

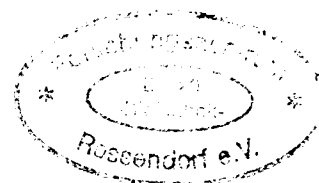
WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE

**FZR-335**

Oktober 2001

ISSN 1437-322X

Archiv-Ex:



*Gerhard Grunwald, Thomas Höhne, Horst-Michael Prasser  
und Ulrich Rohde*

**Kühlmittelvermischung in  
Druckwasserreaktoren Teil 1: Möglichkeiten  
geschlossener analytischer Lösungen und  
Simulation der Vermischung mit CFX-4**

**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 und Thomas Höhne, Horst-Michael Prasser  
und Ulrich Rohde*

**Kühlmittelvermischung in  
Druckwasserreaktoren Teil 1: Möglichkeiten  
geschlossener analytischer Lösungen und  
Simulation der Vermischung mit CFX-4**

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1066 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

# **Abschlußbericht**

## **Final Report**

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben-Nr./  
Reactor Safety Research-project No.:

**150 1066**

Vorhabentitel: **Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren-  
Teil 1: Möglichkeiten geschlossener analytischer  
Lösungen und Simulation der Vermischung mit CFX-4**

Project Title: **Coolant mixing in pressurized water reactors -  
Part 1: Feasibility of closed analytical solutions  
and simulation of the mixing with CFX-4**

Autoren / Author(s): **G. Grunwald, T. Höhne, H.-M. Prasser, U. Rohde**

Dienststelle der Autoren /  
Performing Organisation:

**Forschungszentrum Rossendorf e.V.  
Institut für Sicherheitsforschung**

Berichtsdatum / Publication Date: **November 2000**

Berichts-Nr. / Report-No.: **FZR-335**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1066 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 1: Möglichkeiten geschlossener analytischer Lösungen und Simulation der Vermischung mit CFX-4			
3b. Titel der Publikation			
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) <b>Grunwald, Gerhard, Höhne, Thomas, Prasser, Horst-Michael, Rohde, Ulrich</b>		5. Abschlußdatum des Vorhabens 30.11.1999	
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n))		6. Veröffentlichungsdatum November 2000	
		7. Form der Publikation Report	
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse)  Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden		9. Ber.Nr. Durchführende Institution	
		10. Förderkennzeichen <sup>1)</sup> 150 1066	
		11a. Seitenzahl Bericht 122	
		11b. Seitenzahl Publikation	
13. Fördernde Institution (Name, Adresse)  Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 11019 Berlin		12. Literaturangaben 61	
		14. Tabellen 14	
		15. Abbildungen 56	
16. Zusätzliche Angaben			
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum)			
18. Kurzfassung Ziel des Vorhabens war die analytische und numerische Simulation der Kühlmittelvermischung im Ringraum und unteren Plenum von Druckwasserreaktoren. Generell ist die Kühlmittelvermischung relevant für zwei große Störfallgruppen - Borsäureverdünnungsstörfälle und Kaltwassertransienten. Zur Untersuchung der Vermischungsphänomene aus diesen Störfallszenarien wurde die Rossendorfer Versuchsanlage ROCOM konzipiert, die ein 1:5 skaliertes Plexiglasmodell des DWR Konvoi darstellt, in dem auch Geschwindigkeitsmessungen mit Hilfe von LDA-Technik möglich sind. Konstruktion, Errichtung und meßtechnische Ausstattung von ROCOM erfolgten in einem 2. Teil des Vorhabens. Im Vorfeld der Errichtung des ROCOM-Versuchsstandes wurden mit Hilfe des dreidimensionalen Strömungsberechnungsprogrammes CFX-4 Skalierungseffekte untersucht. Die Vergleichsrechnungen belegten, daß eine 1:5 Skalierung ausreichend ist. Nach dem Aufbau des Versuchsstandes und der Inbetriebnahme im 2. Teil des Vorhabens wurden die Vorausberechnungen anhand von experimentellen Ergebnissen bestätigt. Es wurde weiterhin ein Verfahren zur vereinfachten analytischen 2D-Beschreibung des Strömungsfeldes im Ringraum von Druckwasserreaktoren aufgestellt. Es beruht auf der Potentialtheorie, wobei Quellen an den Kühlmittelintrittspositionen und Wirbel unter Beachtung der Randbedingungen der typischen Ringspaltgeometrie von DWR überlagert wurden. Der Schwerpunkt des Projektes lag jedoch in der numerischen Simulation der Kühlmittelvermischung unterschiedlicher Reaktoranlagen mit CFX-4 und der Validierung des Rechenprogramms anhand von Vermischungsexperimenten. Dabei wurden sowohl stationäre Schleifendurchsätze bei Nominalbetrieb und Teilschleifenbetrieb bzw. transiente Strömungsbedingungen der Reaktortypen DWR Konvoi und WWER-440 untersucht. Die Ergebnisse der CFX-4 Rechnungen im Vergleich mit den Leitfähigkeits- bzw. LDA-Messungen sind im Abschlußbericht dokumentiert. Grundlage für diesen Abschlußbericht ist eine Promotionsarbeit von T. Höhne zum gleichnamigen Thema im Rahmen des Kompetenzerhaltungsprogrammes Kerntechnik.			
19. Schlagwörter Kühlmittelvermischung, Borsäureverdünnungsstörfälle, CFD, Druckwasserreaktoren			
20. Verlag		21. Preis	

### Document Control Sheet

1. ISBN or ISSN	2. Type of Report <b>Final Report</b>
3a. Report Title <b>Coolant mixing in pressurized water reactors - part 1: Feasibility of closed analytical solutions and simulation of mixing with CFX-4</b>	
3b. Title of Publication	
4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) <b>Grunwald, Gerhard, Höhne, Thomas, Prasser, Horst-Michael, Rohde, Ulrich</b>	5. End of Project <b>30.11.1999</b>
4b. Author(s) of the Publication (Family Name, First Name(s))	6. Publication Date <b>November 2000</b>
8. Performing Organisation(s) (Name, Address)  <b>Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden</b>	7. Form of Publication <b>Report</b>
13. Sponsoring Agency (Name, Address)  <b>Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) 11019 Berlin</b>	9. Originator's Report No.
16. Supplementary Notes	10. Reference No.) <b>150 1066</b>
17. Presented at (Title, Place, Date)	11a. No. of Pages Report <b>122</b>
18. Abstract <p>The project was aimed at the analytical and numerical simulation of coolant mixing in the downcomer and the lower plenum of PWRs. Generally, the coolant mixing is of relevance for two classes of accident scenarios – boron dilution and cold water transients. For the investigation of the relevant mixing phenomena, the Rossendorf test facility ROCOM has been designed. ROCOM is a 1:5 scaled Plexiglas® model of the PWR Konvoi allowing velocity measurements by the LDA technique. Design and construction of the ROCOM facility including the measurement equipment were performed in a second part of the project. For the design of the facility, CFD calculations were performed to analyze the scaling of the model. It was found, that the scaling of 1:5 to the prototype meets both: physical and economical demands.</p> <p>A theoretical 2D-model of the downcomer flow was developed based on the potential theory. The coolant inlet is represented by mass sources. Potential vortices were superposed to describe large scale recirculations. However, the method requires an a-priory knowledge of the location and intensity of the vorticity sources. Therefore, the main goal of the project was the numerical simulation of the coolant mixing of different PWRs. The temperature and boron concentration fields established by the coolant mixing during nominal and transient flow conditions in the pressure vessel of the PWR Konvoi and the Russian type WWER-440 were investigated. The calculations were carried out with the CFD-code CFX 4. The results of the CFD calculation are found in the final report. The report is based on the Ph.D. work of T. Höhne.</p>	11b. No. of Pages Publication
19. Keywords <b>Coolant Mixing, Boron Dilution Scenarios, CFD, PWR</b>	12. No. of References <b>61</b>
20. Verlag	14. No. of Tables <b>14</b>
21. Preis	15. No. of Figures <b>56</b>

## Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen und Indizes.....	III
Abkürzungsverzeichnis .....	VIII
Abbildungsverzeichnis .....	X
Tabellenverzeichnis.....	XIII
1 Einleitung .....	1
2 Relevante Störfallszenarien.....	4
2.1 Strömungsführung in Druckwasserreaktoren.....	4
2.2 Borverdünnungsstörfälle .....	6
2.2.1 Klassifikation .....	6
2.2.2 Externe Borverdünnungsszenarien.....	7
2.2.3 Inhärente Borverdünnung bei kleinen Lecks.....	11
2.2.4 Inhärente Borverdünnung bei 3/4 Loop Betrieb.....	14
2.2.5 Pumpenbetrieb unter Störfallbedingungen.....	14
2.3 Kaltwassertransienten.....	14
2.4 Vermischungspänomene auf dem Weg zum Reaktorkern .....	15
3 Bedarf an Vermischungsuntersuchungen.....	17
3.1 Frühere experimentelle Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung in DWR .....	17
3.2 Numerische Strömungsberechnungen.....	21
3.3 Das geschlossen-analytische Vermischungsmodell von Dräger .....	22
3.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse und Schlußfolgerungen.....	22
3.5 Auswahl des CFD-Berechnungsprogrammes .....	24
4 Die Versuchsanlage ROCOM .....	25
5 Ähnlichkeitsbeziehungen und Skalierungseffekte bei Modellanlagen.....	29
6 Theoretische Grundlagen der Vermischung in turbulenten Strömungen.....	33
6.1 Definitionen.....	33
6.2 Grundgleichungen .....	33
6.3 Turbulenzmodelle.....	35
6.3.1 Das $k, \varepsilon$ - Modell .....	36
6.3.2 Das RNG- $k, \varepsilon$ - Modell.....	36
6.3.3 Das Reynoldsspannungs-Modell.....	37
7 Geschlossen-analytische Modellierung der stationären Ringspaltströmung.....	39
8 Methoden der numerischen Fluidodynamik.....	42
8.1 Diskretisierung der Differentialgleichungen .....	42
8.2 Diskretisierungsverfahren für Raumvariablen .....	44
8.2.1 Upwind-Differenzen-Verfahren .....	44
8.2.2 Das Zentralfrequenzen-Verfahren.....	46
8.2.3 Das HYBRID-Verfahren (HDS) .....	47
8.2.4 Das QUICK-Verfahren.....	47
8.3 Zeitdiskretisierung.....	48
8.4 Der CFD-Code CFX-4 .....	49

8.4.1	Pre-processing Modul .....	49
8.4.2	Frontend Modul.....	50
8.4.3	Solution Modul.....	51
8.4.4	Graphic Modul .....	51
9	Sensitivitätsanalysen zu CFD-Rechnungen .....	52
9.1	Randbedingungen.....	52
9.2	Vergleich der Diskretisierungsverfahren.....	53
9.3	Einfluß der Anzahl der Gitterpunkte auf Strömung und Vermischung.....	53
9.4	Einfluß der Zeitschrittweite auf die Vermischung .....	55
9.5	Vergleich der Turbulenzmodelle.....	56
9.6	Zusammenfassung der Analysen.....	56
10	Rechnungen zur Kühlmittelvermischung in Konvoi- Anlagen.....	57
10.1	Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung.....	57
10.2	Numerische Modellierung der perforierten Einbauten im RDB .....	59
10.3	Ermittlung der Druckverlustbeiwerte im RDB .....	60
10.4	Modellierung der Siebtonne und Stauplatte .....	62
10.5	Vergleich der Vermischung im Original und ROCOM mit Hilfe von stationären CFX-4 Rechnungen .....	63
10.6	Geschwindigkeitsprofil im Downcomer .....	65
10.7	Validierung von CFX-4 anhand von experimentellen Ergebnissen.....	67
10.7.1	Übersicht zur Lage der Auswerteebenen.....	68
10.7.2	Stationäre und quasistationäre Durchsätze.....	68
10.7.3	Transiente Strömungen .....	81
11	Analysen zur Kühlmittelvermischung im WWER-440.....	92
11.1	Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung.....	92
11.2	Modellierung der perforierten Platte im unteren Plenum.....	93
11.3	Stationäre Strömung im WWER-440/W-230 .....	93
11.3.1	Das Strömungsfeld im stationären Fall .....	93
11.3.2	Vermischungphänomene im stationären Fall .....	98
11.4	Analyse eines Frischdampfleckes beim WWER-440 .....	99
11.4.1	Randbedingungen.....	99
11.4.2	Ergebnisse der Strömungsberechnung unter Frischdampfleck-Bedingungen...	101
11.4.3	Nutzung der CFX-4 Ergebnisse für die Frischdampfleckanalyse .....	102
12	Zusammenfassung und Ausblick .....	103
	Literatur.....	105



## Formelzeichen und Indizes

### Formelzeichen

#### lateinische Buchstaben

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
$a$	-	Konstante
$A$	$m^2$	angeströmte Fläche
$\delta A$	$m^2$	Oberfläche
$B$	$\frac{N}{m^3}$	Body Force
$B_F$	$\frac{N}{m^3}$	Body Force
$c$	$m/s$	Fluidgeschwindigkeit
$C$	-	Konstante
$c_\eta, c_{\epsilon 1}, c_{\epsilon 2}, \sigma_k, \sigma_\epsilon$	-	Standard-Konstantensatz
$c_p$	$\frac{kJ}{kgK}$	spezifische Wärmekapazität (isobar)
$C$	-	Courant Zahl
$D$	$m^2/s$	Diffusionskoeffizient
$d$	$m$	Durchmesser
$g$	$m/s^2$	Erdbeschleunigung
$G$	-	skalare Transportgröße
$j$	-	Laufvariable
$l$	$m$	Mischungsweglänge
$L$	$m$	Pfropfenlänge
$k$	$kgm/s$	turbulente kinetische Energie
$m$	$kg$	Masse
$\dot{m}$	$kg/s$	Massenstrom
$n$	-	Maximalwert der Laufvariablen
$p$	$N/m^2$	Druck
$P_k$	-	Turbulenzproduktion
$Q$	-	Quelle bzw. Senke
$R$	$m$	Radius

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
$R_C$	$\frac{kg}{m^3}$	Widerstandsfaktor
$R_F$	$\frac{kg}{m^4}$	Geschwindigkeitsfaktor
$s$	$m$	Vermischungsweg längs x
$S_{ij}$	-	Hauptspannungstensor
$S_\phi$	-	Quell-/senkenterme
$T, t', t$	$s$	Zeit
$\Delta t$	$s$	Zeitintervall
$\Delta T$	$s$	Dosierzeit
$T$	$K$	Temperatur
$u$	$m/s$	Fluidgeschwindigkeit
$\bar{u}$	$m/s$	mittlere Fluidgeschwindigkeit
$u_x$	$m/s$	Schubspannungsgeschwindigkeit
$u_i$	$m/s$	Geschwindigkeitskomponente in Richtung x
$\delta V$	$m^3$	Kontrollvolumen
$V$	$m^3$	durchströmtes Volumen
$V'$	$m^3$	durchströmtes Volumen im porösen Medium
$\dot{V}$	$m^3/s$	Volumenstrom
$x$	$m$	Koordinate in Hauptströmungsrichtung
$x_i$	$m$	Ortskoordinate
$y$	$m$	Wandabstand

**griechische Buchstaben**

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
$\alpha$	$\frac{m^2}{s}$	Temperaturleitzahl
$\beta$	-	Konstante
$\Gamma_\phi$	-	Diffusivitäten
$\Gamma$	-	Diffusionskoeffizient
$\gamma$	-	Volumenporosität

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
$\delta$	$m$	Grenzschichtdicke
$\delta_{ij}$	$N/m^2$	Schubspannungen
$\varepsilon$	-	Dissipationsrate
$\vartheta$	$K$	Temperatur
$\Theta$	-	dimensionslose Vermischungsvariable
$\Theta$	$^\circ$	Winkel zwischen dem Geschwindigkeitsvektor und der Gitterlinie
$\eta_0$	-	Konstante
$\eta$	-	dimensionsloser Wandabstand
$\eta$	$Pa \cdot s$	dynamische Viskosität
$\lambda$	-	dimensionsloser Widerstandsbeiwert der 1D-Fluidströmung
$\lambda$	$\frac{kW}{mK}$	Wärmeleitfähigkeit
$\kappa$	-	Konstante
$\mu$	$kg/ms$	dynamische Fluidzähigkeit
$\mu_t$		Wirbelviskosität
$\nu$	$\frac{m^2}{s}$	kinematische Zähigkeit
$\rho$	$\frac{kg}{m^3}$	Massendichte des Fluids
$\tau$	$N/m^2$	Schubspannung in der reibungsbehafteten Fluidströmung
$\tau_{(0)ij}$	-	Reynoldsspannungstensor
$\tau_{ij}$	-	Schubspannungstensor
$\phi$	-	dimensionslose Fluidgeschwindigkeit
$\zeta$	-	Strömungswiderstand

### Ähnlichkeitskennzahlen

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
$c$	$m/s$	mittlere Downcomergeschwindigkeit
$L$	$m$	charakteristische Länge
$U$	$m$	benetzter Umfang

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
<i>Re</i>	-	Reynoldzahl $Re = \frac{cl}{\nu}$
<i>Sr</i>	-	Strouhalzahl $Sr = \frac{l}{c\tau}$
<i>Sc</i>	-	Schmidtzahl $Sc = \frac{\nu}{D} = Pr_D$
<i>Eu</i>	-	Eulerzahl $Eu = \frac{\Delta p}{\rho c^2}$
<i>Fr</i>	-	Froudezahl $Fr = \frac{c}{\sqrt{gl \frac{\Delta p}{\rho}}}$

**Indizes**

Bezeichnung	Bedeutung
<i>a</i>	Austritt
<i>A</i>	Außen
<i>C</i>	bezogen auf den Kerneintrittssensor
<i>D</i>	bezogen auf den unteren Ringspaltssensor
<i>Diff</i>	Diffusion
<i>e</i>	Eintritt
<i>i,j</i>	Geschwindigkeitskomponenten
<i>I</i>	Innen
<i>k</i>	Konzentration
<i>konv</i>	konvektiv
<i>L</i>	bezogen auf den Schleifeneintrittssensor
<i>max</i>	Maximum
<i>min</i>	Minimum
<i>o</i>	für konstant
<i>p</i>	Druck
<i>turb</i>	turbulent

<b>Bezeichnung</b>	<b>Bedeutung</b>
$W$	Wand
$\alpha$	(Massen-) Anteil
$\alpha_{Vol}$	(Volumen-) Anteil
$\delta$	Grenzschichttrand
$\vartheta$	Temperatur

## Abkürzungsverzeichnis

<b>Abkürzung</b>	<b>Entsprechung</b>
ATHLET	thermohydraulischer Code
Bora-Bora	französische Versuchsanlage
CAD	Computer-Aided-Design
CCCT	Modifizierung des QUICK-Verfahrens
CDS	Zentralknoten-Verfahren
CFD	Computational Fluid Dynamic (numerische Strömungssimulation)
CFX-4	kommerzieller CFD-Code des Herstellers AEA Technology
CFX-VIEW	Post Processing Programm
DE	Dampferzeuger
DWR	Druckwasserreaktor
DWR Konvoi	Standard DWR des Herstellers Siemens KWU (1300 MW)
DYN3D	neutronenkinetisches Berechnungsprogramm, entwickelt am FZR
DYN3D/ATHLET	gekoppeltes Codesystem
ENSIGHT	Post Processing Programm
FZR	Forschungszentrum Rossendorf e.V.
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
HD	Hochdruck
HDR	Heißdampfreaktor
HKP	Hauptkühlmittelpumpe
HYBRID (HDS)	Modifikation aus dem Upwindknoten-Verfahren, in welchem das Zentralknoten-Verfahren genutzt wird
KV	Kontrollvolumen
LDA	Laser-Doppler-Anemometrie (Geschwindigkeitsmeßtechnik)
LOCA	Loss of Coolant Accident (Kühlmittelverluststörfall)
MBLOCA	Medium Break Loss of Coolant Accident (Kühlmittelverluststörfall bei mittlerem Leck)
MESHBUILD	Pre Processing Programm
MOV	Motor operated Valve (motorgetriebenes Ventil)
MSLB	Main Steam Line Break (Frischdampfleckstörfall)
N3S	französischer CFD Code
ND	Niederdruck

## Abkürzungsverzeichnis

---

OTSG	Geradrohrdampferzeuger
PHDR	Versuche zur Untersuchung der Hochdruckkalteinspeisung an der HDR-Anlage
PHOENICS	CFD-Rechenprogramm
PKL	Primärkreislauf
QUICK	Quadratic Upstream Interpolation of Convective Kinematics
RDB	Reaktordruckbehälter
ROCOM	Rosendorf Coolant Mixing Test Facility (Rosendorfer Kühlmittelvermischungsanlage)
SBLOCA	Small Break Loss of Coolant Accident (Kühlmittelverluststörfall bei kleinem Leck)
SGTR	Steam Generator Tube Break (Dampferzeugerheizrohrbruch)
UDS	Upwinddifferenzen-Verfahren
UMCP	skalierte Vermischungsanlage der University of Maryland/USA
UPTF	Upper Plenum Test Facility
UTSG	U-Rohr Dampferzeuger
WWER-1000	standardisierter russischer Reaktortyp (1000 MW)
WWER-440	standardisierter russischer Reaktortyp (440 MW)

**Abbildungsverzeichnis**

		Seite
Abb. 2.1	Schema des Primärkreislaufes eines deutschen Druckwasserreaktors	4
Abb. 2.2	Primärkreislauf eines WWER-440	5
Abb. 2.3	Primärkreislaufinventar bei SBLOCA und Reflux-Condenser Mode	12
Abb. 4.1	Vermischungsanlage ROCOM mit Reaktormodell und vier Schleifen	25
Abb. 4.2	Plexiglas-Modell des RDB	25
Abb. 4.3	Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren	27
Abb. 7.1	Abwicklung des Ringspaltes eines Druckwasserreaktors mit Quellen und Wirbeln	39
Abb. 7.2	Überlagerung potentialtheoretischer Geschwindigkeitsverteilungen im Ringspalt-Kontrollvolumen eines Druckwasserreaktors	41
Abb. 8.1	Kontrollvolumenberandung	43
Abb. 8.2	Treppenfunktion (UDS)	44
Abb. 8.3	Polygonzug (CDS)	46
Abb. 8.4	quadratische Verteilung (QUICK)	47
Abb. 9.1	Modell eines Quadranten des Downcomers im DWR Konvoi	52
Abb. 9.2	Vergleich der Diskretisierungsverfahren: Konzentrationsverläufe am Auswertepunkt als Folge einer Impulsstörung am Eintritt in das Strömungsgebiet	53
Abb. 9.3	Geschwindigkeitsverteilung am Ende des Downcomermodells für verschiedene Gitter	54
Abb. 9.4	Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlicher Anzahl der Gitterpunkte als Folge einer Impulsstörung	54
Abb. 9.5	Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlichen Zeitschrittweiten $\Delta t$ als Folge einer Impulsstörung	55
Abb. 9.6	Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt von Rechnungen mit unterschiedlicher Turbulenzmodellierung	56
Abb. 10.1	Schnitt durch den Original-RDB des DWR Konvoi	57



Abb. 10.2	Vergleich der verwendeten numerischen Gittermodelle des DWR Konvoi	58
Abb. 10.3	Siebtonne im unteren Plenum des RDB und als poröser Körper im Gittermodell	62
Abb. 10.4	Temperaturverteilungen unterhalb der Gitterplatte von Originalreaktor und 1:5 Plexiglasmodell	64
Abb. 10.5	Geschwindigkeitsverteilung am Downcomerende (1045 mm unterhalb der Stutzebene), Schleifendurchsatz 150m <sup>3</sup> /h	65
Abb. 10.6	Strömungsprofil über dem Querschnitt des Downcomers, azimutale Position $\alpha=0/360^\circ$	65
Abb. 10.7	Geschwindigkeitsfeld im Stutzenbereich des Downcomers DWR Konvoi bei Nominalleistung (alle Schleifen in Betrieb)	66
Abb. 10.8	BE-bzw. Auswertepositionen am Kerneintritt	68
Abb. 10.9	Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m <sup>3</sup> /h), Langdosierung	71
Abb. 10.10	Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 185 m <sup>3</sup> /h), zeitlich gemittelte Daten	72
Abb. 10.11	Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen und auf azimutalen Positionen des äußeren Umfangs am Kerneintritt (Vierschleifenbetrieb, 185 m <sup>3</sup> /h)	73
Abb. 10.12	Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m <sup>3</sup> /h), Kurzdosierung	74
Abb. 10.13	Vergleich 8 gemittelte Experimente -CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m <sup>3</sup> /h)	75
Abb. 10.14	Vergleich Experiment-CFX, Teilschleifenbetrieb, eine Schleife abgesperrt	77
Abb. 10.15	Vergleich Experiment-CFX, Teilschleifenbetrieb, zwei Schleifen abgesperrt	79
Abb. 10.16	Vergleich Experiment-CFX, Teilschleifenbetrieb, drei Schleifen abgesperrt	80
Abb. 10.17	Vergleich CFX-4 Nachrechnung -Experiment TNR_62	83
Abb. 10.18	Zeitabhängige Konzentrationsverteilungen im Downcomer, (rot: ambientes Kühlmittel, weiß: Tracer), CFX-4 Nachrechnung des Experimentes TNR_62	84
Abb. 10.19	Vergleich CFX-4 Nachrechnung -Experiment TNR_92	85

## Abbildungsverzeichnis

---

Abb. 10.20	BE-Position der maximalen Tracerkonzentration TNR_62, TNR_92	85
Abb. 10.21	Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich TNR_62 - CFX-4	86-87
Abb. 10.22	Konzentrationsverteilungen an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich TNR_62 -CFX-4	88
Abb. 10.23	Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich TNR_92 - CFX-4	89-90
Abb. 10.24	Konzentrationsverteilungen an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich TNR_92 -CFX-4	91
Abb. 11.1	Numerisches Modell des WWER-440 im Vergleich zum Original	92
Abb. 11.2	Theoretischer Verlauf des turbulenten Diffusionskoeffizienten über der halben Ringspaltbreite im WWER-440	96
Abb. 11.3	Geschwindigkeitsverteilung im Ringspalt des WWER-440	97
Abb. 11.4	Geschwindigkeitsverlauf am Ende des Ringspaltes WWER-440	97
Abb. 11.5	Schnittdarstellung des Strömungsbildes im unteren Plenum des WWER 440	97
Abb. 11.6	Temperaturverteilung in der 3D Darstellung (blau=kalte Strähne)	98
Abb. 11.7	Temperaturverteilung am Ringspaltende	98
Abb. 11.8	Temperaturverteilung auf einer Traverse am Spaltzoneneintritt und der perforierten Platte	98
Abb. 11.9	Temperaturverteilung auf einer Traverse am Spaltzoneneintritt	98
Abb. 11.10	Temperaturverteilung am Spaltzoneneintritt (CFX-4, analytisches Modell)	98
Abb. 11.11	Temperaturverlauf in den einzelnen Schleifen beim Frischdampfleck des WWER-440	100
Abb. 11.12	Geschwindigkeitsverteilung am Ringspaltende (CFX)	101
Abb. 11.13	Temperaturverteilung am Eintritt in die Spaltzone für das analytische Modell und die CFX-4 Rechnung (der Pfeil bezeichnet die Richtung der gestörten Schleife)	101
Abb. 11.14	Temperaturverteilung am Eintritt in die Spaltzone	102

## Tabellenverzeichnis

		<b>Seite</b>
Tabelle 2.1	Technische Daten im Vergleich	5
Tabelle 2.2	Eintrittswahrscheinlichkeiten der Borverdünnungsszenarien	11
Tabelle 3.1	Rechen- und Versuchsmatrix	24
Tabelle 5.1	Vergleich Original DWR - ROCOM: Modellmedium Wasser, 20°C	32
Tabelle 6.1	Standardkonstantensatz	36
Tabelle 9.1	Randbedingungen	52
Tabelle 9.2	Gegenüberstellung der verschiedenen Berechnungsgitter des Downcomermodells	54
Tabelle 10.1	Vernetzungsdaten	58
Tabelle 10.2	$\zeta_c$ -Zahlen und der $R_{\text{eff}}$ -Werte	62
Tabelle 10.3	Randbedingungen der CFX-4 Rechnungen	63
Tabelle 10.3	Ausgewählte Experimente der ROCOM-Anlage für einen Vergleich mit CFX-4 Rechnungen	67
Tabelle 11.1	Strömungsbedingungen im Ringspalt des WWER-440	94
Tabelle 11.2	Eintrittsrandbedingungen für die CFX-4-Rechnung	100
Tabelle 11.3	Maximaler Neutronen-Multiplikationsfaktor während der Transiente	102

# 1 Einleitung

Bei bestimmten transienten Vorgängen bzw. unter Störfallbedingungen kann in Druckwasserreaktoren (DWR) Kühlmittel mit unterschiedlicher Temperatur und/oder Borsäurekonzentration aus den kalten Strängen der Primärkreisschleifen in den Reaktordruckbehälter (RDB) eintreten. Solche Transienten, bei denen Ungleichmäßigkeiten der Temperatur- und Borkonzentrationsverteilung auftreten, sind Kaltwassertransienten und Borverdünnungsszenarien. Kaltwassertransienten sind das Resultat der Auskühlung einer Schleife des Primärkreislaufs infolge von Lecks im Frischdampfsystem oder Überspeisung bzw. Unterkühlung eines Dampferzeugers. Eine Borverdünnung kann durch externe oder inhärente Mechanismen hervorgerufen werden. Kühlmittelpfropfen mit verminderter Borkonzentration können mit der Kühlmittelströmung in den Reaktorkern gelangen.

Eine langsame Deborierung kann durch Fehler im Chemiesystem bei laufenden Pumpen stattfinden. Denkbar ist auch ein unbeabsichtigter Borsäureentzug während der Reaktoranzufahrphase. Die Größe der so verursachten Reaktivitätszufuhr hängt wesentlich vom Vermischungsgrad im Ringspalt (Downcomer) und im unteren Plenum ab.

Als schnelle Deborierung werden Transienten bezeichnet, bei denen Kühlmittelpfropfen mit verminderter Borsäurekonzentration in den Reaktorkern gelangen. Solche Pfropfen können als Folge eines Dampferzeugerheizrohrlecks (SGTR) und durch Ansammlung von Kondensat im Pumpenbogen bei abgeschalteten Hauptkühlmittelpumpen entstehen. Unterstellt werden kann auch eine Sicherheitseinspeisung mit zu schwacher Borierung. Unter Störfallbedingungen (z.B. bei einem Kühlmittelverluststörfall bei kleiner Leckgröße (SBLOCA)) kann sich außerdem über den Boiler-Condenser bzw. Reflux-Condenser Mode in Pumpenbögen und im unteren Plenum deboriertes Kondensat ansammeln, das sich nach Anfahren einer Pumpe mit dem übrigen Kühlmittel mehr oder weniger vermischt und in den Kern transportiert wird.

Kaltwassertransienten treten zumeist als Folge von Störungen im Sekundärkreis auf. Mögliche Ursachen können der Abriß der Frischdampfleitung (MSLB), ein fehlerhaftes Öffnen des Dampferzeugersicherheitsventils oder eine sekundärseitige Fehlbespeisung des Dampferzeugers sein. In allen Fällen tritt das Kühlmittel einer Schleife mit deutlich niedrigerer Temperatur als die der anderen Schleifen in den Downcomer ein.

Auf dem Weg vom Eintrittsstutzen über den Ringraum zwischen Reaktordruck- und Kernbehälter in das untere Plenum vermischt sich das Kühlmittel, wobei sich die anfänglich zwischen den Schleifen bestehenden Unterschiede abbauen. Die Kühlmittelvermischung ist jedoch im allgemeinen unvollständig [U183]. Am Kerneintritt kann eine ungleichmäßige Parameterverteilung vorliegen, die sich wegen der Abhängigkeit der neutronenphysikalischen Wirkungsquerschnitte von der Moderator Temperatur und der Borsäurekonzentration auf die Leistungsverteilung im Reaktorkern auswirkt und bei der Simulation der Transienten mittels dreidimensionaler Neutronenkinetik [Gr97] berücksichtigt werden muß.

Für die Untersuchung von Vermischungsphänomenen in Druckwasserreaktoren, die sowohl für die Kernausslegung als auch für Sicherheitsanalysen von Bedeutung sind, ist eine enge Kopplung experimenteller und theoretischer Methoden erforderlich. In Verbindung mit wenigen zielgerichteten Experimenten können mit geeigneten Berechnungsverfahren alle Informationen ermittelt werden, die zum Verständnis und damit zur Abschätzung von Sicherheitsrisiken oder zur Optimierung einer Konfiguration erforderlich sind.

Durch den rasanten Fortschritt der Rechentechnik und den Einsatz von immer leistungsfähigeren numerischen Strömungsberechnungsprogrammen ist es in den letzten Jahren gelungen, CFD-Codes als effektive Werkzeuge zur Berechnung von industriellen bzw. wissenschaftlichen Strömungsphänomenen zu nutzen. Hierbei ist es jedoch immer noch wichtig, diese Werkzeuge kritisch zu beurteilen und hinsichtlich ihrer universellen Anwendbarkeit zu prüfen. Eine solche Chance bietet die Nachrechnung von Experimenten.

Eine Zielstellung dieser Arbeit war die Systematisierung der bisher gewonnenen Erkenntnisse zur Kühlmittelvermischung bei verschiedenen Druckwasserreakortypen unter unterschiedlichen Bedingungen (Geometrie, Strömungsbedingungen, Temperatur und Konzentrationsunterschiede).

Eine Übersicht über die relevanten Störfallszenarien wird in Kapitel 2 gegeben. Es werden diejenigen Störfallszenarien ausgewählt und erläutert, die eine Relevanz für die Kühlmittelvermischung im Primärkreislauf eines Druckwasserreaktors besitzen. Insbesondere wird zwischen den zwei großen Gruppen Borverdünnungsstörfälle und Kaltwassertransienten unterschieden.

In Kapitel 3 wird der Bedarf an weiteren Modellexperimenten und numerischen Simulationen abgeleitet. Es wird eine Übersicht über frühere Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung gegeben. Dabei werden experimentelle und rechnerische Untersuchungen berücksichtigt. Ein analytisches Modell für die Vermischung im Ringraum und unteren Plenum von Reaktoren des russischen Typs WWER-440 wird beschrieben. Im Rahmen des Vorhabens war zu prüfen, ob sich solche Ansätze auf DWR verallgemeinern lassen. Es wird eine Versuchsmatrix für zu untersuchende Strömungszustände und Vermischungsphänomene aufgestellt.

Basierend auf dieser Bedarfsanalyse wird in Kapitel 4 das Konzept für die Versuchsanlage ROCOM entworfen. Es wird das Vermischungsmodell ROCOM [Gru99] beschrieben, welches im Forschungszentrum Rossendorf errichtet wurde. ROCOM bildet einen Reaktordruckbehälter des DWR Konvoi im Maßstab 1:5 nach und verfügt über vier Kühlmittelschleifen mit voll regelbarem Massenstrom. Die Versuchskonzeption wird vorgestellt und die Meßtechnik, Meßerfassung und -auswertung erläutert.

In Kapitel 5 wird auf Ähnlichkeitsbeziehungen und Übertragbarkeit der Modellergebnisse auf die Originalanlage eingegangen.

Kapitel 6 befaßt sich mit den theoretischen Grundlagen der turbulenten Vermischung.

In Kapitel 7 werden analytische Ansätze zur Berechnung des Geschwindigkeitsfeldes und zur Integration der Transport- und Diffusionsgleichung für Temperatur- bzw. Konzentrationsstörungen dargestellt. Die Untersuchung der Machbarkeit analytischer Ansätze war ein weiterer Schwerpunkt des Vorhabens.

Kapitel 8 geht vertiefend auf Methoden der numerischen Fluidodynamik ein. Für die Nachrechnung von unterschiedlichen Experimenten an skalierten Versuchsanlagen und Originalreaktoren, unter anderem auch das Nachrechnen der Versuche an der ROCOM-Modellanlage, wurde im Vorfeld das Programm CFX-4 [CFX99] als ein geeigneter CFD-Code ausgewählt.

Kapitel 9 gibt das Ergebnis einer Sensitivitätsanalyse zum Einfluß der numerischen Diffusion bei transienten Strömungs- bzw. Vermischungsvorgängen in numerischen Berechnungen wieder. In diesem Kapitel wird auch der Einfluß von unterschiedlichen Turbulenzmodellen diskutiert und für die Simulation mit CFX-4 ausgewählt.

In Kapitel 10 erfolgt eine Gegenüberstellung von experimentellen Ergebnissen der ROCOM-Versuchsanlage auf Grundlage der in Kapitel 3 aufgestellten Versuchsmatrix mit numerischen Simulationen. Schwerpunkt dieser Gegenüberstellung sind Strömungszustände bei zeitlich unveränderlichen Schleifendurchsätzen im Nominal- bzw. Teilschleifenbetrieb, bei vermindertem Durchsatz in allen Schleifen sowie transiente Anlaufvorgänge der Kühlmittelzirkulation.

In Kapitel 11 werden Rechnungen zur Kühlmittelvermischung in WWER-440 Reaktoren behandelt. Ergebnisse des analytischen Modells für WWER-440 werden mit CFX-4 Rechnungen verglichen. Es werden Untersuchungen zur Rekritikalität des Reaktors im Fall eines Frischdampfleckszenarios in Abhängigkeit von der Modellierung der Kühlmittelvermischung vorgestellt. Dazu wurde das neutronenkinetische Programm DYN3D [Gr97] mit einem Vermischungsmodell für WWER-440 Reaktoren eingesetzt.

Kapitel 12 beinhaltet die Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse und einen Ausblick.

## 2 Relevante Störfallszenarien

### 2.1 Strömungsführung in Druckwasserreaktoren

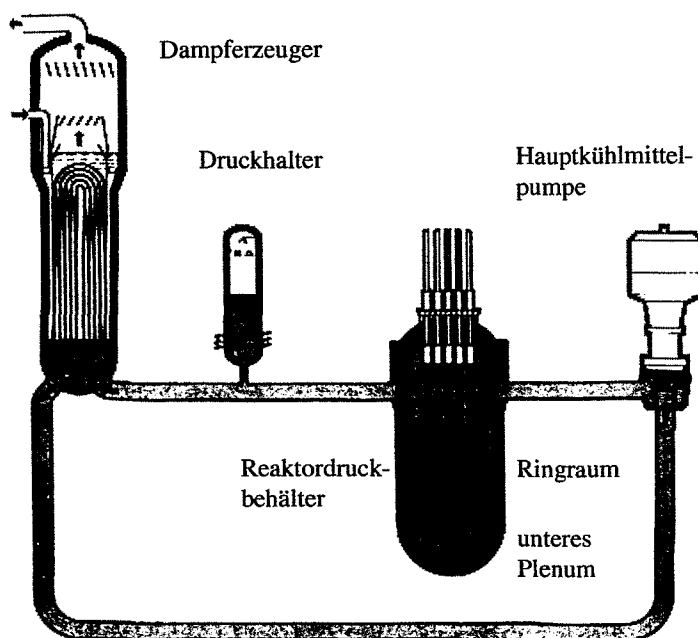


Abb. 2.1 Schema des Primärkreislaufes eines deutschen Druckwasserreaktors

Die gegenwärtig in der Welt betriebenen Druckwasserreaktoren sind hinsichtlich der grundsätzlichen konstruktiven Gestaltung untereinander sehr ähnlich. Das Kühlmittel gelangt aus den kalten Strängen der Umwälzschleifen in den Ringspalt, durch den es dem unteren Plenum zugeleitet wird (Abb. 2.1). Hier erfährt die Strömung eine Umlenkung um  $180^\circ$  und passiert dabei Einrichtungen zur Strömungsberuhigung, deren Konstruktion typenspezifisch sehr unterschiedlich sein kann [Fr71]. Das Spektrum reicht dabei von Siebplatten über vorgelagerte kegelförmige Siebeinrichtungen und zylindrische Siebtonnen bis hin zu elliptischen Siebböden.

Aufwärtsgerichtet gelangt das Kühlmittel durch den sogenannten unteren Rost in den Reaktorkern, wo es durch Aufnahme der im Spaltprozeß freigesetzten Wärme um etwa 30 K aufgeheizt wird.

Der DWR Konvoi der Fa. Siemens/KWU, welcher hauptsächlich in dieser Arbeit untersucht wird, besitzt vier Schleifen in einer Ebene, wobei jeweils ein Eintritts- bzw. ein Austrittsstutzen paarweise angeordnet sind. Die Eintrittsstutzen besitzen konische Erweiterungen im Flanschbereich und einen Krümmungsradius am Übergang zur Reaktorinnenwand. Unterhalb des Stutzenbereiches befindet sich eine diffusorartige Erweiterung des Downcomers. Im Downcomer existieren vier zylindrische Durchführungen zu den Austrittsstutzen. Im unteren Plenum ist mittig eine zylinderförmige Siebtonne zur Strömungsberuhigung angebracht. Der Reaktor ist mit 193 Brennelementen bestückt.

In dieser Arbeit wird auch die Kühlmittelvermischung im WWER-440, einem russischen Reaktortyp, analysiert. Einige konstruktive Besonderheiten des WWER-440 sind:

- Es existiert sowohl eine Schleifenabsenkung im kalten als auch im heißen Strang.
- Alle Hauptumwälzleitungen sind heiß - und kaltseitig absperrbar.

- Die sechs Eintrittsstutzen sind im Gegensatz zu westlichen Reaktoren unterhalb der jeweiligen zugeordneten Austrittsstutzen angeordnet (Abb. 2.2).

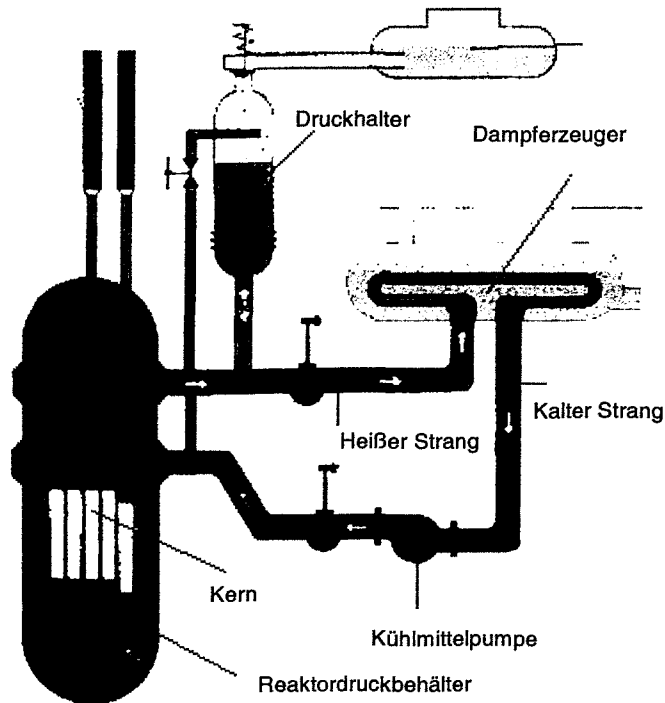


Abb. 2.2 Primärkreislauf eines WWER-440

Abweichend zu anderen Reaktortypen befindet sich beim WWER-440 unterhalb des Kerns ein Raum, der der Aufnahme der Arbeitsteile der Kassetten des Steuer- und Schutzsystems dient und als Reaktorschachtboden bezeichnet wird. An seinem Eintritt befindet sich eine perforierte Platte, die ihn gegenüber dem unteren Sammelraum abgrenzt. Es existieren zwei konstruktive Varianten des Reaktors WWER-440, die Varianten W-230 und W-213. In der Version W-213 erfolgt eine Strömungsberuhigung durch einen elliptischen Siebboden. Beim W-230, der in dieser Arbeit betrachtet wird, fehlt dieser elliptische Siebboden.

Tabelle 2.1 Technische Daten im Vergleich

Reaktortypen	DWR Konvoi (1300 MW <sub>el</sub> )	WWER-440 (440 MW <sub>el</sub> )
Schleifen	4	6
Gesamtmassenstrom / kg/s	18800	8550
Eintrittstemperatur / °C	291.3	268.8
Druck / bar	158	125
mittlere Eintrittsgeschwindigkeit am Stutzen/ m/s	14.2	9.55



## 2.2 Borverdünnungsstörfälle

### 2.2.1 Klassifikation

Borsäure wird als löslicher Neutronenabsorber im Kühlmittel des Primärkreislaufes von Druckwassereaktoren (DWR) eingesetzt. Die Borsäure dient zur Kompensation der Überschußreaktivität während des Brennelementezyklusses. Desweiteren sichert die Aufborierung des Kühlmittels die erforderliche Unterkritikalität während des Brennelementewechsels bzw. während Wartungsarbeiten. Das Notkühlwasser der verschiedenen unabhängigen Notkühlssysteme ist ebenfalls mit Borsäure versetzt. Im Zuge der Erforschung von Reaktivitätstransienten werden gegenwärtig eine Reihe von Szenarien unterstellt, welche zu einer partiellen Absenkung der Borsäurekonzentration in Teilen des Primärkreislaufs führen können. Wenn die entsprechenden Kühlmittelvolumina im weiteren Prozeßverlauf zu einer unerwünschten Absenkung der Borsäurekonzentration im Reaktorkern führen können wird von Deborierungstransienten gesprochen.

In der Literatur [Hö99, Hy93, Ja92, Tu98] wird generell zwischen den Klassifizierungskriterien

- homogene und heterogene Borverdünnung sowie
- externe und inhärente Borverdünnung

unterschieden.

#### *Homogene (langsame) Borverdünnung*

Die homogene Borverdünnung tritt bei laufenden Pumpen auf (Fehler im Chemiesystem, Einbringen von unboriertem Wasser aus Hilfssystemen). Durch den Betrieb der Pumpen kann sich das deborierte Kühlmittel gut mit dem ambienten Kühlmittel vermischen. Grundsätzlich kann eine homogene Borverdünnung auch bei voll ausgeprägtem Naturumlauf eintreten. Das Absinken der Borkonzentration im Kreislauf kann durch den Operator rechtzeitig bemerkt werden.

#### *Heterogene (schnelle) Borverdünnung*

Charakteristisch für die heterogene Deborierung ist die Bildung von "Deionat-Nestern" mit zu geringer Borkonzentration bei stagnierender Kühlmittelumwälzung. Eine Detektion dieser niedrigborierten Kühlmittelvolumina ist in weiten Teilen des Primärkreislaufes schwer oder gar nicht möglich, so daß eine Deborierung unerkannt bleiben würde. Daher besteht die Gefahr des schnellen Eintrages des Kühlmittels mit zu geringer Borkonzentration in den Kern beim Wiederanlaufen des Naturumlaufs oder beim Starten einer Hauptkühlmittelpumpe. Die Entstehung der Deionatpfropfen kann durch externe oder inhärente Borverdünnung geschehen.

#### *Externe Borverdünnung*

Bei einer externen Borverdünnung dringt unboriertes Wasser von außen in den Primärkreislauf ein, z.B. aus Nebensystemen, die unboriertes Wasser enthalten.

Die Bildung eines unborierten Pfropfens kann nur bei Stagnation der Zirkulation in einer oder mehreren Schleifen des Primärkreislaufes stattfinden. Solche Bedingungen herrschen zum Beispiel bei Stillstandsphasen mit geringer Nachzerfallsleistung. In WWER-440 Reaktoren kommt hinzu, daß der Umlauf in den Schleifen durch Schließen der Hauptabsperrschieber unterbrochen werden kann.

Der unborierte Pfropfen kann durch Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe oder durch Wiedereinsetzen des Naturumlaufes in den Reaktorkern transportiert werden. Beim russischen Druckwasserreaktor WWER-440 kann das Öffnen eines Hauptabsperrschiebers das auslösende Ereignis sein. Hiermit kann ein Pfropfen bei diesem Reaktortyp auch in einer einzelnen Schleife gebildet werden, während die Zirkulation in den übrigen Schleifen in Gang ist. Bei Reaktoren ohne Absperrschieber ist dies nicht möglich, da sich in einer Schleife mit abgeschalteter Hauptumwälzpumpe durch den Betrieb der übrigen Pumpen ein Kühlmittelrückstrom einstellt.

### *Inhärente Borsäureverdünnung*

Während eines typischen Kühlmittelverluststörfallszenariums mit kleinem bis mittleren Leck (SBLOCA, MBLOCA) kann sich ein Reflux-Condenser- bzw. Boiler-Condenser-Mode einstellen. Dabei strömt der im Reaktorkern entstehende Dampf zu den Dampferzeugern und kondensiert dort sowohl in den aufsteigenden als auch in den abfallenden Ästen der U-Rohre, wobei das Kondensat borsäurefrei ist, da die Borsäure beim Sieden nicht in die Dampfphase übergeht. Während das in den aufsteigenden Ästen entstehende Kondensat überwiegend durch die heißseitige Hauptkühlmittelleitung zurück in das obere Plenum des RDB strömt, sammelt sich das in den kalten Ästen der U-Rohre entstehende Kondensat in den Dampferzeugeraustrittskammern bzw. den Pumpenbögen an. Vermischungsvorgänge durch Blasenaufstieg und Mitriß von boriertem Kühlmittel während der Reflux-Condenser-Phase sowie Zumischen von boriertem Kühlmittel im Ringraum und im unteren Plenum des RDB beim Anlaufen des Naturumlaufes wirken dem Absinken der Borkonzentration am Kerneintritt entgegen.

Eine inhärente Borsäureverdünnung kann auch während eines Dampferzeugerlecks eintreten. Es besteht die Möglichkeit, daß Kondensat von der Sekundärseite auf die Primärseite eines isolierten Dampferzeugers (DE) fließt, wenn im Störfallverlauf der Sekundärdruck den Druck im Primärkreislauf übersteigt.

