

WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE

FZR-382

Juni 2003

ISSN 1437-322X

Archiv-Ex.



Thomas Höhne

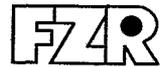
Modellierung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren

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

FORSCHUNGSZENTRUM ROSSENDORF

WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE



FZR-382

Juni 2003

Thomas Höhne

**Modellierung der Kühlmittelvermischung in
Druckwasserreaktoren**

Dissertation



Modellierung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren

von der Fakultät Maschinenwesen
der
Technischen Universität Dresden

zur

Erlangung des akademischen Grades
Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

angenommene Dissertation

von

Dipl.-Ing. Thomas Höhne

aus Dresden

Tag der Einreichung: 21. Oktober 2002

Tag der Verteidigung: 28. Mai 2003

Gutachter: Prof.Dr.rer.nat. F.-P. Weiß
Prof.Dr.rer.nat. J. Knorr
Dr.-Ing. P. Dräger

Vorsitzender der Promotionskommission: Prof.Dr.-Ing.habil. J. Huhn

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Sicherheitsforschung des Forschungszentrums Rossendorf e.V.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. F.-P. Weiß, dem Direktor des Institutes. Er hat diese Arbeit angeregt, mit großem Interesse und Engagement betreut, jederzeit tatkräftig gefördert und durch seinen Rat und zahlreiche Hinweise wesentlich zum Gelingen beigetragen.

Weiterhin danke ich den Abteilungsleitern der Abteilungen "Experimentelle Fluidodynamik" und "Störfallanalyse", Herrn Dr. H.- M. Prasser und Herrn Dr. U. Rohde, für die Betreuung des Themas. Herrn Dr. Prasser gilt außerdem Dank für seine Anregungen, sein Interesse am Fortgang der Arbeiten und für die vielfältigen Fachdiskussionen.

Den Mitarbeitern der Abteilungen "Experimentelle Fluidodynamik" und "Störfallanalyse", welche im Projekt "Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren" mitwirkten, danke ich für die freundliche und aufgeschlossene Arbeitsatmosphäre und die Unterstützung, die ich erfahren durfte, und hier insbesondere Herrn Dr. G. Grunwald und Herrn Dipl.-Ing. S. Kliem für deren Hilfsbereitschaft und Kollegialität.

Die Förderung durch das BMWi im Rahmen des Kompetenzerhaltungsprogrammes Kerntechnik sei ebenfalls dankend erwähnt.

Außerordentlich danken möchte ich meiner Frau Ernestine für die Durchsicht des Manuskriptes und ihre Unterstützung während der Zeit der Promotion.

Versicherung

Hiermit versichere ich, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe; die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Gedanken sind als solche kenntlich gemacht.

Insbesondere habe ich nicht die Hilfe eines kommerziellen Promotionsberaters in Anspruch genommen. Dritte haben von mir keine geldwerten Leistungen für Arbeiten erhalten, die in Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt und ist auch noch nicht veröffentlicht worden.

Die Promotionsordnung der Fakultät Maschinenwesen wird anerkannt.

Dresden, den 14. Oktober 2002

Thomas Höhne

Erklärung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Sicherheitsforschung des Forschungszentrums Rossendorf e.V. Die wissenschaftliche Betreuung erfolgte durch Herrn Prof. Dr. F.-P. Weiß seitens der Fakultät Maschinenwesen der Technischen Universität Dresden und durch Herrn Dr. U. Rohde seitens des Institutes für Sicherheitsforschung des Forschungszentrums Rossendorf e.V.

Dresden, den 14. Oktober 2002

Thomas Höhne

Abstract

The work was aimed at the experimental investigation 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 conductivity measurements by wire mesh sensors and velocity measurements by the LDA technique. The CFD calculations were carried out with the CFD-code CFX-4. For the design of the facility, 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. Flow measurements and the corresponding CFD calculations in the ROCOM downcomer under steady state conditions showed a Re number independency at nominal flow rates. The flow field is dominated by recirculation areas below the inlet nozzles. Transient flow measurements with high performance LDA-technique showed in agreement with CFX-4 results, that in the case of the start up of a pump after a laminar stage large vortices dominate the flow. In the case of stationary mixing, the maximum value of the averaged mixing scalar at the core inlet was found in the sector below the inlet nozzle, where the tracer was injected. At the start-up case of one pump due to a strong impulse driven flow at the inlet nozzle the horizontal part of the flow dominates in the downcomer. The injection is distributed into two main jets, the maximum of the tracer concentration at the core inlet appears at the opposite part of the loop where the tracer was injected. Additionally, the stationary three-dimensional flow distribution in the downcomer and the lower plenum of a VVER-440/V-230 reactor was calculated with CFX-4. The comparison with experimental data and an analytical mixing model showed a good agreement for near-nominal conditions (all MCPs are running). For turbulent flows the CFD-Code CFX-4 was validated and can be used in reactor safety analysis. Furthermore a closed analytical 1D model using the turbulent diffusion equations in a steady state flow regime of the ROCOM RPV was developed analyzing the averaged mixing distribution at different positions of the flow field. Due to the good agreement between measured results, the corresponding CFD-calculation and the analytical model efficient modules for the coupling of thermal hydraulic computer codes with three-dimensional neutron-kinetic models using the results of this work can be developed. A better description of the mixing processes inside the RPV is the basis of a more realistic safety assessment.

Kurzfassung

Ziel dieser Arbeit war die experimentelle und numerische Beschreibung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren (DWR). Die Kühlmittelvermischung ist für zwei Klassen von Störfällen relevant: Borverdünnungsstörfälle und Kaltwassertransienten. Ausgehend von den Vermischungsphänomenen, die für diese Szenarien bedeutsam sind, wurde die Versuchsanlage ROCOM (Rossendorf Coolant Mixing Facility) konzipiert und aufgebaut. Die Untersuchung der Vermischung erfolgt anhand eines Tracers (verdünnte Salzlösung) und der Messung der Leitfähigkeit des Fluids. Die numerische Simulation der Kühlmittelvermischung wurde mit dem CFD-Code CFX-4 durchgeführt. Vergleichende CFD-Rechnungen für das Modell und die Geometrie des Originalreaktors vom Konvoi-Typ belegten, dass eine Skalierung im Maßstab 1:5 die Übertragbarkeit der Ergebnisse gewährleistet. An ROCOM wurden umfangreiche Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt des Reaktordruckbehälters (RDB) für verschiedene Schleifendurchsätze und bei Teilschleifenbetrieb durchgeführt und mit CFX-4 Rechnungen verglichen. Bei Vollschleifenbetrieb konnte im Modell eine Unabhängigkeit der Geschwindigkeitsprofile von der Reynoldszahl im Bereich des Nominaldurchsatzes nachgewiesen werden. Besonders aufschlussreich waren, in Übereinstimmung mit CFX-4 Rechnungen, die Messungen transienter Geschwindigkeitsfelder mittels Hochleistungs-LDA-Technik. Damit konnte die Phänomenologie der beschleunigten Strömung aufgeklärt werden, wobei zunächst das Fluid als Ganzes beschleunigt wird, sich später aber große Wirbel im Ringraum herausbilden. Die Experimente an der ROCOM-Anlage zur stationären Kühlmittelzirkulation bei Betrieb aller Schleifen zeigen übereinstimmend mit CFX-4 Berechnungen eine Beschränkung der Verteilung des eingespeisten Tracers am Kerneintritt überwiegend auf den Quadranten der mit dem Tracer beaufschlagten Schleife. Bei der Simulation von transienten Strömungsvorgängen, wie z.B. dem Anlaufen der Kühlmittelzirkulation, ergibt sich dagegen im Experiment und der korrespondierenden Rechnung ein vollständig anderes Vermischungsbild. Die Strömung teilt sich in eine linke und rechte Komponente um den Kernbehälter auf, so dass die Störung zuerst den Sektor des Reaktorkerns erfasst, der der Schleife gegenüberliegt, über die der Tracer eingespeist wird. Ergänzend wurden Berechnungen zum WWER-440 bei stationärem Durchsatz durchgeführt, die die Anwendbarkeit eines analytischen Vermischungsmodells für WWER-440 Reaktoren bestätigen. Für turbulente Strömungen konnte CFX-4 somit anhand von Experimenten validiert werden und steht für weitere Untersuchungen in der Reaktorsicherheitsforschung zur Verfügung. Weiterhin konnte gezeigt werden, dass die Vermischungswertwerte im DWR mit Hilfe einer Lösung der eindimensionalen konvektiv-diffusiven Transportgleichung längs des Strömungsweges abbildbar sind. Die Ergebnisse der Experimente, CFD-Rechnungen und des analytischen Modells fließen in ein Modul ein, welches in Computercodes für Störfallanalysen integriert wird. Über eine verbesserte Beschreibung der Vermischung wird dadurch eine realistische Störfallsimulation erreicht.

Inhaltsverzeichnis

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| Formelzeichen und Indizes..... | XIX |
| Abkürzungsverzeichnis | XXV |
| Abbildungsverzeichnis | XXVII |
| Tabellenverzeichnis..... | XXXIII |
| 1 Einleitung | 1 |
| 2 Relevante Störfallszenarien..... | 5 |
| 2.1 Strömungsführung in Druckwasserreaktoren | 5 |
| 2.2 Borverdünnungsstörfälle | 7 |
| 2.2.1 Klassifikation | 7 |
| 2.2.2 Externe Borverdünnungsszenarien..... | 9 |
| 2.2.3 Inhärente Borverdünnungen | 12 |
| 2.3 Kaltwassertransienten..... | 16 |
| 2.4 Vermischungsphänomene auf dem Weg zum Reaktorkern | 17 |
| 3 Bedarf an Vermischungsuntersuchungen..... | 19 |
| 3.1 Frühere experimentelle Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung in DWR..... | 19 |
| 3.2 Numerische Strömungsberechnungen..... | 24 |
| 3.3 Das geschlossen-analytische Modell von Dräger..... | 25 |
| 3.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse und Schlussfolgerungen..... | 26 |
| 3.5 Auswahl des CFD-Berechnungsprogrammes..... | 29 |
| 3.6 Planung der Versuchsanlage..... | 30 |
| 4 Konzeption und Aufbau der Versuchsanlage ROCOM..... | 33 |
| 4.1 Skalierungsuntersuchungen..... | 33 |
| 4.1.1 Vergleich von Strömung und Vermischung mit Hilfe numerischer Berechnungen | 29 |
| 4.1.2 Ähnlichkeitszahlen..... | 30 |
| 4.2 Aufbau der Versuchsanlage..... | 40 |
| 4.2.1 Reaktormodell..... | 40 |
| 4.2.2 Gesamtanlage | 40 |
| 4.2.3 Tracerdosierung | 41 |
| 4.2.4 Pumpensteuerung..... | 41 |
| 4.2.5 Leitfähigkeitsmesstechnik..... | 42 |

| | | |
|----------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| 4.2.6 | Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt mittels Laser-Doppler-Anemometrie | 43 |
| 4.3 | Versuchsdurchführung der Leitfähigkeitsmessungen | 45 |
| 4.3.1 | Durchflusssteuerung und Tracerdosierung | 45 |
| 4.3.2 | Messwerterfassung..... | 45 |
| 4.3.3 | Kalibrierung und Normierung der Gittersensorsignale..... | 45 |
| 5 | Numerische Simulation der Kühlmittelströmung und turbulenten Vermischung im RDB vom Typ Konvoi | 49 |
| 5.1 | Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung..... | 50 |
| 5.2 | Numerische Modellierung der perforierten Einbauten im RDB | 51 |
| 5.2.1 | Modell des porösen Körpers | 51 |
| 5.2.2 | Modellierung der Einbauten im RDB | 53 |
| 5.2.3 | Ermittlung der Druckverlustbeiwerte der Einbauten im RDB..... | 54 |
| 6 | Sensitivitätsanalysen zu CFD-Rechnungen | 57 |
| 6.1 | Randbedingungen | 57 |
| 6.2 | Vergleich der Diskretisierungsverfahren..... | 58 |
| 6.3 | Einfluß der Anzahl der Gitterpunkte auf Strömung und Vermischung..... | 59 |
| 6.4 | Einfluß der Zeitschrittweite auf die Vermischung | 60 |
| 6.5 | Vergleich der Turbulenzmodelle..... | 61 |
| 6.6 | Zusammenfassung der Analysen..... | 61 |
| 7 | Validierung von CFX-4 anhand von Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt von ROCOM | 63 |
| 7.1 | Messpositionen am Ringspalt, Durchführung der Messungen..... | 63 |
| 7.2 | Voll- bzw. Teilschleifenbetrieb..... | 64 |
| 7.3 | Transiente Geschwindigkeitsmessungen..... | 70 |
| 7.4 | Untersuchung des Reynoldszahleinflusses der Strömung im Ringspalt | 78 |
| 8 | Validierung von CFX-4 anhand von Konzentrationsmessungen an ROCOM | 83 |
| 8.1 | Auswahl der Experimente | 83 |
| 8.2 | Übersicht zur Lage der Auswerteebenen..... | 84 |
| 8.3 | Experimente mit stationären Massenströmen | 85 |
| 8.3.1 | Langzeitdosierung bei Vollschleifenbetrieb | 85 |
| 8.3.2 | Kurzinjektionen bei Vollschleifenbetrieb | 90 |
| 8.3.3 | Teilschleifenbetrieb..... | 93 |
| 8.4 | Transiente Strömungen..... | 95 |

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 8.4.1 Nachrechnung Experiment TNR_62..... | 99 |
| 8.4.2 Nachrechnung Experiment TNR_92..... | 100 |
| 8.4.3 Untersuchung eines hypothetischen Pfropfens | 110 |
| 8.4.4 Skalierung auf den Originalreaktor mit Berücksichtigung von Temperatur- differenzen | 111 |
| 9 Geschlossen-analytische Modellierung in eindimensionaler Näherung..... | 115 |
| 9.1 Theoretische Grundlagen der Vermischung in turbulenten Strömungen | 115 |
| 9.1.1 Definitionen | 115 |
| 9.1.2 Grundgleichungen..... | 116 |
| 9.1.3 Lösungen der Grundgleichungen | 117 |
| 9.2 Ergebnisse analytischer Berechnungen | 119 |
| 9.3 Abschätzung der maximalen Konzentrationen..... | 121 |
| 10 Analysen zur Kühlmittelvermischung im WWER-440 | 129 |
| 10.1 Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung..... | 129 |
| 10.2 Modellierung der perforierten Platte im unteren Plenum..... | 130 |
| 10.3 Stationäre Strömung im WWER-440/W-230 | 131 |
| 10.3.1 Das Strömungsfeld im stationären Fall..... | 131 |
| 10.3.2 Vermischungsphänomene im stationären Fall | 132 |
| 11 Zusammenfassung und Ausblick | 135 |
| Literatur | 139 |
| Anhang | I |
| I. Methoden der numerischen Fluiddynamik..... | III |
| I.I Diskretisierung der Differentialgleichungen | III |
| I.I.I Diskretisierung konvektiver Flüsse | IV |
| I.I.II Diskretisierungsverfahren für Raumvariablen | V |
| I.I.I.I Upwind-Differenzen-Verfahren | V |
| I.I.I.II Das Zentralfdifferenzen-Verfahren..... | VI |
| I.I.I.III Das HYBRID-Verfahren (HDS)..... | VI |
| I.I.I.IV Das QUICK-Verfahren..... | VII |
| I.I.III Zeitdiskretisierung..... | VIII |
| I.I.V Turbulenzmodelle..... | IX |
| I.I.V.I Das k, ε -Modell | X |

| | |
|-------------------------------------------------|-------------|
| I.IV.II Das RNG- k, ε - Modell..... | XI |
| I.IV.III Das Reynoldsspannungs-Modell..... | XII |
| II Der CFD-Code CFX-4..... | XIII |
| II.I Pre-processing Modul..... | XIII |
| II.II Frontend Modul..... | XIV |
| II.III Solution Modul | XIV |
| II.IV Graphic Modul..... | XV |

Formelzeichen und Indizes

Formelzeichen

lateinische Buchstaben

| Bezeichnung | Einheit | Bedeutung |
|------------------------------------------------------------------------------|------------------|--------------------------------------|
| a | - | Konstante |
| A | m^2 | angeströmte Fläche |
| δA | m^2 | Oberfläche |
| B, B_F | $\frac{N}{m^3}$ | Körperkraft |
| c | m/s | Fluidgeschwindigkeit |
| C | - | Konstante, Courant Zahl |
| $c_\eta, c_{\varepsilon 1}, c_{\varepsilon 2}, \sigma_k, \sigma_\varepsilon$ | - | Standard-Konstantensatz |
| c_p | $\frac{kJ}{kgK}$ | spezifische Wärmekapazität (isobar) |
| D | m^2/s | Diffusionskoeffizient |
| d | m | Durchmesser |
| FS_{min} | - | Momentanwert des Vermischungsskalars |
| g | m/s^2 | Erdbeschleunigung |
| G | - | skalare Transportgröße |
| j | - | Laufvariable |
| k | kgm/s | turbulente kinetische Energie |
| l, L | m | Länge |
| m | kg | Masse |
| \dot{m} | kg/s | Massenstrom |
| n | - | Maximalwert der Laufvariablen |
| N | - | Anzahl der Realisierungen |

Formelzeichen und Indizes

| Bezeichnung | Einheit | Bedeutung |
|-------------|------------------|------------------------------------------|
| p | N/m^2 | Druck |
| P_k | - | Turbulenzproduktion |
| \dot{Q} | m^3/h | Schleifendurchsatz |
| Q | - | Quelle bzw. Senke |
| R | m | Radius |
| R_C | $\frac{kg}{m^3}$ | Widerstandsfaktor |
| R_F | $\frac{kg}{m^4}$ | Geschwindigkeitsfaktor |
| s | m | Vermischungsweg, Spaltweite |
| s | - | Standardabweichung |
| S_{ij} | - | Hauptspannungstensor |
| S_φ | - | Quell-/senkenterme |
| t | s | Zeit |
| t_P | - | Student-Faktor |
| Δt | s | Zeitintervall |
| T | K | Temperatur |
| u, U | m/s | Fluidgeschwindigkeit |
| \bar{u} | m/s | mittlere Fluidgeschwindigkeit |
| u_x | m/s | Schubspannungsgeschwindigkeit |
| u_z | - | Vertrauensbereich |
| δV | m^3 | Kontrollvolumen |
| V | m^3 | durchströmtes Volumen |
| V' | m^3 | durchströmtes Volumen in porösen Körpern |
| \dot{V} | m^3/s | Volumenstrom |

| Bezeichnung | Einheit | Bedeutung |
|-------------|---------|--------------------------------------|
| x | m | Koordinate in Hauptströmungsrichtung |
| x_i | m | Ortskoordinate |
| y | m | Wandabstand |

griechische Buchstaben

| Bezeichnung | Einheit | Bedeutung |
|----------------|-----------------|---------------------------------------------|
| α | $\frac{m^2}{s}$ | Temperaturleitzahl |
| Γ_ϕ | m^2/s | Diffusivitäten |
| β | - | Porosität |
| δ | m | Grenzschichtdicke |
| δ_{ij} | N/m^2 | Schubspannungen |
| ε | - | Dissipationsrate |
| ϑ | K | Temperatur |
| Θ | - | dimensionslose Vermischungsvariable, Winkel |
| η_0, η | - | Konstante, dimensionsloser Wandabstand |
| η | $Pa\ s$ | dynamische Viskosität |
| λ | $\frac{kW}{mK}$ | Wärmeleitfähigkeit |
| κ | - | Konstante |
| μ | kg/ms | dynamische Fluidzähigkeit |
| μ_t | $\frac{m^2}{s}$ | Wirbelviskosität |

| Bezeichnung | Einheit | Bedeutung |
|---------------|------------------|-------------------------------------------------------|
| ν | $\frac{m^2}{s}$ | kinematische Zähigkeit |
| ρ | $\frac{kg}{m^3}$ | Massendichte des Fluids |
| σ | $\mu S/cm$ | Leitfähigkeit |
| τ | s | Umlaufzeit |
| τ | N/m^2 | Schubspannung in der reibungsbehafteten Fluidströmung |
| $\tau_{(i)j}$ | N/m^2 | Reynoldsspannungstensor |
| τ_{ij} | N/m^2 | Schubspannungstensor |
| ϕ | - | Strömungsvariable |
| ζ | - | Strömungswiderstand |

Ähnlichkeitskennzahlen

| Bezeichnung | Bedeutung | |
|-------------|--------------|-----------------------------------|
| Eu | Eulerzahl | $Eu = \frac{\Delta p}{\rho c^2}$ |
| Fr | Froudezahl | $Fr = \frac{c^2}{l \cdot g}$ |
| Pe | Pecletzahl | $Pe_{turb} = \frac{cl}{D_{turb}}$ |
| Re | Reynoldzahl | $Re = \frac{cl}{\nu}$ |
| Sr | Strouhalzahl | $Sr = \frac{l}{c\tau}$ |
| Sc | Schmidtzahl | $Sc = \frac{\nu}{D} = Pr_D$ |

Indizes

| Bezeichnung | Bedeutung |
|--------------------|------------------------------------------|
| a | Austritt |
| A | Außen |
| C | bezogen auf den Kerneintrittssensor |
| D | bezogen auf den unteren Ringspaltssensor |
| Diff | Diffusion |
| e | Eintritt |
| ges | Gesamt |
| i,j | Geschwindigkeitskomponenten |
| I | Innen |
| k | Konzentration |
| K | Kern |
| konv | konvektiv |
| L | bezogen auf den Schleifeneintrittssensor |
| max | Maximum |
| min | Minimum |
| o | für konstant |
| p | Druck |
| S | Siebtonne |
| St | Stauplatte |
| turb | turbulent |
| W | Wand |
| α | (Massen-) Anteil |
| α_{Vol} | (Volumen-) Anteil |
| δ | Grenzschichtrand |

Bezeichnung

Bedeutung

ϑ

Temperatur

Abkürzungsverzeichnis

| Abkürzung | Entsprechung |
|------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| ATHLET | thermohydraulischer Code |
| Bora-Bora | französische Versuchsanlage |
| CAD | Computer-Aided-Design |
| CCCT | Modifizierung des QUICK-Verfahrens |
| CDS | Zentraldifferenzen-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 |
| HKL | Hauptkühlmittelleitung |
| HKP | Hauptkühlmittelpumpe |
| HYBRID (HDS) | Modifikation aus dem Upwinddifferenzen-Verfahren, in welchem das Zentraldifferenzen-Verfahren genutzt wird |
| KV | Kontrollvolumen |
| LDA | Laser-Doppler-Anemometrie (Geschwindigkeitsmesstechnik) |
| LOCA | Loss of Coolant Accident (Kühlmittelverluststörfall) |

| Abkürzung | Entsprechung |
|------------------|--------------------------------------------------------------------------------------|
| 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 |
| OTSG | Geradrohrdampferzeuger |
| 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 | Upwindifferenzen-Verfahren |
| UMCP | skalierte Vermischungsanlage der University of Maryland |
| 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 | 5 |
| Abb. 2.2 | Primärkreislauf eines WWER-440 | 6 |
| Abb. 2.3 | Primärkreislaufinventar bei SBLOCA und Reflux-Condenser Mode (Konvoi-Typ) | 14 |
| Abb. 4.1 | Geschwindigkeitsverteilungen von Original und Modell am Kerneintritt | 34 |
| Abb. 4.2 | Geschwindigkeitsverteilungen am Kerneintritt (Original skaliert) | 34 |
| Abb. 4.3 | Temperatur- bzw. Skalarverteilungen am Kerneintritt von Originalreaktor und Modell | 34 |
| Abb. 4.4 | Plexiglas-Modell des RDB | 40 |
| Abb. 4.5 | Gesamtansicht Versuchsanlage ROCOM | 41 |
| Abb. 4.6 | Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren | 42 |
| Abb. 4.7 | Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt von ROCOM (LDE-300) | 44 |
| Abb. 4.8 | Fiber Flow System der Firma Dantec | 44 |
| Abb. 5.1 | Schnitt durch den Original-RDB des DWR Konvoi | 49 |
| Abb. 5.2 | Vergleich der verwendeten numerischen Gittermodelle des DWR Konvoi | 50 |
| Abb. 5.3 | Siebtonne im unteren Plenum des RDB und als poröser Körper im Gittermodell | 53 |
| Abb. 6.1 | Modell eines Quadranten des Konvoi Ringspalts | 57 |
| Abb. 6.2 | Vergleich der Diskretisierungsverfahren: Konzentrationsverläufe am Auswertepunkt als Folge einer Impulsstörung am Eintritt in das Strömungsgebiet | 58 |

| | Seite | |
|----------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Abb. 6.3 | Geschwindigkeitsverteilung am Ende des Ringspalts für verschiedene Gitter | 59 |
| Abb. 6.4 | Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt für verschiedene Gitter | 59 |
| Abb. 6.5 | Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlichen Zeitschrittweiten Δt als Folge einer Impulsstörung | 61 |
| Abb. 6.6 | Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt von Rechnungen mit unterschiedlicher Turbulenzmodellierung | 61 |
| Abb. 7.1 | Positionen der Schleifen am RDB (ROCOM) | 63 |
| Abb. 7.2 | Vergleich gemittelter Geschwindigkeiten am Ende des Ringspalts (LDA-Messung, CFX, theoretische Geschwindigkeiten) | 65 |
| Abb. 7.3 | Geschwindigkeitsprofile abhängig von der Umfangsposition am Ende des Ringspalts, Vierschleifenbetrieb | 67 |
| Abb. 7.4 | Vergleich der Strömungsprofile über dem Querschnitt des Ringspalts, 0° azimutale Position | 68 |
| Abb. 7.5 | Geschwindigkeitsprofile abhängig von der Umfangsposition am Ende des Ringspalts, Teilschleifenbetrieb bzw. ungleichmäßiger Durchsatz | 68 |
| Abb. 7.6 | Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Rampe) | 71 |
| Abb. 7.7 | Rampenförmiges Anlaufen der Kühlmittelpumpe in Schleife 1 (Durchflussmesser) und Ergebnisse der LDA-Messung (gegenüber dem beaufschlagten Eintrittsstutzen), fünf Realisierungen des transienten Vorgangs | 72 |
| Abb. 7.8 | Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 5 rampenförmige Pumpenanläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife (Durchflussmesser) und LDA-Messungen an ausgewählten azimutalen Positionen am Ende des Ringspalts | 72 |
| Abb. 7.9 | Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile in Umfangsrichtung | 73 |

| | Seite | |
|-----------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Abb. 7.10 | Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen am Ende des Ringspalts über der Zeit | 73 |
| Abb. 7.11 | Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Sprung) | 74 |
| Abb. 7.12 | Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 10 spungförmige Pumpenanläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimutalen Positionen am Ende des Ringspalts | 75 |
| Abb. 7.13 | Evolution der azimutalen Geschwindigkeitsverteilungen am Ringspaltende im Vergleich zur Potentialnäherung bei $t=2.0s$ | 75 |
| Abb. 7.14 | Anlauf der 1. Pumpe, Vergleich der transienten Geschwindigkeitsfelder am Ringspaltende zum Zeitpunkt des Erreichens von 50 % bzw. 100% des Nenndurchsatzes in der Schleife 1 | 77 |
| Abb. 7.15 | Anlauf der 1. Pumpe, Vergleich der transienten Geschwindigkeitsfelder am Ringspaltende | 77 |
| Abb. 7.16 | Vergleich der gemittelten gemessenen Durchsätze (LDA) am Ringspaltende mit FlowMeter- Schleifendurchsätzen (reduziert um die Rückströme durch die restlichen Schleifen) für Sprung und Rampe | 80 |
| Abb. 7.17 | Abnehmende Flanke der gemessenen Geschwindigkeiten (LDA) für die Ringspaltpositionen 22.5° und 202.5° | 80 |
| Abb. 7.18 | Vergleich skaliertes Strömungsprofile bei unterschiedlichen Durchsätzen am Ende des Ringspalts, Vierschleifenbetrieb, LDA- Messung ROCOM | 81 |
| Abb. 7.19 | Reynoldszahlen bei ausgewählten Schleifendurchsätzen, Vierschleifenbetrieb, Messung, ROCOM | 81 |
| Abb. 7.20 | Anlauf der 1. Pumpe, Reynoldszahlenvergleich im Ringspalt Original-Modell: DWR Konvoi-ROCOM | 82 |
| Abb. 8.1 | BE-bzw. Auswertepositionen am Kerneintritt | 84 |

| | Seite |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------|
| Abb. 8.2 Vergleich von Experiment und CFX-4 Nachrechnung (Vollschleifenbetrieb 100 m ³ /h), Langdosierung | 87 |
| Abb. 8.3 Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vollschleifenbetrieb 185 m ³ /h), zeitlich gemittelte Daten | 88 |
| Abb. 8.4 Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen und auf azimutalen Positionen des äußeren Umfangs am Kerneintritt (Vollschleifenbetrieb, 185 m ³ /h) | 89 |
| Abb. 8.5 Vergleich von Experiment und CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m ³ /h), Kurzdosierung | 91 |
| Abb. 8.6 Vergleich 8 ensemblegemittelte Experimente -CFX-4 Nachrechnung (Vierschleifenbetrieb 100 m ³ /h) | 92 |
| Abb. 8.7 Vergleich von Experiment und CFX-4, eine Schleife abgesperrt | 96 |
| Abb. 8.8 Vergleich von Experiment und CFX-4, zwei Schleifen abgesperrt | 97 |
| Abb. 8.9 Vergleich von Experiment und CFX-4, drei Schleifen abgesperrt | 98 |
| Abb. 8.10 Vergleich von CFX-4 Nachrechnung und Experiment TNR_62 | 101 |
| Abb. 8.11 Vergleich von CFX-4 Nachrechnung und Experiment TNR_62, Vermischung am Kerneintritt | 102 |
| Abb. 8.12 Zeitabhängige Konzentrationsverteilungen im Ringspalt, (rot: Deionat, weiß: Tracer), CFX-4 Nachrechnung des Experimentes TNR_62 | 102 |
| Abb. 8.13 Vergleich von CFX-4 Nachrechnung und Experiment TNR_92 | 103 |
| Abb. 8.14 BE-Position der maximalen Tracerkonzentration TNR_62, TNR_92, CFX | 103 |
| Abb. 8.15 Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_62 und CFX-4 | 104 |

| | Seite | |
|-----------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Abb. 8.16 | Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_62 und CFX-4 | 105 |
| Abb. 8.17 | Konzentrationsverteilungen an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von TNR_62 und CFX-4 | 106 |
| Abb. 8.18 | Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_92 und CFX-4 | 107 |
| Abb. 8.19 | Zeitliche Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_92 und CFX-4 | 108 |
| Abb. 8.20 | Konzentrationsverteilungen an azimutalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von TNR_92 und CFX-4 | 109 |
| Abb. 8.21 | Vergleich CFX-4 Nachrechnung mit abfallender Flanke und CFX-4 Rechnung mit Rechteckimpuls am Eintrittsstutzen | 111 |
| Abb. 8.22 | Vergleich der CFX-4 Nachrechnungen mit Originalgeometrie und mit skalierte Geometrie (ROCOM) | 113 |
| Abb. 9.1 | Zeitabhängige Eingangsverteilung | 119 |
| Abb. 9.2 | Mittlere Konzentrationen, 50 m ³ /h je Schleife | 122 |
| Abb. 9.3 | Mittlere Konzentrationen, 100 m ³ /h je Schleife | 123 |
| Abb. 9.4 | Mittlere Konzentrationen, 200 m ³ /h je Schleife | 124 |
| Abb. 9.5 | Mittlere Konzentrationen, 300 m ³ /h je Schleife | 125 |
| Abb. 9.6 | Mittlere Konzentrationen, 100 m ³ /h je Schleife, Langdosierung | 126 |
| Abb. 9.7 | Dimensionslose Konzentrationen am Kerneintritt in Abhängigkeit von der dimensionslosen Pfropfenlänge | 127 |
| Abb. 10.1 | Numerisches Modell des WWER-440 im Vergleich zum Original | 129 |
| Abb. 10.2 | Geschwindigkeitsverlauf am Ende des Ringspaltes WWER-440 | 131 |

| | Seite | |
|-----------|-----------------------------------------------------------------------------|-----|
| Abb. 10.3 | Schnittdarstellung des Strömungsbildes im unteren Plenum des WWER 440 | 132 |
| Abb. 10.4 | Vergleich von Messung, CFX und analytischem Modell für den stationären Fall | 133 |
| Abb. 10.5 | Temperaturverteilung am Spaltzoneneintritt (CFX-4, analytisches Modell) | 134 |
| Abb. I.1 | Kontrollvolumenberandung | IV |
| Abb. I.2 | Treppenfunktion (UDS) | V |
| Abb. I.3 | Polygonzug (CDS) | VI |
| Abb. I.4 | quadratische Verteilung (QUICK) | VII |

Tabellenverzeichnis

| | Seite |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------|-------|
| Tabelle 2.1 Technische Daten im Vergleich | 6 |
| Tabelle 2.2 Eintrittswahrscheinlichkeiten der Borverdünnungsszenarien | 13 |
| Tabelle 3.1 Testmatrix | 29 |
| Tabelle 4.1 Randbedingungen der CFX-Rechnungen | 33 |
| Tabelle 4.2 Vergleich Original DWR – Modell, Modellmedium Wasser, 20°C | 39 |
| Tabelle 4.3 Technischen Daten der verwendeten Laser im Überblick | 44 |
| Tabelle 5.1 Vernetzungsdaten | 51 |
| Tabelle 5.2 Druckverlustbeiwerte ζ und R_F -Werte für Modell und Original RDB | 56 |
| Tabelle 6.1 Randbedingungen für die CFD-Rechnungen | 57 |
| Tabelle 6.2 Gegenüberstellung der verschiedenen Berechnungsgitter des Ringspaltmodells | 59 |
| Tabelle 8.1 Ausgewählte Experimente der ROCOM-Anlage für einen Vergleich mit CFX-4 Rechnungen | 83 |
| Tabelle 8.2 Temperaturverlauf während des Hochfahrens der Pumpe am Eintrittsstutzen Original-Konvoi | 112 |
| Tabelle I.1 Standardkonstantensatz | XI |

1 Einleitung

Bei transienten Vorgängen bzw. unter Störfallbedingungen kann in Druckwasserreaktoren (DWR) Kühlmittel mit unterschiedlicher Temperatur und/oder Borkonzentration aus den kalten Strängen der Primärkreisschleifen in den Reaktordruckbehälter (RDB) eintreten. Solche Transienten, bei denen Ungleichmäßigkeiten der Temperatur- und Borkonzentrationsverteilung auftreten, werden als Kaltwassertransienten und Borverdünnungsszenarien bezeichnet.

Dem Primärkühlmittel von Druckwasserreaktoren wird zur Beeinflussung der Reaktivität Borsäure in veränderlicher Konzentration zugesetzt. Dabei wird durch den normalbetrieblich gegebenen Zwangsumlauf oder durch den Naturumlauf sichergestellt, dass die Borsäure innerhalb des Primärkreislaufs homogen verteilt wird, die Borsäurekonzentration also praktisch überall gleich ist. Im Falle des Zwangsumlaufs reicht hierfür der Betrieb einer der Hauptkühlmittelpumpen aus, weil sich dabei in den übrigen Schleifen eine Rückwärtsströmung ausbildet.

Seit einer Reihe von Jahren werden Szenarien diskutiert, die zu einer Ansammlung schwächer borierten Kühlmittels in Bereichen des Primärkreises führen können. Dies könnte durch Einbringung schwach borierten Kühlmittels aus Anschlussystemen des Primärkreises oder durch Auftrennung des borierten Primärkühlmittels in hoch boriertes und weitgehend borfreies Kühlmittel bei Verdampfung und Kondensation geschehen. Voraussetzung für die Ausbildung eines größeren Pfropfens wenig borierten Kühlmittels ist außerdem, dass die Kühlmittelzirkulation ganz oder teilweise zum Erliegen gekommen ist.

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

Bei Vorliegen eines Pfropfens mit deboriertem Wasser und Anlaufen der Zirkulation ist die Vermischung mit dem umgebenden normal borierten Kühlmittel der einzige Vorgang, der den resultierenden Reaktivitätseintrag abschwächt. Auch bei einer unterkühlten Schleife bei laufenden Pumpen führt nur eine Vermischung mit höhertemperiertem Kühlmittel aus den anderen Schleifen zu einer Anhebung der Temperatur in dem Sektor dieser Schleife. Diese Vermischung findet vor allem im Ringspalt und im unteren Plenum des Reaktors statt. Die Kenntnis dieser Prozesse ist für die realistische Bewertung der Auswirkungen von Deborierungs- und Kaltwassertransienten im Sinne von Best-Estimate-Analysen daher von entscheidender Bedeutung.

Durch den rasanten Fortschritt der Rechentechnik und den Einsatz von immer leistungsfähigeren numerischen Strömungsberechnungsprogrammen ist es in den letzten Jahren gelungen, CFD (Computational Fluid Dynamic)-Codes als effektive Werkzeuge zur Berechnung von praktisch relevanten Strömungsphänomenen zu nutzen. Dennoch ist für die Untersuchung von Vermischungsphänomenen in DWR, die für Sicherheitsanalysen von Bedeutung sind, nach wie vor eine enge Kopplung experimenteller und theoretischer Methoden erforderlich.

In dieser Arbeit wird eine Systematisierung der bisher international gewonnenen experimentellen Erkenntnisse und numerischen Ergebnisse zur Kühlmittelvermischung unter unterschiedlichen Bedingungen (Reaktorgeometrie, Strömungsbedingungen, Temperatur und Bor-konzentrationsunterschiede) vorgenommen. Ausgehend von dieser Systematisierung erfolgt eine Beschreibung der Kühlmittelströmung und -vermischung mit Hilfe eines numerischen Strömungsberechnungsprogramms. Die Validierung dieses Berechnungsprogramms soll anhand von Experimenten an einer Versuchsanlage durchgeführt werden. Es wird die Vermischung unter stationären Strömungsbedingungen bei Betrieb aller oder eines Teils der Primärkreisschleifen sowie beim transienten Vorgang des Anlaufens der Kühlmittelzirkulation in einer Schleife untersucht. Ersteres ist vor allem für den Normalbetrieb und Unterkühlungstransienten von Bedeutung, letzteres für Borverdünnungsstörfälle.

Ergänzend sollen Möglichkeiten und Grenzen einer vereinfachten Beschreibung der Kühlmittelvermischung im Ringspalt und am Kerneintritt mit Hilfe eines eindimensionalen geschlossenen-analytischen Modells aufgezeigt werden.

Die Arbeit ist wie folgt gegliedert:

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

In Kapitel 3 sind frühere experimentelle und numerische Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung zusammengestellt. Ein analytisches Modell für die Vermischung im Ringraum und unteren Plenum von Reaktoren des russischen Typs WWER-440 wird beschrieben. Es wird der Bedarf an weiteren Modellexperimenten und numerischen Simulationen abgeleitet und eine Versuchsmatrix für zu untersuchende Strömungszustände und Vermischungsphänomene aufgestellt.

Basierend auf dieser Bedarfsanalyse wird das Konzept für die Versuchsanlage ROCOM in Kapitel 4 entworfen. Dazu gehören Untersuchungen zur Skalierung der Anlage und der Nachweis der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die Originalreaktoranlage. Die Versuchsanlage wird beschrieben, die Versuchskonzeption wird vorgestellt und die Messtechnik, Messwerterfassung und -auswertung werden erläutert.

In Kapitel 5 wird auf die Randbedingungen und Rechengittererstellung der numerischen Modellierung inklusive der komplizierten numerischen Modellierung der Einbauten bzw. deren Einflüsse auf die Strömung des Kühlmittels, hier insbesondere von perforierten Platten bzw. Siebtonnen, eingegangen.

Kapitel 6 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 es werden die geeignetsten numerischen Verfahren für die Simulation ausgewählt.

In den Kapiteln 7 und 8 erfolgt eine Gegenüberstellung von Geschwindigkeits- und Konzentrationsmessungen an der ROCOM-Versuchsanlage auf Grundlage der in Kapitel 3 aufgestellten Matrix mit numerischen Simulationen. Schwerpunkt dieser Gegenüberstellung sind Strömungszustände bei zeitlich unveränderlichen Schleifendurchsätzen im Nominal- bzw. Teilschleifenbetrieb sowie transiente Anlaufvorgänge der Kühlmittelzirkulation.

Ein geschlossen-analytisches 1D-Rechenmodell der turbulenten Diffusion in einer stationären und symmetrischen Modellströmung wird in Kapitel 9 vorgestellt. Die so gewonnenen zeitabhängigen mittleren Vermischungen für unterschiedliche Schleifendurchsätze und Dosierzeiten werden mit experimentellen Daten der ROCOM-Anlage und CFD-Rechnungen verglichen.

In Kapitel 10 werden CFD-Rechnungen zur Kühlmittelvermischung in WWER-440 Reaktoren behandelt. Ergebnisse eines analytischen Modells für WWER-440 aus der Literatur werden mit eigenen CFD-Rechnungen verglichen.

Kapitel 11 beinhaltet die Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse und einen Ausblick.

Im Anhang Kapitel I wird vertiefend auf Methoden der numerische Fluidodynamik eingegangen. Das CFD-Programmpaket CFX-4 wird im Kapitel II des Anhangs näher erläutert.

2 Relevante Störfallszenarien

2.1 Strömungsführung in Druckwasserreaktoren

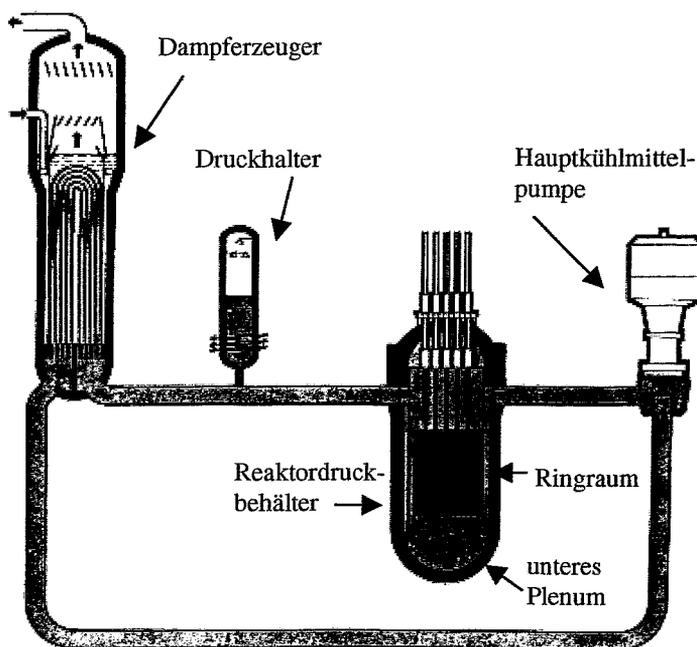


Abb. 2.1 Schema des Primärkreislaufes eines deutschen Druckwasserreaktors

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 Ringraum (Ringspalt) des Reaktordruckbehälters, durch den es dem unteren Plenum zugeleitet wird (Abb. 2.1). Hier erfährt die Strömung eine Umlenkung um 180° und passiert dabei

Einrichtungen zur Strömungsberuhigung, deren Konstruktion typenspezifisch 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. Framatome ANP (ehem. Siemens/KWU), welcher hauptsächlich in dieser Arbeit untersucht wird, besitzt vier Schleifen in einer Ebene, wobei jeweils zwei Eintritts- bzw. zwei 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 Ringspalts. Im Ringspalt 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:

- Alle Hauptumwälzleitungen sind heiß - und kaltseitig absperribar.
- Die sechs Eintrittsstutzen sind im Gegensatz zu westlichen Reaktoren unterhalb der Austrittsstutzen angeordnet (Abb. 2.2).

