Strömungsfeldes untersucht werden. Der Vergleich des plateaugemittelten Vermischungsbildes bei Einspeisung in Brennelement A08 (Abb. 13.16) zeigt keine Unterschiede zum entsprechenden Experiment bei Nominaldurchsatz. Gleiches gilt für das Brennelement aus dem inneren Bereich des Kerns (hier ist D12 ausgewählt).

Auch bei den Fluktuationen ist keine Abhängigkeit vom Durchsatzniveau zu erkennen, wie aus Abb. 13.17 hervorgeht. Dort sind für drei verschiedene Strömungsregime (Vollschleifenbetrieb bei Nominal- und reduziertem Durchsatz sowie ein Dreischleifenregime) bei Einspeisung in Brennelement A08 der Zeitverlauf des Mittelwertes sowie der Verlauf an einer bestimmten Messposition in Austrittsstutzen 1 dargestellt.

13.2.6 Schlussfolgerungen

Die durchgeführten Experimente bei Voll- und Teilschleifenbetrieb erlauben folgende Schlussfolgerungen:

- Es gibt hochfrequente Fluktuationen im oberen Plenum der Versuchsanlage.
- Auf dem Weg durch das obere Plenum wird das Kühlmittel relativ gering vermischt, es strömt aus den Brennelementen bevorzugt zum nächstgelegenen Austrittsstutzen.

- Im jeweiligen Austrittsstutzen durchquert das Kühlmittel aus Brennelementen vom Rand des Kerns bevorzugt an Positionen im unteren und aus Brennelementen aus dem inneren Bereich des Kerns bevorzugt an Positionen im oberen Bereich die Messebene.
- Im variiertem Bereich des Massenstroms ist keine Abhängigkeit der Fluktuationen vom Kerndurchsatz zu beobachten.
- Eine gleichzeitige Reduzierung des Massenstroms auf 25 % des Nominalwertes hat keinen Einfluss auf die plateaugemittelte Verteilung des Vermischungskalars.
- Das rückströmende Kühlmittel der abgeschalteten Schleife bei Dreischleifenbetrieb beeinflusst merklich die Vermischung im oberen Plenum.

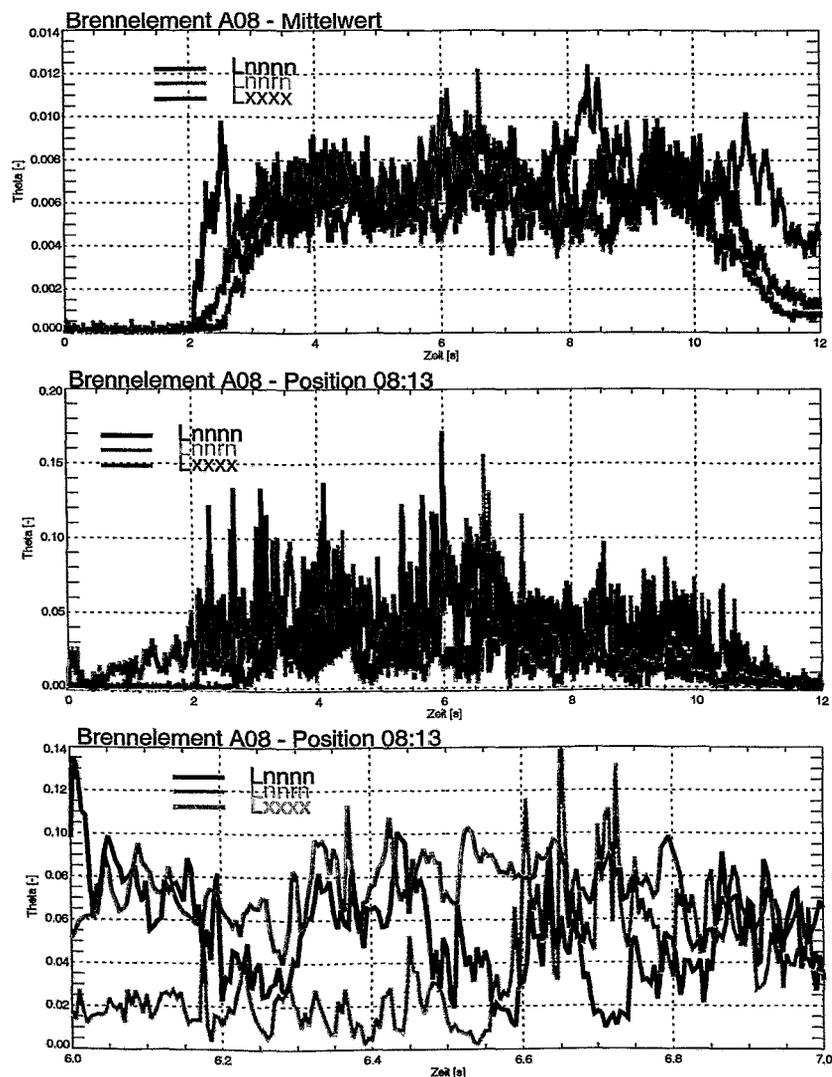


Abb. 13.17 Zeitlicher Verlauf des Vermischungskalars (Mittelwert und eine ausgewählte Position) bei Einspeisung in Brennelement A08 bei verschiedenem Durchsatz

13.3 Vermischung rückströmenden Kühlmittels bei Teilschleifenbetrieb

13.3.1 Methodik der Experimente

Die Experimente wurden bei stationärem Pumpenbetrieb durchgeführt. Alle Kombinationen des Teilschleifenbetriebs wurden experimentell untersucht. In den aktiven Schleifen (die Anzahl variierte zwischen 1 und 3) wurde jeweils der nominale Volumenstrom von $185.0 \text{ m}^3/\text{h}$ eingestellt. Die Pumpe in Schleife 1 war in allen Experimenten abgeschaltet. Tracer wurde in den Rückstrom von Schleife 1 ins obere Plenum eingespeist. Die Einspeisung erfolgte über das Dosiersystem (siehe Abschnitt 6.5) in den heißen Strang ungefähr 2 m vor dem Eintritt ins obere Plenum. An diese Stelle wurde ein Stutzen mit dem in Abschnitt 6.6 beschriebenen Mischer angebracht, der für eine gleichmäßige Verteilung des Tracers über dem Rohrquerschnitt sorgte. In den Experimenten wurde über einen Zeitraum von mehreren Sekunden eindosiert. Ziel der Experimente war die Ermittlung von stationären Vermischungskoeffizienten auf dem quasistationären Plateau, dass sich bei der Dauereinspeisung einstellt. Wie auch bei anderen Untersuchungen wurden alle Experimente zur Unterdrückung der statistischen Fluktuationen mit identischen Randbedingungen fünfmal wiederholt. Bezugswert für die Bestimmung der dimensionslosen Vermischungsskalare nach Gleichung (5.2) ist der Maximalwert auf dem quasistationären Plateau in der Schleife mit der Einspeisung.