### **2.2.2 Externe Borverdünnungsszenarien**

Im folgenden werden die Szenarien vorgestellt, die bei westlichen DWR im Hinblick auf eine externe Borverdünnung in Diskussion sind. Grundlage hierfür war die Zusammenstellung von Jakobson [Ja92] zu Dreischleifen-Westinghouse-Reaktortypen. Die Szenarien können von Reaktortyp zu Reaktortyp verschieden sein, da unterschiedliche Konfigurationen und Betriebsregimes einzelne Abweichungen im Störfallablauf nach sich ziehen.

### *Verdünnung bei Versagen des Zusatzspeisewassersystems während der Anfahrphase*

Der Reaktor ist im Ausgangszustand abgeschaltet und steht unter atmosphärischem Druck. Es werden Instandhaltungsmaßnahmen am Dampferzeuger vorgenommen. Dabei werden die Rohrbündel mit Luft gefüllt und die Kühlmittelzirkulation wird unterbrochen.

Der erste Schritt für das erneute Starten der HKP zum Anfahren des Reaktors ist die Druckbeaufschlagung des Primärkreislaufes. Sie wird durch das Schließen der Drainage- und Entlüftungsventile und einer kontinuierlichen Kühlmittelzufuhr erreicht. Die Einspeisestelle für das deborierte Zusatzspeisewasser liegt im kalten Strang zwischen HKP und Reaktoreintritt. Ein Teil des Wassers strömt in Richtung DE, wodurch die dort vorhandene Luft komprimiert wird. Sperrwasser, welches in diesem Zustand über die Pumpendichtung in den Kreislauf gelangen kann, und ein Teil des Zusatzspeisewassers, kann so zunächst weder in Richtung zum Reaktor noch über die DE aus dem kalten Strang entweichen. Wenn durch ein Fehler im Zusatzspeisesystem unboriertes Wasser vorgelegt wird, kommt es zu einer Absenkung der Borsäurekonzentration im kalten Strang, die vom Operator nicht erkannt wird. Wenn der erforderliche Druck im PKL erreicht ist, startet der Operator die HKP, um die Luft aus den DE über den Reaktor und die dortigen Entlüftungssysteme entweichen zu lassen. Hierbei wird der deborierte Pfropfen in den Reaktor gedrückt.

### *Borverdünnung durch ein Leck im Sperrwassersystem der Hauptkühlmittelpumpe*

Vor Beginn der Druckbeaufschlagung und dem Start der Pumpen wird angenommen, daß das Sperrwassersystem in einer der Pumpen zu lecken beginnt. Wenn der Druck im Primärkreislauf unter den Druck im Sperrwassersystem abfällt, kann durch die Dichtung unboriertes Wasser in das Pumpengehäuse gelangen und einen deborierten Pfropfen im Primärkreislauf bilden. Beim Start der HKP wird dieser Pfropfen in den Kern transportiert.

### *Unterbrechung der Stromversorgung während des Anfahrens*

Der Primärkreislauf wird mit Wasser aus dem Vorratsbehälter des Volumenregelsystems aufgefüllt. Die Borsäurekonzentration in diesem Behälter wird durch Mischen von Deionat aus dem Kondensatbehälter mit Borsäure aus dem Borsäurebehälter eingestellt. Das eingespeiste aufborierte Wasser vermischt sich danach mit dem Kühlmittel im Primärkreislauf.

In dieser Situation wird angenommen, daß durch ein Defekt eines Ventils nur unboriertes Wasser in den Vorratsbehälter des Volumenregelsystems eingespeist wird. Das unborierte Wasser gelangt durch die Einspeiseleitung in den Primärkreislauf. Solange dabei der Umlauf im Gang ist, kommt es lediglich zu einer kontinuierlichen Absenkung der Borsäurekonzentration, die vom Operator bemerkt wird (homogene Borverdünnung). Wenn es jedoch während der Einspeisung zu einem Stromausfall kommt, fallen die HKP aus. Da der Reaktor in der Startphase bei kleiner Nachzerfallsleistung ist, kommt es zu keinem oder nur unvollständigen Anlaufen des Naturumlaufes. Durch die Notstromversorgung der Niederdruckzuspeisepumpen wird die Zuspeisung von unboriertem Wasser jedoch fortgesetzt und ein deborierter Pfropfen kann gebildet werden. Kommt die Spannungsversorgung der HKP wieder in Gang und werden diese eingeschaltet, gelangt unboriertes Kühlmittel in den Kern.

### *Eindringen von unboriertem Druckspeicherwasser während Brennelementewechsel*

Die Druckspeicher sollen den Reaktorkern im Fall eines großen oder mittleren Lecks mit aufboriertem Kühlmittel fluten. Es wird unterstellt, daß einer der Druckspeicher unboriertes Wasser enthält. Wenn der Primärdruck unter dem Druckspeicherdruck fällt, kann es zum Eindringen dieses unborierten Wassers aus den Druckspeichern kommen. Normalerweise sind während der Stillstandsphasen die motorgetriebenen Ventile zwischen Druckspeicher und Primärkreis geschlossen. Es kann aber unterhalb eines bestimmten Druckes im Primärkreis zu einem versehentlichen Öffnen der Ventile kommen. Es existieren 2 Szenarien:

- Öffnen des motorgetriebenen Ventils und Einbringen von unboriertem Wasser in den Kreislauf, Vermischen mit dem boriierten Kühlmittel. Die Menge des eingebrachten unborierten Wassers hängt vom Druck im Primärkreis ab. Wenn der Reaktordeckel geöffnet ist und atmosphärischer Druck herrscht, kann das gesamte Druckspeicherwasser in den Primärkreislauf gelangen.
- Leckagen am motorgetriebenen Ventil (MOV) können bereits während der Druckabsenkung zu einer langsamen Deborierung führen. Wegen der dann vorherrschenden Dichteunterschiede zwischen dem relativ kalten Druckspeicherwasser und dem Kühlmittel, kommt es zu einer Stratifizierung und das unborierte Wasser kann sich im unteren Plenum ansammeln. Wenn genug unboriertes Wasser eingedrungen ist und sich in den Kern schiebt, besteht die Möglichkeit einer Leistungsexkursion.

Bei Reaktoren vom Typ Konvoi besteht grundsätzlich auch die Möglichkeit der Einspeisung deborierten Wassers aus den am Heißstrang angeschlossenen Druckspeichern.

### *Eindringen von unboriertem Wasser aus dem Flutbehälter während einer Stillstandsphase*

Der Flutbehälter dient zum Auffüllen des unteren Plenums, zur Unterstützung des Containment- Sprühens und zum Auffüllen der Druckspeicher. Bei den hier betrachteten Szenarien wird unterstellt, daß ein oder mehrere Flutbehälter versehentlich mit unboriertem Wasser gefüllt wurden.

Für das Eintreten dieses Wassers in den Reaktor wurden drei Szenarien identifiziert:

1. versehentliche Aktivierung des Hoch- und/oder Niederdruckeinspeisesystems
2. unbemerkte Leckage von Wasser aus dem Flutbehälter in den Druckbehälter
3. Auffüllen des Reaktorsumpfs bei der Brennelementumladung

### *LOCA mit unboriertem Not- und Nachkühl-Wasser*

In diesem Szenarium wird davon ausgegangen, daß in einem frühen Stadium eines Lecks im Primärkreislauf unboriertes Not- und Nachkühlwasser eingetragen wird. Bei einem großen Leck können zwei Verdünnungssequenzen eintreten: Der Druck im Primärkreislauf fällt unter den Druck der Druckspeicher und der Kern wird mit Wasser geflutet, welches unboriert ist oder der Druck fällt und das Niederdruckeinspeisesystem fängt an, Wasser vom Flutbehälter in den Kreislauf zu geben.

### *LOCA mit unboriertem Reaktorsumpfwasser*

Dieses Szenarium tritt in einer späteren Phase eines Lecks ein. Der Reaktorsumpf ist mit Wasser gefüllt, welches aus dem Leck ausgetreten ist. Wenn die Niederdruckeinspeisepumpen auf Sumpfbetrieb umgestellt werden, könnte auch unterboriertes Wasser angesaugt werden, welches durch Leckagen in den Brandbekämpfungswasserleitungen in den Reaktorsumpf eindringen könnte. Solche Leckagen sind bei Leitungsbrüchen infolge Erdbeben oder Leitungsschwingungen denkbar.

### *LOCA/SGTR mit Eintritt von sekundärseitigem Kondensat in den Primärkreislauf*

Man unterstellt Szenarien, in welchen es bei einem großem Leck im Primärkreislauf zu Brüchen in den Dampferzeugerheizrohren kommt. Nach der Blow-Down-Phase ist der Primärkreislauf praktisch drucklos, so daß nunmehr borsäurefreies Wasser aus dem Sekundärkreislauf übertreten kann.

### *Borverdünnung während Stillstandsphasen durch Fehler bei Dampferzeuger-Wartungsarbeiten*

Um Wartungsarbeiten am Dampferzeuger durchführen zu können, werden Mannlöcher in der Primärseite geöffnet. Dazu wird der Füllstand im Primärkreis abgesenkt. Die Dampferzeugerheizrohre füllen sich auf der Primärseite mit Luft. Während der Inspektion und den Wartungsarbeiten wird die Sekundärseite unter Druck gesetzt, um auf der Primärseite nach Lecks zu suchen, die sich durch austretendes Wasser aus den Rohrböden bemerkbar machen. Diese Leckagen werden in der Regel durch Verschließen der betroffenen Wärmeübertragerrohre beseitigt. Danach wird das Mannloch geschlossen. Sollte ein Leck übersehen worden sein, kann unboriertes Wasser weiter in den Primärkreislauf eindringen und sich in den Pumpenbögen sammeln, solange der Primärdruck noch niedriger als der Sekundärdruck ist. Der so gebildete Pfropfen gelangt mit dem Starten der HKP in den Reaktorkern.

Dieses hier beschriebene Szenarium ist u.a. in den USA schon mehrmals in der Praxis aufgetreten. Im Zeitraum von 1970-1989 wurden 5 Fälle bekannt [Ja92], wo es zu Borverdünnung während Stillstandsphasen durch Fehler bei DE-Wartungsarbeiten kam:

- Indian Point 2, Oktober 1976 "DE-Heizrohrleck- verringerte Borkonzentration im Primärkreislauf"
- St. Lucie 1, Mai 1979, " DE-Heizrohr versehentlich während Wartungsarbeiten durchtrennt" (Westinghouse 4-Schleifenanlage, 873 MW)
- San Onofre 1, Juli 1980, " Aufblasbare Dichtungen leckten während der Dekonterminati-on eines DE, Borverdünnung trat auf" (Westinghouse 3-Schleifenanlage 436 MW)
- San Onofre 1, September 1980, " DE-Heizrohrarbeiten-Schleifendichtung versagte, Was-ser von der Sekundärseite trat in den Primärkreis ein" (Westinghouse 3-Schleifenanlage 436 MW)
- Calvert Cliffs 1, Mai 1982, "Ungeplante Borverdünnung im Primärkreislauf-SG Heizrohre waren defekt"

*Eintrittswahrscheinlichkeiten der behandelten Szenarien*

In Tabelle 2.2 sind die Eintrittswahrscheinlichkeiten für Westinghousereaktoren in Abhängigkeit der jeweiligen Szenarien angegeben. Für andere Reaktortypen gelten gegebenenfalls andere Wahrscheinlichkeiten.

Tabelle 2.2 Eintrittswahrscheinlichkeiten der Borverdünnungsszenarien

Szenarium	Eintrittswahrscheinlichkeit
Verdünnung bei Versagen des Zusatzspeisewassersystems während der Anfahrphase	8.0E-11 / Reaktorjahr
Borverdünnung durch ein Leck im Sperrwassersystem der HKP	1.0E-10 / Reaktorjahr
Unterbrechung der Stromversorgung während des Anfahrens	1.5E-4 / Reaktorjahr
Eindringen von unboriertem Druckspeicherwasser während Brennelementewechsel	Fall 1: 9.5E-5 / Reaktorjahr bzw. Fall 2: 2.8E-5 / Reaktorjahr
Eindringen von unboriertem Wasser aus dem Flutbehälter während einer Stillstandsphase	Fall 1: 3.7E-8 / Reaktorjahr bzw. Fall 2: 1.5E-8 / Reaktorjahr
LOCA mit unboriertem Not- und Nachkühlwasser	2.7E-8 / Reaktorjahr
LOCA mit unboriertem Reaktorsumpfwasser	sehr gering
LOCA/SGTR mit Eintritt von sekundärseitigem Kondensat in den Primärkreislauf	nicht bekannt

**2.2.3 Inhärente Borverdünnung bei kleinen Lecks**

Bei Störfällen in Druckwasserreaktoren kann die im Reaktorkern erzeugte thermische Nachzerfallsleistung auch unter Naturumlaufbedingungen stets sicher über die Dampferzeuger an die Sekundärseite abgeführt werden [See95]. Mit abnehmenden Kühlmittelinventar erfolgt ein Übergang im Wärmeübertragungsverhalten von der einphasigen über zweiphasige Konvektion zum Wärmetransport durch Verdampfen von Kühlmittel im Reaktorkern und Kondensation des Dampfes in den Dampferzeuger-U-Rohren.

In dieser sogenannten Reflux-Condenser-Phase kommt es zu einer Separation von Wasser und Dampf (Abb.2.3).

Das in den Dampferzeugern anfallende Kondensat läuft zum Teil auf der Heißseite zum Reaktordruckbehälter zurück, sammelt sich jedoch auch in den Dampferzeugeraustrittskammern bzw. in den Pumpenbögen.

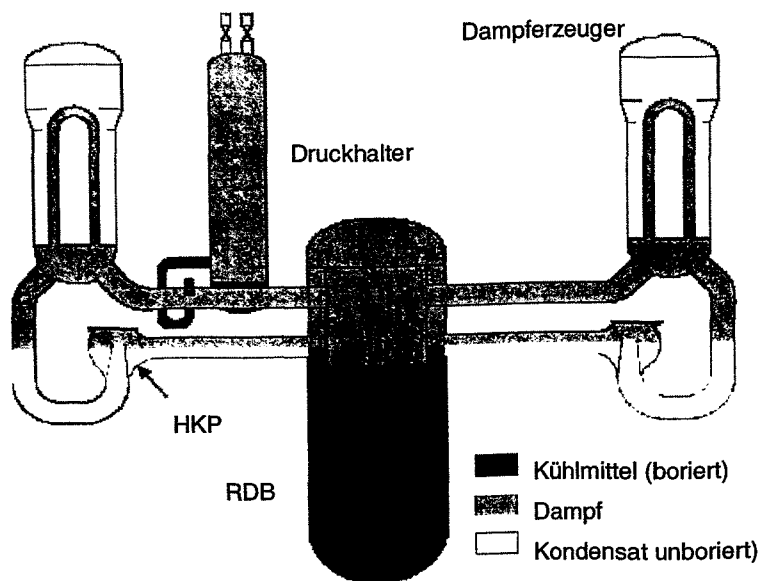


Abb. 2.3 Primärkreislaufinventar bei SBLOCA und Reflux-Condenser Mode

Da das entstandene Kondensat nahezu unboriert ist, muß in den Pumpenbögen mit der Ansammlung von schwachborierten Kühlmittel gerechnet werden.

Bei einem durch ein kleines bis mittleres Leck am Primärsystem verursachten Kühlmittelverluststörfall sind die oben beschriebenen Zustände im Primärsystem nicht auszuschließen. Die Reflux-Condenser-Phase kann sich abhängig von der Anzahl der verfügbaren Notkühlsysteme und insbesondere

von der Leckgröße von wenigen Minuten bis zu Stunden erstrecken. Durch das gleichzeitige Abfahren der Anlage werden dann die Einspeisedrücke der Druckspeicher- und Niederdruckeinspeisepumpen erreicht, so daß das Primärsystem wieder aufgefüllt wird. Die Wärmeabfuhr aus dem Reaktorkern erfolgt danach wieder im einphasigen Naturumlauf. Fände zwischen dem schwachborierten Kondensat und dem restlich borierten Kühlmittel keine Vermischung statt, so würde Kondensat in den Reaktorkern eindringen und u.U. eine Rekritikalitätstransiente hervorrufen.

Nach dem Auftreten eines Lecks am Primärsystem sinkt der Kühlmitteldruck bis auf den Sättigungsdruck bei der heißstrangseitigen Kühlmitteltemperatur ab. Danach bilden sich erste Dampfblasen im Reaktorkern, im oberen Plenum und im Deckelraum des RDB sowie in der heißseitigen Hauptkühlmittelleitung. Durch den unmittelbar bei Störfallbeginn ansteigenden Druck im Reaktorsicherheitsbehälter wird die Reaktorschnellabschaltung ausgelöst, gefolgt von der Turbinenabschaltung. Die Hauptkühlmittelpumpen werden durch das Erreichen der Notkühlkriterien abgeschaltet, so daß ab diesen Zeitpunkt die Nachzerfallsleistung im Naturumlauf an die Sekundärseite abgegeben wird.

Die folgenden Angaben beziehen sich auf den Druckwasserreaktor vom Konvoi-Typ [See95].

Die Reflux-Condenser Phase beginnt, wenn die Entleerung des Primärsystems so weit fortgeschritten ist, daß das Wasserinventar < 70% erreicht. Dabei strömt der im Reaktorkern entstehende Dampf zu den Dampferzeugern und kondensiert dort sowohl in den aufsteigenden als auch in den abfallenden Ästen der U-Rohre. Während das in den aufsteigenden Ästen entste-

hende Kondensat überwiegend durch die heißseitige Hauptkühlmitteleitung zurück in das obere Plenum des RDB strömt, sammelt sich das in den kalten Ästen der U-Rohre entstehende Kondensat in den Pumpenbögen an.

Bei voller Verfügbarkeit der Hochdruck (HD)-Sicherheitseinspeisepumpen bleibt das Primärsystem entweder soweit gefüllt, daß der einphasige Naturumlauf aufrechterhalten wird, oder daß die Nachzerfallsenergie allein durch Aufheizen des eingespeisten Notkühlwassers über das Leck abgeführt werden kann. Auch bei reduzierter Verfügbarkeit der HD-Noteinspeisesysteme, z.B. Einzelfehler und Reparatur, sinkt das Primärkühlinventar bei Lecks von  $20 \text{ cm}^2$  und kleiner nicht unter 70% ab. In diesen Fällen wird die Reflux-Condenser-Phase nicht erreicht, und es kann demnach nicht zur Ansammlung von Kondensat kommen. Bei größeren Lecks ist die Dauer der Reflux-Condenser-Phase und somit auch die entstehende Kondensatmasse abhängig von der Leckgröße, der Lecklage und von der Einspeisemenge und vom Einspeiseort der HD-Sicherheitspumpen.

### *Lecks bei heißseitiger Hochdrucksicherheitseinspeisung*

Bei heißseitiger HD-Sicherheitseinspeisung ist die größte Kondensatansammlung bei einem heißseitigen  $30 \text{ cm}^2$ -Leck zu erwarten. In diesem Fall werden die DE-U-Rohre nicht vollständig entleert, und das in den aufsteigenden Ästen entstehende Kondensat kann nicht ins obere Plenum abströmen. Aufgrund der aus dem Reaktorkern in die DE-U-Rohre strömenden Dampfblasen erfolgt ein Mitriß von boriiertem Wasser und im heißen Strang der HKL eine sehr gute Vermischung mit anfallendem Kondensat. Eine signifikante Deborierung ist infolge dessen nur in den aufsteigenden Ästen der DE-U-Rohre zu verzeichnen, so daß das Gesamtvolumen an deborisiertem Wasser stark begrenzt ist. Die inhärente Deborierung ist bei heißseitiger Hochdrucknoteinspeisung von geringer Bedeutung.

### *Lecks bei kaltseitiger Hochdrucksicherheitseinspeisung*

Bei kaltseitiger HD-Sicherheitseinspeisung erfolgen relevante Kondensatansammlungen sowohl bei kaltseitigen als auch bei heißseitigen Leckagen. Bei einem kaltseitigen  $40 \text{ cm}^2$ -Leck kann sich Kondensat in den Pumpenbögen und den Austrittskammern der DE ansammeln. Das in den aufsteigenden Ästen entstehende Kondensat kann nahezu vollständig in das obere Plenum abströmen und sich dort mit hochboriierten Kühlmittel vermischen. Bei heißseitiger Leckage fällt ein Maximum an Kondensat bei einer Leckgröße von  $70 \text{ cm}^2$  an. Die übrigen kaltseitigen und heißseitigen Leitungslecks weisen deutlich kürzere Reflux-Condenser-Phasen und somit auch geringer Kondensatmengen auf. Beim Fehlöffnen eines Druckhaltersicherheitsventils (oder einem entsprechenden heißseitigen Leitungsleck) tritt hingegen keine Reflux-Condenser-Phase auf.

Bereits vor Beendigung der Reflux-Condenser-Phase beginnt die Wiederauffüllphase durch die HD-Sicherheitspumpen, die Druckspeicher oder auch die Niederdruckpumpen. Mit ansteigendem Füllstand im Primärsystem wird nun das in den Pumpenbögen, den DE-Eintritts- und Austrittskammern angesammelte Kondensat in die DE-U-Rohre gedrückt. Kann nach dem Auffüllen des Primärsystems die Nachzerfallsenergie nicht allein mit dem eingespeisten Notkühlwasser über das Leck abgeführt werden, so beginnt der Naturumlauf wieder anzulaufen. Damit werden nun die schwachboriierten Kühlmittelmassen in Richtung RDB transportiert.



### 2.2.4 Inhärente Borverdünnung bei 3/4 Loop Betrieb

Ein Reflux-Condenser-Betrieb ist auch denkbar, wenn während des nur kurzzeitig eingenommenen 3/4-Loop-Betriebs die Wärmeabfuhr über das redundante Nachkühlsystem vollständig ausfallen sollte. Nach der Aufheizung des Kühlmittels würde die Abfuhr der Nachzerfallsleistung von den in Bereitschaft gehaltenen DE und sekundärseitigen Systemen übernommen werden. Da der Füllungsgrad des Primärkreises auch in diesem Fall gering wäre, geschähe die Wärmeübertragung auch in diesem Fall im Reflux-Condenser-Betrieb. Die Rate der Kondensatansammlung wäre dabei erheblich geringer als bei den diskutierten Primärkreislecks, weil keine Speicherwärme abgeführt würde und die Nachzerfallsleistung wesentlich geringer wäre. Die Wiederauffüllung des Primärkreises durch die Einspeisesysteme (Nachkühlpumpen, Druckspeicher etc.) bzw. die Wiederaufnahme des Nachkühlbetriebs würde diesen wieder beenden, bevor sich relevante Mengen ansammeln könnten.

### 2.2.5 Pumpenbetrieb unter Störfallbedingungen

Bei Kühlmittlecks werden die HKP abgeschaltet. Eine zweite Möglichkeit für den Eintrag des Pfcoprofens in den Kern besteht deshalb bei versehentlichem Zuschalten der HKP, wobei der Reaktivitätseintrag schneller erfolgt als beim Start des Naturumlaufs. Um dies zu verhindern, wird eine Wiederinbetriebnahme der HKP nach lokaler Deborierung mit folgenden Maßnahmen ausgeschlossen [Le92]:

- Der Betrieb der HKP ist nur oberhalb eines Grenzdruckes möglich,
- Prüfen der Borkonzentration im Primärkreislauf vor Zuschaltung der HKP,
- die Schutzverriegelung verhindert eine Zuschaltung, deshalb sind keine zusätzlichen administrativen Regelungen in diesem Betriebszustand notwendig.

## 2.3 Kaltwassertransienten

Kaltwassertransienten stellen eine zweite wichtige Klasse von Szenarien dar, bei welchen die Kühlmittelvermischung eine Rolle spielt. Sogenannte Kaltwassertransienten treten auf, wenn es beispielsweise zu einem Druckabfall im Sekundärkreislauf eines Druckwasserreaktors kommt. Dies ist bei einem Bruch einer Frischdampfleitung der Fall. Das Störfallszenarium "Bruch einer Frischdampfleitung" [K199] ist durch folgenden Prozeßablauf gekennzeichnet:

- Der Reaktor befindet sich im heißen, kritischen Zustand .
- Der Sekundärkreislauf steht unter Druck, die Temperatur liegt nahe der Sättigungstemperatur. Es wird kein Dampf produziert.
- Die Hauptkühlmittelpumpen sind in Betrieb.
- Bei  $t = 0$  wird der plötzliche Abriß der Frischdampfleitung im nicht absperrbaren Bereich an einem der DE angenommen. Der Druckabfall löst die Schließung der Isolationsventile aller DE aus. Es erfolgt die Abschaltung der HKP und die Reaktorschnellabschaltung wird ausgelöst.
- Die Druckentlastung im defekten DE führt zur Erhöhung des Wärmetransportes und zum Auskühlen der entsprechenden Schleife des Primärkreislaufs. Es kommt zu einem ungleichmäßigen Temperaturabfall am Kerneintritt.

Der Abfall der Kühlmitteltemperatur bedingt einen positiven Reaktivitätseffekt, der im Extremfall zur Rekritikalität und damit zu einer Leistungsentwicklung im abgeschalteten Reak-

tor führen kann. Diese Leistungsentwicklung hängt stark von der Verteilung der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt ab [K199].

### 2.4 Vermischungsphänomene auf dem Weg zum Reaktorkern

Bei Vorliegen eines Pfropfens mit deborisiertem Wasser und Anlaufen der Zirkulation ist die Vermischung mit dem umgebenden normal borierten Kühlmittel der einzige Vorgang, der den resultierenden Reaktivitätseintrag abschwächt. Diese Vermischung findet in der Hauptkühlmitteleitung, insbesondere jedoch im Downcomer und im unteren Plenum des Reaktors statt. Die Kenntnis dieser Prozesse ist für die realistische Bewertung der Auswirkungen von Deborierungstransienten im Sinne von Best-Estimate-Analysen daher von entscheidender Bedeutung.

Allen Szenarien der heterogenen Borsäureverdünnung ist gemein, daß an einer bestimmten Stelle im Primärkreislauf ein Pfropfen mit abgesenkter Borsäurekonzentration vorliegt, der durch das Anlaufen der Kühlmittelzirkulation in Bewegung gerät. Die Szenarien unterscheiden sich:

- in der Art des Anlaufens der Zirkulation (Start des Naturumlafs, Pumpenanlauf),
- im Volumen des deborisierten Pfropfens,
- in dessen anfänglicher Position (z.B. Pumpenbogen),
- im Grad der Deborierung, d.h. in der Borsäurekonzentration im Pfropfen,
- sowie in der Größenordnung von Dichtedifferenzen, die den Vermischungsprozess beeinflussen können.

Beim Start der HKP kommt es schnell zur Ausbildung einer turbulenten Strömung des beschleunigten Kühlmittels, wobei wegen des hohen Impulseintrages über die Pumpen Dichteunterschiede keinen bedeutenden Einfluß auf das Strömungsfeld und somit auf die Vermischung haben. In der Rohrleitung des Primärkreislaufs findet die Vermischung in einer impulsdominierten Strömung hauptsächlich an den beiden Enden des Pfropfens statt. Nachdem der Pfropfen den Reaktor erreicht hat, kommt es zu einer Vermischung mit dem im Downcomer und im unteren Plenum vorliegenden normalborierten Wasser, wobei die Vermischung in komplexen, dreidimensionalen Strömungsfeldern abläuft. Wichtige Vermischungsphänomene treten auf: Beim Eintritt der Strömung in den Downcomer (Stützerweiterung, Aufprall der Strömung an der Downcomerinnenwandung, Strömungsumlenkung im Downcomer), in großräumigen Rezirkulationsgebieten im Downcomer (hervorgerufen z.B. durch Downcomererweiterungen) sowie an den Grenzen der in den Sektoren des Ringspaltes zugeordneten Schleifenmassenströmen (bei Zirkulation in mehreren Schleifen) und vor und nach Einbauten im unteren Plenum (Siebtonnen bzw. Siebplatten). Der Pfropfen kommt dabei sowohl an der Vorder- und Rückflanke als auch seitlich mit dem normalborierten Kühlmittel in Kontakt und verändert seine Form entsprechend der Geometrie und dem komplexen Geschwindigkeitsfeld.

Im Fall des Wiederanlaufens des Naturumlafs können Dichteeffekte eine größere Rolle spielen. Zunächst sind es Dichteeffekte selbst, die den Naturumlauf in Gang bringen. Bei bestimmten Szenarien ist es jedoch möglich, daß die Vermischung in solchen Bereichen des Primärkreislaufs stattfindet, wo dennoch keine nennenswerten Dichteunterschiede vorliegen. Dies ist z.B. der Fall, wenn nach einem kleinen Leck der Naturumlauf infolge der Dichteverminderung im Reaktorkern in Gang kommt, während das deborizierte Wasser sich im Kaltstrang befindet, wo kaum Temperatur- und damit Dichtedifferenzen vorliegen. In einem sol-

chen Fall verläuft die Vermischung ähnlich wie beim Start einer Pumpe, jedoch muß die wesentliche geringere Kühlmittelgeschwindigkeit berücksichtigt werden, bei der z.T. noch laminare Strömungsverhältnisse eine Rolle spielen können. Ein derartiges Szenarium ist bei einer Reflux-Condenser Phase unter Sättigungsbedingungen denkbar, bei dem isotherme Bedingungen im Primärkreislauf vorliegen. Dagegen ist die geringe Dichtedifferenz von borierterem und unboriertem Wasser meist ohne Bedeutung.

Wenn die Temperaturunterschiede in den Gebieten auftreten, in denen sich auch der deborierte Pfropfen befindet, ist die Wirkung der Dichtegradienten zu berücksichtigen. Diese können die Vermischung sowohl befördern als auch behindern. So kann z.B. kälteres, borsäurefreies Wasser, das bei einer externen Deborierung in den Primärkreislauf gelangt ist, beim Eindringen in den Downcomer in dem dort vorliegenden wärmeren Kühlmittel absinken und dadurch einer verstärkten Vermischung unterliegen. Andererseits kann der Fall eintreten, daß sich kälteres Notkühlwasser im Downcomer und im unteren Plenum befindet, und nunmehr wärmeres deboriertes Wasser an den Reaktoreintritt gelangt, das aus einer inhärenten Deborierung durch einen Boiler-Condenser-Betrieb stammt und dessen Temperatur nahe der Sättigung liegt. In diesem Fall wird sich der leichtere deborierte Pfropfen über das Kühlmittel im Downcomer schichten, wobei die Vermischung schlechter sein dürfte.

Kaltwassertransienten sind dadurch gekennzeichnet, daß der Kühlmittelumlauf zu Beginn der Transiente in mehreren, im Allgemeinfall in allen Hauptkühlmittelschleifen in Gang ist. Im Downcomer und im unteren Plenum treffen folglich große Kühlmittelströme mit unterschiedlichen Temperaturen zusammen. Wie schon frühere Experimente gezeigt haben [u.a. Dr87], führt die Vermischung zwischen den parallel abwärts strömenden Kühlmittelstrahlen zu einer partiellen Vergleichmäßigung der Temperaturverteilung am Kerneintritt und mildert die Folgen hinsichtlich des Reaktivitätseintrags in den Kern. Der Grad der Vermischung ist dabei stark von einzelnen Details der Strömungsführung (z.B. Krümmungsradien an Umlenkungen o.ä., perforierte Einbauten) abhängig.

In dieser Arbeit wird der Schwerpunkt auf impulsgetriebene Strömungen gelegt. Damit wird der Zugang zu einer numerischen Beschreibung einer Vielzahl von Deborierungsszenarien und insbesondere auch von Kaltwassertransienten geschaffen.

### 3 Bedarf an Vermischungsuntersuchungen

#### 3.1 Frühere experimentelle Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung in DWR

Experimentelle Vermischungsuntersuchungen an räumlichen, geometrisch ähnlichen DWR-Modellen sind für verschiedene Reaktortypen bekannt. In der Literatur werden folgende Versuchsanlagen beschrieben:

- das luftdurchströmte 1:10-Modell für den Siemens-Konvoi-Typ [We72], [U183]
- das luftdurchströmte 1:5-Modell des WWER-440 [Ac87], [Dr85], [Dr87]
- das wasserdurchströmte 1:8-Modell des WWER-440 [Sik80]
- die großmaßstäblichen Versuchsstände UPTF und HDR [He98], [Pa96], [Hä90]
- die amerikanische, skalierte UMCP 2x4 Loop Testanlage in Maryland [Gav97]
- die wasserbetriebene französische 1:5-Versuchsanlage BORA-BORA [Al95]
- der wasserbetriebene schwedische 1:5-Versuchsstand in Vattenfall [Ala95]
- die russische wasserbetriebene 1:5 Versuchsanlage WWER-1000 [Bez99]

Die Experimente an den Versuchsständen [So89] (TH Zittau) und [U183] (Siemens) erfolgten mit stationären Luftströmen bei unterschiedlichen Schleifenkonfigurationen. Zur Validierung eines theoretischen Vermischungsmodells für den WWER-440 wurden Messungen an einem luftbetriebenen 1:5 skalierten WWER-440 Modell durchgeführt [Dr87]. Das Reaktorgefäß des Modells bestand aus einem zylindrischen Mantel, dem Modelloberteil mit Deckplatte, dem Gefäßboden und dem Reaktorschacht. Bei dem Reaktor handelt es sich um eine Sechsschleifenanlage mit der entsprechenden Anzahl von Ein- und Austrittsstutzen, die in zwei gesonderten Ebenen übereinander angeordnet sind. Die Reaktoreinbauten schließen im Reaktorschachtboden die Schutzrohre für diejenigen Brennelemente, die beim WWER-440 unten an die Steuerelemente angehängt sind, sowie ein Kernmodell ein. Am Modell wurden die gestörten Schleifen beheizt und die sich stromabwärts einstellenden Temperaturverteilungen gemessen. Bei der Temperaturmeßtechnik handelte es sich um über 200 Thermistor-Sonden, die im Ringspalt, dem unteren Plenum, dem Reaktorschachtboden und am Kerneintritt angeordnet waren.

Im Ergebnis wurde festgestellt, daß das Geschwindigkeitsfeld im Ringspalt einer Potentialströmung nahekommt. Im Bereich der Eintrittsstutzen und an der Unterkante des Reaktorschachts wurden großräumige Einschlagwirbel beobachtet, die wesentlich zur Vermischung beitragen. Die Vermischungsintensität ist daher im Stutzenbereich und im unteren Plenum deutlich höher, als in den übrigen Gebieten im Ringspalt und im Reaktorschachtboden. Beim Übergang vom WWER-440/W 230 zum Nachfolgetyp W 213 wurde ein elliptischer Siebboden in das untere Plenum eingebaut, der experimentell ebenfalls untersucht wurde. Durch ihn wird der Einschlagwirbel am Eintritt in das untere Plenum stark zurückgedrängt, was zu einer Abnahme der Vermischungsintensität führt. Während beim W-230 im Maximum am Kerneintritt 60-70 % des Kühlmittels aus der gestörten Schleife stammt, sind es beim W-213 mit elliptischem Siebboden über 80 %. Die Verteilung am Kerneintritt ist durch die Herausbildung eines gestörten Sektors gekennzeichnet, dessen azimutale Position mit der Lage des betreffenden Eintrittsstutzens korrespondiert. Bei Teilschleifenzuständen wurde die Verlagerung und Verbreiterung des gestörten Gebiets entsprechend den aus dem Schaltzustand der Anlage resultierenden Symmetriebedingungen beobachtet. Mit Hilfe von zwei Heizungen, mit denen gleichzeitig an zwei Eintrittsstutzen eine Temperaturerhöhung aufgeprägt wurde, konnte die

Überlagerung von Störungen untersucht werden. Die Experimente betrafen stets quasistationäre Zustände sowohl hinsichtlich der Schleifendurchsätze als auch der Temperaturstörung an den Eintrittsstutzen. Versuche zur Vermischung von Pfropfen bei Anlaufen der Kühlmittelströmung konnten nicht untersucht werden. Die Meßergebnisse wurden zur Validierung eines geschlossen-analytischen Modells für die Kühlmittelvermischung und die Ermittlung der darin enthaltenen Modellparameter genutzt (Kapitel 3.3).

Beim luftbetriebenen Modell des Konvoi [UI83] wurde ein Helium-Tracerverfahren zur Ermittlung der Vermischung verwendet. Hierzu wurde an einem der Eintrittsstutzen Helium in den Luftstrom eingespeist. Am Kerneintritt wurden von den Positionen der Brennelemente Luftproben genommen und die dort auftretenden Heliumkonzentrationen gemessen. Auch hier wurde eine weitgehend auf den der gestörten Schleife zuzuordnenden Sektor begrenzte Verteilung am Kerneintritt vorgefunden. Dabei fand man im Maximum relative Heliumkonzentrationen von über 75 % des Werts am Eintrittsstutzen vor. Mit Strömungsfähnchen und zylindrischen 3-Loch-Staudrucksonden wurde versucht, das Geschwindigkeitsfeld im Ringspalt (Downcomer) zu ermitteln. Dabei wurden Strömungsverteilungen vorgefunden, die auf großräumige Rezirkulationsgebiete unterhalb der Eintrittsstutzen schließen lassen. Zum einen weist die Strömungsgeschwindigkeit direkt unterhalb der Eintrittsstutzen Minima auf, wogegen auf den Positionen zwischen den Eintrittsstutzen Geschwindigkeitsmaxima beobachtet wurden. Zum anderen war an den Grenzen zwischen den aus benachbarten Stutzen stammenden Fluidstrahlen keine eindeutige Strömungsrichtung zu erkennen. Derartig stark fluktuierende Geschwindigkeitsvektoren waren bei den Messungen zum WWER-440 nicht gefunden worden [Dr85, Dr87]. Dort bildete sich im Gegensatz dazu am unteren Ende des Downcomers eine annähernd parallele Strömung selbst beim Abschalten einer Schleife aus.

Bei PHDR-Vermischungsexperimenten wurde die thermische Schichtung und die Vermischung bei kaltseitiger Einspeisung kalten Notkühlwassers untersucht [Hä90]. Die Erhöhung der Einspeiserate bzw. der Schleifenmassenströme führte hier aber zu einer verstärkten Ausbildung von Kaltwasserzungen, also zu einer Verschlechterung der Vermischung im Downcomer.

Zur Quantifizierung des thermischen Vermischens bei primärseitiger Stagnation bzw. bei Wiederanlaufen des Naturumlaufs wurden im Rahmen des UPTF-Vorhabens TRAM (TRANSIENTS and ACCIDENT MANAGEMENT, 1992-1997) die Versuchserien C1 und C3 von der Siemens AG im Auftrag des damaligen Bundesministers für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie (BMBF) und unter finanzieller Beteiligung aller deutschen DWR-Betreiber durchgeführt (Serie C1). Die UPTF (Upper Plenum Test Facility) war eine Großversuchsanlage, in der weitgehend der Primärkreis des 1300 MW<sub>e</sub> Druckwasserreaktors Grafenrheinfeld im Maßstab 1:1 nachgebildet war [He01]. Als Originalkomponenten waren der Versuchsbehälter, der Kernbehälter mit Kernumfassung, das obere Kerngerüst mit Gitterplatte, der untere Rost sowie die vier Loops ausgeführt. Im Rahmen des TRAM-Programms wurden der Druckhalter und die Volumenausgleichsleitung als Originalkomponenten nachgerüstet. Der Reaktorkern, die Dampferzeuger, die Hauptkühlmittelpumpen und der Sicherheitsbehälter waren durch Simulatoren ersetzt.

Zur Verdeutlichung des Vermischens bei externer Deionateinspeisung und primärseitiger Stagnation nehmen wir an, eine Deionatrate von 20 kg/s werde, wie in UPTF TRAM C1 RUN 2a1, über einen Notkühlwasserstutzen mit 30°C in den Kaltstrang eingespeist. Alle Hauptkühlmittelpumpen stehen und ein das Vermischen begünstigender primärseitiger Naturumlauf

sei nicht vorhanden. Die Temperatur des primärseitigen Wassers vor Beginn der Einspeisung betrage  $190^{\circ}\text{C}$ . Das eingespeiste Deionat mischt im Kaltstrang heißeres boriertes Wasser bei und bildet im Versuchsbehälterringraum unterhalb des Kaltstrangs eine nach unten strömende quasi-planare Strähne. Zum Zeitpunkt 800s überstieg die minimale Wassertemperatur am Versuchsbehältereintritt  $90^{\circ}\text{C}$ . In einer Tiefe von 5.25m unterhalb Kaltstrangmitte betrug der Temperaturunterschied zwischen Strähne und Umgebungsfluid weniger als  $10^{\circ}\text{C}$ . Die in das untere Plenum eintauchende Strähne vermischte vollständig mit dem borierten Umgebungswasser. Das in den kaltseitigen Strang eingespeiste kältere Deionat vermischte nach diesen Versuchsdaten auch bei fehlendem Umlauf im Kaltstrang, im RDB-Ringraum und im unteren Plenum vollständig mit dem umgebenden borierten Wasser. Die Borkonzentration am Kerneintritt ergab sich konservativ aus einem Topfmodell. Das Topfvolumen ist mindestens gleich der Summe der Fluidvolumina im RDB-Ringraum unterhalb Kaltstrangmitte, im unteren Plenum unterhalb Ringspaltunterkante und im seitlich bespeisten Kaltstrang zwischen RDB-Eintritt und Hauptkühlmittelpumpe unterhalb Kaltstrangmitte. In den Topf strömt das Deionat ein. Das Fluid im Topf wird ideal vermischt. Das Mischwasser hat die Borkonzentration am Kerneintritt. Der Abfall der Borkonzentration am Kerneintritt kann infolge des großen Mischvolumens nur langsam im Vergleich zu den Ansprechzeiten der Begrenzungseinrichtungen und des Reaktorschutzes erfolgen. Die Verwendung von Mischwassertemperaturen zu Aussagen über die Borkonzentration ist möglich, wenn die Dichtedifferenz zwischen dem borierten und dem unborierten Wasser signifikant größer ist als die geringe Dichteerhöhung infolge Borierung. Die Vernachlässigung der Dichteerhöhung infolge Borierung ist immer dann konservativ, wenn die Berücksichtigung der Borierung eine Vergrößerung der Dichtedifferenz der sich mischenden Fluide bewirkt.

In den folgenden Versuchsanlagen wurden Untersuchungen zu Vermischungsvorgängen im RDB-Ringraum und im unteren Plenum bei unterstelltem Zuschalten der Hauptkühlmittelpumpe durchgeführt.

Bei Experimenten an der französischen Versuchsanlage (Bora-Bora) [A195] sowie an der schwedischen Anlage (Vattenfall) [A1a95] zum Vermischungsverhalten von Pfropfen kalten und unborierten Wassers aus einer Kühlmittelschleife beim Anlaufen einer Pumpe wurde mit zunehmender Pfropfenlänge stärkere Inhomogenitäten in der Verteilung am Kerneintritt festgestellt.

Die 1:5 skalierte Versuchsanlage Bora-Bora beschreibt den französischen 900 MW Standard Druckwasserreaktor. Es wurde bei der Modellierung Wert auf eine originalgetreue Wiedergabe sämtlicher Einbauten gelegt. So wurden z.B. die kalten Stränge, der Downcomerbereich mit thermischen Schilden inklusive Bestrahlungsprobebehältern und Zentrierstiften und das untere Plenum mit der Instrumentierung und den unteren Rost exakt modelliert. Die Meßmethode basiert auf Temperaturmessung mittels Temperaturmeßfühler. Es wurden vorwiegend Anfahrversuche der ersten Kühlmittelpumpe bei unterschiedlichem Durchsatz (100 bzw. 150 l/s) und unterschiedlichen Tracerpropfenvolumen ( $3\text{ m}^3$  bzw.  $8\text{ m}^3$ ) durchgeführt. Desweiteren wurde die Anfahrrampe (6.7 bzw. 10 s) und die Aufzeichnungsgeschwindigkeit der Temperaturmeßfühler (10 Hz bzw. 100 Hz) variiert.

Das schwedische Modell eines Westinghouse Reaktors besitzt ebenfalls eine Skalierung von 1:5. Es arbeitet mit einer Salzlösung als Tracer und ist mit Leitfähigkeitsmeßtechnik bestückt. Das Modell besteht aus Plexiglas. Es wurde geschaffen, um das Anlaufen der ersten Kühlmittelpumpe mit einem unborierten Pfropfen von  $8\text{ m}^3$  zu simulieren. Andere Szenarien kön-

nen aufgrund des vereinfachten Aufbaus der Anlage nicht untersucht werden. Die Reaktoreinbauten wurden auch hier mit großer Detailtreue nachgebaut. Die Leitfähigkeitsmeßtechnik befindet sich ausschließlich am Kerneintritt. Zum Einsatz kamen 181 Nadelmeßsonden. Die Sample-Frequenz der Sonden lag in den durchgeführten Versuchen bei 10-60 Hz. Meßungenauigkeiten entstanden durch die Temperaturabhängigkeit der Leitfähigkeit von Wasser, durch Temperaturunterschiede zwischen Salz- und Leitungswasser, durch Dichteunterschiede dieser Fluide und durch den Fakt, daß die Nadelsondenköpfe schnell verschmutzten und somit schwankende Leitfähigkeitswerte über der Zeit auftraten. Der Massenstrom wurde mit induktiven Durchflußmessern erfaßt. Die Meßergebnisse zeigten eine Reynoldszahlunabhängigkeit bei verschiedenen hohen Massenströmen, die unteren Einbauten haben keinen großen Einfluß auf die Vermischung und die Wahl eines Zeitmaßstabes für die Anfahrvorgänge ist sehr wichtig.

Die russische Versuchsanlage am OKB Gidropress Labor in Podolsk [Bez99, Bez2000] bildet den russischen Reaktortyp WWER-1000 im Maßstab von 1:5 nach. Es wurde eine Schleife mit der dazugehörigen Kühlmittelpumpe modelliert. Die Borkonzentrationsunterschiede wurden mit Hilfe von Temperaturunterschieden des Fluids simuliert und mit zeitlich schnell auflösenden Temperaturmeßfühlern am Kerneintritt gemessen. Das boriierte Wasser wurde mit der Temperatur von 60°-70° Celsius simuliert im Gegensatz zum unboriierte Wasser, welches eine Temperatur von ca. 20° Celsius besaß. Die Versuche zum Anfahren der ersten Hauptkühlmittelpumpe wurden mehrfach wiederholt, um Meßunsicherheiten und lokale instationäre Effekte zu eliminieren. Im Ergebnis zeigte sich, daß die Borkonzentration nicht unter Werte von 60% des am Eintrittsstutzen vorgegebenen Wertes sinkt.

An der UMCP 2x4 Loop Versuchsanlage der der Universität of Maryland / USA [Ga97] wurden unter anderem Pfropfenbildungsmechanismen im Dampferzeuger, der Pfropfentransport durch die Schleifen und vorherrschende Vermischungsmechanismen untersucht, welche auftreten, wenn der unterboriierte Pfropfen in den Kern eintritt. Die 2x4 Loop Anlage ist ein skaliertes integrales Modell des Babcock und Wilcox (B&W) Druckwasserreaktors. Die B&W Druckwasserreaktoren besitzen eine besondere Schleifenkonfiguration, die sie vom Design der übrigen Druckwasserreaktoren unterscheidet. Die Dampferzeuger arbeiten im Gegensatz zu U-Rohr Dampferzeugern (UTSG) mit gerade durchgehenden Rohren (OTSG). Das Modell besitzt zwei OTSG-Dampferzeuger die mit dem Reaktordruckbehälter über zwei heiße und vier kalte Stränge verbunden sind. Die Reaktoreinbauten sind geometrisch zum Prototyp skaliert. Es existieren vier Kühlmittelpumpen. Die maximal mögliche Heizleistung beträgt 200 kW. Der maximal mögliche Druck im Primärkreislauf ist auf 2 MPa beschränkt.

Neben den Experimenten an Versuchsanlagen sind auch eine Reihe von Ergebnissen aus Messungen an Reaktoranlagen bekannt: [Sid77], [Tsi82], [Vi83] und [Fra82]. Dabei handelt es sich ausschließlich um WWER-Anlagen. In [Fra82] werden die Auswirkungen einer kurzzeitigen Borsäure-Einspeisung auf die Reaktivität beim 70 MW-Reaktor WWER-2 des Kernkraftwerks Rheinsberg beschrieben, wo sich zeigte, daß der Pfropfen mehrere Male im Primärkreislauf umläuft, ehe eine vollständige Vermischung eintritt. In [Sid77], [Tsi82], [Vi83] werden Versuche beschrieben, in denen bei Nulleistung durch sekundärseitige Druckentlastung eines einzelnen Dampferzeugers eine Temperaturstörung in einer der sechs Schleifen herbeigeführt wurde. Dabei wurde die Temperaturverteilung am Kernaustritt mit den beim WWER-440 dort vorhandenen Thermoelementen gemessen. Wegen der bei den Versuchen zu vernachlässigenden thermischen Leistung und den gemantelten Brennelementen des WWER-440 entspricht diese weitestgehend der Temperaturverteilung am Kerneintritt. Obwohl die

Meßgenauigkeit durch die für die Versuche nicht zugeschnittene Betriebsmeßtechnik eingeschränkt war, konnten signifikante Aussagen über die Vermischung erhalten werden, die im Einklang mit den Ergebnissen vom luftbetriebenen Modell des WWER-440 [Dr87] stehen. Dräger zieht daraus die Schlußfolgerung, daß die Ergebnisse vom verkleinerten Luftmodell auf die Originalanlage übertragen werden können.

### 3.2 Numerische Strömungsberechnungen

Durch den rasanten Fortschritt der Rechentechnik und den Einsatz von immer leistungsfähigeren numerischen Strömungsberechnungsprogrammen ist es in den letzten Jahren gelungen, CFD-Codes als effektive Werkzeuge zur Berechnung von industriellen bzw. wissenschaftlichen Strömungsphänomenen zu nutzen.