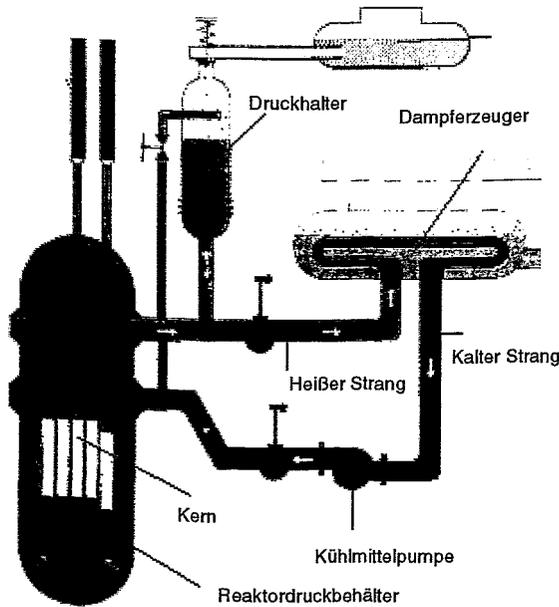


Abb. 2.2 Primärkreislauf eines WWER-440

Abweichend zu anderen Reaktortypen befindet sich beim WWER-440 unterhalb des Kerns der sogenannte Reaktorschachtboden, der der Aufnahme der Arbeitsteile der Kassetten des Steuer- und Schutzsystems dient. An seinem Eintritt befindet sich eine perforierte Platte, die ihn gegenüber dem unteren Sammelraum abgrenzt. Bei der Konstruktionsvariante WWER-440 W-213 erfolgt eine Strömungsberuhigung durch einen elliptischen Siebboden. Bei der älteren Version W-230, die in dieser Arbeit betrachtet wird, fehlt dieser elliptische Siebboden.

Tabelle 2.1 Technische Daten im Vergleich

| Reaktortypen | DWR Konvoi (1300 MW _{el}) | WWER-440 (440 MW _{el}) |
|--------------------------------------------------------|-------------------------------------|----------------------------------|
| Schleifen | 4 | 6 |
| Gesamtmassenstrom / kg/s | 18800 | 8550 |
| Eintrittstemperatur / °C | 291.3 | 268.8 |
| Druck / bar | 158 | 125 |
| mittlere Fluidgeschwindigkeit im Eintrittsstutzen/ m/s | 14.2 | 9.55 |

2.2 Borverdünnungsstörfälle

2.2.1 Klassifikation

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

In der Literatur [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 Reaktorhilfsanlagen). Durch den Betrieb der Pumpen bzw. bei voll ausgeprägtem Naturumlauf kann sich das deborierte Kühlmittel gut mit dem borierten Kühlmittel vermischen. Das Absinken der Borkonzentration im Kreislauf kann durch den Operator rechtzeitig bemerkt werden, da die theoretisch möglichen Einspeisemengen deborierten Wassers klein gegen das Kühlmittelinventar des Reaktors sind.

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 unerkant bleiben kann.

Externe Borverdünnung

Bei einer externen Borverdünnung dringt störungsbedingt unboriertes Wasser von außen in den Primärkreislauf ein, z.B. aus Reaktorhilfsanlagen, die unboriertes Wasser enthalten. Als Reaktorhilfsanlagen werden die Systeme bezeichnet, die am Reaktorbetrieb unmittelbar beteiligt sind, wie z.B. Anlagen zur Einspeisung und Entnahme von Hauptkühlmittel inkl. der zugehörigen Reinigungs- und Aufarbeitungsanlagen.

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. Der unborierte Pfropfen kann durch Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe oder durch Wiedereinsetzen des Naturumlaufes in den Reaktorkern transportiert werden.

In WWER-440 Reaktoren kommt hinzu, dass der Umlauf in den Schleifen durch Schließen der Hauptabsperrschieber unterbrochen werden kann. Hier kann das Öffnen eines Hauptabsperrschiebers das auslösende Ereignis sein. Dadurch 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 Borverdünnung

Während eines Kühlmittelverluststörfallszenariums mit kleinem bis mittlerem 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 Blasenauftstieg und Mitriss von borierterem Kühlmittel während der Reflux-Condenser-Phase sowie Zumischen von borierterem Kühlmittel im Ringraum und im unteren Plenum des RDB beim Anlaufen des Naturumlaufes wirken dem Absinken der Borkonzentration am Kerneintritt entgegen.

Eine inhärente Borverdünnung kann auch während eines Dampferzeugerlecks eintreten. Es besteht die Möglichkeit, dass Kondensat von der Sekundärseite auf die Primärseite eines iso-

lierten 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 ist die Zusammenstellung von Jakobson [Ja92] zu Dreischleifen-Westinghouse-Reaktortypen. Die Szenarien können von Reaktortyp zu Reaktortyp verschieden sein, da unterschiedliche Konfigurationen und Betriebsregimes 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 eine kontinuierliche Kühlmittelzufuhr erreicht. Die Einspeisestelle für das boriierte Zusatzspeisewasser liegt im kalten Strang zwischen HKP und Reaktoreintritt. Ein Teil des Wassers strömt in Richtung DE, wodurch die dort vorhandene Luft komprimiert wird. Wenn durch einen Fehler im Zusatzspeisewassersystem unboriiertes Wasser vorgelegt wird, kommt es zu einer Absenkung der Borkonzentration 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 deboriierte Pfropfen in den Reaktor gedrückt.

Borverdünnung durch ein Leck im Sperrwassersystem der Hauptkühlmittelpumpe

Die Randbedingungen entsprechen dem Szenarium im vorhergehenden Abschnitt. Vor Beginn der Druckbeaufschlagung und dem Start der Pumpen wird angenommen, dass das Sperrwassersystem in einer der Pumpen zu lecken beginnt. Aufgrund dessen kann durch die Dichtung unboriiertes Wasser in das Pumpengehäuse gelangen und einen deboriierten 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 Borkonzentration in diesem Behälter wird durch Mischen von Deionat aus dem Kondensatbehälter mit Borsäure aus dem Borsäurebehälter eingestellt. Das eingespeiste aufboriierte Wasser vermischt sich danach mit dem Kühlmittel im Primärkreislauf.

In dieser Situation wird angenommen, dass durch einen 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 Borkonzentration, 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 Zuspisepumpen wird die Zuspisung 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 den 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 (MOV) 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 bzw. atmosphärischer Druck herrscht, gelangt das gesamte Druckspeicherwasser in den Primärkreislauf.
- Leckagen am MOV können bereits während der Druckabsenkung zu einer langsamen Deborierung führen. Wegen der dann vorherrschenden Dichteunterschiede zwischen dem kalten Druckspeicherwasser und dem Kühlmittel, kommt es zu einer Schichtung mit dem Resultat, dass sich das unborierte Wasser im unteren Plenum ansammeln kann. 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 sind zwei Szenarien relevant:

1. versehentliche Aktivierung des Hoch- und/oder Niederdruckeinspeisesystems
2. unbemerktes Eindringen von Wasser aus dem Flutbehälter in den Druckbehälter

LOCA mit Einspeisung von 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 Einspeisung von 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. 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 be-

merkbar 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. Diese Borverdünnungen wurden jedoch jedes Mal rechtzeitig entdeckt:

- 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 Dekontamination eines DE, Borverdünnung trat auf” (Westinghouse 3-Schleifenanlage 436 MW)
- San Onofre 1, September 1980, “ DE-Heizrohrarbeiten-Schleifendichtung versagte, Wasser 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.

2.2.3 Inhärente Borverdünnungen

Inhärente Borverdünnungen bei kleinen bis mittleren Lecks

Bei Störfällen in deutschen 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.

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 Brennelementwechsel | 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 | extrem gering |
| LOCA/SGTR mit Eintritt von sekundärseitigem Kondensat in den Primärkreislauf | nicht bekannt |

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

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. Nach Störfallbeginn wird die Reaktorschnellabschaltung ausgelöst, gefolgt von der Turbinenabschaltung. Die Hauptkühlmittelpumpen werden durch das Erreichen der Notkühlkriterien abgeschaltet, so dass ab diesem Zeitpunkt die Nachzerfallsleistung im Naturumlauf an die Sekundärseite abgegeben wird.

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 entstehende Kondensat überwiegend durch die

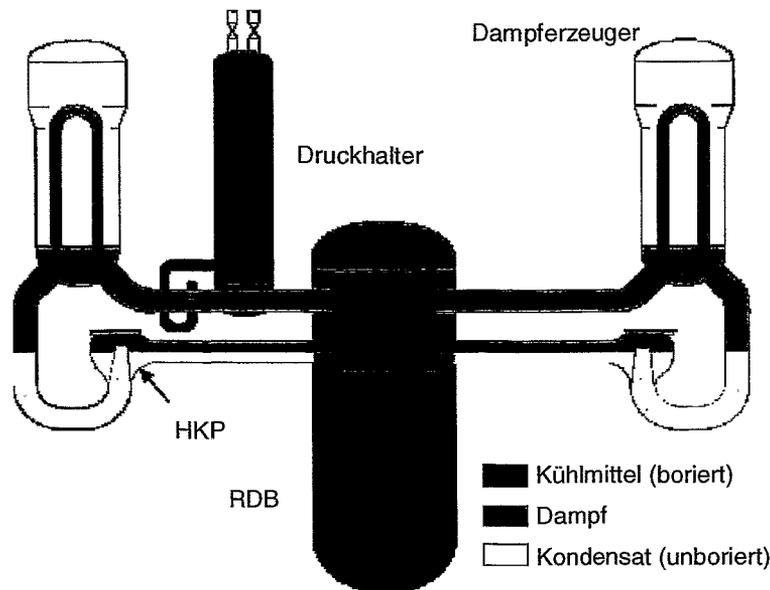


Abb. 2.3 Primärkreislaufinventar bei SBLOCA und Reflux-Condenser Mode (Konvoi-Typ)

heißseitige Hauptkühlmittelleitung 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-Not einspeisesysteme, z.B. Einzelfehler und Reparatur, sinkt das Primärkühlinventar bei Lecks von 20 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 Kondensatmenge abhängig von der Leckgröße, der Lecklage und von der Einspeisemenge und vom Einspeiseort der HD-Sicherheitspumpen.

Lecks bei kaltseitiger Hochdrucksicherheitseinspeisung

Bei kaltseitiger HD-Sicherheitseinspeisung erfolgen relevante Kondensatansammlungen sowohl bei kaltseitigen als auch bei heißseitigen Leckagen. Bei einem kaltseitigen 40 cm^2 -Leck kann sich die maximale Kondensatmenge 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 hochborierten Kühlmittel vermischen. Bei heißseitiger Leckage fällt ein Maximum an Kondensat bei einer Leckgröße von 70

cm² an. Die übrigen kaltseitigen und heißseitigen Leitungslecks weisen deutlich kürzere Reflux-Condenser-Phasen und somit auch geringere 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 schwachborierten Kühlmittelmassen in Richtung RDB transportiert.

Lecks bei heißseitiger Hochdrucksicherheitseinspeisung

Bei heißseitiger HD-Sicherheitseinspeisung ist die größte Kondensatansammlung bei einem heißseitigen 30 cm²-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 boriertem 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 deboriertem Wasser stark begrenzt ist. Die inhärente Deborierung ist bei heißseitiger Hochdrucknoteinspeisung von geringer Bedeutung.

Inhärente Borverdünnung bei 3/4 Loop Betrieb

Ein Reflux-Condenser-Betrieb ist auch denkbar, wenn im Zuge des während der Wiederinbetriebnahme 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 den Reflux-Condenser-Betrieb beenden, bevor sich relevante Mengen ansammeln könnten.

Pumpenbetrieb unter Störfallbedingungen

Bei Kühlmittlecks werden die HKP abgeschaltet. Eine Möglichkeit für den Eintrag des Pffropfens 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 praktisch ausgeschlossen [Le92]:

- Der Betrieb der HKP ist nur oberhalb eines definierten Grenzdruckes (>17 bar) bei einem ausreichenden Füllungsgrad ($>2,18$ m Druckhalterfüllstand) möglich,
- es erfolgt eine Prüfung der Borkonzentration im Primärkreislauf vor Zuschaltung der HKP,
- ein versehentliches Zuschalten der HKP ist durch eine Schutzverriegelung ausgeschlossen.

2.3 Kaltwassertransienten

Kaltwassertransienten stellen eine zweite wichtige Klasse von Szenarien dar, bei welchen die Kühlmittelvermischung eine Rolle spielt. Sie 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 arbeitet bei Nominalleistung. Am Ende eines Brennstoffzyklusses erreicht der negative Rückkopplungskoeffizient der Kühlmitteltemperatur seinen maximalen absoluten Wert. Eine Auskühlung des Primärkreislaufes bewirkt somit einen maximalen Reaktivitätseintrag.
- Es tritt der plötzliche Doppelendbruch der Frischdampfleitung eines DE auf. Infolgedessen kommt es zum Druck- und Temperaturabfall im Primärkreislauf, verbunden mit einem Leistungsanstieg infolge der Kühlmitteltemperaturrückkopplung.
- Die Reaktorschnellabschaltung wird ausgelöst. Dabei wird das Hängen bleiben des effektivsten Abschaltstabes in der oberen Endlage unterstellt.
- Turbinenschnellschluss und Schließen der DE-Isolationsventile werden ausgelöst. Das Leck befindet sich im nicht absperzbaren Bereich (vor dem Isolationsventil), so dass die Auskühlung einer der Primärschleifen fortgesetzt wird.

Der Abfall der Kühlmitteltemperatur bedingt einen positiven Reaktivitätseffekt, der im Extremfall zur Rekritikalität und damit zu einer Leistungsentwicklung bzw. Leistungsexkursion im abgeschalteten Reaktor führen kann [Gr97]. Diese Leistungsentwicklung hängt stark von der Verteilung der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt ab [K199].

2.4 Vermischungsphänomene auf dem Weg zum Reaktorkern

Allen Szenarien der heterogenen Borverdünnung ist gemein, dass an einer bestimmten Stelle im Primärkreislauf ein Pfropfen mit abgesenkter Borkonzentration 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 deborierten Pfropfens,
- in dessen anfänglicher Position (z.B. Pumpenbogen),
- im Grad der Deborierung, d.h. in der Borkonzentration 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 zwischen borierterem und unboriertem Kühlmittel keinen bedeutenden Einfluss auf das Strömungsfeld und somit auf die Vermischung haben [No86]. 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 Ringspalt 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 Ringspalt (Stützerweiterung, Aufprall der Strömung am Kernbehälter, Strömungsumlenkung im Ringspalt), in großräumigen Rezirkulationsgebieten im Ringspalt (insbesondere hervorgerufen durch die Ringspalterweiterungen) sowie an den Grenzen der in den Sektoren des Ringspalt zugeordneten Schleifenmassenströme (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 deborierte Wasser sich im Kaltstrang befindet, wo kaum Temperatur- und damit Dichtedifferenzen vorliegen. In einem solchen Fall verläuft die Vermischung ähnlich wie beim Start einer Pumpe, jedoch muss die we-

sentlich 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. Auch hier ist die geringe Dichtedifferenz von boriiertem und unboriiertem Wasser meist ohne Bedeutung.

Wenn die Temperaturunterschiede in 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, borfreies Wasser, das bei einer externen Deborierung in den Primärkreislauf gelangt ist, beim Eindringen in den Ringspalt in dem dort vorliegenden wärmeren Kühlmittel absinken. Andererseits kann der Fall eintreten, dass sich kälteres Notkühlwasser im Ringspalt 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 Ringspalt schichten.

Kaltwassertransienten sind dadurch gekennzeichnet, dass der Kühlmittelumlauf während der Transiente in mehreren, im allgemeinen in allen Hauptkühlmittelschleifen in Gang bleibt. Es werden Szenarien betrachtet, bei denen die HKP nicht abgeschaltet werden. Im Falle der Abschaltung der HKP ist von einem entwickelten Naturumlauf zumindest in der unterkühlten Schleife auszugehen, der von der großen Temperaturdifferenz zum auskühlenden DE angetrieben wird. Im Ringspalt 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, Ul83]
- 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, Wa97]
- 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]

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 gestörte Schleife 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 eines WWER-440 einer Potentialströmung nahe kommt. Die Vermischung lässt sich als turbulente Dispersion in einer parallelen Ringspaltsströmung beschreiben. An der Unterkante des Reaktorschachts wurden großräumige Einschlagwirbel beobachtet, die wesentlich zur Vermischung beitragen. Die Vermischung ist bei der Strömungsumlenkung 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 maximal 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 Eintrittsstützens korrespondiert. Bei Teilschleifenzuständen wurde die Verlagerung und Verbreiterung des gestörten Gebiets entsprechend den Massenströmen an den einzelnen Schleifen beobachtet. Mit Hilfe von zwei Heizungen, mit denen gleichzeitig an zwei Eintrittsstützen 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 Eintrittsstützen. Versuche zur Vermischung von Pfropfen bei Anlaufen der Kühlmittelströmung konnten nicht gefahren 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 [Ul83] wurde ein Helium-Tracerverfahren zur Ermittlung der Vermischung verwendet. Hierzu wurde an einem der Eintrittsstützen 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 Eintrittsstützen vor. Mit Strömungsfähnchen und zylindrischen 3-Loch-Staudrucksonden wurde versucht, das Geschwindigkeitsfeld im Ringspalt zu ermitteln. Dabei wurden Strömungsverteilungen vorgefunden, die auf großräumige Rezirkulationsgebiete unterhalb der Eintrittsstützen schließen lassen. Zum einen weist die Strömungsgeschwindigkeit direkt unterhalb der Eintrittsstützen Minima auf, wogegen auf den Positionen zwischen den Eintrittsstützen Geschwindigkeitsmaxima beobachtet wurden. Zum anderen war an den Grenzen zwischen den aus benachbarten Stützen stammenden Fluidstrahlen keine eindeutige Strömungsrichtung zu erkennen. Derartig stark fluktuierende Geschwindigkeitsvektoren sind bei den Messungen zum WWER-440 nicht gefunden worden [Dr85, Dr87]. Dort bildete sich im Gegensatz dazu am unteren Ende des Ringspalts eine annähernd parallele Strömung selbst beim Abschalten einer Schleife aus.

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

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 durchgeführt. Die UPTF (Upper Plenum Test Facility) war eine Großversuchsanlage, in der weitgehend der Primärkreis des 1300 MW_{el} Druckwasserreaktors Grafenrheinfeld im Maßstab 1:1 nachgebildet war [He01]. Als Originalkomponenten waren der RDB, der Kernbehälter mit Kernumfassung, das obere Kerngerüst mit Gitterplatte, der untere Rost sowie die vier Loops ausgeführt. Der maximal mögliche Druck des Primärkreises betrug 20 bar. Eine Nachzerfallsleistung von bis zu 150 MW (4% der thermischen Leistung bei 3765 MW_{th}) wurde durch Einspeisen von Dampf aus einem großvolumigen Speichertank simuliert. Die gesamte Anlage war mit 414 Temperaturmessfühlern, mit Durchflussmesser, Absolutdruckmesser, Differenzdruckmesser und Wasserstandsanzeiger bestückt. Im Rahmen des TRAM-Programms wurden der Druckhalter und die Volumenausgleichsleitung als Originalkomponenten nachgerüstet. Der Reaktorkern, die Dampferzeuger und die Hauptkühlmittelpumpen waren durch Simulatoren ersetzt.

Zur Verdeutlichung des Vermischens bei externer Deionateinspeisung und primärseitiger Stagnation wurde in UPTF TRAM C1 RUN 2a1 eine Deionatrate von 20 kg/s über einen Notkühlwasserstutzen mit 30°C in den Kaltstrang eingespeist. Alle Hauptkühlmittelpumpen standen und ein das Vermischen begünstigender primärseitiger Naturumlauf trat nicht auf. Die Temperatur des primärseitigen Wassers vor Beginn der Einspeisung betrug 190°C. Das eingespeiste Deionat mischte im Kaltstrang heißeres boriertes Wasser bei und bildete im Versuchsbehälterringraum unterhalb des Kaltstrangs eine nach unten strömende quasi-planare Strähne. Nach 800 s überstieg die minimale Wassertemperatur am Versuchsbehältereintritt 90°C. In einer Tiefe von 5.25 m unterhalb Kaltstrangmitte betrug der Temperaturunterschied zwischen Strähne und Umgebungsfluid weniger als 10°C. Die in das untere Plenum eintauchende Strähne vermischte sich vollständig mit dem borierten Umgebungswasser. Das in den kaltseitigen Strang eingespeiste kältere Deionat vermischte sich nach diesen Versuchsdaten auch bei fehlendem Umlauf im Kaltstrang, im RDB-Ringraum und im unteren Plenum vollständig mit dem umgebenden borierten Wasser.

Bei den UPTF TRAM C3 Versuchen ergab die Analyse u.a., dass sich im kalten Strang das vorhandene Fluid nahezu ideal mit dem Noteinspeisewasser vermischt. Unterschiedlich borierte Wasserströme beim simulierten Wiederanfahren des einphasigen Naturumlaufs im unteren Teil des Ringspalts vermischen sich auch dann annähernd vollständig, wenn die in den Ringspalt eintretenden Fluidmassenströme unterschiedliche Dichten aufweisen [He98].

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) [Al95] sowie an der schwedischen Anlage (Vattenfall) [Ala95] zum Vermischungsverhalten von Pfropfen unborierten Wassers aus einer Kühlmittelschleife beim Anlaufen einer Pumpe wurden mit zunehmender Pfropfenlänge stärkere Inhomogenitäten in der Verteilung am Kerneintritt festgestellt, d.h. die maximale Unterborierung am Kerneintritt nahm mit der Pfropfengröße zu.

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 Ringspaltbereich mit thermischem Schild inklusive Bestrahlungsprobebehältern und Zentrierstiften und das untere Plenum mit der Instrumentierung und dem unteren Rost exakt modelliert. Die Messmethode basiert auf Temperaturmessung mittels Temperaturmessfühler. Es wurden vorwiegend Anfahrversuche der ersten Kühlmittelpumpe bei unterschiedlichem Durchsatz (360 bzw. 540 m³/h) und unterschiedlichen Tracerpfropfenvolumen (3 m³ bzw. 8 m³) durchgeführt. Des Weiteren wurden die Anfahrzeit (6.7 bzw. 10 s) und die Aufzeichnungsgeschwindigkeit der Temperaturmessfühler 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 und wurde 1993 fertiggestellt. Es wurde geschaffen, um das Anlaufen der ersten Kühlmittelpumpe mit einem unborierten Pfropfen von 8 m³ zu simulieren. Andere Szenarien können aufgrund des vereinfachten Aufbaus der Anlage nicht untersucht werden. Die Reaktoreinbauten wurden auch hier detailgetreu 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 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 schwache Abhängigkeit von der Reynoldszahl bei verschiedenen hohen Massenströmen, solange der turbulente Bereich nicht verlassen wird. Für die Experimente wurde die Bedeutung der korrekten Wahl eines Zeitmaßstabes für die Anfahrvorgänge als wichtiges Ähnlichkeitskriterium herausgearbeitet.

Die russische Versuchsanlage am OKB Hidropress 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 nachgebildet und mit zeitlich schnell auflösenden Temperaturmessfühlern am Kerneintritt gemessen. Das borierte Wasser wurde mit der Temperatur von 60°-70° C simuliert während das unborierte Wasser eine Temperatur von ca. 20° C 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 minimale Borkonzentration am Kerneintritt nicht unter Werte von 60% des am Eintrittsstutzen vorgegebenen Wertes sinkt.

An der UMCP 2x4 Loop Versuchsanlage der Universität of Maryland / USA [Ga97] wurden unter anderem Pfropfenbildungsmechanismen im Dampferzeuger, der Pfropfentransport durch die Schleifen und solche Vermischungsmechanismen untersucht, die auftreten, wenn der unterborierte 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. Mit Hilfe von experimentellen Ergebnissen der Anlage wurde speziell zur Validierung von CFD-Verfahren das internationale Standardproblem ISP43 definiert. In den ISP43-Experimenten werden schnelle Borvermischungstransienten untersucht. Der Deionatpfropfen wird durch Anfahren der Hauptkühlmittelpumpe im kalten Strang in Bewegung gesetzt. Auf seinem Weg durch das System vermischt sich der Deionatpfropfen mit dem borierten Wasser im Primärkreis. Auf Grund der dreidimensionalen Vermischungseffekte stellen sich am Kerneingang lokal unterschiedliche Borkonzentrationen ein. Im Testfall B wird das borierte Kühlmittel im Primärsystem durch warmes Wasser (69 °C) und der Deionatpfropfen durch kaltes Wasser (15 °C) simuliert. CFD-Nachrechnungen der ISP-43 Versuche sind in [Hö01] dokumentiert.

Neben den Experimenten an Versuchsanlagen sind auch Ergebnisse 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 Bor-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 Nullleistung 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 der gemantelten Brennelemente 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 stehen. Dräger zieht in [Dr87] daraus die Schlussfolgerung, dass die Ergebnisse vom verkleinerten Luftmodell auf die Originalanlage übertragen werden können.

3.2 Numerische Strömungsberechnungen

CFD-Codes kommen als effektive Werkzeuge zur Berechnung von Strömungsphänomenen immer stärker für Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung in DWR zum Einsatz.

Nachrechnungen zu Experimenten an der BORA-BORA Versuchsanlage mit dem Code N3S sind in [Al92] vorgestellt. Die Rechnungen ohne Modellierung der unteren Einbauten ergaben zunächst 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 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 beim WWER-440 durch 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 Vollscheifenbetrieb 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 verfälschte Strömungsformen ergeben können.

Mit dem Programm PHOENICS wurden von Reinders (Siemens/KWU) [R98] Analysen zur Borverteilung beim versehentlichen Anlaufen 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 Strähnenbildung im Ringspalt. Die Rechnungen von Reinders zeigten, dass im vorliegenden Fall das Anlaufen der Pumpe der ungünstigere Fall war. Alle betrachteten Fälle ergaben lokale Bor-konzentrationen, die deutlich über den minimal zulässigen mittleren Werten liegen.

Zu Untersuchung von Turbulenzmodellen in numerischen Berechnungen wurde eine umfangreiche Studie in [Be96] zur Modellierung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren durchgeführt. Dort und in [Wi96] wurde festgestellt, dass für die Anwendung bei impulsgetriebener Strömung bei hohen Reynoldszahlen das k, ε -Modell das beste Modell ist, welches auch gute Übereinstimmungen mit Experimenten bringt.

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 Borverteilungen 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 Einströmstutzenbereiche frei von größeren Wirbeln und inkompressibel ist. Für den Reaktor-

schachtboden ist zusätzlich eine Parallelströmung bezüglich der z-Koordinate sowie die Abwesenheit von weiteren, das Strömungsfeld beeinflussenden Reaktoreinbauten berücksichtigt.

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

Für die Strömung im Ringraum wird von der Potentialtheorie ausgegangen, die für Strömungen wirbelfrei gilt. Es werden die Gleichungen für die Stromfunktion und das Geschwindigkeitspotential gelöst. Die analytische Lösung erfolgt in zweidimensionaler Näherung durch eine Fourierreihenentwicklung, wobei die Eintrittsstutzen als Punktquellen betrachtet werden. Die Kopplung mit der zweidimensionalen Transportgleichung für einen Skalar, der entweder die Temperatur oder die Borkonzentration 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 des luftbetriebenen Vermischungsmodells verwendet. An der Schnittstelle zwischen Ringspalt und Reaktorschachtboden wird mit einer Randbedingung gearbeitet, die die azimuthale 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 berücksichtigt werden.

3.4 Zusammenfassung der Erkenntnisse und Schlussfolgerungen

Das OECD Meeting für Borverdünnungsstörfälle [A198, Cl95, Fe95, Nu97, Re95, Tr95] gab 1995 den Status von Borverdünnungsstudien für DWR wieder. Zusammenfassend wurde in [Nu97] festgestellt, dass das Schlüsselphänomen bei der Analyse 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 konzentrierten Aktion EUBORA 1999 [A198, An98, He98, Hö98, La98, Tu98] zusammengefasst und aktualisiert.

Folgende Feststellungen wurden als Ergebnis der konzertierten Aktion EUBORA [Tu99] gesetzt:

- Die Kühlmittelvermischung im DWR stellt einen inhärenten Sicherheitsmechanismus dar und leistet einen wichtigen Beitrag zur Vermeidung von kritischen lokalen Leistungsspitzen im Kern.
- 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. Bezüglich der numerischen Fluidodynamik sind diese Unsicherheiten durch numerische Diffusion und Turbulenzmodellierung bedingt. Die experimentellen Unsicherheiten betreffen die Skalierung, die geometrische Modellierung (z.B. von Strukturen im unteren Plenum) und die Auflösung und Qualität der Messdaten.
- Für die Validierung von numerischen Strömungsberechnungsprogrammen und für das Verstehen von grundlegenden Vermischungsphänomenen sind weitere Experimente notwendig.

Davon ausgehend besteht ein Forschungsschwerpunkt der vorliegenden Arbeit in experimentellen Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung beim Eintrag eines schwach borierten Pfropfens in den RDB beim Wiederanlaufen der Kühlmittelzirkulation. Mechanismen der Formierung schwach borierter Pfropfen und verschiedene Szenarien des Wiederanlaufens der Naturzirkulation werden in dieser Arbeit nicht untersucht. Hierzu wären integrale thermohydraulische Versuchsanlagen erforderlich, die Wärmebilanzen und Druckverluste einer Anlage modellieren.

Bezüglich des Transportes und der Vermischung schwach borierter Pfropfen wurden in [Tu99] folgende offene Fragen erarbeitet:

- turbulente Vermischung in einer beschleunigten Strömung, wobei ein breites Spektrum von Reynoldszahlen durchlaufen wird,
- der Einfluss der Geometrie von Ringspalt und unterem Plenum (insbesondere von Einbauten),

- Geschwindigkeitsverteilungen sowie die Untersuchung großräumiger Wirbel im Ringspalt und unteren Plenum

Die letztgenannten Anstriche (Geometrieinflüsse, Geschwindigkeitsfelder und Wirbelstrukturen) sind auch für stationäre Strömungszustände bei laufenden oder teilweise abgeschalteten Kühlmittelpumpen noch wenig untersucht. Diese Strömungszustände sind von Bedeutung für den Nominalbetrieb der Reaktoranlagen und Frischdampfleckszzenarien.

Bezüglich der Validierung von CFD-Codes werden folgende Schwerpunkte gesehen:

- Sensitivitätsuntersuchungen zum Einfluss verschiedener Turbulenzmodelle,
- Optimierung der Nodalisierung und Zeitschrittwahl im Hinblick auf die Unterdrückung numerischer Diffusion,
- Validierung berechneter Geschwindigkeits- und Vermischungsfelder,
- Untersuchung der Verhältnisse räumlich und zeitlich lokaler Effekte zu mittleren Parameterverläufen

Ausgehend vom dargestellten Stand der Wissenschaft und Technik in den Kapiteln 3.1-3.3, wurde eine Matrix (Tabelle 3.1) für Vermischungsuntersuchungen in DWR-Anlagen zusammengestellt.

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

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 Schleifendurchsatz erreicht.

Tabelle 3.1 Testmatrix

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

3.5 Auswahl des CFD-Berechnungsprogrammes

Frühere Arbeiten (s. Kapitel 3.2) haben gezeigt, dass kommerzielle CFD-Codes wie CFX [CFX99], PHOENICS und FLUENT für die Simulation der Vermischung in einphasigen turbulenten Strömungen anwendbar sind. Deshalb ist die Anwendung vorhandener Berechnungscodes Eigenentwicklungen vorzuziehen. Im Vorfeld dieser Arbeit wurde das kommerzielle CFD-Berechnungsprogramm CFX-4 der Firma AEA Technology zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung in DWR favorisiert.

Der CFD-Rechencode CFX-4 ermöglicht die Berechnung sowohl stationärer als auch transienter laminarer und 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. 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. CFX-4 verfügt über Turbulenzmodelle und numerische Verfahren, die für die Behandlung von Strömungsproblemen mit turbulenter Vermischung geeignet sind.

Weitere wichtige Punkte sind die Möglichkeit des Einbaues eigener physikalischer Modelle durch USER-FORTRAN-Schnittstellen sowie die Modellierung von porösen Körpern, die für die Behandlung komplizierter Einbauten genutzt wurde.

Dennoch ist die Auswahl des CFD-Codes nicht eindeutig. Ausschlaggebend waren neben umfangreichen internationalen Erfahrungen auch eigene Fertigkeiten bei der Handhabung des Codes.

3.6 Planung der Versuchsanlage

Ausgehend vom Kenntnisstand und den in Abschnitt 3.4 identifizierten Forschungsschwerpunkten wurde der Bau einer neuen Versuchsanlage im Forschungszentrum Rossendorf (ROCOM - Rossendorf Coolant Mixing Model) zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung in Reaktor-Anlagen und zur CFD-Codevalidierung konzipiert.

Die Versuchsanlage war so auszulegen, dass die in Tabelle 3.1 vorgestellte Matrix durchführbar ist. Nachfolgend werden die Auslegungsgrundsätze vorgestellt, die vom Stand der Technik und aus den theoretischen Arbeiten abgeleitet wurden.

Gegenüber den früheren Versuchsanlagen (Kapitel 3.1) wurde ein Versuchsstand mit der Geometrie des DWR Konvoi geplant, der eine wesentlich größere Flexibilität hinsichtlich der Betriebsführung und eine neue Qualität der Instrumentierung aufweist. Er sollte sowohl für quasistationäre als auch transiente Versuche geeignet sein, wobei im Gegensatz zu den Versuchsständen Bora-Bora [Al95] und Vattenfall [Ala95] keine Beschränkung auf das Anlaufen nur einer Hauptkühlmittelpumpe erfolgte. 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 werden können, was eine hohe zeitliche Auflösung der Messung ermöglicht. Auf einen Betrieb bei Originaltemperaturen musste aus Aufwandsgründen verzichtet werden. Das bringt 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 verringert (s. Kapitel 4.1). Weiterhin wurden zweiphasige Betriebszustände zunächst aus der Betrachtung ausgeklammert.

Kernstück der Anlage soll 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 Konvoi-Reaktor:

- Die genauen Innenabmessungen des Reaktordruckbehälters,
- die Abmessungen des Ringspalts,
- die Anordnung der Kühlmittlein- und Austrittsstutzen,

- die Krümmungsradien und die Durchmessererweiterung an der Verbindung Eintrittsstutzen - Druckbehälter,
- die konstruktionsbedingte Erweiterung des Ringspaltquerschnitts unterhalb der Stutzenebene bei genauer Nachbildung des vorhandenen 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 Hauptkühlmitteleitung 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 jeweils ersten Krümmer noch in die Modellierung einzubeziehen. Ein Querschnitt jenseits dieser Krümmer wird als Modellrand definiert. Zur Nachbildung der verschiedenen Szenarien aus der Matrix (Tabelle 3.1) werden am Modellrand die Strömungsgeschwindigkeiten sowie die Qualität des Kühlmittels als zeitabhängige Randbedingungen vorgegeben. Temperatur- bzw. Borkonzentrationsunterschiede 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 Borkonzentration bzw. die Temperatur übertragen werden können, indem die örtlichen Änderungen der Tracerkonzentration bzw. der Borkonzentration oder der Temperatur auf die Amplitude der jeweiligen Störung am Eintritt in den Reaktor bezogen wird. 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.

Die Verwendung eines transparenten Reaktormodells aus Plexiglas (Abb. 4.4) sollte den Einsatz eines Laser-Doppler-Anemometers zur Geschwindigkeitsmessung erlauben.

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].

4 Konzeption und Aufbau der Versuchsanlage ROCOM

4.1 Skalierungsuntersuchungen

4.1.1 Vergleich von Strömung und Vermischung mit Hilfe numerischer Berechnungen

Eine Untersuchung zu Skalierungseffekten wurde im Vorfeld der Errichtung der ROCOM-Versuchsanlage durchgeführt. Hierbei wurden der Original RDB und der RDB der Versuchsanlage numerisch modelliert und stationäre Strömungszustände und Temperatur- bzw. Konzentrationsverteilungen des Kühlmittels am Kerneintritt verglichen. Einen Überblick über die numerische Modellierung des RDB und den Einbau von physikalischen Modellen in den Rechencode gibt Kapitel 5. Aufgrund von internationalen Erfahrungen wurde eine 1:5 Skalierung favorisiert und bei den folgenden Skalierungsuntersuchungen verwendet.

Die Eintrittsrandbedingungen für die numerische Simulation der Strömung und Vermischung im Original RDB wurden aus Betriebsparametern an den Eintrittsstutzen bei Nominaldurchsatz bestimmt. Die Eintrittsrandbedingungen des 1:5 Modells (Tabelle 4.1) sind aus den technisch möglichen Parametern gebildet worden, welche durch die Pumpenleistung und die zulässige Druck- bzw. Temperaturbeaufschlagung des Plexiglasses bzw. der Rohrleitungen vorgegeben sind. Zusätzlich wurden rechnerisch Temperaturen simuliert, wie sie unter Bedingungen in der Originalanlage herrschen, um einen einheitlichen Vergleich der Vermischung anhand von Temperaturunterschieden zu ermöglichen. Für die Berechnung wurde angenommen, dass das Kühlmittel aus einer Schleife mit geringerer Temperatur in den Ringspalt 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.

Tabelle 4.1 Randbedingungen der CFX-Rechnungen

| Größen im Stutzen | Maßeinheit | Original | Modell 1:5 |
|---------------------------------|------------|----------|------------|
| Geschwindigkeit | m/s | 14.5 | 2.91 |
| Druck | bar | 158 | 158 |
| Temperatur (in Schleifen 2,3,4) | °C | 291.3 | 291.3 |
| Temperatur Schleife 1 | °C | 70 | 70 |

Des weiteren wurde eine numerische Simulation unter isothermen Verhältnissen bei Umgebungsdruck für den Modell RDB entwickelt. Hierbei wurden für die Simulation von Temperaturfeldern Skalarfelder benutzt (siehe Kapitel 5). Die hohe Temperatur (291.3 °C) wurde mit 0 bzw. die niedrige Temperatur (70°C) mit 1 definiert. Dieser Vergleich wurde durchgeführt, um zu zeigen, dass bei genügend hohen Schleifendurchsätzen auch die dichteabhängigen Temperaturfelder durch dichteunabhängige Skalarfelder ersetzt werden können.

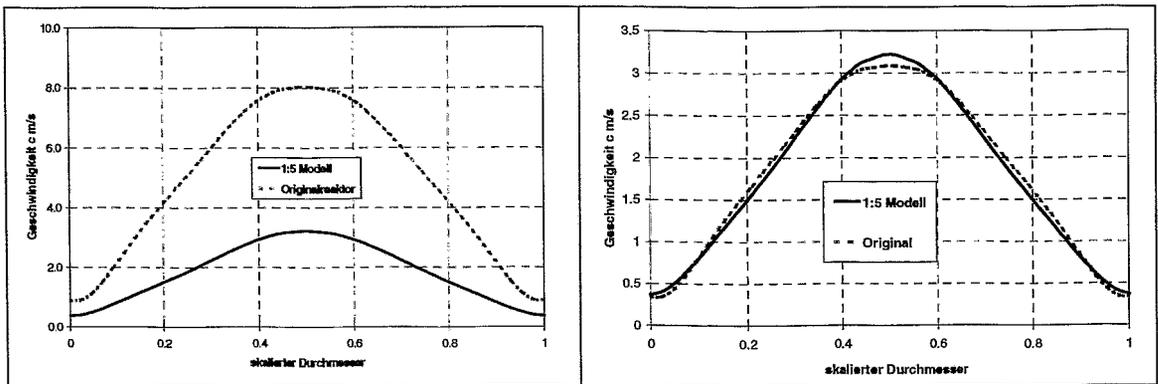


Abb. 4.1 Geschwindigkeitsverteilungen von Original und Modell am Kerneintritt

Abb. 4.2 Geschwindigkeitsverteilungen am Kerneintritt (Original skaliert)

Die Vergleichsebene für die Geschwindigkeits- und Temperaturfelder im Originalreaktor und 1:5 Modell liegt am Kerneintritt (siehe Kapitel 8.2). In Abb. 4.1 sind die absoluten Geschwindigkeiten von Original und 1:5 Modell entlang einer Linie, welche in der Mitte der geschnittenen Kerneintrittsebene liegt, gegenübergestellt.

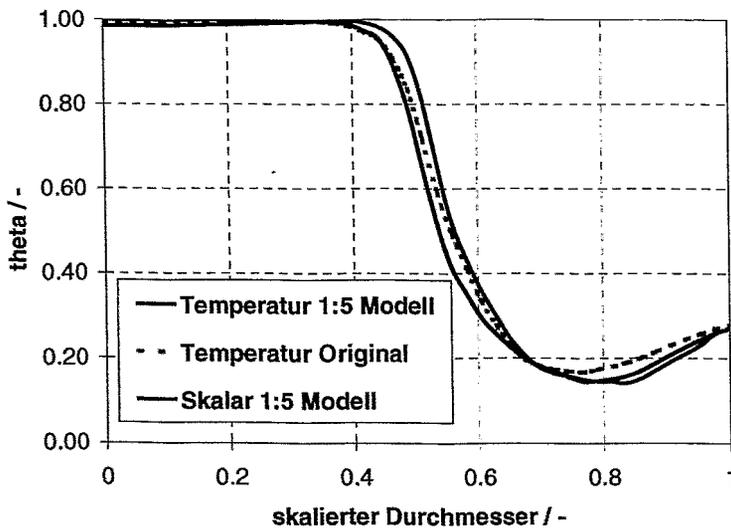


Abb. 4.3 Temperatur- bzw. Skalarverteilungen am Kerneintritt von Originalreaktor und Modell

Der Vergleich der absoluten Geschwindigkeit des 1:5 Modells mit der skalierten Geschwindigkeit des Originals belegt die Übereinstimmung des Strömungsfeldes im Original RDB und im skalierten Modell RDB bei

impulsdominierter Strömung (Abb. 4.2).

Bei den vorliegenden numerischen Berechnungen wurde die Siebtonne nicht mit berücksichtigt, um die Einflüsse der Modellierung der unterschiedlichen Druckverluste an der Siebtonne auszuschließen und somit eine bessere Vergleichbarkeit zwischen dem Strömungsfeld im Original und im Modell zu gewährleisten.

In Abb. 4.3 sind die skalierten Temperaturverteilungen und die Verteilung des Skalarfeldes in der Vergleichsebene am Kerneintritt von Originalreaktor und 1:5 Modell dargestellt. Bei genügend hohen Reynoldszahlen (impulsgetriebene Strömung) kann von einer ausreichenden Ähnlichkeit der Temperatur- bzw. Konzentrationsfelder am Kerneintritt von Original RDB und Modell gesprochen werden. Auch wurde bestätigt, dass bei genügend hohen Schleifendurchsätzen die Temperaturunterschiede mit Hilfe von Skalarfeldern simuliert und Dichteeffekte vernachlässigt werden können.

4.1.2 Ähnlichkeitszahlen

In diesem Kapitel wird der Schwerpunkt auf die Übereinstimmung der Ähnlichkeitszahlen bei der gewählten Skalierung gelegt. Im Falle idealer Flüssigkeiten ist es möglich zu zeigen, dass kinematische und geometrische Ähnlichkeiten für die Ähnlichkeit der Systeme ausreichen [Ha82].

Folgende dimensionslose Kennzahlen [Sp97] sind für die Ähnlichkeit von stationären und instationären Strömungen in denen ein Stoffaustausch (Vermischung) stattfindet, relevant:

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

$$\text{Re} = \frac{cl}{\nu} \quad (4.1)$$

die Froudezahl bestimmt das Verhältnis zwischen Trägheitskraft und Schwer- bzw. Auftriebskraft,

$$\text{Fr} = \frac{c^2}{l \cdot g} \quad (4.2)$$

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

$$\text{Sr} = \frac{l}{c\tau} \quad (4.3)$$

und die Schmidtzahl (Diffusions-Prandtl-Zahl) gibt die Relation zwischen Impuls- und Stoffübertragung wieder

$$Sc = \frac{V}{D} = Pr_p. \quad (4.4)$$

Das Modell wurde für überwiegend hochturbulente impulsgetriebene Strömungen konzipiert, wobei Dichteeffekte des Fluids keine große Rolle spielen. Dichteunterschiede zwischen borierterem und unborierterem Kühlmittel können nach [No86] bei Untersuchungen mit Anfahren der ersten Pumpe und bei nominalen Strömungszuständen vernachlässigt werden. Auch Dichteeffekte aufgrund von Temperaturunterschieden werden bei einer Froude-Zahl im Ringspalt von $Fr \gg 1$ vernachlässigt [Hä90]. Demzufolge ist die Froude-Zahl (4.2) für die betrachteten Phänomene nicht relevant, wogegen die Reynoldszahl (4.1), die Strouhal-Zahl (4.3) und die Schmidt-Zahl (4.4) eingehalten werden sollten. Die Vermischungsanlage ist so aufgebaut, dass die Umlaufzeiten τ_{\max} in einer Schleife in der Anlage dem Original entsprechen. Dies konnte durch Schleifenerweiterungen und Dampferzeugerattrappen bewerkstelligt werden. Demzufolge ist das Verhältnis

$$\frac{\tau_{U,Modell}}{\tau_{U,Original}} = 1. \quad (4.5)$$

Die Äquivalenz der Reynolds- und Schmidtzahlen kann dagegen zwischen Original und Modell nicht eingehalten werden. Zwar liegt das gleiche Fluid vor, es herrschen jedoch verschiedene Längenmaßstäbe, Strömungsgeschwindigkeiten und Temperaturen. Dass trotzdem vergleichbare Resultate erhalten werden, begründet sich durch den physikalisch ähnlichen Charakter hochturbulenter Strömungen auch bei sehr unterschiedlichen Reynoldszahlen, der sich z.B. in einer geringen Abhängigkeit der dimensionslosen Reibungszahlen von den Reynoldszahlen zeigt. Das gilt sinngemäß auch für turbulente Diffusionsvorgänge.