13.3.2 Verteilungen in den Austrittsstutzen

Exemplarisch werden hier die plateau gemittelten Profile in den Austrittsstutzen für das Experiment Lrnnn_up (Schleifen 2-4 werden mit Nominalvolumenstrom betrieben) und Lrnnr_up (Schleifen 2 und 3 werden mit Nominalvolumenstrom betrieben, Schleife 4 ist wie Schleife 1 abgeschaltet) vorgestellt.

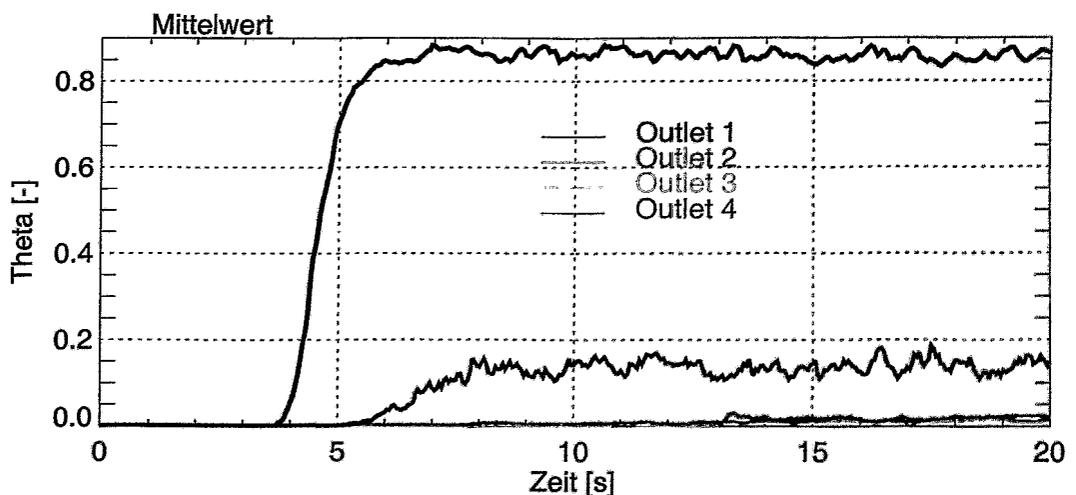


Abb. 13.18 Zeitverlauf des Mittelwertes an den Gittersensoren in den vier Austrittsstutzen im Experiment Lrnnn_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1)

Abb. 13.19 zeigt deutlich, dass der Hauptteil des aus Schleife 1 rückströmenden Kühlmittels in die benachbarte Schleife 4 strömt. Die Mittelwerte in den anderen beiden Austrittsstutzen steigen fast gar nicht an.

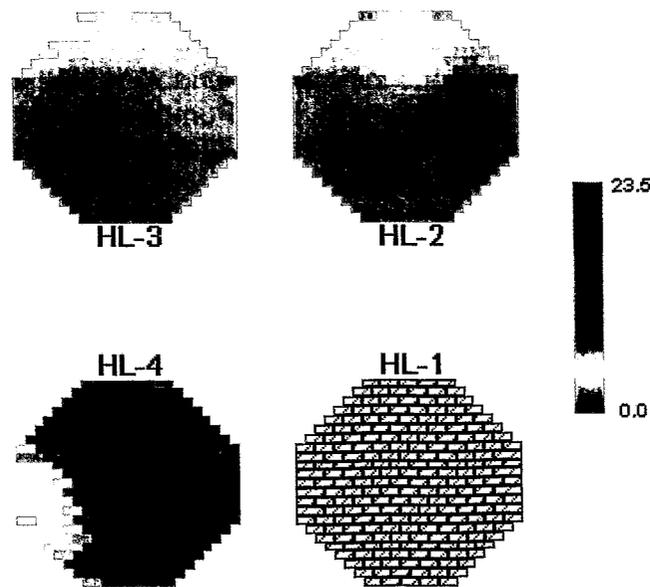


Abb. 13.19 Verteilung des plateaugemittelten Vermischungsskalars an den Gittersensoren in den Austrittsstutzen der drei aktiven Schleifen im Experiment Lrnnn_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1)

Im Austrittsstutzen von Schleife 4 befindet sich der Tracer bevorzugt direkt im Bereich neben dem Austrittsstutzen der rückströmenden Schleife. Maximalwerte von über 23 % bezogen auf den Plateauwert der rückströmenden Schleife werden erreicht. Geringe Mengen Tracers werden im oberen Bereich der beiden gegenüberliegenden Austrittsstutzen registriert. Große Teile des Querschnitts bleiben vom Tracer unbeeinflusst, was sich auch im geringen Anstieg des Mittelwertes verdeutlicht.

Bei Abschaltung der Schleife 4 muss sich das rückströmende Kühlmittel auf die beiden gegenüberliegenden Stutzen verteilen. Aus diesem Grund steigen die Mittelwerte (Abb. 13.20) in diesen beiden Sensoren auch auf höhere Werte als im eben betrachteten Experiment Lrnnn_up.

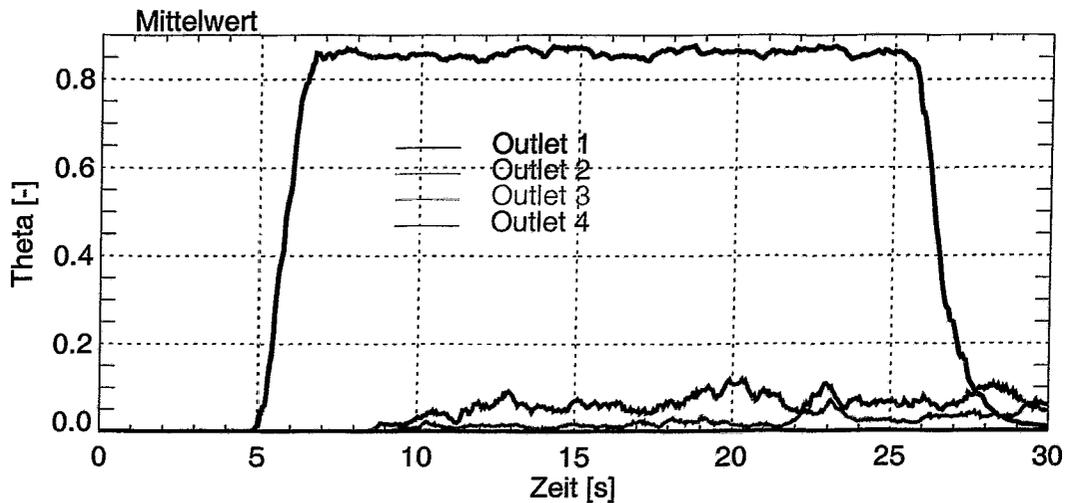


Abb. 13.20 Zeitverlauf des Mittelwertes an den Gittersensoren in den vier Austrittsstutzen im Experiment Lrnnr_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1, ohne Tracer in Schleife 4)