EdF benutzt zum Beispiel den Code N3S für Vermischungsrechnungen. Nachrechnungen zu Experimenten an der Bora-Bora Versuchsanlage sind in [Al92] vorgestellt. Die Rechnungen ohne Modellierung der unteren Einbauten ergaben keine zufriedenstellenden Ergebnisse. In der CFD Rechnung gelangt der Pfropfen schneller an den Kerneintritt als im Experiment beobachtet wurde. Während der Pfropfen im Experiment in der Mitte der Kerneintrittsfläche erscheint, ergaben die Rechnungen eine periphere Verteilung des Pfropfens. Später wurden die unteren Einbauten aufwendig modelliert. In diesen Rechnungen tritt der Pfropfen im Zentrum der Kerneintrittsebene ein, auch die maximalen Werte der mittleren Konzentrationen stimmen gut mit experimentellen Ergebnissen überein. Die Übereinstimmung der lokalen Konzentrationen ist jedoch auch hier weniger gut.

Zur Berechnung von Borverdünnungstransienten für WWER-440 Anlagen (KKW Loviisa bzw. Paks) wurden von Gango [Ga951], [Ga952], [Ga97] mit dem CFD-Code PHOENICS und Elter, Fry [El93], [Fry95] CFD-Rechnungen mit dem Code CFX-4 [CFX99] durchgeführt.

Gango [Ga97] hat Sensitivitätsanalysen durchgeführt und stationäre Rechnungen mit experimentellen Ergebnissen (KKW Loviisa) verglichen. Zusätzlich wurden noch zwei Borverdünnungstransienten berechnet. Im Ergebnis stellt Gango fest, daß die Kühlmittelvermischung sehr spezifisch von der Konstruktion des Druckwasserreaktors und den vorgegebenen Störfallrandbedingungen abhängt. Der lange Ringspalt des WWER-440 scheint vorteilhaft für die Vermischung zu sein.

Die Nachrechnung eines Borverdünnungsszenariums bei Fry [Fry95] ergab eine generell befriedigende Wiedergabe physikalischer Phänomene durch den Code CFX-4 bei einphasigen Strömungen. Es existieren jedoch noch Unzulänglichkeiten bei der Modellierung von Wirbeln und Sekundärströmungen.

Die Nachrechnungen von Elter [El93] zeigen bei Vollschleifenbetrieb des WWER-440 und Absenkung der Temperatur in einer Schleife eine Sektorformation in der Kerneintrittsebene.

Der Einfluß des Berechnungsgitters in CFD-Rechnungen mit dem Code PHOENICS von Alavyoon [Ala952] zu den Vattenfallexperimenten ergaben, daß sich bei zu grober Vernetzung des Strömungsgebietes qualitativ unterschiedliche Strömungsformen ergeben können.

Mit dem Programm PHOENICS wurden von Reinders (Siemens/KWU) [R98] Analysen zur Borverteilung beim Fehlanlaufen einer Pumpe sowie beim Wiederanlaufen des Naturumlaufes



durchgeführt. Es ergaben sich zwei unterschiedliche Strömungsformen: für das Zuschalten der Pumpe eine Verdrängungsströmung und für den Naturumlauf eine Strahlenbildung im Downcomer. Die Rechnungen von Reinders zeigten, daß im vorliegenden Fall das Anlaufen der Pumpe der ungünstigere Fall und damit abdeckend war. Alle betrachteten Fälle ergaben lokale Borkonzentrationen, die deutlich über den zulässigen mittleren Werten liegen.

### 3.3 Das geschlossen-analytische Vermischungsmodell von Dräger

In [Dr87] ist ein einfaches Strömungs- und Vermischungsmodell für Reaktoren vom Typ WWER-440 entwickelt worden. Es gestattet die Abschätzung der sich einstellenden Temperatur- und/oder Borsäureverteilungen in der Spaltzoneneintrittsebene bei einer quasistationären Störung innerhalb einer oder mehrerer Kühlmittelschleifen.

Das Strömungsgebiet innerhalb des Reaktordruckbehälters untergliedert sich in Ringspalt, unteres Plenum, Reaktorschachtboden, Reaktorkern und oberes Plenum.

Für die hochturbulente Strömung im Ringspalt wird vorausgesetzt, daß sie außerhalb der Einströmstützenbereiche frei von makroskopischen Wirbeln und inkompressibel ist. Für den Reaktorschachtboden ist zusätzlich eine Parallelströmung bezüglich der z-Koordinate sowie die Abwesenheit von weiteren, das Strömungsfeld beeinflussenden Reaktoreinbauten gefordert.

Das untere Plenum wird einzig als Strömungsführungsgebiet angesehen ohne Energie- und Stoffaustausch innerhalb des Fluids.

Für die Strömung im Ringraum wird von der Potentialtheorie ausgegangen, die für Strömungen frei von Makrowirbeln gilt. Es werden die Gleichungen für die Stromfunktion und das Geschwindigkeitspotential gelöst. Die analytische Lösung erfolgt in zweidimensionaler Näherung durch eine Fourierreihenentwicklung, wobei die Eintrittsstützen als Punktquellen betrachtet werden. Die Kopplung mit der zweidimensionalen Transportgleichung für einen Skalar, der entweder die Temperatur oder die Borsäurekonzentration beschreibt, erfolgt durch Koordinatentransformation, indem die Erhaltungsgleichung für den Skalar auf einem aus Strom- und Potentiallinien gebildeten Koordinatensystem gelöst wird. Im Reaktorschachtboden wird eine dreidimensionale Transportgleichung für den Skalar unter der Annahme einer Parallelströmung in Zylinderkoordinaten über die Entwicklung nach Bessel- und harmonischen Funktionen gelöst. Die Turbulenz wird stark vereinfachend durch Annahme einer konstanten isotropen turbulenten Diffusion bzw. Wärmeleitung beschrieben und durch Einführung einer turbulenten Peclet-Zahl quantifiziert, die für den Ringraum und den Reaktorschachtboden individuell angepaßt werden muß. Hierfür wurden die Meßergebnisse an dem in 3.1 beschriebenen Vermischungsmodell verwendet. An der Schnittstelle zwischen Ringspalt und Reaktorschachtboden wird mit einer Randbedingung gearbeitet, die die azimutale Verteilung des Skalars am Austritt aus dem Ringspalt entsprechenden infinitesimalen Kreissegmenten am Eintritt in den Reaktorschachtboden zuweist, ohne dabei eine Vermischung in seitlicher Richtung anzunehmen. Die Wirkung der Vermischung im unteren Plenum muß durch die Anpassung der Peclet-Zahl für den Reaktorschachtboden mit berücksichtigt werden.

### 3.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse und Schlußfolgerungen

Das OECD Meeting für Borverdünnungsstörfälle [Cl95], [Fe95], [Nu97], [Re95] und [Tr95] gab 1995 den Status von Borverdünnungsstudien für Druckwasserreaktoren wieder. Zusammen-

menfassend wurde in [Nu97] festgestellt, daß das Schlüsselphänomen zur Beschreibung von Borverdünnungsstörfällen die Vermischung des unterborierten Pfropfens mit dem umgebenden Kühlmittel während des Transportes in den Kern ist und noch weitere experimentelle und numerische Untersuchungen notwendig sind. Die spezifischen Erkenntnisse und Vorschläge des OECD-Meetings wurden in einer Concerted Action EUBORA 1999 [Al98], [An98], [He98], [Hö98], [La98], [Tu98] zusammengefaßt und aktualisiert.

Folgende Feststellungen wurden als Ergebnis der Concerted Action EUBORA [Tu99] gesetzt:

- Der Grad der Vermischung beim Entstehen des Pfropfens und beim Transport bis zum Kern bzw. die Größe und Herkunft des Pfropfens stellen die wichtigsten Untersuchungsgegenstände bei der Analyse von Borverdünnungstransienten dar.
- Es besteht eine große Unsicherheit hinsichtlich der Quantifizierung der Vermischung.
- Für die Validierung von numerischen Strömungsberechnungsprogrammen und für das Verstehen von grundlegenden Vermischungsphänomenen sind weitere Experimente notwendig.
- Die Kühlmittelvermischung im DWR stellt einen inhärenten Sicherheitsmechanismus dar und leistet einen wichtigen Beitrag zur Vermeidung von kritischen lokalen Leistungsspitzen im Kern.

Aus diesen Punkten ergaben sich die Forschungsschwerpunkte dieser Arbeit zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung:

- Beschreibung der Kühlmittelströmung und -vermischung in verschiedenen DWR-Anlagen mit Hilfe eines numerischen Strömungsberechnungsprogramms
- Validierung dieses Berechnungsprogrammes anhand von Experimenten an einer neu zu errichtenden Versuchsanlage
- Aufstellung eines vereinfachten analytischen Modells zur Beschreibung der Vermischungen im Downcomer und am Kerneintritt und Validierung anhand von Experimenten und numerischen Resultaten

Ausgehend vom dargestellten Stand der Wissenschaft und Technik in den Kapiteln 3.1-3.3, wurde eine Matrix (Tabelle 3.1) für zu untersuchende Vermischungszustände im DWR Konvoi zusammengestellt.

Die Vermischung und Strömung bei Vollschleifenbetrieb im Primärkreislauf eines Druckwasserreaktors entspricht den Normalbedingungen beim Betrieb unter Voll- bzw. Teillast (Gruppe A). Ein typisches Beispiel für die Vermischungsproblematik bei einem Vollschleifenbetrieb ist die Absenkung der Temperatur in einer der Schleifen z. B. infolge eines Lecks im Frischdampfsystem, wenn die vier Hauptkühlmittelpumpen nicht abgeschaltet wurden. Ein Teilschleifenbetrieb kann bei Ausfall einzelner HKP auftreten und wird zu abdeckenden generischen Untersuchungen und der Validierung des CFD-Codes CFX-4 genutzt.

Tabelle 3.1 Rechen- und Versuchsmatrix

Gruppe	Gegenstand	Bedeutung
A	Vermischung unter stationären Bedingungen	<ul style="list-style-type: none"> <li>• nominale Betriebszustände (Vollschleifenbetrieb, Kaltwassertransienten bei laufenden HKP)</li> <li>• Teilschleifenbetrieb (einzelne Schleifen sind abgeschaltet)</li> </ul>
B	Anlauf der Kühlmittelzirkulation	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Anfahren der ersten HKP nach einer Borverdünnung</li> </ul>
C	Strömungstechnische Untersuchungen von Einbauten	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Einfluß der Einbauten auf die Vermischung</li> </ul>

Entsprechend Kapitel 2 sind besonders transiente Strömungsvorgänge bei Borverdünnungsstörfällen relevant (Gruppe B). Hierbei geht es ausnahmslos um das Anlaufen der Kühlmittelzirkulation in Verbindung mit dem Einbringen eines deborierten Pfropfens. Dabei kann das Anlaufen den Start der ersten HKP bedeuten, hierbei wird in kürzester Zeit der maximale Nenndurchsatz erreicht.

Die Untersuchung von Einbauten (Gruppe C) und deren Einfluß auf das Strömungsgebiet und dadurch resultierend auf die Vermischung insbesondere im unteren Plenum gilt der Validierung physikalischer Modelle im CFD-Code.

### 3.5 Auswahl des CFD-Berechnungsprogrammes

Aus mehreren Gründen wurde im Vorfeld dieser Arbeit das kommerzielle CFD-Berechnungsprogramm CFX-4 der Firma AEA Technology [CFX99] zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung in DWR favorisiert. Es bestanden zu Beginn schon umfangreiche internationale Erfahrungen mit diesem kommerziellen Code, viele physikalische Modelle sind validiert und die Handhabung des Programmpaketes gestaltet sich unkompliziert. Ein weiterer wichtiger Punkt war die Möglichkeit des Einbaus eigener physikalischer Modelle durch USER-FORTRAN Schnittstellen. Insbesondere aus zeitlichen Gründen ist die Anwendung vorhandener Berechnungscodes Eigenentwicklungen vorzuziehen.

Der CFD-Rechencode CFX-4 dient der Berechnung sowohl laminarer als auch turbulenter Strömungen. Dabei ist es möglich, Wärmeübertragungsvorgänge (Leitung und Strahlung), Mehrphasenströmungen, Verbrennungsvorgänge, Konvektionsvorgänge, chemische Reaktionen und Partikeltransporte mit unterschiedlichsten Strömungsmedien in und um verschiedenste Körper zu simulieren. Dies liegt darin begründet, daß CFX-4 ein CFD-Code ist, welcher Strömungsvorgänge nach dem Verfahren der finiten Volumina löst. In der verwendeten Version basiert der Code auf blockstrukturierten Gittern. Durch die Kombination der Blöcke kann nach dem Konzept der „körperangepassten Gitter“ (body fitted grid) der Lösungsraum fast beliebig kompliziert aufgebaut werden. Außerdem ist mit diesem Programm die Berechnung sowohl stationärer als auch instationärer Vorgänge möglich.

## 4 Die Versuchsanlage ROCOM

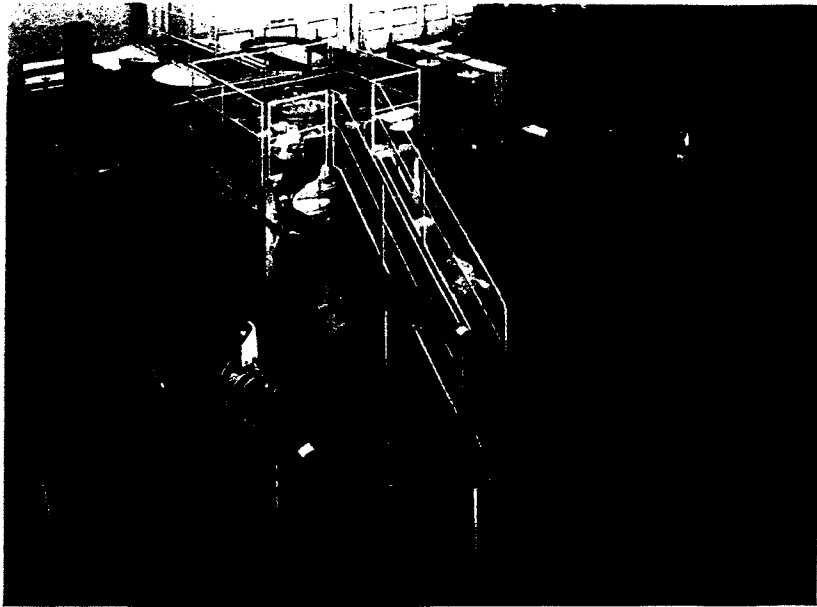


Abb. 4.1 Vermischungsanlage ROCOM mit Reaktormodell und vier Schleifen

Ausgehend vom dargestellten Stand der Technik und den durch die numerischen Strömungssimulationen im Rahmen von früheren Arbeiten [Hö98] erhaltenen Erkenntnisse wurde der Bau einer neuen Versuchsanlage (ROCOM - Rossendorf Coolant Mixing Model) für notwendig erachtet. Diese Anlage war so auszulegen, daß die in Tabelle 3.1 vorgestellte Versuchsmatrix durchführbar ist. Nachfolgend werden die Auslegungsgrundsätze vorgestellt. Im

Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden experimentelle Daten, die an der Anlage bereits erhalten wurden, für die Gegenüberstellung mit numerischen Rechenergebnissen herangezogen. Deshalb wird eine kurze Beschreibung der Anlage angeführt. Die detaillierte Konzipierung, die Konstruktion, Errichtung und meßtechnische Ausstattung dieser Versuchsanlage sind Gegenstand des weiterführenden Vorhabens „Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren – Teil 2: Experimentelle Ausrüstung und Simulation der Vermischung“ (FKZ 150 1216).

Gegenüber den früheren Versuchsanlagen (Kapitel 3.1) wurde ein Versuchsstand geplant, der eine wesentlich größere Flexibilität hinsichtlich der Betriebsführung und eine neue Qualität der Instrumentierung aufweist. Er ist sowohl für quasi-stationäre als auch transiente Versuche geeignet, wobei im Gegensatz zu den Versuchsständen Bora-Bora und Vattenfall keine Beschränkung auf das Anlaufen nur einer Hauptkühlmittelpumpe erfolgen sollte. Die Anlage wurde für Wasser bei annähernd Umgebungstemperatur ausgelegt, um die Nachteile der luftbetriebenen Modelle auszuschließen, wie Kompressibilität des Strömungsmediums und schlechte Realisierbarkeit von Massenstromtransienten. Außerdem bietet Wasser die Möglichkeit des Einsatzes von Tracerstoffen, die mit Leitfähigkeitsmeßverfahren nachgewiesen

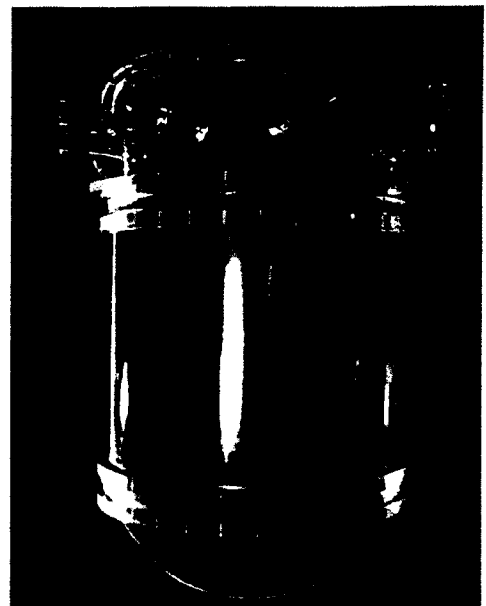


Abb. 4.2 Plexiglas-Modell des RDB

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 mit sich, was die erreichbaren Reynolds-Zahlen über das durch die Skalierung gegebene Verhältnis weiter verringern (s. Kapitel 5). 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 betrachtet (s. Kapitel 5). 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. Hierzu zählen beim 1300 MW Siemens Konvoi-Reaktor:

- Die genauen Innenabmessungen des Reaktordruckbehälters,
- die Abmessungen des Reaktorschachts,
- die Anordnung der Kühlmittlein- und Austrittsstutzen,
- die Krümmungsradien und die Durchmessererweiterung an der Verbindung Druckbehälter - Eintrittsstutzen,
- die konstruktionsbedingte Erweiterung des Ringspaltquerschnitts unterhalb der Stutzebene bei genauer Nachbildung des entstehenden Diffusorwinkels,
- die Modellierung der Siebtonne mit maßstäblicher Perforation im unteren Plenum
- die maßstäbliche Nachbildung der Kerntrageplatte mit den Öffnungen für das Kühlmittel,
- der Druckverlustbeiwert des Reaktorkerns, der durch entsprechende Blenden am Kerneintritt eingestellt werden kann.

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 Szenarien aus der Versuchsmatrix (Tabelle 3.1) 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. Es wird davon ausgegangen, daß sich bei den vorwiegend turbulenten Vermischungsmechanismen beim Tracersalz Verteilungen einstellen, 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. Es besteht weiterhin grundsätzlich die Möglichkeit, den Einfluß von Dichtegradienten durch Zugabe von Additiven zum Strömungsmedium zu modellieren.

Die Vorgabe von zeitabhängigen Strömungsgeschwindigkeiten als Randbedingung erfordert eine Anlage mit vier Schleifen und separat steuerbaren Massenströmen. Eine präzise und verzögerungsarme Durchflußsteuerung wird durch den Einsatz einer Pumpendrehzahlregelung über Frequenzumrichter erreicht. Jenseits des Modellrands kann auf eine geometrisch ähnliche Nachbildung der Schleifen verzichtet werden, was den Aufwand erheblich reduziert. Es wird jedoch Wert auf die Einhaltung der originalen Umlaufzeit des Kühlmittels gelegt.

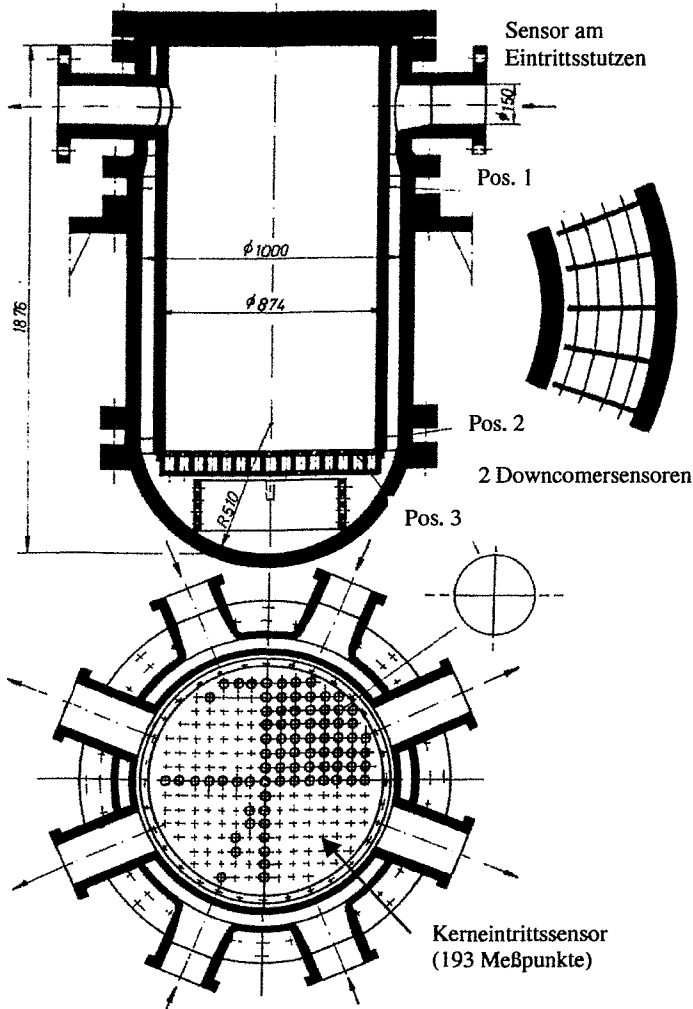


Abb. 4.3 Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren

Durch Verwendung eines transparenten Reaktormodells aus Plexiglas (Abb. 4.2) wird eine visuelle Beobachtung der Vermischungsvorgänge durch Farbdosierung möglich. Dies erlaubt weiterhin den Einsatz eines Laser-Doppler-Anemometers zur Geschwindigkeitsmessung.

Die Versuchsanlage war mit einer Meßtechnik auszustatten, 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 [Pra98]. Die wesentlichen Anforderungen an die Meßtechnik lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Hauptmeßort ist der Kerneintritt. Jedem Brennelementeintritt ist eine Meßstelle zuzuordnen (193 Meßstellen).
- Am Eintrittsstutzen, an dem die Störung in Form der Tracerzumischung aufgeprägt wird, ist eine Überwachung der Güte der Modellierung der vorgegebenen Randbedingung durch eine Messung der Leitfähigkeitsverteilung im Rohrquerschnitt (Durchmesser 150 mm) erforderlich (216 Meßstellen, Gitterabstand 8.9 mm).
- Neben der Instrumentierung von Eintrittsstutzen und Kerneintritt sind weitere Meßstellen im Downcomer vorzusehen, um den Mechanismus der Vermischung entlang des Strömungswegs aufzuklären. Die Messung erfolgt auf zwei Höhenpositionen ((1) unterhalb der Stutzebene, (2) auf der Höhenposition des Kerneintritts) mit einem Gitter von jeweils 64 azimuthalen und 4 radiale Meßpositionen (jeweils 256 Meßstellen). Die Schrittweite in azimuthaler Richtung beträgt dabei  $5.625^\circ$ , in radialer Richtung 13 mm.
- Die Zeitauflösung soll die Darstellung von turbulenten Fluktuationen der Tracerkonzentration ermöglichen, um Turbulenzmodelle besser validieren zu können. Die Gittersenso-

ren können zu diesem Zweck mit einer Meßfrequenz von bis zu 200 Hz betrieben werden. Bei den meisten Experimenten wurde eine Mittelung über 10 aufeinanderfolgende Messungen vorgenommen, so daß die effektive Meßfrequenz in diesem Fall 20 Hz betrug.

Die Anordnung der Gittersensoren ist Abb. 4.3 zu entnehmen. Sie liefern Zeitfolgen der lokalen Leitfähigkeit des Wassers an jedem der ca. 1000 Meßpunkte mit der genannten Meßfrequenz. Da die Experimente in einem Leitfähigkeitsbereich zwischen 10 und 200  $\mu\text{S}/\text{cm}$  gefahren wurden, kann von einem linearen Zusammenhang zwischen Leitfähigkeit und Tracerkonzentration ausgegangen werden. Die skalaren Transportgrößen Kühlmitteltemperatur  $T$  und Konzentration der im Kühlmittel von Druckwasserreaktoren gelösten Borsäure  $C_B$  wie auch 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 Leitfähigkeitswerte vorgenommen:

$$\Theta(x, y, z, t) = \frac{C(x, y, z, t) - C_0}{C_1 - C_0} = \frac{\sigma(x, y, z, t) - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_0} \quad (4.1)$$

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

$$\begin{aligned} T(x, y, z, t) &= \Theta(x, y, z, t) \cdot (T_1 - T_0) + T_0 \\ C_B(x, y, z, t) &= \Theta(x, y, z, t) \cdot (C_{B,1} - C_{B,0}) + C_{B,0} \end{aligned} \quad (4.2)$$

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. Bei den numerischen Analysen werden in gleicher Weise bezogene Konzentrations- bzw. Temperaturverteilungen ermittelt, die mit den experimentellen Ergebnissen direkt verglichen werden können.

## 5 Ähnlichkeitsbeziehungen und Skalierungseffekte bei Modellanlagen

Im folgenden werden stationäre Verhältnisse im Originalreaktor untersucht und eine ausreichende Übertragbarkeit auf das Vermischungsmodell ROCOM nachgewiesen.

Eine Untersuchung zu Skalierungseffekten wurde im Vorfeld der Errichtung der ROCOM-Anlage in [Hö98] durchgeführt. Hierbei wurde der Originalreaktor und das skalierte Modell numerisch modelliert und stationäre Strömungszustände bzw. Vermischungsbilder des Kühlmittels im RDB des DWR Konvoi verglichen (siehe auch Kapitel 10.4).

In diesem Kapitel wird der Schwerpunkt auf die Übereinstimmung der Ähnlichkeitszahlen gelegt. Im Falle idealer Flüssigkeiten ist es möglich, zu zeigen, daß kinematische und geometrische Ähnlichkeiten für die Ähnlichkeit der Systeme ausreichen. Für reale Flüssigkeiten muß man die dynamische Ähnlichkeit einbeziehen [Ha82].

Die folgenden dimensionslosen Ähnlichkeitszahlen sollten den gleichen Wert in den zwei Strömungen haben.

Die Reynoldszahl ist das Maß für das Verhältnis zwischen Trägheitskraft und Reibungskraft,

$$\text{Re} = \frac{cl}{\nu} \quad (5.1)$$

die Eulerzahl stellt das Verhältnis zwischen Druckgradienten- und Trägheitskraft dar,

$$\text{Eu} = \frac{\Delta p}{\rho c^2} \quad (5.2)$$

die Froudezahl bestimmt das Verhältnis zwischen Trägheitskraft und Schwerkraft,

$$\text{Fr} = \frac{c^2}{l \cdot g} \quad (5.3)$$

die Strouhalzahl ist die dimensionslose Frequenz aus der Periode der Fluidströmung (z.B. Umlaufzeit),

$$\text{Sr} = \frac{l}{c \tau} \quad (5.4)$$

und die Schmidtzahl (Diffusions-Prandtl-Zahl) bestimmt sich als Relation zwischen Impuls- und Stoffübertragung

$$\text{Sc} = \frac{\nu}{D} = \text{Pr}_D \quad (5.5)$$



Das Modell wurde für überwiegend hochturbulente impulsgetriebene Strömungen konzipiert, wobei Dichteeffekte des Fluids keine große Rolle spielen. Demzufolge können die dimensionslosen Kennzahlen Froude-Zahl (5.3) bzw. die Euler-Zahl (5.2) in den Betrachtungen nahezu vernachlässigt werden, wogegen die Reynoldszahl (5.1), die Strouhal-Zahl (5.4) und die Schmidt-Zahl (5.5) eingehalten werden sollten. Die Vermischungsanlage ist so aufgebaut, dass die Umlaufzeiten in einer Schleife im Modell dem Original entsprechen. Dies konnte durch Schleifenerweiterungen und Dampferzeugerattrappen bewerkstelligt werden. Demzufolge ist das Verhältnis

$$Sr_{Modell} / Sr_{Original} = 1.$$

Das Verhältnis der Schmidtzahlen kann nicht eingehalten werden. Zwar liegt das gleiche Fluid vor, es herrschen jedoch verschiedene Temperaturen und damit unterschiedliche kinematische Viskositäten. Auch sind die Strömungsgeschwindigkeiten und somit die Diffusionskoeffizienten im Modell geringer als im Original. Da die Schmidt-Zahl von der kinematischen Viskosität und dem Diffusionskoeffizienten abhängt, ist das Verhältnis

$$Sc_{Modell} / Sc_{Original} > 1.$$

Für die Untersuchung zum Verhältnis der Reynoldszahlen für das Original und das Modell bei stationären bzw. transienten Strömungsbedingungen wurde das Verhältnis bei Maximaldurchsatz gebildet bzw. die zeitliche Differenz des Umschlagpunktes laminar-turbulent beim Anfahren einer Pumpe untersucht.

Der Zeitmaßstab im Originalreaktor für einen Pumpenanlaufvorgang liegt bei  $\tau_{max} = 14$  s, der Massenstrom in einer Schleife erhöht sich im Zeitraum 0 bis 14 s von 0 auf 6200 kg/s unter Störfallbedingungen.

Für einen angenommenen linearen Massenstromanstieg gilt:

$$\dot{m}_{Original} = \dot{m}_{max} \left( \frac{t}{\tau_{max}} \right) \quad (5.6)$$

mit  $t \leq \tau_{max}$  und  $\dot{m}_{max} = 6200 \frac{kg}{s}$ .

Im folgenden soll die Zeitskala des Modells mit der Zeitskala des Originalreaktors übereinstimmen, also gilt

$$\frac{\tau_{max, Modell}}{\tau_{max, Original}} = 1. \quad (5.7)$$

Der Massenstrom im Modell ist in einer Schleife auf maximal  $\dot{m}_{max, Modell} = 100 \frac{kg}{s}$  begrenzt.

Der Wert der ins Verhältnis gesetzten mittleren Downcomergeschwindigkeiten von 1:5 Modell und Originalreaktor beträgt:

$$\frac{c_{\max, \text{Modell}}}{c_{\max, \text{Original}}} = \frac{2,1 \frac{m}{s}}{5,5 \frac{m}{s}} = \frac{1}{2,62}. \quad (5.8)$$

Entsprechend gilt für die ins Verhältnis gesetzten Reynoldszahlen:

$$\frac{\text{Re}_{\max, \text{Modell}}}{\text{Re}_{\max, \text{Original}}} = \frac{2,6 \cdot 10^5}{2,7 \cdot 10^7}$$

$$\frac{\text{Re}_{\max, \text{Modell}}}{\text{Re}_{\max, \text{Original}}} \approx \frac{1}{100}. \quad (5.9)$$

Mit wachsender Reynoldszahl erfolgt schließlich für prinzipiell stationäre Rohr- oder Kanalströmungen der Umschlag laminar-turbulent bei  $\text{Re}=2300$  [Les92]. Bei stationären Strömungen kann sich Turbulenz aufgrund verzögerter Turbulenzausbildung später einstellen. Im Downcomer ist hier Turbulenz voraussichtlich bei  $\text{Re} \approx 5000$  [Al95] zu erwarten. Um bei Anfahrvorgängen den Umschlag laminar-turbulent für Original und Modell bestimmen zu können, gilt wegen:

$$\text{Re} = \frac{cl}{\nu} \quad (5.10)$$

mit  $c = c_{\max} \frac{t}{\tau_{\max}}, l = \frac{4A}{U} = 2s$

und der Downcomerbreite  $s$  für den Originalreaktor:

$$\text{Re} = \frac{2s c_{\max, \text{Original}} \frac{t}{\tau_{\max, \text{Original}}}}{v_{\text{Original}}} \quad (5.11)$$

mit  $\text{Re} = 5000$

$$t \cong 25 \cdot 10^{-3} s$$

und für das 1:5 Modell:

$$\text{Re} = \frac{2s c_{\max, \text{Modell}} \frac{t}{\tau_{\max, \text{Modell}}}}{v_{\text{Modell}}} \quad (5.12)$$

mit  $\text{Re} = 5000$

$$t \cong 0,26 s.$$

Dieser Umschlagpunkt ist für beide Fälle im Anlaufbereich der Pumpe kaum meßbar, so daß er praktisch keinen Einfluß auf Skalierungs- und Modellierungseffekte hat. Verglichen mit dem Original findet der Umschlag von laminarer auf turbulente Strömung im Modell um zehntel Sekunden später statt.

In Tabelle 5.1 sind die wichtigsten Strömungskenngrößen von Modell- und Originalreaktor gegenübergestellt.

Tabelle 5.1 Vergleich Original DWR - ROCOM: Modellmedium Wasser, 20°C

Größe	Maßeinheit	Original	ROCOM
Druckgefäßinnendurchmesser	mm	5000	1000
Druckgefäßhöhe	mm	~12 000	~2400
Eintrittsstutzeninnendurchmesser	mm	750	150
Downcomerspaltweite	mm	315	63
Kühlmittelgesamtdurchsatz	$\frac{m^3}{h}$	92 000	1400
Kühlmitteldurchsatz pro Schleife	$\frac{m^3}{h}$	23 000	350
Kühlmittleintrittsgeschwindigkeit	m/s	14.5	5.5
Geschwindigkeit im Downcomer	m/s	5.5	2.1
Re Kühlmittleintritt	-	$8.4 \cdot 10^7$	$8.3 \cdot 10^5$
Re Downcomer	-	$2.7 \cdot 10^7$	$2.6 \cdot 10^5$
Re Original/Re Modell	-	1	~100

## 6 Theoretische Grundlagen der Vermischung in turbulenten Strömungen

### 6.1 Definitionen

Es wird von der skalaren Größe Konzentration  $k_\alpha$  ausgegangen, mit der ein Konzentrationsfeld abhängig von Ort und Zeit beschrieben werden kann.  $k_\alpha$  ist die Masse des Anteils  $\alpha$  bezogen auf das Volumen des Gemisches.

Der Konzentrationsbegriff schließt die Abstraktion ein, daß die Beimengung  $\alpha$  in einem Bezugsvolumen homogen verteilt ist. Bei örtlichen und zeitlichen Inhomogenitäten muß daher das Bezugsvolumen genannt werden. Wird die Konzentration in einem Ortspunkt ausgegeben, so ordnet man dem Punkt das Konzentrationsmittel eines umgebenden, endlichen Volumens zu.

Für die geschlossen-analytische Modellierung der Längsvermischung eines Tracerpfropfens, der dem borsäurefreien bzw. -verdünnten Kühlmiteleintrag in das Reaktordruckgefäß entspricht, erweist sich die folgende Definition der dimensionslosen Konzentration

$$\Theta_{k\alpha} = \frac{k_\alpha - k_{\alpha \min}}{k_{\alpha \max} - k_{\alpha \min}} \quad (6.1)$$

gut geeignet.

$\Theta_{k\alpha} = 1$  kennzeichnet die Tracerkonzentration des Pfropfens mit der Beimengung  $\alpha$  und  $\Theta_{k\alpha} = 0$  die des ambienten Kühlmittels.

Zur Beschreibung von Temperaturfeldern, die aus Vermischungen resultieren, wird die dimensionslose Variable

$$\Theta_\vartheta = \frac{\vartheta - \vartheta_{\min}}{\vartheta_{\max} - \vartheta_{\min}} \quad (6.2)$$

eingeführt.

### 6.2 Grundgleichungen

Die folgenden Ableitungen zum Stofftransport in einer quellenfreien turbulenten Strömung werden anschließend analog auf den Wärmetransport erweitert. Ausgangspunkt ist das Ficksche Gesetz zur Beschreibung der molekularen Diffusion:

$$\left( \frac{\bar{m}_\alpha}{A} \right)_{\text{Diff}} = -D \text{grad} \rho_\alpha \quad (6.3)$$

$D$  ist dabei der molekulare Diffusionskoeffizient und  $\rho_\alpha = m_\alpha/V$  die Partialdichte der Komponente  $\alpha$ .

Der Diffusionsstrom pro Flächeneinheit ist somit proportional dem Konzentrationsgradienten.

In der turbulenten Strömung findet eine turbulente Vermischung statt. Durch Wirbel unterschiedlicher Größe und Intensität wird eine Mischbewegung im Strömungsfeld erzeugt. Daher ist die turbulente Vermischung primär nicht von den Stoffeigenschaften abhängig, sondern eine Funktion der Strömungsform. Man spricht auch von turbulenter Diffusion.

Die turbulente Vermischung läßt sich in Analogie zur molekularen Diffusion berechnen. Dazu geht man von (6.3) für die Gemischkomponente  $\alpha$  aus und erhält

$$\left(\frac{\bar{m}_\alpha}{A}\right)_{\text{urb}} = -D_{\text{urb}} \text{grad} \rho_\alpha. \quad (6.4)$$

Als konvektiven Transport bezeichnet man die Ausbreitung infolge der Hauptbewegung des strömenden Fluids.

Durch

$$\left(\frac{\bar{m}_\alpha}{A}\right)_{\text{konv}} = \bar{c} \rho_\alpha \quad (6.5)$$

wird die konvektive Massenstromdichte der Komponente  $\alpha$  als Produkt aus der Gemischgeschwindigkeit  $\bar{c}$  und der Partialdichte  $\rho_\alpha$  dargestellt.

Die gesamte Massenstromdichte  $\left(\frac{\bar{m}_\alpha}{A}\right)_{\text{ges}}$  ergibt sich aus der Summe des turbulenten diffusen

Anteils und dem konvektiven Anteil nach (6.5) und wird in die Kontinuitätsgleichung für eine Gemischkomponente

$$\frac{\partial \rho_\alpha}{\partial t} + \text{div} \left(\frac{\bar{m}_\alpha}{A}\right)_{\text{ges}} = 0 \quad (6.6)$$

eingeführt. Mit der Konzentrationsdefinition nach (6.1) erhält man schließlich

$$\frac{\partial \Theta_{k\alpha}}{\partial t} + \text{div}(D_{\text{urb}} \text{grad} \Theta_{k\alpha} - \bar{c} \Theta_{k\alpha}) = 0. \quad (6.7)$$

(6.7) läßt sich für einfache Anfangs- und Randbedingungen unter der Voraussetzung  $D_{\text{urb}} = \text{konst.}$  geschlossen lösen, z. B. [Jo57].

Auf gleichem Wege ergibt sich die Wärmetransportgleichung für eine quellenfreie turbulente Strömung.

Im folgenden wird bezüglich der Indizes vereinfachend für die Stofftransportgleichung (6.7)

$$\frac{\partial \Theta_k}{\partial t} - \operatorname{div}(D_k \operatorname{grad} \Theta_k - \bar{c} \Theta_k) = 0 \quad (6.8)$$

und für die analoge Wärmetransportgleichung

$$\frac{\partial \Theta_\vartheta}{\partial t} - \operatorname{div}(D_\vartheta \operatorname{grad} \Theta_\vartheta - \bar{c} \Theta_\vartheta) = 0 \quad (6.9)$$

geschrieben.

### 6.3 Turbulenzmodelle

Turbulente Strömungsvorgänge zeichnen sich durch chaotische Fluidbewegungen aus. Es treten ein hoher Grad an Fluiddurchmischung und eine hohe Diffusivität auf. Die durch Molekülbewegungen hervorgerufenen Diffusionsvorgänge sind gegenüber den turbulenten Diffusionsprozessen vernachlässigbar. Turbulente Strömungen sind wirbelbehaftete Strömungen. Es existieren Wirbel unterschiedlicher Skalen.

Um die turbulenten Schwankungen einer analytischen Behandlung zugänglich zu machen, bietet sich eine Mittelung der Navier-Stokeschen Gleichungen an. Diese Beziehungen werden auch Reynolds-gemittelte Navier-Stokesche Gleichungen (RANS) genannt. Die Strömungsparameter werden in einen mittleren und einen fluktuierenden Anteil unterteilt. Eine nähere Beschreibung der Reynolds-mittelung erfolgt z.B. im CFX-4 Manual [CFX99] Kap. 12.3.1. Nach Ausführung der Reynolds-Mittelung erhält man die RANS in folgender Form:

$$\frac{\partial(\rho \bar{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_j \bar{u}_i)}{\partial x_j} = \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} - \frac{\partial(\rho \tau_{ij} + \overline{\rho u_i u_j})}{\partial x_j} \quad (6.10)$$

Hierbei sind die sogenannten Reynoldsspannungen unbekannt:

$$-\overline{\rho u_i u_j} = -\rho \begin{pmatrix} uu & uv & uw \\ uv & vv & vw \\ uw & vw & ww \end{pmatrix} \quad (6.11)$$

Die Aufgabe von Turbulenzmodellen ist nun die Bestimmung der in den zeitlich gemittelten Erhaltungsgleichungen (6.16) auftretenden Reynoldsspannungen  $\overline{\rho u_i u_j}$  in Gleichung (6.11). Dies geschieht mit Hilfe von Gleichungen, die das komplexe Verhalten der Turbulenz aufgrund empirischer Information in vereinfachter Weise approximieren [And95]. Diese Gleichungen

chungen können algebraisch oder differentiell sein. Nur in Verbindung mit den Turbulenzmodellgleichungen stellen die Erhaltungsgleichungen ein geschlossenes und damit lösbares System dar. Die Turbulenzmodellgleichungen enthalten immer empirische Konstanten, die an Experimente oder direkte Simulationen angepaßt werden müssen.

### 6.3.1 Das $k, \varepsilon$ - Modell

Die weiteste Verbreitung haben Zweigleichungs-Turbulenzmodelle ( $k, \varepsilon$  - Modell) gefunden, bei denen Transportgleichungen für die turbulente Energie und ihre Dissipationsrate gelöst werden.

Für das Standard  $k, \varepsilon$  - Modell gilt:

Wirbelviskositätsbeziehung:

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad \text{mit} \quad \mu_t = \rho c_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}. \quad (6.12)$$

Transportgleichungen für  $k$  und  $\varepsilon$

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \rho \varepsilon, \quad (6.13)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{\varepsilon}{k} (c_{\varepsilon 1} P_k - c_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon), \quad (6.14)$$

$$P_k = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j}. \quad (6.15)$$

Der Standard-Konstantensatz (Tabelle 6.1) wurde aus einfachen, gut dokumentierten Experimenten ermittelt:

Tabelle 6.1 Standardkonstantensatz

$c_\mu$	$c_{\varepsilon 1}$	$c_\varepsilon$	$\sigma_k$	$\sigma_\varepsilon$
0.09	1.44	1.92	1.0	1.3

### 6.3.2 Das RNG- $k, \varepsilon$ - Modell

Das RNG-  $k, \varepsilon$  - Modell ist eine Alternative für das Standard  $k, \varepsilon$  - Modell für Strömungen mit hohen Reynoldszahlen.

In einigen Fällen, z. B. bei Strömungen mit stark gekrümmten Stromlinien, ist das RNG-  $k, \varepsilon$ -Modell genauer als das Standard  $k, \varepsilon$ -Modell. Dieses Modell unterscheidet sich nur vom Standard-Modell nur durch eine Modifikation der  $\varepsilon$ -Gleichung bzw. der benutzten Modellkonstanten. Die Gleichungen, welche das Turbulenzmodell beschreiben, sind:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k + G - \rho \varepsilon \quad (6.16)$$

und

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + (C_1 - C_{1RNG}) \frac{\varepsilon}{k} (P_k + C_3 \max(G, 0)) - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k}, \quad (6.17)$$

wobei  $C_{1RNG}$  durch die Gleichungen

$$C_{1RNG} = \frac{\eta \left( 1 - \frac{\eta}{\eta_0} \right)}{(1 + \beta \eta^3)} \quad (6.18)$$

und

$$\eta = \left( \frac{P_s}{\mu_t} \right)^{0.5} \frac{k}{\varepsilon} \quad (6.19)$$

bestimmt wird.

Hier sind die Konstanten  $\eta_0$  und  $\beta$  weitere Modellkonstanten, und  $P_s$  ist der schubspannungsbedingte Teil der Turbulenzproduktion

$$P_s = \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j}. \quad (6.20)$$

### 6.3.3 Das Reynoldsspannungs-Modell

Die Verwendung des Reynoldsspannungs-Modells für einfache impulsgetriebene Strömungen im Bereich hoher Reynoldszahlen ist aufgrund des erhöhten Rechenaufwandes unüblich. Generell ist das algebraische Spannungsmodell doppelt so aufwendig im Hinblick auf die Rechenzeit wie Zweigleichungsmodelle ( $k, \varepsilon$ -Modell), das differentielle Reynoldsspannungsmodell benötigt sogar die dreifache Rechenzeit.



Die Reynoldsspannungsmodelle werden hier nur am Rande behandelt, das algebraische Reynoldsspannungsmodell wird zum Vergleich mit den Zweigleichungsmodellen herangezogen. In Reynoldsspannungs-Modellen wird die Wirbelviskositätshypothese nicht verwendet. Die sogenannte Boussinesq Wirbelviskositätsapproximation besagt, daß die prinzipiellen Achsen des Reynoldsspannungstensors  $\tau_{(ij)}$  koinzident mit denen des Hauptspannungstensors  $S_{ij}$  in allen Punkten in einer turbulenten Strömung sind. Der Proportionalitätsfaktor zwischen  $\tau_{(ij)}$  und  $S_{ij}$  ist die Wirbelviskosität  $\mu_t$ . Die Wirbelviskosität hängt im Gegensatz zur molekularen Viskosität von vielen Strömungseigenschaften ab. Experimentelle Studien beweisen, daß die einfache lineare Beziehung zwischen  $\tau_{(ij)}$  und  $S_{ij}$  nicht immer zutrifft. Die Reynoldsspannungsmodelle lösen die differentiellen oder algebraischen Gleichungen für  $\overline{u_i u_j}$ . Das bedeutet für eine dreidimensionale Strömung das Lösen von 6 Gleichungen für  $\overline{u_1 u_1}$ ,  $\overline{u_2 u_2}$ ,  $\overline{u_3 u_3}$ ,  $\overline{u_1 u_2}$ ,  $\overline{u_2 u_3}$ ,  $\overline{u_1 u_3}$  [Schö90].

Anstatt der Boussinesq Wirbelviskositätsapproximation werden Gleichungen für jede Komponente der Reynoldsspannungen aufgestellt. Im algebraischen Spannungsmodell, welches auch als Vergleichsmodell mit den Zweigleichungsmodellen ( $k, \varepsilon$ -Modell, RNG-  $k, \varepsilon$ -Modell) zugrunde liegt, werden diese Gleichungen algebraisch gelöst.

## 7 Geschlossen-analytische Modellierung der stationären Ringspaltströmung

Es wird ein Verfahren zur vereinfachten geschlossen-analytischen 2D-Modellierung des Strömungsfeldes im Ringraum von Druckwasserreaktoren aufgestellt. Es beruht auf der Potentialtheorie, wobei Quellen an den Kühlmiteleintrittspeditionen und Potentialwirbel unter Beachtung der Randbedingungen der typischen Ringspaltgeometrie von DWR überlagert werden. Dieses Verfahren setzt aber die Kenntnis der Lage und der Intensität der Wirbel voraus, welche durch eine geschlossen-analytische Lösung der strömungsmechanischen Grundgleichungen mit Berücksichtigung der Reibungsvorgänge in der turbulenten Ringspaltströmung nicht gefunden werden können. Man ist also hier auf experimentelle Ergebnisse oder Resultate von CFD-Rechnungen angewiesen.

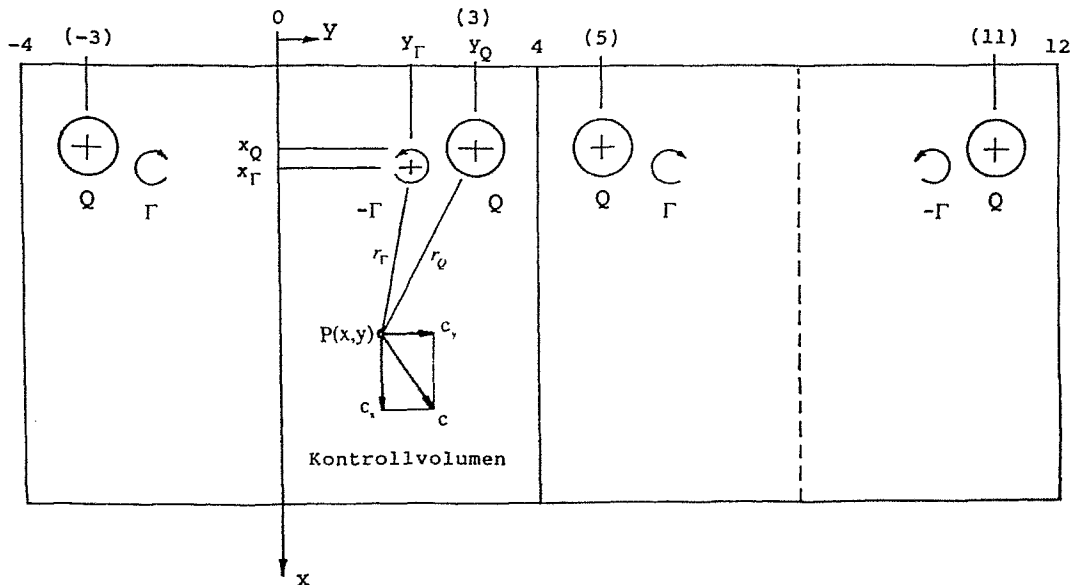


Abb. 7.1 Abwicklung des Ringspaltes eines Druckwasserreaktors mit Quellen und Wirbeln

Im Wirbelkern weicht der Potentialwirbel vom realen Wirbel erheblich ab. Daher sind in diesem Bereich die berechneten Fluidgeschwindigkeiten unrealistisch.

Es ist ein Vorteil des vorgestellten Rechenverfahrens, daß beliebige Anordnungen von Quellen und Wirbeln im Ringspalt untersucht werden können und das erhaltene potentialtheoretische Strömungsfeld für die Beurteilung der Strömungsverhältnisse immer nützlich ist.