Bei der Betrachtung des Verhältnisses der Reynoldszahlen für das Original und für die Versuchsanlage (Modell) bei stationären bzw. transienten Strömungsbedingungen wurde zum einen das Verhältnis bei Maximaldurchsatz gebildet, zum anderen die zeitliche Differenz des Umschlagpunktes laminar-turbulent beim Anfahren einer Pumpe untersucht.

Im Originalreaktor beträgt die Zeit für einen Pumpenanlaufvorgang $\tau_{\max} = 14$ s, der Massenstrom in einer Schleife erhöht sich dabei von 0 auf 6200 kg/s.

Für einen angenommenen linearen Massenstromanstieg gilt:

$$\dot{m}_{Original} = \dot{m}_{max} \left(\frac{t}{\tau_{max}} \right) \quad (4.6)$$

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

Zur Einhaltung der Strouhal-Skalierung soll die Zeitskala der Versuchsanlage mit der Zeitskala des Originalreaktors übereinstimmen, also gilt (4.4). Der Massenstrom in der Versuchsanlage ist in einer Schleife auf maximal $\dot{m}_{max,Modell} = 100 \frac{kg}{s}$ begrenzt.

Das Verhältnis der mittleren Geschwindigkeiten im Ringraum von Modell und Originalreaktor beträgt:

$$\frac{c_{max,Modell}}{c_{max,Original}} = \frac{2,1 \frac{m}{s}}{5,5 \frac{m}{s}} = \frac{1}{2,62} \quad (4.7)$$

Entsprechend gilt für die ins Verhältnis gesetzten Reynoldszahlen mit dem Modell- und Originaldaten:

$$\frac{Re_{max,Modell}}{Re_{max,Original}} = \frac{2,6 \cdot 10^5}{2,7 \cdot 10^7} \approx \frac{1}{100} \quad (4.8)$$

Für stationäre Rohr- oder Kanalströmungen erfolgt der Umschlag laminar-turbulent bei $Re=2300$ [Les92]. Im Ringraum von DWR ist nach [A195] Turbulenz voraussichtlich ab $Re \approx 5000$ zu erwarten. Da es sich in beiden Fällen um hochturbulente Strömungen handelt, kann angenommen werden, dass sich die Strömungsphänomene bei Nominalbetrieb ähneln.

Um bei Anfahrvorgängen den Zeitpunkt des Umschlages laminar-turbulent für Original und Modell bestimmen zu können, sei folgende Betrachtung angeführt. Dabei wird unterstellt, dass in beiden Fällen der Umschlag bei

$$Re = \frac{cl}{\nu} = 5000 \quad (4.9)$$

erfolgt.

Mit $c = c_{max} \frac{t}{\tau_{max}}$

und $l = 2s$ als hydraulischen Durchmesser des Ringspaltes

4.2 Aufbau der Versuchsanlage

4.2.1 Reaktormodell

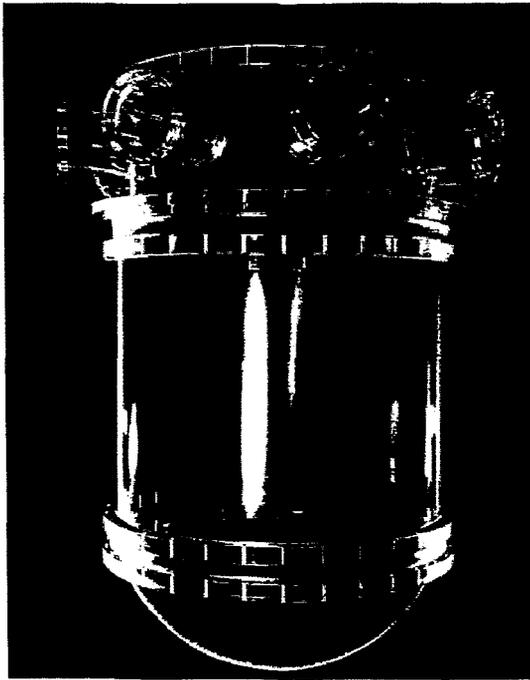


Abb. 4.4 Plexiglas-Modell des RDB

Kernstück der Versuchsanlage ist das Reaktormodell des DWR Konvoi aus Plexiglas (Abb. 4.4), das gemäß den Anforderungen in Kapitel 3.6 ausgelegt wurde. Bis zum Kerneintritt sind alle wesentlichen Komponenten geometrisch ähnlich ausgeführt [Gru99].

Der Reaktorkern selbst ist stark vereinfacht. Die Brennelemente sind durch Rohre ersetzt, die eine Verbindung zwischen Kernein- und Kernaustritt herstellen. Vor jedem Brennelement befindet sich eine Öffnung mit dem Durchmesser 30 mm, die jeweils eine Messposition des eingesetzten Kerngittersensors (siehe Kapitel 4.2.5) enthält. An dieser Stelle wurden zusätzliche Blenden eingesetzt, um den hydraulischen Widerstand der Brennelemente nachzubilden. Im oberen Plenum fehlen

die Einbauten, wie z.B. die Antriebsgestänge für die Regelstäbe. Der Reaktordeckel ist flach, da er auf die Vermischungsverteilung bis zum Kerneintritt praktisch keinen Einfluss hat. Die Einbauten im unteren Plenum, insbesondere die Siebtonne, wurden berücksichtigt.

In der geometrisch ähnlichen Nachbildung wurde der jeweils letzte vor dem Reaktoreintritt liegende sowie der jeweils erste dem Reaktoraustrittsutzen folgende Krümmer der Hauptkühlmittelleitung berücksichtigt. Der Rest der Schleifen einschließlich der Dampferzeugermodelle und Hauptumwälzpumpen sind nicht geometrisch ähnlich, sondern nur bezüglich des enthaltenen Wasservolumens maßstäblich gestaltet, wodurch gleiche Umlaufzeiten des Kühlmittels wie in der Originalanlage realisiert werden können.

4.2.2 Gesamtanlage

ROCOM ist eine Vierschleifenanlage mit vier separat über Frequenzumrichter steuerbaren Umwälzpumpen (Abb. 4.5). Der Innendurchmesser der Hauptkühlmittelleitungen beträgt 150 mm und entspricht ebenfalls dem Maßstab 1:5.

Der Nennmassenstrom beträgt $185 \text{ m}^3/\text{h}$, was einer Geschwindigkeit in der Hauptumwälzleitung von 2.9 m/s entspricht (siehe Tabelle 4.2).

4.2.3 Tracerdosierung

Die Tracerdosierung erfolgt über eine Mischvorrichtung in Schleife 1. Der Mischer ist ca. 1 m vom Eintrittsstutzen entfernt. Er besteht aus einem Kamm von Verteilerröhrchen mit seitli-



Abb. 4.5 Gesamtansicht Versuchsanlage ROCOM

chen Bohrungen, die den Tracer gleichmäßig im Querschnitt der Hauptkühlmittelleitung verteilen. Direkt vor dem Eintrittsstutzen befindet sich ein Gittersensor (siehe Kapitel 4.2.5) zur Überwachung der Randbedingungen. Die Tracerlösung wird in einem Behälter mit Rührwerk vorbereitet. Eine Kreiselpumpe fördert das Medium zum Mischer. Die Dosierung wird durch ein elektrisch angesteuertes, pneumatisches Ventil ausgelöst. Vor dem eigentlichen Experiment wird die Tracerflüssigkeit über eine Rezirkulationsleitung gefördert, um eine homogene Verteilung des Tracers zu gewährleisten und die Dosierleitung bis zum pneumatischen Hauptventil mit Tracerflüssigkeit zu füllen, wobei Dosierzeiten ab 0.1 s realisiert werden können.

4.2.4 Pumpensteuerung

Die Drehzahlen der vier Umwälzpumpen werden über individuelle Frequenzumrichter vorgegeben. Die Frequenzumrichter erhalten ein 4 - 20 mA-Signal aus DA-Wandlern, die von ei-

nem Steuerungs-PC über eine serielle Schnittstelle mit 38.4 kBaud angesteuert werden. Sie setzen die Netzfrequenz in eine niedrigere Frequenz für die Spannungsversorgung der Pumpen um. Bei der verwendeten Konfiguration der Frequenzrichter entspricht ein Strom von 4 mA einer Frequenz von 0 Hz und der Wert von 20 mA der Frequenz von 30 Hz.

Die Ansteuerung des Dosierventils erfolgt durch Ausgabe eines statischen Binärsignals vom Messwerterfassungsrechner der Gittersensoren. Die Zeiten für das Ansprechen des Ventils können mit einer Genauigkeit von 0.005 s vorgegeben werden. Die elektrische Ansteuerung erfolgt über ein elektromechanisches Relais.

Der PC zur Drehzahlsteuerung

und der Messwerterfassungs-PC der Gittersensoren werden über ein Binärsignal, das vom PC zur Drehzahlsteuerung ausgegeben wird, synchronisiert.

Nach Beendigung jedes Versuchs werden alle vier Pumpen für 60 s bei einer Drehzahl von 25 Hz betrieben, um den eingespeisten Tracer vor Beginn des nächsten Versuchs gleichmäßig in der Anlage zu verteilen.

4.2.5 Leitfähigkeitsmesstechnik

Die Versuchsanlage war mit einer Messtechnik (Abb. 4.6) 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

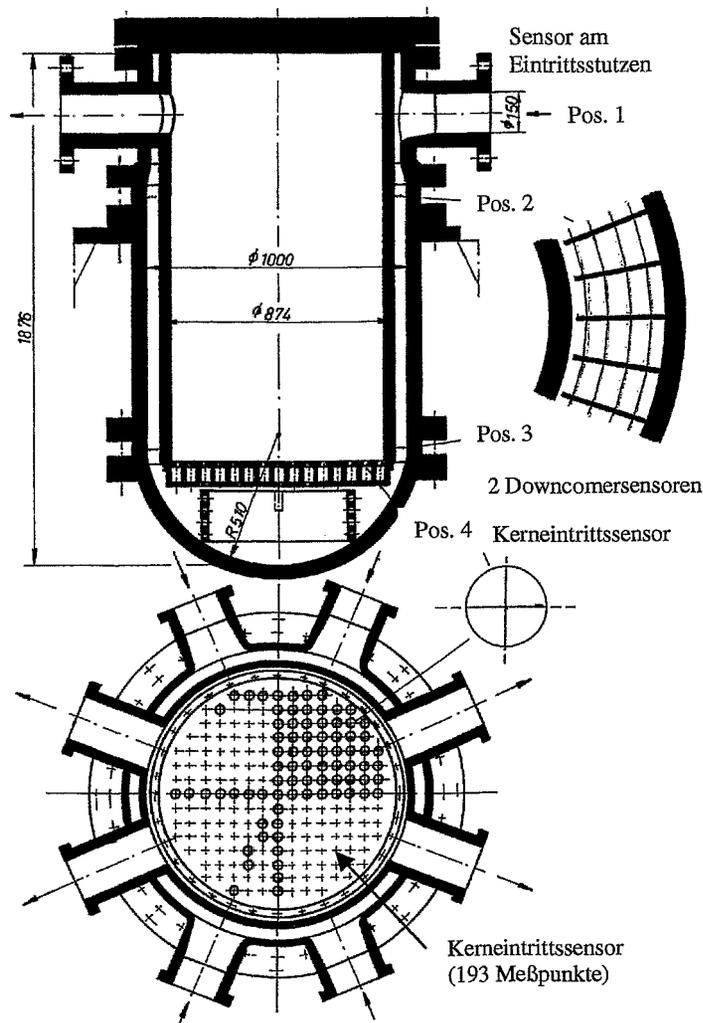


Abb. 4.6 Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren

Leitfähigkeit beruhen [Pra98]. Die wesentlichen Anforderungen an die Messtechnik lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Hauptmessort ist der Kerneintritt (Pos. 4). Jedem Brennelementeintritt ist eine Messstelle zugeordnet (193 Messstellen).
- Am Eintrittsstutzen (Pos. 1), 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 Schleifenquerschnitt (Durchmesser 150 mm) erforderlich (216 Messstellen, Gitterabstand 8.9 mm).
- Neben der Instrumentierung von Eintrittsstutzen und Kerneintritt sind weitere Messstellen im Ringspalt vorzusehen, um den Mechanismus der Vermischung entlang des Strömungswegs aufzuklären. Die Messung erfolgt auf zwei Höhenpositionen, Pos. 2 unterhalb der Stutzebene und Pos. 3 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° , in radialer Richtung 13 mm.
- Die Zeitauflösung soll die Darstellung von turbulenten Fluktuationen der Tracerkonzentration ermöglichen, um Turbulenzmodelle besser validieren zu können. Die Gittersensoren 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 Sensoren liefern Zeitfolgen der lokalen Leitfähigkeit des Wassers an jedem der ca. 1000 Messpunkte mit der genannten Messfrequenz.

4.2.6 Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt mittels Laser-Doppler-Anemometrie

Durch Verwendung eines transparenten Reaktormodells aus Plexiglas (Abb. 4.4) wird eine visuelle Beobachtung der Vermischungsvorgänge durch Farbdosierung möglich. Dies erlaubt weiterhin den Einsatz eines Laser-Doppler-Anemometers (LDA) zur Geschwindigkeitsmessung. Ein Laser-Doppler-Anemometer ist ein optisches Instrument, welches in einem strömenden Fluid örtliche Geschwindigkeitsmessungen gestattet. Ein LDA benutzt die Interferenzeigenschaften, die durch das Kreuzen von zwei Laserstrahlen erzeugt werden, um die Bewegung eines Partikels zu charakterisieren. Unter Zuhilfenahme von kleinen Partikeln wird über einer bestimmten Messzeit oder mit vorgegebener Partikelanzahl in einem Messvolumen die Hauptgeschwindigkeit der Strömung in einer Richtung ermittelt und die dazugehörige Standardabweichung ausgegeben, die ein Maß für die Stabilität bzw. den stationären Zustand

der Strömung im Bereich des Messvolumens ist. Die Geschwindigkeitsmessungen wurden mit zwei Lasersystemen durchgeführt, dem Laser Polytec LDE-300 (Abb. 4.7) und dem Fiber Flow Laser System von Dantec (Abb. 4.8). Der Fiber Flow Laser [Fi95] besitzt im Gegensatz zum Polytec Laser [LDA] eine höhere Laserleistung, dadurch besteht die Möglichkeit, transiente Strömungszustände zu messen. Die höhere Leistung ermöglicht die Erfassung kleinerer Partikel und damit eine Verbesserung der Statistik. In Tabelle 4.3 sind wichtige technische Daten beider Lasertypen zusammengefasst.

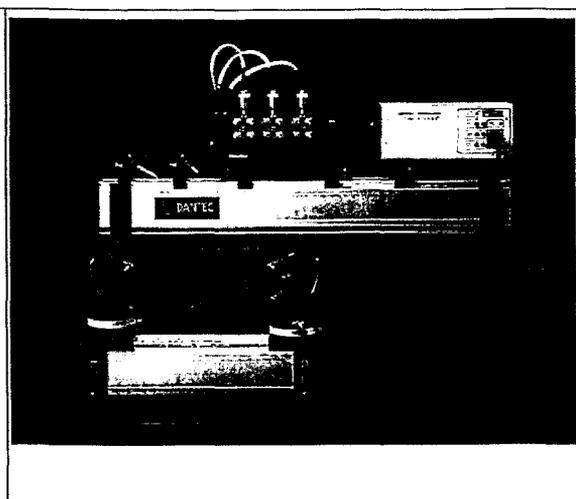
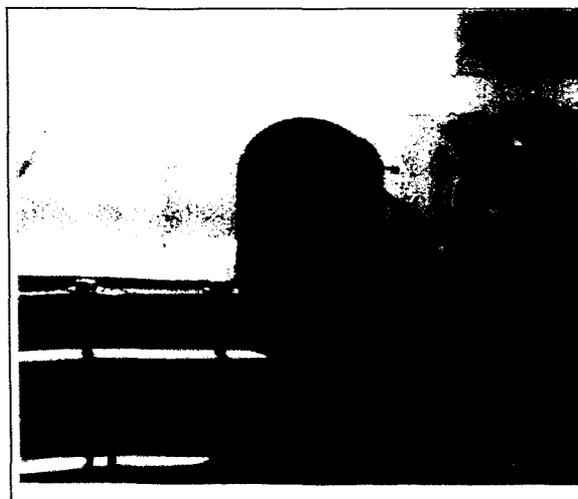


Abb. 4.7 Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt von ROCOM (LDE-300)

Abb. 4.8 Fiber Flow System der Firma Dantec

Tabelle 4.3 Technischen Daten der verwendeten Laser im Überblick

| | Polytec LDE-300 | Fiber Flow |
|-------------------------|-----------------|------------|
| Wellenlänge | 830 ± 20 nm | 514 |
| Leistung | 20 - 40 mW | 1.5 W |
| Brennweite (Frontlinse) | 160 mm | 160 mm |

4.3 Versuchsdurchführung der Leitfähigkeitsmessungen

4.3.1 Durchflusssteuerung und Tracerdosierung

Es wurden sowohl Experimente mit einer zeitlich begrenzten Tracerdosierung bei stationär laufenden Kühlmittelpumpen als auch beim Start einer Kühlmittelpumpe bei anfangs ruhendem Fluid durchgeführt. (Versuchsmatrix siehe Kapitel 8). Neben der Pfropfengröße, welche durch die Dauer der Einspeisung bestimmt wird, wurden beim Pumpenstart auch verschiedene fiktive Anfangspositionen des Pfropfens im kalten Strang der Schleife mit der startenden Pumpe simuliert.

Die unterschiedlichen Anfangspositionen des Pfropfens werden durch die Festlegung der Zeitdifferenz zwischen Beginn der Tracerdosierung und Start der HKP nachgebildet. Das Pfropfenvolumen wird durch die Dauer der Einspeisung vorgegeben. Die Zeitpunkte wurden so festgelegt, dass für die Versuche die gleiche Transportzeit wie in der Originalanlage gilt. Die unterschiedliche Vorvermischung, die durch die verschiedenen Rohrleitungslängen und die geometrischen Besonderheiten der originalen Kreislaufgeometrie hervorgerufen wird, bleibt unberücksichtigt. Bei allen Versuchen findet eine Vorvermischung in der 1 m langen Rohrleitung zwischen Mischer und Eintrittsstutzen statt.

4.3.2 Messwerterfassung

Die Messwerterfassung wird synchron mit dem Steuerprogramm für die Pumpendrehzahl gestartet. Es wurden Signalsequenzen über eine Gesamtzeit von 60 s aufgenommen. Die Versuche TNR_62 und TNR_92 wurden bei identischen Randbedingungen normalerweise fünfmal wiederholt. Die stationären Versuche bei unterschiedlichem Durchsatz bzw. bei Teilschleifenbetrieb waren bis auf eine Ausnahme (Kurzinjektion, 8 Versuche gemittelt) Einzelversuche.

4.3.3 Kalibrierung und Normierung der Gittersensorsignale

Zur Kalibrierung der Gittersensoren ist es erforderlich, einen Zusammenhang zwischen der momentanen örtlichen Leitfähigkeit und dem primären Messwert herzustellen, der dem Strom am jeweiligen Messpunkt (Kreuzungspunkt einer Sender- und einer Empfängerelektrode) proportional ist. Hierfür wird der Zustand des Wasserinventars der Versuchsanlage vor der Tracerdosierung als Stützstelle genutzt. Durch ausreichend langen Pumpenbetrieb wird eine vollständige Vergleichmäßigung der Konzentration in der Anlage herbeigeführt. Hierfür ist ein Betrieb aller vier Pumpen bei einer Frequenz von 25 Hz über 60 s ausreichend. Das entspricht etwa 6 Umläufen des Kühlmittels. Beim Start der Messung werden zunächst für eine gewisse Zeit Messwerte aufgenommen, die noch diesem Anfangszustand entsprechen. Durch Ablesen der Anzeige des Leitfähigkeitsmessgeräts für das Wasser im Kreislauf wird ein Referenzwert aufgenommen, der der Matrix von primären Gittersensor-Messwerten zugeordnet ist.

Nach jeder Tracerdosierung und nach Abschluss der Datenaufzeichnung wird das Wasserinventar erneut vollständig durchmischt. Die Leitfähigkeit steigt von Dosierung zu Dosierung an, wodurch eine Folge von Kalibrierpunkten aufgenommen wird. Auf diese Weise können Experimente durchgeführt werden, bis die Leitfähigkeit im Kreislauf etwa $50 \mu\text{S}/\text{cm}$ erreicht hat. Danach werden noch zusätzliche Kalibrierpunkte aufgenommen, indem die Leitfähigkeit weiter stufenweise erhöht wird.

Im Ergebnis liegt für jede Messstelle, d.h. für jeden Kreuzungspunkt zweier Gitterelektroden, eine Folge von Kalibrierpunkten vor, an die eine individuelle Ausgleichsgerade angepasst wird. Die Parameter der Ausgleichsgeraden bilden die Kalibriermatrix, die zur Umrechnung der primären Messdaten in lokale momentane Leitfähigkeiten benutzt wird.

Bei der weiteren Auswertung wird davon ausgegangen, dass der Tracer in der Versuchsanlage in gleicher Weise vermischt wird, wie die mehr oder weniger borhaltigen Kühlmittelanteile im Originalreaktor. Eventuell unterschiedliche molekulare Diffusionskoeffizienten des als Tracer verwendeten NaCl und des Bors spielen aufgrund der turbulenten Strömung in Reaktor und Versuchsanlage keine Rolle. Die Konzentrationen werden durch eine Skalierung auf die maximale Amplitude der jeweiligen Störung in einen dimensionslosen Vermischungsskalar θ überführt, der in den Grenzen der Übertragbarkeit in beiden Geometrien an ähnlichen Orten (im Sinne der Skalierung) gleiche Zeitverläufe aufweist. In den Experimenten liegt außerdem aufgrund der niedrigen verwendeten NaCl-Konzentrationen ein linearer Zusammenhang von Konzentration und elektrischer Leitfähigkeit vor. Deshalb kann der Vermischungsskalar direkt aus der gemessenen örtlichen momentanen Leitfähigkeit berechnet werden:

$$\theta_{ROCOM}(x, y, z, t) = \frac{C_{NaCl}(x, y, z, t) - C_{NaCl,0}}{C_{NaCl,P} - C_{NaCl,0}} = \frac{\sigma(x, y, z, t) - \sigma_0}{\sigma_P - \sigma_0} \quad (4.12)$$

Hierbei ist $C_{NaCl}(x, y, z, t)$ die momentane örtliche Tracerkonzentration in ROCOM, $C_{NaCl,0}$ die Anfangskonzentration im Kreislauf vor Dosierung des Tracers, $C_{NaCl,P}$ die Tracerkonzentration im Pfropfen, der durch die Tracereinspeisung generiert wird. $\sigma(x, y, z, t)$, σ_0 sowie σ_P sind die entsprechenden Leitfähigkeiten, $\theta(x, y, z, t)$ ist der Vermischungsskalar im Koordinatensystem (x, y, z) der Versuchsanlage.

Während in der Versuchsanlage im Pfropfen eine erhöhte Tracerkonzentration vorliegt, ist die Borkonzentration im teilweise deborierten Kühlmittelpfropfen abgesenkt. Durch die folgende Umrechnung erhält man jedoch wiederum einen positiven Vermischungsskalar:

$$\theta_{DWR}(X, Y, Z, t) = \frac{C_B(X, Y, Z, t) - C_{B,0}}{C_{B,P} - C_{B,0}} \quad (4.13)$$

Hierbei ist $C_B(X, Y, Z, t)$ die momentane örtliche Borkonzentration, $C_{B,0}$ der Sollwert der Konzentration im Kreislauf, $C_{B,P}$ die abgesenkte Borkonzentration im Pfropfen. $\theta(X, Y, Z, t)$ ist der Vermischungsskalar im Koordinatensystem (X, Y, Z) des Originalreaktors. Die im weiteren ausgewiesenen prozentualen Werte des Vermischungsskalars stellen somit die relative Absenkung der Borkonzentration dar.

Die Koordinaten lassen sich entsprechend der maßstäblichen Verkleinerung des Modells gegenüber dem Originalreaktor ineinander umrechnen. Durch die geometrische Ähnlichkeit und die Einhaltung der Durchlaufzeiten des Kühlmittels können die Verläufe des Vermischungsskalars an identischen charakteristischen Positionen, wie z.B. an den Positionen der Brennelemente und am Kühlmittleintrittsstutzen, direkt übernommen werden:

$$\theta_{DWR}(X_n, Y_n, Z_n, t) \equiv \theta_{ROCOM}(x_n, y_n, z_n, t) \quad (4.14)$$

Hier symbolisiert n den Index der jeweiligen ausgewählten Position. Die Borkonzentration wird durch Umstellung der Gl. (4.13) aus dem Vermischungsskalar berechnet:

$$C_B(X_n, Y_n, Z_n, t) \equiv \theta_{ROCOM}(x_n, y_n, z_n, t) \cdot (C_{B,P} - C_{B,0}) + C_{B,0} \quad (4.15)$$

In den Vermischungsexperimenten wurde der Pfropfen durch Zuspeisung von Tracerlösung mit einer Leitfähigkeit von σ_P in die Wasserströmung von Schleife 1 der Versuchsanlage simuliert, wobei eine Mischvorrichtung die gleichmäßige Verteilung der Tracerkonzentration über dem Schleifenquerschnitt gewährleistet.

Zur Durchführung der Ensemble-Mittelung wurde jeder transiente Versuch (TNR-62, TNR_92) N -mal unter identischen Dosierbedingungen durchgeführt. Bei den einzelnen Realisierungen unterscheiden sich lediglich die Anfangsleitfähigkeiten und ggf. die Leitfähigkeit der Tracerflüssigkeit. Die Mittelung erfolgt, nachdem die primären Messwerte für jede Realisierung durch Anwendung der oben beschriebenen Methode individuell in den Vermischungsskalar umgerechnet worden sind. Es entstehen Verläufe von ensembledemittelten Vermischungsskalaren für jede Messposition, so z.B. am Kerneintritt für jede Brennelementposition:

$$\theta_{ROCOM}(x, y, z, t) = \frac{1}{N} \cdot \sum_{k=1}^N \theta_{ROCOM,k}(x, y, z, t) \quad (4.16)$$

Hierbei ist k der Index der einzelnen Realisierung des Versuchs. Im allgemeinen wurde über fünf Realisierungen eines Einzelversuches gemittelt. Zwischen den einzelnen Realisierungen treten Unterschiede auf, die hauptsächlich durch die turbulenten Fluktuationen im Geschwindigkeits- und im Konzentrationsfeld und teilweise durch statistische Messfehler hervorgerufen werden. Zur Bewertung der Intensität dieser Fluktuationen wurden Standardabweichungen für jeden lokalen Momentanwert des Vermischungsskalars berechnet:

$$FS_{\min,\Theta}(x, y, z, t) = \sum_{k=1}^5 (\theta_{ROCOM,k}(x, y, z, t) - \theta_{ROCOM}(x, y, z, t))^2 \quad (4.17)$$

Daraus ergeben sich Standardabweichungen nach folgender Gleichung:

$$s_{\Theta}(x, y, z, t) = \sqrt{\frac{FS_{\min,\Theta}(x, y, z, t)}{N-1}} \quad (4.18)$$

Im Anschluss wurden die Vertrauensbereiche ermittelt, in denen der Messwert mit einer statistischen Sicherheit von $P_1 = 68.3 \%$ und $P_2 = 95.4 \%$ anzutreffen ist:

$$u_{z,\Theta}(x, y, z, t) = \pm t_p \cdot \frac{s_{\Theta}(x, y, z, t)}{\sqrt{N}} \quad (4.19)$$

Hierbei ist t_p der sog. Student-Faktor. Er beträgt bei $N=5$ Realisierungen $t_p = 1.11$ für $P = 68.3 \%$ und $t_p = 2.57$ für $P = 95.4 \%$. Somit ergibt sich für den Vertrauensbereich des dimensionslosen Vermischungsskalars:

$$\Delta\theta_{ROCOM}(x, y, z, t) = \theta_{ROCOM}(x, y, z, t) + u_{z,\Theta}(x, y, z, t) \quad (4.20)$$

5 Numerische Simulation der Kühlmittelströmung und turbulenten Vermischung im RDB vom Typ Konvoi

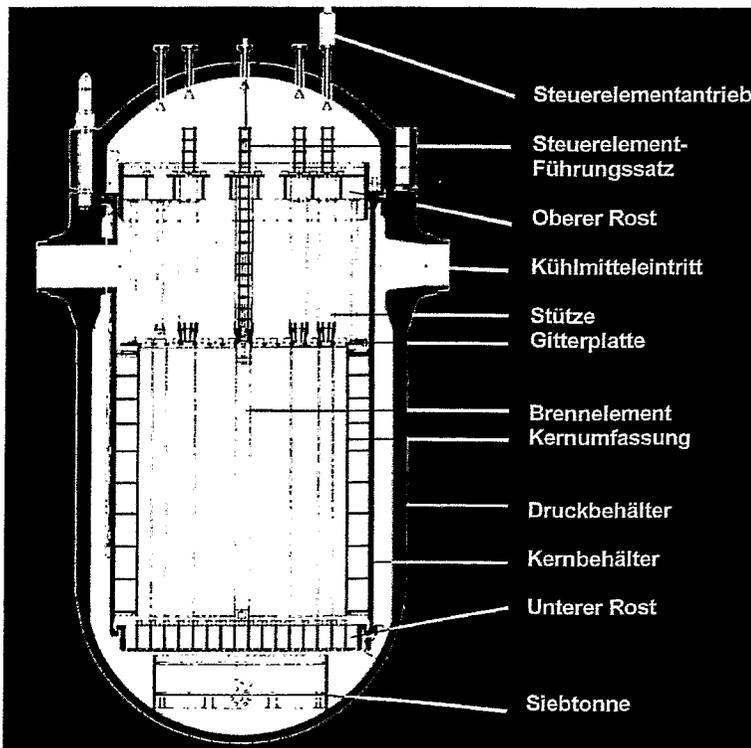


Abb. 5.1 Schnitt durch den Original-RDB des DWR Konvoi

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

Für die numerische Simulation ist es erforderlich,

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

Als Instrumentarium für die CFD-Simulation wurde der Code CFX-4 gewählt (siehe Abschnitt 3.5). Eine Übersicht über die in CFX-4 implementierten Methoden der numerischen Fluidodynamik und die Turbulenzmodelle ist im Anhang I gegeben, ein Überblick über die Codestruktur im Anhang II.

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

5.1 Modellannahmen, Geometrieaufbereitung und Gittergenerierung

Für das Kühlmittel des Druckwasserreaktors Konvoi wurde ein inkompressibles, einphasiges Fluid angenommen. Die Turbulenzmodellierung der Strömung erfolgte unter Zuhilfenahme des Standard (k, ε) Turbulenzmodells. Untersuchungen zur Auswahl der Turbulenzmodelle

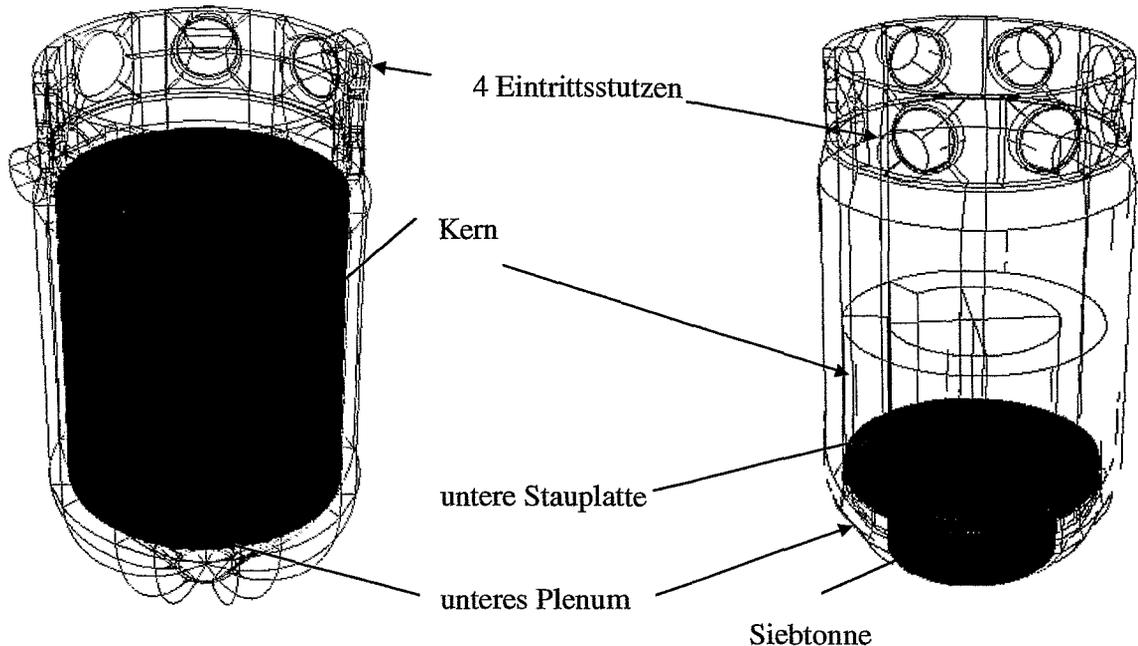


Abb. 5.2 Vergleich der verwendeten numerischen Gittermodelle des DWR Konvoi

werden in Kapitel 6 durchgeführt. Die Eintrittsrandbedingungen (Geschwindigkeit, Temperatur, Borkonzentration) wurden an den Eintrittsstutzen definiert. Für die Beschreibung der Borkonzentration konnten Skalare benutzt werden, da die Dichteunterschiede zwischen borriertem Wasser und Deionat bei den zu untersuchenden Strömungszuständen vernachlässigbar klein sind (siehe auch [No86]). Skalare simulieren physikalische Parameter (z.B. Konzentrationen), die der Konvektion und turbulenten Diffusion unterliegen, jedoch nicht auf die Strömung zurückwirken.

Der Original-RDB des DWR Konvoi ist in Abb. 5.1 dargestellt. Die Beschreibung der Strömungsführung wurde in Kapitel 2 vorgenommen. Für diesen Reaktortyp wurden jeweils zwei Gittermodelle erstellt (Abb. 5.2). Bei beiden Modellen ist die Stutzenzone mit den Krümmungen an den jeweiligen vier Eintrittsstutzen, die Aussparungen der Austrittsstutzen und die diffusorartige Ringspalterweiterung genauestens modelliert. In diesem Bereich wurde das Netz stark verfeinert, weil gerade dieses Strömungsgebiet entscheidend die Vermischung im Ringspalt beeinflusst. Abb. 5.2 zeigt die Unterschiede zwischen den beiden Modelltypen: Im einfacheren linken Gittermodell wurde auf eine Darstellung der Siebtonne verzichtet, dafür aber der Kern als poröser Körper abgebildet. Im komplizierteren rechten Gittermodell erkennt man

in Abb. 5.2 die modellierte Siebtonne und die untere Stauplatte (Modellierung in Kapitel 5.2). Der Kern wurde zur Hälfte modelliert. Die unterschiedliche Anzahl der Gitterpunkte ist für beide Modelle in Tabelle 5.1 ersichtlich. Die Austrittsrandbedingungen werden jeweils am oberen Ende des modellierten Kerns definiert. Hierbei handelt es sich um eine uniforme Druckrandbedingung. Diese beiden Gittermodelle wurden jeweils mit den Maßen des Originalreaktors und mit den 1:5 skalierten Maßen der ROCOM Versuchsanlage generiert.

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

Tabelle 5.1 Vernetzungsdaten

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

Neuere Versionen des Codes CFX-5, die für die Rechnungen noch nicht zur Verfügung standen, ermöglichen eine adaptive Gitteranpassung während der Rechnung. Die Generierung eines Gitters (z.B. Abb. 5.1) hat entscheidenden Einfluss auf die Konvergenz der Strömungsberechnungen bzw. auf die Berechnungen der Strömungsfelder und der Vermischung des Fluids.

5.2 Numerische Modellierung der perforierten Einbauten im RDB

5.2.1 Modell des porösen Körpers

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

Diese perforierten Einrichtungen besitzen eine große Anzahl von Bohrungen, so dass eine Auflösung der Strukturen im Rechenetz auf heutigen Rechnern noch undurchführbar ist.

Diese Probleme lassen sich umgehen, indem man darauf verzichtet, Siebe geometrisch darzustellen und stattdessen nur die Auswirkungen von Sieben auf die Strömung berücksichtigt. Obwohl der Einfluss eines Siebes auf die Strömung sehr vielfältig ist, lässt er sich für eine makroskopische Strömungsberechnung auf zwei Größen reduzieren: auf den Druckverlust, der durch den Strömungswiderstand des Siebes verursacht wird und die Porosität des Siebes.

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

$$V' = \beta V. \quad (5.1)$$

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

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

Es gibt eine große Zahl von Untersuchungen [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:

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

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

Der Druckverlustbeiwert ζ wird aus gefundenen globalen Zusammenhängen für lokale, in einem Volumenelement vorhandene Strömungsbedingungen bestimmt. Cornell [Co58] hat in seinen Untersuchungen bei höheren Reynoldszahlen festgestellt, dass sich der Druckverlustbeiwert oberhalb $Re_S=600$ kaum ändert:

$$\zeta = 6 \frac{1-\beta}{\beta^2} 600^{-1/3} \quad \text{für} \quad Re_S > 600. \quad (5.2)$$

Die Beziehung (5.2) wurde für die Berechnung des Druckverlustes in Kapitel 5.2.3 verwendet.

5.2.2 Modellierung der Einbauten im RDB

Die zu berücksichtigenden Einbauten im RDB sind der Reaktorkern mit unterer Stauplatte sowie Siebtonne. Die Anordnung ist aus Abb. 5.3 ersichtlich. Dadurch verkompliziert sich eine Gittergenerierung gerade in diesem für die Ausbildung der Vermischung am Kerneintritt so wichtigen Gebiete.

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

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

Die Porosität der Stauplatte betrug $\beta = 0.229$. Im Fall des 1:5 skalierten Modells wurde der

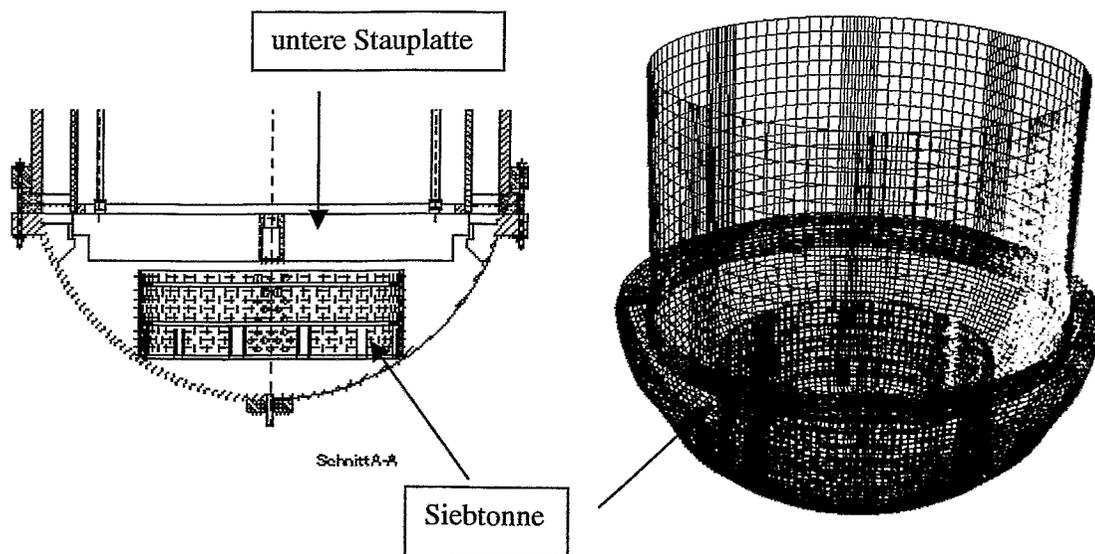


Abb. 5.3 Siebtonne im unteren Plenum des RDB und als poröser Körper im Gittermodell

Strömungswiderstand ζ überschlagsmäßig gewonnen (Kapitel 5.2.3) und in den Geschwindigkeitsfaktor R_F umgerechnet. Bei allen durch poröse Körper modellierten Platten ist es wichtig, diesen Strömungswiderstand nur orthogonal zur Plattenebene anzusetzen. Der tangentielle Strömungswiderstand in den Platten wurde als maximal definiert.

5.2.3 Ermittlung der Druckverlustbeiwerte der Einbauten im RDB

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

$$\rho \left(\frac{\partial U_j}{\partial t} + U_i \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) = B_j - \frac{\partial}{\partial x_i} \tau_{ij} \quad i=1,2,3 \quad (5.3)$$

$$B = B_F - (R_C + R_F |v|)v \quad (5.4)$$

Hierbei ist in Gleichung (5.4) B_F eine Impulsquelle und R_C ein linearer Widerstandsfaktor, welcher für die Modellierung von Strömungswiderständen bei laminaren Strömungsverhältnissen geeignet ist. Diese Faktoren werden bei den Untersuchungen nicht benötigt und werden Null gesetzt. R_F , der quadratische Widerstandsfaktor, ist der für die Verhältnisse im unteren Plenum günstigste Faktor zur Modellierung des Druckverlustes durch perforierte Einbauten, da er in einer turbulenten Strömung nahezu unabhängig von den Geschwindigkeitsverhältnissen und somit Reynoldszahlen ist.

Für die Ermittlung von R_F aus dem Druckverlustbeiwert ζ gilt:

$$R_F = \zeta \frac{A_{\text{angeströmt}}}{V_{\text{durchströmt}}} \frac{\rho}{2} \quad (5.5)$$

Im folgenden werden die Druckverlustbeiwerte für den Reaktorkern und die Stauplatte, den unteren Rost und die Siebtonne ermittelt.

Zur Ermittlung des Druckverlustbeiwerts von Kernmodell und Stauplatte in ROCOM wurde ein gemessener Druckverlust von $\Delta p_K = 11200 \pm 1040 \text{ Pa}$ bei einem Wasserdurchsatz von 185 m³/h pro Schleife herangezogen. Dieser Druckverlust wurde mit zusätzlichen Blenden an den Bohrungen der Stauplatte erreicht und entspricht hinsichtlich den dimensionslosen Verlustbeiwerten dem Druckverlust im Originalreaktor (siehe Kapitel 4.2.1).

Bezogen auf die mittleren Fluidgeschwindigkeiten $c_{St,K}=1.51$ m/s in den 4x193 Bohrungen je 15 mm Durchmesser der Stauplatte und mit $\rho=1000$ kg/m³ beträgt der zugehörige Verlustbeiwert für Stauplatte und Kern (Indizes St, K) nach (5.1)

$$\zeta = \frac{\Delta p}{\frac{\rho}{2} c^2} \quad (5.6)$$

$$\zeta_{St,K} = 9.82 \pm 0.91.$$

Mit Gl. (5.5) für den Geschwindigkeitsfaktor R_F , welcher in die CFX-Eingabefiles zur Modellierung der Druckverluste einfließt, ergibt sich dann mit der durchströmten Fläche $A_{St,K}=0.136$ m² und dem zugehörigen Volumen $V_{St,K}=0.109$ m³ entsprechend der (Modell-) Kernhöhe $h_K=0.8$ m der Wert

$$R_{F(St,K)} = 6126 \pm 567 \frac{kg}{m^4}.$$

Mit der experimentell ermittelten Beziehung von Cornell [Co68] für Druckverlustbeiwerte, Gl. (5.2) wird mit einer Porosität des unteren Rostes von $\beta=0.229$ der Druckverlustbeiwert nur für die Stauplatte (Index St) zu

$$\zeta_{St} = 10.5.$$

Es ergibt sich daraus nach Gl. (5.5) ein Geschwindigkeitsfaktor R_F von

$$R_{F(St)} = 6570 \frac{kg}{m^4}.$$

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

$$\zeta_S = 13.05.$$

Mit einer angeströmten Oberfläche der Siebtone von

$$A_s = 0.107 \quad m^2$$

und einem Volumen der hohlzylindrischen Form der Siebtonne von

$$V_s = 0.002167 \quad m^3.$$

erhält man damit nach Gl. (5.5) ein Geschwindigkeitsfaktor $R_{F(S)}$ von

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

In Tabelle 5.2 sind die berechneten Zahlenwerte für ζ und R_F für die nachstehenden Komponenten ersichtlich. Die Druckverlustbeiwerte ζ sind für den Original RDB und das ROCOM-Modell gültig. Die R_F -Werte für ROCOM wurden mit einer Dichte von $\rho=1000 \text{ kg/m}^3$, die R_F -Werte für das Original mit einer angenommenen Dichte von $\rho=780 \text{ kg/m}^3$, welche das Kühlmittel unter Nominalbedingungen besitzt, berechnet.