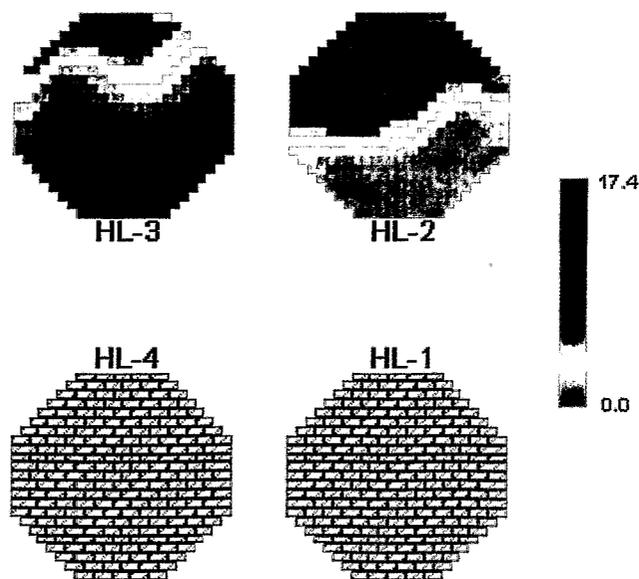


Abb. 13.21 Verteilung des plateaugemittelten Vermischungsskalars an den Gittersensoren in den Austrittsstutzen der zwei aktiven Schleifen im Experiment Lrnnr_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1, ohne Tracer in Schleife 4)

Wie auch im oben betrachteten Experiment wird der Tracer in den gegenüberliegenden Austrittsstutzen nur im oberen Bereich detektiert (Abb. 13.21). Der Maximalwert wird mit 17.4 % in Schleife 2 gemessen.

14. Zusammenfassung

Das wissenschaftliche Ziel des Vorhabens wurde erreicht. Es bestand in der Ermittlung der räumlichen und zeitlichen Profilierung der Kühlmittelparameter am Spaltzoneintritt, die bei Prozessen auftritt, bei denen an den einzelnen Kühlmittelintrittsstutzen des Reaktors unterschiedliche Borsäurekonzentrationen bzw. Kühlmitteltemperaturen vorliegen. Diese Transienten weisen eine hohe Sicherheitsrelevanz auf, da sowohl die Borsäurekonzentration als auch die Temperatur des Kühlmittels gleichzeitig die Moderatoreigenschaften und damit die Neutronenkinetik des Reaktorkerns beeinflusst. Im Hinblick auf Deborierungstransienten ist eine Vielzahl unterschiedlicher Szenarien analysiert worden, bei denen es zu einer raschen Absenkung des Borgehalts im Kern kommt. Die Vermischungsvorgänge bei Frischdampfleck, bei denen es zur Absenkung der Kühlmitteltemperatur in einer Schleife kommt, wurden ebenfalls untersucht.

Im Teil 1 des Vorhabens wurde nach vereinfachten analytischen Ansätzen für die Beschreibung der Vermischung gesucht. Die diesbezüglichen Möglichkeiten erwiesen sich jedoch als sehr eingeschränkt, so dass auf die Anwendung dreidimensionaler Fluidodynamikcodes (CFX) übergegangen wurde. Ihre Anwendung setzt die Validierung anhand von Experimenten voraus. Darüber hinaus wurde festgestellt, dass es Szenarien gibt, bei denen die Vorhersagegenauigkeit heutiger CFD-Modelle noch stark beschränkt ist und dass es Aspekte der Vermischung gibt, die bisher noch ungenügend experimentell untersucht waren. Aus diesem Grund wurde im Ergebnis von Teil 1 eine Versuchsanlage zur Untersuchung der Vermischung im Strömungspfad vom Reaktoreintritt zum Kerneintritt vorgeschlagen und ihre Auslegungskriterien definiert.

Im Teil 2 des Vorhabens wurde ausgehend von diesen Ergebnissen das Instrumentarium zur Berücksichtigung der Kühlmittelvermischung im Reaktor bei Störfallanalysen geschaffen, die eine für die Sicherheitsbewertung notwendige gekoppelte neutronenkinetisch-thermohydraulische Betrachtungsweise erfordert. Das Vorhaben beschränkte sich auf Vorgänge ohne Verdampfung des Kühlmittels, die Vermischung innerhalb des Reaktorkerns blieb ausgeklammert.

Zusätzlich betrachtet wurde die Vermischung im oberen Plenum des Reaktors. Modelle der dort ablaufenden Vermischungsvorgänge sind innerhalb der Kopplung zwischen thermohydraulischen Systemcodes und dreidimensionalen Neutronenkinetikprogrammen für die Schließung des Kreislaufs notwendig, die bei der Analyse einiger Transienten zu einer verbesserten Simulation führt.

Die Untersuchungen konzentrierten sich auf den Reaktortyp KONVOI mit 1300 MW elektrischer Leistung. Damit wird ein Beitrag für den sicheren Betrieb wichtiger bestehender Anlagen geleistet. Durch die Einbindung von CFD-Codes und deren Validierung wird neben der Übertragung auf die Original-KONVOI-Anlage auch eine Übertragung auf andere Druckwasserreaktoren möglich.

Das Arbeitsprogramm umfasste die folgenden Punkte:

- Experimentelle Ausrüstung
 - Aufbau des Versuchsstandes
 - Entwicklung der Leitfähigkeitsmesstechnik
 - Laser-Doppler-Anemometrie
 - Videotechnik für Farbtracer-Anwendungen

- Experimente zur Kühlmittelvermischung
 - Erstellen einer Versuchsmatrix
 - Voll- bzw. Teilschleifenbetrieb bei Temperatur- bzw. Borsäureabsenkung
 - Pumpenzuschaltung mit deboriertem Pfropfen in einer Schleife
 - Einsetzen des Naturumlaufs nach inhärenter Deborierung
 - Kaltwassertransienten mit Dichtegradienten
 - Vermischung im oberen Plenum vom BE-Austritt zum Reaktoraustritt
 - Vermischung im oberen Plenum bei Rückströmung in einer Schleife
- Numerische Simulation mit CFX-4
- Übertragungsmodelle für Kühlmittelstörungen
 - Übertragungsmodell bei Vollsleifenbetrieb
 - Vermischung eines Deionatpfropfens

Alle genannten Arbeitspunkte wurden abgearbeitet. Hierfür wurde die breit nutzbare Versuchsanlage ROCOM (**R**ossendorf **C**oolant **M**ixing **M**odel) aufgebaut, die den zu untersuchenden Reaktortyp im Maßstab 1:5 nachbildet. Durch die volle Abbildung aller vier Umwälzschleifen, die flexible computergestützte Steuerung der Kühlmittelzirkulation und der Tracereinspeisung zur Generierung der Randbedingungen sowie die speziell für ROCOM entwickelte Gittersensormesstechnik zur räumlich und zeitlich hochauflösenden Bestimmung von Konzentrationsverteilungen stellt ROCOM heute eine weltweit führende Versuchsanlage auf dem Gebiet der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren dar.