Nach Abb. 7.1, die den abgewickelten und normierten Ringspalt eines Druckwasserreaktors in dimensionslosen Koordinaten zeigt, induzieren die vier Quellen  $Q$ , welche den Kühlmiteleintritten entsprechen, und die Wirbel  $\Gamma$ , abgeschätzt z.B. aus Ergebnissen oder Resultaten von numerischen Simulationen, im Punkt  $P(x,y)$  die Fluidgeschwindigkeitskomponenten  $c_x$  und  $c_y$ , die zur resultierenden Fluidgeschwindigkeit  $c$  führen.

Für eine einzelne Quelle im Abstand  $r_Q$  von  $P(x,y)$  erhält man mit deren Ergiebigkeit  $Q$  und mit der Ringspaltbreite  $s$  die Geschwindigkeitskomponenten

$$c_{xQ} = \frac{Q}{2\pi s} \cdot \frac{x - x_Q}{r_Q^2} \quad (7.1)$$

und

$$c_{yQ} = \frac{Q}{2\pi s} \cdot \frac{y - y_Q}{r_Q^2} \quad (7.2)$$

Weiter gilt für einen Wirbel mit der Zirkulation  $\Gamma$

$$c_{x\Gamma} = \frac{\Gamma}{2\pi s} \cdot \frac{x - x_\Gamma}{r_\Gamma^2} \quad (7.3)$$

und

$$c_{y\Gamma} = -\frac{\Gamma}{2\pi s} \cdot \frac{y - y_\Gamma}{r_\Gamma^2} \quad (7.4)$$

Es ist  $c_{xQ} + c_{x\Gamma} = c_x$  und  $c_{yQ} + c_{y\Gamma} = c_y$ .

Im Punkt  $P$  werden aber nicht nur die kürzesten Verbindungen  $r_Q$  und  $r_\Gamma$  zu den Quellen und Wirbeln wirksam, sondern auch alle Abstände, die sich aus den theoretisch unendlich vielen Umlaufwegen des Ringspaltes ergeben.

Weiter ist noch in Abb.7.2 die Randbedingung für  $x=0$  zu beachten. Dort schließt der Ringspalt ab und an dieser oberen Wandung sind keine Geschwindigkeitskomponenten in  $x$ -Richtung möglich. Mathematisch läßt sich dies durch eine zusätzlich zur  $y$ -Achse gespiegelte Anordnung aller Quellen und Wirbel realisieren.

Für die in Abb. 7.2 dargestellten Quellen und Wirbel, wobei letztere aus CFX-4 Rechnungen für das Reaktordruckgefäß vom Konvoi-Typ resultierten, sind im Folgenden die abgeleiteten Beziehungen zur Berechnung von  $c_{xQ}$  und  $c_{x\Gamma}$  angegeben.

$$c_{xQ} = \frac{Q}{2\pi s} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left\{ \frac{x - x_Q}{(x - x_Q)^2 + (y - 3 - 8n)^2} + \frac{x - x_Q}{(x - x_Q)^2 + (y + 3 + 8n)^2} \right. \\ \left. + \frac{x + x_Q}{(x + x_Q)^2 + (y - 3 - 8n)^2} + \frac{x + x_Q}{(x + x_Q)^2 + (y + 3 + 8n)^2} \right\} \quad (7.5)$$

$$c_{x\Gamma} = \frac{\Gamma}{2\pi s} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left\{ \begin{aligned} & \frac{y+y_{\Gamma}+8n}{(x-x_{\Gamma})^2+(y+y_{\Gamma}+8n)^2} + \frac{y-y_{\Gamma}-8n}{(x-x_{\Gamma})^2+(y-y_{\Gamma}-8n)^2} \\ & + \frac{y+y_{\Gamma}+8n}{(x+x_{\Gamma})^2+(y+y_{\Gamma}+8n)^2} + \frac{y-y_{\Gamma}-8n}{(x+x_{\Gamma})^2+(y-y_{\Gamma}-8n)^2} \end{aligned} \right\} \quad (7.6)$$

Die Berechnungen können hier aus Symmetriegründen auf das angegebene "Kontrollvolumen" beschränkt werden, denn man erhält für die benachbarten Gebiete lediglich gespiegelte Geschwindigkeitsverteilungen.

Die Anordnung der Wirbel in Abb. 7.1 entspricht experimentell ermittelten Verteilungen im Modell eines Druckwasserreaktors [Du74]. Ihr Zustandekommen wurde mit einem Abreißen der Strömung unterhalb des Kühlmiteleintritts in den Ringspalt und einer damit verbundenen Wirbelbildung erklärt.

Ergebnisse sind in Abb. 7.2 dargestellt. Links sind die Geschwindigkeitsvektoren im Kontrollraum dargestellt, wenn nur die Quellen wirksam sind. Man erkennt hier z.B. für  $x=5$  das Minimum der Abströmgeschwindigkeit bei  $y=0$ , bei  $y=4$  dagegen das Maximum. Der Bildausschnitt zeigt die Geschwindigkeitsvektoren, falls nur Wirbel existieren und rechts die Überlagerung von Quellen und Wirbeln. In der axialen Strömung sind jetzt bei  $x=3$  zwei Maxima bei  $y=0$  und  $y=4$  zu erkennen, dazwischen ein, wenn auch nicht so stark ausgeprägtes Minimum. Dieser Tatbestand entspricht den späteren Ergebnissen von CFX-4 Rechnungen und Fluidgeschwindigkeits- Lasermessungen an der Vermischungsversuchsanlage ROCOM. Nur waren hier die Amplituden der Geschwindigkeitsunterschiede größer. Durch zusätzliche Wirbel könnte jedoch eine bessere Anpassung erreicht werden. Anwendungen der beschriebenen Modellierung werden dadurch eingeschränkt, daß die Potentialwirbel die realen Wirbel nur begrenzt annähern und zudem deren Ort und Intensität im allgemeinen nicht bekannt sind.

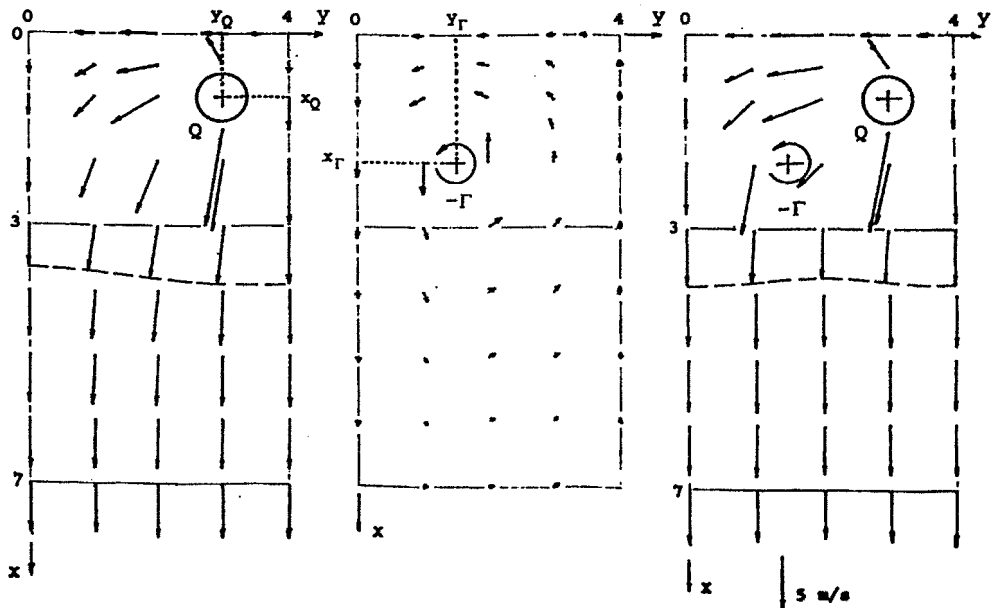


Abb. 7.2 Überlagerung potentialtheoretischer Geschwindigkeitsverteilungen im Ringspalt-Kontrollvolumen eines Druckwasserreaktors

## 8 Methoden der numerischen Fluiddynamik

Mathematische Formulierungen von physikalischen Modellvorstellungen für die Transportvorgänge in Strömungen münden meist in Differentialgleichungen. Beispiele sind die in Kapitel 6 angeführten Transportgleichungen. Zur mathematischen Beschreibung einer Strömung muß gewöhnlich eine Vielzahl dieser Differentialgleichungen, von denen jede nur den Transport einer einzelnen Strömungsgröße wiedergibt, gekoppelt gelöst werden. Analytische Lösungen dieser differentiellen Transportgleichungen, die oft nichtlinear und partiell sind, sind nur für wenige Ausnahmefälle bekannt. Zur Lösung dieser Gleichungen müssen vielmehr numerische Methoden eingesetzt werden. In den numerischen Methoden werden in einem ersten Schritt die differentiellen Transportgleichungen durch algebraische Beziehungen approximiert. Dies geschieht mit Hilfe von zeitlichen und räumlichen Diskretisierungsmethoden.

### 8.1 Diskretisierung der Differentialgleichungen

In den physikalischen Erhaltungsgleichungen treten Konvektions- und Diffusionsterme auf, die den Transport der betrachteten Größe durch die Strömung und die Molekularbewegung beschreiben. Die Allgemeine Form der Transportgleichung in kartesischer Tensorschreibweise lautet:

$$\frac{\partial(\rho\Phi)}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left( \rho U_j \Phi - \Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial x_j} \right) + S_\Phi. \quad (8.1)$$

In dieser Gleichung (8.1) kann  $\Phi$  für die Geschwindigkeitskomponenten  $U_i$ , Temperatur  $T$  und Konzentration  $C$  stehen. Die Diffusivitäten  $\Gamma_\Phi$  und Quell-/Senkenterme  $S_\Phi$  müssen an die jeweilige Variable angepaßt werden. Die konvektiven und diffusiven Terme sind die Glieder in der Klammer auf der rechten Seite der Gleichung. Durch die Integration der Gleichung (8.1) über ein beliebig geformtes Kontrollvolumen  $\delta V$  mit der Oberfläche  $\delta A$  entsteht unter Anwendung des Gaußschen Integralsatzes eine Flußbilanz:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\delta V} (\rho\Phi) dV = - \int_{\delta A} \left( \rho U_j \Phi - \Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial x_j} \right) dA_j + \int_{\delta V} (S_\Phi) dV. \quad (8.2)$$

Die Menge von  $\Phi$  im Kontrollvolumen steigt, wenn mehr  $\Phi$  durch die Oberfläche des Kontrollvolumens einfließt als abfließt und/oder wenn Quellterme (d.h.  $S_\Phi > 0$ ) vorhanden sind.

Die konvektiven bzw. diffusiven Flüsse sind wie folgt definiert:

$$C_j = \int_{\delta A} (\rho U_j \Phi) dA_j; \quad D_j = \int_{\delta A} \left( \Gamma_\Phi \frac{\partial\Phi}{\partial x_j} \right) dA_j. \quad (8.3)$$

Die Aufgabe von Diskretisierungsverfahren ist es, die Integrale in (8.3) durch diskrete, lineare Beziehungen zu approximieren.

Gute Diskretisierungsverfahren sollten folgende Anforderung erfüllen:

- hohe Genauigkeit
- gute Konsistenz und Konvergenz
- Wirtschaftlichkeit (d.h. kurze Rechenzeiten)
- Robustheit

Diskretisierungsverfahren für die konvektiven Terme, die alle diese Forderungen erfüllen, existieren nicht [NU98].

### Diskretisierung konvektiver Flüsse

Im ersten Schritt der Diskretisierung müssen die Integrale über die Flußterme approximiert werden, dazu wird der Mittelwertsatz der Integralrechnung verwendet:

$$C_j = \int_{\partial A} (\rho U_j \Phi) dA_j = \overline{(\rho U_j \Phi)} \partial A_j \approx (\rho U_j \Phi)_{ip} \partial A_j \quad (8.4)$$

Der Integrationsschwerpunkt „ip“ wird im allg. in die Mitte (Schwerpunkt) der Kontrollvolumenberandungen gelegt. Als Beispiel gilt für den „Ostrand“ e eines zweidimensionalen Kontrollvolumens:

$$(\rho U_j \Phi)_e \partial A_j \approx (\rho U_1 A_1 - \rho U_2 A_2)_e \Phi_e = \dot{m}_e \Phi_e \quad (8.5)$$

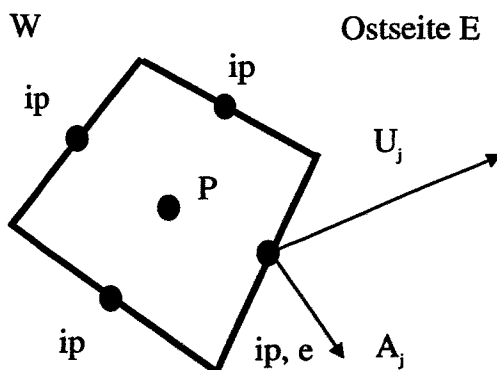


Abb. 8.1 Kontrollvolumenberandung

Die Massenflüsse  $\dot{m}_e$  werden jeweils aus den Gitterpunktwerten der vorherigen Iteration bzw. des vorherigen Zeitschrittes ermittelt (z.B. durch lineare Interpolation), um eine lineare Diskretisierungsgleichung zu erhalten. Die Hauptaufgabe bei der Diskretisierung der konvektiven Flüsse ist die Approximation der Werte der abhängigen Variablen  $\Phi_e$  an den Integrationspunkten der Kontrollvolumenoberflächen als Funktion benachbarter Gitterpunktwerte (Abb. 8.1).

## 8.2 Diskretisierungsverfahren für Raumvariablen

Im folgenden werden drei Methoden ausführlicher behandelt, welche auch als Grundlage für die in den verwendeten Code CFX-4 [CFX99] implementierten Methoden verwendet werden:

- Upwinddifferenzen-Verfahren (UDS)
- Zentraldifferenzen-Verfahren (CDS)
- Quick-Verfahren (QUICK)

Desweiteren werden die in CFX-4 verwendeten Methoden (HYBRID, CCCT) erläutert.

### 8.2.1 Upwind-Differenzen-Verfahren

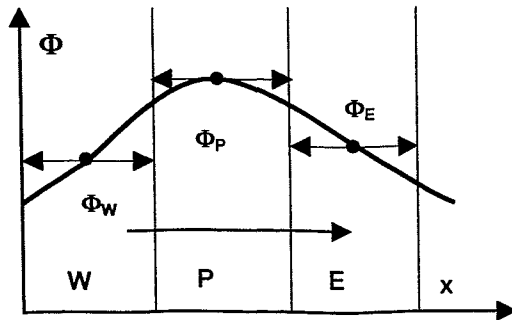


Abb. 8.2 Treppenfunktion (UDS)

Beim Upwinddifferenzen-Verfahren (UDS) wird die exakte Verteilung von  $\Phi$  innerhalb eines Kontrollvolumens durch eine Treppenfunktion angenähert (Abb. 8.2). Die Werte von  $\Phi$  an den Kontrollvolumen (KV)-Grenzflächen werden durch folgende, von der Strömungsrichtung abhängige, Vorschrift ermittelt:

$$\Phi_e = \max[\dot{m}_e, 0] \Phi_P - \max[-\dot{m}_e, 0] \Phi_E. \quad (8.6)$$

Analoge Beziehungen werden für die Werte an allen anderen KV-Grenzflächen verwendet.  $\Phi_P$  wird als gewichtetes Mittel seiner Nachbarn berechnet. Die Wichtungsfaktoren können nicht negativ werden.

Die Frage, mit welchem Abbruchfehler ein Diskretisierungsverfahren die Ausgangsgleichung approximiert, kann durch Verwendung von Taylorreihen der folgenden Form beantwortet werden:

$$\Phi_E = \Phi_P + \left( \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right)_P \delta x + \left( \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} \right)_P \delta x^2 + \dots \quad (8.7)$$

Falls entsprechende Ausdrücke für die Nachbargitterpunkte in die Diskretisierungsgleichung substituiert werden, entsteht nach kurzer Umformung die sog. modifizierte Differentialgleichung.

Durch die Differenzenapproximation wird die ursprüngliche Differentialgleichung nicht exakt gelöst. Die Fehlerterme müssen jedoch für  $\delta x \rightarrow 0$  und  $\delta y \rightarrow 0$  verschwinden, d.h. die Verfahren müssen konsistent sein. Die kleinste Polynomordnung, mit der Gitterpunktabstände im Fehlerterm des UDS-Verfahrens auftreten ist „Eins“, d.h. das Verfahren besitzt einen Abbruch-

fehler 1. Ordnung. In den Fehlertermen treten zweite Ableitungen auf; deshalb wirken die Fehler von UDS wie eine zusätzliche, numerische Diffusion. Sie führen zu einem Verschmieren von Gradienten. UDS ist ein einfaches, stabiles und physikalisch sinnvolles Verfahren, aber wegen seiner inhärenten Ungenauigkeiten und der kleinen Abbruchfehlerordnung für mehrdimensionale Anwendungen nur bedingt geeignet.

### Analyse der numerischen Diffusion

Ein Grund für die weite Verbreitung des UDS bei den inkompressiblen Berechnungsverfahren ist dessen Stabilität. Die Fehlerterme sind von einer Genauigkeit 1. Ordnung, d.h. es werden Terme 2. Ordnung vernachlässigt, wodurch ein Abbruchfehler diffusiver oder genauer dissipativer Art entsteht. Der Fehler kann in einen Normal-Anteil und einen Querströmungsanteil aufgeteilt werden.

Der erstere tritt aufgrund der Vernachlässigung der Terme 2. Ordnung auch bei stationären eindimensionalen Strömungen auf. Eine Taylorreihenentwicklung von  $\Phi$  führt zu:

$$\Phi_p = \Phi_e - \frac{\Delta x}{2} \frac{\partial \Phi}{\partial x} \Big|_e + O(\Delta x)^2. \quad (8.8)$$

Unter der Annahme  $\Phi_p = \Phi_e(\text{UDS})$  ergibt sich der Abbruchfehler  $\varepsilon_A$

$$\varepsilon_A = \frac{U\Delta x}{2} \frac{\partial \Phi}{\partial x} \Big|_e + uO(\Delta x)^2. \quad (8.9)$$

Der erste Term in Gleichung (8.9) ist ein Diffusionsglied mit dem Diffusionskoeffizienten  $\Gamma = U\Delta x/2$ .

Der zweite Anteil ist durch die Querströmungs-Diffusion (cross-law diffusion) bedingt und wird bei in Strömungsrichtung arbeitenden Verfahren normalerweise als numerische Diffusion bezeichnet. Er tritt bei stationären Berechnungsverfahren nur bei zwei- und dreidimensionalen Berechnungen auf und ist durch die Tatsache bedingt, daß bei dem UDS der konvektive Wert stromaufwärts der Gitterlinie angenommen wird, wohingegen vom physikalischen Standpunkt aus er stromabwärts der Stromlinie genommen werden müßte.

Sind die in y-Richtung auftretenden Gradienten klein, so ist die durch diese Vorgehensweise eingebrachte numerische Diffusion gering. Für letztere haben Vahl Davis und Mallinson (1972) [Schö90] die folgende Beziehung für den numerischen Diffusionskoeffizienten  $\Gamma_n$  hergeleitet:

$$\Gamma_n = \frac{U\Delta x\Delta y|\sin 2\varphi|}{4\left(\Delta y|\sin \varphi|^3 + \Delta x|\cos \varphi|^3\right)}. \quad (8.10)$$



$\varphi$  ist der Winkel zwischen dem Geschwindigkeitsvektor und der Gitterlinie. Es treten keine Probleme auf, wenn die Strömung in Richtung der Gitterlinien verläuft ( $\Theta=0$ ). In diesem Fall kann aber der Anteil der Diffusion in Normalenrichtung von Bedeutung werden.

Bildet die Strömung einen von Null verschiedenen Winkel mit den Gitterlinien, so ist die numerische Diffusion gering, wenn keine Gradienten der Variablen in Querströmungsrichtung auftreten, da dann der Wert stromlinienauf gleich dem Wert aufwärts der Gitterlinie ist.

Es gibt eine Reihe von Möglichkeiten, numerische Diffusionsprobleme zu vermeiden; teilweise kann die Frage der Verminderung der numerischen Diffusion mit Hilfe von Gleichung (8.10) beantwortet werden. Zum einen tritt keine numerische Diffusion auf, wenn die Stromlinien parallel zu den Gitterlinien sind ( $\varphi=0$ ), was jedoch im allgemeinen Fall nicht erreicht wird. Des weiteren wird die numerische Diffusion bei kleinen Gittermaschenweiten geringer.

Ein Ansatz zur Verminderung der numerischen Diffusion [Schö90, No93] besteht darin, Upwind-Differenzenverfahren höherer Ordnung zu verwenden, bei denen Terme 2. Ordnung und höherer Ordnung mit berücksichtigt werden. Außerdem können Upwind-Verfahren konstruiert werden, bei denen die Richtung der ankommenden Strömung berücksichtigt wird und damit die Variablen nicht stromaufwärts der Gitterlinien, sondern stromabwärts der Stromlinien genommen werden.

### 8.2.2 Das Zentraldifferenzen-Verfahren

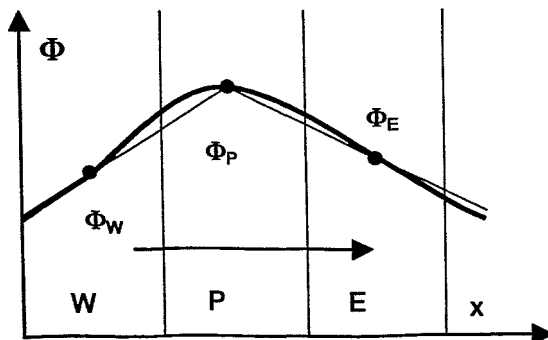


Abb. 8.3 Polygonzug (CDS)

Beim Zentraldifferenzenverfahren (CDS) wird die exakte Verteilung von  $\Phi$  durch stückweise lineare Verläufe (Abb. 8.3) von  $\Phi$  zwischen den Gitterpunkten angenähert (Polygonzug). Die Werte von  $\Phi$  an den KV-Grenzflächen werden durch folgende, von der Strömungsrichtung unabhängige, Vorschrift ermittelt:

$$\Phi_e = f_x \Phi_P + (1 - f_x) \Phi_E \quad (8.11)$$

Für ein äquidistantes Gitter gilt der geometrische Interpolationsfaktor:

$$f_x = 0.5$$

CDS ist ein konsistentes Verfahren mit einem Abruchfehler 2. Ordnung, d.h. Lösungsfehler vierteln sich bei einer Halbierung der Gitterpunktstände. In Fällen, in denen Diffusion vorhanden ist, können oszillationsfreie und stabile Lösungen nur garantiert werden, wenn die Gitter-Pecletzahl  $\rho U \Delta x / \Gamma_\Phi < 2$  ist. Das ist ein sehr restriktives Kriterium. CDS wird deshalb häufig in Kombination mit stabilisierenden Diskretisierungsverfahren eingesetzt, z. B. im HYBRID-Verfahren.

### 8.2.3 Das HYBRID-Verfahren (HDS)

Dieses Verfahren ist eine Modifikation aus dem Upwinddifferenzen-Verfahren [No93], in welchem das Zentralfdifferenzen-Verfahren genutzt wird, wenn die Gitter-Pecletzahl kleiner 2 ist. Das Upwinddifferenzen-Verfahren wird genutzt bei Gitter-Pecletzahlen größer 2. Das Schema besitzt einen Abruchfehler 1. Ordnung, ist jedoch besser als das reine Upwinddifferenzen-Verfahren, da es das Zentralfdifferenzen-Verfahren in Regionen mit geringen Strömungsgeschwindigkeiten benutzt. Dieses Verfahren wird als Default-Verfahren in CFX-4 [CFX99] benutzt.

### 8.2.4 Das QUICK-Verfahren

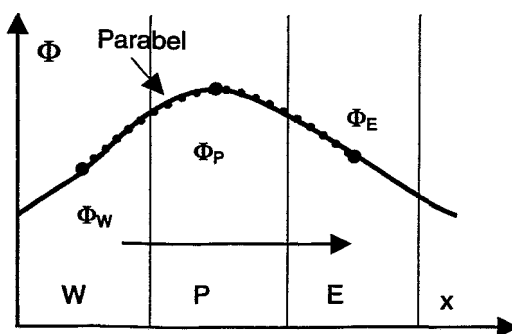


Abb. 8.4 quadratische Verteilung (QUICK)

Die QUICK-Methode (Quadratic Upstream Interpolation of Convective Kinematics) verwendet eine stückweise quadratische Verteilung von  $\Phi$  zwischen den Gitterpunkten (Abb. 8.4). Die Gitterpunkte mit den Indizes EE bzw. WW liegen einen Punkt weiter „östlich“ bzw. weiter „westlich“.

Für äquidistante Gitter gilt:

Für  $\dot{m}_e \geq 0$ :

$$\Phi_e = \Phi_P + \frac{\Phi_E - \Phi_W}{4} + \frac{\Phi_E - 2\Phi_P + \Phi_W}{8}, \quad (8.12)$$

und für  $\dot{m}_e < 0$ :

$$\Phi_e = \Phi_P + \frac{\Phi_{EE} - \Phi_P}{4} + \frac{\Phi_{EE} - 2\Phi_E + \Phi_P}{8}. \quad (8.13)$$

Das QUICK-Verfahren (Leonard, 1979) [Schö90] besitzt im Inneren des Rechengebietes einen Abruchfehler 3. Ordnung und ist nicht numerisch diffusiv. QUICK ist jedoch numerisch aufwendiger und weniger robust als das Upwind-Verfahren.

An den Randknoten ist die Anwendung von QUICK schwierig, da jeweils zwei stromauf gelegene Gitterpunkte benötigt werden. In der Diskretisierungsgleichung von QUICK treten negative Koeffizienten auf, die zu unrealistischen Oszillationen führen können. In den letzten Jahren wurde verstärkt an der Entwicklung von Diskretisierungsverfahren gearbeitet, die hohe Genauigkeit, Stabilität und „Boundedness“ (Lösungen ohne nichtphysikalisches Unter- bzw. Überschießen) besitzen. Ein solches Verfahren ist das CCCT-Verfahren.

Das CCCT-Verfahren ist eine Modifizierung des QUICK-Verfahrens ohne die unphysikalischen Oszillationserscheinungen. Es wird ein Faktor  $\alpha$  eingeführt, welcher von der Ableitung der Variable  $\Phi$  abhängt. Damit gilt für  $\Phi_w$ :

$$\Phi_w = \left(\frac{3}{8} - \alpha\right)\Phi_P + \left(\frac{3}{4} + 2\alpha\right)\Phi_w - \left(\frac{1}{8} + \alpha\right)\Phi_{ww}. \quad (8.14)$$

### 8.3 Zeitdiskretisierung

Bei instationären Vorgängen sind die Strömungsgrößen zusätzlich zur Ortsabhängigkeit auch noch von der Zeit  $t$  abhängig. Bei den instationären Berechnungsverfahren unterscheidet man explizite und implizite Verfahren, abhängig vom Zeitpunkt  $t$ , an dem die Zeitableitung gebildet bzw. das Volumenintegral ausgewertet wird. Um diesen Unterschied zu verdeutlichen sei die eindimensionale Konvektions-/Diffusionsgleichung

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = -u \frac{\partial \Phi}{\partial x} + \Gamma_\phi \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} \quad (8.15)$$

in  $x$ -Richtung mit Zentralfdifferenzen diskretisiert. Bei einem expliziten Verfahren wird ein vorwärtsgerichteter Differenzenquotient in der Zeit verwendet und die rechte Seite der Gleichung (8.15) zum Zeitpunkt  $t^n$  ausgewertet, wodurch sich folgende Differenzenformel ergibt:

$$\Phi_i^{n+1} = (1 - 2D)\Phi_i^n + \left(D + \frac{C}{2}\right)\Phi_{i-1}^n + \left(D - \frac{C}{2}\right)\Phi_{i+1}^n. \quad (8.16)$$

In (8.16) bedeutet  $C$  die Courantzahl und  $D$  die Diffusionszahl, die folgendermaßen definiert sind:

$$C = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x}, \quad D = \frac{\Gamma_\phi \cdot \Delta t}{\Delta x^2}. \quad (8.17)$$

Da auf der rechten Seite von Gleichung (8.17) nur Variablen zum Zeitpunkt  $t^n$  auftreten, sind diese Größen bei der Berechnung der Lösung zum Zeitpunkt  $t^{n+1}$  bekannt. Die Koeffizienten der Differenzenformel hängen von  $C$  und  $D$  ab. Um ein stabiles Berechnungsverfahren zu erhalten, müssen für diese beiden Größen gewisse Bedingungen erfüllt sein. Dies führt im allgemeinen zu einer Beschränkung des Zeitschrittes  $\Delta t = t^{n+1} - t^n$ .

Bei einer impliziten Diskretisierung wird die rechte Seite zum Zeitpunkt  $t^{n+1}$  ausgewertet und es ergibt sich die folgende Differenzenformel:

$$\Phi_i^n = \left(-\frac{C}{2} - D\right)\Phi_{i-1}^{n+1} + (1 + 2D)\Phi_i^{n+1} + \left(\frac{C}{2} - D\right)\Phi_{i+1}^{n+1}. \quad (8.18)$$

Es muß ein System von Gleichungen gelöst werden, da die an den verschiedenen Knotenpunkten benötigten Variablenwerte  $\Phi^{n+1}$  unbekannt sind und somit  $\Phi_i^{n+1}$  nicht wie in Gleichung (8.18) allein aus den Größen zum Zeitpunkt  $t^n$  bestimmt werden kann.

In CFX-4 [CFX99] wird als Standardverfahren das implizite Verfahren verwendet. Bei impliziten Differenzenschemata besteht keine Beschränkung des Zeitschrittes. Bei instationären Berechnungen, bei denen ein physikalischer Vorgang zeitlich aufgelöst werden soll, wird somit, da keine numerisch bedingte Limitierung besteht, der Zeitschritt nur durch das Zeitmaß des physikalischen Vorgangs bestimmt. Als nachteilig bei den impliziten Verfahren muß erwähnt werden, daß eine Signalfortpflanzungsgeschwindigkeit simuliert wird, wie sie für die Diffusion gilt.

### 8.4 Der CFD-Code CFX-4

Der CFD-Rechencode CFX-4 [CFX99] wurde von der Firma AEA Technology entwickelt. Es dient der Berechnung sowohl laminarer als auch turbulenter Strömungen. Dabei ist es möglich, Wärmeübertragungsvorgänge (Leitung und Strahlung), Mehrphasenströmungen, Verbrennungsvorgänge, Konvektionsvorgänge, chemische Reaktionen und Partikeltransporte mit unterschiedlichsten Strömungsmedien in und um verschiedenste Körper zu simulieren. Dies liegt darin begründet, daß CFX-4 ein CFD-Code ist, welcher Strömungsvorgänge nach dem Verfahren der finiten Volumina löst. In der verwendeten Version 4 basiert der Code auf blockstrukturierten Gittern. Durch die Kombination der Blöcke kann nach dem Konzept der „körperangepassten Gitter“ (body fitted grid) der Lösungsraum fast beliebig kompliziert aufgebaut werden. Außerdem ist mit diesem Programm die Berechnung sowohl stationärer als auch instationärer Vorgänge möglich. Um einen Vorgang dieser Art nachzubilden zu können, ist die Angabe von Zeitschritten notwendig, an denen die jeweiligen Variablen berechnet werden müssen. Die Zeitschritte für die Berechnung transients Vorgänge können direkt vorgegeben werden oder lassen sich durch den Code in Abhängigkeit von der Konvergenz anpassen.

Das Programm besteht aus vier verschiedenen Modulen, nämlich:

- Pre-processing Modul
- Frontend Modul
- Solver Modul
- Post-processing Modul

Im weiteren werden diese Module ausführlicher beschrieben.

#### 8.4.1 Pre-processing Modul

Im Pre-processing Modul werden die grundlegenden Geometriedaten der zu behandelnden Problemstellung festgelegt. Dazu müssen folgende Festlegungen getroffen werden.

- Anzahl der Dimensionen der Aufgabe (2D/3D)
- Anzahl der Kontrollvolumina in jeder Koordinatenrichtung, in jedem Block
- Lage der Zellknotenpunkte
- Position der Eintritts- und Austrittsebene und eventuelle Profile der Variablen über die Geometrie

- Position von Festkörpern oder Regionen aus porösem Material
- Vereinbarung weiterer Flächen an denen Symmetrie- oder Periodizitätsbedingungen herrschen

Die Festlegung dieser Definitionen erfolgt im Unterprogramm Meshbuild. Mittels CAD-Techniken (Computer-Aided-Design) können an dieser Stelle 2- bzw. 3-dimensionale Körper erstellt werden. Die Körpergeometrie kann dabei fast beliebig festgelegt werden, da sie aus Blöcken zusammengesetzt wird. Diese sollten im Idealfall quaderförmig aufgebaut sein, können jedoch auch abweichende Geometrien darstellen. Jeder Block wird in alle drei Koordinatenrichtungen unterteilt. Grundsätzlich bedeutet dabei eine stärkere Unterteilung höhere Rechengenauigkeit, jedoch gleichzeitig größeren Rechenaufwand. Die einzelnen Blöcke werden an den jeweiligen Grenzflächen miteinander verbunden. Dabei werden die Unterteilungen des einen Blockes auf den anderen Block übertragen, wodurch für den Gesamtkörper ein durchgehendes Gitter entsteht .

Grundsätzlich werden sämtliche Variablen immer im Zentrumspunkt jeder Zelle berechnet. Für die Festlegung der Grenzbedingungen welche auf den Rändern der äußeren Zellen liegen, reicht diese Methode nicht aus. Deshalb werden rechenintern weitere Zellen vereinbart. Für jede dieser sogenannten Dummyzellen, welche den Körper für den Nutzer unsichtbar umhüllen, werden ebenfalls die benötigten Variablen berechnet. Zur Simulation der Grenzbedingungen des Körpers wird dann der entsprechende Wert zwischen innerer Körperzelle und der angrenzenden Dummyzelle berechnet.

### 8.4.2 Frontend Modul

Nach Eingabe der Geometriedaten über das Unterprogramm Meshbuild, wird der Befehlsdatensatz erstellt. Folgende Hauptaufgaben sind an dieser Stelle zu vereinbaren:

- Festlegung der Programmooptionen wie z.B. laminare oder turbulente Strömung; kartesisches oder zylindrisches Koordinatensystem; kompressibles oder inkompressibles Medium etc.
- Festlegung, ob transientes Problem vorliegt und wenn ja, Festlegung der Zeitschrittweiten
- Stoffwerte des Fluids
- Details des numerischen Lösungsalgorithmus, falls spezifische Probleme vorliegen
- Randbedingungen der Festkörperoberflächen für Geschwindigkeit, Temperatur etc.

Die Eingabe der Befehle geschieht über eine interaktive Benutzeroberfläche. Dem Nutzer wird sowohl die Reihenfolge als auch der genaue Wortlaut der Befehle vom Programm vorgegeben. Es müssen die der Aufgabenstellung entsprechenden Rechenmodelle ausgewählt werden. Fehlende Stoffwerte können ergänzt und zwischen verschiedenen mathematischen Rechenschemata gewählt werden.

### 8.4.3 Solution Modul

In diesem Modul geschieht der eigentliche Rechengvorgang. Da sämtliche den Iterationsprozeß betreffende Befehle im Befehlsdatensatz gespeichert wurden, bleibt an dieser Stelle eine Interaktion des Benutzers mit dem Rechenablauf aus.

Grundlage für die Beschreibung mehrdimensionaler transienter Fluidströme bilden der Impulserhaltungssatz, der Massenerhaltungssatz und der Energieerhaltungssatz.

Durch die Komplexität der Problemstellungen ist eine gleichzeitige Lösung dieser Gleichungen nicht möglich. Es wird daher ein Iterationsverfahren angewandt, welches sich wiederum in zwei Teilschritte gliedert. In der sogenannten inneren Iteration werden die Werte jeder einzelnen Variablen in jeder einzelnen Zelle berechnet und anschließend mit den Nachbarzellen verknüpft. Da an der Stelle noch kein Einfluß der verschiedenen Variablen untereinander einbezogen worden ist, geschieht dies in Schritt zwei, der äußeren Iteration. Während der Berechnungen wird jeweils nur eine Variable als veränderlich angesehen, während die anderen Werte als Konstanten betrachtet werden. Der somit errechnete Wert wird nun seinerseits als Konstante vereinbart und steht somit zur Berechnung der nächsten Variablen bereit. Somit werden aus den ursprünglich nichtlinearen, lineare Gleichungen transformiert. Um die Nichtlinearität der Transportgleichungen zu simulieren, werden außerdem vor jeder äußeren Iteration die Koeffizienten der Gleichungen aus den zuletzt berechneten Variablen gebildet. Dabei wird der sogenannte SIMPLE-Algorithmus angewandt.

Während der Berechnung erfolgt eine Überprüfung der Ergebnisse auf Konvergenz. Sollten während der oft sehr langen Rechnungen Divergenzen auftreten und können diese vom Programm durch Veränderungen im Rechenschema (z.B. Verringerung der Zeitschrittweite) nicht selbstständig beseitigt werden, stoppt dieser den Lösungsprozeß. Am Ende erfolgt eine Ausschrift aller Iterationswerte und Geometriedaten in Textdateien. Ebenso erfolgt hier die im Befehlsdatensatz angegebene Ausgabe von Benutzerdateien, was besonders bei transienten Vorgängen für eine Überprüfung der Variablen auf Sinnfälligkeit nützlich ist.

### 8.4.4 Graphic Modul

Am Ende jeder Rechnung erfolgt vom Programm die Ausgabe der Ergebnisdateien. Standardmäßig sind dies eine Ausgabedatei im Textformat (sog. fo-file) und eine Datei mit ASCII-Format (sog. dump-file). Das fo-file gibt den eigentlichen Rechenprozeß wieder. In ihm wird der Befehlsdatensatz mitsamt der vom Nutzer angegebenen oder vom Programm nachgetragenen Stoffwerte abgebildet. Anschließend werden für einen ausgewählten Punkt in der Geometrie sämtliche berechneten Werte nach jedem Iterationsschritt angegeben. Die Auswahl dieses Punktes erfolgt entweder automatisch vom Programm, oder wird vom Benutzer vorgegeben. Den Abschluß bilden die Geometriedaten sämtlicher Flächen und Blöcke des Körpers. Per Definition in den „OUTPUT OPTIONS“ des Befehlsdatensatzes kann weiterhin vereinbart werden, daß mehrere dump-files während der Rechnung geschrieben werden, in denen Zustände des Strömungsbildes zu verschiedenen Zeitpunkten beschrieben werden. Mit Hilfe dieser Dateien erfolgt in den Graphic Modules die Veranschaulichung der Rechenergebnisse in graphischer Form. Dabei gibt es für den Anwender verschiedene Möglichkeiten der Darstellung z.B. in Form von Liniendiagrammen, Vektor- oder Konturfeldern. Die in dieser Arbeit verwendeten Postprocessing-Programme sind CFX-View und Ensight.

## 9 Sensitivitätsanalysen zu CFD-Rechnungen

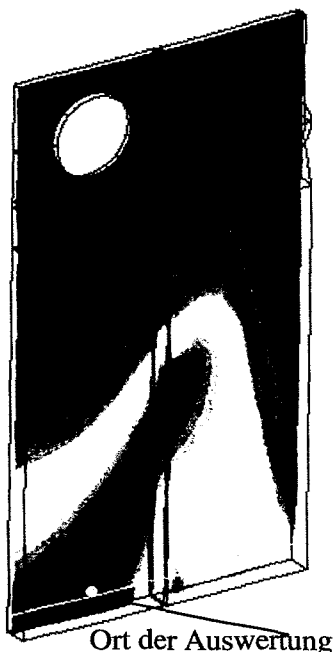


Abb. 9.1 Modell eines Quadranten des Konvoi Downcomers

Um eine möglichst exakte und dennoch wirtschaftliche numerische Berechnung der Kühlmittelströmung und -vermischung durchzuführen, muß die Größe des Berechnungsgitters und die Wahl der Zeitschrittweite bei transienten Rechnungen bestimmt und ein geeignetes Turbulenzmodell für die CFD-Berechnungen gefunden werden.

Aus rechentechnischen Gründen wurde für die Sensitivitätsanalysen nur ein in die Ebene projizierter Quadrant des Downcomers des DWR Konvoi gewählt (Abb. 9.1).

Auf Grundlage der Ergebnisse dieser Sensitivitätsanalysen für einen Quadranten des Ringspaltes des DWR Konvoi werden die CFX-4 Berechnungen zum Modell des ganzen RDB ausgeführt.

### 9.1 Randbedingungen

Die Eintrittsrandbedingungen, wie Geschwindigkeit und Skalarverteilung, wurden am Eintrittsstutzen vorgegeben und sind in Tabelle 9.1 zusammengestellt. Die Skalarverteilung repräsentiert Borverdünnungen

ebenso wie Temperaturänderungen bei impulsgetriebener Strömung.

Als Austrittsrandbedingung wurde die Druckrandbedingung gewählt. In der Geometrie sind Einzelheiten wie die Stutzenerweiterung und die Downcomererweiterung unterhalb des Stutzens nachgebildet. Die Wahl der Eintrittsgeschwindigkeit und der geometrischen Abmessungen sind dem 1:5 Modell des DWR Konvoi [Hö97] nachempfunden.

Tabelle 9.1 Randbedingungen

Diskretisierungsverfahren	Stutzeneintrittsgeschwindigkeit in m/s	skalarer Impuls am Eintritt (Stutzen)	Austrittsrandbedingung (Downcomerende)
UDS, HYBRID, CCCT	5.5	von 0.2-0.3 s nach Start der Rechnung mit einer Stärke von 1	Druckrandbedingung

## 9.2 Vergleich der Diskretisierungsverfahren

Zur Gegenüberstellung der verschiedenen Diskretisierungsverfahren wurden die Konzentrationsverläufe an einem Punkt am Downcomerende verglichen. Dieser wurde von der Strömung wesentlich beeinflusst, d.h. er lag nicht in einem Totwassergebiet.

Der Vergleich der Diskretisierungsverfahren HYBRID, UDS und CCCT zeigt Abb. 9.2. Die Verteilungen am Downcomerende sind über der Zeit abgetragen.

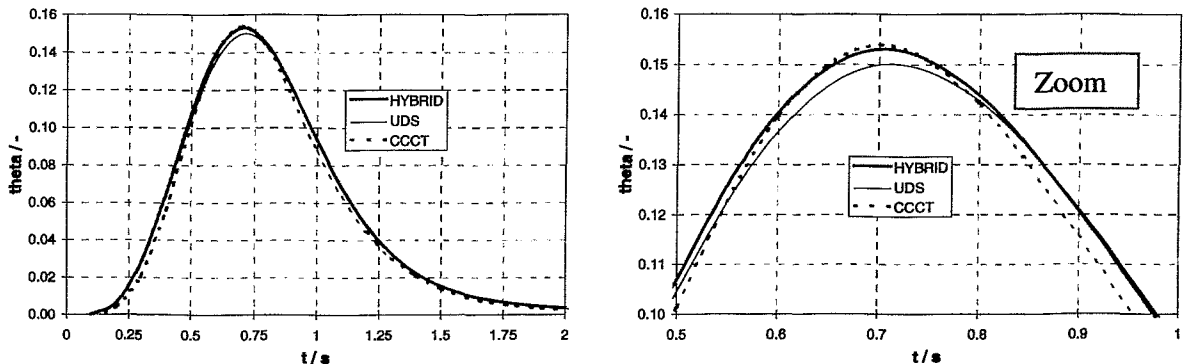


Abb. 9.2 Vergleich der Diskretisierungsverfahren: Konzentrationsverläufe am Auswertepunkt als Folge einer Impulsstörung am Eintritt in das Strömungsgebiet

Beim UDS-Verfahren lag das Maximum der Konzentration am Downcomerende unter den Werten der anderen Verfahren. Das bedeutet, daß die Vermischung überschätzt wird, der Einfluß der numerischen Diffusion ist gegenüber den anderen Verfahren am höchsten. Das gemischte Verfahren HYBRID (Peclet-Zahl abhängiges Verfahren) und das an das QUICK-Verfahren angelehnte CCCT-Verfahren weisen einen ähnlichen Verlauf. Aufgrund der ähnlichen Verläufe von HYBRID und CCCT-Verfahren ist eindeutig aufgrund der Robustheit und Einfachheit dem HYBRID-Verfahren (standardmäßig in CFX-4 [CFX99] eingebaut) den Vorzug gegenüber dem Verfahren höherer Ordnung (CCCT-Verfahren) zu geben. Das UDS-Verfahren wird aufgrund der relativ hohen numerischen Diffusion in transienten Strömungsberechnungen der Kühlmittelvermischung nicht verwendet.

## 9.3 Einfluß der Anzahl der Gitterpunkte auf Strömung und Vermischung

Um den Einfluß des Netzgitters auf die Kühlmittelvermischung zu untersuchen, wurden mit drei Berechnungsgittern unterschiedlicher Gitterpunktanzahl Vermischungsrechnungen mit gleichen Randbedingungen durchgeführt. Dabei wurde das Berechnungsgitter mit 46000 Nodes als Grundlage verwendet (fein) und mit einem Gitter mit etwa doppelter Zelllänge (grob) verglichen. Das grobe Berechnungsgitter besaß 6504 Nodes. Zum anderen wurde ein Berechnungsgitter mit der halben Zelllänge mit 270000 Gitterpunkten erstellt. In Tabelle 9.2 sind die Berechnungsgitter gegenübergestellt. Die geometrischen Randbedingungen wurden nicht verändert, d.h. die Blockstruktur wurden beibehalten.



Tabelle 9.2 Gegenüberstellung der verschiedenen Berechnungsgitter des Downcomermodells

Berechnungsgitterart	Gitterpunkte
grobes Gitter	6504
feines Gitter	46064
sehr feines Gitter	270000

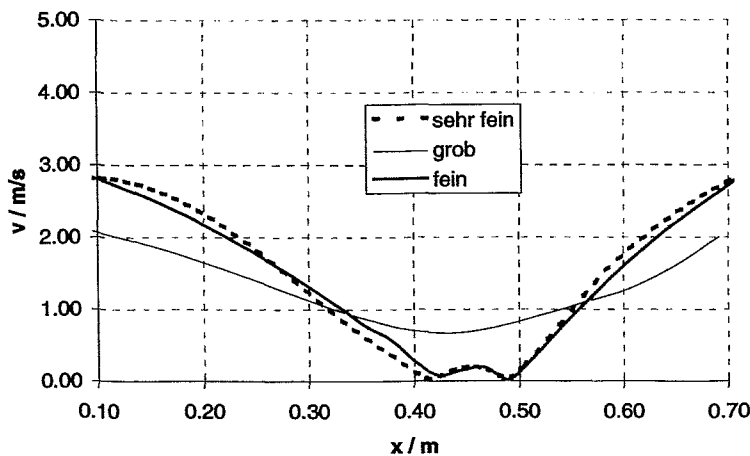


Abb. 9.3 Geschwindigkeitsverteilung am Ende des Downcomers für verschiedene Gitter

Abb. 9.3 gibt den Strömungsverlauf am Ende des Downcomers und Abb. 9.4 den Konzentrationsverlauf im Auswertepunkt als Folge einer Impulsstörung für die unterschiedliche Anzahl der Gitterpunkte des Downcomermodells. Während das grobe Gitter einen von den feineren Gittervarianten unterschiedlichen Strömungsverlauf am Ende des Downcomers zeigt, ist der Unterschied in der Geschwindigkeitsverteilung zwischen dem

normal feinen und sehr feinen Gitter nicht erheblich. Unter Beachtung des stark ansteigenden Rechenzeitbedarfs bei Gitterverfeinerungen muß man auf eine optimale Anpassung der Gitterzahl im Hinblick auf Genauigkeit Wert legen.

Mit einem Gitter, welches befriedigende Ergebnisse bringt und dennoch mit einer relativ geringen Anzahl Gitterpunkte auskommt, ist ein erheblicher Rechenzeitaufwand einzusparen.

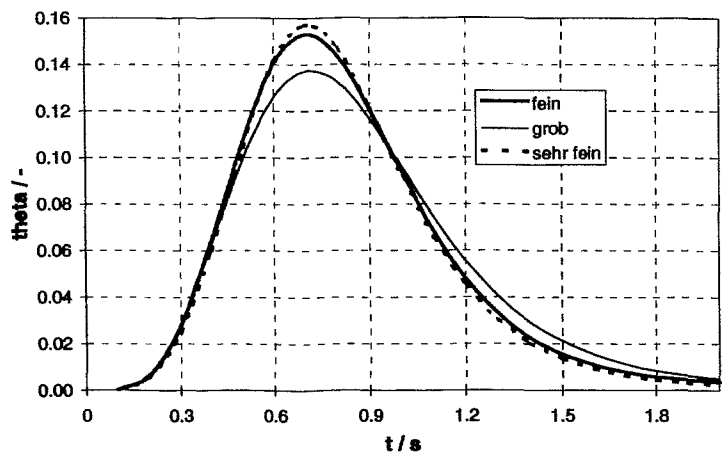


Abb. 9.4 Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlicher Anzahl der Gitterpunkte als Folge einer Impulsstörung

Entscheidend für die Lösung eines transienten Problems ist die richtige Wahl der Zeitschrittweite unter Beachtung

der in Kapitel 8 vorgestellten Courant-Zahl  $C$

$$C = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x} \quad (9.1)$$

Obwohl das in CFX-4 standardmäßig eingebaute implizite Verfahren nicht zwingend das Courant-Kriterium Gl. (9.1) benötigt, ist es für eine Kontrolle der gewählten Gitter- und Zeitschrittweiten notwendig. Nicht immer ist es möglich, im gesamten Strömungsgebiet dieses Kriterium zu erfüllen.