Tabelle 5.2 Druckverlustbeiwerte ζ und R_F -Werte für Modell und Original RDB

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

5 Sensitivitätsanalysen zu CFD-Rechnungen

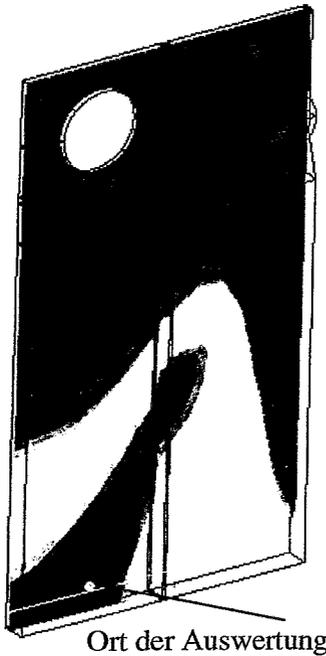


Abb. 6.1 Modell eines Quadranten des Konvoi Ringspalts

Um eine möglichst exakte und dennoch mit vertretbarem Rechenaufwand realisierbare 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. Zur Optimierung des Rechengitters und der Zeitschrittweite und zur Auswahl des Turbulenzmodells wurden Sensitivitätsstudien durchgeführt.

Aus rechentechnischen Gründen wurde für die Sensitivitätsanalysen nur ein in die Ebene projizierter Quadrant des Ringspalts des DWR Konvoi gewählt (Abb. 6.1).

Auf der Grundlage der Ergebnisse dieser Sensitivitätsanalysen für einen Quadranten des Ringspaltes wurden die CFD-Berechnungen zum numerischen Modell des ganzen RDB ausgeführt.

6.1 Randbedingungen

Die Eintrittsrandbedingungen, wie Geschwindigkeit und Skalarverteilung, wurden am Eintrittsstutzen vorgegeben und sind in Tabelle 6.1 zusammengestellt.

Tabelle 6.1 Randbedingungen für die CFD-Rechnungen

| Diskretisierungsverfahren | Stutzeintrittsgeschwindigkeit in m/s | skalärer Impuls am Eintritt (Stutzen) | Austrittsrandbedingung (Ringraumende) |
|------------------------------------|--------------------------------------|---------------------------------------------|---------------------------------------|
| UDS, HYBRID, CCCT (siehe Anhang I) | 5.5 | 1 von 0.2- 0.3 s nach Start der Rechnung | Druckrandbedingung |

Die Skalarverteilung repräsentiert Borverdünnungen ebenso wie Temperaturänderungen bei impulsgetriebener Strömung. In der Geometrie sind Einzelheiten wie die Stützerweiterung und die Ringraumerweiterung unterhalb des Stützens nachgebildet. Die Wahl der Eintrittsgeschwindigkeit und der geometrischen Abmessungen entsprechen dem 1:5 Modell des DWR Konvoi.

6.2 Vergleich der Diskretisierungsverfahren

Zur Gegenüberstellung der verschiedenen Diskretisierungsverfahren, welche im Anhang I vorgestellt werden und in dem CFD-Code frei wählbar sind, wurden die Konzentrationsverläufe an einem Punkt am Ringspaltende verglichen. Dieser Punkt wurde von der Strömung wesentlich beeinflusst, d.h. er lag nicht in einem Totwassergebiet und kann deshalb als repräsentativ für die Lösung angesehen werden.

Der Vergleich der Diskretisierungsverfahren HYBRID (Modifikation des Upwinddifferenzen-Verfahren UDS), UDS (Upwinddifferenzen-Verfahren) und CCCT (Modifikation des QUICK (Quadratic Upstream Interpolation of Convective Kinematics) –Verfahrens) zeigt Abb. 6.2 (siehe auch Anhang I). Die Konzentrationsverteilungen am Ringspaltende sind über der Zeit abgetragen.

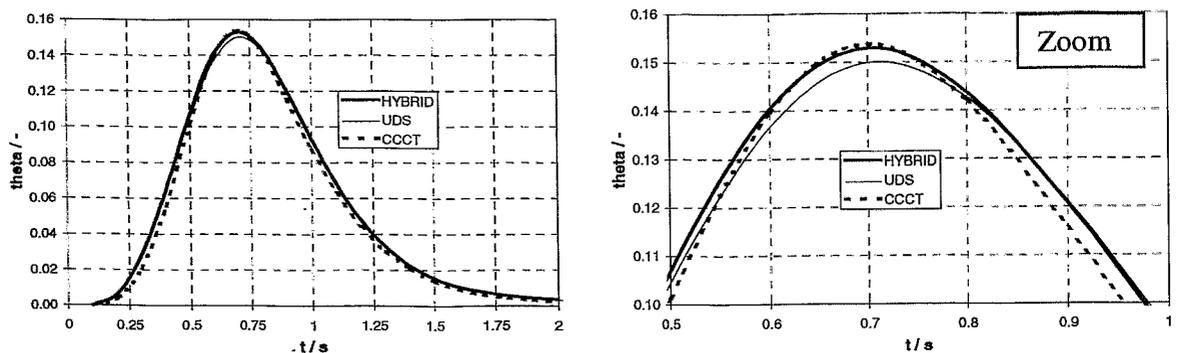


Abb. 6.2 Vergleich der Diskretisierungsverfahren: Konzentrationsverläufe am Auswertepunkt als Folge einer Impulsstörung am Eintritt in das Strömungsgebiet

Beim UDS-Verfahren liegt das Maximum der Verteilung am Ringspaltende unter den Werten der anderen Verfahren. Das bedeutet, dass die Vermischung im Maximum der Impulsstörung am Auswertepunkt um ca. 3% 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 ergeben einen ähnlichen Verlauf. Aufgrund der ähnlichen Verläufe von HYBRID und CCCT-Verfahren ist wegen der Robustheit und Einfachheit dem HYBRID-Verfahren (standardmäßig in CFX-4 [CFX99] eingebaut) eindeutig der Vorzug gegenüber dem CCCT-Verfahren höherer

Ordnung zu geben. Das UDS-Verfahren wird aufgrund der relativ hohen numerischen Diffusion bei transienten Strömungsberechnungen der turbulenten Vermischung nicht verwendet.

6.3 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 (sehr fein) erstellt. In Tabelle 6.2 sind die Berechnungsgitter gegenübergestellt. Die geometrischen Randbedingungen wurden nicht verändert, d.h. die Blockstruktur wurden beibehalten.

Tabelle 6.2 Gegenüberstellung der verschiedenen Berechnungsgitter des Ringspaltmodells

| Gitterstruktur | Gitterpunkte |
|--------------------|--------------|
| grobes Gitter | 6504 |
| feines Gitter | 46064 |
| sehr feines Gitter | 270000 |

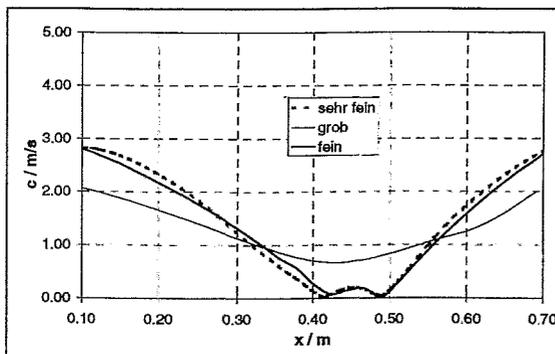


Abb. 6.3 Geschwindigkeitsverteilung am Ende des Ringspalts für verschiedene Gitter

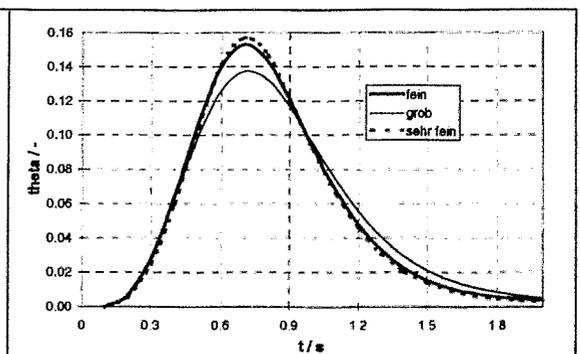


Abb. 6.4 Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt für verschiedene Gitter

Abb. 6.3 zeigt die Geschwindigkeitsverteilung am Ende des Ringspalts und Abb. 6.4 den Konzentrationsverlauf im Auswertepunkt als Folge einer Impulsstörung für die unterschiedliche Anzahl der Gitterpunkte des Ringspaltmodells. Während das grobe Gitter einen von den feinen Gittervarianten abweichenden Strömungsverlauf am Ende des Ringspalts zeigt, ist der Unterschied in der Geschwindigkeitsverteilung zwischen dem 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, wird erheblich Rechenzeitaufwand gespart.

Entscheidend für die Lösung eines transienten Problems ist die richtige Wahl der Zeitschrittweite unter Beachtung der Courant-Zahl C

$$C = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x}. \quad (6.1)$$

Eine Überprüfung der gewählten Gitter- und Zeitschrittweiten kann durch das Courant-Kriterium $C \leq 1$ erfolgen. Nicht immer ist es möglich, im gesamten Strömungsgebiet dieses Kriterium zu erfüllen.

6.4 Einfluss der Zeitschrittweite auf die Vermischung

Im folgenden wird der Einfluss der Zeitschrittweite Δt auf die Vermischung untersucht. Dabei wird in der Rechnung der Zeitschritt Δt bei Beibehaltung aller Randbedingungen von 0.05 s auf 0.01 s bzw. auf 0.005 s gesenkt. Abb. 6.5 zeigt Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlichen Zeitschrittweiten Δt als Folge einer Impulsstörung. Je geringer die Zeitschrittweite gewählt wurde, um so geringer ist die numerische Diffusion, desto höher ist auch das Maximum der jeweiligen Konzentration. Bei einer zu groben Wahl der Zeitschrittweite kommt es zu einer Verfälschung der Diffusion am Ringspaltende durch numerische Fehler. 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 grob. Die Diffusion ist in diesem Fall infolge numerischer Effekte überbewertet. Die Courant-Zahl liegt deutlich über eins.

Dagegen zeigt der Konzentrationsverlauf bei einer Zeitschrittweite von $\Delta t=0.01$ s kaum noch Unterschiede zum Konzentrationsverlauf bei einer Zeitschrittweite von $\Delta t=0.005$ s. Da der Rechenaufwand jedoch mit jeder Verfeinerung des Zeitschrittes steigt, ist eine Berechnung der Transiente im Ringspaltmodell bei den speziellen Randbedingungen mit einer Zeitschrittweite von $\Delta t=0.01$ s ausreichend. Reale transiente Verläufe im Primärkreislauf eines DWR

(z.B. Anfahren einer Pumpe bzw. Anlaufen des Naturumlaufes) dauern nicht selten über 15 s bzw. sogar mehrere Hundert Sekunden an. Hierbei ist die geeignete Wahl der Zeitschrittweite entscheidend für die Dauer und Güte der Rechnung.

6.5 Vergleich der Turbulenzmodelle

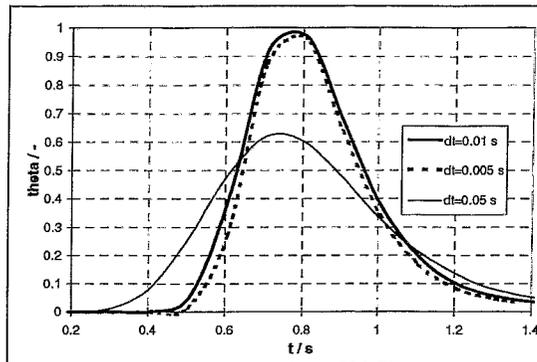


Abb. 6.5 Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt bei unterschiedlichen Zeitschrittweiten Δt als Folge einer Impulsstörung

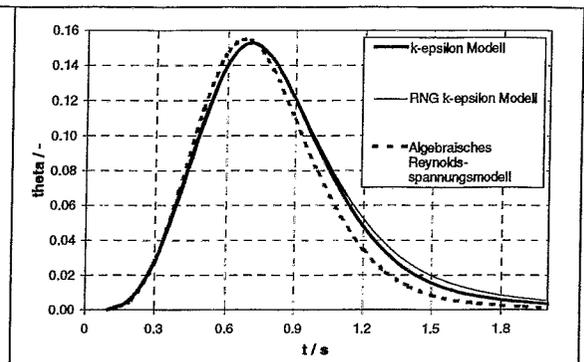


Abb. 6.6 Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt von Rechnungen mit unterschiedlicher Turbulenzmodellierung

Ein Vergleich der Konzentrationsverläufe im Auswertepunkt von Rechnungen mit unterschiedlichen Turbulenzmodellen, welche für hohe Reynoldszahlen tauglich sind (siehe Anhang I), zeigt Abb. 6.6. In der Abbildung ist eine gute Übereinstimmung der Konzentrationsverläufe der beiden Zweigleichungs-Turbulenzmodelle (k, ε -Modell, RNG- k, ε -Modell) zu erkennen. Der Konzentrationsverlauf der Rechnung mit dem algebraischen Reynoldsspannungsmodell zeigt ein früheres Auftreten des Maximums. Für die Anwendung bei impulsgetriebener Strömung bei hohen Reynoldszahlen ist das k, ε -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, ε -Modell sein. Deshalb wird im Rahmen dieser Arbeit in Übereinstimmung mit internationaler Erfahrung [Be96] das standardmäßig in CFX-4 eingebaute k, ε -Turbulenzmodell verwendet.

6.6 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 der 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 weitma-

schige Gitterteilung eine Verschmierung der Konzentrations- und Geschwindigkeitsverläufe. Das Ergebnis des Vergleiches unterschiedlicher Zeitschrittweiten liefert eine deutliche Abhängigkeit der Konzentrationsverteilung am Ringspaltende vom gewählten Δt . 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 impulsgetriebener Strömung bei hohen Reynoldszahlen wurde das k, ε -Modell aufgrund von internationalen Erfahrungen [Be96] ausgewählt.

Als Resultat dieser Untersuchungen werden in den folgenden CFD-Berechnungen ausschließlich das HYBRID- Diskretisierungsverfahren und das k, ε -Turbulenzmodell verwendet. Das Berechnungsgitter wird entsprechend verfeinert und transiente Rechnungen werden mit möglichst kleiner Zeitschrittweite durchgeführt.

7 Validierung von CFX-4 anhand von Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt von ROCOM

Die Vermischung wird zum einen durch konvektiven Transport, zum anderen durch turbulente Dispersion bestimmt, die beide durch das Geschwindigkeitsfeld geprägt werden. Die korrekte Berechnung des Geschwindigkeitsfeldes ist deshalb eine Voraussetzung für die Simulation der Vermischung.

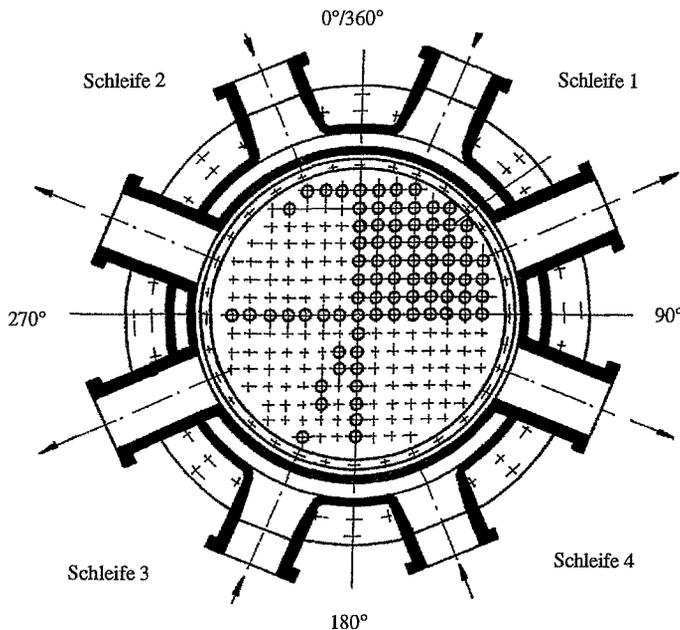


Abb. 7.1 Positionen der Schleifen am RDB (ROCOM)

Geschwindigkeitsmessungen wurden an ROCOM in den Experimenten der Gruppen A und B gemäß Versuchsmatrix (Tab. 3.1) mit LDA-Messtechnik (Kapitel 4.2.6) durchgeführt und zur Validierung des CFD-Codes herangezogen. Ausgewählt wurden sowohl nominale Strömungszustände bei unterschiedlichen Kühlmitteldurchsätzen als auch Geschwindigkeitsverhältnisse bei Teilschleifenbetrieb und beim Anfahren einer Pumpe. Aufgrund der hohen zeitlichen Auflösung des verwendeten LDA-Messgeräts konnten auch transiente Geschwindigkeitsverläufe aufgenommen werden. Die Messebene befand sich jeweils am Ende des Ringspaltes. Das Geschwindigkeitsprofil am Ende des Ringspaltes hat entscheidende Bedeutung für die Konzentrations- und Temperaturverteilungen am Kerneintritt. Die gemessenen und gerechneten Profile liefern auch Aussagen zu eventuell vorhandenen Rezirkulations- bzw. Totwassergebieten und Rückströmungen im Ringspalt. Bei guter Übereinstimmung der numerischen Simulationen mit den LDA-Messdaten kann effektiv der gesamte Ringspalt mit CFX-4 nach Einzelphänomenen untersucht und der Einfluss von Krümmungen, Aussparungen, Verengungen auf die Kühlmittelströmung analysiert werden.

7.1 Messpositionen am Ringspalt, Durchführung der Messungen

In Abb. 7.1 sind die Schleifenpositionen in Umfangsrichtung am Plexiglasmodell ROCOM im horizontalen Schnitt durch die Stutzebene dargestellt. In den Abbildungen 7.3 und 7.5 ist der Ringspaltbereich in Umfangsrichtung abgewickelt dargestellt. Die Winkelpositionen ent-

sprechen den in Abb. 7.1 eingetragenen Werten. Die Eintrittsstutzen befinden sich in den Positionen Schleife 1: 22.5° , Schleife 2: 337.5° , Schleife 3: 202.5° und Schleife 4: 157.5° . Die Messebene zur Bestimmung der Ringspaltgeschwindigkeitsprofile mittels LDA-Messtechnik befand sich bei der Messung 1045 mm unterhalb der Stutzebene des RDB am Ringspaltende. Es wurde jeweils die horizontale und im Anschluss die vertikale Geschwindigkeitskomponente in der Mitte des Ringspalts gemessen. Insgesamt über 1000 Bursts (Ereignisse) wurden bei beiden Lasertypen für eine Winkelposition aufgenommen. Dies war bei niedrigen Durchsätzen und Stagnationsgebieten nur mit Zuhilfenahme von Tracerpartikeln im strömenden Medium möglich. Gemessen wurde im Uhrzeigersinn, wobei bei den LDA-Messungen im stationären Geschwindigkeitsfeld angenommen wurde, dass sich das Geschwindigkeitsprofil an einzelnen Positionen nicht wesentlich ändert. In den Abbildungen 7.3 - 7.5 sind nur die vertikalen Komponenten der Geschwindigkeiten, welche bei allen Durchsatzvariationen dominieren, dargestellt. Diese sind in den Diagrammen mit einem negativen Vorzeichen entsprechend der Strömungsrichtung versehen. Zusätzlich wurden in den Abbildungen 7.3 und 7.4 die Fehlergrenzen der LDA-Messungen in jedem Messpunkt ausgegeben und als obere und untere Begrenzung (dünne blaue Kurven) in Abb. 7.3 eingetragen bzw. als Fehlerbalken in Abb. 7.4 sichtbar gemacht. Aufgrund von veränderter Messtechnik standen bei den Messungen im Teilschleifenbetrieb in Abb. 7.5 diese Daten nicht zu Verfügung.

Die Ergebnisse aus den CFX-4 Rechnungen wurden aus der Messebene extrahiert. In radialer Richtung wurde eine Gitterposition in der Mitte des Ringspalts für den Vergleich ausgewählt.

Die CFX-4 Daten sind in den Diagrammen in Ergänzung zu den LDA Geschwindigkeitsplots dargestellt.

7.2 Voll- bzw. Teilschleifenbetrieb

Vergleich der mittleren Ringspaltgeschwindigkeiten

Durch einen Vergleich der mittleren Ringspaltgeschwindigkeiten (Abb. 7.2) kann man die Genauigkeit der Lasermessungen bzw. der CFX-4-Rechnungen beurteilen. Die berechneten mittleren Ringspaltgeschwindigkeiten (theoretische Geschwindigkeiten in Abb. 7.2) resultieren aus dem Durchsatz und der durchströmten Fläche am Ringspaltende. Die CFX-4 Daten und LDA-Messwerte wurden in der Ringspaltmitte extrahiert. Dort sind die Geschwindigkeiten etwas höher als in den Randzonen zur Außenwand bzw. zur Kernumfassung (siehe auch Abb. 7.4). Deshalb ergeben sich für die LDA- bzw. CFX-4-Werte im Vergleich zu den theoretisch ermittelten Werten geringfügig höhere mittlere Geschwindigkeiten. Diese Werte wurden mit dem turbulenten radialen Geschwindigkeitsprofil im Ringspalt nach Abb. 7.4 gewichtet. Insgesamt ist eine gute Übereinstimmung bei den jeweils unterschiedlichen Schleifendurchsätzen bzw. bei Teilschleifenbetrieb zu erkennen.

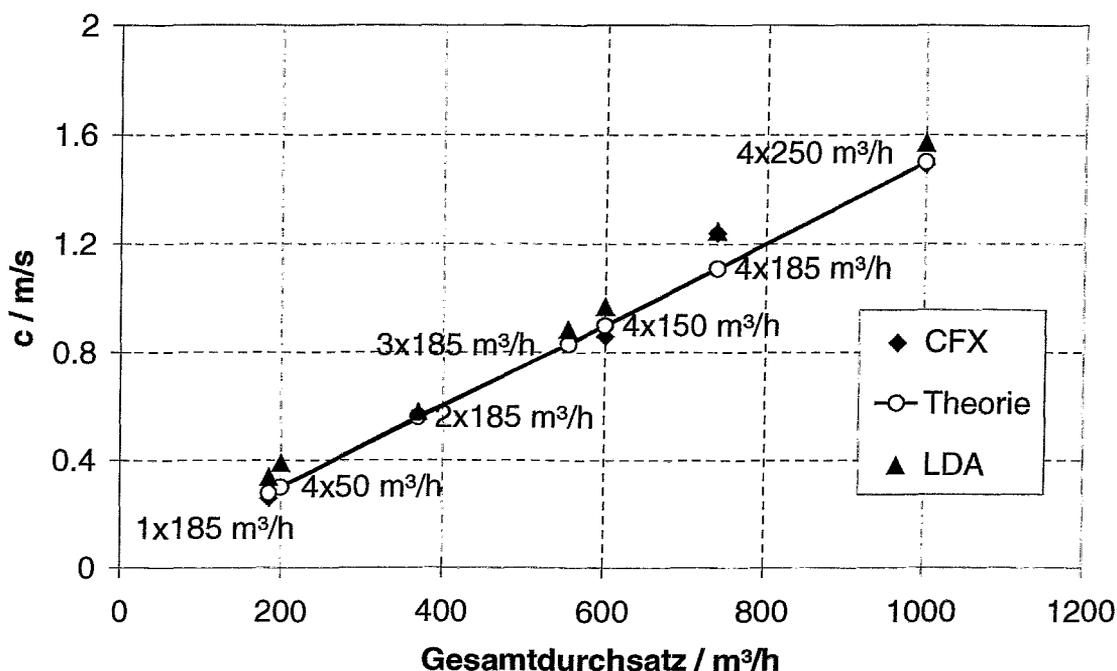


Abb. 7.2 Vergleich gemittelter Geschwindigkeiten am Ende des Ringspalts (LDA-Messung, CFX, theoretische Geschwindigkeiten)

Vollschleifenbetrieb bei $50\text{m}^3/\text{h}$

Die LDA-Messungen bei einem Durchsatz von $50\text{m}^3/\text{h}$ pro Schleife zeigen, dass die vertikale Geschwindigkeitsverteilung am Ringspaltende (1045 mm unterhalb der Stutzebene) stark von der Umfangsposition abhängig ist (Abb. 7.3a). Auf den Positionen 0° , 90° , 180° sowie 270° , also jeweils in azimuthaler Richtung in der Mitte zwischen zwei benachbarten Ein- bzw. Austrittsstutzen, werden Geschwindigkeitsmaxima beobachtet. Auf den dazwischen liegenden Positionen 45° , 135° , 225° und 315° liegen Minima mit Geschwindigkeiten unterhalb von 30 % der Maximalwerte.

Die Ungleichmäßigkeit der vertikalen Geschwindigkeitskomponente am Ringspaltende lässt sich auf eine Sekundärströmung in Form von acht Rezirkulationswirbeln zurückführen, die in der Ebene des durch den Ringspalt gebildeten zylindrischen Spalts rotieren und die sich unterhalb der Eintrittsstutzen herausbilden. Diese Gebiete konnten mittels optischer Tracerverfahren sichtbar gemacht werden. In Abb. 7.3a deutet die positive vertikale Geschwindigkeitskomponente auf eine Rückströmung im Zirkulationsgebiet unterhalb des Stutzens 4 hin.

Die Resultate der stationären Nachrechnung mit CFX-4 im Ringspalt ergaben bezüglich der LDA-Messungen zumindest qualitativ das gleiche Strömungsbild (Abb. 7.3a). Die Maximal-

werte werden sowohl in den azimutalen Positionen als auch in den Absolutwerten gut getroffen, es existieren jedoch Unterschiede bei den Geschwindigkeitsminima.

Vollschleifenbetrieb bei 150m³/h

Die LDA-Messungen bei einem Durchsatz von 150m³/h pro Schleife (Abb. 7.3b) zeigen ein ähnliches vertikales Geschwindigkeitsprofil wie bei dem geringeren Durchsatz von 50 m³/h. Die Sekundärströmung in Form von Rezirkulationsgebieten ist wiederum stark ausgeprägt. Der Maximalwert der vertikalen Geschwindigkeitskomponente liegt unterhalb der Austrittsstutzen 2 und 3. Der Minimalwert tritt im Rezirkulationsgebiet links unterhalb des Stutzens 2 auf. Das Geschwindigkeitsprofil im Ringspaltquerschnitt bei 0/360° (zwischen den Eintrittsstutzen 1 und 2) und 542 mm unterhalb der Stutzebene zeigte eine zur Innenwand des Ringspalts abnehmende Geschwindigkeit (Abb. 7.4a).

Die Resultate der stationären Nachrechnung mit CFX-4 im Ringspalt stimmen qualitativ gut bezüglich der LDA-Messungen (Abbildungen 7.3b und 7.4a) überein. Das berechnete radiale Geschwindigkeitsprofil im Ringspaltquerschnitt (Abb. 7.4a) zeigt qualitativ eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten. Es beschreibt eine zur Kernbehälterwand abnehmende Geschwindigkeit zwischen Eintrittsstutzen 1 und 2. Untersuchungen mit Farbtracer belegten, dass ein relativ statischer Ablösewirbel durch die Ringspalterweiterung unterhalb der Stutzenzone entsteht. Daraus resultiert eine Rückströmung unterhalb der Ringspalterweiterung. Die Hauptströmung löst sich von der Kernbehälterumwandung und legt sich im unteren Ringspaltbereich an der äußeren RDB-Wandung an.

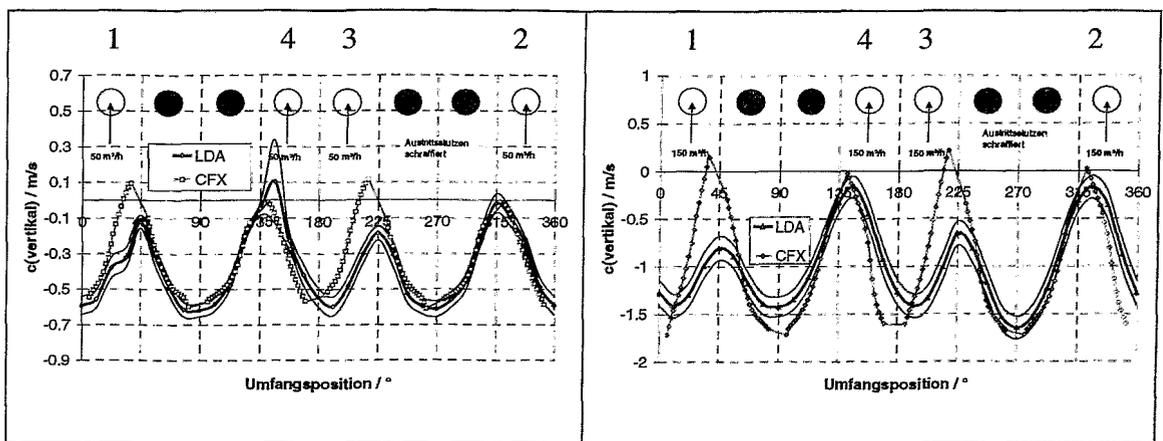
Vollschleifenbetrieb bei 185 m³/h

Bei einem Durchsatz von 185 m³/h pro Schleife (Abb. 7.3c) zeigt sich ein ähnliches gemessenes Geschwindigkeitsprofil wie schon bei den in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Durchsätzen. Unterhalb der Eintrittsstutzen und Austrittsstutzen sind die Auswirkungen von Rezirkulationsgebieten mit geringen Geschwindigkeitsgradienten zu erkennen. Zwischen den Eintrittsstutzen und Austrittsstutzen liegen Gebiete hoher Geschwindigkeitsgradienten. Die maximale Geschwindigkeit befindet sich unterhalb des Eintrittsstutzens 1. Der Minimalwert der Geschwindigkeit liegt im Rezirkulationsgebiet links daneben. Es existieren keine Rückströmungen unterhalb der Stutzen. Die Resultate der CFX-4 Rechnung im Ringspalt geben den gleichen Verlauf bezüglich den LDA-Messungen (Abb. 7.3c) wieder. Auch hier werden die Maximalwerte gut getroffen, es existieren Unterschiede bei den Geschwindigkeitsminima. Bei höheren Volumenströmen werden in den LDA-Messungen keine nach oben gerichteten Geschwindigkeiten, also Gebiete mit Strömungsumkehr, beobachtet, während sie in den CFX-4 Rechnungen noch auftreten. Dies könnte damit erklärt werden, dass das Geschwindigkeitsfeld in Gebieten mit kleineren Geschwindigkeiten empfindlich auf kleine Druckdifferenzen reagiert und die relative Genauigkeit der CFD-Rechnung geringer ist.

Vollschleifenbetrieb bei $250\text{m}^3/\text{h}$

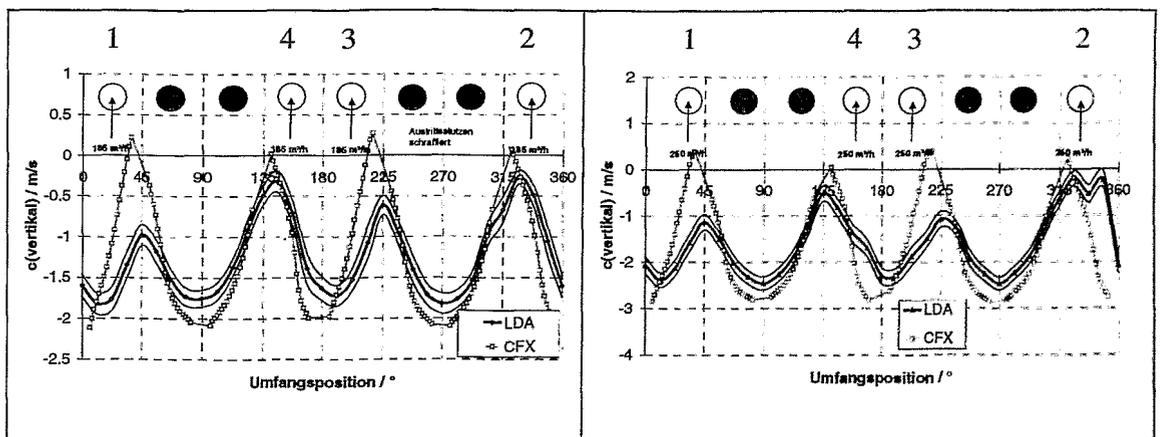
Die maximale gemessene Geschwindigkeit liegt zwischen den Austrittsstutzen 3 und 2 (Abb. 7.3d). Der Minimalwert der Geschwindigkeit liegt im Rezirkulationsgebiet links unterhalb des Stutzens 2. Es existieren keine Rückströmungen unterhalb der Stutzen. CFX-4 berechnet jedoch auch hier geringe Rückströmungen schräg unterhalb aller Eintrittsstutzen.

Das Geschwindigkeitsprofil im Ringspaltquerschnitt bei $0/360^\circ$ (zwischen den Eintrittsstutzen 1 und 2) und 542 mm unterhalb der Stuzenebene zeigt, wie schon bei dem Geschwindigkeitsprofil bei $150\text{ m}^3/\text{h}$ Durchsatz, eine zur Innenwand des Ringspalts abnehmende Geschwindigkeit (Abb. 7.4b).



a) Durchsatz $50\text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife

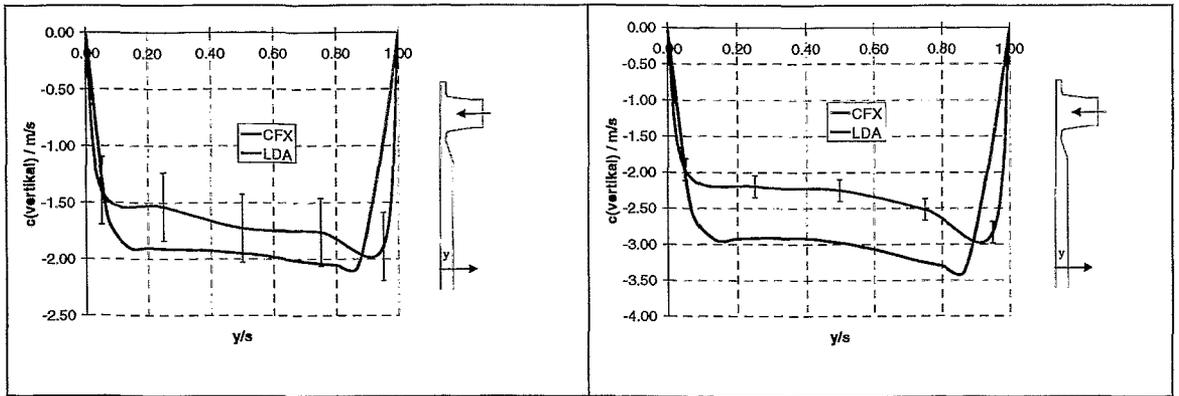
b) Durchsatz $150\text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife



c) Durchsatz $185\text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife

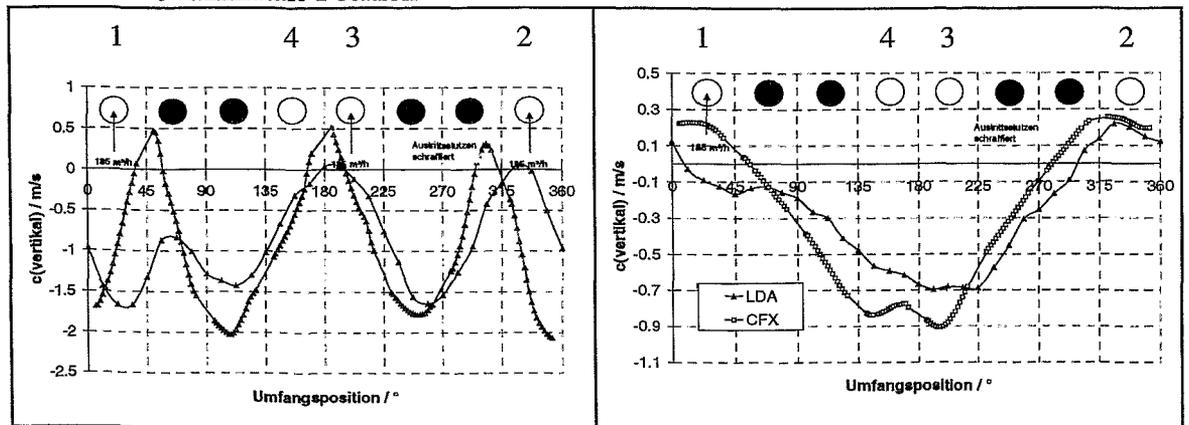
d) Durchsatz $250\text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife

Abb. 7.3 Geschwindigkeitsprofile abhängig von der Umfangsposition am Ende des Ringspalts, Vierschleifenbetrieb



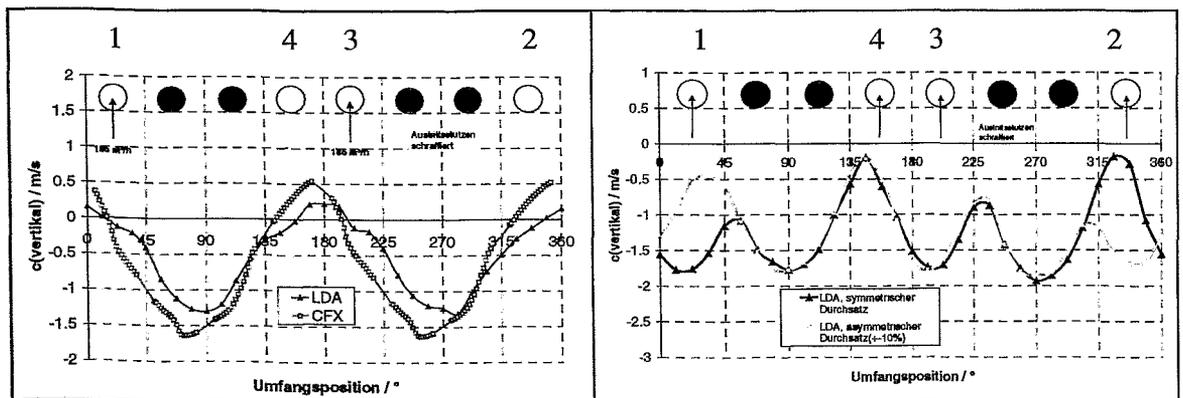
a) Durchsatz 150 m³/h pro Schleife (Pos. 0°) b) Durchsatz 250 m³/h pro Schleife (Pos. 0°)

Abb. 7.4 Vergleich der Strömungsprofile über dem Querschnitt des Ringspalts, 0° azimuthale Position



a) Dreischleifenbetrieb (Schleifen 1,2,3), 185 m³/h Durchsatz pro Schleife

b) Einschleifenbetrieb (Schleife 1), 185 m³/h Durchsatz pro Schleife



c) Zweischleifenbetrieb (Schleifen 1,3), 185 m³/h Durchsatz pro Schleife

d) Vergleich von symmetrischen und asymmetrischen Durchsätzen (Ref. 185 m³/h)

Abb. 7.5 Geschwindigkeitsprofile abhängig von der Umfangsposition am Ende des Ringspalts, Teilschleifenbetrieb bzw. asymmetrische Durchsätze

Teilschleifenbetrieb (3 Schleifen) bei $185\text{m}^3/\text{h}$ (Schleifen 1,2,3)

Bei Dreischleifenbetrieb mit abgeschalteter Pumpe 4 (Abb. 7.5a) entstehen nur noch drei Strömungsmaxima am Ringspaltende. Die Maxima zwischen Austrittsstutzen 1 und 4 bzw. zwischen Austrittsstutzen 2 und 3 verschieben sich und unterhalb der Eintrittsstutzen 3 und 4 entsteht ein lokales Minimum der vertikalen Geschwindigkeitskomponente, wobei es hier sogar wieder zu einer geringfügigen Rückströmung kommt. In diesem Minimum wurde auch die maximale Umfangskomponente der Geschwindigkeit gemessen. Die Resultate der stationären CFX-4 Nachrechnung geben das gemessene Geschwindigkeitsprofil beim Dreischleifenbetrieb mit abgeschalteter Pumpe 4 mit nur noch drei Strömungsmaxima am Ringspaltende qualitativ wieder.

Teilschleifenbetrieb (1 Schleife) bei $185\text{m}^3/\text{h}$ (Schleife 1)

Bei einem stationären Betrieb von nur einer Pumpe (Pumpen 2,3 und 4 sind abgeschaltet) entwickelt sich im Ringspalt aufgrund des horizontalen Impulses aus der Schleife eine jeweils links und rechts vom Staupunkt an der Kernumwandung führende schräg nach unten gerichtete Umströmung des Ringspalts (Abb. 7.5b). Diese Strömung teilt sich nach den Aussparungen für die Austrittsstutzen noch einmal in jeweils zwei Teilströme. Diese treffen auf der dem Stutzen 1 gegenüberliegenden Seite zusammen und ergeben am Ringspaltende ein Geschwindigkeitsmaximum zwischen den Eintrittsstutzen 3 und 4. Unterhalb des Eintrittsstutzens 1 befindet sich ein größeres Rückströmgebiet. Die CFX-4 Nachrechnung stimmt gut mit dem gemessenen Geschwindigkeitsprofil beim Betrieb von nur einer Pumpe mit dem Maximum auf der gegenüberliegenden Seite von Schleife 1 und dem Rückströmgebiet unterhalb der Schleife 1 überein. Das Maximum der vertikalen Geschwindigkeitskomponente auf der gegenüberliegenden Seite ist in der CFX-4 Rechnung jedoch höher als der bei den LDA-Messungen bestimmte Wert.

Teilschleifenbetrieb (2 Schleifen) bei $185\text{m}^3/\text{h}$ (Schleifen 1,3)

Bei einem Zweischleifenbetrieb mit abgeschalteten Pumpen 2 und 4 (Abb. 7.5c) entstehen zwei Strömungsmaxima am Ringspaltende zwischen den Austrittsstutzen 1 und 4 bzw. 2 und 3. Ein Geschwindigkeitsminimum existiert zwischen den Eintrittsstutzen 3 und 4 mit einem Rückströmgebiet. Die Umfangskomponente der Geschwindigkeit ist verglichen mit anderen Durchsatzkonfigurationen gering. Die zwei Strömungsmaxima am Ringspaltende werden auch in der CFX-4 Rechnung wiedergegeben.

Diskussion der Ergebnisse bei Voll- bzw. Teilschleifenbetrieb

Die Übereinstimmung von LDA-Messergebnissen und CFX-4 Rechnungen war in den aufgeführten Beispielen bei Voll- bzw. Teilschleifenbetrieb bezüglich der Struktur des Geschwindigkeitsfeldes, also dem Ort und der Ausbildung ausgeprägter Maxima und Minima der Geschwindigkeit, gut. Trotzdem gab es lokale Abweichungen. Ursachen für diese Abweichungen

wurden in Unregelmäßigkeiten der Pumpdrehzahlen und unterschiedlichen Strömungswiderständen der einzelnen Schleifen vermutet. Resultierend können auch Effekte wie Schwebungen in den Schleifendurchsätzen eine Ursache dieser Abweichungen sein. Diese Vermutungen konnten anhand einer LDA-Messung bei Vollschleifenbetrieb, jedoch mit geringfügig asymmetrischen Schleifendurchsätzen, untermauert werden. Dabei wurde in Schleife 1 der Durchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ um 10% auf $203.5 \text{ m}^3/\text{h}$ herauf- und in der Nachbarschleife 2, von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ um 10% auf $166.5 \text{ m}^3/\text{h}$ herabgesetzt. Die Schleifen 3 und 4 besaßen weiterhin jeweils einen Durchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$. Bei dieser Vorgehensweise wurde die Massenstrombilanz insgesamt erhalten. In Abb. 7.5d sind die Ergebnisse dieser Messung mit den Ergebnissen der Messung bei gleichmäßigen Durchsätzen von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife verglichen worden. Es existieren zum einen Unterschiede bei den Umfangspositionen des Geschwindigkeitsmaximums unterhalb der Schleife 1, zum anderen sind jeweils zwei Minima nicht deutlich ausgeprägt (unterhalb der Schleifen 1 und 2). Man erkennt augenscheinlich eine gravierende Veränderung des Strömungsbildes im Ringspalt im Einflussbereich der Schleifen 1 und 2. Im Ergebnis lässt sich feststellen, dass es bei kleinen Abweichungen der Pumpdrehzahlen große Auswirkungen auf das Geschwindigkeitsfeld geben kann. Somit sind auch die lokalen Differenzen zwischen den Geschwindigkeitsmessungen und den CFX-4 Rechnungen erklärbar.