Bei den Experimenten wurden transiente Konzentrationsverteilungen am Kerneintritt für alle gemäß Arbeitsplan zu betrachtenden Szenarien ermittelt, die in Borsäure- bzw. Temperaturverteilungen umgerechnet werden können. Daneben wurden erstmals auch hochaufgelöste Verteilungen im Downcomer erhalten, die gemeinsam mit Geschwindigkeitsmessungen mit Laser-Doppler-Anemometern zur Aufklärung der Ursache der beobachteten Phänomene führten und sich als außerordentlich geeignet für die Validierung des CFD-Codes CFX erwiesen haben.

Bei allen Versuchen zeigte sich, dass die Vermischung innerhalb des Druckbehälters (Downcomer, unteres Plenum, Core, oberes Plenum) auch bei der für den Reaktor charakteristischen hochturbulenten Strömung unvollständig bleibt. Bei Betrieb der Hauptkühlmittelpumpen und quasistationären Verhältnissen konzentriert sich das aus der gestörten Schleife (d.h. der Schleife, in der entweder die Temperatur oder die Borsäurekonzentration vom Normalwert abweichen) kommende Kühlmittel auf einen annähernd über 90° ausgedehnten Sektor am Kerneintritt. Die Maximalwerte des gemessenen Vermischungsskalars zeigen an, dass es Brennelementpositionen gibt, an denen das Kühlmittel zu über 90 % aus Medium besteht, das aus der gestörten Schleife stammt. Die Konzentration fällt vom Maximum aus, dessen azimutale Position annähernd mit der Position des betroffenen Eintrittsstützens zusammenfällt, kontinuierlich ab. Ein kleiner Teil des Kühlmittels aus der gestörten Schleife trifft auch in den den anderen Schleifen zuzuordnenden Sektoren am Kerneintritt ein. Hierdurch verteilt sich die Störung nach mehreren Kühlmittelumläufen gleichmäßig im gesamten Kühlmittelinventar des Primärkreises. Auf den Flanken der Verteilung am Kerneintritt zeigen sich starke Fluktuationen der Konzentration, die vorrangig auf Wirbel-

gebiete im Downcomer zurückzuführen sind. Dies konnte durch die Gittersensoren und LDA-Messungen im Downcomer nachgewiesen werden.

Beim Zuschalten einer Hauptkühlmittelpumpe und Vorliegen von deborisiertem Kühlmittel in der betreffenden Schleife wird demgegenüber ein gänzlich unterschiedliches Vermischungsverhalten beobachtet. Die Störung tritt hierbei zuerst auf der Seite des Kerns ein, die der betroffenen Schleife annähernd gegenüber liegt. Dabei treten zwei Maxima auf die jeweils ca. 120° gegenüber der Position des betroffenen Stützens verschoben sind. Hier werden die höchsten Borverdünnungen beobachtet. Im weiteren Verlauf verschiebt sich das Maximum über den Querschnitt des Kerneintritts auf die der Schleife zugewandte Seite. Verursacht wird dieses Verhalten ebenfalls durch großräumige Sekundärströmungen im Downcomer.

Die Amplitude der Störung am Kerneintritt ist stark vom Volumen des deborisierten Pfropfens, weniger stark von der Art der Durchsatzrampe abhängig. Während bei einem Volumen von etwa 1 m^3 (bezogen auf die Originalanlage) die Borverdünnung im Pfropfen zu maximal ca. 20 % am Kern eintritt, liegt die Größenordnung bei maximal möglichen ca. 30 m^3 bei etwa 80 %. Diese Bewertung wurde ausgehend von Versuchsdaten mit Hilfe des vereinfachten Vermischungsmodells SAPR erhalten und durch CFX-Rechnungen bestätigt.

Die Verteilung am Kerneintritt erfährt bei Verringerung der Kühlmittelvolumenströme auf Naturumlaufniveau im Vergleich zum Nenndurchsatz keine qualitative Veränderung, solange Dichteunterschiede der sich vermischenden Fluide vernachlässigbar sind. Die transienten Vorgänge einschließlich der genannten Fluktuationen laufen entsprechend langsamer ab. Es zeigen sich moderate quantitative Unterschiede in den ermittelten Vermischungsskalaren und geringfügige Änderungen in der Gestalt der Verteilungen.

Die numerischen Simulationen mit CFX-4 umfassten alle die Versuchsszenarien, bei denen keine Rückwirkung von Dichtegradienten auf das Strömungsfeld auftrat. Durch die Implementierung des Modells eines porösen Körpers zur Darstellung perforierter Reaktoreinbauten und zur Beschreibung des Druckverlusts im Kern wurde eine realitätsnahe Beschreibung der hydraulischen Randbedingungen erreicht. Für die untersuchten Fälle konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment erzielt werden.

Es gelang weiterhin, ein vereinfachtes, auf dem Prinzip der linearen Superposition beruhendes Vermischungsmodell (SAPR) aufzustellen, das zur Generalisierung von experimentell oder auch numerisch erhaltenen transienten Verteilungen der zu betrachtenden Transportgröße (Borsäurekonzentration, Temperatur) am Kerneintritt und damit zur effizienten Kopplung zwischen dem thermohydraulischen Systemcode und den dreidimensionalen neutronenkinetischen Kernmodell dienen kann. Dieses vereinfachte Modell wurde anhand von experimentellen Daten verifiziert. Im Rahmen des flankierenden Vorhabens "Methodenentwicklung zur Analyse von Störfallszenarien mit Frischdampfleck und Borverdünnung mit Hilfe des Codesystems ATHLET-DYN3D" (FKZ 150 1225) wurde das Modell in die Kopplung von DYN3D und ATHLET integriert und es wurden erfolgreich Testfälle gerechnet, bei denen die Leistungsfähigkeit nachgewiesen und generische Aussagen zu den Konsequenzen von Deborierungstransienten beim Start der ersten Kühlmittelpumpe erhalten wurden.

In speziellen Testserien wurden die Dichteeffekte untersucht, die bei der kaltstrangseitigen Noteinspeisung zu erwarten sind. Bei den generisch angelegten Experimenten wurde der Einfluss der Froude-Zahl ermittelt und die kritischen Werte dieser Ähnlichkeitskennzahl für den Übergang von einer rein impulsgetriebenen Strömung im Ringraum und im unteren Plenum zu einer dichtedominierten Strömung bestimmt.