#### 9.4 Einfluß der Zeitschrittweite auf die Vermischung

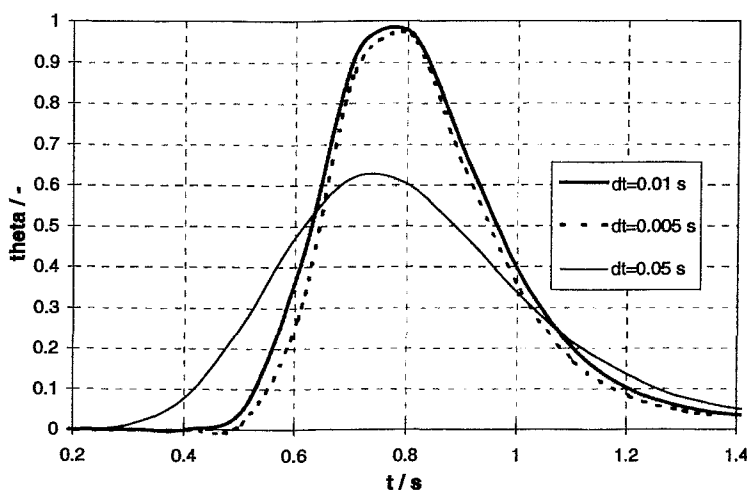


Abb. 9.5 Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlichen Zeitschrittweiten  $\Delta t$  als Folge einer Impulsstörung

Im folgenden wird der Einfluß der Zeitschrittweite  $\Delta t$  auf die Vermischung untersucht. Dabei wird in der Rechnung der Zeitschritt  $\Delta t$  bei Beibehaltung aller Randbedingungen von 0.05 s auf 0.01 s bzw. auf 0.005 s gesenkt. Abb. 9.5 zeigt Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlichen Zeitschrittweiten  $\Delta t$  als Folge einer Impulsstörung. Je geringer die Zeitschrittweite gewählt wurde, um so geringer ist die Diffusion, desto höher ist auch das Maximum der

jeweiligen Konzentration. Hierbei zeigt sich, daß die Wahl der Zeitschrittweite auch bei einem impliziten Verfahren deutlich vom Courant-Kriterium abhängt. Bei einer zu groben Wahl der Zeitschrittweite kommt es zu einer Verfälschung der Diffusion am Downcomerende. Hierbei stellen die Konzentrationsmaxima ein Bewertungskriterium für die numerische Diffusion dar. Die Wahl der Zeitschrittweite  $\Delta t=0.05$  s ist für die vorliegende Transiente zu groß. Die Diffusion ist in diesem Fall infolge numerischer Effekte überbewertet. Die Courant-Zahl liegt deutlich über eins.

Dagegen zeigt der Konzentrationsverlauf bei berechneter Zeitschrittweite  $\Delta t=0.005$  s kaum noch Unterschiede zum Konzentrationsverlauf bei berechneter Zeitschrittweite  $\Delta t=0.01$  s. Da der Rechenaufwand jedoch mit jeder Verfeinerung des Zeitschrittes steigt, genügt eine Berechnung der Transiente im Downcomermodell bei den speziellen Randbedingungen mit einer Zeitschrittweite von  $\Delta t=0.01$  s. Reale Transientenverläufe im Primärkreislauf eines Druckwasserreaktors (z.B. Anfahren einer Pumpe bzw. Anlaufen des Naturumlaufes) dauern nicht selten über 15 s bzw. mehrere Hundert Sekunden an. Hierbei ist die geeignete Wahl der Zeitschrittweite entscheidend für die Dauer und Güte der Rechnung.

## 9.5 Vergleich der Turbulenzmodelle

Ein Vergleich der Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt von Rechnungen mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen, welche für hohe Reynoldszahlen tauglich sind, zeigt Abb. 9.6. In der Abbildung ist eine gute Übereinstimmung der Konzentrationsverläufe der beiden Zweigleichungs-Turbulenzmodelle ( $k, \varepsilon$ -Modell, RNG- $k, \varepsilon$ -Modell) zu erkennen. Der Konzentrationsverlauf der Rechnung mit dem Reynoldsspannungsmodell zeigt ein früheres Maximum.

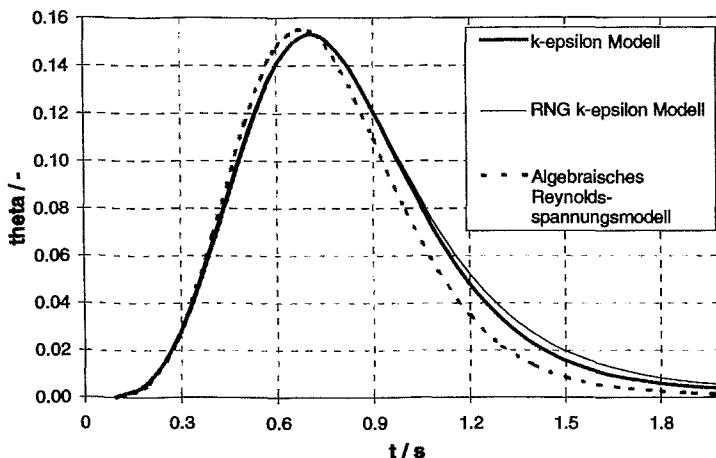


Abb. 9.6 Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt von Rechnungen mit unterschiedlicher Turbulenzmodellierung

mit internationaler Erfahrung [Be96] das standardmäßig in CFX-4 eingebaute  $k, \varepsilon$ -Turbulenzmodell verwendet.

Für die Anwendung bei impulsgetriebener Strömung bei hohen Reynoldszahlen ist das  $k, \varepsilon$ -Modell laut [Wi96] das robusteste Modell, welches auch gute Übereinstimmungen mit Experimenten bringt. In komplexen Strömungen, wie z. B. Strömungen mit komplizierten Geometrien und komplexen Strömungsstrukturen, kann das Reynoldsspannungsmodell ungenauer als das  $k, \varepsilon$ -Modell sein. Deshalb wird im Rahmen dieser Arbeit in Übereinstimmung

## 9.6 Zusammenfassung der Analysen

Bei einem Vergleich unterschiedlicher Diskretisierungsverfahren zeigte das Upwind-Verfahren UDS die größte Diffusionsrate. Aufgrund der ähnlichen Verläufe von HYBRID- und CCCT-Verfahren ist dem HYBRID-Verfahren eindeutig aufgrund der Robustheit und Einfachheit den Vorzug gegenüber dem CCCT-Verfahren höherer Ordnung zu geben. Der Vergleich der Konzentrationsverläufe für drei Gitterarten mit unterschiedlichen Vernetzungsgrad ergab für das grobe Gitter durch die weitmaschige Gitterteilung eine Verschmierung der Konzentrations- und Geschwindigkeitsverläufe. Das Ergebnis des Vergleiches unterschiedlicher Zeitschrittweiten zeigt eine Abhängigkeit der Konzentrationsverteilung am Downcomerende vom gewählten  $\Delta t$ . Es konnte jedoch gezeigt werden, daß eine weitere Verkleinerung der Zeitschrittweite keinen wesentlichen Einfluß auf die Ergebnisse mehr hat. Ein Vergleich von verschiedenen Turbulenzmodellen erbrachte keine nennenswerten Unterschiede. Für die Anwendung bei impulsbetriebener Strömung bei hohen Reynoldszahlen erwies sich das  $k, \varepsilon$ -Modell als besonders geeignet.

Als Resultat dieser Untersuchungen werden in den folgenden CFX-4 Berechnungen ausschließlich das HYBRID-Diskretisierungsverfahren und das  $k, \varepsilon$ -Turbulenzmodell verwendet. Das Berechnungsgitter wird entsprechend verfeinert und transiente Rechnungen mit kleinstmöglicher Zeitschrittweite durchgeführt.

## 10 Rechnungen zur Kühlmittelvermischung in Konvoi-Anlagen

### 10.1 Modellannahmen, Geometriaufbereitung und Gittergenerierung

Für das Kühlmittel des Druckwasserreaktors Konvoi wurde ein inkompressibles, einphasiges Fluid angenommen. Die Turbulenzmodellierung der Strömung erfolgte unter Zuhilfenahme des Standard  $(k, \varepsilon)$  Turbulenzmodelles (Die Untersuchungen zur Auswahl der Turbulenzmodelle wurden in Kapitel 9 durchgeführt). Die Eintrittsrandbedingungen (Geschwindigkeit, Temperatur, Borkonzentration) wurden an den Eintrittsstutzen definiert. Für die Beschreibung

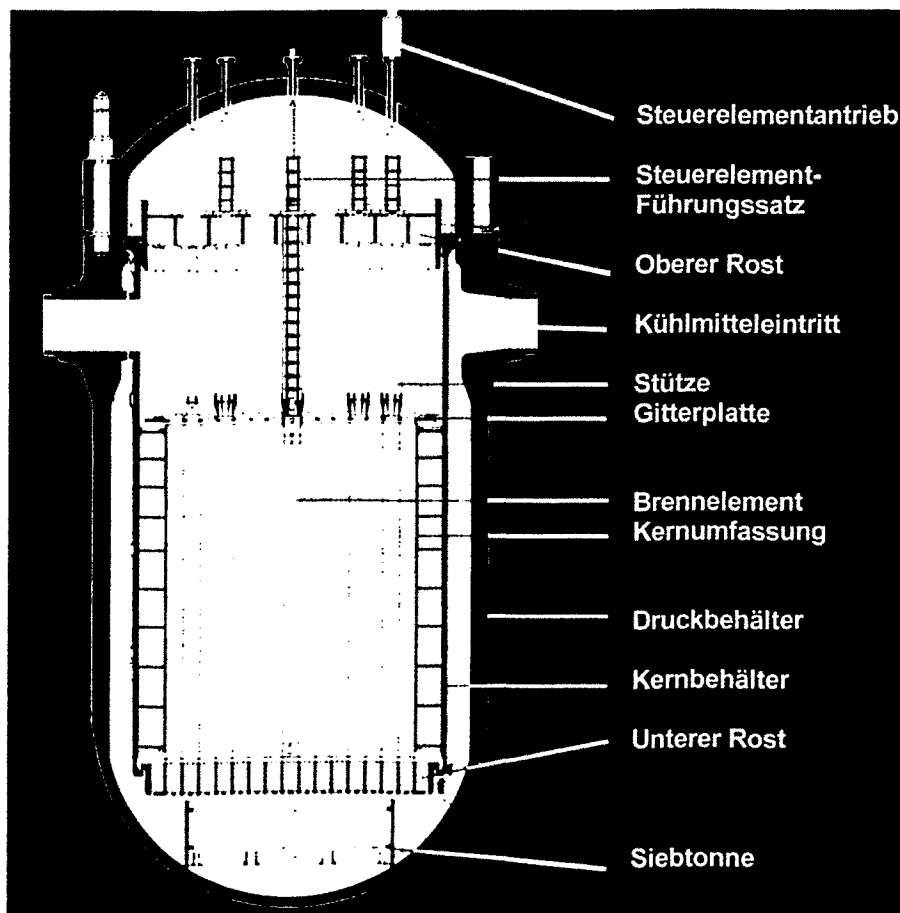


Abb. 10.1 Schnitt durch den Original-RDB des DWR Konvoi

der Borkonzentration wurden Skalare benutzt, da die Dichteunterschiede zwischen borierterem Wasser und Destillat vernachlässigbar klein sind und es sich ausschließlich um hochturbulente Strömungen handelt. Der Original-RDB des DWR Konvoi ist in Abb. 10.1 dargestellt. Die Beschreibung der Strömungsführung wurde in Kapitel 2 vorgestellt. Das numerische Strömungsgitter wurden mit Hilfe des im CFD-Codes CFX-4 eingebauten Gittergenerators MESHBUILD erstellt [CFX99]. Für diesen Reaktortyp wurden zwei Gittermodelle erstellt (Abb. 10.2). Bei beiden Modellen ist die Stutzenzone mit den Krümmungen an den jeweilig vier Eintrittsstutzen, die Aussparungen der Austrittsstutzen und die diffusorartige Downco-

mererweiterung genauestens modelliert. In diesem Bereich wurde das Netz stark verfeinert, weil gerade dieses Strömungsgebiet entscheidend die Vermischung im Ringspalt beeinflusst. Abb. 10.2 zeigt die Unterschiede zwischen den beiden Modelltypen: Im einfacheren Gittermodell wurde auf eine Darstellung der Siebtonne verzichtet, dafür aber der Kern als poröser Körper abgebildet; im komplizierteren Gittermodell erkennt man in Abb. 10.2 die modellierte Siebtonne und den unteren Rost (Modellierung in Kapitel 10.3). Der Kern wurde hier nur zur Hälfte vernetzt dargestellt, da sonst die rechentechnischen Limits überschritten werden würden. Auch wurde in schon vorangegangenen Untersuchungen festgestellt, daß die Modellierung des kompletten Kerns keinen wesentlichen Einfluß auf das Strömungsfeld und damit die Vermischung am unteren Rost hat. Die unterschiedliche Anzahl der Gitterpunkte ist für beide Modelle in Tabelle 10.1 ersichtlich.

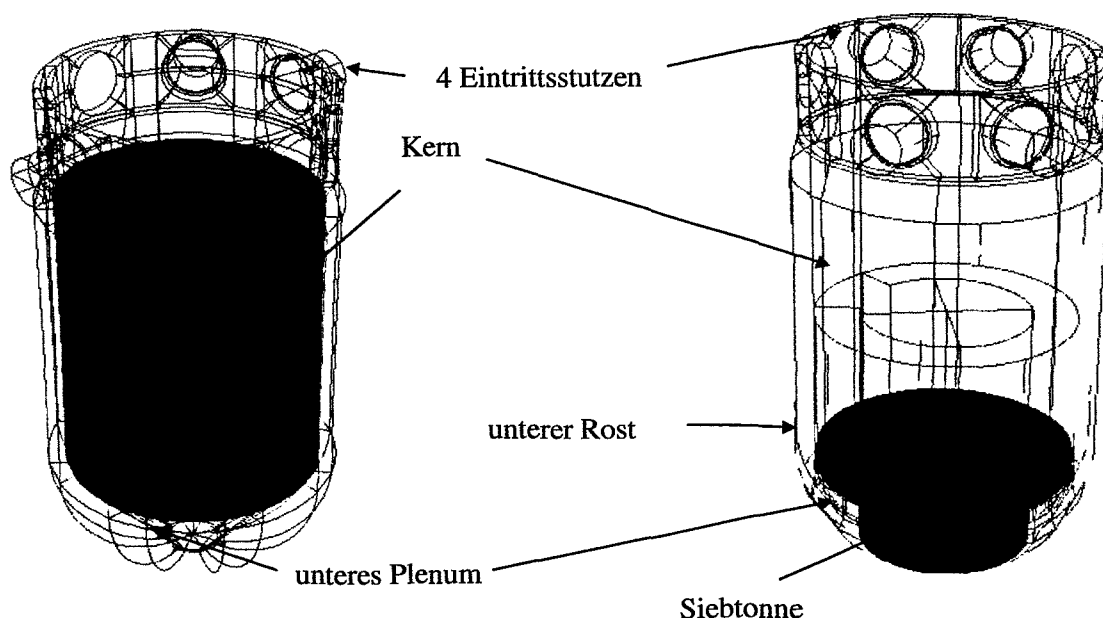


Abb. 10.2 Vergleich der verwendeten numerischen Gittermodelle des DWR Konvoi

Tabelle 10.1 Vernetzungsdaten

	Blöcke	Patches	Gitterpunkte
DWR Konvoi (ohne Siebtonne)	166	685	109194
DWR Konvoi (mit Siebtonne)	464	2488	351264

## 10.2 Numerische Modellierung der perforierten Einbauten im RDB

Das Kühlmittel des Primärkreislaufes in Druckwasserreaktoren gelangt aus den kalten Strängen der Schleifen durch die Eintrittsstutzen in den Ringspalt, durch den es dem unteren Plenum zugeleitet wird. Hier passiert die Strömung Einrichtungen zur Strömungsberuhigung, deren Konstruktion typenspezifisch sehr unterschiedlich sein kann. Das Spektrum reicht dabei von Siebplatten über vorgelagerte kegelförmige Siebeinrichtungen und zylindrische Siebtonnen bis hin zu elliptischen Siebböden.

Diese perforierten Einrichtungen besitzen eine große Anzahl von Bohrungen, so daß eine Auflösung der Strukturen im Rechnernetz auf heutigen Rechnern noch nahezu undurchführbar ist. Diese Probleme lassen sich umgehen, indem man darauf verzichtet, Siebe geometrisch darzustellen und statt dessen nur die Auswirkungen von Sieben auf die Strömung berücksichtigt. Obwohl der Einfluß eines Siebes auf die Strömung sehr vielfältig ist, läßt er sich ursächlich 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:

$$V' = \beta V. \quad (10.1)$$

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

Es gibt eine große Zahl von Untersuchungen [Se94], 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:

- $\beta$ , 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  $\zeta$  wird aus gefundenen globalen Zusammenhängen für lokale, in einem Volumenelement vorhandene Strömungsbedingungen bestimmt. Cornell [Co58] hat in seinen Untersuchungen bei höheren Reynoldszahlen festgestellt, daß sich der Druckverlustbeiwert oberhalb  $Re_s=600$  kaum ändert:

$$\zeta = 6 \frac{1-\beta}{\beta^2} 600^{-1/3} \quad \text{für} \quad Re_s > 600 \quad (10.2)$$

Im Code CFX-4 [CFX99] werden zur Modellierung des Druckverlustbeiwertes die sog. Body Forces eingeführt und in der Impulsgleichung hinzugefügt.

$$\rho \left( \frac{\partial U_j}{\partial t} + U_i \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) = B_j - \frac{\partial}{\partial x_i} \tau_{ij} \quad i=1,2,3 \quad (10.3)$$

$$B = B_F - (R_C + R_F |v|)v \quad (10.4)$$

Hierbei ist der sog. Speed-Factor  $R_F$  ( $\text{kg}/\text{m}^4$ ) der für die Verhältnisse im unteren Plenum günstigste Faktor, da er in einer turbulenten Strömung nahezu unabhängig von den Geschwindigkeitsverhältnissen und somit Reynoldszahlen ist. Für die Ermittlung von  $R_F$  aus dem Druckverlustbeiwert  $\zeta$  gilt:

$$R_F = \zeta \frac{A_{\text{angeströmt}}}{V_{\text{durchströmt}}} \frac{\rho}{2}. \quad (10.5)$$

### 10.3 Ermittlung der Druckverlustbeiwerte im RDB

Die Bestimmung des Druckverlustbeiwertes im RDB der Versuchsanlage ROCOM ist für die Modellierung der durchströmten Einbauten notwendig. Beim DWR Konvoi ist die sogenannte Siebtonne ein wichtiges Element zur Strömungsberuhigung im unteren Plenum. Die Stauplatte bildet den Eintritt in den unteren Rost. Zur Ermittlung von relevanten Druckverlusten im RDB bei der späteren numerischen Modellierung werden diese zwei Objekte und der Kern mit unterem Rost, Brennelementen und oberer Gitterplatte ausgewählt.

Für einen Wasserdurchsatz von  $185 \text{ m}^3/\text{h}$  in jeder Schleife der Versuchsanlage ROCOM wurde ein Druckverlust  $\Delta p_K = 4050 \pm 540 \text{ Pa}$  ermittelt.

Bezogen auf die mittleren Fluidgeschwindigkeiten  $c_{st} = 1.51 \text{ m/s}$  in den  $4 \times 193$  Bohrungen je  $15 \text{ mm}$  Durchmesser der Stauplatte und mit  $\rho = 1000 \text{ kg}/\text{m}^3$  beträgt der zugehörige Verlustbeiwert nach (10.2)

$$\zeta = \frac{\Delta p_K}{\frac{\rho}{2} c_E^2} \quad (10.6)$$

$$\zeta_{st} = 3.55 \pm 0.47.$$

Mit Gl. (10.5) für den Geschwindigkeitsfaktor  $R_F$ , welcher in die CFX-4 Eingabefiles zur Modellierung der Druckverluste einfließt, ergibt sich dann mit der durchströmten Fläche  $A_{st} = 0.136 \text{ m}^2$  und dem zugehörigen Volumen  $V_{st} = 0.109 \text{ m}^3$  entsprechend der (Modell-) Kernhöhe  $h_k = 0.8 \text{ m}$  der Wert

$$R_F = 2215 \pm 293 \frac{\text{kg}}{\text{m}^4}.$$

Mit der experimentell ermittelten Beziehung von Cornell [Co68] für Druckverlustbeiwerte, Gl. (10.2) wird mit einer Porosität des unteren Rostes von ca.  $\beta=0.229$

$$\zeta_{s,c} = 10.5$$

errechnet.

Es ergibt sich damit nach Gl. (10.5) ein Geschwindigkeitsfaktor  $R_F$  von

$$R_F = 6570 \frac{kg}{m^4}.$$

Für die Siebtonne (Index S) im unteren Plenum des DWR Konvoi mit einer Porosität von  $\beta=0.208$  ergibt sich

$$\zeta_{s,c} = 13.05.$$

Für die angeströmten Oberfläche kann geschrieben werden

$$A = 0.107073 \text{ m}.$$

Mit der Formel für das Volumen eines Hohlzylinders

$$V = \pi h (r_1^2 - r_2^2) \quad (10.7)$$

gilt:

$$V = 0.002167 \text{ m}^3.$$

Es ergibt sich damit nach Gl. (10.5) ein Geschwindigkeitsfaktor  $R_F$  von

$$R_{F,s} = 3.224 \cdot 10^5 \frac{kg}{m^4}.$$

In Tabelle 10.2 die berechneten  $\zeta_C$ -Zahlen und die  $R_F$ -Werte für die nachstehenden Komponenten ersichtlich.



Tabelle 10.2  $\zeta_c$ -Zahlen und der  $R_F$ -Werte

	$\zeta_c$	$R_F$ in $\left[ \frac{kg}{m^4} \right]$
Stauplatte und unterer Rost mit Reaktorkern	3.6	$2.2 \cdot 10^3$
Stauplatte und unterer Rost ohne Reaktorkern	10.5	$6.6 \cdot 10^3$
Siebtonne	13.1	$3.2 \cdot 10^5$

### 10.4 Modellierung der Siebtonne und Stauplatte

Durch die Modellierung der Siebtonne (Abb. 10.3) verkompliziert sich eine Gittergenerierung gerade in diesem für die Ausbildung der Vermischung am Kerneintritt so wichtigen Gebietes.

Es wurde ein Gittermodell geschaffen, welches diese Siebtonne und den unteren Rost des RDB sowohl im Original als auch in der Versuchsanlage geometrisch exakt nachbilden kann. Hierbei wurde auf eine Darstellung der Perforierungen aus rechentechnischen Gründen verzichtet und das Modell des porösen Körpers adaptiert. Für die Siebtonne wurde eine Porosität von  $\beta = 0.208$  ermittelt. Um den Strömungswiderstand durch die Tonne zu ermitteln, wurde ein Rechenprogramm zur Koordinatentransformation auf Zylinderkoordinaten entwickelt, da

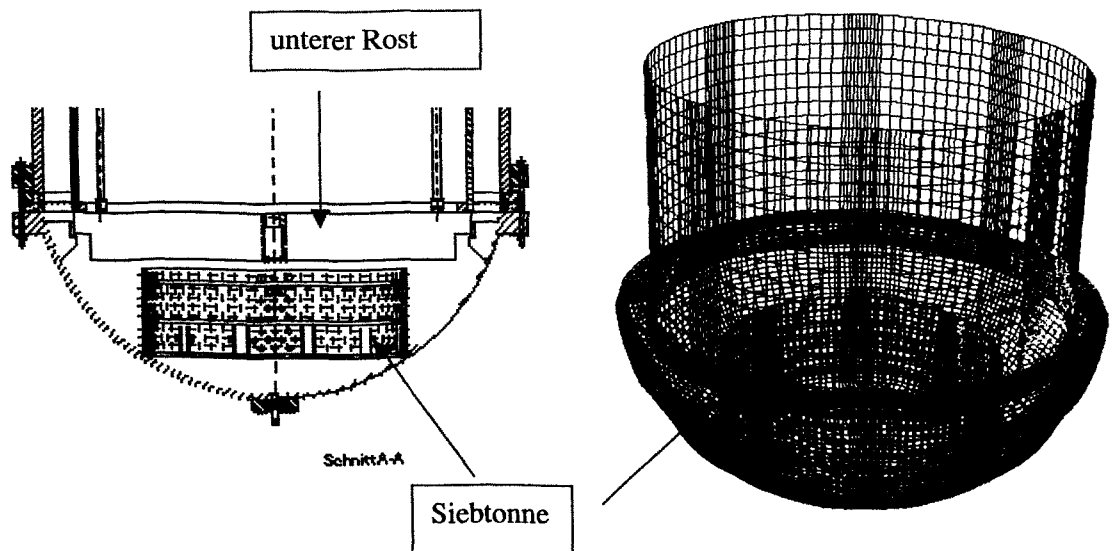


Abb. 10.3 Siebtonne im unteren Plenum des RDB und als poröser Körper im Gittermodell

sich im vorliegenden kartesischen Koordinatensystem eine Neuberechnung des richtungsabhängigen Strömungswiderstandes aufgrund der zylinderförmigen Geometrie der Siebtonne für jeden einzelnen Gitterpunkt erforderlich macht. Dieser ortsabhängige Strömungswiderstand hat eine definierte Größe, die in Richtung Achse des RDB zeigt. Gleichzeitig existiert ein in-finitiver Strömungswiderstand senkrecht zur Achse und in vertikaler Richtung.

Im Fall des unteren Rostes konnten Daten aus Konstruktionsunterlagen von Siemens KWU verwendet werden.

Es existieren zwei unterschiedliche Arten von Stauplatten am Kerneintritt, die übereinander angebracht sind, die Porosität von  $\beta = 0.229$  gilt jedoch für beide Platten. Hierbei war es wichtig, den im vorigen Kapitel ermittelten Strömungswiderstand nur vertikal in der als poröses Medium modellierten Platte anzusetzen. Der Strömungswiderstand horizontal in den Platten wurde als maximal definiert.

### 10.5 Vergleich der Vermischung im Original und ROCOM mit Hilfe von stationären CFX-4 Rechnungen

Die Eintrittsrandbedingungen des Originalreaktors für einen Vergleich mit Hilfe von CFX-4 Rechnungen wurden aus Betriebsparametern an den Eintrittsstutzen bei Nominaldurchsatz bestimmt. Die Eintrittsrandbedingungen des ROCOM Modells sind aus den technisch möglichen Parametern gebildet worden, welche durch die Pumpenleistung und die Druck- bzw. Temperaturbeaufschlagung des Plexiglasses bzw. der Rohrleitungen vorgegeben sind. Zusätzlich wurde das Modell mit Originalrandbedingungen (Tabelle 10.3) rechnerisch simuliert, um einen einheitlichen Vergleich der Vermischung anhand von Temperaturunterschieden zu ermöglichen. Desweiteren entwickelte man ein Berechnungsmodell unter isothermen Verhältnissen bei Umgebungsdruck. Hierbei wurden für die Simulation von Temperaturunterschieden Skalarfelder benutzt. Die hohe Temperatur (291.3 °C) wurde mit 1 bzw. die niedrige Temperatur (70°C) mit 0 definiert. Dieser Vergleich wurde durchgeführt, um zu zeigen, daß bei genügend hohen Schleifendurchsätzen auch die Temperaturfelder mit Skalarfeldern ersetzt werden können.

Tabelle 10.3 Randbedingungen der CFX-4 Rechnungen

Größen im Stutzen	Maßeinheit	Original	ROCOM Temperatur	ROCOM Skalar
Geschwindigkeit im Stutzen	m/s	14.5	3.0	3.0
Druck	bar	158	158	1
Temperatur (in Schleifen 2,3,4)	°C	291.3	291.3	1
Temperatur Schleife 1	°C	70	70	0

Für die Berechnung zur Vermischung im Downcomer und unteren Plenum des DWR wurde angenommen, daß das Kühlmittel aus einer Schleife mit geringerer Temperatur in den Downcomer eintritt. Das Beispiel ist bewußt ähnlich einem Szenarium eines angenommenen Frischdampfleitungsbruches gewählt worden, um die Relevanz dieser generischen Untersuchungen für die Behandlung von Kaltwassertransienten aufzuzeigen.

Der Vergleich der Vermischung von Originalreaktor und ROCOM ist entscheidend für die Übertragbarkeit der Ergebnisse am 1:5 Modell auf die Temperatur- bzw. Borsäureverteilung des Kühlmittels im Originalreaktor. Als Vergleichsebene ist deshalb der Bereich unterhalb des Kerneintritts gewählt worden.

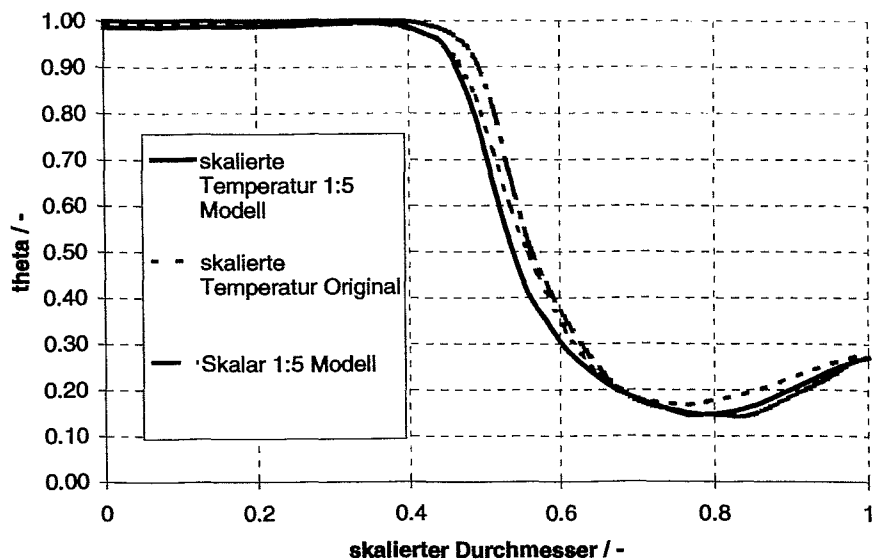


Abb. 10.4 Temperaturverteilungen unterhalb der Gitterplatte von Originalreaktor und 1:5 Plexiglasmodell

In Abb. 10.4 sind die skalierten Temperaturverteilungen bzw. die Verteilung des Skalarfeldes unterhalb der Gitterplatte von Originalreaktor und 1:5 Plexiglasmodell am Eintritt in die Spaltzone gezeigt. Die Verläufe sind annähernd identisch. Bei genügend hohen Reynoldszahlen (impulsgetriebene Strömung) kann von einer großen Ähnlichkeit der Temperatur- bzw. Konzentrationsfelder am Eintritt in die Spaltzone gesprochen werden. Auch wurde bestätigt, daß bei hohen Reynoldszahlen die Temperaturunterschiede mit Hilfe von Skalarfeldern simuliert und Dichteeffekte unter diesen Randbedingungen vernachlässigt werden können.

### 10.6 Geschwindigkeitsprofil im Downcomer

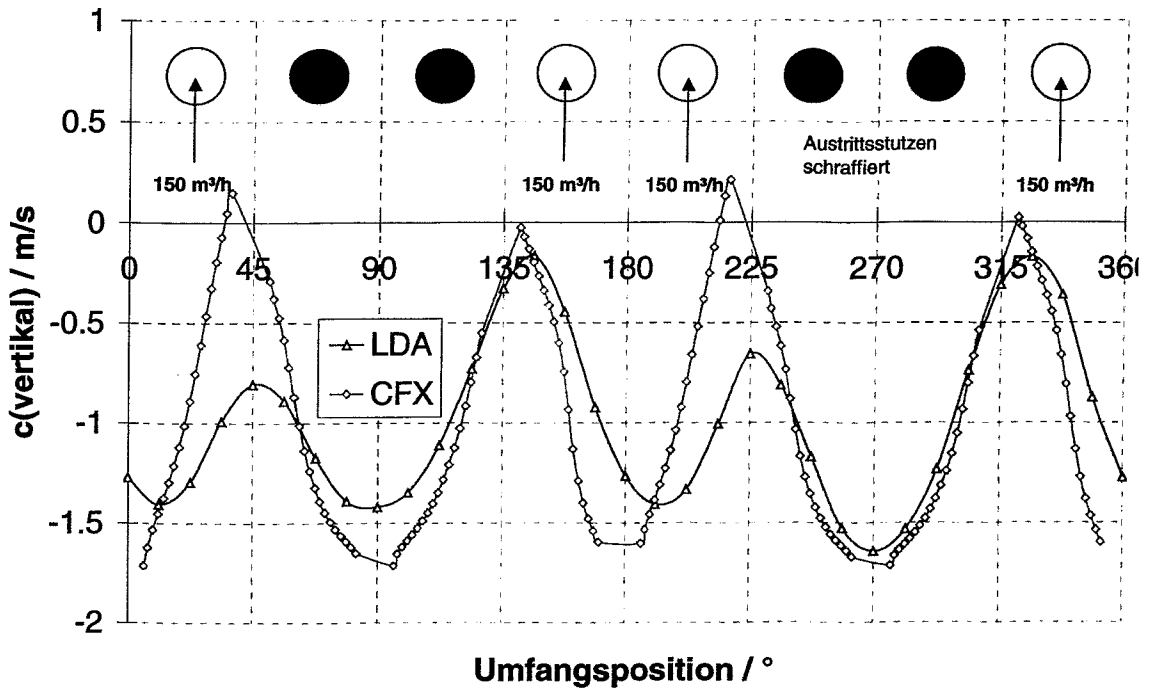


Abb. 10.5 Geschwindigkeitsverteilung am Downcomerende (1045 mm unterhalb der Stutzebene) Schleifendurchsatz  $150\text{m}^3/\text{h}$

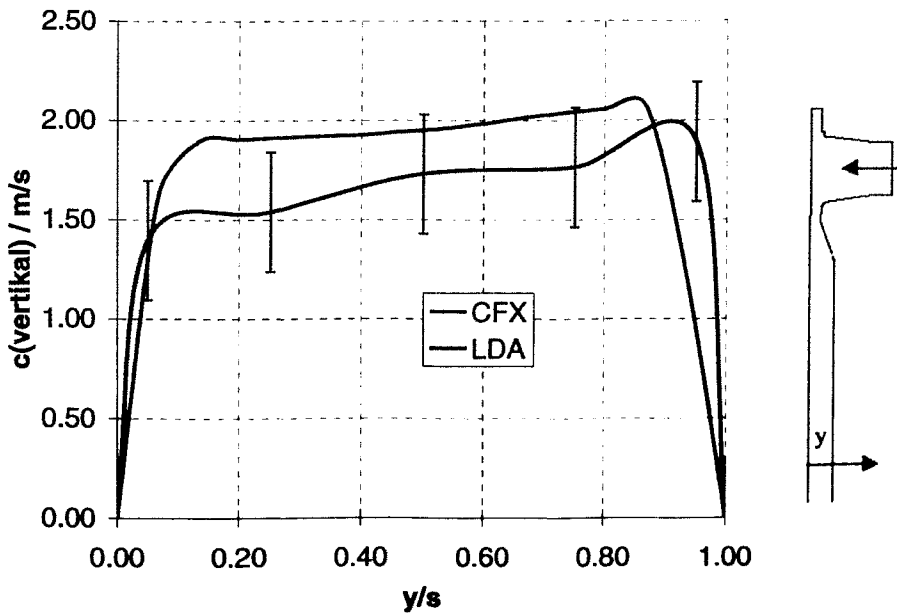


Abb. 10.6 Strömungsprofil über dem Querschnitt des Downcomers, azimutale Position  $\alpha=0/360^\circ$

Im Vergleich zu anderen Reaktortypen bestehen im Ringraum des RDB des DWR Konvoi einige konstruktive Besonderheiten, die die Vermischung nachhaltig beeinflussen. Der Ringspalt ist verhältnismäßig kurz verglichen mit dem Ringspalt des WWER-440 und besitzt eine diffusorartige Erweiterung unterhalb der Stutzebene. Das Experiment, bei welchem ein LDA-Meßgerät am Plexiglasmodell des Versuchstandes ROCOM zum Einsatz kam, zeigt, daß die Geschwindigkeitsverteilung am Downcomerende bei einem Durchsatz von  $150\text{m}^3/\text{h}$  ( $1045\text{ mm}$  unterhalb der Stutzebene) stark von der Umfangsposition abhängig ist (Abb. 10.5). Unterhalb der Eintrittsstutzen und Austrittsstutzen ist in den Ergebnissen der CFX-4 Rechnung ein Rezirkulationsgebiet mit geringen Geschwindigkeiten zu erkennen (Abb. 10.7), welches auch durch Farbtracer am ROCOM-Modell sichtbar gemacht wurde. Zwischen den Eintrittsstutzen und Austrittsstutzen liegt ein Gebiet hoher Geschwindigkeiten.

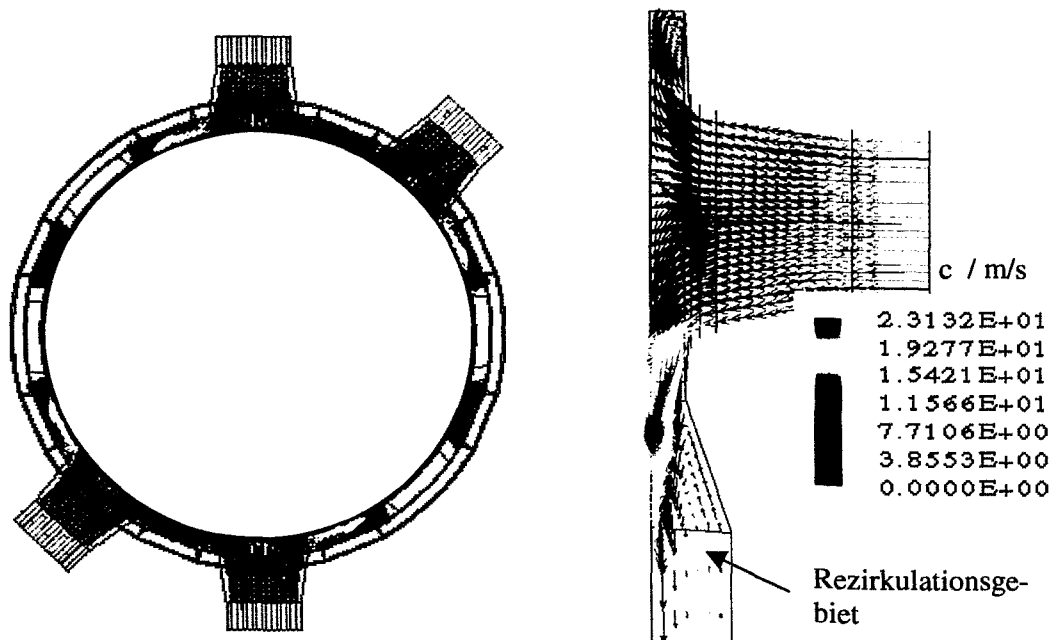


Abb. 10.7 Geschwindigkeitsfeld im Stutzenbereich des Downcomers DWR Konvoi bei Nominalleistung (alle Schleifen in Betrieb)

Das Geschwindigkeitsprofil im Modell-Downcomer bei  $\alpha=0/360^\circ$  (zwischen zwei Eintrittsstutzen) und  $542\text{ mm}$  unterhalb der Stutzebene zeigt eine zur Innenwand des Downcomers abnehmende Geschwindigkeit (Abb. 10.6).

Eine stationäre CFX-4 Nachrechnung im Downcomer (Abb. 10.7) gab qualitativ das gleiche Strömungsbild bezüglich der LDA-Messungen (Abbildungen 10.5 und 10.6).

## 10.7 Validierung von CFX-4 anhand von experimentellen Ergebnissen

Bezugnehmend auf die Rechen- und Versuchsmatrix (Tabelle 3.1) in Kapitel 3 ergibt sich folgende Tabelle 10.4 für einen Vergleich von ausgewählten Experimenten der ROCOM Versuchsanlage mit numerischen Strömungsberechnungen mit Hilfe des CFD-Codes CFX-4.

Tabelle 10.4 Ausgewählte Experimente der ROCOM-Anlage für einen Vergleich mit CFX-4 Rechnungen

Gruppen	Betrieb der Pumpen	Tracerinjektion bzw. Meßmethode	zugeordnete Experimente
A (Vollschleifenbetrieb bei Nominaldurchsatz)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Betrieb aller Schleifen bei 100 m<sup>3</sup>/h</li> <li>• Betrieb aller Schleifen bei 185 m<sup>3</sup>/h</li> <li>• Betrieb aller Schleifen bei 200 m<sup>3</sup>/h</li> <li>• Betrieb aller Schleifen bei 100 m<sup>3</sup>/h</li> <li>• Betrieb aller Schleifen bei 100 m<sup>3</sup>/h</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Langzeitdosierung</li> <li>• Langzeitdosierung mit Plateaumittelung</li> <li>• Langzeitdosierung mit Plateaumittelung</li> <li>• Kurzinjektion</li> <li>• Kurzinjektion</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 0407MIX05</li> <li>• 0407MIX05</li> <li>• 0805MIX03</li> <li>• 0505MIX02</li> <li>• 1208MIX01-1208MIX08</li> </ul>
A (Teilschleifenbetrieb bei Nominaldurchsatz)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Betrieb von drei Schleifen bei 100 m<sup>3</sup>/h</li> <li>• Betrieb von zwei Schleifen bei 100 m<sup>3</sup>/h</li> <li>• Betrieb von einer Schleife bei 100 m<sup>3</sup>/h</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Langzeitdosierung</li> <li>• Langzeitdosierung</li> <li>• Langzeitdosierung</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 0805MIX10</li> <li>• 1208MIX12</li> <li>• 1208MIX13</li> </ul>
B (Anfahren Pumpe)	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Anfahren der ersten Pumpe von 0-14s linear (185 m<sup>3</sup>/h)</li> <li>• Anfahren der ersten Pumpe von 0-14s linear(185 m<sup>3</sup>/h)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Injektion bei 7.0s-14.0s</li> <li>• Injektion bei 14.0s-17.5.0s</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• TNR_62</li> <li>• TNR_92</li> </ul>

Eine Kurzinjektion beschreibt die Einbringung des Tracers in die Schleife innerhalb eines definierten kurzen Zeitintervalls (1s). Langzeitdosierungen erfolgen in der Regel 10 Sekunden. Während sich bei einer Langzeitdosierung am Kerneintritt über eine gewisse Zeit ein konstantes Sättigungsniveau der Konzentration einstellt, wird dies bei einer Kurzinjektion nicht erreicht. Die Vorteile der Langzeitdosierung liegen im Nachweis von Schwankungsercheinungen des Konzentrationsprofils bzw. Wirbelbildungen, da der Tracer über einen längeren Zeitraum an den Auswerteebenen erkennbar ist. Die CFX-4 Berechnungen erfolgten zum Teil im Vorfeld der Versuche an der Versuchsanlage ROCOM und waren somit soge-

nannte blinde Rechnungen oder es wurden Experimente nachgerechnet, bei welchen die Tracerverteilung am Eintrittsstutzen als Eintrittsrandbedingung genommen wurde. Sonst wurde für die CFX-4 Rechnungen eine Rampe am Eintrittsstutzen bei entsprechender Schleifenkonfiguration definiert. Zum Vergleich wurden dann die den jeweiligen Rechnungen entsprechenden experimentellen Daten herangezogen.

### 10.7.1 Übersicht zur Lage der Auswerteebenen

Um einen Vergleich von CFX-4 Rechnungen mit Messungen an der ROCOM- Versuchsanlage zu ermöglichen, erfolgt eine Beschränkung auf einzelne Meßebenen im RDB (Abb. 4.3). Vorzugsweise werden solche Vergleichsebenen herangezogen, die eine umfassende Aussage über das Strömungsprofil und die Vermischung zulassen. Die Ebene für die Eintrittsrandbedingungen der CFX-4 Rechnungen ist die Meße Ebene des Gittersensors vor dem Eintrittsstutzen. Die Meßebenen unterhalb der Downcomererweiterung (Pos. 1) und am Ende des Downcomers (Pos.2) werden für die Vermischungsuntersuchungen im Ringspalt genutzt. Desweiteren dient die Meße Ebene am Ende des Downcomers zur Auswertung des Geschwindigkeitsprofils im Ringspalt. Der Ringspalt wird üblicherweise im über dem Umfang abgewickelten Zustand dargestellt. Die wichtigste Auswerteebene befindet sich am Kerneintritt, wo auch der Kerneintrittssensor (Pos. 3) in der perforierten Platte installiert ist. Dort erhält man die relevanten Informationen über Borsäure- und/oder Temperaturverteilungen als Eintrittsrandbedingungen für spätere Kernrechnungen. Diese Informationen können direkt in neutronenkinetische Rechenprogramme eingespeist werden. Die 193 Positionen der Brennelemente (Abb. 10.8) werden im Versuchsmodell meßtechnisch abgetastet und mit den zugeordneten Positionen der Auswerteebene, welche in einer User-Subroutine im Rechencode CFX-4 implementiert wurde, mit Rechnungen verglichen.

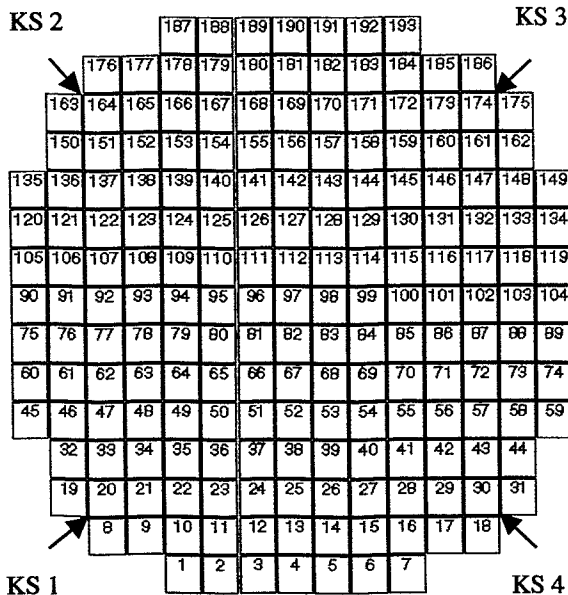


Abb. 10.8 BE- bzw. Auswertepositionen am Kerneintritt

ge zu ermöglichen, erfolgt eine Beschränkung auf einzelne Meßebenen im RDB (Abb. 4.3). Vorzugsweise werden solche Vergleichsebenen herangezogen, die eine umfassende Aussage über das Strömungsprofil und die Vermischung zulassen. Die Ebene für die Eintrittsrandbedingungen der CFX-4 Rechnungen ist die Meße Ebene des Gittersensors vor dem Eintrittsstutzen. Die Meßebenen unterhalb der Downcomererweiterung (Pos. 1) und am Ende des Downcomers (Pos.2) werden für die Vermischungsuntersuchungen im Ringspalt genutzt. Desweiteren dient die Meße Ebene am Ende des Downcomers zur Auswertung des Geschwindigkeitsprofils im Ringspalt. Der Ringspalt wird üblicherweise im über dem Umfang abgewickelten Zustand dargestellt. Die wichtigste Auswerteebene befindet sich am Kerneintritt, wo auch der Kerneintrittssensor (Pos. 3) in der perforierten Platte installiert ist. Dort erhält man die relevanten Informationen über Borsäure- und/oder Temperaturverteilungen als Eintrittsrandbedingungen für spätere Kernrechnungen. Diese Informationen können direkt in neutronenkinetische Rechenprogramme eingespeist werden. Die 193 Positionen der Brennelemente (Abb. 10.8) werden im Versuchsmodell meßtechnisch abgetastet und mit den zugeordneten Positionen der Auswerteebene, welche in einer User-Subroutine im Rechencode CFX-4 implementiert wurde, mit Rechnungen verglichen.

werteebene befindet sich am Kerneintritt, wo auch der Kerneintrittssensor (Pos. 3) in der perforierten Platte installiert ist. Dort erhält man die relevanten Informationen über Borsäure- und/oder Temperaturverteilungen als Eintrittsrandbedingungen für spätere Kernrechnungen. Diese Informationen können direkt in neutronenkinetische Rechenprogramme eingespeist werden. Die 193 Positionen der Brennelemente (Abb. 10.8) werden im Versuchsmodell meßtechnisch abgetastet und mit den zugeordneten Positionen der Auswerteebene, welche in einer User-Subroutine im Rechencode CFX-4 implementiert wurde, mit Rechnungen verglichen.

### 10.7.2 Stationäre und quasistationäre Durchsätze

#### Vollschleifenbetrieb

Ein typisches Beispiel für die Vermischungsproblematik bei einem Vollschleifenbetrieb ist die Absenkung der Temperatur in einer der Schleifen z. B. infolge eines Lecks im Frischdampfsystem, wenn die vier Hauptkühlmittelpumpen nicht abgeschaltet wurden. In diesem Fall kann von einer hochturbulenten Grundströmung ausgegangen werden, in der Naturumlaufeffekte und damit Rückwirkungen des Dichtefeldes auf das Geschwindigkeitsfeld vernachlässigt werden können. Deshalb kann ein von der Temperatur und der Kühlmitteldichte unabhängiges, quasistationäres Geschwindigkeitsfeld für den Transport von Enthalpie und Borsäure angenommen werden.

Für solche Fälle existieren bereits geschlossen-analytische Modelle [Dr87] für WWER-440 Anlagen (vgl. Kapitel 3), die anhand von Daten aus Experimenten sowohl an Originalreaktoranlagen als auch an Versuchsmodellen überprüft worden sind. Diese Vermischungsmodelle ergaben eine gute Übereinstimmung für den Vollschleifenbetrieb, erwiesen sich aber für eine Reihe von sicherheitsrelevanten Szenarien insbesondere für den RDB vom Konvoi-Typ als nicht ausreichend und können für diesen Reaktortyp nicht angewandt werden. Es sind deshalb CFX-4 Nachrechnungen von experimentellen Daten des ROCOM-Versuchsstandes notwendig, um eine Codevalidierung bei unterschiedlichen Schleifendurchsätzen durchzuführen.