7.3 Transiente Geschwindigkeitsmessungen

Rampenförmiges Anfahren einer Pumpe

Die höhere Intensität des Fiber Flow Lasers ermöglicht kürzere Messzeiten bis hin zur Ermittlung transienter Geschwindigkeitsverteilungen im Ringspalt bei schneller Veränderung des Schleifendurchsatzes. Dies wurde genutzt, um die transienten Geschwindigkeitsverteilungen am unteren Ende des Ringspalts bei Anfahren einer der vier Kühlmittelpumpen zu untersuchen. Die Pumpendrehzahl wurde zu diesem Zweck innerhalb von 15 s linear von Null auf die dem Durchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ entsprechende Drehzahl hochgefahren. Die Nenndrehzahl wurde weitere 15 s gehalten, anschließend wurde die Pumpe bei $t = 30 \text{ s}$ abgeschaltet und das Auslaufen der Kühlmittelzirkulation über weitere 30 s beobachtet. Die resultierenden Durchsätze sind in Abb. 7.6 dargestellt. Dieser Versuch wurde fünfmal unter identischen Randbedingungen wiederholt, um anschließend eine Ensemble-Mittelung der Durchsatz- und Geschwindigkeitsverläufe vornehmen zu können. Abb. 7.7 zeigt zur Illustration die fünfmalige Wiederholung der Durchsatzrampe. Wegen der Trägheit von Pumpenwelle und Flüssigkeitssäule in der Schleife läuft die Zirkulation gegenüber der Frequenzrampe verzögert an.

Abb. 7.7 zeigt ebenfalls die mit dem LDA gemessenen Geschwindigkeitswerte auf einer ausgewählten azimuthalen Position (gegenüber dem Eintrittstutzen der anlaufenden Schleife), wobei jeder registrierte Burst durch einen individuellen Messpunkt dargestellt ist. Die Dichte der Bursts schwankt mit der sich ändernden Geschwindigkeit, in den Abschnitten mit niedriger

Geschwindigkeit werden mitunter einige Sekunden lang keine Messwerte registriert. Dennoch lassen sich aus den transienten Messungen interessante Schlußfolgerungen über das Strömungsverhalten ziehen.

Das Ergebnis der Ensembleüberlagerung für die Positionen unterhalb (22.5°) und gegenüber (202.5°) des beaufschlagten Stutzens ist in Abb. 7.8 gezeigt. Zusätzlich ist die azimutale Position $-22.5^\circ = 337.5^\circ$ dargestellt, die sich unterhalb des benachbarten Eintrittsstutzens befindet, da hier die größte Rückströmung auftrat.

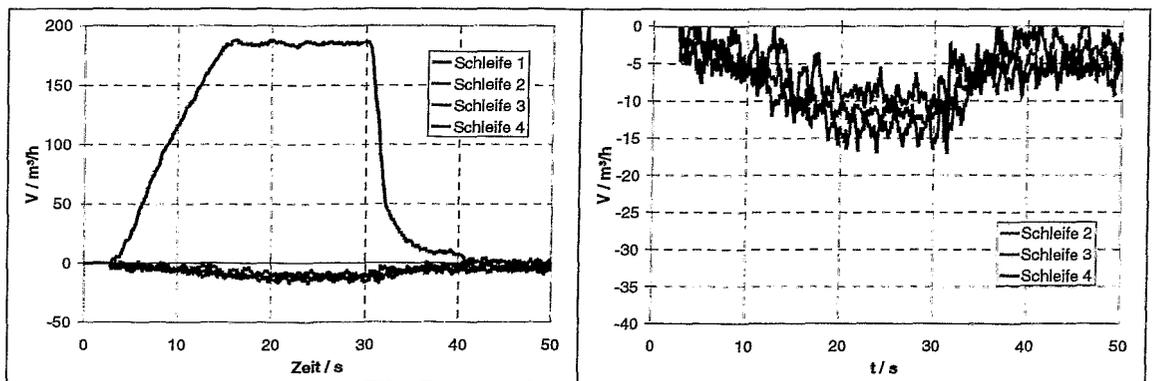


Abb. 7.6 Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Rampe)

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

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

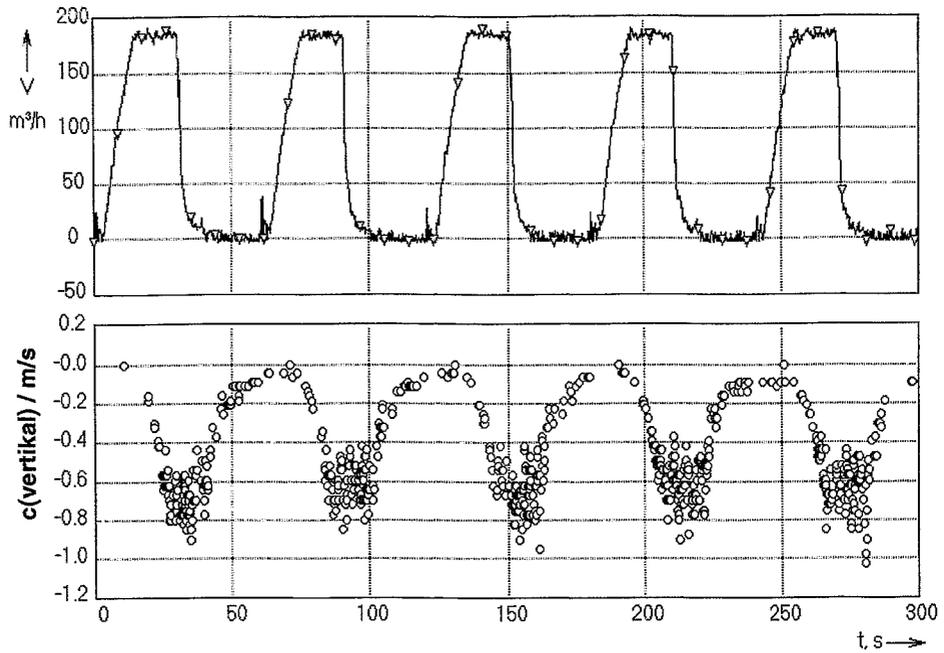


Abb. 7.7 Rampenförmiges Anlaufen der Kühlmittelpumpe in Schleife 1 (Durchflussmesser) und Ergebnisse der LDA-Messung (gegenüber dem beaufschlagten Eintrittsstutzen), fünf Realisierungen des transienten Vorgangs

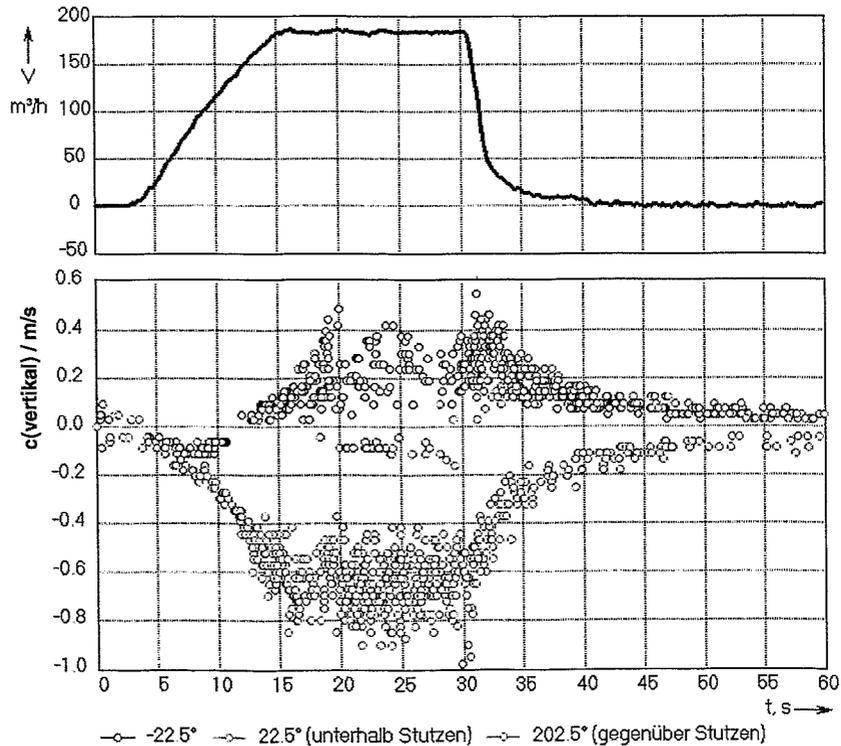


Abb. 7.8 Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 5 rampenförmige Pumpenanläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimuthalen Positionen am Ende des Ringspalts

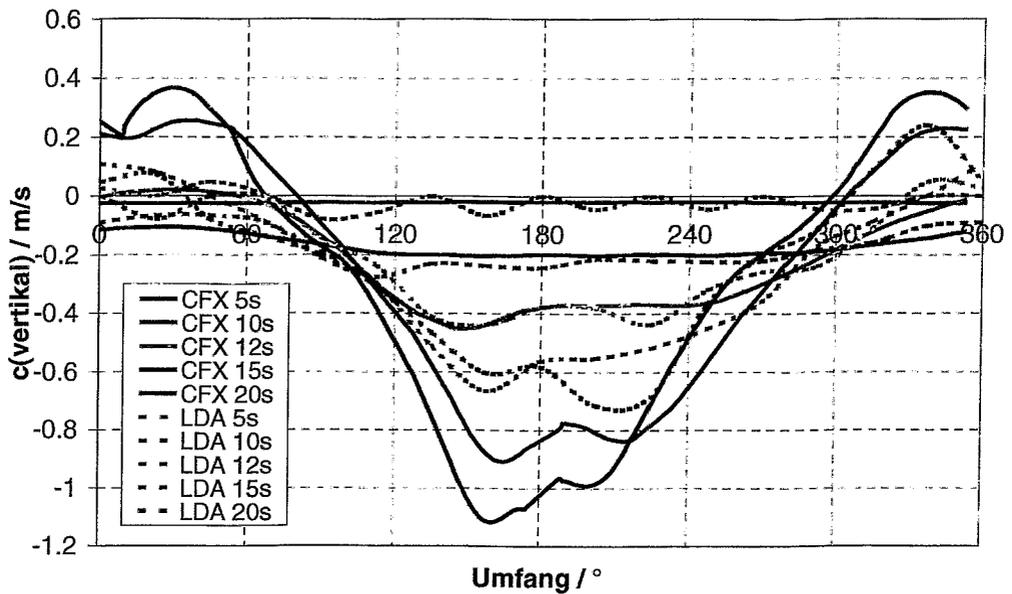


Abb. 7.9 Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile in Umfangsrichtung

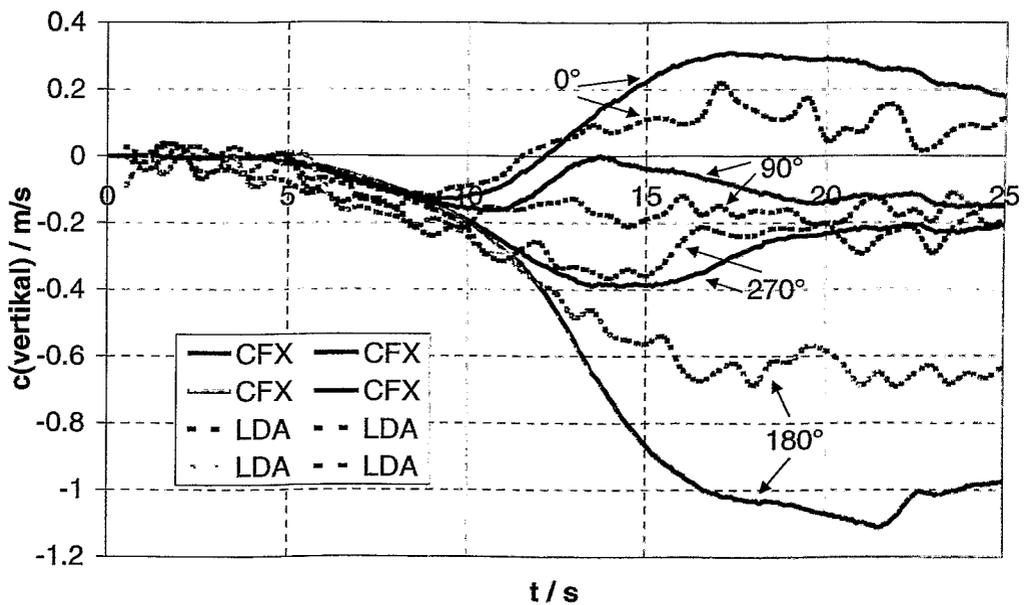


Abb. 7.10 Anlauf der 1. Pumpe, Geschwindigkeitsprofile an verschiedenen Positionen am Ende des Ringspalts über der Zeit

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

Die dazugehörigen CFX-4 Rechnungen weisen eine gute qualitative Übereinstimmung der transienten Geschwindigkeitsverteilungen am Ringspaltende auf. Dies gilt sowohl für die azimuthalen Verteilungen als auch für die Zeitverläufe (Abbildungen 7.9 und 7.10). Generell liegen die Absolutwerte der Geschwindigkeit bei der CFX-4 Rechnung höher. Die Güte der Modellierung ist beachtlich, zumal man von einer stark instationären Strömung mit vielen offenen Randbedingungen (Pumpendrall, Rückströmung durch die restlichen Stutzen, veränderte Druckwiderstände an der Siebtonne und im unteren Rost) ausgehen muss.

Sprungförmiges Anfahren einer Pumpe

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

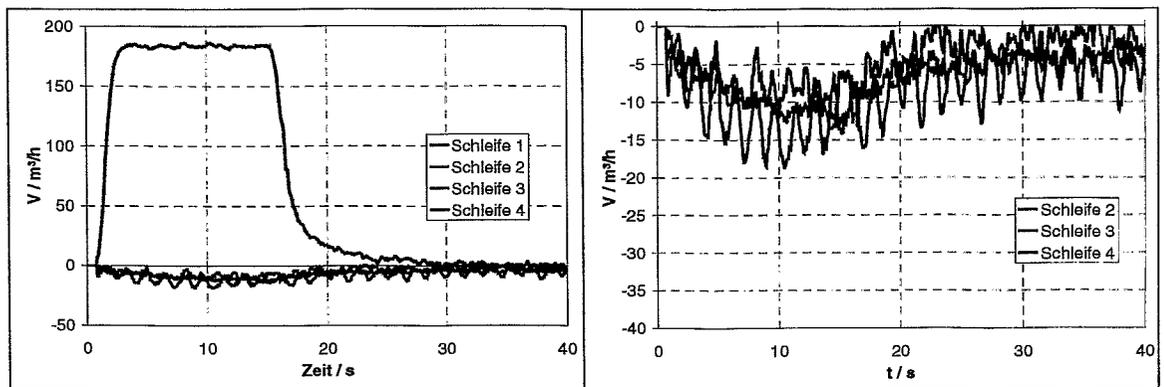


Abb. 7.11 Durchsatz in den einzelnen Schleifen beim Hochfahren der Pumpe einschl. Rückströmung in den restlichen Schleifen (Sprung)

Die Pumpenfrequenz wurde zu diesem Zweck bei $t = 0$ s von 0 auf den Endwert geschaltet, der dem Durchsatz von $185 \text{ m}^3/\text{h}$ entspricht. Die Nenndrehzahl wurde 15 s gehalten, anschließend wurde die Pumpe abgeschaltet und das Auslaufen der Kühlmittelzirkulation über weitere 30 s beobachtet. Das sprungförmige Anlaufen der Pumpe wurde zur Ensemble-Mittelung insgesamt 10 mal unter identischen Randbedingungen wiederholt.

Die Durchsatzverläufe in der hochfahrenden Schleife sowie in den drei anderen Schleifen, in denen sich eine Rückströmung einstellt, sind in Abb. 7.11 gezeigt. Wegen der Trägheit von Pumpenwelle und Flüssigkeitssäule in der Schleife läuft die Zirkulation gegenüber der Frequenzrampe verzögert an. Der Nenndurchsatz wird nach ca. 3.4 s erreicht.

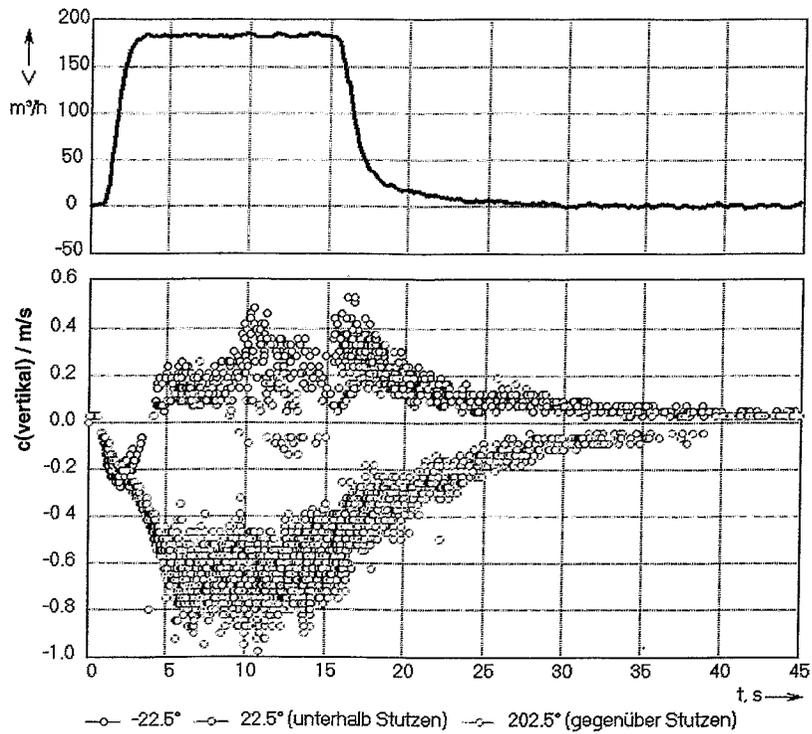


Abb. 7.12 Ergebnisse der Ensemble-Mittelung für 10 spungförmige Pumpenläufe, Durchsatzverlauf in der Schleife und Geschwindigkeitsmessung an ausgewählten azimuthalen Positionen am Ende des Ringspalts

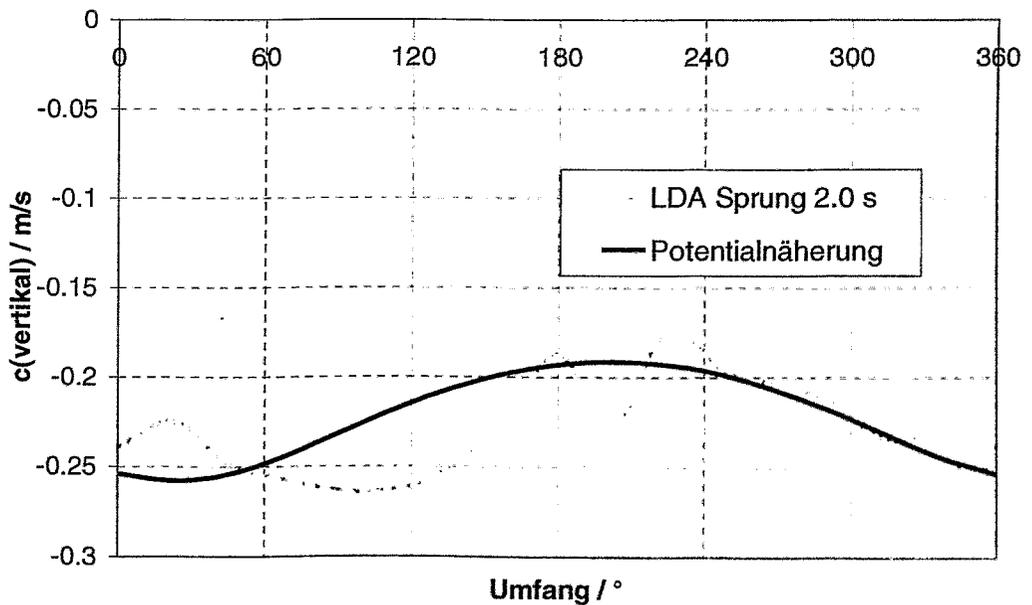


Abb. 7.13 Evolution der azimuthalen Geschwindigkeitsverteilungen am Ringspaltsende im Vergleich zur Potentialnäherung bei $t=2.0s$

Wie in Abb. 7.12 zu erkennen ist, liegen bei diesem Versuch ähnliche Verhältnisse vor, wie bei der Durchsatzrampe. Die verschiedenen charakteristischen Ereignisse (Bursts) treten wegen des schnelleren Hochlaufens der Zirkulation zu früheren Zeitpunkten auf. Die Sekundärströmung setzt nach ca. 2 s ein, die heftigen turbulenten Fluktuationen der Geschwindigkeit beginnen bereits nach 5 s.

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

Werden die Geschwindigkeiten über dem Umfangswinkel für den Zeitpunkt $t=2.0$ s geplottet (Abb. 7.13), so erkennt man, dass über dem gesamten Umfang eine abwärtsgerichtete Strömung mit nur geringer Ungleichmäßigkeit einsetzt, die der Potentialströmung nahe kommt, die sich für die Bespeisung eines Stutzens ergibt. Die Möglichkeit, die Ringspaltströmung mit einer Potentialströmung zu beschreiben, wurde von Grunwald in [Gru00] untersucht. Das Maximum der Geschwindigkeit ist zu dieser Zeit noch wenig ausgeprägt und befindet sich annähernd unterhalb des beaufschlagten Stutzens. Mit wachsender Intensität der Sekundärströmung stellt sich später die Strömung mit dem ausgeprägten Maximum auf der Gegenseite ein.

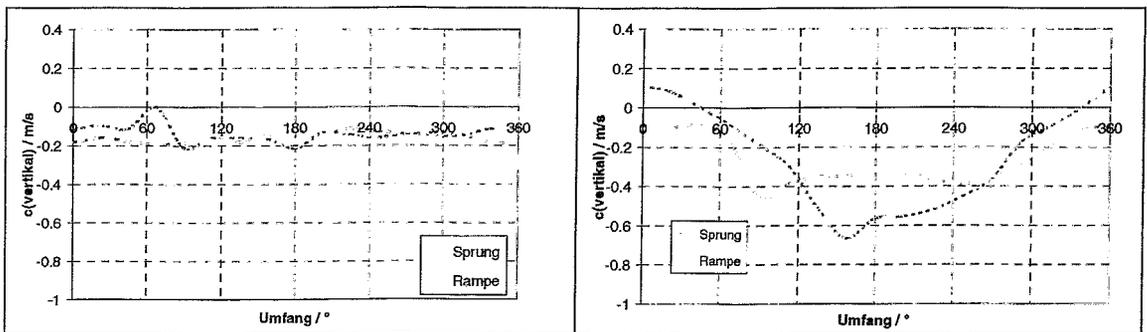
Vergleich von momentanen Geschwindigkeitsverteilungen bei rampen- und sprungförmigem Durchsatzverlauf

In Abb. 7.14 sind die Geschwindigkeitsverteilungen gegenübergestellt, die bei rampen- sowie sprungförmigen Anfahren der Schleife zu dem Zeitpunkt auftraten, zu dem der Schleifendurchsatz in beiden Fällen 50 % (Abb. 7.14a) bzw. 100% (Abb. 7.14b) vom Endwert erreicht hatte. In beiden Fällen ist bei 50% noch keine Ausprägung der durch die Rezirkulationsgebiete verursachten Ungleichmäßigkeit zu erkennen. Im Moment des Erreichens des Enddurchsatzes tritt das großräumige Wirbelgebiet bereits in Erscheinung. Dabei bleibt die Stärke der Sekundärströmung im Falle des Sprungs hinter den Verhältnissen bei rampenförmiger Durchsatzzunahme zurück, d.h. bei der Rampe ist die Ausprägung des Geschwindigkeitsprofils bereits weiter fortgeschritten. Dies kann durch die längere Zeit erklärt werden, die bei der Rampe für die Herausbildung des Wirbelgebiets bis zum Erreichen des Enddurchsatzes zur Verfügung steht. Ergänzend sind in Abb. 7.15 Zeitverläufe der Geschwindigkeit für beide Fälle gegenübergestellt.

Vergleich der LDA-Messung mit den Messwerten der induktiven Durchflussgeber

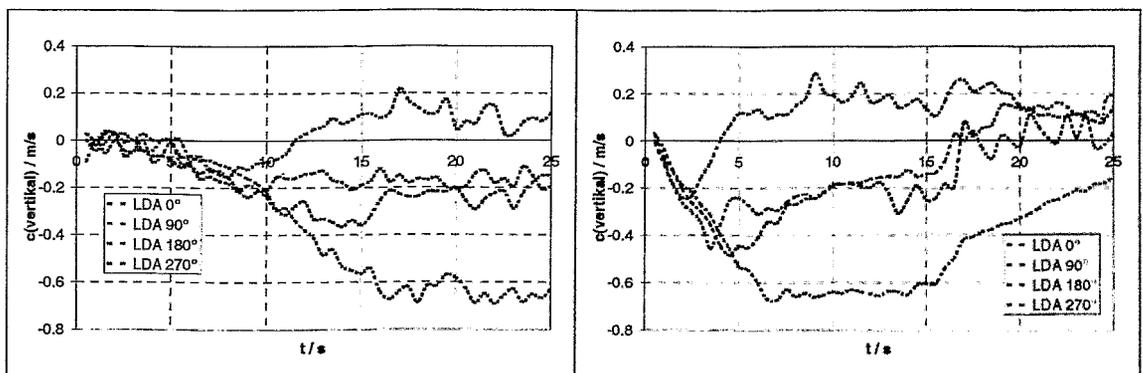
Die Integration der mit dem LDA gemessenen Axialgeschwindigkeiten am Ringspaltende über den Umfang ermöglicht bei den transienten Experimenten eine Bewertung der dynami-

schen Eigenschaften der induktiven Durchflussmesser. In Abb. 7.16 erfolgt die Gegenüberstellung der umfangsgemittelten Geschwindigkeitsverteilungen am Ringspaltende mit den Durchflusssignalen. Zu diesem Zweck waren die Durchsätze in den vier Umwälzschleifen unter Berücksichtigung der Rückströmung in den Schleifen 2 - 4 zu addieren. Der resultierende Durchsatz im Ringspalt stimmt gut mit den Messdaten der Durchflussgeber überein. Die induktiven Durchflussgeber weisen eine zeitliche Verschiebung in der Größenordnung von 0.5 s auf. Da im Fall des LDA eine trägheitslose Messung vorliegt, ist davon auszugehen, dass dies auf die Trägheit der induktiven Durchflussmesser zurückzuführen ist.



- a) 50 % des Nenndurchsatzes in der Schleife (Rampe: $t = 8.5$ s, Sprung: $t = 1.5$ s) b) 100 % des Nenndurchsatzes in der Schleife (Rampe: $t = 15.0$ s, Sprung: $t = 3.5$ s)

Abb. 7.14 Anlauf der 1. Pumpe, Vergleich der transienten Geschwindigkeitsfelder am Ringspaltende zum Zeitpunkt des Erreichens von 50 % bzw. 100% des Nenndurchsatzes in der Schleife 1



- a) Rampe b) Sprung

Abb. 7.15 Anlauf der 1. Pumpe, Vergleich der transienten Geschwindigkeitsfelder am Ringspaltende

Bewertung der Zeitkonstante der abklingenden Wirbel der Sekundärströmung

Bei beiden Versuchen (Rampe, Sprung) fällt der Durchsatz in der Schleife nach Abschaltung der Pumpe rasch ab (vgl. Abb. 7.16). Nach ca. 10 s kommt das Medium in der Schleife zur Ruhe. Im Gegensatz dazu ist im Ringspalt weiterhin eine Strömung zu beobachten. Nach dem Wegfall der Hauptströmung bleibt die Sekundärströmung noch eine Zeit lang bestehen, bis die Energie in den beiden Rezirkulationswirbeln dissipiert ist. Für den Fall des sprungförmigen Anfahrens der Schleife wurde eine Bewertung der Zeitkonstanten des Abklingens der Wirbelintensität durchgeführt. Hierzu sind in Abb. 7.17 die Geschwindigkeitsverläufe unterhalb und gegenüber der hochgefahrenen Schleife für den Zeitbereich nach Rückgang der Strömung in der Schleife selbst dargestellt. Die Geschwindigkeitsabnahme lässt sich gut durch eine Exponentialfunktion mit negativem Argument beschreiben. Der Faktor im Exponenten beträgt -0.08 1/s an der zweiten bzw. -0.09 1/s an der ersten der o.g. Positionen. Daraus resultieren Halbwertszeiten für die Wirbel zwischen 7.7 und 8.7 s.

7.4 Untersuchung des Reynoldszahleinflusses der Strömung im Ringspalt

Turbulenz ist einer der dominanten Mechanismen bei Vermischungsprozessen während des Anfahrens einer Pumpe. Der Strömungszustand wird im allgemeinen durch die Reynoldszahl charakterisiert und liefert eine Aussage, ob die Strömung laminar oder turbulent ist, oder sich im Umschlagsbereich laminar-turbulent befindet. Als kritische Reynoldszahl wird für eine Rohrströmung bei Lesieur [Les92] $Re=2300$ genannt. Für eine Ringspaltströmung gilt in der Literatur [Ala95] $Re=5000$ bis 10000 als kritische Reynoldszahl. Alvarez [Al95] ermittelte experimentell, dass die Reynoldszahl für eine vollständig entwickelte turbulente Strömung eine Größenordnung höher als die kritische Reynoldszahl liegt ($Re>100000$). Für den Ringspalt gilt zur Definition der Reynoldszahl der hydraulische Durchmesser:

$$D_{DC} = \frac{4A_{DC}}{U_{DC}} \quad (7.1)$$

In Gleichung (7.1) ist A die durchströmte Fläche [m^2] und U der benetzte Umfang [m] aus dem Innen- und Außendurchmesser. Daraus ergibt sich für einen Vierschleifenbetrieb eines DWR folgende Reynoldszahl im Ringraum:

$$Re_{DC} = \frac{16 \cdot \dot{V}_{Schleife}}{3600 \cdot U_{DC} \nu} \quad (7.2)$$

In Gleichung (7.2) ist \dot{V} der Schleifendurchsatz in [m^3/h] und ν die kinematische Viskosität des Fluids [m^2/s].

In Abb. 7.18 sind die auf einen Volumenstrom von 185 m³/h skalierten Geschwindigkeitsprofile am Ringspaltende für verschiedene Durchsätze dargestellt. Durch die hochturbulenten Strömungsverhältnisse ändern sich die azimutalen Profile bei Durchsätzen beginnend ab 150 m³/h kaum noch. Das lässt den Schluss zu, dass das Geschwindigkeitsfeld im Original bei Nominalbedingungen den im Modell gemessenen Geschwindigkeitsprofilen gleicht. Die im Modell auf Nominaldurchsatz skalierte Geschwindigkeit von 185 m³/h liegt im Bereich der voll ausgebildeten turbulenten Strömung.

Naturumlaufnahe Bedingungen bei 18.5 m³/h, einem Zehntel der Nominalgeschwindigkeit, entsprechen einer Reynoldszahl, die nur geringfügig über dem Umschlagpunkt laminar-turbulent liegt.

Für den Nominalbetrieb kann bei numerischen Simulationen das k, ε-Turbulenzmodell benutzt werden, da eine voll ausgeprägte turbulente Strömung vorhanden ist. Für den ebenfalls untersuchten Fall des Anlaufens einer Pumpe ergibt sich eine andere Beziehung für die Reynoldszahl, da Kühlmittel aus der hochfahrenden Schleife zum Teil in die anderen abgeschalteten Schleifen zurückströmt.

$$\text{Re}_{DC} = \frac{4(1-x) \cdot \dot{Q}_{\text{Schleife}}}{3600 \cdot U_{DC} V} \quad (7.3)$$

In Gleichung 7.3 ist x der Rückströmkoeffizient. Mit diesen Beziehungen lässt sich gut ein Vergleich der Strömungsregime bei unterschiedlichen Durchsätzen von Original und Modell durchführen. In Abb. 7.18 sind die Reynoldszahlen für den Originalreaktor und für die skalierte Modellanlage ROCOM für das Anlaufen der 1. Hauptkühlmittelpumpe über der Zeit gegenübergestellt. In beiden Fällen erreicht die Strömung ein turbulentes Strömungsregime innerhalb weniger Sekunden. Die Durchsatzkurve des Originals tritt relativ schnell (nach ca. 0.4 s) in den Bereich einer turbulenten Strömung ein, während am skalierten Modell diese Schwelle von $\text{Re}=1.0 \cdot 10^4$ erst nach etwa 3.4 s erreicht wird. Es existieren also am Anfang der Pumpentransiente verglichen mit dem Originalreaktor ungleiche Strömungsbedingungen im Modell. Da aber zu dieser Zeit noch kein Tracer eingegeben wird, hat dieser Abschnitt keinen Einfluss auf die Vermischung im Ringspalt und unteren Plenum des Reaktors.

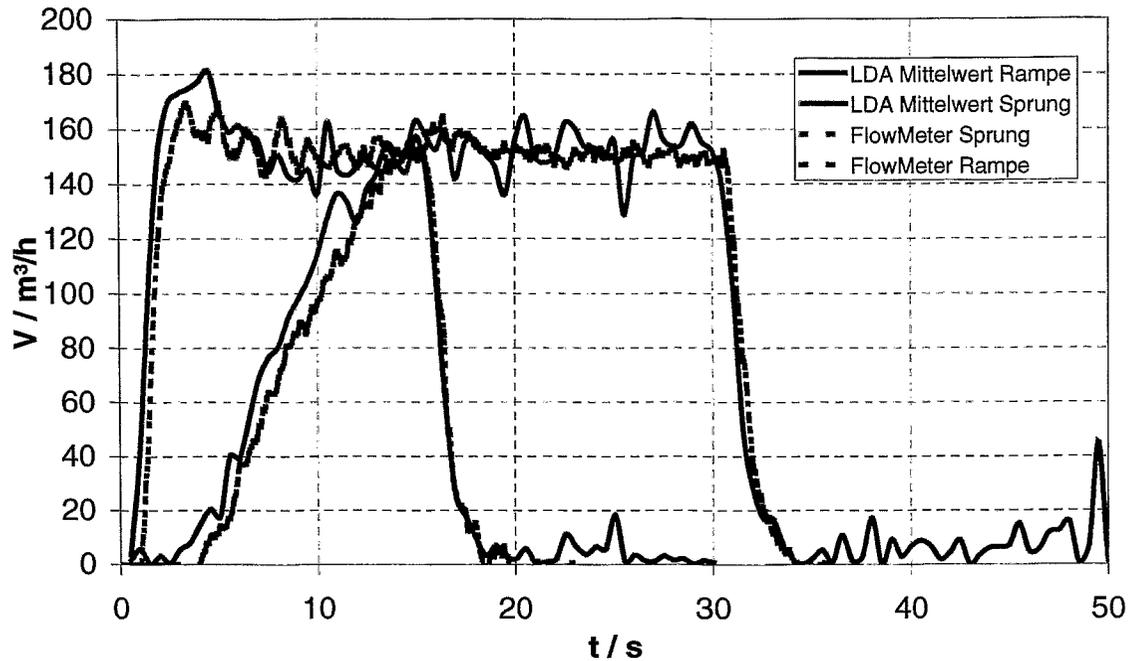


Abb. 7.16 Vergleich der gemittelten gemessenen Durchsätze (LDA) am Ringspaltende mit FlowMeter- Schleifendurchsätzen (reduziert um die Rückströme durch die restlichen Schleifen) für Sprung und Rampe

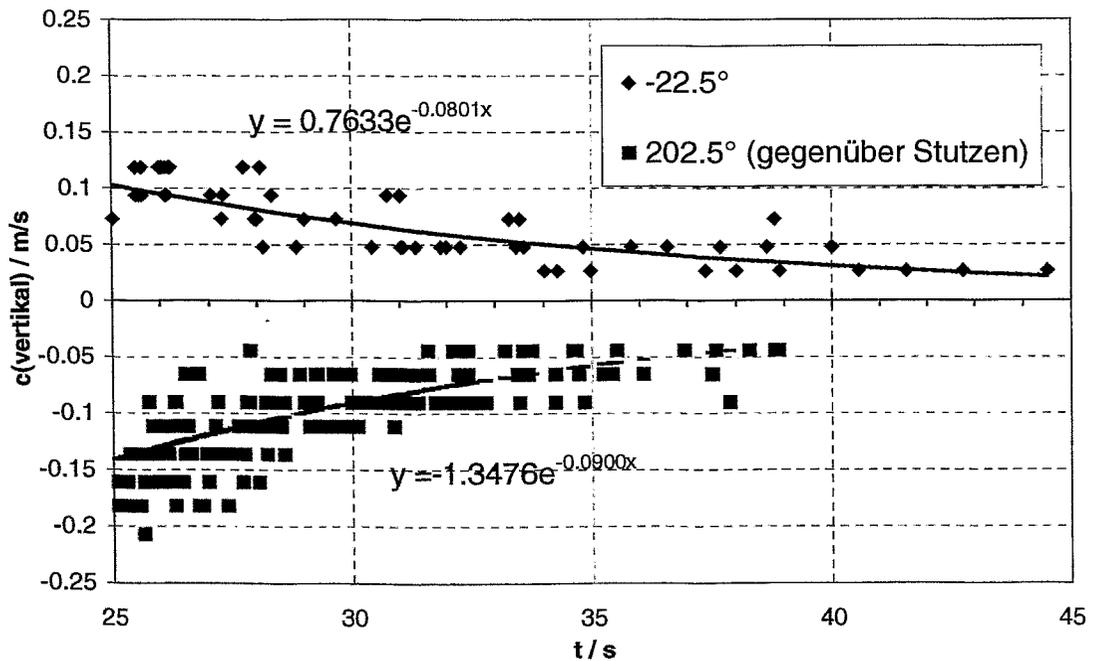


Abb. 7.17 Abnehmende Flanke der gemessenen Geschwindigkeiten (LDA) für die Ringspaltpositionen 22.5° und 202.5°

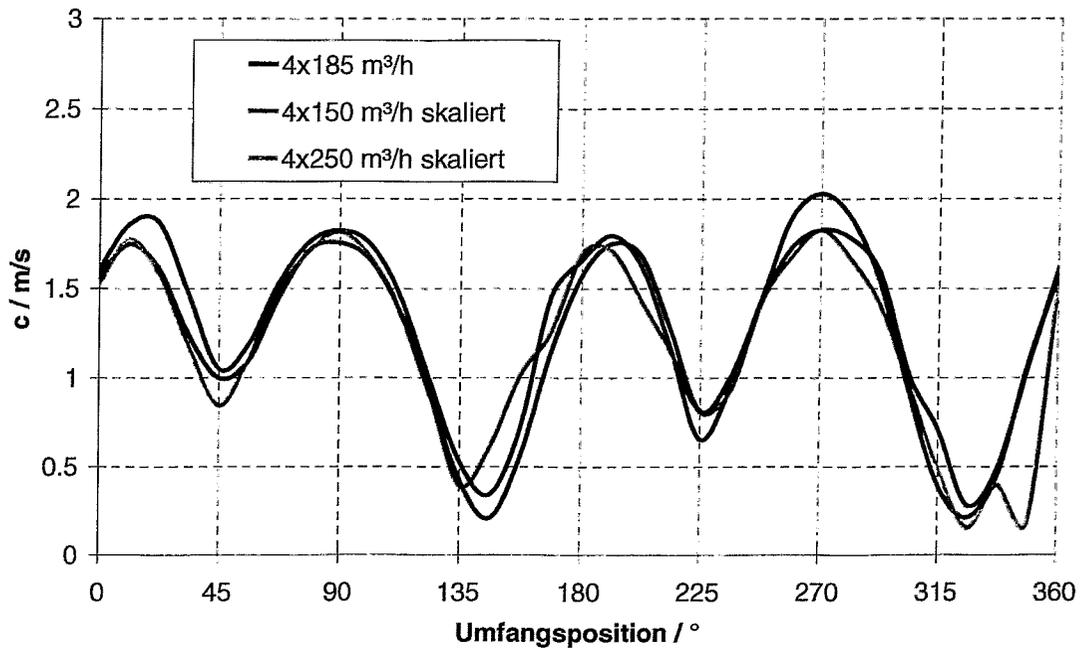


Abb. 7.18 Vergleich skaliertes Strömungsprofile bei unterschiedlichen Durchsätzen am Ende des Ringspalts, Vierschleifenbetrieb, LDA- Messung, ROCOM

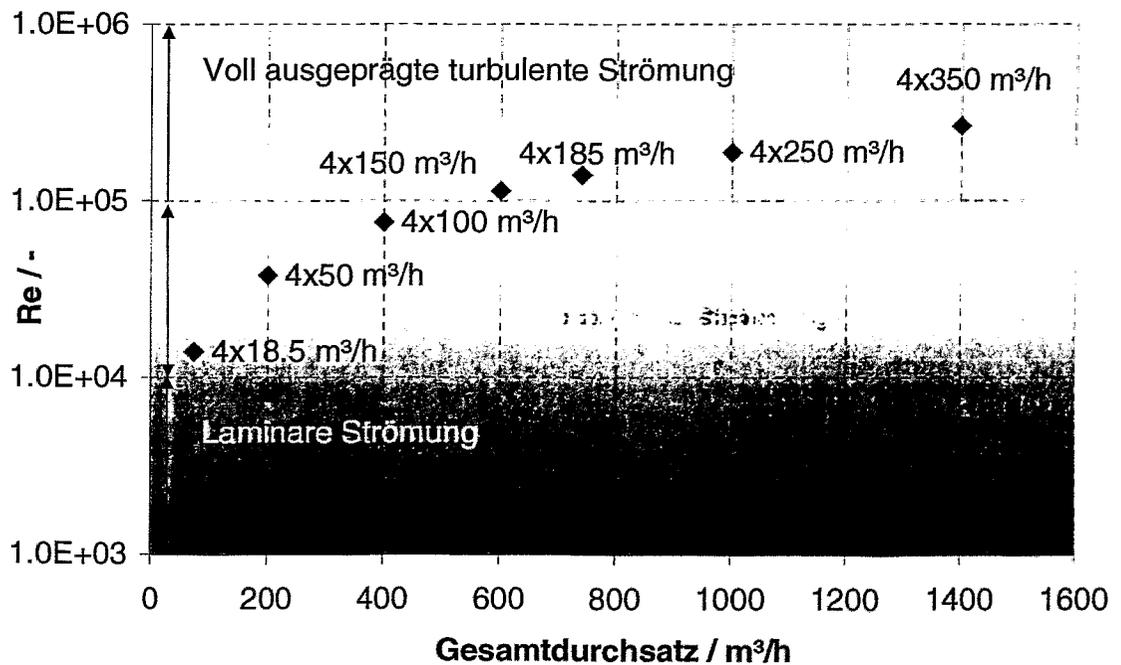


Abb. 7.19 Reynoldszahlen bei ausgewählten Schleifendurchsätzen, Vierschleifenbetrieb, Messung, ROCOM

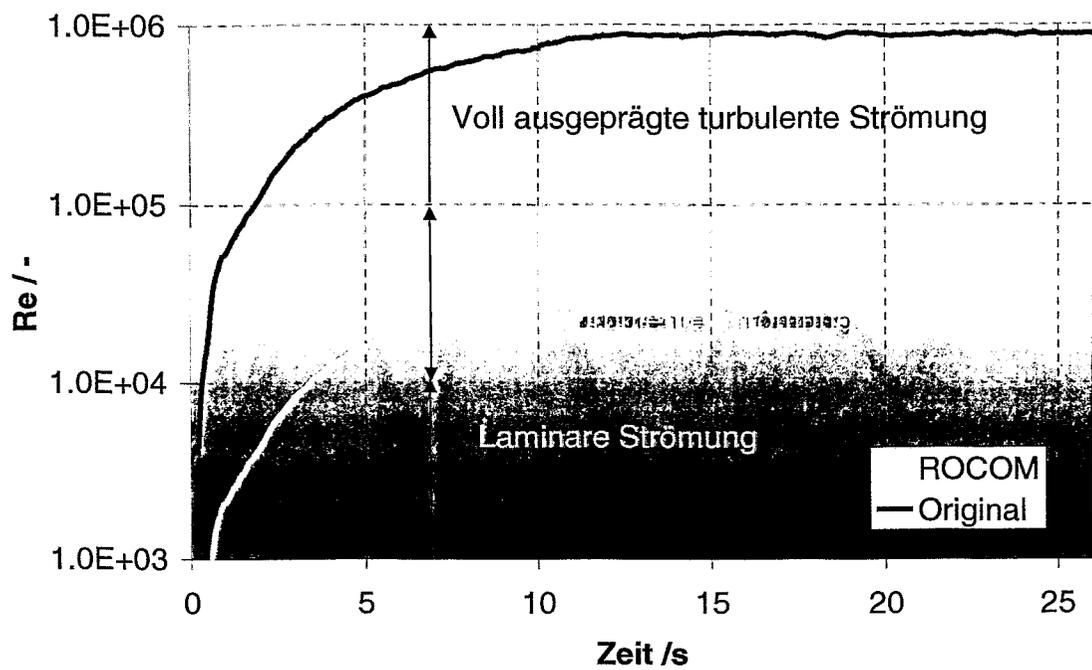


Abb. 7.20 Anlauf der 1. Pumpe, Reynoldszahlenvergleich im Ringspalt Original-Modell: DWR Konvoi-ROCOM

8 Validierung von CFX-4 anhand von Konzentrationsmessungen an ROCOM

8.1 Auswahl der Experimente

Tabelle 8.1 Ausgewählte Experimente der ROCOM-Anlage für einen Vergleich mit CFX-4 Rechnungen

| Gruppe | Betrieb der Pumpen | Tracerdosierung | zugeordnete Experimente |
|--------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| A (Vollschleifenbetrieb bei Nominaldurchsatz) | <ul style="list-style-type: none"> • Betrieb aller Schleifen bei 100 m³/h • Betrieb aller Schleifen bei 185 m³/h • Betrieb aller Schleifen bei 200 m³/h • Betrieb aller Schleifen bei 100 m³/h • Betrieb aller Schleifen bei 100 m³/h (gemittelt über 8 Experimente) | <ul style="list-style-type: none"> • Langzeitdosierung • Langzeitdosierung mit Plateaumittlung • Langzeitdosierung mit Plateaumittlung • Kurzinjektion • Kurzinjektion | <ul style="list-style-type: none"> • 0407MIX05 • 0407MIX03 • 0805MIX03 • 0505MIX02 • 1208MIX01-1208MIX08 |
| A (Teilschleifenbetrieb bei Nominaldurchsatz) | <ul style="list-style-type: none"> • Betrieb von drei Schleifen bei 100 m³/h • Betrieb von zwei Schleifen bei 100 m³/h • Betrieb von einer Schleife bei 100 m³/h | <ul style="list-style-type: none"> • Langzeitdosierung • Langzeitdosierung • Langzeitdosierung | <ul style="list-style-type: none"> • 0805MIX10 • 1208MIX12 • 1208MIX13 |
| B (Anfahren Pumpe) | <ul style="list-style-type: none"> • Anfahren der ersten Pumpe von 0-14s linear (185 m³/h) • Anfahren der ersten Pumpe von 0-14s linear(185 m³/h) | <ul style="list-style-type: none"> • Injektion bei 8.0s-15.0s • Injektion bei 14.5s-17.0s | <ul style="list-style-type: none"> • TNR_62 • TNR_92 |

Kerneintritt, wo auch der Kerneintrittssensor (Pos. 3) im unteren Rost installiert ist. Dort erhält man die relevanten Informationen über Bor- und/oder Temperaturverteilungen als Eintrittsrandbedingungen für spätere Kernrechnungen. Diese Informationen können direkt in neutronenkinetische Rechenprogramme eingespeist werden. Die 193 Positionen der Brennelemente (Abb. 8.1) werden im Versuchsmodell messtechnisch erfasst und mit den zugeordneten Positionen der Auswertebene, welche in einer User-Subroutine im Rechencode CFX-4 implementiert wurde, mit Rechnungen verglichen.