Erstmals wurden Experimente zur Vermischung im oberen Plenum durchgeführt. Dabei wurde mit einer vereinfachten geometrischen Gestaltung gearbeitet (ebener Reaktordeckel, keine Einbauten im oberen Plenum). Die Ergebnisse zeigten starke Fluktuationen der Verteilung des aus einem einzelnen Brennelement austretenden Mediums auf die Querschnittsflächen der Austrittsstutzen. Die Vermischungsmatrix des oberen Plenums wurde ermittelt, die eine Zuordnung der einzelnen Brennelementpositionen zu den Austrittsstutzen darstellt. Durch die Verwendung von Gittersensoren ist eine Zuordnung innerhalb des Querschnitts der jeweiligen Hauptumwälzleitung möglich. Dadurch konnte erstmals die Ursache für Temperaturgradienten und -fluktuationen aufgeklärt werden, die bei Normalbetrieb in den Heißsträngen auftreten.

Die Fülle des im Projekt geschaffenen Materials ist unikal und deckt weite Parameterbereiche ab, was zum Aufbau eines umfangreichen Know-Hows in Fragen der Kühlmittelvermischung geführt hat. Es wurde eine Datenbasis für eine umfassende Validierung von dreidimensionalen Fluidodynamikmodellen geschaffen, die zur Nutzung durch Dritte bereitsteht. Die Versuchsanlage steht für weitere Experimente bereit und wird derzeit für ein Forschungsvorhaben im 5. Rahmenprogramm der EU genutzt.

15. Literatur

- [Ala95] F. Alavyoon, B. Hemström, N. G. Andersson, R. I. Karlsson (1995), Experimental and computational approach to investigating rapid boron dilution transients in PWRs, CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, Pennsylvania, 1995, October 18-20
- [Alv92] D. Alvarez et al., (1992), Three dimensional calculations and experimental investigations of the primary coolant flow in a 900 MW PWR vessel, Proc. NURETH-5, vol. II, pp. 586-592.
- [CFX00] CFX-4-User Manual, AEA Technology, 2000
- [Cor58] Cornell, G., Losses in flow normal to plane screens, Transactions of the ASME, 80:791-799, 1958
- [Drä87] P. Dräger, Makroskopische Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, Dissertation A, TH Zittau, 106 S.
- [Eub99] Final Report EUBORA – Concerted Action on Boron Dilution Experiments, Report AMM EUBORA (99) – P002, compiled by Harri Tuomisto, CEC, December 1999
- [Gru98] U. Grundmann, S. Kliem, E. Krepper, S. Mittag et al.: "Qualifizierung des Kernmodells DYN3D mit dem Störfallcode ATHLET als fortgeschrittenes Werkzeug für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren", Abschlußbericht Teil 1 zum BMBF– Vorhaben 150 0925A, Report FZR–216, Rossendorf (1998)
- [Gru01] G. Grunwald, T. Höhne, H.-M. Prasser, U. Rohde (2001), Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Teil 1: Möglichkeiten geschlossener analytischer Lösungen und Simulation der Vermischung im Ringraum mit CFX-4, Abschlussbericht zum Vorhaben 1501066, FZR-335, 109 S.
- [Gru01a] G. Grunwald, T. Höhne and H.-M. Prasser (2001), Geschwindigkeitsmessungen im Downcomer der ROCOM Versuchsanlage mittels Laser Doppler Anemometrie im Vergleich mit numerischen Berechnungen, Report FZR-334, 49 S., ISSN 1437-322X, Rossendorf
- [Gru02] G. Grunwald, T. Höhne, S. Kliem, H.-M. Prasser, K.-H. Richter, U. Rohde, F.-P. Weiss (2002), Versuchsanlage ROCOM zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Ergebnisse quasistationärer Vermischungsexperimente, Wissenschaftlich-Technische Berichte des FZR, FZR-348, Juli 2002
- [Häf90] D. Häfner et al. HDR safety program – thermal mixing in the cold leg and downcomer of the HDR test rig (1990), Report PHDR 91-89, FZ Karlsruhe

- [Höh98] T. Höhne (1998), Vergleich von Kühlmittelströmung und -vermischung in einem skalierten Modell des DWR KONVOI mit den Vorgängen im Originalreaktor, FZR-Report, FZR-210, 7S.
- [Höh99] T. Höhne (1999), Klassifizierung von Borsäurestörfällen - Internationaler Stand von Wissenschaft und Technik, Arbeitsbericht, FZR, 30 S..
- [Höh99a] T. Höhne, G. Grunwald, H.-M. Prasser (1999), Das 1:5 skalierte Vermischungsmodell des DWR Konvoi, Arbeitsbericht, FZR, 29 S.
- [Kan98] H. Kantee (1998), Power degradation of one turbine to house load level – experiment on Loviisa-1 NPP, PHARE Programme SRR1/95, Technical report IVO/SRR195/LOV1.1
- [LDA1] LDA Polytec® LDE-300, User Manual
- [LDA2] FiberFlow Laser, User Manual, Dantec Measurement Technology, Skovlunde, Danmark, 9040U2001, 1995
- [Mit02] S. Mittag, U. Grundmann, R. Koch und J. Semmrich (2002) Erzeugung und Nutzung von Bibliotheken von Zwei-Gruppen-Diffusionsparametern zur Berechnung eines KWU-KONVOI Reaktors mit dem Reaktordynamik-Programm DYN3D, Report FZR-346, ISSN 1437-322X, Rossendorf
- [Rei98] R. Reinders (1998), Dreidimensionale Berechnung der Borkonzentration im RDB nach einem DE-Heizrohrleck, Proc. Annual Meeting on Nuclear Technology '98, pp. 107 – 110, INFORUM GmbH, Bonn
- [Sel94] M. Seltsam, Theoretische und experimentelle Untersuchung der Strömung, Darmstadt, TU, 1994
- [Ulr83] G. Ulrych, E. Weber (1983), Neuere Ergebnisse zur Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, Atomkernenergie-Energietechnik 42(4), S. 217-223.
- [Wei00] L. Weidauer (2000), Praktikum am Institut für Sicherheitsforschung des Forschungszentrum Rossendorf vom 16.10. – 24.11.2000, Praktikumsbericht, 26 S.

16. Verzeichnisse

16.1 Formelzeichen

lateinische Buchstaben

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
A	m^2	angeströmte Fläche
B, B_F	$\frac{N}{m^3}$	Body Force
c	m/s	Fluidgeschwindigkeit
C	kg/kg	Konzentration
c_p	$\frac{kJ}{kgK}$	spezifische Wärmekapazität
D	m^2/s	Diffusionskoeffizient
d	m	Durchmesser
f	Hz	Frequenz
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
k	kgm/s	turbulente kinetische Energie
l, L	m	Länge
m	kg	Masse
\dot{m}	kg/s	Massenstrom
p	N/m^2	Druck
\dot{Q}	m^3/h	Schleifendurchsatz
R, r	m	Radius
R_c	$\frac{kg}{m^3}$	Widerstandsfaktor
R_f	$\frac{kg}{m^4}$	Geschwindigkeitsfaktor
s	m	Spaltweite
s	-	Standardabweichung
S	-	Skalare Größe
t	s	Zeit
Δt	s	Zeitintervall
T	K	Temperatur
u	m/s	Fluidgeschwindigkeit
V	m^3	durchströmtes Volumen
V^o	m^3	durchströmtes Volumen in porösen Körpern