### *Vollschleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h Langzeitdosierung*

Zunächst wurden Experimente mit konstantem Massenstrom in allen vier Kühlmittelschleifen durchgeführt. Nach Erreichen eines quasistationären Geschwindigkeitsfeldes im Reaktor wurde unterstellt, daß am Reaktoreintrittsstutzen von Schleife 1 eine Absenkung der Temperatur erfolgt. Diese Temperaturabsenkung wurde durch Zugabe von Salztracer simuliert. Die Dauer der Absenkung wurde so groß gewählt, daß sich im Reaktor ebenfalls ein quasistationäres Konzentrationsfeld einstellen konnte. Das Experiment simulierte die Unterkühlung einer Schleife bei laufenden Pumpen, etwa im Falle eines Frischdampfleckes.

In Abb. 10.9 sind die Strömungsverhältnisse mit Hilfe von numerisch berechneten Stromlinien zu erkennen. Hierbei beschreibt der rote Pfeil die Schleife, in welcher der Tracer definiert bzw. eingegeben wurde, die grünen Pfeile stellen die Strömungsrichtung der restlichen operierenden Schleifen dar. Der Einfluß des Kühlmittels, welches aus der Schleife über den Eintrittsstutzen in den RDB drang, blieb auf den jeweiligen Quadranten beschränkt, es ist eine Umströmung der Aussparungen der Austrittsstutzen erkennbar.

Im Experiment beschränkte sich die Vermischung am Kerneintritt auf den Quadranten unterhalb der mit dem Tracers beaufschlagten Schleife. Der Maximalwert der Konzentration am Kerneintritt erreichte an einigen Positionen 100% der am Eintrittsstutzen gemessenen, maximalen, gemittelten Konzentration (Abb. 10.9). Azimutale Schwankungen des Konzentrationsprofils am Downcomerende aufgrund von Ablösewirbeln und Rückströmgebieten im oberen Downcomerbereich wurden unterhalb des Eintrittsstutzens mit geringer Intensität und Schwankungsfrequenz festgestellt.

Als Eintrittsrandbedingung für die CFX-4 Rechnung wurde aus dem Experiment die Konzentrationsverteilung am Eintrittsstutzensensor am Eintritt des Rechengitters definiert (Abb. 10.9). Die Konzentrationserhöhung beschränkte sich wie auch im Experiment auf den Quadranten unterhalb der mit dem Skalar beaufschlagten Schleife. Der örtlich und zeitlich auftretende Maximalwert der Konzentration am Kerneintritt betrug wie auch im Experiment 100% des am Eintrittsstutzen vorgegebenen Wertes, d.h. es existierten Konzentrationsfelder, welche unverdünnt vom Eintrittsstutzen über den Downcomer in den Kerneintritt gelangten. Azimutale zeitliche und räumliche Oszillationen des Konzentrationsprofils am Downcomerende und Kerneintritt wurden auch in der CFX-4 Rechnung festgestellt.

Zu einem besseren Vergleich der Konzentrationsprofile am Kerneintritt eignen sich zeitgemittelte experimentelle Konzentrationsverteilungen und korrespondierende Werte stationärer CFX-4 Rechnungen.

Das Experiment zeigte einen lokalen Wert von 93% der zeitgemittelten Konzentrationsmaxima am Kerneintritt (Abb. 10.9). Gemittelt wurde hierbei nur das Plateau der maximalen Kon-



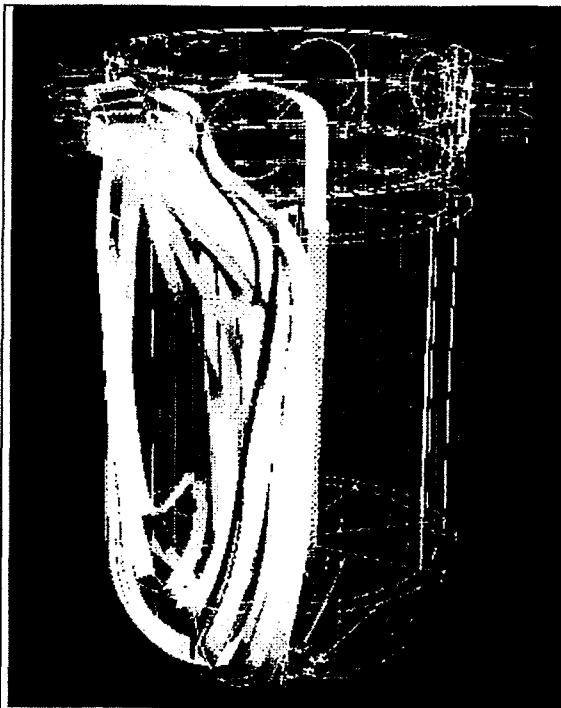
zentration der Langzeitdosierung bei sich nicht mehr ändernden maximalen örtlichen Konzentrationen. Das Konzentrationsprofil am Kerneintritt war auch bei den zeitgemittelten Konzentrationswerten am Kerneintritt auf den Quadranten der betroffenen Schleife beschränkt.

Die stationäre CFX-4 Rechnung ergab am Kerneintritt einen Maximalwert von 96% der am Eintrittsstutzen definierten Konzentration. Das Konzentrationsprofil im oberen Teil des Downcomers wies verglichen mit dem unteren Teil wie auch in den Ergebnissen des Experimentes ein höheres Maximum auf. Die Längsvermischung des Tracers im ambienten Fluid war deutlich durch die Abflachung des Konzentrationsprofils im unteren Downcomerbereich in Bezug auf den oberen Downcomerbereich gekennzeichnet. Am Kerneintritt wurde das Konzentrationsprofil durch die CFX-4 Rechnung unterschätzt. Hierbei konnten instationäre Effekte beim Experiment (Fluktuationen im Downcomer, abweichende bzw. schwankende Durchsätze in den Schleifen) nur schlecht modelliert werden. Diese hatten aber einen Einfluß auf das Konzentrationsprofil am Kerneintritt.

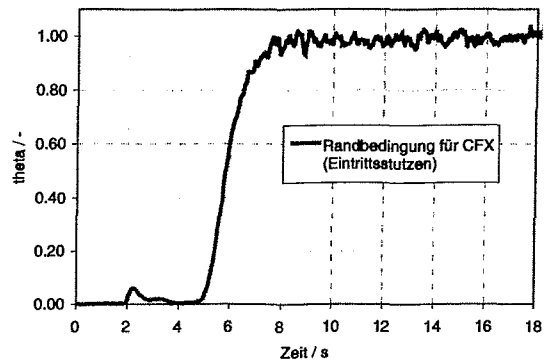
### *Nominalbetrieb 185 m<sup>3</sup>/h / Langzeitdosierung*

Als Randbedingung für die CFX-4 Rechnung wurden die Durchsätze und die Konzentrationsverteilung des Eintrittsstuzensensors des Experimentes übernommen. Die Tracerkonzentration erreichte am Kerneintritt nur in dem Quadranten signifikante Werte, der der unterkühlten Schleife zugeordnet werden konnte. Dieser Befund ergab sich im Experiment und in der CFX-4 Rechnung. Im Experiment erreichte das Konzentrationsmaximum im zeitlich gemittelten Konzentrationsprofil am Kerneintritt noch Werte von 93 %, in der Rechnung wurden Werte von 96 % gefunden (Abb.10.10). In der Rechnung traten Oszillationen des Konzentrationsprofils am Kerneintritt auf. Azimutale Schwankungen des Konzentrationsprofils am Ringspaltende aufgrund von Ablösewirbeln und Rückströmgebieten im oberen Ringspaltbereich wurden auch im Experiment unterhalb des Eintrittsstuzens mit geringerer Intensität und Schwankungsfrequenz festgestellt.

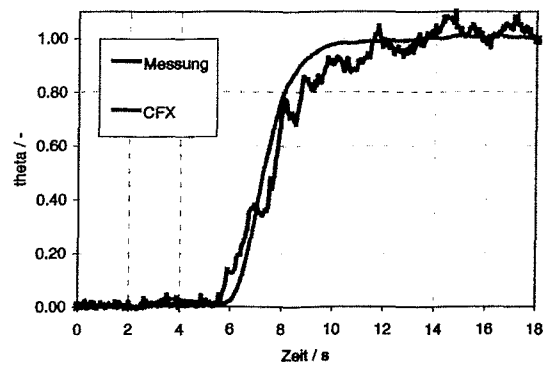
In Abb. 10.11 sind die Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen zeitlich und über den äußeren Umfang am Kerneintritt dargestellt. Die Übereinstimmung von Experiment und CFX-4 Rechnung ist sowohl räumlich als auch zeitlich relativ gut. In den gelb unterlegten Feldern in Abb. 10.11 sind die korrespondierenden BE-Positionen im Original Konvoi Reaktor eingetragen. In der Darstellung des zeitlichen Konzentrationsverlaufes am BE H4 sind die lokalen Fluktuationen bei Messung und Rechnung zu erkennen. In den Bereichen, welche nicht zum Quadranten der beaufschlagten Schleife gehören, sind kaum Konzentrationserhöhungen zu verzeichnen. In den Diagrammen der azimutalen Konzentrationsverteilung am Kerneintritt sind deutlich zu Beginn des Pfpfeneintrages am Kerneintritt zwei Maxima unterhalb der beaufschlagten Schleife zu erkennen, welche im Experiment verschwinden, sich in der CFX-4 Rechnung jedoch noch eine Weile halten. Zum Ende der Konzentrationserhöhung existiert nur noch ein Konzentrationsmaximum. Azimutale Position und Höhe der Konzentrationserhöhung werden von der CFX-4 Rechnung relativ gut getroffen.



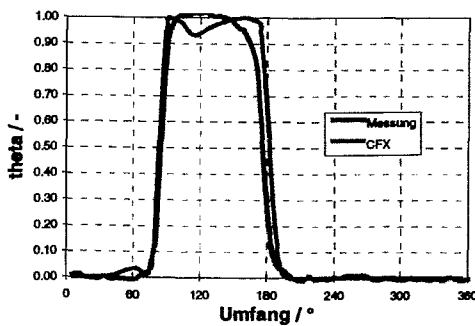
Darstellung der Strömungsbedingungen im Downcomer mit Hilfe von Stromlinien (CFX)



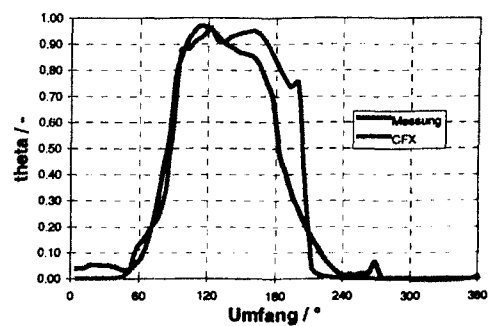
Mittlere Konzentration am Eintrittsstutzen



Maximale Konzentration am Kerneintritt



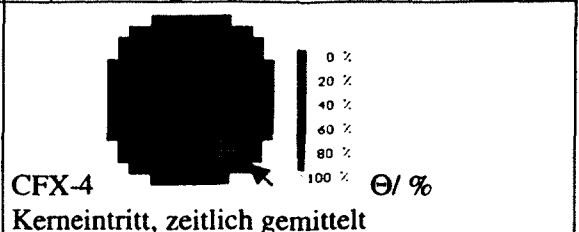
Konzentrationsprofil über dem Umfang im Downcomer (Position oberer Ringspaltsensor) zeitlich gemittelt



Konzentrationsprofil über dem Umfang im Downcomer (Position unterer Ringspaltsensor), zeitlich gemittelt



Messung Kerneintritt, zeitlich gemittelt



CFX-4 Kerneintritt, zeitlich gemittelt

Abb.10.9 Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h), Langdosierung

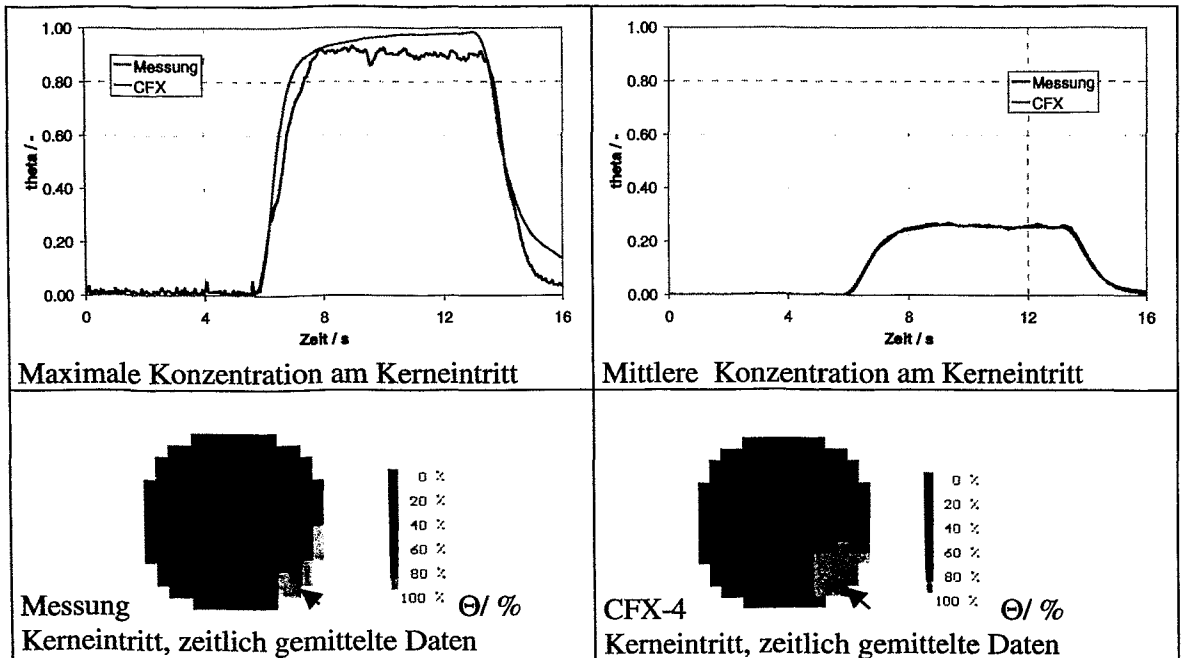


Abb. 10.10 Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 185 m<sup>3</sup>/h), zeitlich gemittelte Daten

*Nachrechnungen von Kurzinjektionen bei Vollschleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h*

Als Grundlage für eine Nachrechnung mit CFX-4 dienen Experimente mit sogenannten Kurzinjektionen des Tracers in Schleife 1 (z. B. Abb. 10.12). Bei diesen Kurzinjektionen wurde ein definierter Pfropfen (1 Liter) Salzlösung in die Schleife injiziert. Diese Kurzinjektionen eigneten sich gut für eine direkte Nachrechnung der an der Versuchsanlage ROCOM durchgeführten Experimente. Ausgewählt wurden ein Experiment (0505MIX02) bei 100 m<sup>3</sup>/h Vollschleifenbetrieb bzw. acht zeitlich gemittelte Experimente (1208MIX01-1208MIX08) bei 100 m<sup>3</sup>/h Vollschleifenbetrieb. Im letzteren Vergleich wurden acht Versuche, die unter gleichen Randbedingungen durchgeführt wurden, normiert und gemittelt. Anschließend wurden die mittleren Konzentrationen am Eintrittsstutzen als Eintrittsrandbedingungen für die CFX-4 Rechnungen verwendet. Somit ergab sich ein besserer Vergleich mit Experimenten, wo üblicherweise Einzeleffekte das Strömungsbild bestimmen und ein Vergleich mit CFD-Codes erschweren.

*1. Vollschleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h -Direkter Vergleich mit dem Versuch 0505MIX02*

Das Maximum der Störung (88%) trat auch hier wie schon bei den Langzeitdosierungen am Kerneintritt im Quadranten unterhalb der beaufschlagten Schleife auf, ca. 2 s nachdem der Pfropfen den Eintrittsstuzensensor passiert hatte.

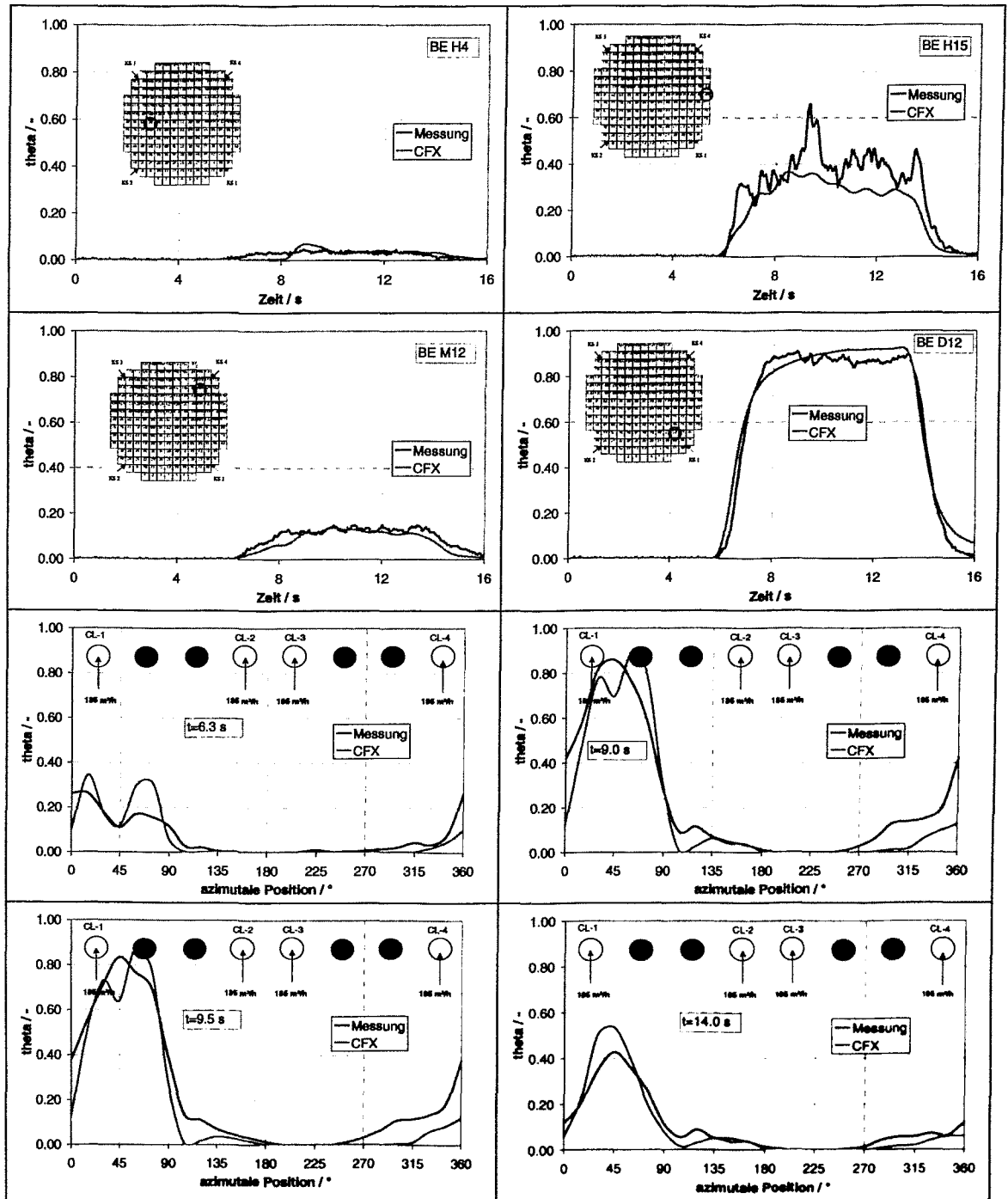
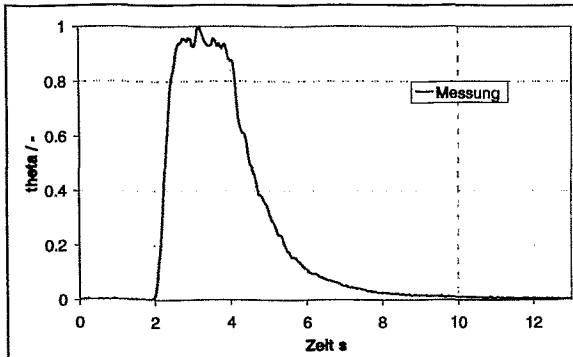
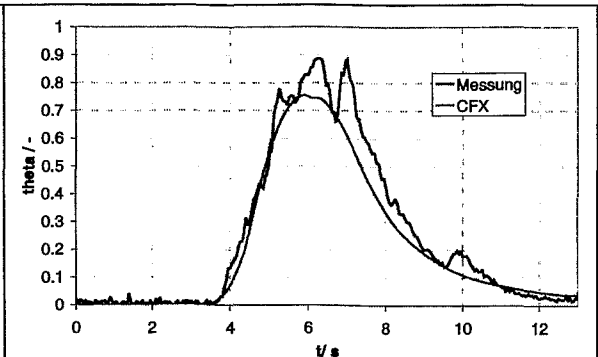


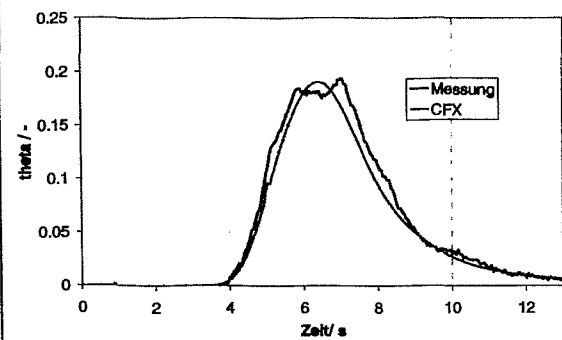
Abb. 10.11 Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen und auf azimuthalen Positionen des äußeren Umfangs am Kerneintritt (Vierschleifenbetrieb, 185 m<sup>3</sup>/h)



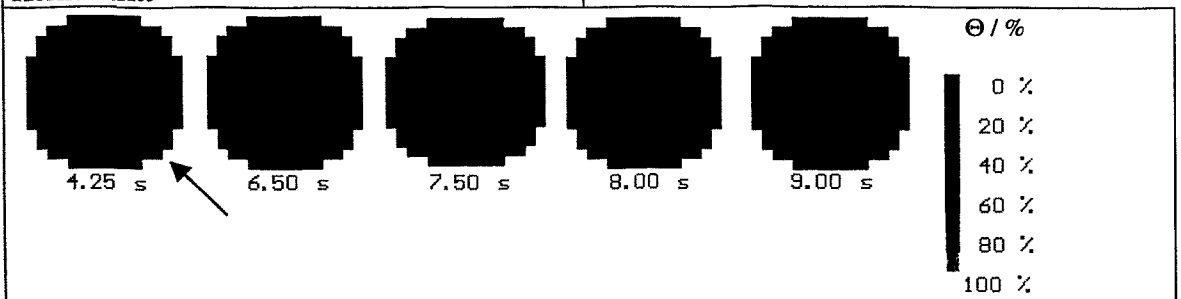
Konzentrationsverteilung am Eintrittsstutzen als Eintrittsrandbedingung für CFX



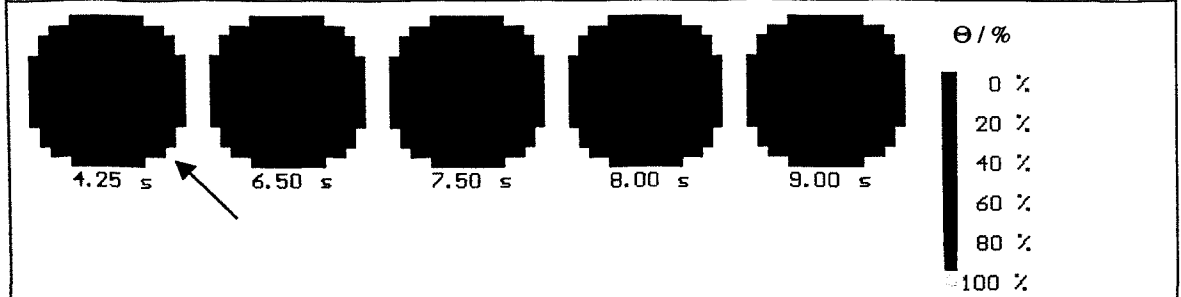
Vergleich der maximalen Konzentrationen am Kerneintritt



Vergleich der mittleren Konzentrationen am Kerneintritt



Konzentrationsverteilung am Kerneintritt (CFX)



Konzentrationsverteilung am Kerneintritt (Messung)

Abb.10.12 Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h), Kurzinjektion

Die Konzentrationsverteilung am Kerneintrittssensor zeigt in (Abb. 10.12) einen relativ schmalen kurzen Pfropfen mit starken Oszillationserscheinungen. Der Pfropfen erreichte den Kerneintrittssensor mit zwei Maxima an der Kernbehälterwand. Der Grund für diese zwei Maxima lag in dem Rezirkulationsgebiet im Downcomer unterhalb des Eintrittsstutzens. Die maximalen Geschwindigkeiten wurden im Downcomer am Sektorrand erreicht. Der Pfropfen verlies den Kerneintrittssensor wiederum in der Nähe der Kernbehälterwand.

Die Meßwerte am Eintrittsstutzen wurden als Eintrittsrandbedingungen für die CFX-4 Nachrechnung verwendet. Beim Vergleich der Maximalwerte am Kerneintritt trat das örtliche Konzentrationsmaximum der Störung in der Rechnung (69%) verglichen mit Meßwerten etwas früher auf. Die Maxima der Konzentrationsmittelwerte am Kerneintritt lagen zeitlich gut übereinander. Es traten auch wie bei der zugeordneten Messung zwei Maxima des Konzentrationsprofils am Kerneintritt unterhalb der betreffenden Schleife auf.

2. Vollsleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h - Vergleich mit acht gemittelten Kurzinjektionen

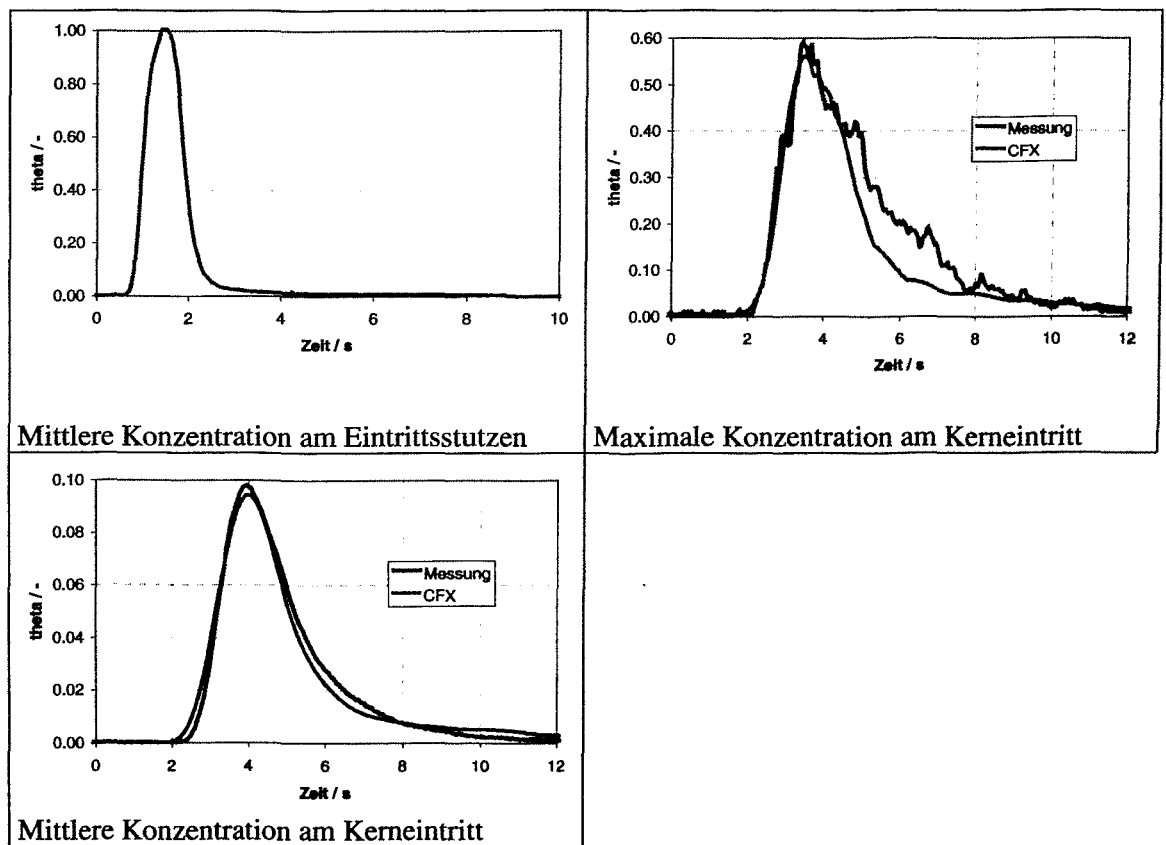


Abb.10.13 Vergleich 8 gemittelte Experimente -CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m<sup>3</sup>/h)

Als Grundlage für eine Nachrechnung dienten acht Experimente, die unter gleichen Randbedingungen durchgeführt normiert und gemittelt wurden. Anschließend wurden die gemittelten Meßwerte am Eintrittsstutzen für die CFX-4 Rechnungen benutzt. Somit ergab sich ein besserer Vergleich mit Experimenten, wo üblicherweise Einzeleffekte das Strömungsbild dominieren und ein Vergleich mit CFD-Codes erschweren. In Abb. 10.13 ist die Konzentrationsver-

teilung am Eintrittsstützensensor erkennbar. Durch die Mittelung der Daten von mehreren Experimenten konnte eine Konzentrationsverteilung am Eintrittsstutzen ermittelt werden, die frei von lokalen und zeitlich schwankenden Geschwindigkeitsprofilen war. Das Maximum der Störung (88%) trat auch hier am Kerneintritt im Quadranten unterhalb der beaufschlagten Schleife auf, ca. 1.5-2 s nach dem der Pfropfen den Eintrittsstützensensor passiert hatte.

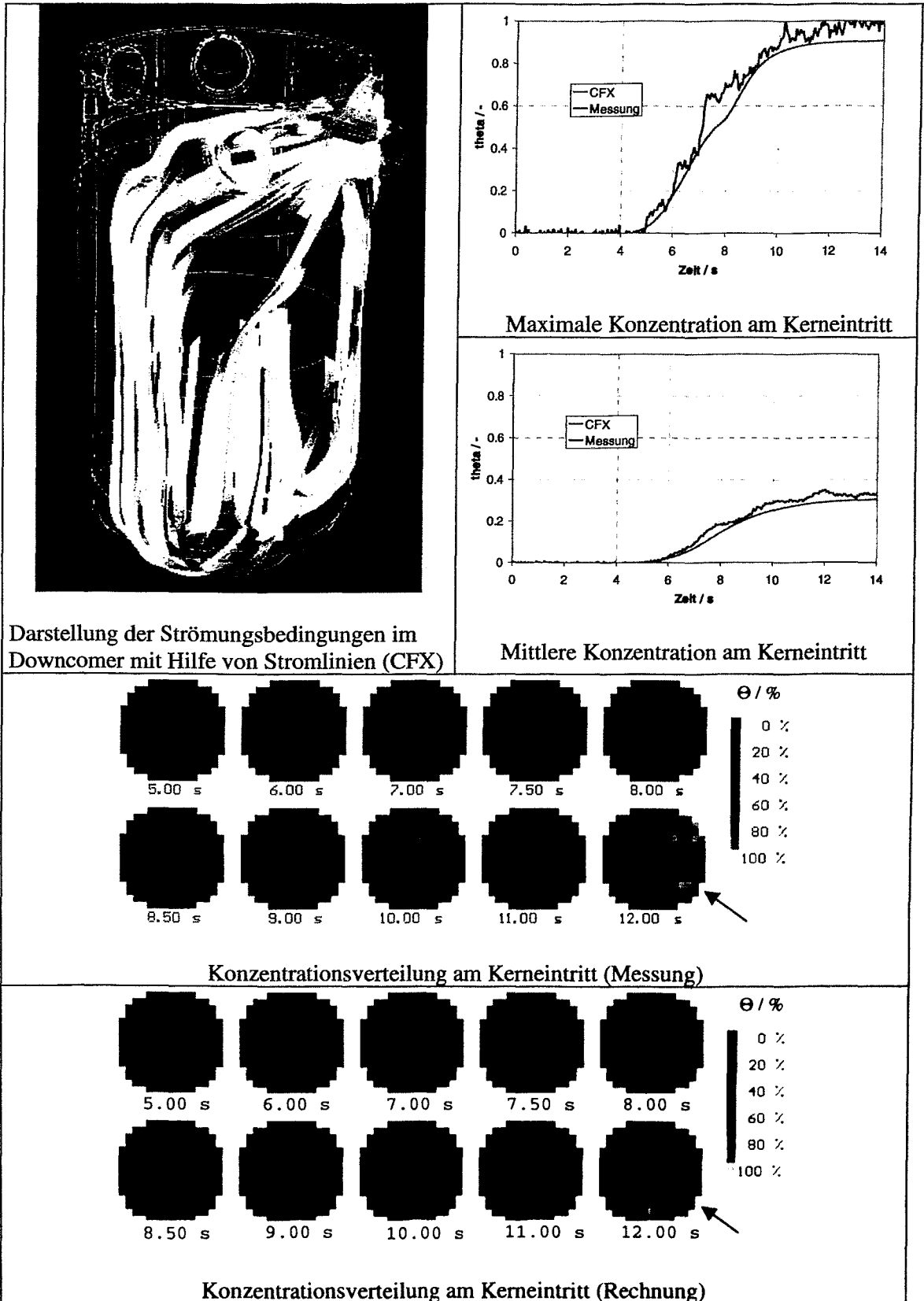
Beim Vergleich der Maximalwerte der Konzentrationen am Kerneintritt verglichen mit Meßwerten ergab sich eine gute Übereinstimmung. Die Mittelwerte der Störung von Messung und CFX-4 Rechnung liegen fast exakt übereinander und lassen den Schluß zu, daß sich bei einer genügenden Anzahl von Messungen die Konzentrationsverteilungen von Rechnung und Experiment annähern.

### *Teilschleifenbetrieb*

Auch bei Teilschleifenbetrieb kann von einer hochoberflächigen Grundströmung ausgegangen werden, in der Naturumlaufeffekte und damit Rückwirkungen des Dichtefeldes auf das Geschwindigkeitsfeld vernachlässigt werden können.

### *Teilschleifenbetrieb, eine Schleife abgesperrt*

In Abb. 10.14 ist das durchströmte Gebiet im Downcomer mit Hilfe von Stromlinien dargestellt. Der Tracer wurde in Schleife 1 eingebracht (roter Pfeil). Die benachbarte Schleife war abgeschaltet, aber nicht abgesperrt. Es trat eine Rückströmung in dieser Schleife auf. Die Schleifen 3 und 4 (grüne Pfeile) waren weiterhin in Betrieb. Im Experiment überdeckte das Konzentrationsprofil der Störung am Kerneintritt den zugehörigen Quadranten und teilweise den Quadranten der benachbarten Schleife. Die Maximalwerte der Konzentration am Kerneintritt lagen bei ca. 85%, die gemittelten Konzentrationswerte am Kerneintritt bei ca. 30%. Es traten Oszillationen mit starken azimutalen, periodischen Schwankungen am Kerneintritt auf. Die Übereinstimmung von Messung und Rechnung war relativ gut, jedoch war die Form der Störung am Kerneintritt unterschiedlich, bei der Messung trat ein halbkreisförmiges, bei der CFX-4 Rechnung ein sichelähnliches Konzentrationsprofil unterhalb der mit der Störung beaufschlagten Schleife bzw. der angrenzenden Nachbarschleife auf. Dieses sichelähnliche Konzentrationsprofil lies sich in den Ergebnissen der Rechnung mit den vorgegebenen Druckverlustwerten an der Siebtonne im unteren Plenum erklären. Die Strömung wurde schon vor der Siebtonne um 180° vertikal umgelenkt und trat in den unteren Rost und später in den Kern ein. Dieses Phänomen der Umlenkung vor dem Durchströmen der Siebtonne war beim Versuch nicht erkennbar gewesen.



Darstellung der Strömungsbedingungen im Downcomer mit Hilfe von Stromlinien (CFX)

Maximale Konzentration am Kerneintritt

Mittlere Konzentration am Kerneintritt

Konzentrationsverteilung am Kerneintritt (Messung)

Konzentrationsverteilung am Kerneintritt (Rechnung)

Abb.10.14 Vergleich Experiment-CFX-4, Teilschleifenbetrieb, eine Schleife abgesperrt



### *Teilschleifenbetrieb, zwei gegenüberliegende Schleifen abgesperrt*

Das Stromlinienbild zur Darstellung der Strömungspfade durch den Downcomer ist in Abb. 10.15 erkennbar. Der rote Pfeil beschreibt die mit dem Tracer beaufschlagte Schleife. Die gegenüberliegende Schleife ist die zweite noch in Betrieb befindliche Schleife und mit einem grünen Pfeil gekennzeichnet.

Die CFX-4 Rechnung zeigt, daß das Konzentrationsprofil am Kerneintritt den zugehörigen Quadranten und teilweise die Quadranten der benachbarten zwei Schleifen überdeckte. Hier lagen die Maximalwerte am Kerneintritt bei 90%, die gemittelten Werte bei ca. 50%. Es traten Oszillationen mit starken azimuthalen, periodischen Schwankungen am Kerneintritt auf.

Das Konzentrationsprofil am Kerneintritt überdeckte im Experiment den zugehörigen Quadranten und zum Teil in den Quadranten der beiden benachbarten zwei Schleifen. Die Maximalwerte am Kerneintritt lagen bei 100%. Die mittleren Werte am Kerneintritt lagen bei ca. 50%. Auch im Experiment erkennt man Instationaritäten in der zeitlichen Verteilung des Konzentrationsprofils am Kerneintritt.

### *Teilschleifenbetrieb, drei Schleifen abgesperrt*

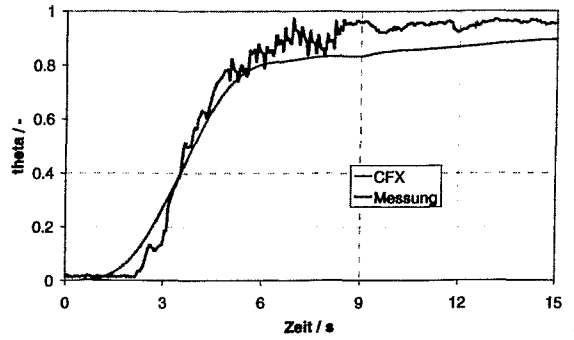
Die Strömung teilte sich im oberen Downcomerbereich in der CFX-4 Rechnung (Abb. 10.16) in eine linke und rechte Hälfte und das Fluid durchströmte den gesamten Downcomer bis zum gegenüberliegenden Sektor. Hierbei behinderten die Aussparungen der Austrittsstutzen den Strömungspfad und es kam zur Schmetterlingsverteilung im Downcomer. Diese linke bzw. rechte Strömungskomponente teilte sich noch einmal in eine jeweils horizontale bzw. vertikale Komponente. Das Kühlmittel trat zuerst auf der gegenüberliegenden Seite der beaufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilte sich im weiteren Verlauf fast homogen auf den gesamten Kerneintrittsquerschnitt.

Durch Videoaufnahmen einer Digitalkamera bei dem der CFX-4 Rechnung zugeordneten Experiment mit einem Farbtracer konnte die vorher rechnerisch ermittelte Strömungsverteilung im Downcomer sehr gut bestätigt werden. Es lag im Experiment die exakt gleiche Strömungsformation vor. Die Maximalwerte lagen in der Messung am Kerneintritt bei 100%, bei der Rechnung wurden über 80% der am Eintrittsstutzen vorgegebenen Konzentration erreicht. Die mittleren Werte am Kerneintritt lagen bei CFX-4 Rechnung und Messung in der gleichen Größenordnung, nämlich bei 70-75 %.

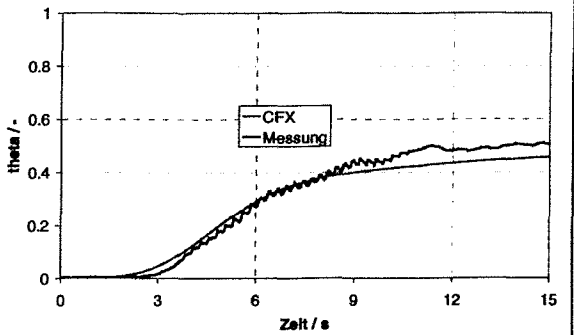
Die Übereinstimmung der Konzentrationsprofile am Kerneintritt von Messung und Rechnung war bei dieser Durchsatzkonfiguration weniger gut. Dies lag zum großen Teil an den stark fluktuierenden Wasserballen, welche bei dem Experiment im unteren Plenum beobachtet werden konnten, die in der CFX-4 Rechnung nur ungenügend beschrieben wurden.



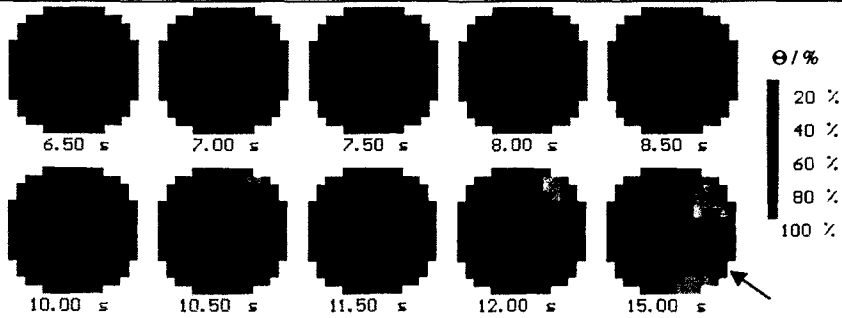
Darstellung der Strömungsbedingungen im Downcomer mit Hilfe von Stromlinien (CFX)



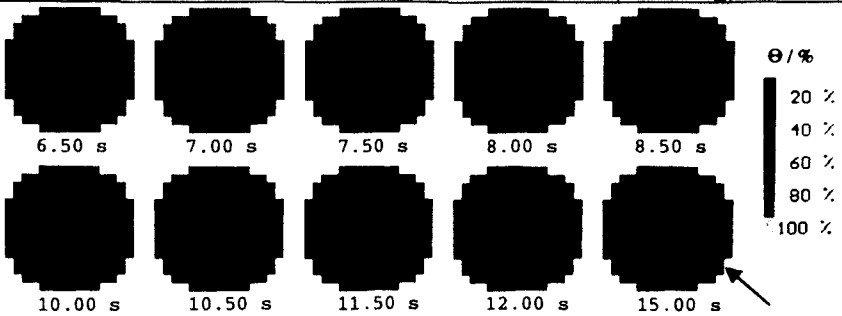
Maximale Konzentration am Kerneintritt



Mittlere Konzentration am Kerneintritt



Konzentrationsverteilung am Kerneintritt (Messung)



Konzentrationsverteilung am Kerneintritt (Rechnung)

Abb.10.15 Vergleich Experiment-CFX-4, Teilschleifenbetrieb, zwei Schleifen abgesperrt

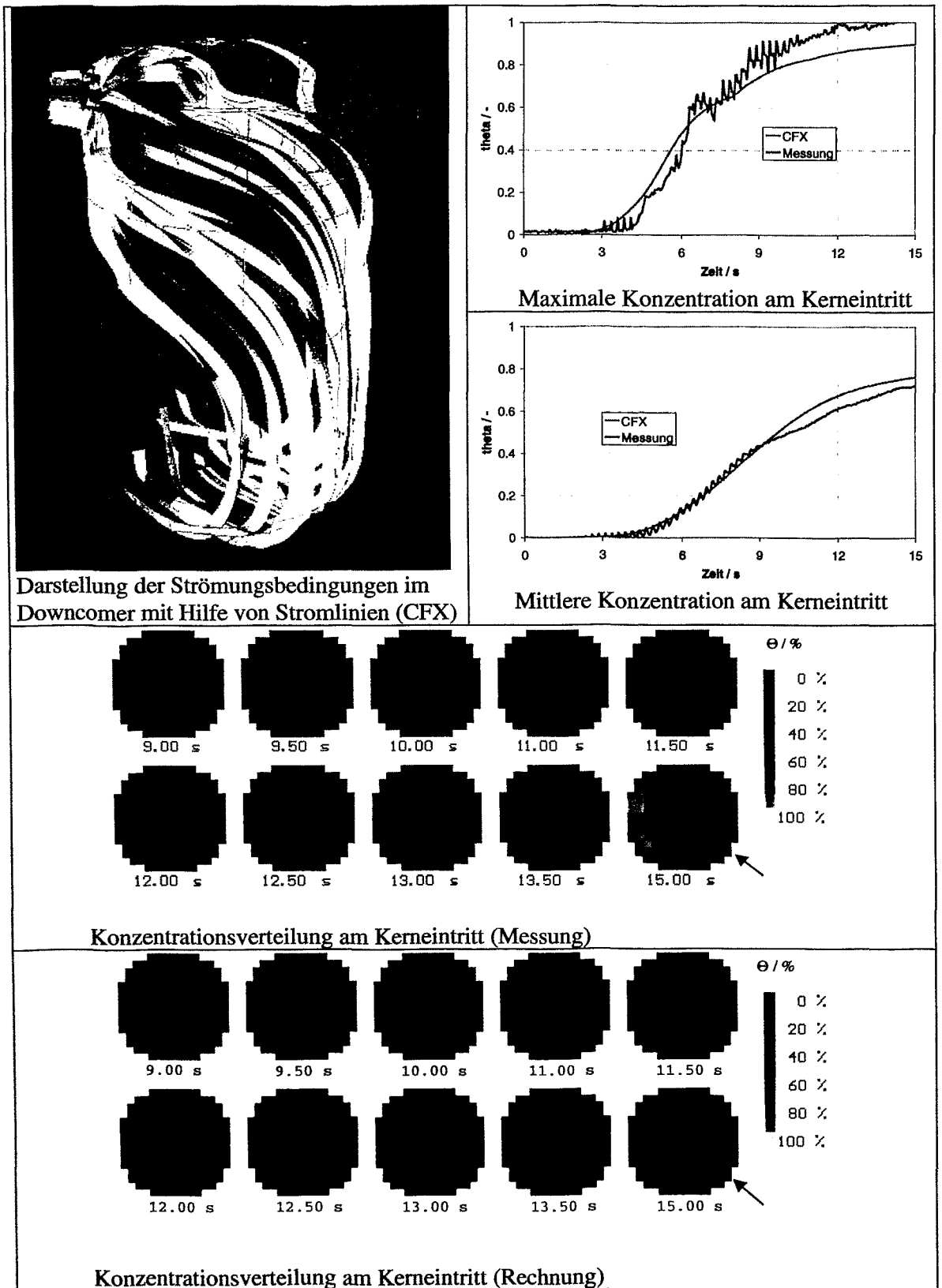


Abb.10.16 Vergleich Experiment-CFX-4, Teilschleifenbetrieb, drei Schleifen abgesperrt

### 10.7.3 Transiente Strömungen

Entsprechend Kapitel 2 sind besonders transiente Strömungsvorgänge bei Borverdünnungsstörfällen relevant. Hierbei geht es ausnahmslos um das Anlaufen der Kühlmittelzirkulation in Verbindung mit dem Einbringen eines deborierten Pfropfens. Dabei kann das Anlaufen den Start der ersten HKP bedeuten, hierbei wird in kürzester Zeit der maximale Nenndurchsatz erreicht. Es kann sich aber auch um naturumlaufnahe Bedingungen handeln, die zeitlich einen längeren Rahmen beanspruchen und ca. nur ein Zehntel des Nenndurchsatzes erreichen. Im folgenden Kapitel werden CFX-4 Rechnungen zu Anlaufvorgängen mit hohem Durchsatz im Vergleich mit Messungen an der ROCOM- Versuchsanlage vorgestellt. Es wird das Volumen und der Zeitpunkt der Injektion des eingebrachten Pfropfens variiert, experimentell und numerisch untersucht und verglichen. Die Absenkung der Borkonzentration im Kühlmittel des Originalreaktors wird im Experiment durch Zugabe von einer vorgegebenen Menge Salztracer simuliert. Je höher die örtliche Tracerkonzentration im Kühlmittel der Versuchsanlage ist, desto niedriger ist dementsprechend die lokale Borkonzentration im Kühlmittel der Originalanlage. Es wurden zwei unterschiedlich lange Tracerpropfen eindosiert. Im ersten Fall (TNR\_62) kann angenommen werden, das sich der deborierte Pfropfen im Pumpenbogen angesammelt hat und nun mit dem Start der Kühlmittelpumpe in den Kern gelangt. Im zweiten Fall (TNR\_92) wurde angenommen, daß der Pfropfen vom Dampferzeuger durch das Starten der Pumpe transportiert wird und somit einen längeren Weg bis zum Eintrittsstutzen des RDB zurücklegt. Dadurch verlagert sich der Zeitpunkt des Eintritts des Pfropfens in den RDB nach hinten.

Bei anfangs ruhendem Kühlmittel wurde der Durchsatz in beiden Experimenten in Schleife 1 von Null auf den Nominalwert von  $185 \text{ m}^3/\text{h}$  linear erhöht (Abb. 10.19). 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.

#### *Nachrechnung Experiment TNR\_62*

Im Experiment TNR\_62 wurde der Tracerpfropfen von 8.0 bis 15.0 s nach dem Start der Kühlmittelpumpe eingebracht (Abb. 10.17). Diese Pfropfenlänge korrespondiert mit einer angenommenen Pfropfengröße von  $36 \text{ m}^3$  im Originalprimärkreislauf. Diese Pfropfengröße kann im Fall eines Ansammelns von Kondensat im Pumpenbogen nach einem kleinen Leck mit einsetzendem Reflux Condenser Mode auftreten. Die stark 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. 10.17). Der Tracerpfropfen trat im 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 (Abb. 10.18). Der Maximalwert der Unterborierung am Kerneintritt lag bei ca. 58% des ursprünglichen Wertes im Loop.