8.3 Experimente mit stationären Massenströmen

8.3.1 Langzeitdosierung bei Vollsleifenbetrieb

Ein typisches Beispiel für die Vermischungsproblematik bei Vollsleifenbetrieb 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 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 Vollsleifenbetrieb, erwiesen sich aber für eine Reihe von sicherheitsrelevanten Szenarien und für die Geometrie des RDB vom Konvoi-Typ als nicht brauchbar und können für diesen Reaktortyp nicht angewandt werden. In diesem Fall ist eine Berechnung der Vermischung durch CFD-Simulationen möglich, deren Validierung durch Nachrechnungen von experimentellen Daten des ROCOM-Versuchsstandes erfolgt.

Vollsleifenbetrieb 100 m³/h

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 eines verdünnten Salztracers simuliert. Die Dauer der Absenkung wurde so groß gewählt, dass sich im Reaktor ebenfalls ein ortsabhängiges aber quasistationäres Konzentrationsfeld einstellen konnte.

In Abb. 8.2a sind die Strömungsverhältnisse mit Hilfe von numerisch berechneten Stromlinien dargestellt. Hierbei beschreibt der rote Pfeil die Schleife, in welche der Tracer definiert 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, bleibt auf den jeweiligen Quadranten beschränkt, es ist eine Umströmung der Aussparungen der Austrittsstutzen erkennbar.

Im Experiment beschränkt sich die Vermischung am Kerneintritt nahezu auf den Quadranten unterhalb der mit dem Tracer beaufschlagten Schleife. Der Maximalwert der Konzentration am Kerneintritt erreicht an einigen Positionen 100% der am Eintrittsstutzen gemessenen, maximalen, über den Rohrquerschnitt gemittelten Konzentration (Abb. 8.2c). Azimutale Schwankungen des Konzentrationsprofils am Ringspaltende aufgrund von Ablösewirbeln und Rückströmgebieten im oberen Ringspaltbereich werden unterhalb des Eintrittsstutzens mit geringer Intensität und Schwankungsfrequenz festgestellt.

Als Eintrittsrandbedingung für die CFX-4 Rechnung wurde die Konzentrationsverteilung am Eintrittsstutzensensor aus dem Experiment am Eintritt des Rechengitters definiert (Abb. 8.2b). Die Konzentrationserhöhung beschränkt 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 beträgt bis zu 100% des am Eintrittsstutzen vorgegebenen Wertes, d.h. es existierten Konzentrationsbereiche, welche unverdünnt vom Eintrittsstutzen über den Ringspalt an den Kerneintritt gelangen. Azimutal verteilte zeitliche und räumliche Oszillationen des Konzentrationsprofils am Ringspaltende und Kerneintritt werden auch in der transienten CFX-4 Rechnung festgestellt.

Zu einem besseren Vergleich der Konzentrationsprofile am Kerneintritt eignen sich zeitgemittelte experimentelle Konzentrationsverteilungen und korrespondierende Werte stationärer CFX-4 Rechnungen (Abbildungen 8.2d und 8.2e).

Das Experiment zeigt einen lokalen Wert von 93% der zeitgemittelten Konzentrationsmaxima am Kerneintritt (Abb. 8.2d). Gemittelt wird hierbei nur das Plateau der maximalen Konzentration der Langzeitdosierung bei sich nicht mehr ändernden maximalen örtlichen Konzentrationen. Das Konzentrationsprofil am Kerneintritt zeigt auch bei den zeitgemittelten Konzentrationswerten am Kerneintritt eine Beschränkung auf den Quadranten der betroffenen Schleife.

Die stationäre CFX-4 Rechnung ergibt am Kerneintritt einen Maximalwert von 96% der am Eintrittsstutzen definierten Konzentration (Abb. 8.2e). Am Kerneintritt wird das Konzentrationsprofil durch die CFX-4 Rechnung unterschätzt. Hierbei können instationäre Effekte beim Experiment (Fluktuationen im Ringspalt, abweichende bzw. schwankende Durchsätze in den Schleifen) nur schlecht modelliert werden. Diese haben aber Einfluß auf das Konzentrationsprofil.

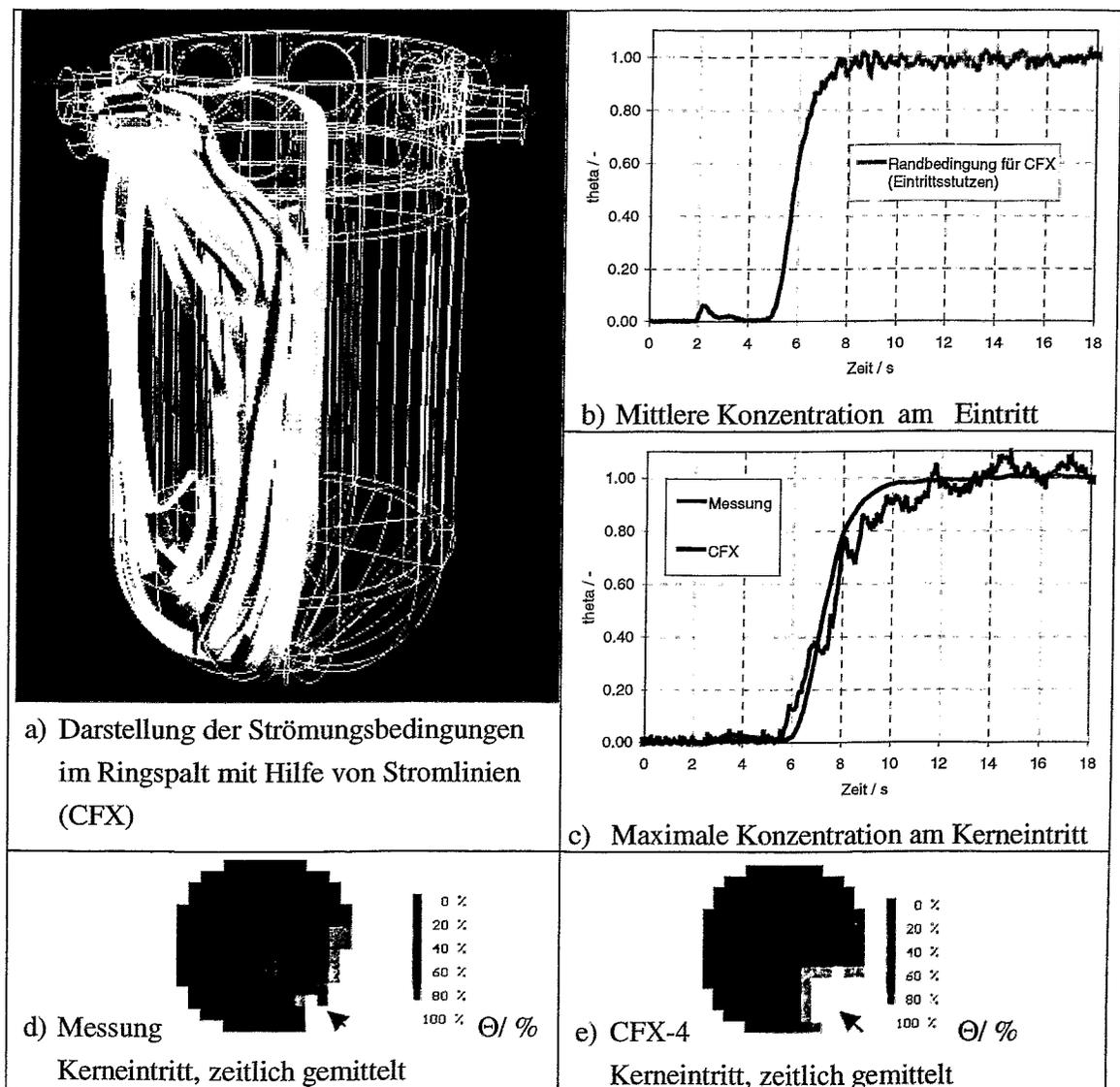


Abb. 8.2 Vergleich von Experiment und CFX-4 Nachrechnung (Vollschleifenbetrieb, 100 m³/h), Langdosierung

Nominalbetrieb $185 \text{ m}^3/\text{h}$

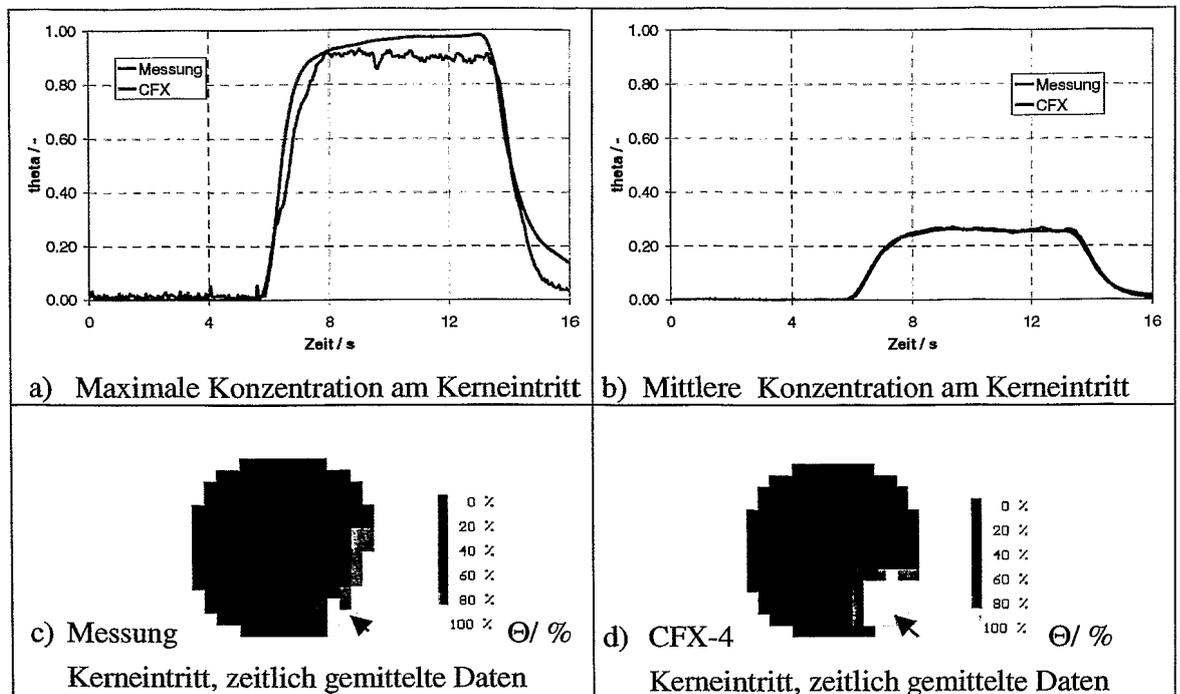


Abb. 8.3 Vergleich Experiment-CFX-4 Nachrechnung (Vollschleifenbetrieb, $185 \text{ m}^3/\text{h}$), zeitlich gemittelte Daten

Als Randbedingung für die CFX-4 Rechnung wurden auch hier die Durchsätze und die Konzentrationsverteilung am Eintrittsstützsensor des Experimentes übernommen. Die Tracerkonzentration erreicht am Kerneintritt wie auch im Experiment bei $100 \text{ m}^3/\text{h}$ nur in dem Quadranten signifikante Werte, der der mit dem Tracer beaufschlagten Schleife zugeordnet werden kann. Azimutale Schwankungen des Konzentrationsprofils am Ringspaltende aufgrund von Ablösewirbeln und Rückströmgebieten im oberen Ringspaltbereich werden im Experiment mit hoher Intensität und Schwankungsfrequenz festgestellt. Die Übereinstimmung von CFX-4 Rechnung und Messung sowohl in den Maximal- (Abb. 8.3a) als auch in den Mittelwerten (Abb. 8.3b) der Konzentration am Kerneintritt ist sehr gut.

Im Experiment erreicht das Konzentrationsmaximum im zeitlich gemittelten Konzentrationsprofil am Kerneintritt noch Werte von 93 % (Abb. 8.3c), in der korrespondierenden stationären CFX-4 Rechnung werden Werte von 96 % ermittelt (Abb.8.3d).

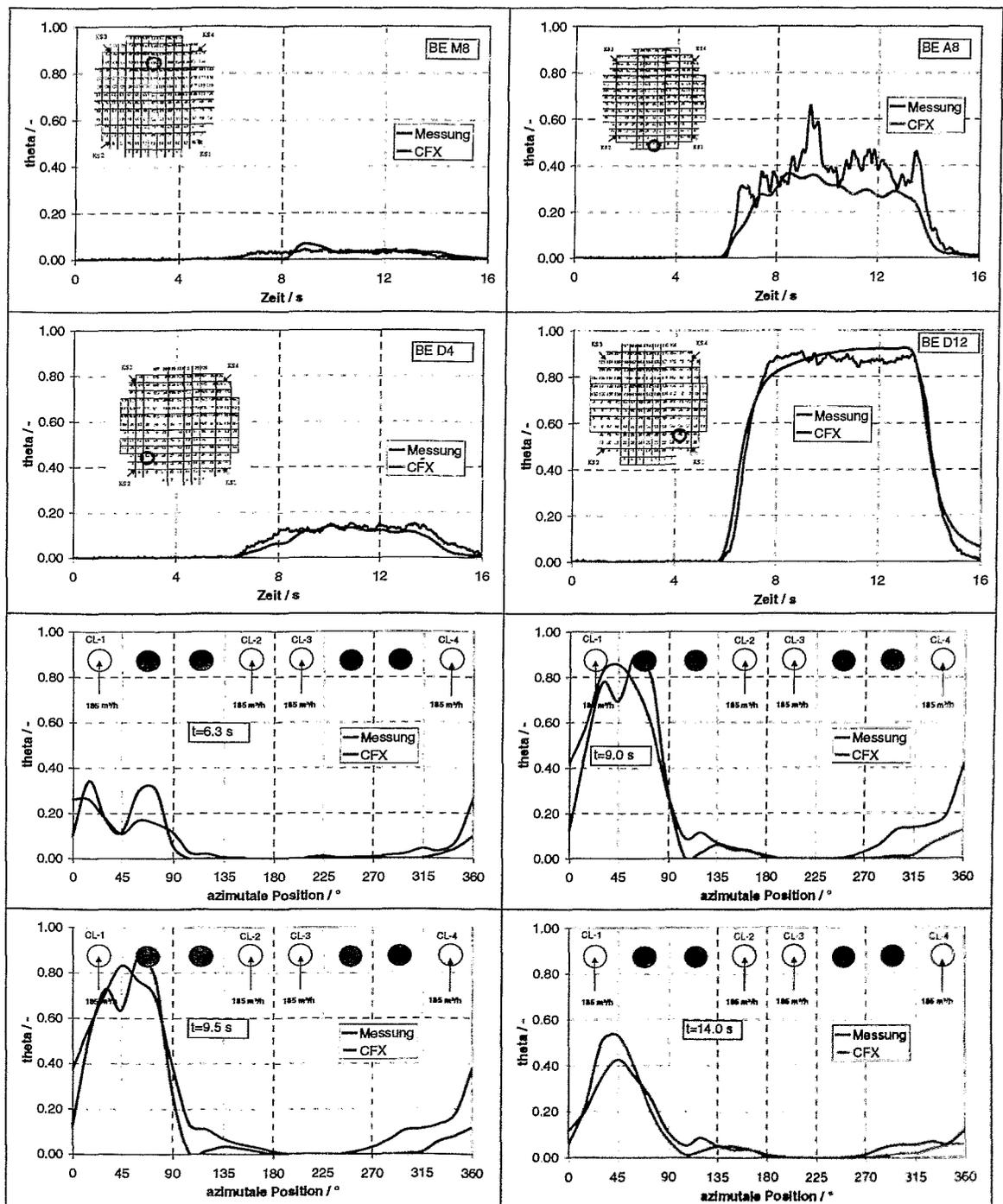


Abb. 8.4 Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen und auf azimuthalen Positionen des äußeren Umfangs am Kerneintritt (Vollschleifenbetrieb, 185 m³/h)

In Abb. 8.4 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. 8.4 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 azimuthalen Konzentrationsverteilung am Kerneintritt sind deutlich zu Beginn des Pfropfeintrages 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. Die azimuthale Position der Konzentrationserhöhung wird in der CFX-4 Rechnung gut wiedergegeben.

8.3.2 Kurzinjektionen bei Vollsleifenbetrieb

In den Experimenten mit sogenannten Kurzinjektionen des Tracers wurde ein definierter Pfropfen (1 Liter) verdünnter Salzlösung in die Schleife 1 injiziert (z. B. Abb. 8.5). Für die Nachrechnung mit CFX-4 wurde ein Experiment (0505MIX02) bei 100 m³/h Vollsleifenbetrieb bzw. acht ensembledemittelte Experimente (1208MIX01-1208MIX08) bei 100 m³/h Vollsleifenbetrieb ausgewählt. 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. Durch die Mittelung über die turbulenten Fluktuationen, welche die Ergebnisse im Einzelexperiment überlagern, wurde ein besserer Vergleich mit den Rechnungen möglich.

Vollsleifenbetrieb 100 m³/h Versuch 0505MIX02

Das Maximum der Störung (88%) tritt 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 (Abb. 8.5b).

Die Konzentrationsverteilung am Kerneintrittssensor in (Abb. 8.5e) zeigt einen relativ schmalen kurzen Pfropfen mit starken Oszillationserscheinungen. Der Pfropfen erreicht den Kerneintrittssensor mit zwei Maxima an der Kernbehälterwand. Der Grund für diese zwei Maxima liegt in einem Rezirkulationsgebiet im Ringspalt unterhalb des Eintrittsstuzens. Die maximalen Geschwindigkeiten werden im Ringspalt jeweils beiderseitig am Sektorrand erreicht. Der Pfropfen verlässt den Kerneintrittssensor zuerst in der Nähe der Kernbehälterwand.

Validierung von CFX-4 anhand von Konzentrationsmessungen

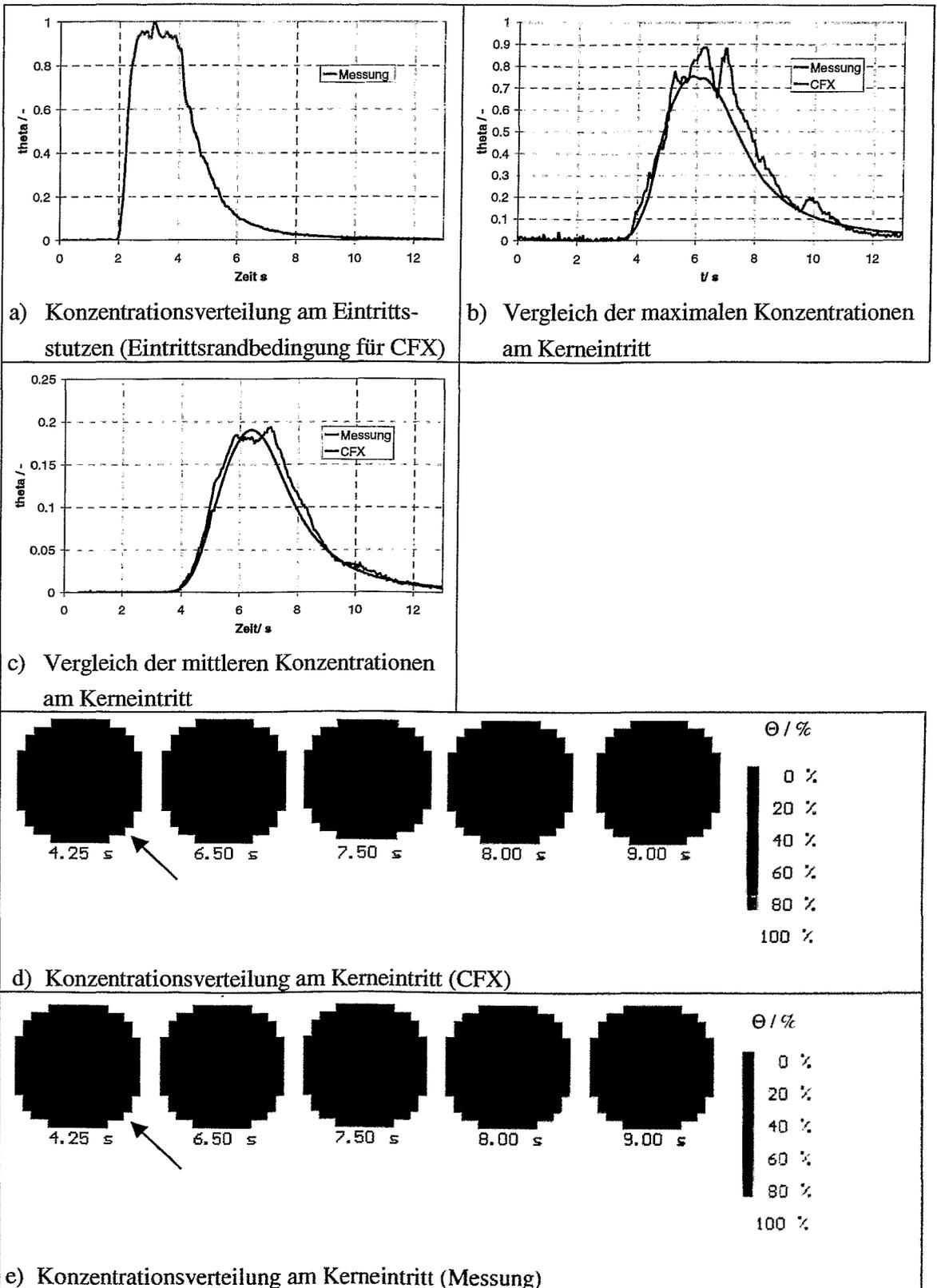


Abb. 8.5 Vergleich von Experiment und CFX-4 Nachrechnung (Vollschleifenbetrieb, 100 m³/h), Kurzinjektion

Die Messwerte am Eintrittsstutzen wurden als Eintrittsrandbedingungen für die CFX-4 Nachrechnung verwendet (Abb. 8.5a). Beim Vergleich der Maximalwerte am Kerneintritt tritt das örtliche Konzentrationsmaximum der Störung in der Rechnung (75%) verglichen mit Messwerten etwas früher auf und ist auch deutlich niedriger Abb. 8.5b).

Die Maxima der Konzentrationsmittelwerte am Kerneintritt liegen zeitlich gut übereinander. Es treten auch wie bei der zugeordneten Messung zwei Maxima des Konzentrationsprofils am Kerneintritt unterhalb der betreffenden Schleife auf (Abb. 8.5d).

Vollschleifenbetrieb 100 m³/h - 8 ensembledgemittelte Kurzinjektionen (Versuche 1208MIX01-1208MIX08)

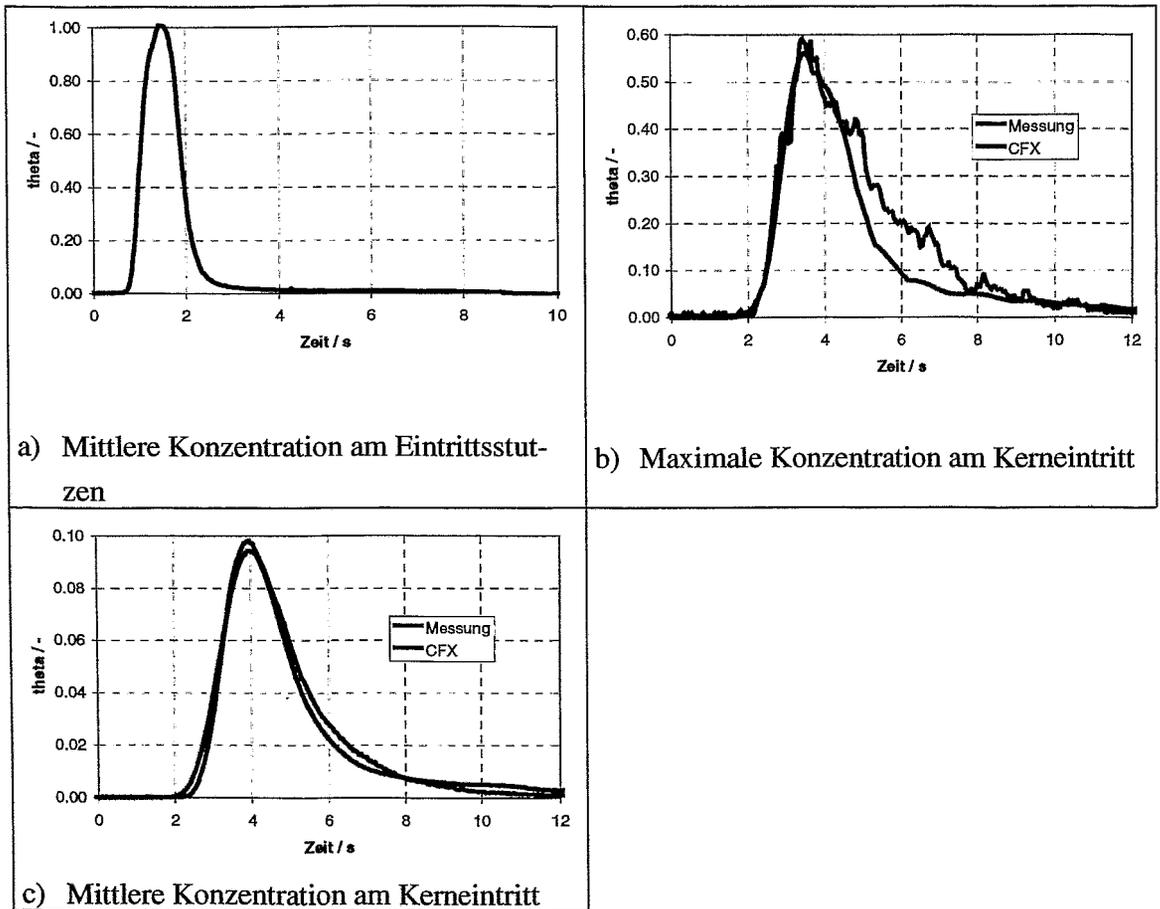


Abb. 8.6 Vergleich 8 ensembledgemittelte Experimente -CFX-4 Nachrechnung (Vollschleifenbetrieb, 100 m³/h)

In diesem Vergleich wurden die Messergebnisse aus acht Experimenten, die unter gleichen Randbedingungen durchgeführt wurden, normiert und gemittelt. Anschließend wurden die

gemittelten Messwerte am Eintrittsstutzen für die CFX-4 Rechnung benutzt. In Abb. 8.6a ist die Konzentrationsverteilung am Eintrittsstuzensensor 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 (59%) tritt auch hier am Kerneintritt im Quadranten unterhalb der beaufschlagten Schleife auf, ca. 1.5-2 s nach dem der Pfropfen den Eintrittsstuzensensor passiert hatte (Abb. 8.6b). Das Maximum der Konzentrationsverteilung am Kerneintritt der Versuche 1208MIX01-1208MIX08 ist niedriger als im Experiment 0505MIX02, da die Konzentrationswerte gemittelt wurden und somit lokale Überhöhungen der Konzentration des Tracers aufgrund von Tracerwolken am Kerneintritt durch die Mittelung abgeschwächt werden.

Der Vergleich der Maximalwerte der Konzentrationen am Kerneintritt mit Messwerten ergibt eine gute Übereinstimmung. Die mittleren Konzentrationen von Messung und CFX-4 Rechnung am Kerneintritt (Abb. 8.6c) liegen fast exakt übereinander und lassen den Schluss zu, dass sich bei einer genügenden Anzahl von Messungen die Konzentrationsverteilungen von Rechnung und gemitteltem Experiment annähern.

8.3.3 Teilschleifenbetrieb

Auch bei Teilschleifenbetrieb kann noch von einer hochturbulenten Grundströmung ausgegangen werden, in der Rückwirkungen des Dichtefeldes auf das Geschwindigkeitsfeld vernachlässigt werden können. Sämtliche CFX-4 Rechnungen, welche zur Vermischung im Teilschleifenbetrieb durchgeführt wurden, waren Vorausberechnungen mit einer definierten Skalarverteilung in Form einer Rampe am Eintrittsstutzen.

Teilschleifenbetrieb, eine Schleife abgesperrt

In Abb. 8.7a ist das durchströmte Gebiet im Ringspalt mit Hilfe von Stromlinien dargestellt. Der Tracer wurde in Schleife 1 eingebracht (roter Pfeil). Die benachbarte Schleife war abgeschaltet, aber nicht abgesperrt. Es tritt eine Rückströmung in dieser Schleife auf. Die Schleifen 3 und 4 (grüne Pfeile) sind weiterhin in Betrieb. Im Experiment überdeckt die Konzentrationsstörung am Kerneintritt den zugehörigen Quadranten und teilweise den Quadranten der benachbarten Schleife (Abb. 8.7d). Die Maximalwerte der Konzentration am Kerneintritt liegen bei ca. 85% (Abb. 8.7b), die gemittelten Konzentrationswerte am Kerneintritt bei ca. 30% (Abb. 8.7c). Es treten Oszillationen mit starken azimutalen, periodischen Schwankungen am Kerneintritt auf. Die Übereinstimmung von Messung und CFX-4 Rechnung in Maximal- und Mittelwerten ist relativ gut, jedoch unterscheidet sich die Form der Störung am Kerneintritt. In der Messung tritt ein halbkreisförmiges (Abb. 8.7d), bei der CFX-4 Rechnung ein sichelähnli-

ches Konzentrationsprofil (Abb. 8.7e) unterhalb der mit der Störung beaufschlagten Schleife bzw. der angrenzenden Nachbarschleife auf. Dieses sichelähnliche Konzentrationsprofil lässt sich in den Ergebnissen der Rechnung mit den vorgegebenen Druckverlustwerten an der Siebtonne im unteren Plenum erklären. Die Tracerlösung wird schon vor der Siebtonne um 180° vertikal umgelenkt und tritt in den unteren Rost und später in den Kern ein. Dieses Phänomen der Umlenkung vor dem Durchströmen der Siebtonne war beim Versuch so nicht erkennbar.

Teilschleifenbetrieb, zwei gegenüberliegende Schleifen abgesperrt

Die Darstellung der Strömungspfade durch den Ringspalt ist in Abb. 8.8a dargestellt. 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.

Das Konzentrationsprofil am Kerneintritt überdeckt im Experiment den zugehörigen Quadranten und zum Teil in die Quadranten der beiden benachbarten zwei Schleifen (Abb. 8.8d). Die Maximalwerte am Kerneintritt liegen bei nicht ganz 100% (Abb. 8.8b). Die mittleren Werte am Kerneintritt betragen ca. 50% (Abb. 8.8c). Im Experiment erkennt man Instationaritäten in der zeitlichen Verteilung des Konzentrationsprofils am Kerneintritt (Abb. 8.8d).

Die CFX-4 Rechnung zeigt, dass das Konzentrationsprofil am Kerneintritt den zugehörigen Quadranten und teilweise die Quadranten der benachbarten zwei Schleifen überdeckt (Abb. 8.8e). Hier liegen die Maximalwerte am Kerneintritt bei 90%, die gemittelten Werte bei ca. 50%. Die Übereinstimmung der Konzentrationsprofile von Rechnung und Experiment ist in bei dieser Schleifenkonfiguration relativ gut.

Teilschleifenbetrieb, drei Schleifen abgesperrt

Die Strömung teilt sich im oberen Ringspaltbereich in der CFX-4 Vorausberechnung (Abb. 8.9a) in eine linke und rechte Hälfte und das Fluid durchströmt den gesamten Ringspalt bis zum gegenüberliegenden Sektor. Hierbei behindern die Aussparungen der Austrittsstutzen den Strömungspfad und es kommt zu einer sogenannten Schmetterlingsverteilung im Ringspalt. Diese linke bzw. rechte Strömungskomponente teilt sich noch einmal in eine jeweils horizontale bzw. vertikale Komponente. Das Kühlmittel tritt zuerst auf der gegenüberliegenden Seite der beaufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilt sich im weiteren Verlauf fast homogen auf den gesamten Kerneintrittsquerschnitt (Abb. 8.9e).

Durch Videoaufnahmen während des Experiments mit Hinzugabe eines Farbtracers konnte die vorher rechnerisch ermittelte Strömungsverteilung im Ringspalt sehr gut bestätigt werden. Es lag im Experiment die gleiche Strömungsformation vor. Die Maximalwerte liegen in der Messung am Kerneintritt bei 100%, bei der Rechnung werden näherungsweise 90% der am Eintrittsstutzen vorgegebenen Konzentration erreicht (Abb. 8.9b). Die mittleren Werte am Kern-

eintritt liegen bei der CFX-4 Rechnung und der Messung in der gleichen Größenordnung, nämlich bei ca. 70-75 % (Abb. 8.9c).

Die Übereinstimmung der Konzentrationsprofile am Kerneintritt von Messung und Rechnung ist bei dieser Durchsatzkonfiguration weniger gut (Abbildungen 8.9d und 8.9e). Dies liegt zum großen Teil an den stark fluktuierenden Fluidbereichen, welche bei dem Experiment im unteren Plenum beobachtet werden konnten und die in der CFX-4 Rechnung nur ungenügend beschrieben werden. Es wurde beobachtet, dass die makroskopischen Fluktuationen des Geschwindigkeits- und Konzentrationsfeldes bei einer abnehmenden Zahl in Betrieb befindlicher Kühlmittelpumpen zunehmen.

8.4 Transiente Strömungen

Entsprechend Kapitel 2 sind transiente Strömungsvorgänge besonders 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. Im Experiment und in der Rechnung werden das Volumen und der Zeitpunkt der Injektion des eingebrachten Pfropfens variiert. Die Absenkung der Borkonzentration im Kühlmittel des Originalreaktors wird im Experiment durch Zugabe 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 Tracerpfropfen eindosiert. Im ersten Fall (TNR_62) wurde vorausgesetzt, dass 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 sich der Pfropfen noch im Dampferzeuger befindet und daher nach dem Starten der Pumpe einen längeren Weg bis zum Eintrittsstutzen zurücklegt. Dadurch verlagert sich der Zeitpunkt des Eintritts des Pfropfens in den RDB nach hinten.

Bei anfangs ruhendem Kühlmittel wird der Durchsatz in beiden Experimenten in Schleife 1 von Null auf den Nominalwert von 185 m³/h linear erhöht (Abb. 8.10b). Die Pumpen in den Schleifen 2 – 4 bleiben abgeschaltet, so dass sich eine Rückströmung einstellen kann, die im Mittel jeweils ca. 10 % des Durchsatzes der laufenden Schleife ausmacht (Abb. 8.10c).