\dot{V}	m^3/s	Volumenstrom
x	m	Koordinate
y	m	Koordinate
z	m	Koordinate

griechische Buchstaben

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
α	$\frac{m^2}{s}$	Temperaturleitzahl
β	-	Porosität
ε	-	Dissipationsrate
Θ	-	dimensionslose Vermischungsvariable, Winkel
η	Pa s	dynamische Viskosität
λ	-	dimensionsloser Widerstandsbeiwert
λ	$\frac{kW}{mK}$	Wärmeleitfähigkeit
κ	-	Konstante
μ	kg/ms	dynamische Fluidzähigkeit
ν	$\frac{m^2}{s}$	kinematische Zähigkeit
ρ	$\frac{kg}{m^3}$	Massendichte des Fluids
σ	$\mu S/cm$	Leitfähigkeit
τ	s	Umlaufzeit
ζ	-	Strömungswiderstand

Ähnlichkeitskennzahlen

Bezeichnung	Bedeutung
Fr	Froudezahl $Fr = \frac{v_{in}}{\sqrt{g \cdot s \cdot \frac{\rho_{in} \cdot l_e}{\rho_{in}}}}$
Re	Reynoldzahl $Re = \frac{cl}{\nu}$
Sr	Strouhalzahl $Sr = \frac{l}{c\tau}$

16.2 Abbildungsverzeichnis

	Seite	
Abb. 6.1	Modell des Reaktors, Längsschnitt	19
Abb. 6.2	Modell des Reaktors, Querschnitt im Stutzenbereich, Blick von oben	20
Abb. 6.3	Modell des Unteren Rosts	21
Abb. 6.4	Modell des Unteren Rosts, Detail: Kühlmiteleintritt in das Brennelement	22
Abb. 6.5	Schema des Reaktormodells mit Einbauten und Gittersensorenpositionen	23
Abb. 6.6	Schema der Gesamtanlage ROCOM	25
Abb. 6.7	Ansicht der Anlage und Plexiglasmodell des RDB	25
Abb. 6.8	Pneumatikventil der 2. Ausbaustufe der Dosierstrecke	26
Abb. 6.9	Dosiersystem	27
Abb. 6.10	Blockschaltbild der Ventilansteuerung	28
Abb. 6.11	Schnittbild des Mischers	29
Abb. 7.1	Gittersensor für den Kühlmiteleintrittsstutzen (2 x 16 Elektrodendrähte)	31
Abb. 7.2	Aufbau der Downcomer-Sensoren	32
Abb. 7.3	Fotos vom Gittersensor für den Downcomer	33
Abb. 7.4	Kerneintrittsplatte mit integriertem Gittersensor	34
Abb. 8.1	Sequenz von Momentanverteilungen im Eintrittsstutzen (Lnnnn_04)	41
Abb. 8.2	Verlauf des Mittelwertes der Störung am Eintrittsstutzen (Lnnnn_04)	41
Abb. 8.3	Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren (Lnnnn_04)	42
Abb. 8.4	Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt (Versuch Lnnnn_04)	43
Abb. 8.5	Verlauf des Mittelwertes der Störung am Eintrittsstutzen im Versuch Lzyyy_01 (im Vergleich zum Versuch Lnnnn_04)	44

Abb. 8.6	Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren (Lzyyy_01)	45
Abb. 8.7	Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt im Versuch Lzyyy_01	45
Abb. 8.8	Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren (Ln0n0_01)	46
Abb. 8.9	Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt im Versuch Ln0n0_01	47
Abb. 8.10	Zeitverlauf des minimalen, maximalen und mittleren Vermischungsskalars an den Messpositionen für den Versuch Lnnnn (D2)	48
Abb. 8.11	Quasistationäre Verteilungen des Vermischungsskalars an allen vier Gittersensor-Positionen bei Vollschleifenbetrieb, Versuch Lnnnn (D2)	49
Abb. 8.12	Für den Vergleich ausgewählte Brennelementpositionen	50
Abb. 8.13	Zeitverlauf des Vermischungsskalars an drei ausgewählten Brennelementpositionen (vergl. Abb. 8.10) im Versuch Lnnnn_04	50
Abb. 8.14	Quasistationäre Vermischung bei Vollschleifenbetrieb mit vermindertem Durchsatz ($4 \times 100 \text{ m}^3/\text{h}$) und Variation des Core-Druckverlusts	51
Abb. 8.15	Quasistationäre Vermischung bei Vollschleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes, nominaler Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 1,09$	52
Abb. 8.16	Quasistationäre Vermischung bei Vollschleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes, verminderter Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0,40$	53
Abb. 8.17	Quasistationäre Vermischung bei Vollschleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes in Schleife 1, konstanter Durchsatz in den Schleifen 2 - 4 von $200 \text{ m}^3/\text{h}$, verminderter Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 0,40$	54
Abb. 8.18	Azimutale Verteilung des zeitgemittelten Vermischungsskalars im Downcomer bei Variation des Volumenstroms in Schleife 1 bei konstanten Volumenströmen in den Schleifen 2 - 4	54
Abb. 8.19	Quasistationäre Vermischung bei Vollschleifenbetrieb bei Variation des Durchsatzes in Schleife 1, konstanter Nenndurchsatz in den Schleifen 2 - 4 von $185 \text{ m}^3/\text{h}$, nominaler Core-Druckverlust: $\zeta/\zeta_{\text{orig}} = 1.09$	55