Die Anfangsrandbedingungen der CFX-4 Rechnung waren entsprechend dem Experiment gestaltet. In einer Schleife startete die HKP von 0 auf  $185 \text{ m}^3/\text{h}$  in 14 s (analog Abb. 10.17), nach 14 s betrug der Massenstrom konstante  $185 \text{ m}^3/\text{h}$ , es wurden Rückströmungen in den restlichen Schleifen modelliert. Der Skalarimpuls wurde 8 - 15.0 s nach dem Start der Kühlmittelpumpe am Eintrittsstutzen definiert (Abb. 10.17). Der modellierte Tracerpfropfen trat auch in der CFX-4 Rechnung zuerst an den Randzonen der gegenüberliegenden Seite der be-

aufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilte sich im weiteren Verlauf homogen auf den gesamten Querschnitt. Der Pfropfen verlies unterhalb der anfahrens Schleife wieder die Auswerteebene am Kerneintritt. Die maximale Unterborierung lag bei ca. 56%.

In Abb. 10.20 ist die Brennelementposition der maximalen Unterborierung dargestellt. Der rote Pfeil beschreibt die hochfahrende Schleife. Die maximale Unterborierung befand sich 15.7 s nach dem Start der Pumpe in der Randzone der benachbarten Schleife.

In Abb. 10.21 sind die Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt über der Zeit dargestellt. Der Tracerpfropfen durchlief die Meßpunkte an den BE-Positionen zu verschiedenen Zeitpunkten mit unterschiedlichen Konzentrationsmaxima. In Abb. 10.22 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. Die Übereinstimmung von Experiment und CFX-4 Rechnung ist sowohl räumlich als auch zeitlich relativ gut. Insbesondere wenn beachtet wird, daß das lokale Konzentrationsfeld am Kerneintritt starken räumlichen Schwankungen ausgesetzt ist. In den gelb unterlegten Feldern in den Diagrammen der Abb. 10.21 sind die korrespondierenden BE-Positionsbezeichnungen im Original Konvoi Reaktor eingetragen.

### *Nachrechnung Experiment TNR\_92*

Im Experiment TNR\_92 wurde der Tracerpfropfen von 14.5 bis 17.0 s nach dem Start der Kühlmittelpumpe eingebracht (analog Abb. 10.19). Diese Pfropfenlänge korrespondiert mit einer angenommenen Pfropfengröße von 15.4 m<sup>3</sup> im Originalprimärkreislauf. Diese Pfropfengröße kann im Fall eines Ansammelns von Kondensat aus dem Sekundärkreislauf im primärseitigen Teil des Dampferzeugers bei einem hypothetischen Dampferzeugerleckszenarium auftreten. 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 liegt bei ca. 68% des ursprünglichen Konzentrationswertes im Loop.

Die Anfangsrandbedingungen der CFX-4 Rechnung waren entsprechend dem Experiment gestaltet. In einer Schleife startete die HKP von 0 auf 185 m<sup>3</sup>/h in 14 s, nach 14 s betrug der Massenstrom konstante 185 m<sup>3</sup>/h, es wurde eine Rückströmung in den restlichen Schleifen modelliert. Der Skalarimpuls wurde 14.5 - 17.0 s entsprechend der experimentellen Ergebnisse am Eintrittstutzen definiert (Abb. 10.19). Der modellierte Tracerpfropfen trat auch in der CFX-4 Rechnung 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 Pfropfen verlies unterhalb der anfahrens Schleife wieder die Auswerteebene am Kerneintritt. Die maximale Unterborierung lag bei ca. 62%. Die maximale Unterborierung befand sich 19.8 s nach dem Start der Pumpe in der Randzone der benachbarten Schleife (Abb. 10.20).

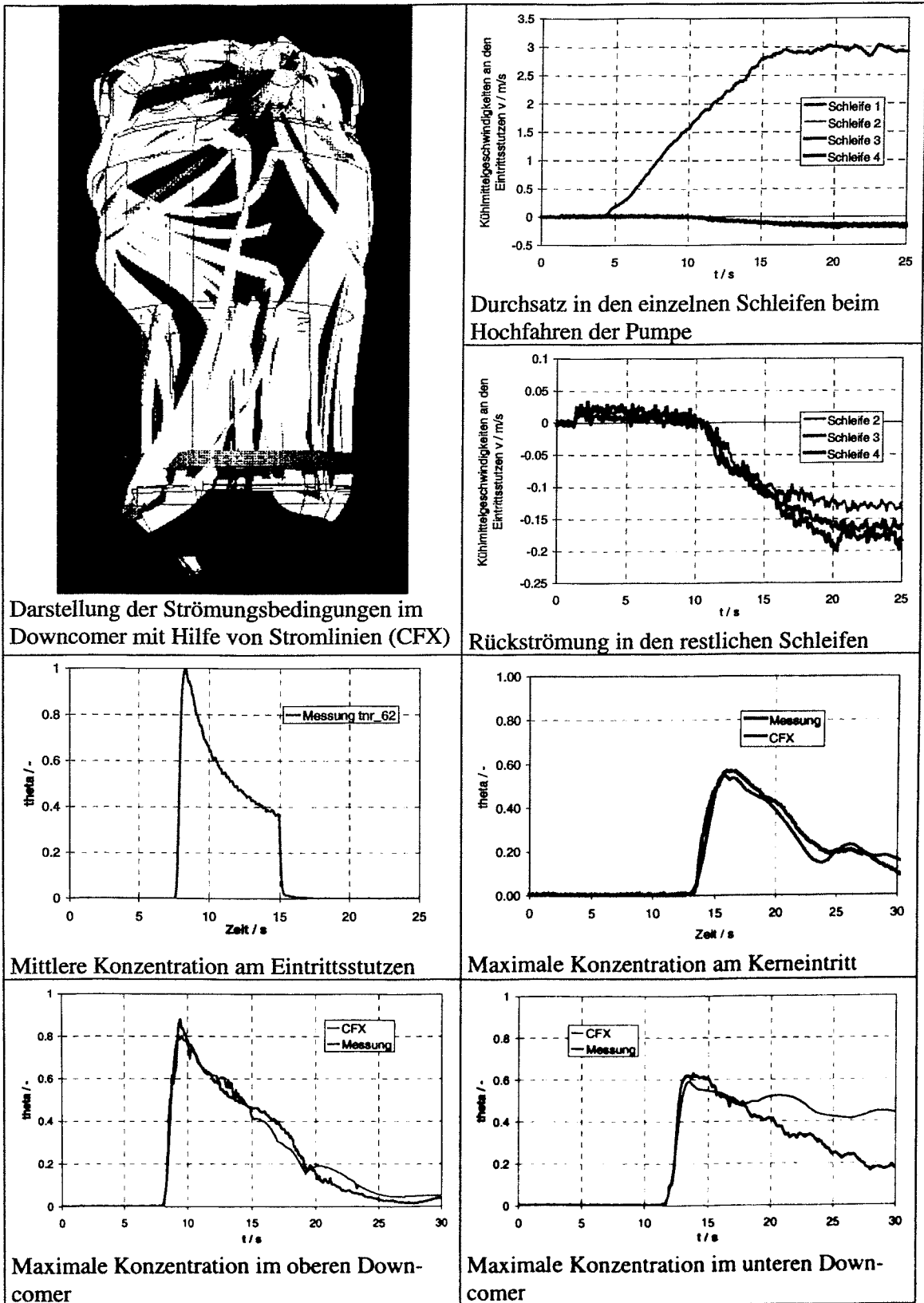


Abb.10.17 Vergleich CFX-4 Nachrechnung -Experiment TNR\_62

# Kühlmittelvermischung in Konvoi-Reaktoren

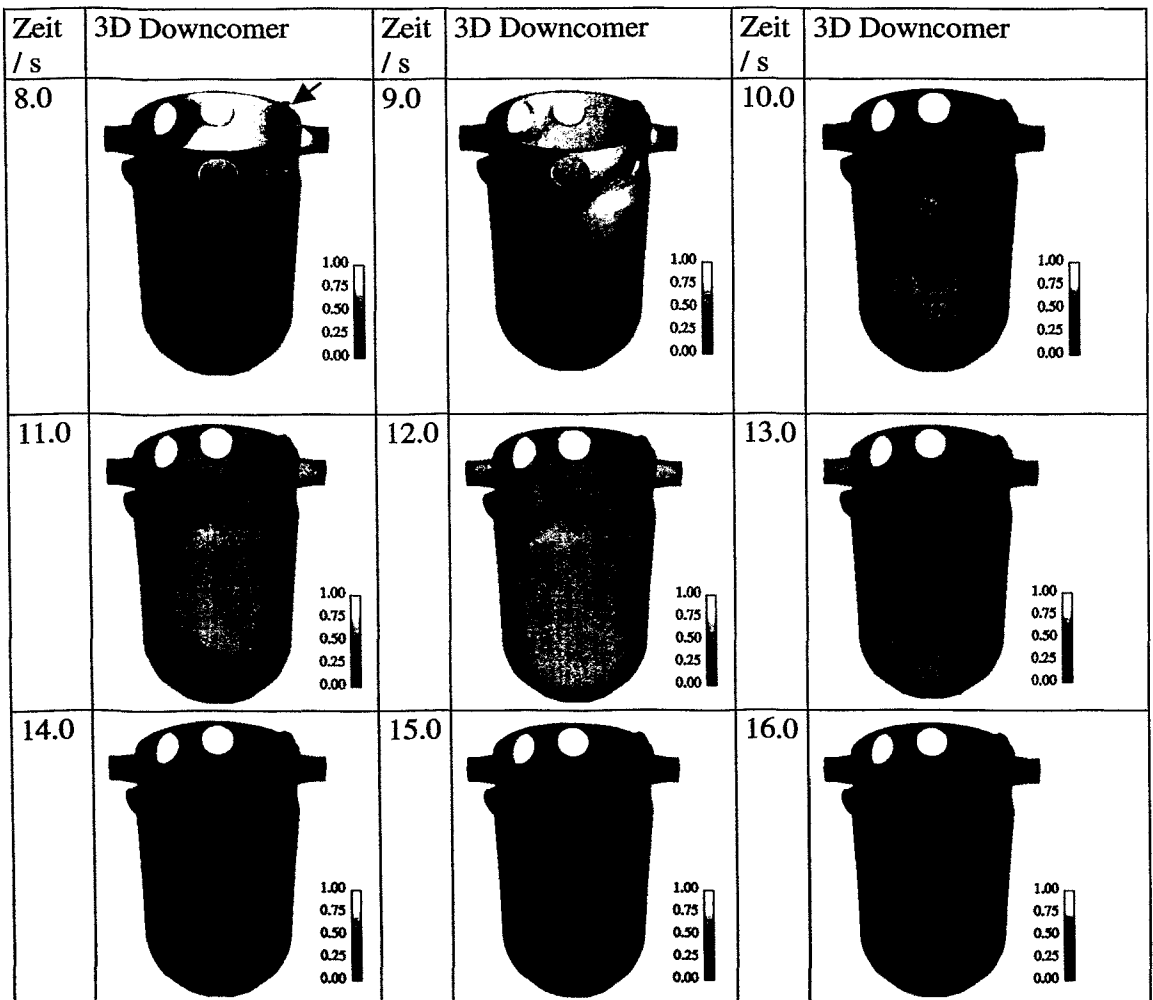
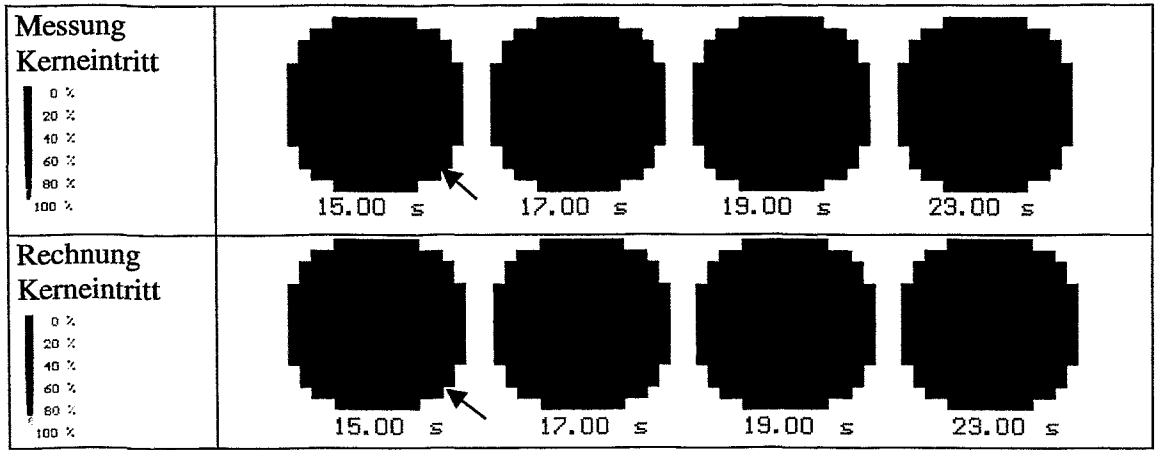


Abb. 10.18 Zeitabhängige Konzentrationsverteilungen im Downcomer, (rot: ambientes Kühlmittel, weiß: Tracer), CFX-4 Nachrechnung des Experimentes TNR\_62

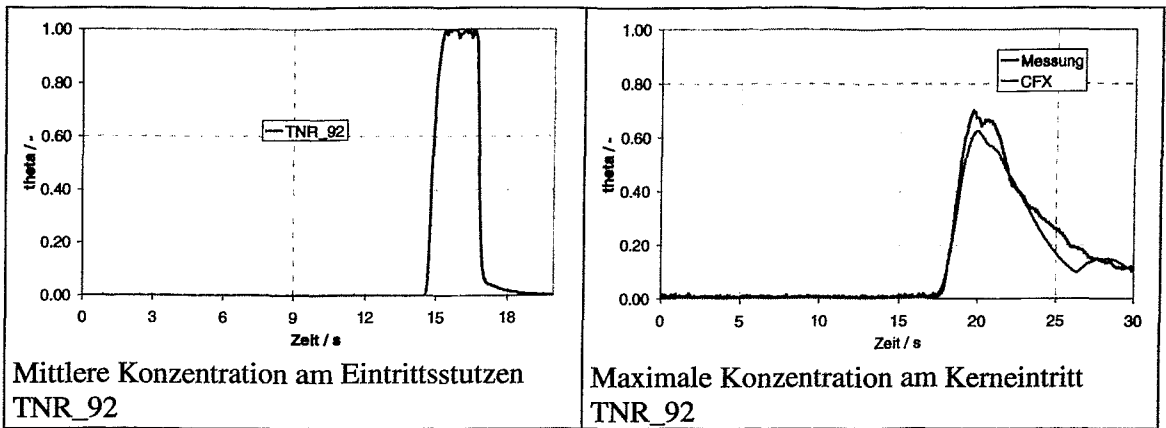


Abb.10.19 Vergleich CFX-4 Nachrechnung -Experiment TNR\_92

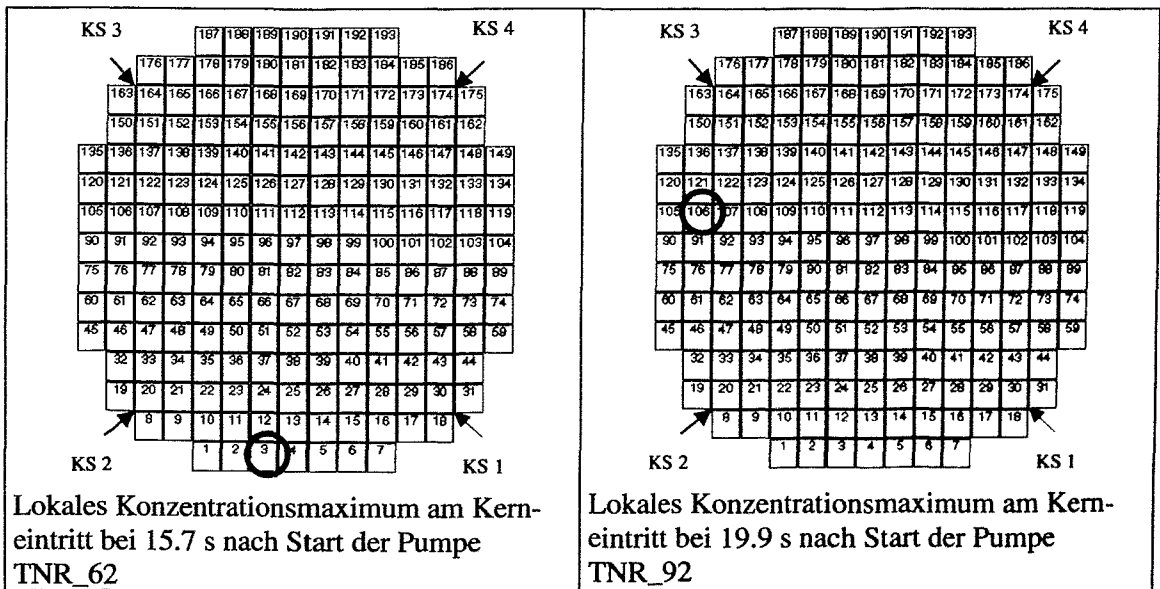
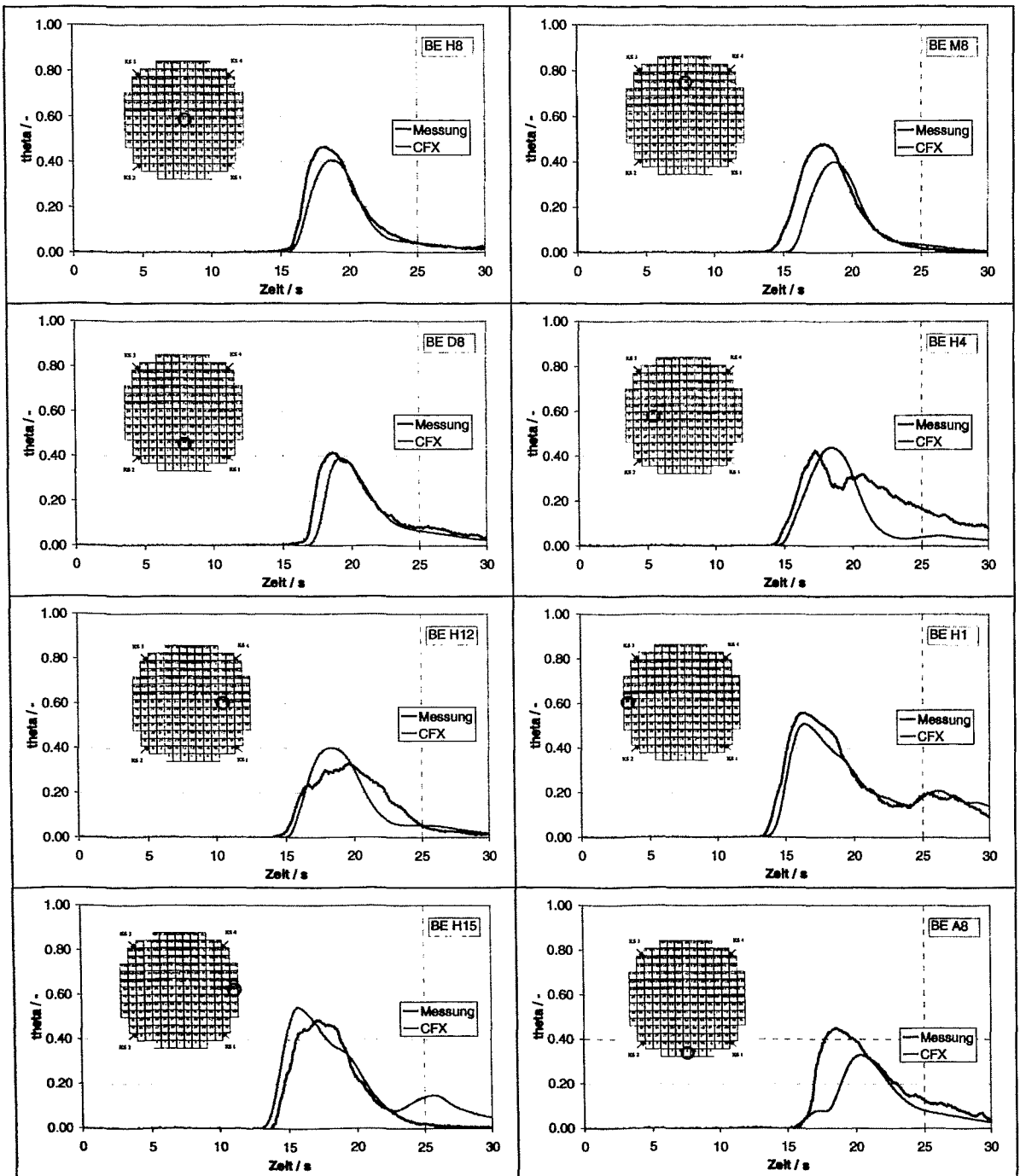


Abb.10.20 BE-Position der maximalen Tracerkonzentration TNR\_62, TNR\_92

In Abb. 10.23 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. In Abb. 10.24 erfolgt die Darstellung der Konzentration des Tracerpfropfens auf azimuthalen Positionen am äußeren Umfang des Kerneintritts. Zuerst trat der Pfropfen aufgrund der schon hohen Fluidgeschwindigkeit und der relativ späten Eindosierung des Tracerpfropfens mit nur einem Konzentrationsmaximum auf der gegenüberliegenden Seite auf, das Konzentrationsmaximum verschob sich im weiteren Verlauf jedoch auch wie beim Experiment TNR\_62 unter die hochfahrende Schleife. Die Übereinstimmung von Experiment und CFX-4 Rechnung ist auch bei diesem Anfahrvorgang sowohl räumlich als auch zeitlich relativ gut. Lokale Konzentrationsunterschiede zwischen Experiment und CFX-4 Rechnung sind jedoch stärker aufgrund der hohen lokalen Konzentrationsdifferenzen als bei dem Vergleich Experiment TNR\_62 - CFX-4 ausgeprägt.



TNR\_62-CFX



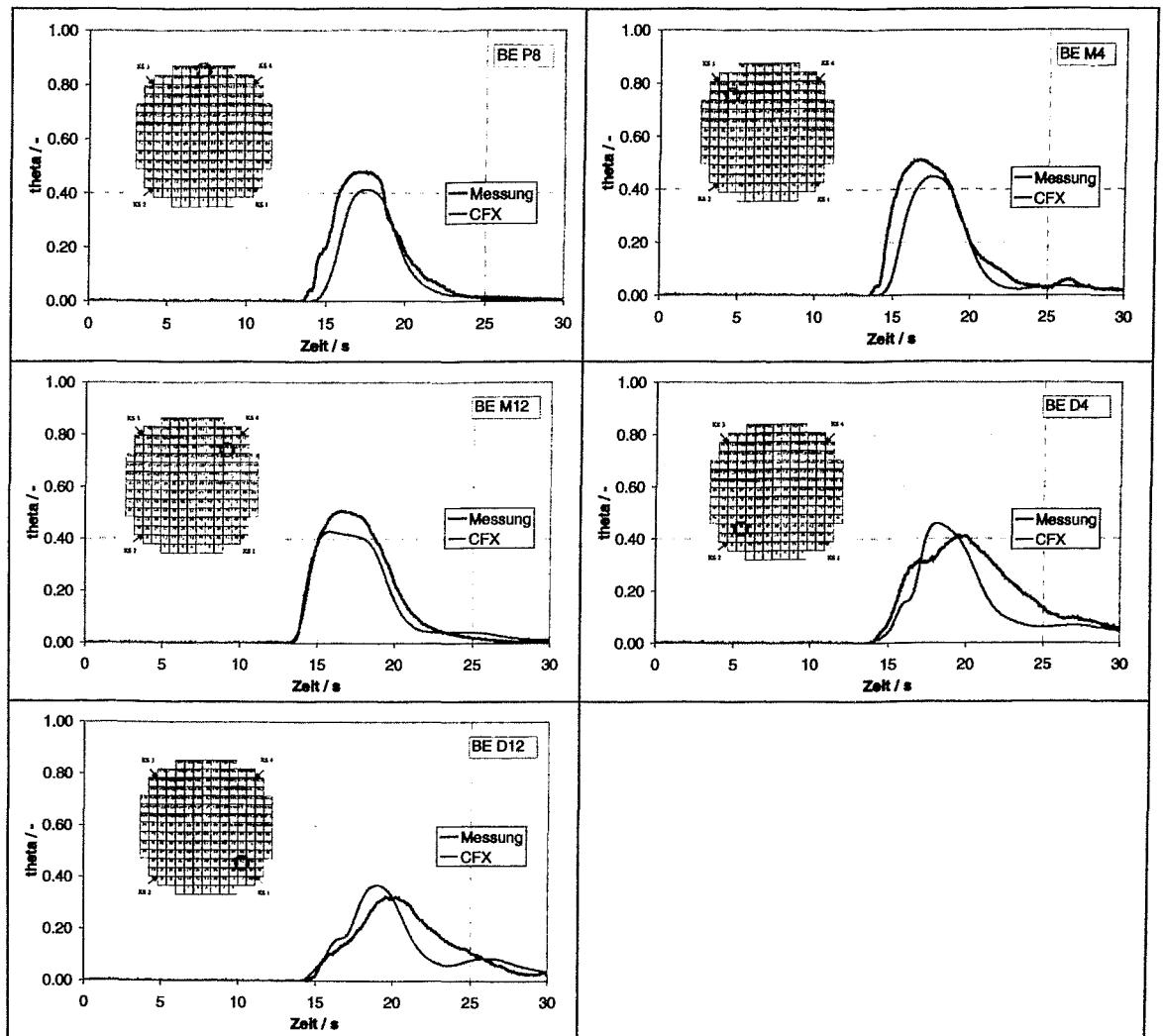


Abb. 10.21 Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich TNR\_62 - CFX-4

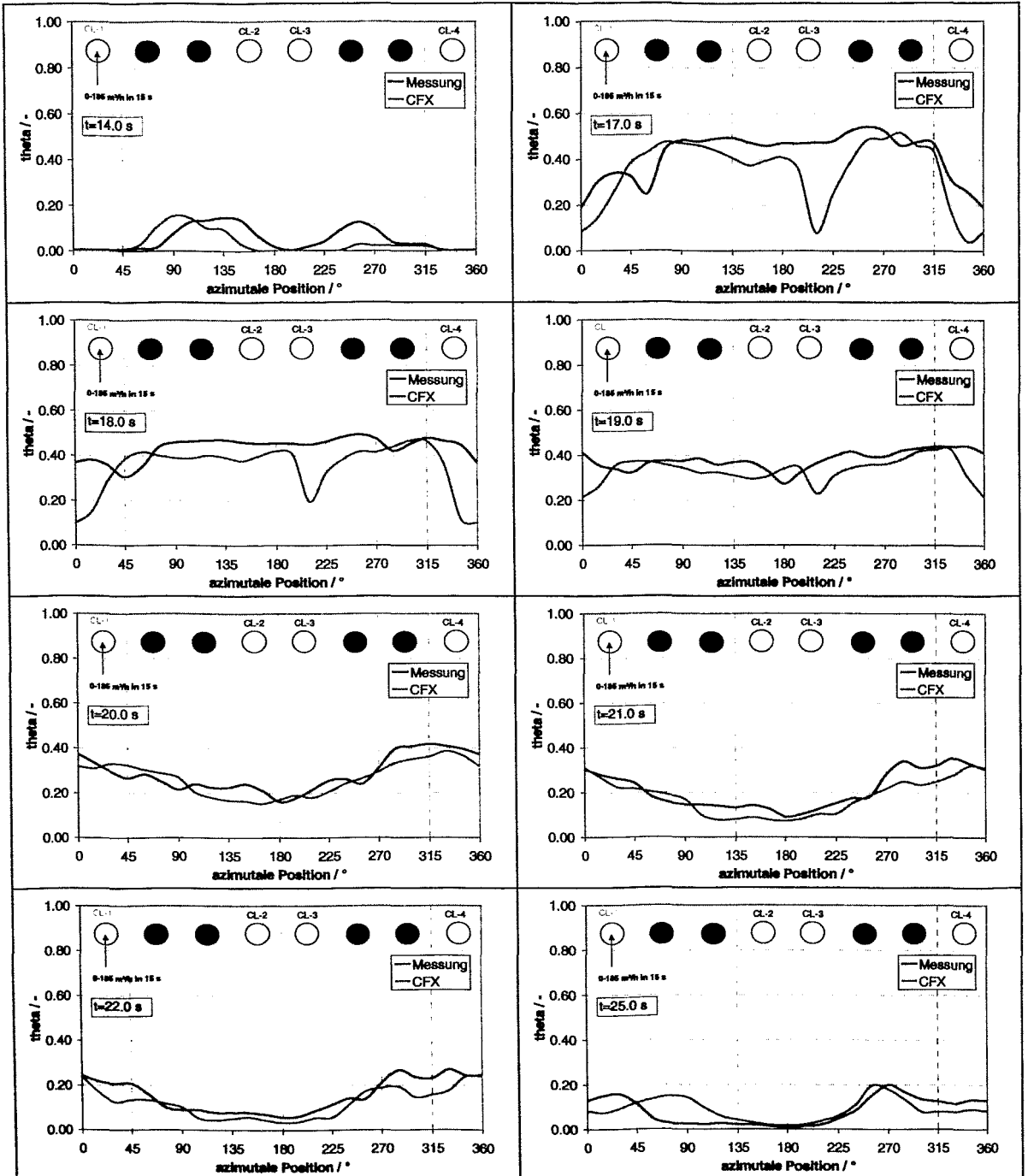
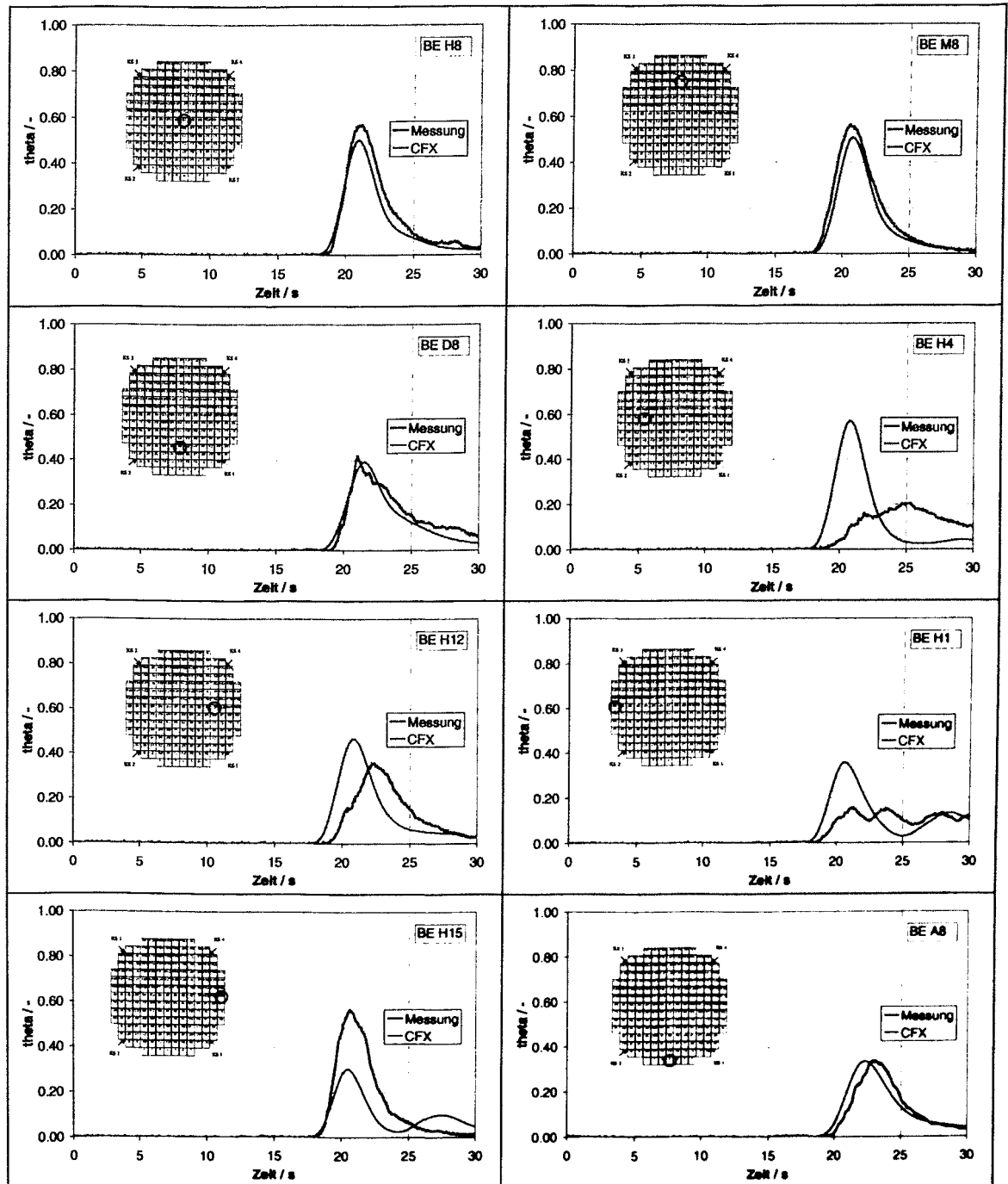


Abb. 10.22 Konzentrationsverteilungen an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich TNR\_62 -CFX-4

TNR\_92-CFX



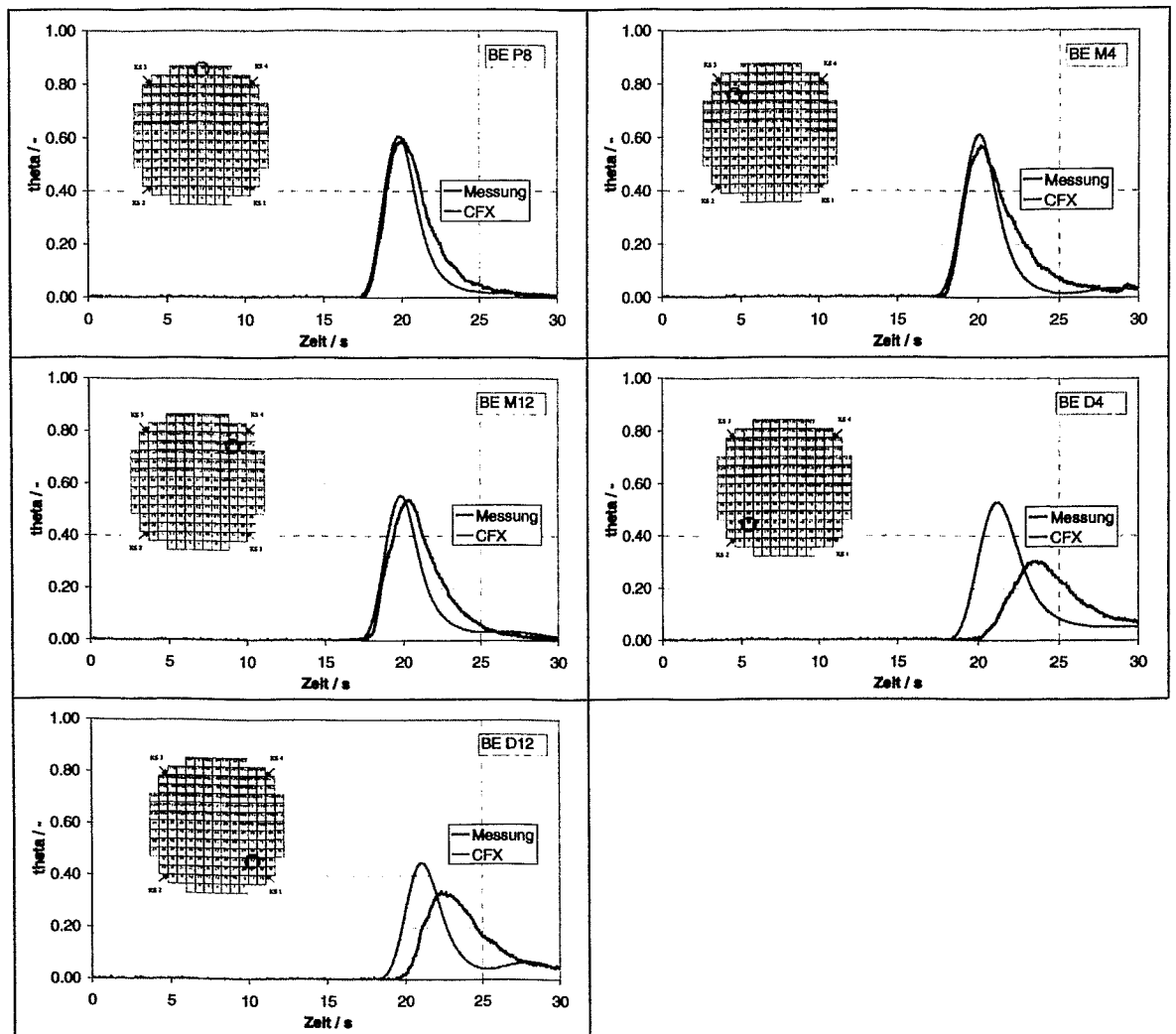


Abb. 10.23 Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich TNR\_92 - CFX-4

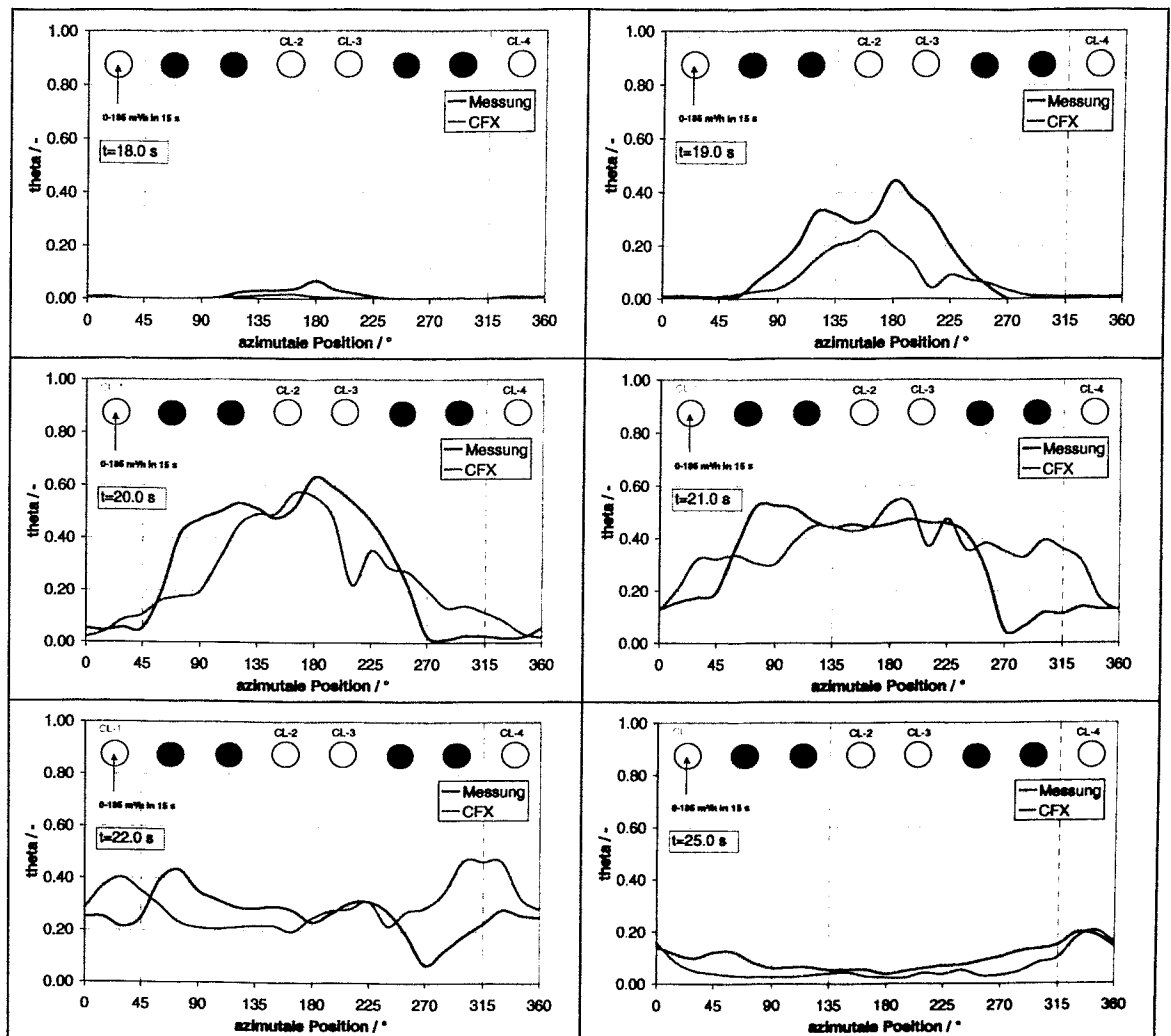


Abb. 10.24 Konzentrationsverteilungen an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich TNR\_92 -CFX-4

## 11 Analysen zur Kühlmittelvermischung im WWER-440

Aufgrund der gefundenen Ergebnisse der Code-Validierung für den DWR Konvoi konnte ein weiterer Vergleich von Messungen und CFX-4 Rechnungen zur Kühlmittelvermischung in WWER-440 Anlagen durchgeführt werden. Kapitel 2.1 gab einen Überblick über die Reaktorgeometrie des russischen Druckwasserreaktors WWER-440. Zum Vergleich der numerischen Resultate wurden insbesondere Ergebnisse der skalierten Vermischungsanlage in Zittau (Kapitel 3.1) und das analytische Vermischungsmodell von Dräger (Kapitel 3.3) herangezogen. In Kapitel 11.5 erfolgt eine Vermischungsanalyse eines Frischdampfleckes mit CFX-4 auf Grundlage einer thermohydraulischen Rechnung mit anschließendem Einbau der Ergebnisse der Vermischungsuntersuchungen in den neutronenkinetischen Code DYN3D. Im Ergebnis wird die Kernleistung aufgrund der Temperaturverteilung am Kerneintritt berechnet. In diesem Kapitel soll klar gemacht werden, wo die Potentiale von numerischen Vermischungsbe-

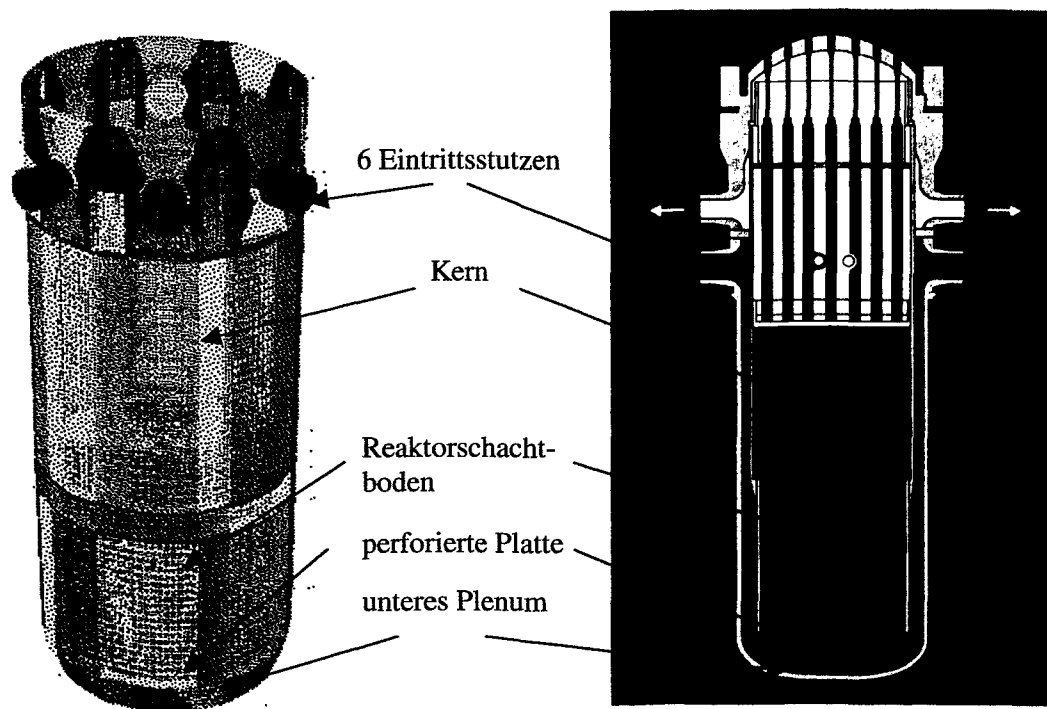


Abb. 11.1 Numerisches Modell des WWER-440 im Vergleich zum Original

rechnungen liegen und welchen Einfluß sie auf die Sicherheitsanalyse haben.

### 11.1 Modellannahmen, Geometriaufbereitung und Gittergenerierung

Das numerische Strömungsgitter wurden mit Hilfe des im CFD-Codes CFX-4 eingebauten Gittergenerators MESHBUILD erstellt [CFX99].

Für das Kühlmittel wurde ein inkompressibles, einphasiges Fluid angenommen. Die Turbulenzmodellierung der Strömung erfolgte unter Zuhilfenahme des Standard  $(k, \epsilon)$  Turbulenzmodelles (Untersuchungen zur Auswahl der Turbulenzmodelle wurden in Kapitel 9 durchge-

führt). Die Eintrittsrandbedingungen (Geschwindigkeit, Temperatur, Borkonzentration) wurden an den Eintrittsstutzen definiert. Die Beschreibung der Borkonzentration erfolgt durch die Anwendung von Skalarfeldern. Das Berechnungsgitter ist in 159800 Zellen aufgeteilt.

In Abb. 11.1 ist das numerische Gittermodell des russischen Reaktortyps WWER-440 dargestellt. In Kapitel 2.1 wurden die Besonderheiten des RDB vom Typ WWER-440 erläutert. Modelliert wurde die Stutzenzone mit sechs Eintrittsstutzen, der Downcomer mit einer Querschnittsverengung im unteren Bereich, das untere Plenum mit der perforierten Platte und der Reaktorschachtboden, direkt unterhalb des Kerns. Auf eine Modellierung des Kerns und des oberen Plenums mit den zugeordneten sechs Austrittsstutzen, welche oberhalb der Eintrittsstutzen versetzt in einer Ebene angebracht sind, wurde verzichtet. Im Stutzenbereich und unterem Plenum wurde eine Verfeinerung des Netzgitters durchgeführt, die der komplizierten Strömung in diesen Bereichen geschuldet war.

## 11.2 Modellierung der perforierten Platte im unteren Plenum

In den CFX-4 Rechnungen wurde die Modifikation W-230 des Reaktors WWER-440 untersucht. Diese Modifikation besitzt im Unterschied zum neueren Modell W-213 keinen elliptischen Siebboden. Es befindet sich jedoch eine perforierte Platte am Eintritt in den Reaktorschachtboden. Diese Platte spielt eine nicht unwichtige Rolle für die Eindämmung des Einschlagwirbels und somit auch für die Vermischung des Kühlmittels.

Anhand von Konstruktionsunterlagen wurde die Porosität der Platte bestimmt, indem man die Fläche der Löcher zur Gesamtfläche der Siebplatte ins Verhältnis setzt ( $\beta=0.4$ ). Der Strömungsbeiwert  $\zeta$  wurde aus Meßergebnissen des Vermischungsmodells vom WWER-440 [Drä87] gewonnen und in den Geschwindigkeitsfaktor  $R_F$  umgerechnet. Hierbei war es wichtig, diesen Strömungswiderstand nur vertikal in der als poröses Medium modellierten Platte anzusetzen. Normalerweise ist die Porosität als isotrop im CFX-4 Code definiert. Es existiert aber in den perforierten Platten nur eine Strömungsrichtung, nämlich senkrecht zu den Löchern der Platte. Deshalb müsste man vom mathematischen Standpunkt aus den Widerstand in zwei Richtungen infinit setzen, numerisch ist aber nur ein sehr hoher Widerstand programmierbar. Aufgrund der Vernachlässigung von Querströmungen im Bereich der Perforierungen wird in diesen horizontalen Ebenen der Platte der Strömungswiderstand maximal angesetzt.

## 11.3 Stationäre Strömung im WWER-440/W-230

### 11.3.1 Das Strömungsfeld im stationären Fall

In Abb. 11.2 ist das Strömungsfeld im Ringspalt des WWER-440 / W-230 bei nominellen Strömungsbedingungen dargestellt. Die Strömungsbedingungen sind aus Tabelle 11.1 ersichtlich.

Im Ringspalt des Druckwasserreaktors WWER-440 liegt im Vergleich zum Konvoi-Typ eine relativ ungestörte Kühlmittelströmung vor, da dort keine diffusorartige Erweiterung des Ringspaltes unterhalb des Kühlmiteleintrittes existiert, welche bei den Konvoi-Reaktoren zu starken Verwirbelungen der Strömung im Ringspalt führt.



Daher erscheint eine realistische Berechnung des turbulenten Diffusionskoeffizienten im Ringspalt des WWER-440 möglich, wobei aber immer noch zu niedrige Werte zu erwarten sind, da die Rechnung für eine ausgebildete störungsfreie turbulente Grenzschichtströmung gilt. Zur Abschätzung von Größenordnungen der zu erwartenden Diffusionskoeffizienten sind solche Rechnungen aber nützlich.