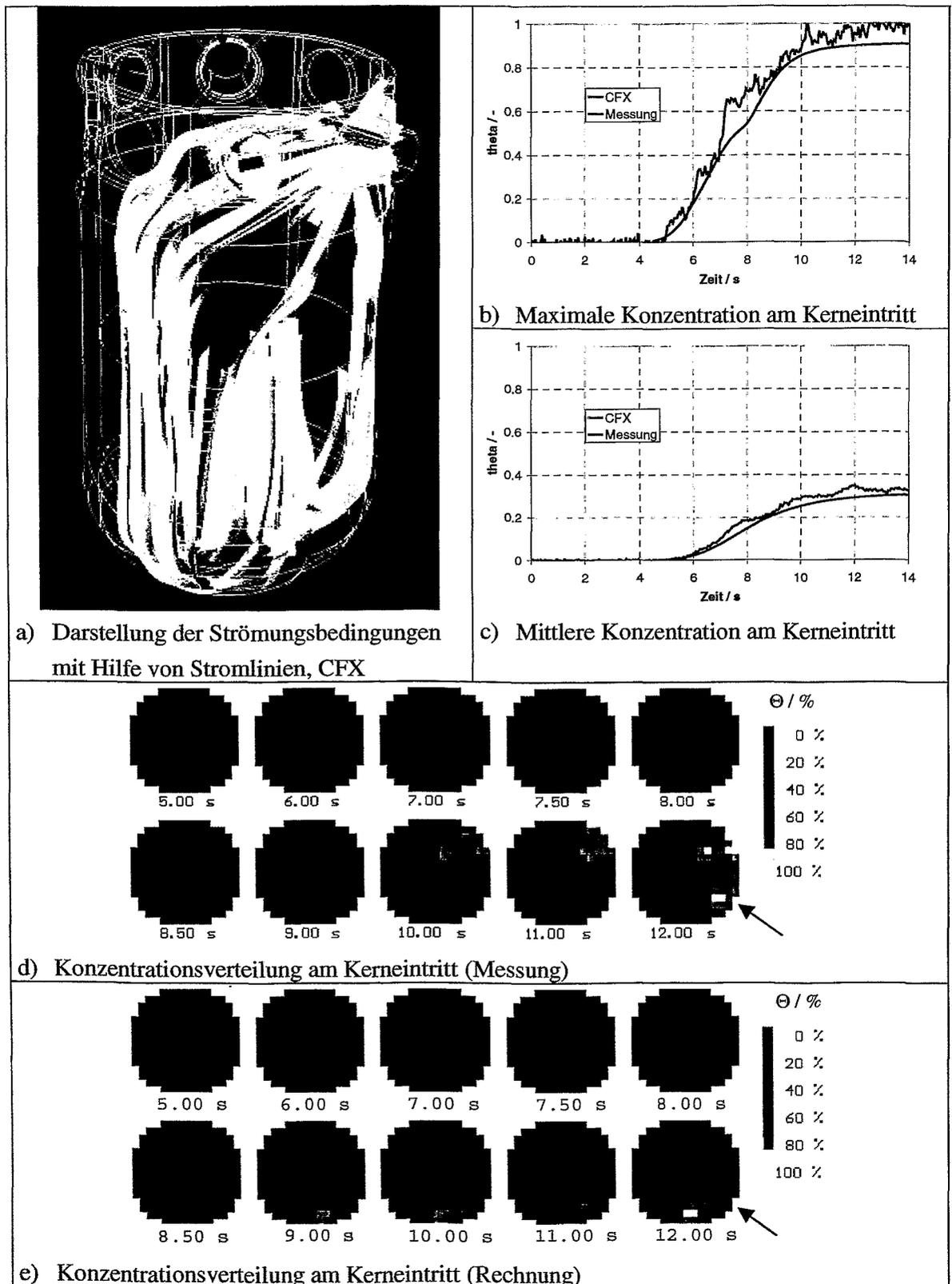


Abb. 8.7 Vergleich von Experiment und CFX-4, eine benachbarte Schleife abgesperrt

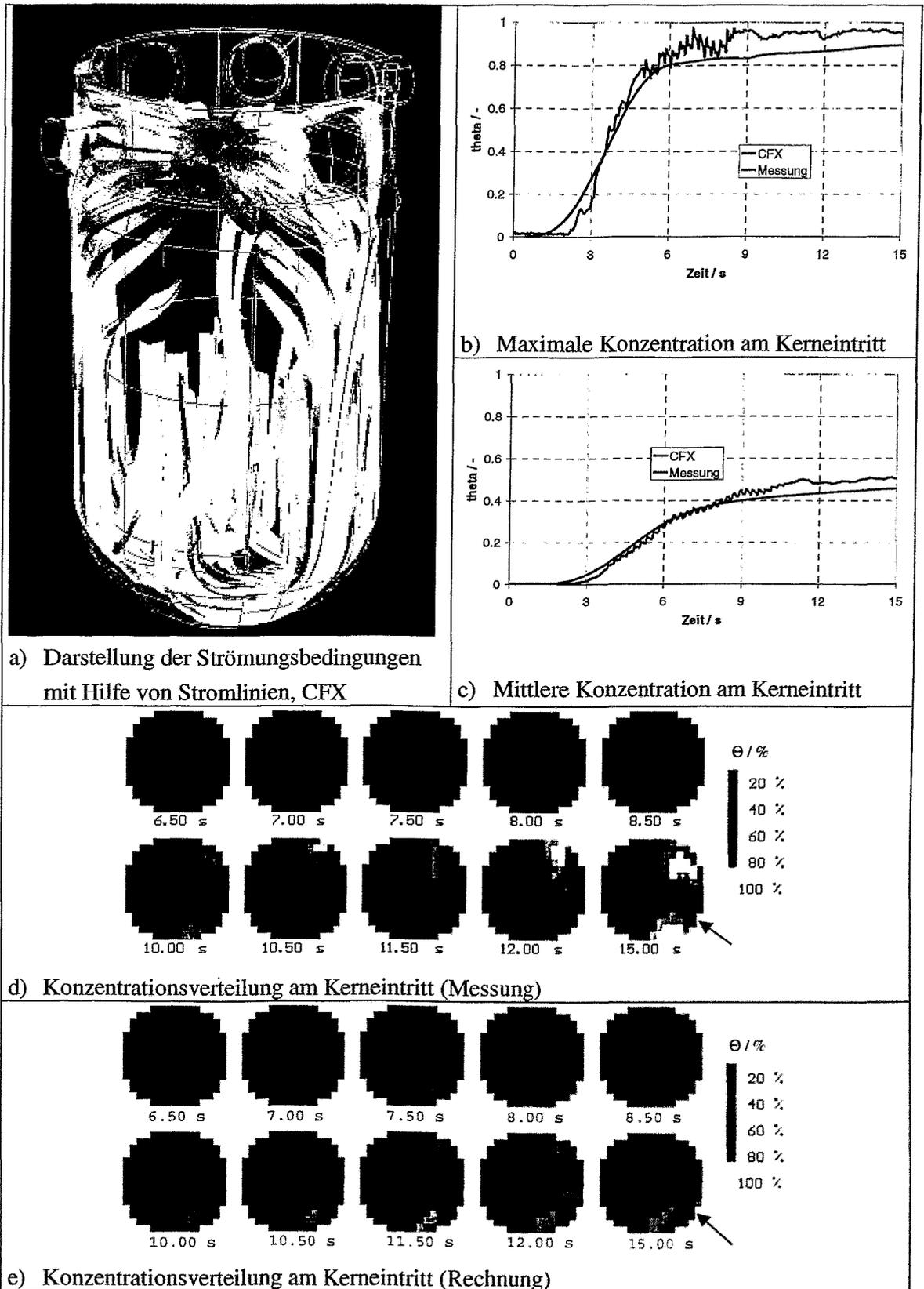


Abb. 8.8 Vergleich von Experiment und CFX-4, zwei Schleifen abgesperrt

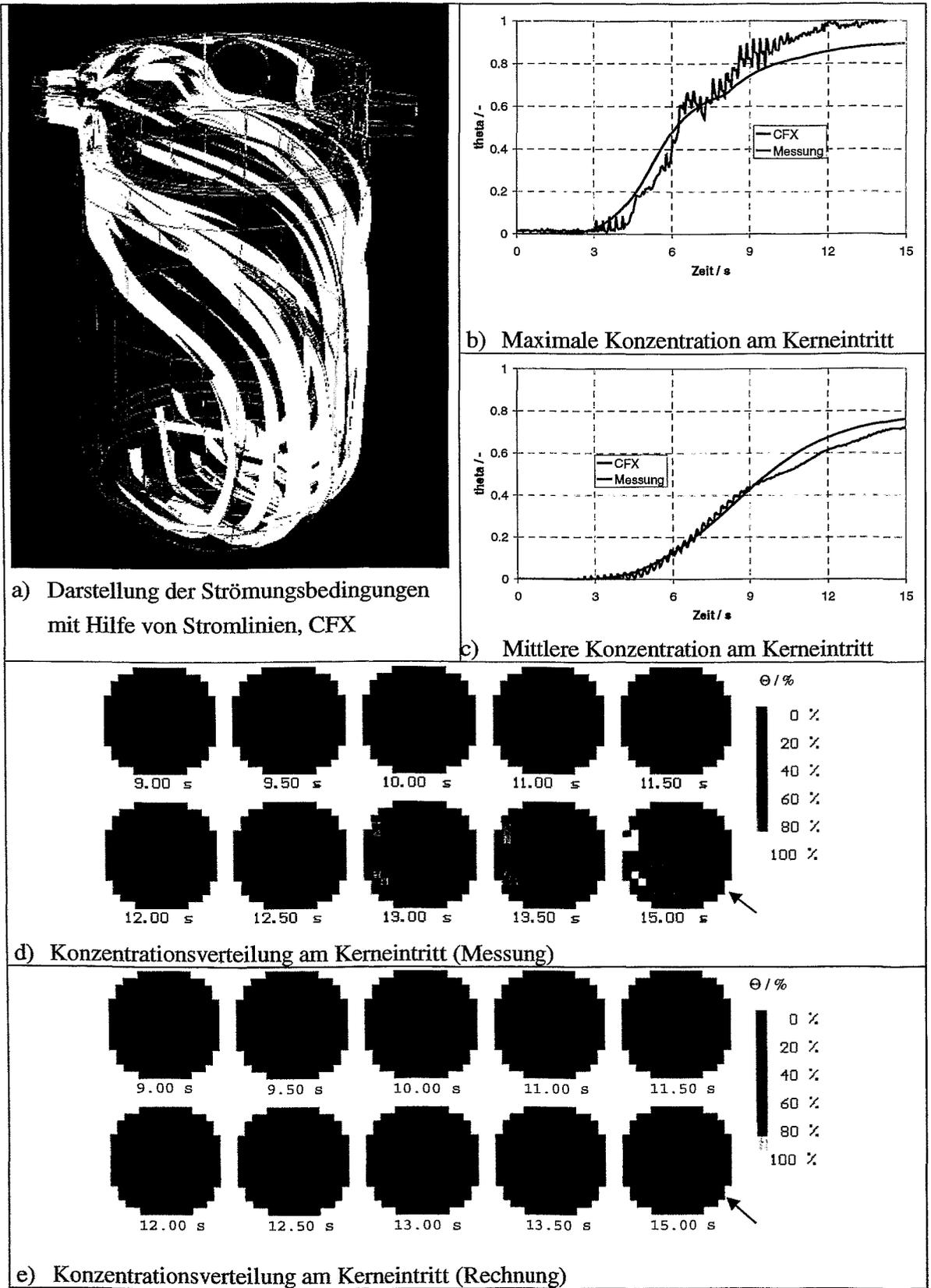


Abb. 8.9 Vergleich von Experiment und CFX-4, drei Schleifen abgesperrt

Bei den Experimenten TNR_62 und TNR_92 handelt sich um jeweils 5 Ensemble gemittelte Einzelerperimente. Die CFX-4 Rechnungen waren in beiden Fällen Nachrechnungen der gemittelten mittleren Konzentrationsverteilungen am Eintrittsstützsensor.

8.4.1 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. 8.10d). Diese Pfropfenlänge korrespondiert mit einer angenommenen Pfropfengröße von 36 m^3 im Primärkreislauf des Originalreaktors. Die stark beschleunigte Kühlmittelströmung teilt sich im Experiment im Ringspalt des RDB in eine linke und rechte Strähne und vereinigt sich wieder auf dem gegenüberliegenden Sektor. Hierbei behindern die Durchführungen der Austrittsstutzen den Strömungspfad. Dadurch teilen sich die beiden Strähnen noch einmal in eine jeweils horizontale und eine vertikale Komponente (Abb. 8.10a). Der Tracerpfropfen tritt im Experiment zuerst an den Randzonen der gegenüberliegenden Seite der beaufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilt sich im weiteren Verlauf nahezu homogen auf den gesamten Querschnitt (Abb. 8.11). Der Maximalwert der Unterborierung am Kerneintritt liegt bei ca. 58% des ursprünglichen Wertes in der Schleife.

Die Anfangsrandbedingungen der CFX-4 Rechnung waren entsprechend dem Experiment gesetzt. In einer Schleife startete die HKP von 0 auf $185 \text{ m}^3/\text{h}$ in 14 s (analog Abb. 8.10b), nach 14 s betrug der Massenstrom konstante $185 \text{ m}^3/\text{h}$, es wurden Rückströmungen in den restlichen Schleifen modelliert (Abb. 8.10c). Der Skalarimpuls wurde 8 - 15.0 s nach dem Start der Kühlmittelpumpe am Eintrittsstutzen definiert (Abb. 8.10d). Der modellierte Tracerpfropfen tritt auch in der CFX-4 Rechnung zuerst an den Randzonen der gegenüberliegenden Seite der beaufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilt sich im weiteren Verlauf nahezu homogen auf den gesamten Querschnitt (Abb. 8.12). Der Pfropfen verlässt unterhalb der anfahrenen Schleife wieder die Auswerteebene am Kerneintritt. Die maximale Unterborierung lag bei ca. 56%. Zusätzlich sind in der Abbildung aus experimentellen Daten ermittelte Vertrauensbereiche dargestellt. Sie kennzeichnen den Bereich der einfachen und der zweifachen Standardabweichung. Die Ergebnisse der berechneten maximalen Konzentrationen liegen innerhalb des P_2 -Vertrauensbereiches (siehe Kapitel 4.3.3).

In Abb. 8.14a ist die Brennelementposition der maximalen Unterborierung dargestellt. Der rote Pfeil beschreibt die hochfahrende Schleife. Die maximale Unterborierung befindet sich 15.7 s nach dem Start der Pumpe in der Randzone am Kerneintritt unterhalb der benachbarten Schleife.

In den Abbildungen 8.15 und 8.16 sind die Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt über der Zeit dargestellt. Der Tracerpfropfen durchläuft die Mess-

punkte an den BE-Positionen zu verschiedenen Zeitpunkten mit unterschiedlichen Konzentrationsmaxima. Die gelb unterlegten Felder in den Diagrammen der Abbildungen 8.15 und 8.16 sind die korrespondierenden BE-Positionsbezeichnungen im Original Konvoi Reaktor. In Abb. 8.17 erfolgt die Darstellung der Konzentration des Tracerpfropfens auf azimuthalen Positionen am äußeren Umfang des Kerneintritts. Zuerst tritt der Pfropfen mit zwei Konzentrationsmaxima auf der gegenüberliegenden Seite auf, das Konzentrationsmaximum verschiebt sich im weiteren Verlauf jedoch unter die hochfahrende Schleife. Diese zwei Maxima bleiben verglichen mit den Experiment in der Rechnung länger erhalten (Abb. 8.17, $t=17.0$ s). Die maximale Tracerkonzentration am Kerneintritt stimmt sehr gut zwischen Messung und Rechnung überein. Der Verlauf der Konzentration an einzelnen BE-Positionen bzw. die azimuthale Verteilung werden in der Rechnung qualitativ gut wiedergegeben, lokal gibt es jedoch Abweichungen, die auf turbulente Schwankungen des Geschwindigkeitsprofils zurückzuführen sind.

8.4.2 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. 8.10b). Diese Pfropfenlänge korrespondiert mit einer angenommenen Pfropfengröße von 15.4 m^3 im Primärkreislauf des Originalreaktors. Der Tracerpfropfen tritt auch in diesem Experiment zuerst an den Randzonen der gegenüberliegenden Seite der beaufschlagten Schleife in den Kern ein und verteilt sich im weiteren Verlauf homogen auf den gesamten Querschnitt. Der Maximalwert der Unterborierung am Kerneintritt liegt bei ca. 68% des ursprünglichen Konzentrationswertes im Loop. Zusätzlich sind in der Abbildung aus den experimentellen Daten ermittelte Vertrauensbereiche dargestellt. Auch hier liegen die berechneten maximal auftretenden Konzentrationen am Kerneintritt größtenteils innerhalb des P_2 -Vertrauensbereiches.

Für die Anfangsrandbedingungen der CFX-4 Rechnung wurden experimentelle Werte am Eintrittsstützensensor benutzt. In einer Schleife startete die HKP analog zum Experiment TNR_62 von 0 auf $185 \text{ m}^3/\text{h}$ in 14 s. Der Skalarimpuls wurde 14.5 - 17.0 s entsprechend der experimentellen Ergebnisse am Eintrittstutzen definiert (Abb. 8.13). Die maximale Unterborierung liegt bei ca. 62%. Die maximale Unterborierung befindet sich 19.8 s nach dem Start der Pumpe in einer Randzone am Kerneintritt unterhalb der gegenüberliegenden Schleife (Abb. 8.14b). In Abbildungen 8.18 und 8.19 sind Konzentrationsverteilungen an ausgewählten BE-Positionen über der Zeit am Kerneintritt dargestellt. In Abb. 8.20 erfolgt die Darstellung der Konzentration des Tracerpfropfens auf azimuthalen Positionen am äußeren Umfang des Kerneintritts. Zuerst tritt der Pfropfen aufgrund der schon hohen Fluidgeschwindigkeit und der relativ späten Eindosierung mit nur einem Konzentrationsmaximum auf der gegenüberliegenden Seite auf, das Konzentrationsmaximum verschiebt sich im weiteren Verlauf jedoch auch wie beim Experiment TNR_62 unter die hochfahrende Schleife.

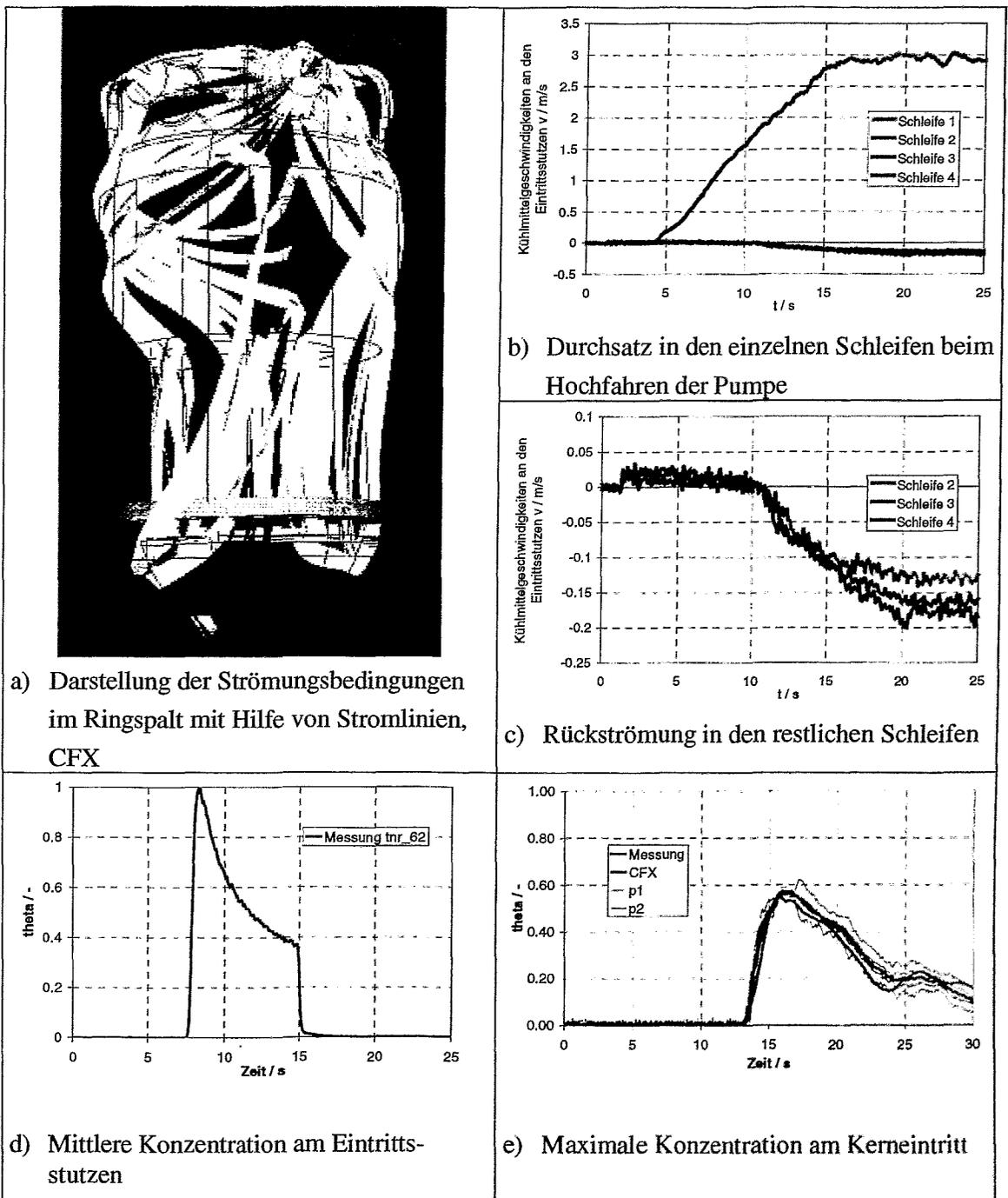


Abb. 8.10 Vergleich von CFX-4 Nachrechnung und Experiment TNR_62

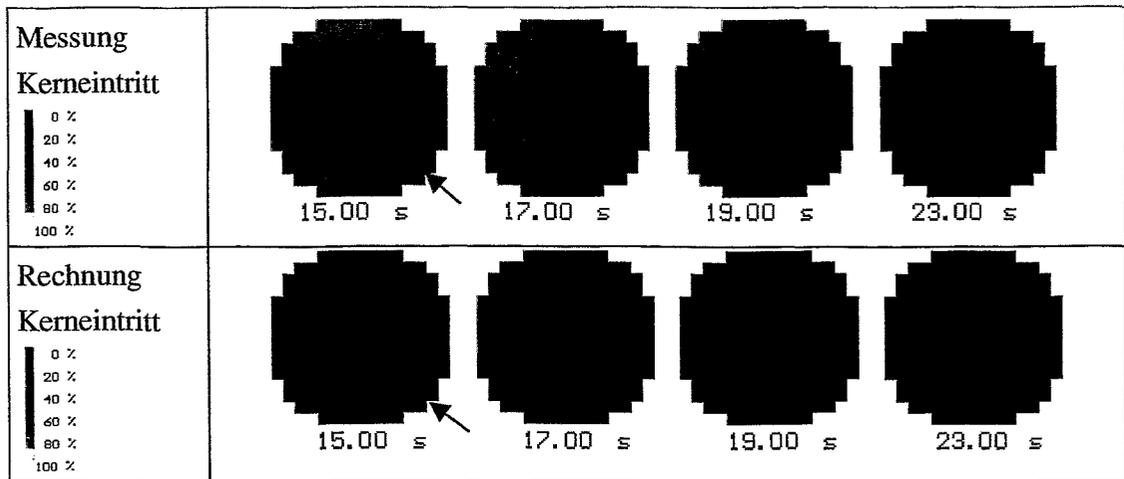


Abb. 8.11 Vergleich von CFX-4 Nachrechnung und Experiment TNR_62, Vermischung am Kerneintritt

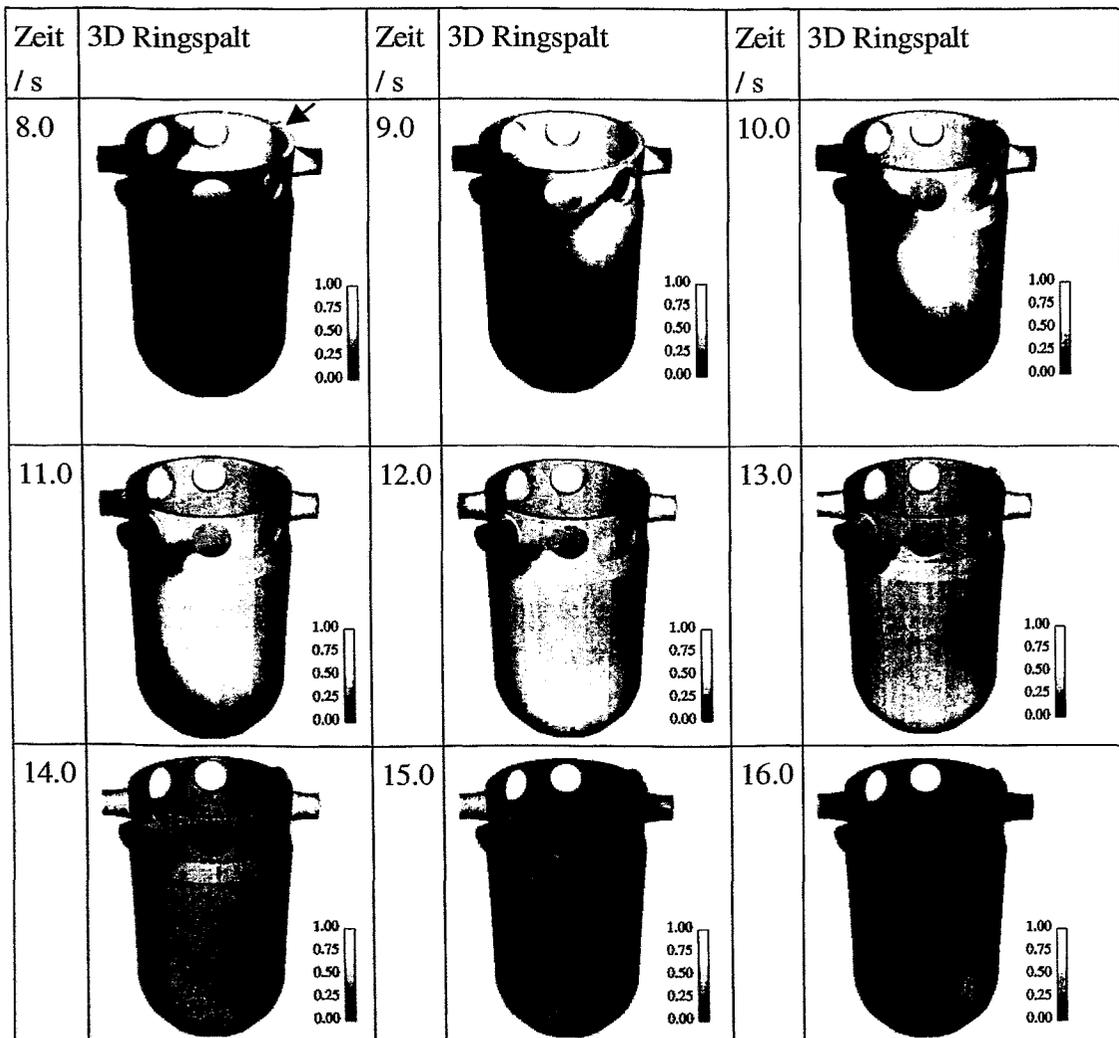
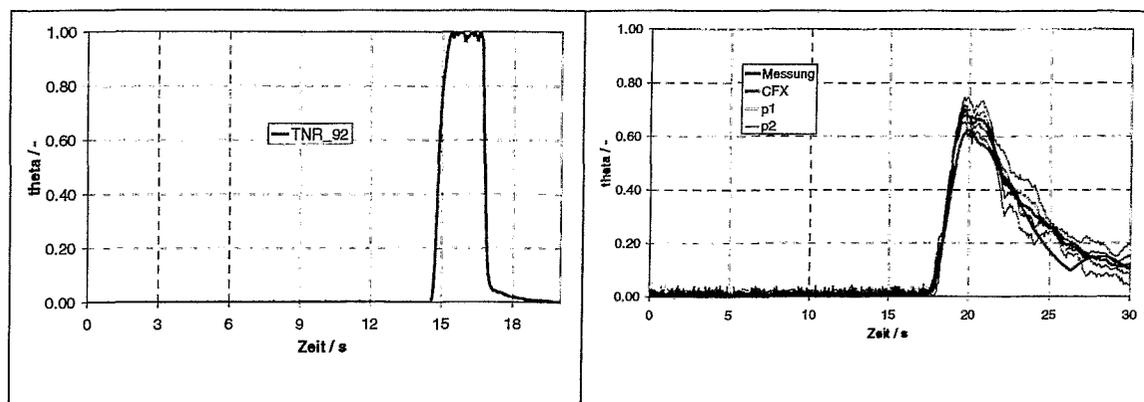


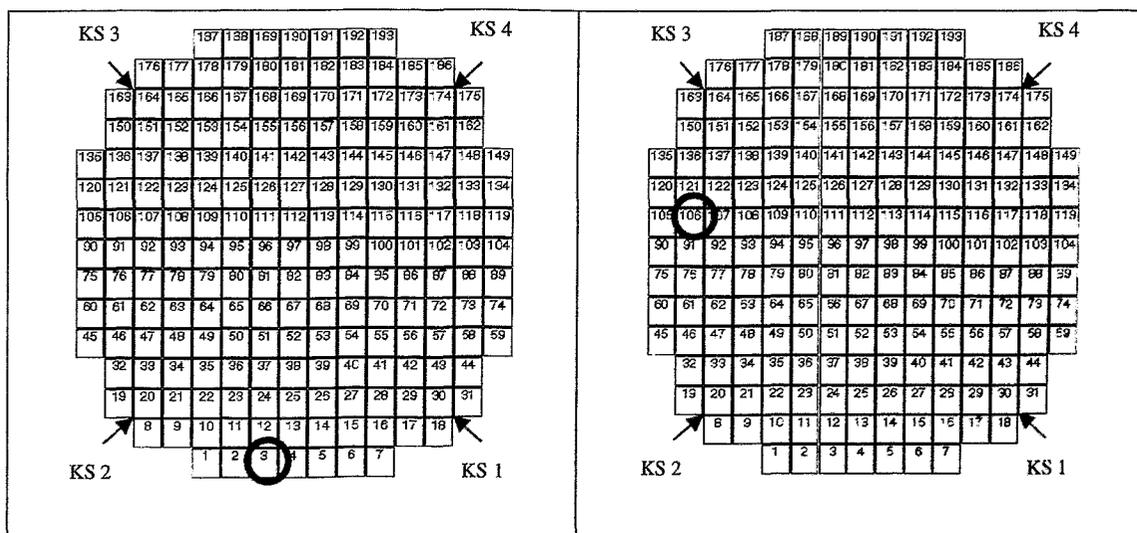
Abb. 8.12 Zeitabhängige Konzentrationsverteilungen im Ringspalt, (rot: Deionat , weiß: Tracer), CFX-4 Nachrechnung des Experimentes TNR_62



a) Mittlere Konzentration am Eintrittsstutzen, TNR_92

b) Maximale Konzentration am Kerneintritt, TNR_92

Abb. 8.13 Vergleich von CFX-4 Nachrechnung und Experiment TNR_92



a) Lokales Konzentrationsmaximum am Kerneintritt bei 15.7 s nach Start der Pumpe, TNR_62

b) Lokales Konzentrationsmaximum am Kerneintritt bei 19.9 s nach Start der Pumpe, TNR_92

Abb. 8.14 BE-Position der maximalen Tracerkonzentration TNR_62, TNR_92, CFX

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 als bei dem Vergleich Experiment TNR_62-CFX-4 ausgeprägt. Dies wird durch höhere lokale Konzentrationsunterschiede aufgrund der Einspeisung eines kurzen Pfropfs und damit einer kürzeren Verweildauer der Konzentrationserhöhung an einer bestimmten BE-Position hervorgerufen.

TNR_62-CFX (Pumpe 1: 0 auf 185 m³/h in 14 s, Tracerinjektion von 8-15 s)

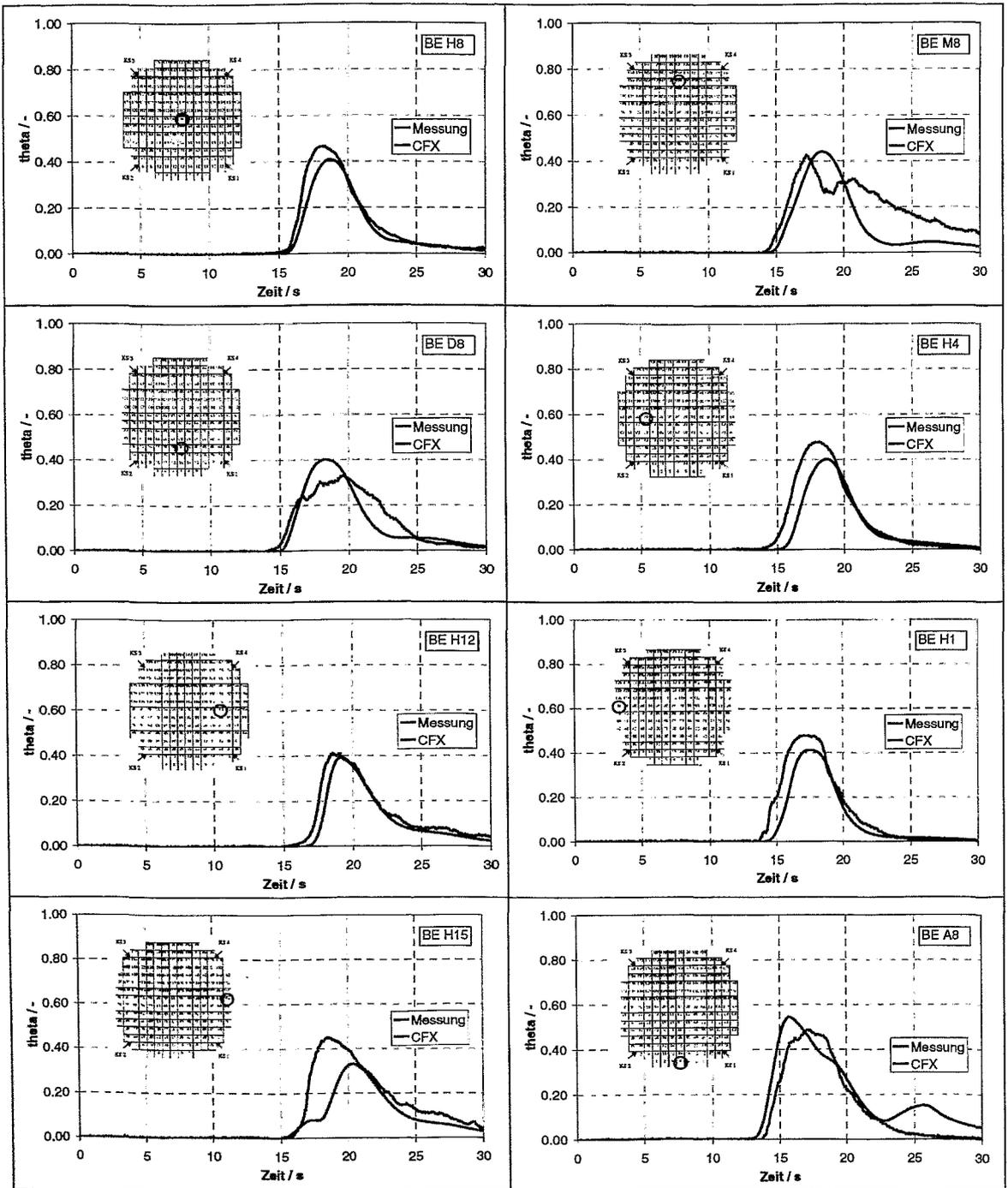


Abb. 8.15 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_62 und CFX-4

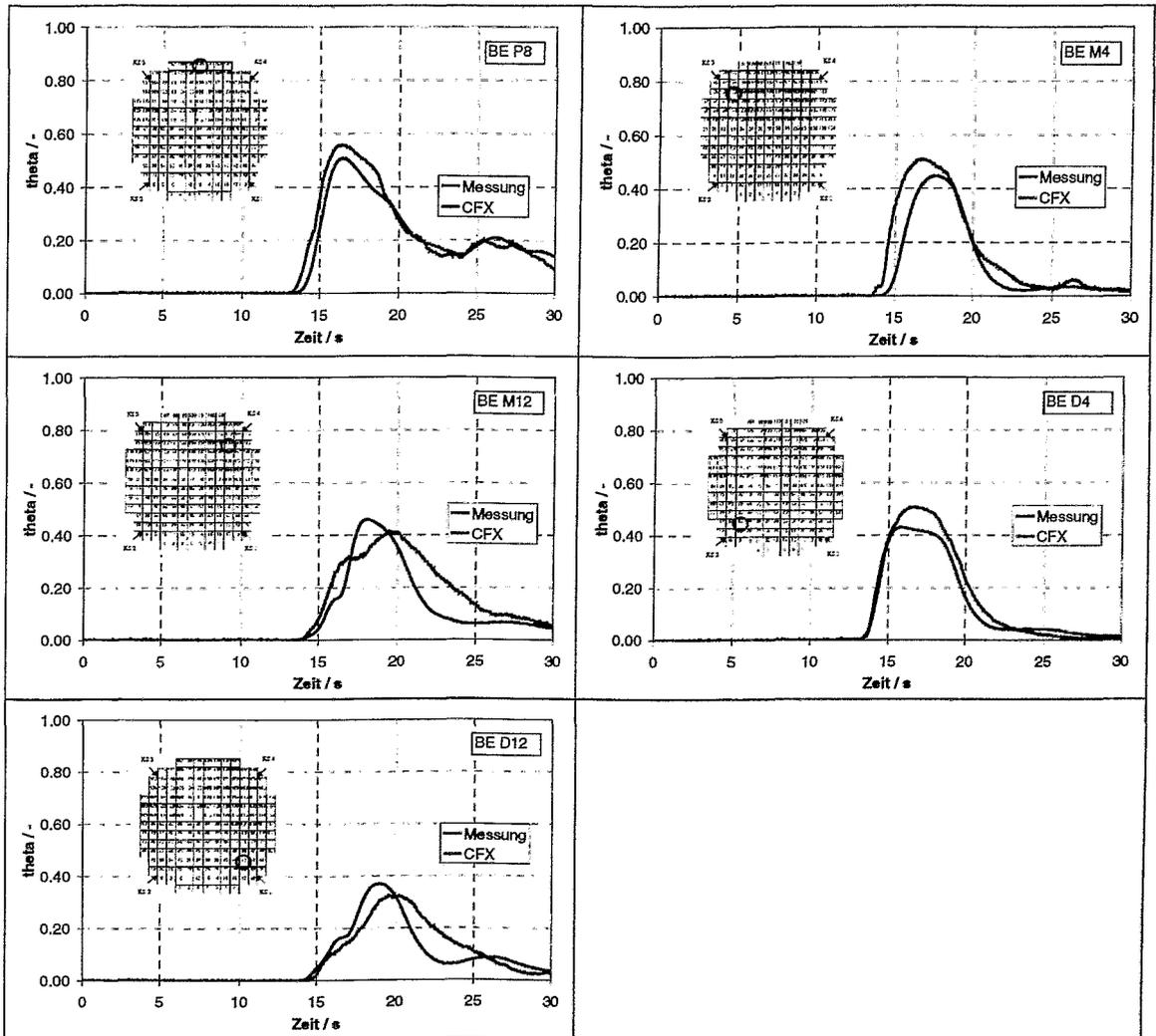


Abb. 8.16 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_62 und CFX-4

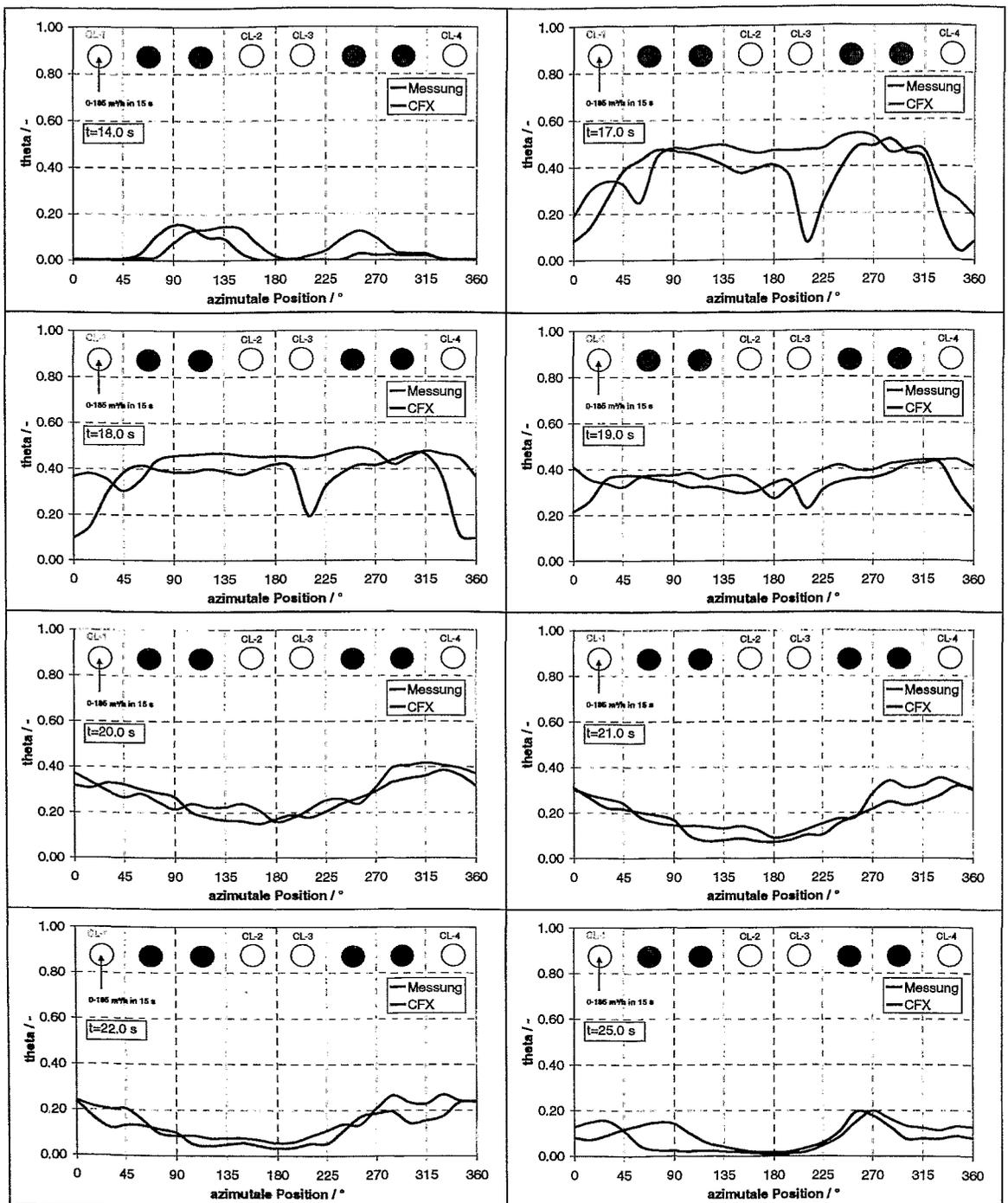


Abb. 8.17 Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von TNR_62 und CFX-4

TNR_92-CFX (Pumpe 1: 0 auf 185 m³/h in 14 s, Tracerinjektion von 14.5-17 s)

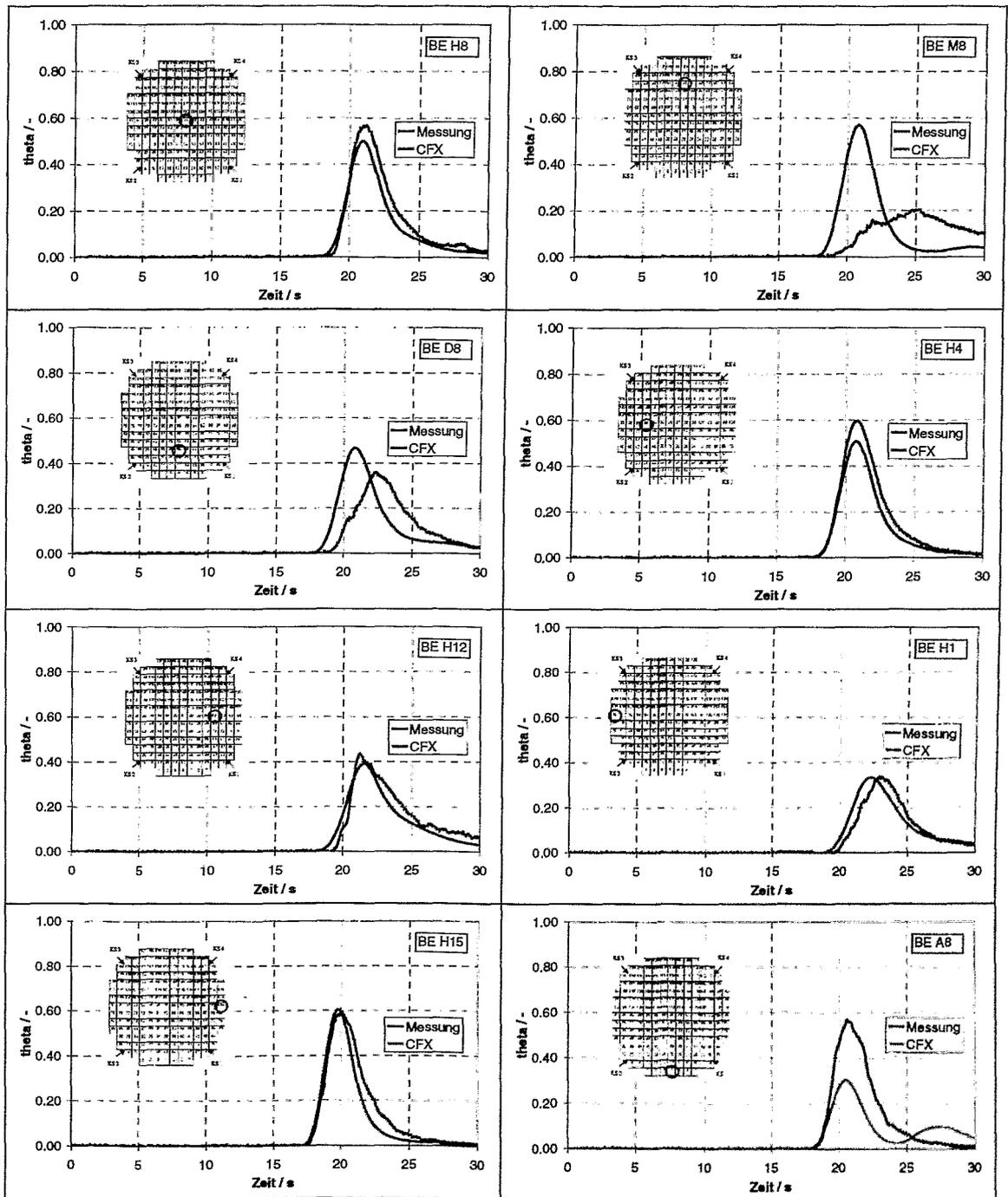


Abb. 8.18 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_92 und CFX-4

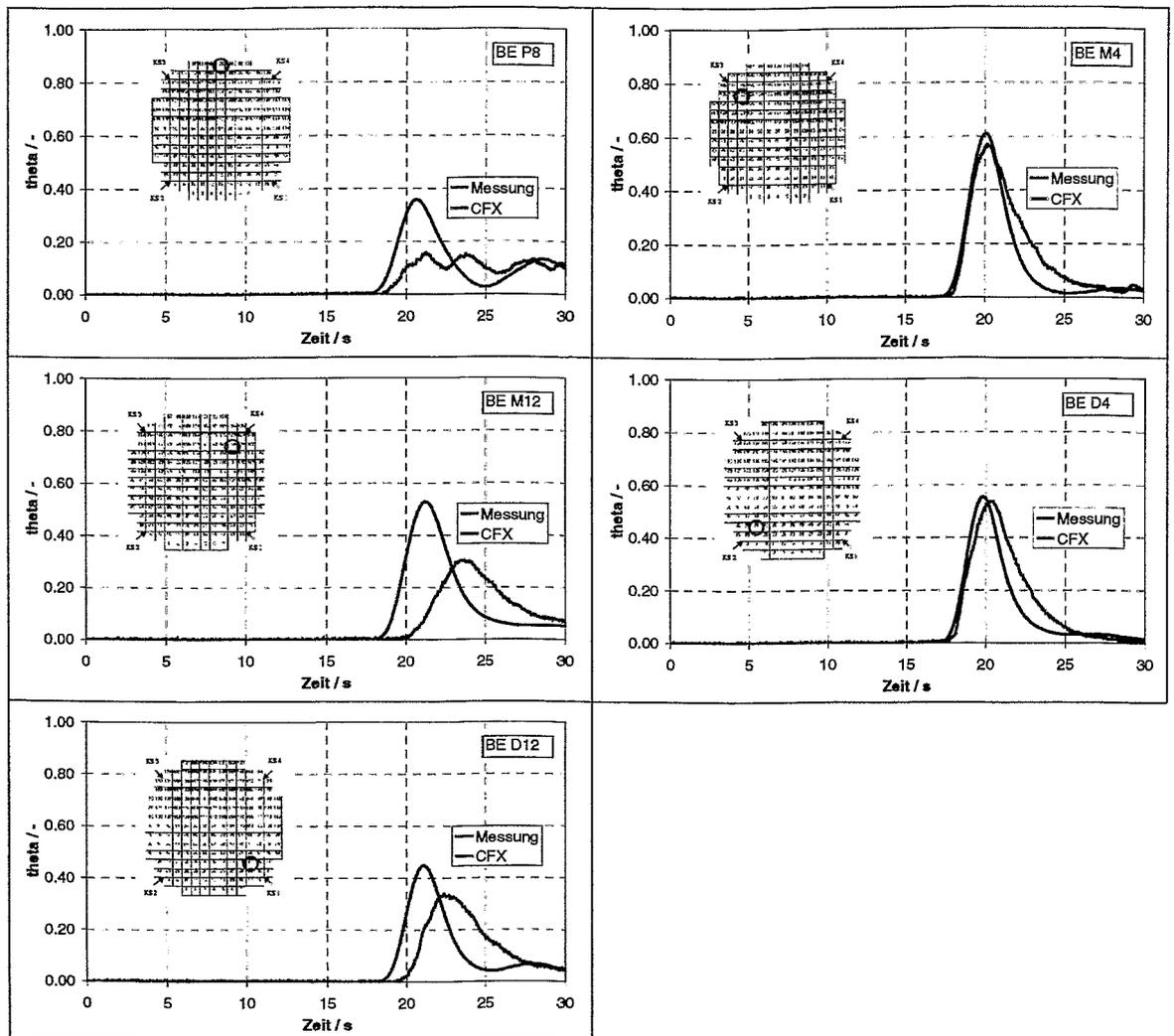


Abb. 8.19 Zeitliche Konzentrationsverläufe an ausgewählten BE-Positionen am Kerneintritt, Vergleich von TNR_92 und CFX-4