Abb. 8.20	Geschwindigkeitsprofile in Umfangsrichtung am Ende des Downcomers, Vierschleifenbetrieb (Lnnnn), Schleifendurchsatz 185 m ³ /h	57
Abb. 9.1	Pumpenfrequenz und Volumenströme bei den Versuchen zum Start der Hauptkühlmittelpumpe (Mittelung von 5 Realisierungen)	58
Abb. 9.2	Pumpenfrequenz und Volumenströme bei den Versuchen zum Einsetzen des Naturumlaufs (Mittelung von 5 Realisierungen)	60
Abb. 9.3	Verläufe des mittleren Vermischungsskalars an den vier Gittersensor-Messpositionen beim Starten einer Hauptkühlmittelpumpe (Tnrrr_a04 bis _a09), L _P = 8.25 ... 9.00 m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen	65
Abb. 9.4	Verläufe des Maximalwerts des Vermischungsskalars im Messquerschnitt der vier Gittersensor-Messpositionen beim Starten einer Hauptkühlmittelpumpe (Tnrrr_a04 bis _a09), L _P = 8.25 ... 9.00 m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen	66
Abb. 9.5	Gegenüberstellung von Maximum, Minimum und Mittelwert des Vermischungsskalars im Querschnitt des Kerneintritts als Funktionen der Zeit, Versuch Tnrrr_a09, L _P = 8.25 m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen	66
Abb. 9.6	Sequenz des Vermischungsskalars am Kerneintritt, Versuch Tnrrr_a09, Einzelrealisierung (Ort und Amplitude der maximalen Störung durch Zahlenwert im BE-Spiegel gekennzeichnet [%])	67
Abb. 9.7	Gegenüberstellung von Sequenzen des Vermischungsskalars bei den Versuchen Tnrrr_a04 bis Tnrrr_a09 (L _P = 8.25 .. 9.00 m)	68
Abb. 9.8	Zusammenstellung der Maxima von mittlerem und maximalem Vermischungsskalar am Kerneintritt für die Versuche zum Start der Hauptkühlmittelpumpe als Funktion des Pfpfropfenvolumens	69
Abb. 9.9	Verläufe des mittleren Vermischungsskalars an den vier Gittersensor-Messpositionen beim Einsetzen des Naturumlaufs in Schleife 1 (Tyrrr), L _P = 10.4 ... 12.10 m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen	70
Abb. 9.10	Verläufe des Maximalwerts des Vermischungsskalars im Messquerschnitt der vier Gittersensoren beim Einsetzen des Naturumlaufs in Schleife 1 (Tyrrr), L _P = 10.4 ... 12.10 m, Ensemble-Mittelung über 5 Realisierungen	71
Abb. 9.11	Sequenz des Vermischungsskalars am Kerneintritt, Versuch Tyrrr_c04, Einzelrealisierung (Ort und Amplitude der maximale Störung durch Zahlenwert im BE-Spiegel gekennzeichnet [%])	71

Abb. 9.12	Zusammenstellung der Maxima von mittlerem und maximalem Vermischungsskalar am Kerneintritt für die Versuche zum Einsetzen des Naturumlaufs (Tyrrr) als Funktion des Pfropfenvolumens	72
Abb. 9.13	Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren beim Start der Hauptkühlmittelpumpe (Tnrrr_a09, Einzelrealisierung)	73
Abb. 9.14	Zeitverlauf der Störung an den Downcomersensoren beim Einsetzen des Naturumlaufs (Tyrrr_c04, Einzelrealisierung)	74
Abb. 10.1	Zeitsequenzen (in s) des Sensors am Reaktoreintritt während einer Kurzeinspeisung	78
Abb. 10.2	Mittelwertverlauf verschiedener Dirac-Impuls-Experimente am Reaktoreintritt (links) und gemessene Antworten an einer bestimmten Brennelementposition (rechts)	79
Abb. 10.3	Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsfunktionen	80
Abb. 11.1	Vergleich der verwendeten numerischen Gittermodelle des DWR Konvoi	82
Abb. 11.2	Siebtonne im unteren Plenum des RDB und als poröser Körper im Gittermodell	84
Abb. 11.3	Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Rampe)	86
Abb. 11.4	Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 5 rampenförmige Pumpenanläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimutalen Positionen am Ende des Ringspalts	87
Abb. 11.5	Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile in Umfangsrichtung	87
Abb. 11.6	Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen am Ende des Ringspalts über der Zeit	88
Abb. 11.7	Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Sprung)	89
Abb. 11.8	Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 10 spungförmige Pumpenanläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimutalen Positionen am Ende des Ringspalts	89

Abb. 11.9	Evolution der azimuthalen Geschwindigkeitsverteilungen am Ringspaltende im Vergleich zur Potentialnäherung bei $t=2.0s$	90
Abb. 11.10	Anlauf der 1. Pumpe, Reynoldszahlenvergleich im Ringspalt von Original und Modell (DWR Konvoi - ROCOM)	91
Abb. 11.11	Strömungsbedingungen während des Anlaufens	93
Abb. 11.12	Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tnrrr_a09 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4 und SAPR	94
Abb. 11.13	Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars im Downcomer, CFX-4 Nachrechnung des Experimentes Tnrrr_a09	95
Abb. 11.14	Vergleich des Experiments Tnrrr_a09 mit CFX-4 und SAPR	96
Abb. 11.15	Verteilung zum Zeitpunkt des Maximums mit Angabe der Position und des Maximalwerts in % im Experiment (links), der SAPR- (Mitte) und der CFX-Rechnung (rechts)	96
Abb. 11.16	Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tnrrr_a09, SAPR und CFX-4	97
Abb. 11.17	Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tnrrr_a09 und CFX-4	98
Abb. 11.18	Vergleich Nachrechnung - Experiment Tnrrr_a12	98
Abb. 11.19	Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tnrrr_a12 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4 und SAPR	99
Abb. 11.20	Verteilung des Vermischungsskalars im Experiment Tnrrr_a12 zum Zeitpunkt des Maximums mit Angabe der Position und des Maximalwerts in % im Experiment (links), der SAPR- (Mitte) und der CFX-Rechnung (rechts)	100
Abb. 11.21	Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tnrrr_a12 und CFX-4	101
Abb. 11.22	Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tnrrr_a12 und CFX-4	101
Abb. 11.23	Vergleich CFX-4 Nachrechnung Tnrrr_a09 vs. Rechteckimpuls am Eintrittsstutzen	102
Abb. 11.24	Vergleich CFX-4 Nachrechnung Tnrrr_a09 Original-ROCOM	104

Abb. 11.25	Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tyrrr_b02 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4	106
Abb. 11.26	Zeitabhängige Verteilungen des Vermischungsskalars am Kerneintritt im Experiment Tyrrr_b02 sowie in den Nachrechnungen mit CFX-4	108
Abb. 11.27	Strömungsbedingungen während des Anlaufens	109
Abb. 11.28	Vergleich CFX-4 Nachrechnung - Experiment Tyrrr_b02	110
Abb. 11.29	Vergleich CFX-4 Nachrechnung - Experiment Tyrrr_c02	110
Abb. 11.30	BE-Position der maximalen Tracerkonzentration Tyrrr_b02, Tyrrr_c02	110
Abb. 11.31	Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tyrrr_b02 und CFX-4	111
Abb. 11.32	Konzentrationsverläufe an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tyrrr_b02 und CFX-4	111
Abb. 11.33	Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von Tyrrr_c02 und CFX-4	112
Abb. 11.34	Konzentrationsverläufe an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von Tyrrr_c02 und CFX-4	112
Abb. 12.1	Abhängigkeit der Dichteerhöhung vom Glukoseanteil in der Glukose- Wasser-Lösung	114
Abb. 12.2	Abhängigkeit der Viskosität der Glukose-Wasser-Lösung von der Dichte	114
Abb. 12.3	Einfluss der Viskosität der Glukose-Wasser-Lösung auf die Abhängigkeit der Leitfähigkeit vom Vermischungsskalar	115
Abb. 12.4	Zeitverlauf des Mittelwerts am Sensor; Festlegung des Mittlungsintervalls	118
Abb. 12.5	Gemittelte Profile des Vermischungsskalars ($V_{loop} = 18.5 \text{ m}^3/\text{h}$)	119
Abb. 12.6	Gemittelte Profile des Vermischungsskalars ($V_{loop} = 9.75 \text{ m}^3/\text{h}$)	121
Abb. 12.7	Gemittelte Profile des Vermischungsskalars ($V_{loop} = 0 \text{ m}^3/\text{h}$)	123
Abb. 12.8	Zeitverlauf des Vermischungsskalars an den zwei Downcomersensoren in den Experimenten ohne Dichteunterschied (links) und mit 10 % Dichteunterschied (rechts) sowie jeweils 10 % Volumenstrom	124