Tabelle 11.1 Strömungsbedingungen im Ringspalt des WWER-440

Bezeichnung	Daten
Ringspaltabmessungen	$d_2/d_1 = 3540/3240$ mm
Spaltweite	$2\delta = 0.15$ m
Kühlmittel-Volumenstrom	$\dot{V} = 4.05 \cdot 10^4 \frac{m^3}{h}$
mittlere Kühlmittelgeschwindigkeit	$\bar{u} = 7.04 \frac{m}{s}$
Kühlmitteldichte	$\rho = 780 \frac{kg}{m^3}$
dynamische Kühlmittelzähigkeit	$\mu = 1.0 \cdot 10^{-4} \frac{kg}{ms}$
kinematische Kühlmittelzähigkeit	$\nu = 0.13 \cdot 10^{-6} \frac{m^2}{s}$
Widerstandskoeffizient	$\lambda \approx 0.01$

### *Turbulenter Diffusionskoeffizient*

Zur Berechnung des turbulenten Diffusionskoeffizienten in ebenen Grenzschichten, wie sie näherungsweise auch in der Ringspaltströmung von Druckwasserreaktoren vorliegen, kann man vom Prandtlschen Mischungswegansatz [Sp97] ausgehen:

$$D_{turb} = l^2 \left| \frac{du}{dy} \right| \quad (11.1)$$

mit dem Mischungsweg

$$l = 0.4 y . \quad (11.2)$$

In (11.1) bedeutet  $u$  die örtliche mittlere Fluidgeschwindigkeit im Wandabstand  $y$ .

Für die Berechnung des Geschwindigkeitsgradienten in (11.1) erweist sich die folgende Beziehung von Reichardt [Rei51] für die dimensionslose mittlere Fluidgeschwindigkeit als nützlich, welche von der Wand bis zum Grenzschichtrand (hier Ringspaltmitte) gilt:

$$\varphi = \frac{u}{u_*} = 2.5 \ln \left\{ (1 + 0.4\eta) \frac{1.5 \left( 2 - \frac{\eta}{\eta_\delta} \right)}{\left[ 1 + 2 \left( 2 - \frac{\eta}{\eta_\delta} \right)^2 \right]} \right\} + 7.8 \left[ 1 - e^{-\frac{\eta}{11}} - \frac{\eta}{11} e^{-0.33\eta} \right]. \quad (11.3)$$

In (11.3) ist

$$u_* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} = \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \bar{u} \quad (11.4)$$

die sogenannte Schubspannungsgeschwindigkeit, mit der durch die Strömungsreibung verursachten Wandschubspannung  $\tau_w$ , der Fluidsdichte  $\rho$ , dem dimensionslosen Widerstandskoeffizienten  $\lambda$  und der mittleren Fluidgeschwindigkeit  $\bar{u}$  in der Grenzschicht bzw. im Rohr oder Kanal.

Weiter ist  $\eta$  in (11.3) der dimensionslose Wandabstand

$$\eta = \frac{\rho u_* y}{\mu} = \frac{u_* y}{\nu} \quad (11.5)$$

mit der dynamischen bzw. kinematischen Fluidzähigkeit  $\mu$  bzw.  $\nu$ .

Schließlich ist  $\eta_\delta$  der Maximalwert von  $\eta$  am Grenzschichttrand, d.h. für  $y=\delta$  bei ebenen Spalten mit der Weite  $2\delta$ .

Zur Bestimmung von  $D_{turb}$  nach (11.1) erhält man mit den vorstehenden Beziehungen

$$D_{turb} = l^2 \frac{u_*^2}{\nu} \left| \frac{d\varphi}{d\eta} \right|, \quad (11.6)$$

$$D_{turb} = 0.16 y^2 \frac{u_*^2}{\nu} \left\{ \left[ \frac{1}{1 + 0.4\eta} + \frac{2.5}{\eta_\delta} \left[ \frac{4 \left( 1 + \frac{\eta}{\eta_\delta} \right)}{1 + 2 \left( 1 - \frac{\eta}{\eta_\delta} \right)^2} - \frac{1}{2 - \frac{\eta}{\eta_\delta}} \right] + \frac{7.8}{11} \left[ e^{-\frac{\eta}{11}} - (1 - 0.33\eta) e^{-0.33\eta} \right] \right] \right\}$$

Man erhält mit den Beziehungen (11.2)-(11.6) in Abhängigkeit von der dimensionslosen Grenzschichtdicke im Ringspalt für  $D_{\text{turb}}$  über der halben Ringspaltbreite eine Verteilung entsprechend Abb. 11.2.

Der Mittelwert des turbulenten Diffusionskoeffizienten liegt für diesen Anwendungsfall bei  $0.0036 \text{ m}^2/\text{s}$ . Der Abfall von  $D_{\text{turb}}$  für  $y/\delta \rightarrow 1$  folgt aus dem Gradienten des Strömungsprofils, der dort gegen Null geht und der für  $y/\delta \rightarrow 0$  wegen der abklingenden Turbulenz in Wandnähe.

Für die analytische Untersuchung von Kühlmittelvermischungen im Ringspalt des WWER-440 in [Drä87] wurde die dimensionslose Schreibweise des turbulenten Diffusionskoeffizienten in Form der Pecletzahl

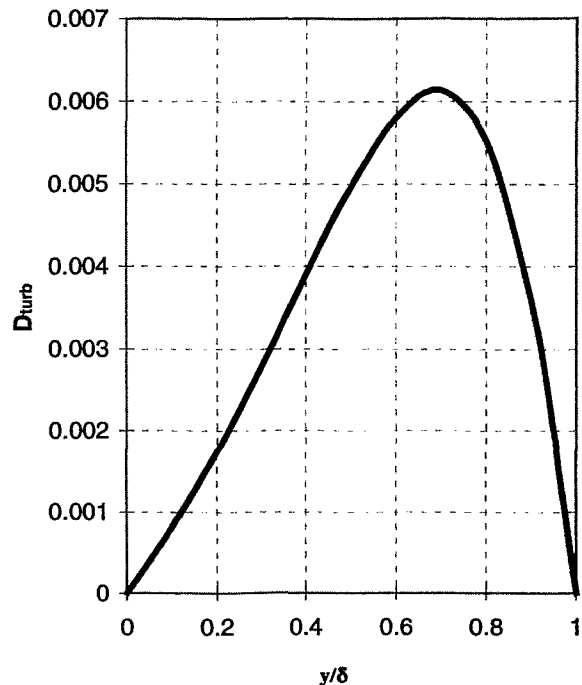


Abb. 11.2 Theoretischer Verlauf des turbulenten Diffusionskoeffizienten über der halben Ringspaltbreite im WWER-440

$$Pe_{\text{turb}} = \frac{\bar{u}R}{D_{\text{turb}}} \quad (11.7)$$

als geeignet. Man erhält für den berechneten Mittelwert  $D_{\text{turb}}=0.0036 \text{ m}^2/\text{s}$  mit dem Ringspalt-radius  $R=1.62 \text{ m}$  und  $\bar{u}=7.04 \text{ m/s}$  die turbulente Pecletzahl  $Pe_{\text{turb}}=3.2 \cdot 10^3$ , welche aber unter den realen Strömungsbedingungen im Ringspalt des WWER-440 kleiner sein wird, denn es liegt keine ausgebildete und völlig störungsfreie Strömung vor.

Insgesamt ist das Strömungsfeld im WWER-440 aufgrund der größeren Anzahl der Schleifen relativ homogen. Es existieren keine Rezirkulationsgebiete unterhalb der Stützen, wie etwa bei westlichen Reaktortypen [Hö97]. Das Fehlen dieser Makrowirbel im WWER-440 ist die Voraussetzung für die gute Anwendbarkeit der Potentialtheorie. Damit besteht die Möglichkeit einer analytischen Strömungsberechnung. Dennoch erkennt man anhand der in Abb. 11.3 vorgestellten Ergebnisse einer stationären CFX-4 Rechnung im Ringspaltbereich eine Geschwindigkeitserhöhung zwischen den Eintrittsstützen. Selbst am Austritt aus dem Ringspalt (Abb. 11.4) ist diese Ungleichförmigkeit noch nachweisbar.

Im Stützenbereich formiert sich ein Staupunkt an der Kernbehälterwand, wo das Kühlmittel aus dem Stützen in den Ringspalt eintritt, und es herrschen relativ hohe Geschwindigkeitsgradienten unterhalb des Stützens im Einlauf in den Ringspalt.

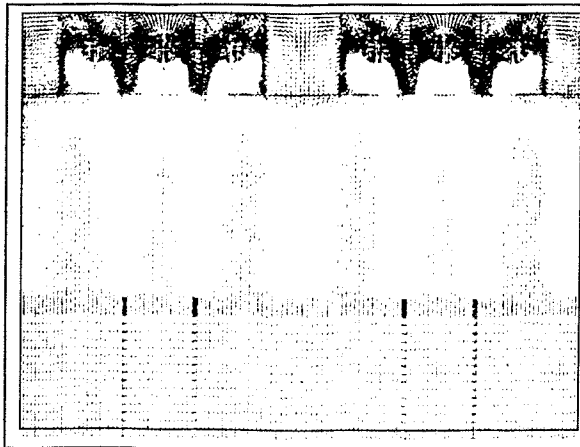


Abb. 11.3 Geschwindigkeitsverteilung im Ringspalt des WWER-440

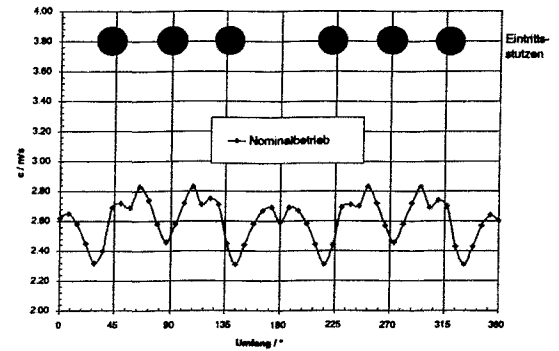


Abb. 11.4 Geschwindigkeitsverlauf am Ende des Ringspalt im WWER-440

Besonders gut ist im unteren Plenum der Einschlagwirbel (Abb. 11.5) erkennbar, dessen Größe entscheidend von der Siebplatte bestimmt wird. Dadurch kommt es zum Verschieben des Maximums der Geschwindigkeit von der Mitte zum Innenrand der Kernumwandung im Beruhigungsraum unterhalb der Spaltzone, wie Rechnungen ohne Siebplatte zeigten. Dieser Einschlagwirbel wurde auch schon mit einem skalierten 2D-Modell des Reaktordruckbehälters an der TH Zittau nachgewiesen [Dr87]. Innerhalb des Reaktorschachtbodens kommt es zu einer Vergleichmäßigung der Strömung.

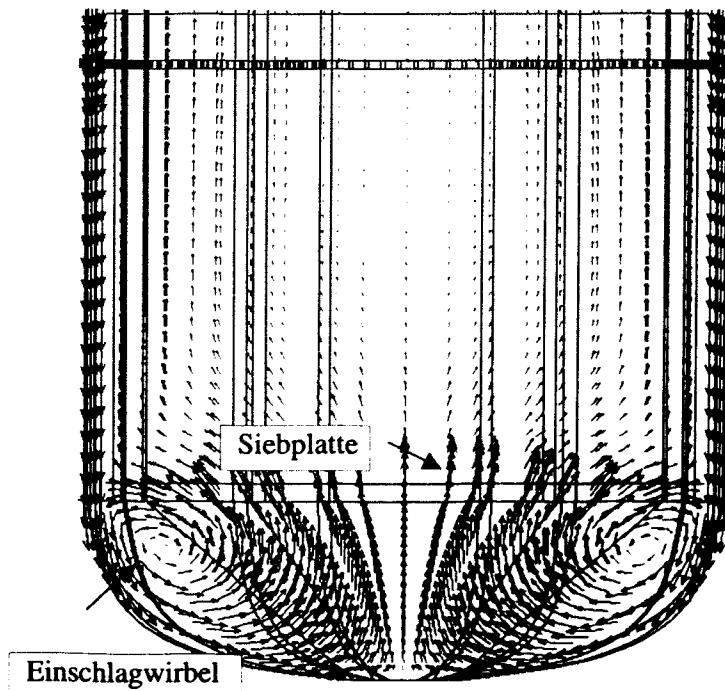


Abb. 11.5 Schnittdarstellung des Strömungsgebiets im unteren Plenum des WWER-440

11.3.2 Vermischungsphänomene im stationären Fall

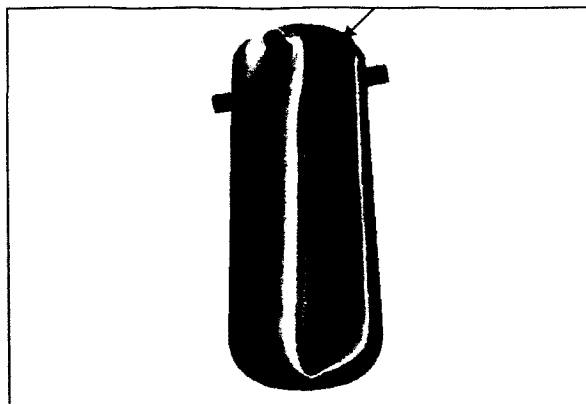


Abb. 11.6 Temperaturverteilung in der 3D Darstellung (blau=kalte Strähne)

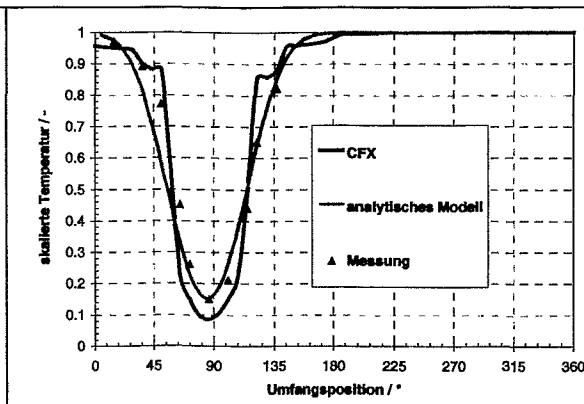


Abb. 11.7 Temperaturverteilung am Ringspaltende

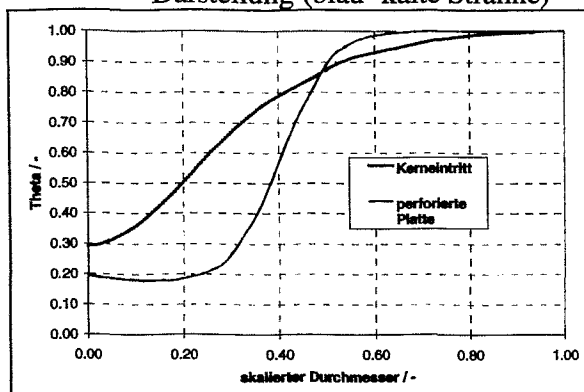


Abb. 11.8 Temperaturverteilung auf einer Traverse am Spaltzoneneintritt und der perforierten Platte

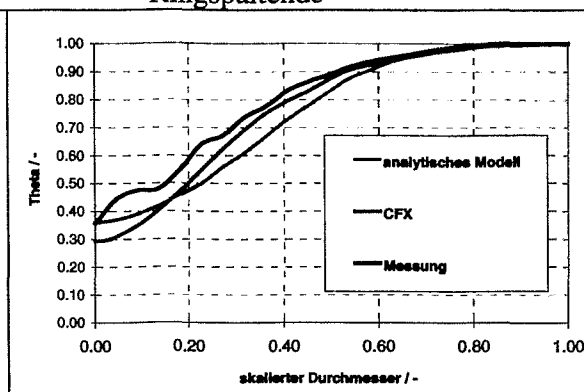
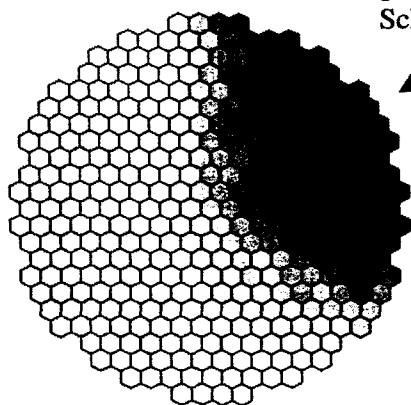


Abb. 11.9 Temperaturverteilung auf einer Traverse am Spaltzoneneintritt

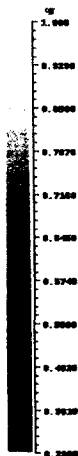
CFX



Position der gestörten Schleife



theta / -



analytisches Modell

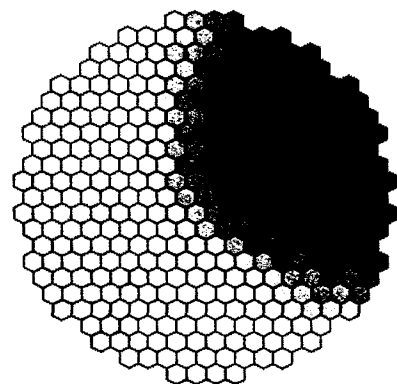


Abb. 11.10 Temperaturverteilung am Spaltzoneneintritt (CFX-4, analytisches Modell)

Im stationären Fall wurde im luftbetriebenen Vermischungsmodell des WWER-440 eine der sechs Schleifen mit niedrigerer Temperatur gefahren. Dieser Fall wurde für einen Vergleich mit numerischen Berechnungen herangezogen. Abb. 11.6 zeigt das Ergebnis der numerischen Berechnung dieses stationären Falles in einer räumlichen Darstellung, hierbei ist die Strähne des kalten Wassers (blau) unterhalb der unterkühlten Schleife (Pfeil) im Downcomer des WWER-440 gut zu erkennen.

Ein Vergleich der Temperaturverteilungen im Downcomer, abgetragen über azimutale Positionen in Abb. 11.7 zeigt eine relativ gute Übereinstimmung zwischen CFX-4 Rechnung, Messung am luftbetriebenen Modell und dem analytischen Modell zur Kühlmittelvermischung. Es ist eine deutliche Sektorbildung, also eine unvollständige Vermischung zu erkennen. Dieser Sektor setzt sich bis zum Kerneintritt fort, wenn auch in abgeschwächter Form. Eine herausragende Rolle für die Vermischung des Kühlmittels spielt beim WWER-440 das untere Plenum und der sich anschließende Reaktorschachtboden, welcher unterhalb des Reaktorkerns liegt. Abb. 11.8 zeigt einen Vergleich der skalierten Temperaturverteilungen auf einer Traverse über den Radius des Reaktors bei unterschiedlichen Höhenpositionen. Die Temperaturverteilung in der perforierten Platte, welche sich an das untere Plenum anschließt, zeigt eine deutlich schlechtere Vermischung als die Temperaturverteilungen am Eintritt in die Spaltzone.

In Abb. 11.9 ist der Vergleich zwischen CFX-4 Rechnung, Messung am luftbetriebenen Modell und dem analytischen Modell im Bereich des Spaltzoneneintritts aufgetragen. Die CFX-4 Rechnung ermittelt eine geringere Vermischung als die vergleichbaren Meß- und analytischen Ergebnisse. Insgesamt ist jedoch eine relativ gute Übereinstimmung zu verzeichnen.

In Abb. 11.10 sind die skalierten Temperaturverteilungen aus CFX-4 Rechnung und dem geschlossen-analytischen Modell von Dräger am Kerneintritt gegenübergestellt. Deutlich ist in beiden Temperaturverteilungen eine ähnliche Sektorbildung erkennbar.

## 11.4 Analyse eines Frischdampfleckes beim WWER-440

### 11.4.1 Randbedingungen

Um die Relevanz der Kühlmittelvermischung in Störfallrechnungen zu demonstrieren, wurden die Strömungsverhältnisse im Ringraum und unteren Plenum des WWER-440 mit CFX-4 simuliert, wie sie im Verlauf eines Störfallszenariums "Bruch einer Frischdampfleitung" vorliegen.

Ein solches Störfallszenarium wurde mit Hilfe des Codesystems DYN3D-ATHLET berechnet [Gr97]. Das Störfallszenarium "Bruch einer Frischdampfleitung" ist durch folgenden Prozeßablauf gekennzeichnet:

- Der Reaktor befindet sich im heißen, kritischen Zustand (Kühlmitteltemperatur 260°C, Druck 12.05 Mpa). Drei Regelgruppen sind aus-, die anderen sind eingefahren.
- Der Druck im Sekundärkreislauf ist 4.67 MPa, die Temperatur liegt nahe der Sättigungstemperatur. Es wird kein Dampf produziert.
- Die Hauptkühlmittelpumpen sind in Betrieb.
- Bei  $t = 0$  wird der plötzliche Abriß der Frischdampfleitung im nicht absperbaren Bereich an einem der sechs Dampferzeuger angenommen. Der Druckabfall löst die Schließung der

Isolationsventile aller Dampferzeuger aus. Es erfolgt die Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen und die Reaktorschnellabschaltung wird ausgelöst.

- Die Druckentlastung im defekten DE führt zur Erhöhung des Wärmetransportes und einem Auskühlen der entsprechenden Primärkreisschleife. Es kommt zum Temperaturabfall im Kern.

Der Abfall der Kühlmitteltemperatur bedingt einen positiven Reaktivitätseffekt, der im Extremfall zu einer Leistungsentwicklung im abgeschalteten Reaktor führen kann.

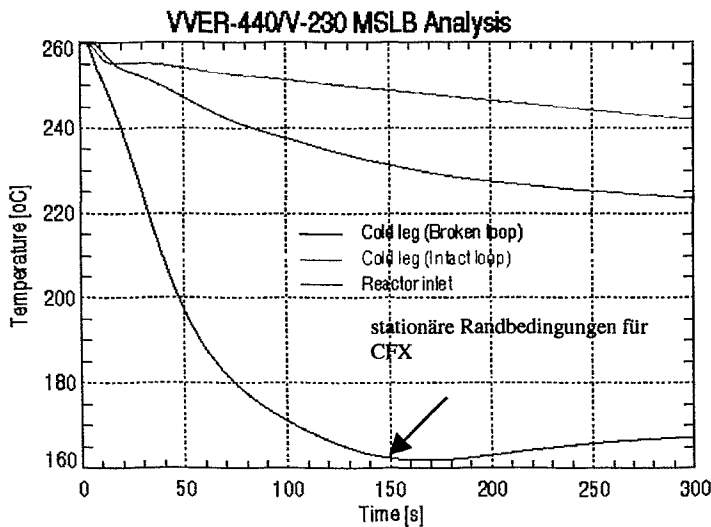


Abb. 11.11 Temperaturverlauf in den einzelnen Schleifen beim Frischdampfleck des WWER-440

Diese Leistungsentwicklung hängt von der Verteilung der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt sehr stark ab [Gr97]. Bei der durchgeführten Analyse wurde Rekritikalität des Reaktors berechnet, wobei der Leistungspeak nach der Rekritikalität ca. 5 MW mit dem geschlossen-analytischen Vermischungsmodell und 18 MW bei Annahme des völligen Fehlens einer Vermischung erreicht. Die Analyse mit DYN3D/ATHLET wurde unter Verwendung des

Vermischungsmodells nach Dräger [Dr87] für WWER-440-Reaktoren durchgeführt. In Abb. 11.11 sind die Temperaturverläufe in der defekten bzw. in den intakten Schleifen zu erkennen. Zum Vergleich wurde eine stationäre Strömungsberechnung mit CFX-4 zum Zeitpunkt  $t = 150$  s durchgeführt, wobei zu diesem Zeitpunkt nahezu stationäre Bedingungen herrschten. Die Randbedingungen am Ringspalteintritt wurden von der DYN3D/ATHLET-Rechnung übernommen (Tabelle 11.2).

Tabelle 11.2 Eintrittsrandbedingungen für die CFX-4 Rechnung

	defekte Schleife 1	intakte Schleifen 2-6
Temperatur / K	434.92	521.55
Geschwindigkeit / m/s	1.508	1.065

In allen Kühlmittelschleifen hat sich nach Abschaltung der HKP Naturumlauf eingestellt. Dabei ist der Massenstrom in der defekten Schleife aufgrund der starken Wärmesenke am havarierten DE deutlich höher als in den anderen Schleifen. Die Ergebnisse der CFX-4 Rechnung wurden mit den Ergebnissen der DYN3D-ATHLET-Rechnung am Spaltzonen-Eintritt des WWER-440 verglichen. Hierbei wurde die gesamte Ebene untersucht und auch eine Traverse über den Durchmesser des RDB unterhalb des Spaltzoneneintritts direkt verglichen.

### 11.4.2 Ergebnisse der Strömungsberechnung unter Frischdampfleck-Bedingungen

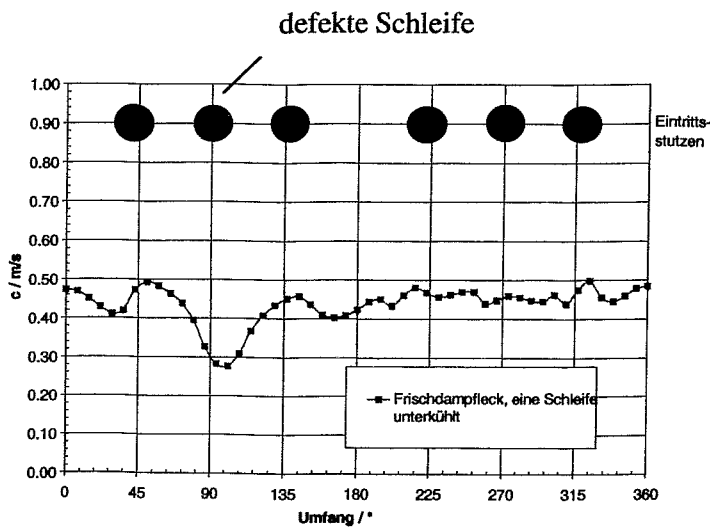


Abb. 11.12 Geschwindigkeitsverteilung am Ringspaltende (CFX)

Durch die in Abb. 11.12 zu erkennende Geschwindigkeitsverminderung am Ringspaltende unterhalb des unterkühlten Stutzens ergibt die CFX-4 Rechnung eine andere Temperaturverteilung am Eintritt in die Spaltzone als bei den Rechnungen zum stationären Fall (alle Schleifen mit gleichem Durchsatz). Die Geschwindigkeitsverminderung tritt infolge eines unter diesen speziellen Störfallrandbedingungen entstandenen Rezirkulationsgebietes unterhalb des Stutzens der betroffenen Schleife auf. Dieses Gebiet entsteht aufgrund des höheren

Durchsatzes der Schleife im Vergleich zu den restlichen Schleifen. Diese Strömungsverteilung kann das analytische Modell aufgrund des potentialtheoretischen Ansatzes nicht berücksichtigen. Es existiert ein Geschwindigkeitsfeld, welches breiter gefächert in das untere Plenum eintritt und somit die Vermischung deutlich stärker ausprägt.

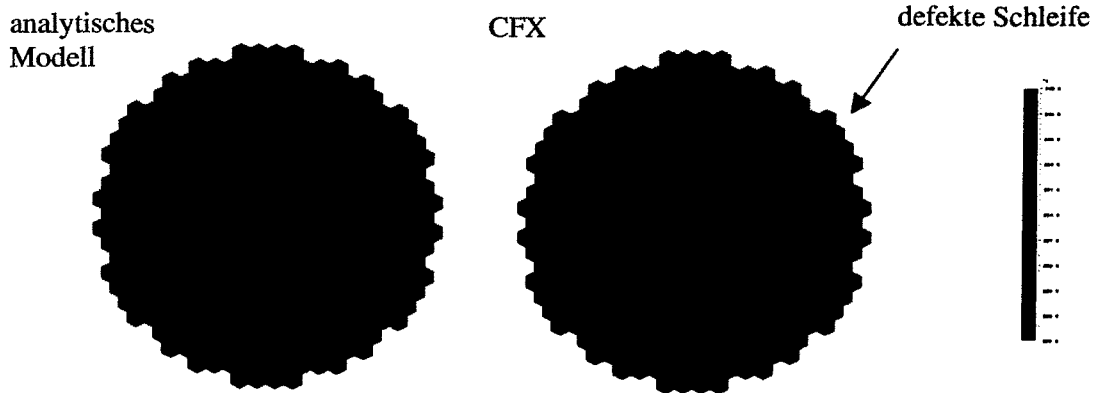


Abb. 11.13 Temperaturverteilung am Eintritt in die Spaltzone für das analytische Modell und die CFX-4 Rechnung (der Pfeil bezeichnet die Richtung der gestörten Schleife)

Hierbei kommt es zu einer fächerartigen Verteilung am Spaltzoneneintritt. In Abb. 11.13 ist die Temperaturverteilung der DYN3D-ATHLET bzw. der CFX-4 Rechnung gegenübergestellt. Aufgrund des potentialtheoretischen Ansatzes des Vermischungsmodelles ist bei der DYN3D-ATHLET-Rechnung die Eintrittsverteilung der Temperatur des Frischdampfleck Szenariums in die Spaltzone ähnlich der Temperaturverteilung bei Nominalbedingungen. In Abb. 11.14 sind die Temperaturverteilungen auf einer Traverse über dem Spaltzoneneintritt dargestellt.



### 11.4.3 Nutzung der CFX-4 Ergebnisse für die Frischdampfleckanalyse

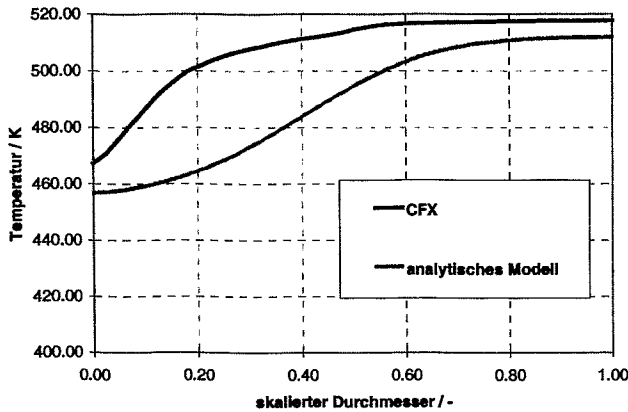


Abb. 11.14 Temperaturverteilung am Eintritt in die Spaltzone

Wie im vorhergehenden Kapitel beschrieben wurde, unterscheidet sich die mit CFX-4 erhaltene Temperaturverteilung am Kerneintritt von der mit Hilfe des analytischen Modells berechneten. Die Frage ist, wie die Konsequenzen für die Reaktorsicherheit, die sich aus diesen unterschiedlichen Temperaturverteilungen ergeben, eingeschätzt werden können. Zum gegenwärtigen Zeitpunkt ist eine direkte Kopplung der Störfallanalyseprogramme mit CFD-Codes aus Rechenzeitgründen noch nicht möglich. Deshalb mußte ein anderer Weg für die Verwendung der CFX-4 Ergebnisse gefunden werden. Im Kernmodell DYN3D ist es möglich, Rechnungen mit beliebig vorgegebener Temperaturverteilung am Kerneintritt durchzuführen. Damit konnten stationäre Rechnungen durchgeführt werden um den statischen Reaktivitätseintrag, der sich mit verschiedenen Temperaturverteilungen am Kerneintritt ergibt, zu vergleichen. Es wurden stationäre Rechnungen mit idealer Vermischung, ohne Vermischung sowie mit Temperaturverteilungen aus dem analytischen Modell und aus der CFX-4 Rechnung durchgeführt. Die statischen  $k_{\text{eff}}$ -Werte aus den Rechnungen sind in Tabelle 11.3 zusammengestellt.

Tabelle 11.3 Maximaler Neutronen-Multiplikationsfaktor während der Transiente

DYN3D-Rechnung	$K_{\text{eff}} (-)$
Ideale Vermischung	0.981291
CFX	0.989503
Analytisches Modell	0.998747
ohne Vermischung	1.005296

Der Vergleich der Rechnungen ergibt, daß der positive statische Reaktivitätseintrag in der Rechnung mit der CFX-4 Temperaturverteilung ungefähr 800 pcm kleiner ist als in der Rechnung mit dem analytischen Modell. Dieser Wert kann für eine qualitative Einschätzung der Konsequenzen während des Frischdampfleckstörfalls verwendet werden: Die maximale Leistung, die nach einer Rekritikalität erreicht werden kann, wird kleiner als in der in [K199] vorgestellten Analyse sein. Aber das beantwortet noch nicht die Frage, ob eine Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors überhaupt vermieden werden kann. Man darf in diesem Zusammenhang auch nicht außer acht lassen, daß die CFX-4 Rechnung eine stationäre Rechnung mit den Randbedingungen aus einer instationären Rechnung für einen ganz bestimmten Zeitpunkt ist. Nur eine direkte Kopplung aller Codes während des gesamten Störfallverlaufs kann die auftretenden Effekte richtig modellieren. Das schließt auch die Kühlmittelvermischung im oberen Plenum des RDB ein.

## 12 Zusammenfassung und Ausblick

Generell kann man zwei große Störfallgruppen mit Relevanz für die Kühlmittelvermischung feststellen; Borsäureverdünnungsstörfälle und Kaltwassertransienten. Ausgehend von den Vermischungsphänomenen, die für diese Szenarien relevant sind und auf der Basis einer Sichtung bisheriger experimenteller Untersuchungen wurde die Versuchsanlage ROCOM (**R**ossendorf **C**oolant **M**ixing **F**acility) konzipiert. Diese stellt ein 1:5 skaliertes Plexiglasmodell des DWR Konvoi mit vier bezüglich des Massenstromes voll regelbaren Schleifen dar. Die Untersuchung der Vermischung erfolgt anhand eines Tracers (Salzlösung) und der Messung der Leitfähigkeit des Fluids. Die detaillierte Konzipierung, die Konstruktion, Errichtung und meßtechnische Ausstattung dieser Versuchsanlage sind Gegenstand des weiterführenden Vorhabens „Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren – Teil 2: Experimentelle Ausrüstung und Simulation der Vermischung“ (FKZ 150 1216).

Im Vorfeld der Errichtung des ROCOM-Versuchsstandes war es notwendig, die Kühlmittelvermischung im Originalreaktor und im geplanten skalierten Modell mit Hilfe des dreidimensionalen Strömungsberechnungsprogrammes CFX-4 zu simulieren, um Skalierungseffekte aufzuzeigen. Die Vergleichsrechnungen belegten, daß es ausreichend ist, die Vermischungsvorgänge mittels Leitfähigkeitsmeßtechnik in einem 1:5 skalierten Plexiglasmodell eines DWR zu untersuchen, in dem auch Geschwindigkeitsmessungen mit Hilfe von LDA-Technik möglich sind. Nach dem Aufbau des Versuchsstandes, der innerhalb des Teils 2 des Vorhabens teilweise parallel zum Teil 1 des Vorhabens erfolgte, und der Inbetriebnahme wurden die Vorausberechnungen anhand von experimentellen Ergebnissen bestätigt.

Es wurde weiterhin ein Verfahren zur vereinfachten analytischen 2D-Beschreibung des Strömungsfeldes im Ringraum von Druckwasserreaktoren aufgestellt. Es beruht auf der Potentialtheorie, wobei Quellen an den Kühlmittelintrittspositionen und Wirbel unter Beachtung der Randbedingungen der typischen Ringspaltgeometrie von DWR überlagert wurden. Es wurde gezeigt, daß unter bestimmten Voraussetzungen eine geschlossene analytische Lösung für das Strömungsfeld möglich ist, daß jedoch die Wirbelstärken und -positionen variieren und stets an die jeweiligen Betriebsbedingungen angepaßt werden müssen.

Der Schwerpunkt des Projektes lag deshalb in der numerischen Simulation der Kühlmittelvermischung unterschiedlicher Reaktoranlagen mit dem CFD-Code CFX-4 und der Validierung des Rechenprogrammes anhand von Vermischungsexperimenten. Dabei wurden sowohl stationäre Schleifendurchsätze bei Nominalbetrieb und Teilschleifenbetrieb bzw. transiente Strömungsbedingungen der Reaktortypen DWR Konvoi und WWER-440 untersucht. Die numerischen Strömungsgitter wurden mit Hilfe des im CFD-Code CFX-4 vorhandenen Gittergenerators erstellt. Interne Einbauten und perforierte Platten im Strömungsgebiet des RDB konnten erfolgreich mit einem eigenen Modell des porösen Körpers simuliert und in den CFD-Code integriert werden. Für die numerische Untersuchung von transienten Vorgängen der Kühlmittelvermischung war es notwendig, Sensitivitätsanalysen hinsichtlich der numerischen Diskretisierungsschemata und der in den CFD-Code eingebauten physikalischen Modelle durchzuführen.

Die CFX-4 Berechnungen zur stationären Kühlmittelzirkulation in Konvoi-Anlagen bei Betrieb aller Schleifen (z.B. bei Kaltwassertransienten) zeigen in Übereinstimmung mit den Experimenten an der ROCOM-Anlage folgendes Bild der Vermischung im Ringraum und unte-

ren Plenum: Die Verteilung des eingespeisten Tracers beschränkt sich am Kerneintritt überwiegend auf den Quadranten der mit dem Tracer beaufschlagten Schleife. Nach der Umlenkung der Strömung im unteren Plenum und der teilweisen Durchströmung der Siebtonne wird bei hinreichend langer Einspeisung am Kerneintritt immer noch eine Tracerkonzentration von 100% der am Eintrittsstutzen vorliegenden Konzentration ermittelt. Bei Einspeisung eines kurzen Tracerpfropfens wird aufgrund der Dispersion an beiden Enden des Pfropfens (axiale Vermischung) der Gleichgewichtswert für die Konzentration, der sich bei hinreichend langer Einspeisung einstellt, nicht erreicht, so daß die Maximalwerte niedriger liegen.

Bei der Simulation von transienten Strömungsvorgängen wie z.B. dem Anlaufen der Kühlmittelzirkulation zeigt sich dagegen ein vollständig anderes Vermischungsbild. Die Strömung teilt sich in eine linke und rechte Komponente um den Kernbehälter herum auf, so daß die Störung zuerst den Sektor des Reaktorkerns erfaßt, der der Schleife, über die der Tracer eingespeist wurde, gegenüberliegt. Die numerische Berechnung steht in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen.

Um die Anwendbarkeit von CFD-Ergebnissen zur Kühlmittelvermischung für Störfallanalysen zu demonstrieren, wurden CFX-4 Rechnungen für den russischen Reaktortyp WWER-440 durchgeführt. Die Berechnungen zum WWER-440 bei stationärem Durchsatz bestätigen die Anwendbarkeit eines früher an der TH Zittau von Dräger aufgestellten potentialtheoretischen Vermischungsansatzes für WWER-440 Reaktoren. Die CFX-4 Rechnungen wurden außerdem genutzt, um die Temperaturverteilung über dem Querschnitt des Kerneintritts im zeitlichen Verlauf einer Kaltwassertransiente für eine Störfallanalyse mit dem gekoppelten neutronenkinetischen / thermohydraulischen Codesystem DYN3D/ATHLET zu berechnen. Im Vergleich zum potentialtheoretischen Ansatz ergibt die CFX-4 Rechnung eine Verstärkung des Effekts der Geschwindigkeitsverminderung unterhalb des Stutzens der unterkühlten Schleife. Das führt zu einer zusätzlichen Vergleichmäßigung der Temperaturverteilung am Kerneintritt. Die dreidimensionalen Kernberechnungen zeigen, daß die Vergleichmäßigung der Temperaturverteilung den Verlauf der Transiente mildert. Die Verwendung des potentialtheoretischen Ansatzes führt also zu konservativen Resultaten für den betrachteten Störfall.

Die vorliegende gute Übereinstimmung der experimentellen Vermischungsergebnisse und gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen im Reaktormodell im Vergleich mit den numerischen Simulationsresultaten dient der Entwicklung eines zukünftigen leistungsfähigen Vermischungsmodells, welches auf instationären CFX-4 Rechnungen basiert und in den gekoppelten thermohydraulisch-neutronenkinetischen Codekomplex DYN3D-ATHLET eingebaut werden kann.

---

**Literatur**

- [Ac87] Ackermann, G., Dräger, P., Makroskopische Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren. Kernenergie 30, 454-458, 1987
- [AI92] Alvarez, D. et al., Three dimensional calculations and experimental investigations of the primary coolant flow in a 990 MW PWR vessel, NURETH-5, Salt Lake City, Vol. II, 586-592, 1992
- [AI95] Alvares, D., Boron mixing transients in a PWR-vessel Physical studies, CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, PA, U.S.A., 18th-20th October, 1995
- [AI98] Alvarez, D., Boron Mixing Transient in a PWR Vessel, EDF Studies, 1. EUBORA Project Meeting, Vantaa, Finland, 21-23 Oct., 1998
- [Ala95] Alavyoon, Hemström, Andersson, and Karlsson, Experimental and Computational Approach to Investigating Rapid Boron Dilution Transients in PWRs, CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, PA, U.S.A., 18th-20th October, 1995
- [Ala952] Alavyoon, Numerical Approach to Rapid Boron Dilution, Technical Report, Vattenfall Utveckling, 1995
- [An98] Antila, M., Tuomisto, H., Boron dilution incident at Loviisa Unit 1, 1. EUBORA Project Meeting, Vantaa, Finland, 21-23 Oct. 1998
- [And95] Anderson, J. D., Computational Fluid Dynamics, The Basics with Applications, McGraw-Hill, Inc., New York, 1995
- [Be96] Bernard, J.P., Haapalehto, T., Review of Turbulence Modelling for Numerical Simulation of Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Research Report, Lappeenranta University of Technology, 1996
- [Bez99] Bezrukov, Yu.A., Logvinov, S.A., Some experimental results related to the fast boron dilution in the VVER-1000 scaled model, 3. EUBORA Project Meeting, PSI, Switzerland, 13-14 Oct. 1999
- [CFX99] CFX-4.3 Flow Solver User Guide, AEA Technology, 1999
- [Cl95] Clemente, M., Langenbuch, S., OECD/CSNI Specialists Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, PA, USA, Oct. 18-20, 1995
- [Co58] Cornell, G., Losses in flow normal to plane screens, Transactions of the ASME, 80:791-799, 1958

- [Dr85] Dräger, P., Ackermann, G., Siklossy, P., Theoretische und experimentelle Ermittlung der Temperaturverteilung in der Spaltzone des WWER-440, Kernenergie 28, 7, 293-297, 1985
- [Dr87] Dräger, P., Makroskopische Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, Dissertation A, TH Zittau, 1987
- [Du74] Dubourg, M. et al, Model Experimentation and Analysis of Flow-induced Vibrations of PWR Internals, Nuclear Engineering and Design 27, 315, 1974
- [El93] Elter, J., Thermal mixing phenomena in a six loop type reactor vessel, IAEA TCM, Villigen, Switzerland, 1993
- [Fe95] Feuillet, J. and Goetter, J. J., Boron mixing transients in a PWR, Functional Analysis, Proceedings of the OECD/CSNI Specialists Meeting on Boron Dilution Reactivity transients, State College, Pa., USA, October 18-20, 1995
- [Fr71] Fratzscher, W., Felke H., Einführung in die Kerntechnik, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1971
- [Fry95] Fry, C.J., Validation of the CFD code CFDS-FLOW3D for modelling boron dilution transients during pump start-up in pressurized water reactors, AEA/CS/16401557/R1, 1995
- [Ga951] Gango, P., Numerical boron mixing studies for Loviisa Nuclear PowerPlant, NURETH-7, Saratoga Springs, NY, USA, Sept. 1995
- [Ga952] Gango, P., Boron Dilution Results of Numerical Simulation of IVO PTS Mixing Experiment, IVO International Ltd, report LO1-K859-166, March 1995
- [Ga97] Gango, P., Application of numerical modelling for studying boron mixing in Loviisa NPP, IVO Report, 1997
- [Gav97] Gavrilas, M., Boron Mixing Code Assessment Test at the UMCP 2x4 Loop, 25th Water Reactor Safety Meeting, Oct. 22, 1997
- [Gr97] Grundmann, U., Kliem, S., Rohde, U., The coupled code complex DYN3D/ATHLET-application to main steam line break analysis, Proc. M&C and SNA '97, Saratoga Springs, New York, USA, October 6-9 1997
- [Gru99] Grunwald, G. Höhne T., Prasser H.-M., Richter, K., Weiß, F.-P., Investigation of coolant mixing in pressurized water reactors at the Rossendorf mixing test facility ROCOM, Institute of Safety Research, Annual Report 1998, FZR-268 1-6, July 1999, ISSN 1437-322X
- [Fra82] Frach, K.H., Physikalische Experimente an Leistungsreaktoren, Akademie-Verlag, Berlin, 1982

- [Hä90] Häfner, W., HDR Sicherheitsprogramm - Thermische Mischungsversuche im Kaltstrang und Ringraum der HDR-Anlage, Fachbericht PHDR 91-89, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Mai 1990
- [He98] Hertlein, UPTF TRAM Test Phase C3, 1. EUBORA Project Meeting, 21-23 Oct. 1998, Vantaa, Finland
- [He01] Hertlein, Prasser, Weiß, Scheuerer, Wohlstein, Kühlmittelvermischung in DWR bei Borverdünnungs- und Kaltwassertransienten, JT Kerntechnik, Dresden, Mai 2001
- [Hö97] Höhne, T., Vergleich von Kühlmittelströmung und -vermischung in einem skalierten Modell des DWR Konvoi mit den Vorgängen im Originalreaktor, FZR-Report FZR-210, 1998
- [Hö98] Höhne, T., Grunwald, G., Rohde, U., Coolant Mixing in Pressurized Water Reactors, FZR-Bericht, FZR-237, 1998
- [Ja92] Jacobson, S., Risk Evaluation of local dilution transients in a pressurized water reactor, Linköping Studies in Science and Technology, 1992
- [Jo57] Jost, Diffusion, Steinkopf-Verlag, Darmstadt, 1957
- [Kl99] Kliem, S., Höhne, T., Weiß, F.-P., Main steam line break analysis of a VVER-440 reactor using the coupled thermohydraulics system/3D-neutron kinetics code DYN3D/ATHLET in combination with the CFD code CFX-4', 9th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-9), San Francisco, California, Oct. 3-8, 1999
- [La98] Langenbuch, S., GRS Activities in the field of boron dilution accidents, 1. EUBORA Project Meeting, Vantaa, Finland, 21-23 Oct. 1998
- [Le92] Lederer, Wildberg, Reaktorhandbuch-Kerntechnische Grundlagen für Betriebspersonal in Kernkraftwerken, Carl Hanser Verlag München Wien, 1992
- [Les92] Lesieur, M., Turbulence in Fluids, Kluwer Academic Publishers, 1992
- [No93] Noll, B., Numerische Strömungsmechanik, Springer-Verlag, Berlin, 1993
- [Nu97] Proceedings of the OECD/CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Transients, State College, Penn., USA, 18-20 October, 1995, NUREG/CP-0158, NEA/CSNI/R(96)3, June 1997
- [NU98] NUMET '98, Numerische Methoden zur Berechnung von Strömungs- und Wärmeübertragungsproblemen, LSTM Erlangen, 1998
- [Pa96] Palazov, V., Analyse der Vermischung unterschiedlich borierter Wasserströme - UPTF-Versuch TRAM-C3, Report GRS-A-2315, Januar 1996

- [R98] Reinders, R., Dreidimensionale transiente Berechnung der Borkonzentration im RDB nach einem DE-Heizrohrleck, Proceedings Jahrestagung Kerntechnik, München, 1998, 107
- [Pra98] Prasser, H.-M., Böttger, A., Zschau, J., A new electrode-mesh tomograph for gas liquid flows, Flow Measurement and Instrumentation 9, 111-119, 1998
- [Re95] Reocreux, M., Boron dilution reactivity transients: research programmes and remaining issues, CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, PA, U.S.A., 18th-20th October 1995
- [Rei51] Reichardt, H., Vollständige Darstellung der turbulenten Geschwindigkeitsverteilung in glatten Leitungen, ZAMM 31, 1951
- [Schö90] Schönung, B., Numerische Strömungsmechanik, Springer-Verlag, 1990
- [Se94] Seltsam, M., Theoretische und experimentelle Untersuchung der Strömung Darmstadt, Techn. Uni, 1994
- [See95] Seeberger, Hertlein, Finnemann, Übersichtsbericht zur inhärenten Borverdünnung bei kleinen Lecks am Primärkreis eines DWR 1300 MW, Arbeitsbericht KWU NDS1/95/2510, Erlangen, 1995
- [Sid77] Sidorenko, B. A., Voprosy bezopasnosti raboty reaktorov VVER, Atomizdat, Moskau, 1977
- [Sik80] Siklossy, P., Issledovanie gidrodinamiki korpusa reaktora AES na modeljach, RGW-Seminar TF-78 Band 1, Budapest, 1980
- [So89] Sonnenkalb, M., Kühlmittelvermischung und Kurzzeitdynamik in Druckwasserreaktoren, Dissertation A, TH Zittau, 1989
- [Sp97] Spurk, J. H., Strömungslehre, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1997
- [Tr95] Tricot, N., Boron Dilution Events, First Investigations and Safety View, CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, PA, U.S.A., 18th-20th October 1995
- [Tu98] Tuomisto, H., Analyses of Boron dilution events for Loviisa reactors, 1. EUBORA Project Meeting, Vantaa, Finland, 21-23 Oct. 1998
- [Tu99] Tuomisto, H., Concerted Action on Boron Dilution Experiments, Final Report, Fortum, Helsinki, 1999
- [Tsi82] Tsimbalov, S. A., Krajko, A. V.; Temperaturnoje pole teplonositelja na vchode aktivnuju zonu VVER-440, Atomnaja Energija 52, 304-308, 1982
- [Ul83] Ulrych, G., Weber, E., Neuere Ergebnisse zur Kühlmittelströmung in Druckwasserreaktoren. Atomkernenergie-Kerntechnik 42 4, 217-223, 1983

- [Vi83] Vigassy, J., A kazetta belepesnel a keveredesi tenyesok meghatarozasara vegzett meresek kiertekeleserol, F/E Bericht KFKI, Budapest, 1983
- [We72] Weber, E., Untersuchung von Strömungserscheinungen und Strömungskräften in Kernreaktoren mit Hilfe von Strömungsmodellen im Hinblick auf Auslegung, Konstruktion und Betriebssicherheit, Reaktortagung Hamburg, 1972
- [Wi96] Wilkes, N.: Applying the Fundamental Models in CFX-4, AEA Technology, 1996