Abb. 12.9	Zeitverlauf im Experiment ohne Dichteunterschied mit 60s Einspeisung	125
Abb. 12.10	Zeitverlauf im Experiment mit 4 % Dichteunterschied	126
Abb. 12.11	Matrix der Experimente und Isolinien der Froude-Zahl nach (12.5)	127
Abb. 12.12	Zeitverlauf im Experiment mit 10 % Dichteunterschied und 0 % Volumenstrom	127
Abb. 12.13	Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt zum Zeitpunkt des ersten Maximums in den Experimenten mit 10 % Volumenstrom bei Variation der Dichte	128
Abb. 12.14	Zeitsequenzen (in s) der Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt während eines Experiments mit 10 % Dichteunterschied und 10 % Volumenstrom in Schleife 1 (Pfeil)	129
Abb. 13.1	Abhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit vom Salzgehalt	132
Abb. 13.2	Durchgeführte Experimente bei Vollschleifenbetrieb (Nominaldurchsatz)	132
Abb. 13.3	Durchgeführte Experimente bei Vollschleifenbetrieb und reduziertem Durchsatz	133
Abb. 13.4	Experimente bei Dreischleifenbetrieb (je eine Pumpe abgeschaltet)	133
Abb. 13.5	Zeitlicher Verlauf des Vermischungsskalars (Mittelwert und zwei ausgewählte Positionen im Messquerschnitt von Schleife 1) bei Einspeisung in Brennelement A08 bei Vollschleifenbetrieb	134
Abb. 13.6	Zeitsequenzen (in s) des Gittersensors im Austrittsstutzen von Schleife 1 bei Einspeisung in Brennelement A08 (am Rand des Kerns) bei Vollschleifenbetrieb	135
Abb. 13.7	Zeitsequenzen (in s) des Gittersensors im Austrittsstutzen von Schleife 2 bei Einspeisung in Brennelement H15 (am Rand des Kerns) bei Vollschleifenbetrieb	136
Abb. 13.8	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Vollschleifenbetrieb	137
Abb. 13.9	Zeitsequenzen des Gittersensors in den Austrittsstutzen auf dem quasistationären Plateau bei Einspeisung in Brennelement H08 bei Vollschleifenbetrieb (Zeit in s)	138
Abb. 13.10	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement H08 (Mittelposition) bei Voll-	139

schleifenbetrieb

Abb. 13.11	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in die benachbarten Brennelemente A08 (links) und A09 (rechts) bei Vollsleifenbetrieb	139
Abb. 13.12	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Drei-Schleifenbetrieb (Schleife 1 abgeschaltet)	140
Abb. 13.13	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Drei-Schleifenbetrieb (Schleife 2 abgeschaltet)	141
Abb. 13.14	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Drei-Schleifenbetrieb (Schleife 3 abgeschaltet)	142
Abb. 13.15	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und E11 (rechts) bei Drei-Schleifenbetrieb (Schleife 4 abgeschaltet)	142
Abb. 13.16	Plateaugemittelte Vermischungsskalare in den Austrittsstutzen bei Einspeisung in Brennelement A08 (links) und D12 (rechts) bei Vollsleifenbetrieb und reduziertem Durchsatz	143
Abb. 13.17	Zeitlicher Verlauf des Vermischungskalars (Mittelwert und eine ausgewählte Position) bei Einspeisung in Brennelement A08 bei verschiedenem Durchsatz	144
Abb. 13.18	Zeitverlauf des Mittelwertes an den Gittersensoren in den vier Austrittsstutzen im Experiment Lrnnn_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1)	145
Abb. 13.19	Verteilung des plateaugemittelten Vermischungskalars an den Gittersensoren in den Austrittsstutzen der drei aktiven Schleifen im Experiment Lrnnn_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1)	146
Abb. 13.20	Zeitverlauf des Mittelwertes an den Gittersensoren in den vier Austrittsstutzen im Experiment Lrnnr_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1, ohne Tracer in Schleife 4)	147
Abb. 13.21	Verteilung des plateaugemittelten Vermischungskalars an den Gittersensoren in den Austrittsstutzen der zwei aktiven Schleifen im Experiment Lrnnr_up (Rückströmung mit Tracer in Schleife 1, ohne Tracer in Schleife 4)	147

16.3 Tabellenverzeichnis

	Seite	
Tab. 6.1	Vergleich Original DWR - ROCOM: Modellmedium Wasser, 20°C	18
Tab. 8.1a	Versuche bei vier laufenden Pumpen (jeweils gleicher Volumenstrom in den Schleifen 2 – 4)	39
Tab. 8.1b	Versuche bei vier laufenden Pumpen (zusätzliche Variationen des Volumenstroms in den Schleifen 1 – 4)	40
Tab. 8.2	Versuche bei Teilschleifenbetrieb	40
Tab. 9.1	Randbedingungen der Versuche zum Start der Kühlmittelpumpe	61
Tab. 9.2	Randbedingungen der Versuche zum Einsetzen des Naturumlaufs	62
Tab. 10.1	Kurzdosierexperimente zur Erzeugung der Systemantworten	78
Tab. 11.1	Vernetzungsdaten	82
Tab. 11.2	Druckverlustbeiwerte ζ und R_F -Werte für Modell und Original RDB	85
Tab. 11.3	Überblick über die Nachrechnung der Experimente mit CFX-4 und SAPR	92
Tab. 11.4	Vergleich der Nachrechnungen mit dem Experiment	96
Tab. 11.5	Vergleich der Nachrechnungen mit dem Experiment	100
Tab. 11.6	Temperaturverlauf während des Hochfahrens der Pumpe am Eintrittsstutzen Original-Konvoi	104
Tab. 11.7	Ausgewählte Experimente für Nachrechnungen beim Einsetzen des Naturumlaufs mit CFX-4	105
Tab. 11.8	Vergleich der Anfahrversuche und Nachrechnungen	109
Tab. 12.1	Übersicht über die durchgeführten Versuchsserien	117
Tab. 12.2	Kenngößen für die Experimente bei $V_{loop} = 18.5 \text{ m}^3/\text{h}$	120
Tab. 12.3	Kenngößen für die Experimente bei $V_{loop} = 9.75 \text{ m}^3/\text{h}$	122
Tab. 12.4	Kenngößen für die Experimente bei $V_{loop} = 0.0 \text{ m}^3/\text{h}$	123
Tab. 13.1	Übersicht über alle durchgeführten Experimente	134