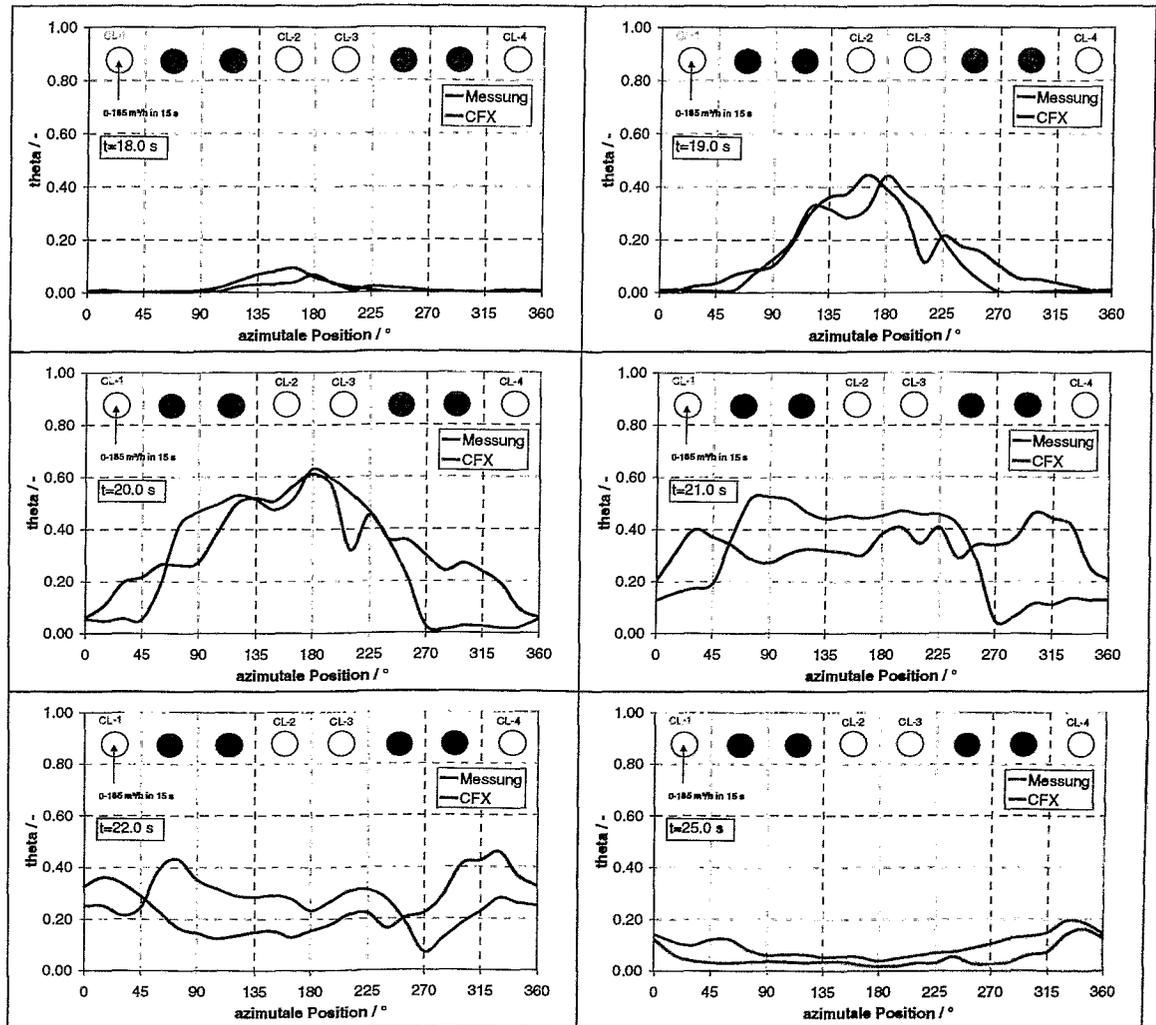


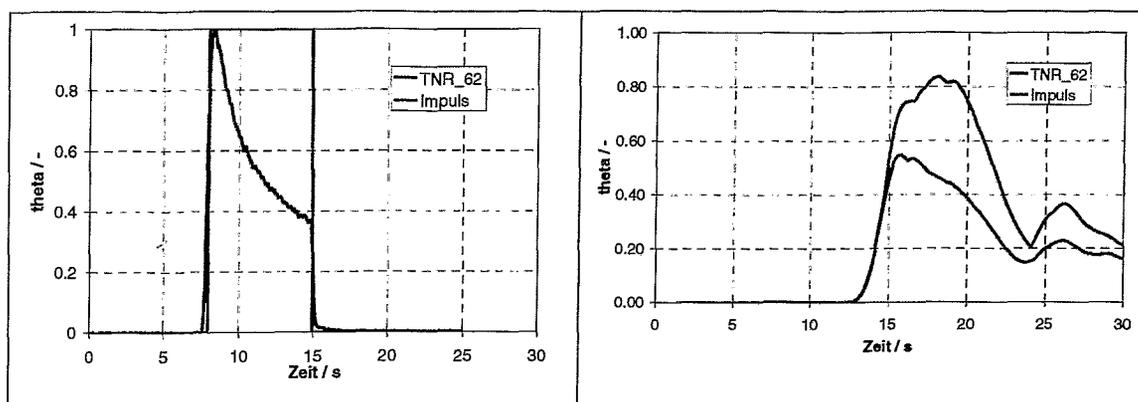
Abb. 8.20 Konzentrationsverläufe an azimuthalen Positionen am Kerneintritt (äußerer Umfang), Vergleich von TNR_92 und CFX-4

8.4.3 Untersuchung eines hypothetischen Pfropfens

Im Experiment tritt durch den konstanten Dosierstrom bei einer transienten Strömung eine Abnahme der Tracerkonzentration des eindosierten Pfropfens bei steigendem Schleifendurchsatz auf (Abb. 8.21a). Versuche mit einem sogenannten aufgefüllten Pfropfen ohne zeitlichen Konzentrationsabfall sind an der Anlage ROCOM mit der z. Zt. eingebauten Injektionsvorrichtung technisch nicht realisierbar. Um eine Untersuchung zu einem hypothetischen unborierten Pfropfen mit Rechteckform, der bei Vorlage eines bestimmten Volumens unborierten Wassers in der Schleife vor Start der Pumpe zu erwarten ist, durchführen zu können, muss diese Konzentrationsabnahme rechnerisch eliminiert werden. Durch die Modellierung eines Rechteckimpulses (Abb. 8.21a) können Aussagen über den theoretischen Konzentrationsverlauf im Ringspalt und am Kerneintritt an einer bestimmten Position in der hochfahrenden Schleife bei vorliegendem Tracer gemacht werden.

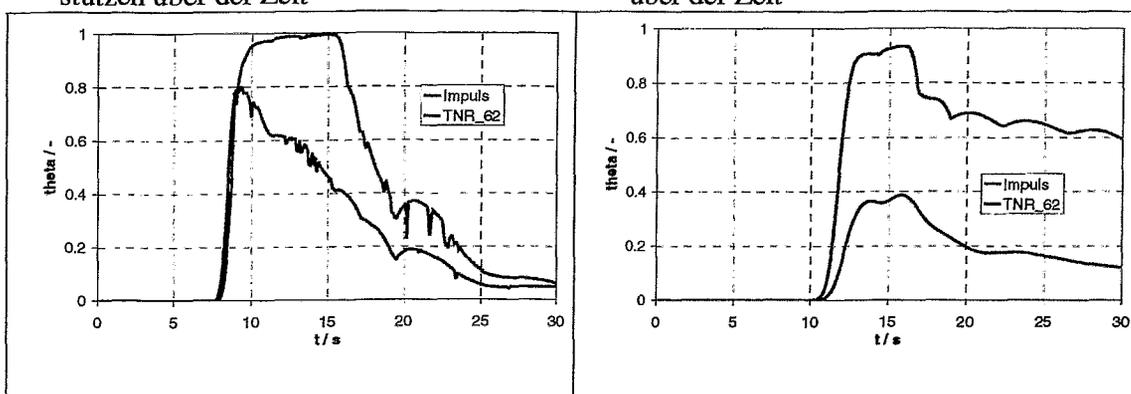
In Abb. 8.21b-d sind die Verläufe der Konzentrationsmaxima im oberen und unteren Ringspaltbereich und am Kerneintritt mit Modellierung des Pfropfens nach Messwerten des Versuches TNR_62 und mit Modellierung eines Rechteckimpulses am Eintrittsstutzen dargestellt. Die Maxima im oberen Ringspalt erreichen 100 % des am Eintrittsstutzen vorgegebenen Wertes und liegen damit schon deutlich über den Werten der Konzentrationsmaxima der experimentellen Randbedingungen. Der Konzentrationsabfall durch turbulente Dispersion im Ringspalt und unteren Plenum ist bei der CFX-4 Rechnung mit Rechteckimpuls erkennbar, wenn auch auf höherem Level (Maximalwert unterer Ringspalt 92%, Kerneintritt 82%). Auch der Zeitpunkt des Maximums wird nach hinten verschoben. Es existiert ein deutlicher Unterschied der Konzentrationslevel zwischen den beiden Pfropfenvarianten im unteren Ringspalt (maximal 92% zu 40 %). Die zeitliche Abnahme der Konzentrationsmaxima im unteren Ringspaltbereich ist gering, so dass die Konzentration 30 s nach Anfahren der Pumpe und nach Einspeisung des Tracers immer noch 60 % beträgt. Diese hohen Konzentrationswerte existieren in einem Totwassergebiet unterhalb des Eintrittsstutzens der hochfahrenden Schleife. Hier kommt es nur zögernd zu einer Vermischung mit neuem borierten Kühlmittel aus der hochfahrenden Schleife.

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



a) Maximale Konzentration am Eintrittsstutzen über der Zeit

b) Maximale Konzentration am Kerneintritt über der Zeit



c) Maximale Konzentration (oberer Ringspaltsensor) über der Zeit

d) Maximale Konzentration (unterer Ringspaltsensor) über der Zeit

Abb. 8.21 Vergleich CFX-4 Nachrechnung mit abfallender Flanke und CFX-4 Rechnung mit Rechteckimpuls am Eintrittsstutzen

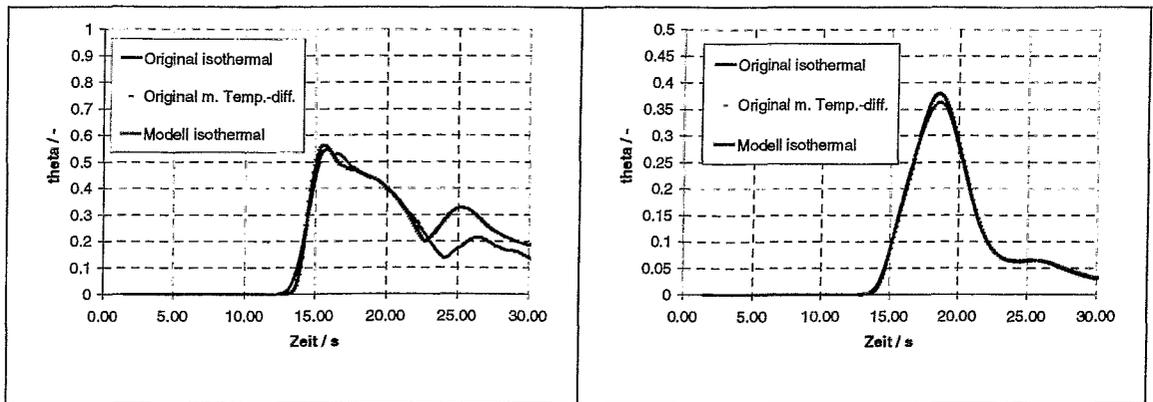
8.4.4 Skalierung auf den Originalreaktor mit Berücksichtigung von Temperaturdifferenzen

Bisher wurden nur Vermischungsphänomene an der Versuchsanlage ROCOM untersucht. Wichtig sind jedoch vor allem die an der Originalanlage auftretenden Vermischungseffekte unter Störfallbedingungen. Deshalb wurden weitere CFX-4 Rechnungen mit den Originalbedingungen des RDB durchgeführt. Die Randbedingungen für die Modellierung des unborierten Pfropfens mittels eines Skalars nach Werten des Experimentes TNR_62 wurden beibehalten. Zusätzlich wurden jedoch auch Temperaturunterschiede zwischen vorhandenem Kühlmittel im Reaktor und Kondensat berücksichtigt. Die Temperatur im RDB wurde unter Störfallbedingungen mit 192 °C angenommen [R98]. Es wurden zusätzlich zu den Konzentrationsunterschieden zeitlich veränderliche Temperaturunterschiede am Eintrittsstutzen definiert, welche bei einem Borverdünnungsszenarium infolge eines Dampferzeugerheizrohrlecks [R98] auftreten können (Tabelle 8.2):

Tabelle 8.2 Temperaturverlauf während des Hochfahrens der Pumpe am Eintrittsstutzen Original-Konvoi

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

In der CFX-4 Rechnung wurde der Einfluss von temperaturbedingten Dichteunterschieden mit Hilfe der Boussinesq-Approximation [CFX99] modelliert. In Abb. 8.22 kann man erkennen, dass bei einem Vergleich der CFX-4 Rechnungen zum Original-RDB mit Temperaturunterschieden gegenüber der Rechenvariante ohne modellierte Temperaturunterschiede nur geringfügige Differenzen in der maximalen und mittleren Konzentrationsverteilung des Tracers am Kerneintritt auftreten. Der Vergleich vom Konzentrationsverlauf beim Original Konvoireaktor mit dem 1:5 Modell weist keine Unterschiede im Verlauf der mittleren Konzentration am Kerneintritt auf. Auch die Vorderflanke der Konzentration des eintretenden Pfropfens in die Kerneintrittsebene und damit der Abschnitt des Konzentrationsverlaufes, in dem der maximale Reaktivitätseintrag infolge Unterborierung auftreten kann, ergibt keinen nennenswerten Unterschied. Im weiteren Verlauf kommt es jedoch in der CFX-4 Rechnung (Originalgeometrie) zu einer Konzentrationsüberhöhung, deren Ursache im Eintrag des verbliebenen deborierten Kühlmittels bzw. der Tracerlösung unterhalb der hochfahrenden Schleife liegt. Da sich hier ein Rezirkulationsgebiet mit fast stagnierender Fluidströmung herausgebildet hat (siehe auch Kapitel 7.3), kann in der CFX-4 Rechnung die turbulente Modellierung mit dem k,ϵ Modell unter Umständen bei gleichen Randbedingungen jedoch unterschiedlichen Skalierungen ähnlicher Geometrien zu unterschiedlichen turbulenten Dispersionen führen. In den Bereichen nahezu stagnierenden Fluids liegt zeitweilig keine hochturbulente Strömung mehr vor, wobei die Abweichung von ausgebildeter Turbulenz für die Modellgeometrie größer ist. Entscheidend ist jedoch, dass die anfangs zeitlich unterschiedlichen Umschlagpunkte laminar-turbulent zwischen Original-Modell (siehe Kapitel 7.4) keine Rolle für die Vermischung des Kühlmittels spielen und somit eine gute Übertragbarkeit zwischen dem Originalreaktor und dem Vermischungsmodell ROCOM auch für transiente Anfahrversuche gegeben ist.



a) Maximale Konzentration am Kerneintritt
Vergleich ROCOM - Original

b) Mittlere Konzentration am Kerneintritt
Vergleich ROCOM - Original

Abb. 8.22 Vergleich der CFX-4 Nachrechnungen mit Originalgeometrie und mit skaliertem Geometrie (ROCOM)

9 Geschlossen-analytische Modellierung in eindimensionaler Näherung

Bei der Untersuchung von Vermischungsphänomenen reicht in einigen Fällen die Aussage über mittlere bzw. maximale Konzentrationsänderungen im Ringspalt und am Kerneintritt des RDB infolge einer vordefinierten zeitlichen Konzentrationsverteilung im kalten Strang aus. So interessiert oftmals bei einer Unterkühlung in einer Schleife bei laufendem Pumpenbetrieb nur die zeitabhängige maximale Temperaturabsenkung im RDB.

Eine geschlossen-analytische Nachrechnung der mittleren orts- und zeitabhängigen Vermischungsverteilungen im Reaktormodell auf der Grundlage der 1D-Diffusionstheorie für turbulente Strömungen erscheint deshalb sinnvoll. Dazu soll von möglichst wenigen Anpassungen der im allgemeinen nicht bekannten turbulenten Diffusionskoeffizienten an experimentelle Ergebnisse ausgegangen werden, wobei diese proportional zu den mittleren Strömungsgeschwindigkeiten angenommen werden. Diese Proportionalität wird durch die Ergebnisse dieser Modellierung im Vergleich zu den experimentellen Resultaten bestätigt.

9.1 Theoretische Grundlagen der Vermischung in turbulenten Strömungen

9.1.1 Definitionen

Es wird von der skalaren Größe Konzentration k ausgegangen, mit der ein Konzentrationsfeld abhängig von Ort und Zeit beschrieben werden kann.

Bei örtlichen und zeitlichen Inhomogenitäten muss das Bezugsvolumen genannt werden. Wird die Konzentration in einem Ortspunkt ausgegeben, so ordnet man dem Punkt das Konzentrationsmittel eines umgebenden, infinitesimal kleinen Volumens zu.

Für die geschlossen-analytische Modellierung der Vermischung eines Tracerpfropfens, der dem borfreien bzw. -verdünnten Kühlmiteleintrag in das Reaktordruckgefäß entspricht, gilt die folgende Definition der dimensionslosen Konzentration

$$\Theta_k = \frac{k - k_{\min}}{k_{\max} - k_{\min}}. \quad (9.1)$$

$\Theta_k = 1$ kennzeichnet hier die Tracerkonzentration des Pfropfens und $\Theta_k = 0$ die des Kühlmittels.

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

$$\Theta_{\vartheta} = \frac{\vartheta - \vartheta_{\min}}{\vartheta_{\max} - \vartheta_{\min}} \quad (9.2)$$

eingeführt.

9.1.2 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:

$$\left(\frac{\vec{m}}{A} \right)_{Diff} = -D \text{grad} \rho. \quad (9.3)$$

D ist dabei der molekulare Diffusionskoeffizient und $\rho = m/V$ die Fluiddichte.

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 (9.3) aus und erhält

$$\left(\frac{\vec{m}}{A} \right)_{turb} = -D_{turb} \text{grad} \rho. \quad (9.4)$$

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

Durch

$$\left(\frac{\vec{m}}{A} \right)_{konv} = \vec{c} \rho \quad (9.5)$$

wird die konvektive Massenstromdichte als Produkt aus der Gemischgeschwindigkeit \vec{c} und der Dichte ρ dargestellt.

Die gesamte Massenstromdichte $\left(\frac{\vec{m}}{A} \right)_{ges}$ ergibt sich aus der Summe des turbulenten und des konvektiven Anteils nach (9.5) und wird in die Kontinuitätsgleichung für eine Gemischkomponente

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \operatorname{div} \left(\frac{\vec{m}}{A} \right)_{ges} = 0 \quad (9.6)$$

eingeführt. Mit der Konzentrationsdefinition nach (9.1) erhält man schließlich

$$\frac{\partial \Theta_k}{\partial t} - \operatorname{div} (D_{turb} \operatorname{grad} \Theta_k - \vec{c} \Theta_k) = 0. \quad (9.7)$$

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

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

$$\frac{\partial \Theta_{\vartheta}}{\partial t} - \operatorname{div} (D_{\vartheta} \operatorname{grad} \Theta_{\vartheta} - \vec{c} \Theta_{\vartheta}) = 0. \quad (9.8)$$

Im folgenden werden die Indizes k und ϑ weggelassen, da beide Gleichungen identisch sind.

9.1.3 Lösungen der Grundgleichungen

Für eine eindimensionale Strömung längs eines Stromfadens oder eines Strömungskanals mit der Koordinate x und der Geschwindigkeitskomponente \bar{u} folgt aus (9.7) und (9.8) bei konstantem Diffusionskoeffizienten D

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} - D \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} + \bar{u} \frac{\partial \Theta}{\partial x} = 0. \quad (9.9)$$

Analytische Lösungen von (9.9) für konstante D und \bar{u} [Jo57] sollen genutzt werden, um experimentell gefundene, gemittelte Konzentrationsverläufe an der Versuchsanlage ROCOM nachzurechnen, ohne Details zum Strömungsverlauf zu berücksichtigen.

Eine partikuläre Lösung der Gleichung (9.9) ist

$$\Theta(x, t) = \frac{C}{\sqrt{t}} \exp \left[-\frac{(x - \bar{u}t)^2}{4Dt} \right]. \quad (9.10)$$

Die Konstante C lässt sich so normieren, dass bei einer sprungförmigen Änderung des Randwertes bei $x=0$ von 0 auf Θ_0 zur Zeit $t=0$ (entspricht der "Langzeitdosierung" eines Tracers) nach einer entsprechenden Laufzeit die Funktion $\Theta(x, t)$ an jeder Position x den Wert Θ_0 annimmt. Unter Berücksichtigung dieser Normierung ergibt sich

$$\Theta(x, t) = \frac{\Theta_0 \bar{u} t_0}{2\sqrt{\pi D}} \cdot \frac{1}{\sqrt{t}} \exp \left[-\frac{(x - \bar{u}t)^2}{4Dt} \right]. \quad (9.11)$$

Erfolgt dagegen eine "Kurzinjektion" des Tracers, so gehen Vorder- und Rückflanke des Tracerpfropfens ineinander über, was zu einer Abnahme der maximalen Konzentration bzw. maximalen Temperatur führt. Die Funktion $\Theta(x, t)$ bleibt somit stets kleiner als der Anfangswert Θ_0 .

Betrachtet man eine beliebige bekannte Randbedingung $\Theta(0, t) = \Theta_0(t')$ anstelle einer Sprungfunktion, so stellt sich eine Lösung der Differentialgleichung (9.9) mit konstanter Fluidgeschwindigkeit und konstantem Diffusionskoeffizienten durch Superposition der Sprungfunktion-Antworten folgendermaßen dar:

$$\Theta(x, t) = \frac{\bar{u}}{2\sqrt{\pi D}} \int_0^t \frac{\Theta_0(t')}{\sqrt{t-t'}} \cdot \exp \left\{ -\frac{[x - \bar{u}(t-t')]^2}{4D(t-t')} \right\} dt', \quad (9.12)$$

mit $\Theta_0(t')$ entsprechend Abb. 9.1.

Das Integral in (9.12) lässt sich auch näherungsweise numerisch auswerten:

$$\Theta(x, t) = \frac{\bar{u}}{2\sqrt{\pi D}} \sum_{j=1}^n \frac{\Delta\Theta_{oj}}{\sqrt{t - (j - \frac{1}{2})\Delta t}} \cdot \exp\left\{-\frac{\left[x - \bar{u}\left(t - (j - \frac{1}{2})\Delta t\right)\right]^2}{4D\left[t - (j - \frac{1}{2})\Delta t\right]}\right\}, \quad (9.13)$$

mit $\Delta\Theta_{oj} = \Theta(t_j) \cdot \Delta t$ nach Abb. 9.1.

Die Diskretisierung an den Knoten $\left(j - \frac{1}{2}\right)\Delta t$ auf der Zeitachse entspricht der Anwendung der Trapezregel für die numerische Integration.

9.2 Ergebnisse analytischer Berechnungen

In Anwendung auf das Vermischungsmo­dell ROCOM (Abb. 8.1) wurden unter Anwendung der Gl. (9.13) die mittleren Konzentrationsverteilungen an den Stellen $x=s_L=1,3$ m (Eintrittssensor, unmittelbar vor einem Eintrittsstutzen in Abb. 8.1), $x=s_D=2.8$ m (unterer Ringspaltsensor, Pos. 2) und $x=s_C=3.4$ m (Kerneintrittssensor, Pos. 3 in Abb. 8.1) berechnet. Die Entfernungen gelten ab Mischer, d.h. ab der Eingangsposition $x=0$.

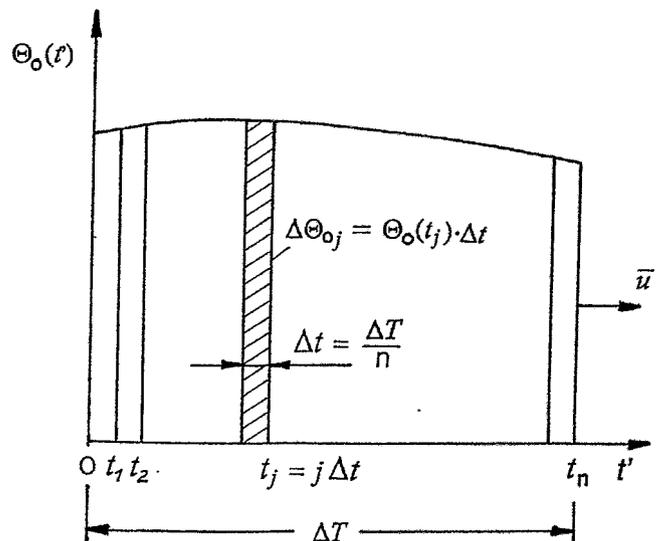


Abb. 9.1 Zeitabhängige Eingangsverteilung

Für die drei Teilstücke des Strömungsweges wurden konstante mittlere Werte für die Fluidgeschwindigkeit und den Diffusionskoeffizienten angesetzt. Die Lösung am Austritt eines Teilstückes bildet dann die Anfangsbedingung für die Berechnung des nächsten Teilstückes. Die Ergebnisse zeigten aber, dass es hier zur Vereinfachung des Auswerteverfahrens genügt, nur die entsprechenden konstanten Mittelwerte und Strömungswege jeweils von der Mischposition aus bis zur interessierenden Modellposition in Rechnung zu setzen. Die Ergebnisse beider Rechenverfahren waren praktisch gleichwertig.

Aus den Modelldaten lassen sich folgende mittlere Strömungsgeschwindigkeiten berechnen, z.B. für den Schleifen-Volumenstrom $\dot{V}_L = 50 \frac{m^3}{h}$:

$$\bar{u}_L = 0.8 \frac{m}{s}, \bar{u}_D = 0.5 \frac{m}{s}, \bar{u}_C = 0.45 \frac{m}{s}$$

mit den Indizes L für Loop, D für Ringspalt und C für Kerneintritt.

Für alle anderen Durchsätze gilt $\bar{u} \sim \dot{V}_L$. Ebenso gilt mit guter Näherung für die turbulenten Diffusionskoeffizienten $D \sim \dot{V}_L$.

Der Rechnung werden 2 Anpassungen durch Variation des Diffusionskoeffizienten an die Meßergebnisse zugrunde gelegt:

1. Der turbulente Diffusionskoeffizient in der Schleife 1 auf dem Teilstück vom Mischer bis zum Eintrittssensor beträgt für $\dot{V}_L = 50 \frac{m^3}{h}$ im Mittel $0.01 \text{ m}^2/\text{s}$.
2. Die entsprechenden mittleren turbulenten Diffusionskoeffizienten bis zum unteren Ringspaltsensor bzw. bis zum Kerneintrittssensor sind wegen den dortigen höheren Widerstandskoeffizienten aufgrund der Umlenkungen und Querschnittsveränderungen, die zu Strömungsablösungen führen, etwa 3 mal größer als der unter 1. genannte Diffusionskoeffizient.

Damit stehen alle Daten für die untersuchten Vermischungsmessungen fest, wobei der Fluiddurchsatz in den Schleifen von 50 bis 300 m^3/h variiert wurde. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in den Abbildungen 9.2 bis 9.6 dargestellt. Dazu werden auch Vergleiche mit Resultaten aus CFX-4 Rechnungen für die Kerneintrittsposition hinzugezogen. In den CFX-4 Rechnungen wurde die mittlere Konzentrationsverteilung am Eintrittsstuzensensor der Messung als Eintrittsrandbedingung benutzt.

Trotz der relativ komplexen Geometrie und Strömungsfelder des Strömungsweges von der Einspeisung zum Kerneintritt, die sich auf den ersten Blick kaum eindimensional beschreiben lassen, liefert die 1D-analytische Beschreibung gute Ergebnisse für mittlere Konzentrationen. Die etwas größere Abweichung von ca. 15% in der Amplitude zwischen analytischer Rechnung und Messung für den Versuch mit 300 m^3/h Schleifendurchsatz (Abb. 9.6) ist aufgrund des hier sehr hohen Fluidstromes im Vergleich zu den 50 m^3/h , für den die Anpassung der Rechenparameter erfolgte, verständlich.

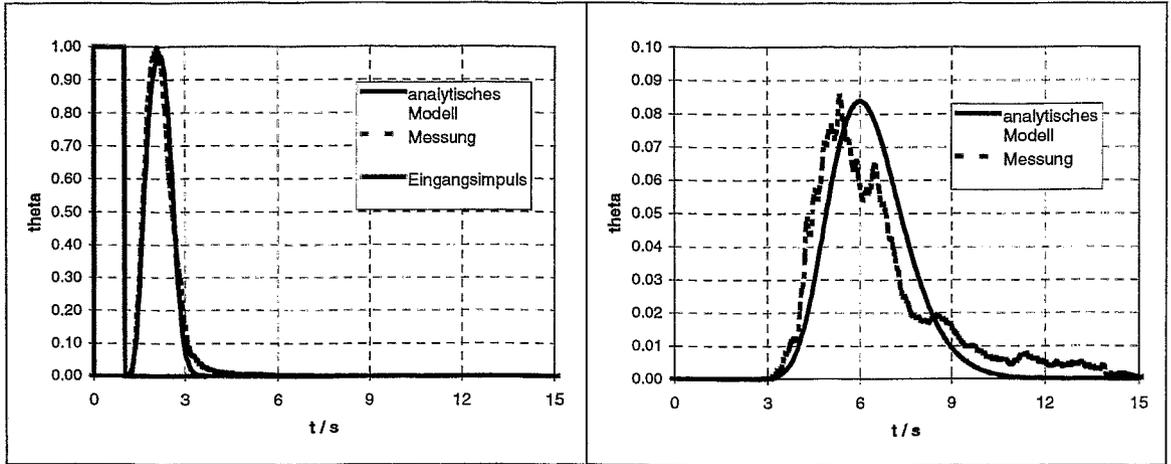
Dies spricht für eine näherungsweise Separierbarkeit der turbulenten Dispersion längs und quer zum Strömungsweg. Die örtlichen Konzentrationsverteilungen entziehen sich allerdings einer analytischen Behandlung.

Da die Eindosierungen nur an einer Schleife vorgenommen wurden, während der Fluidmassenstrom in allen vier Schleifen gleich war, vermindern sich für die betrachteten Positionen innerhalb des Modells (Ringspalt und Kern) die berechneten Konzentrationen $\Theta(s,t)$ jeweils auf ein Viertel.

9.3 Abschätzung der maximalen Konzentrationen

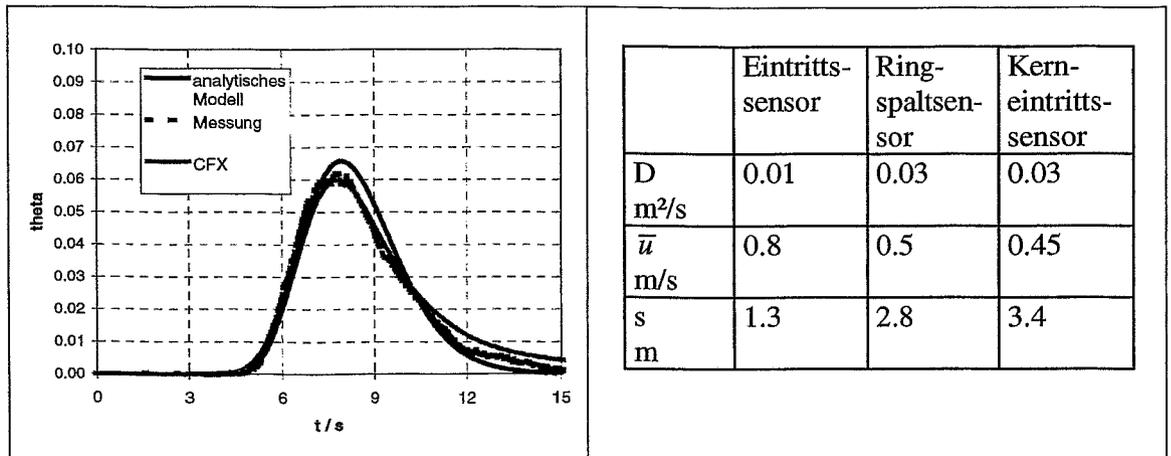
Auf der Grundlage des beschriebenen Rechenverfahrens für mittlere Konzentrationen lassen sich mit Hilfe der Gleichungen (9.12) bzw. (9.13) deren zeitabhängige Maximalwerte am Kerneintritt in Abhängigkeit von der dimensionslosen Pfropfenlänge L/s (s ist hier der Strömungsweg vom Mischer zum Kerneintritt) berechnen. Unter Berücksichtigung von $D \sim \bar{u}$, erhält man die in Abb. 9.7 eingezeichnete untere Kurve, die für große Pfropfenlängen dem Sättigungswert 0.25 wegen des Vierschleifenbetriebes zustrebt. Diese Abhängigkeit wird durch die eingezeichneten Messwerte im wesentlichen bestätigt. Die Untersuchungen zeigten weiter, dass die Maximalwerte der gemessenen, nicht gemittelten Konzentrationsverteilungen am Kerneintritt bei relativ großen Pfropfenlängen bzw. Eindosierzeiten gegen 1 tendieren. Für kürzere Pfropfen werden dagegen die Maximalwerte kleiner 1. Dies spiegelt die obere Kurve in Abb. 9.7 wieder, welche aus der unteren mit dem Vierschleifenfaktor 4 folgte und daher mit $\Theta(s_c,t)$ nach (9.12) bzw. (9.13) identisch ist. Auch hier passen sich die Messwerte recht gut der theoretischen Beziehung an, wobei aber eine größere Streuung als bei den maximalen Mittelwerten der Konzentrationen zu beobachten ist. Damit liefert das ursprünglich nur für mittlere Konzentrationen konzipierte Rechenverfahren auch Schätzungen für die zu erwartenden örtlichen Konzentrationsmaximalwerte am Kerneintritt.

Diese Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass sowohl die Messtechnik für die Vermischungsuntersuchungen am Modell als auch die angegebenen Simulations- bzw. Rechenverfahren recht zuverlässig sind und möglicherweise auch auf andere Modelle oder Originalkomponenten übertragen werden können.



Position Eintrittssensor Schleife 1

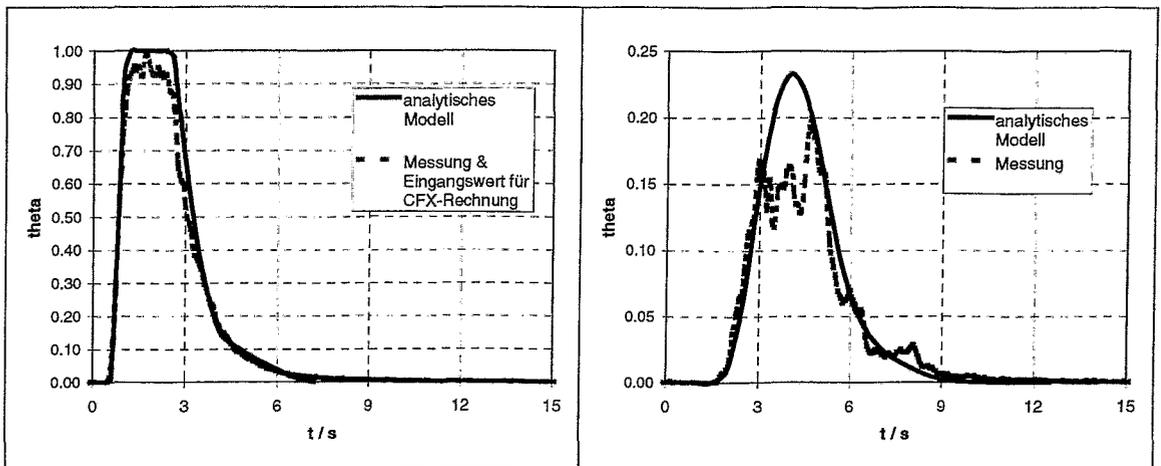
Position unterer Ringspaltsensor



Position Kerneintrittssensor

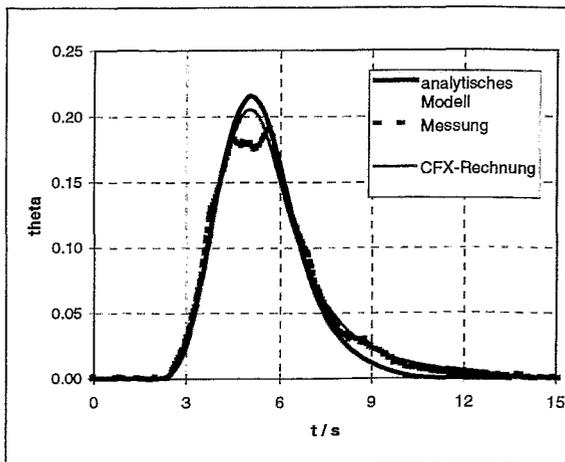
Berechnungsparameter

Abb. 9.2 Mittlere Konzentrationen, 50 m³/h je Schleife



Position Eintrittsensor Schleife 1

Position unterer Ringspaltensor

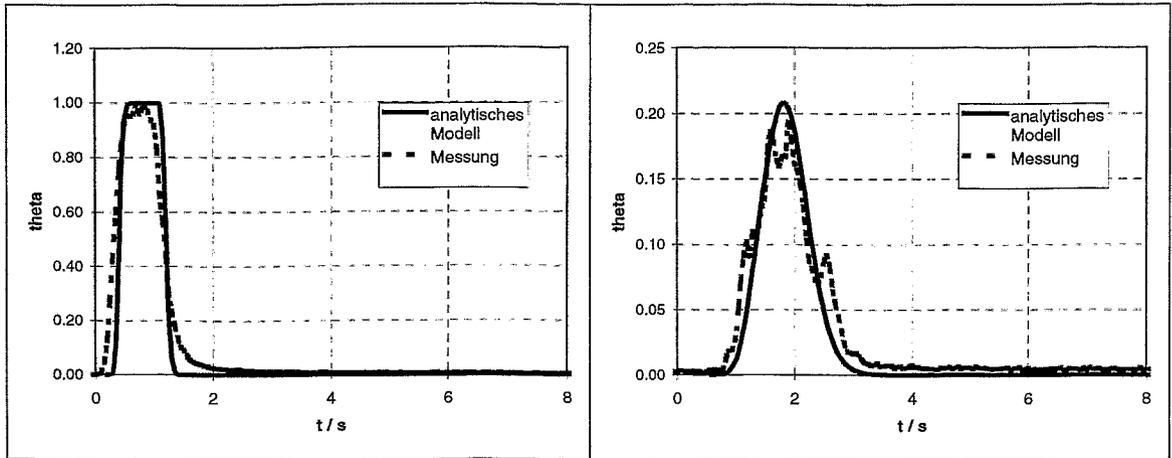


| | Eintritts- sensor | Ring- spaltens- sensor | Kern- eintritts- sensor |
|------------------------|----------------------|------------------------------|-------------------------------|
| D m ² /s | 0.02 | 0.06 | 0.06 |
| \bar{u} m/s | 1.6 | 1.0 | 0.9 |
| s m | 1.3 | 2.8 | 3.4 |

Position Kerneintrittsensor

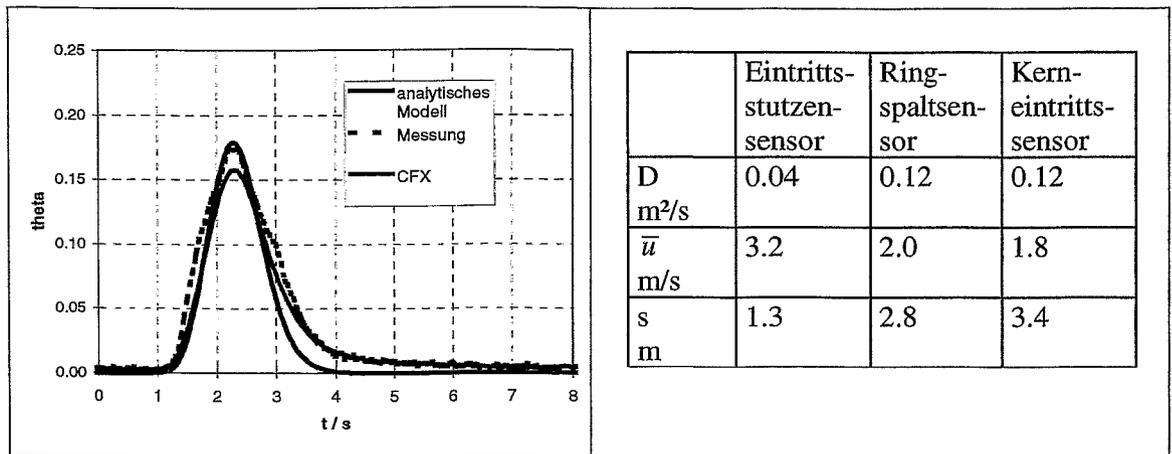
Berechnungsparameter

Abb. 9.3 Mittlere Konzentrationen, 100 m³/h je Schleife



Position Eintrittssensor Schleife 1

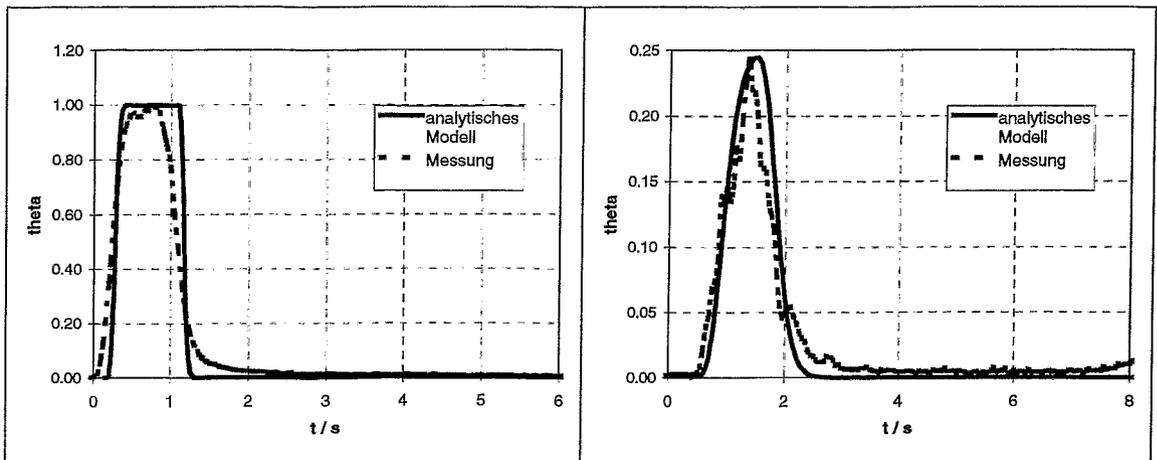
Position unterer Ringspaltsensor



Position Kerneintrittssensor

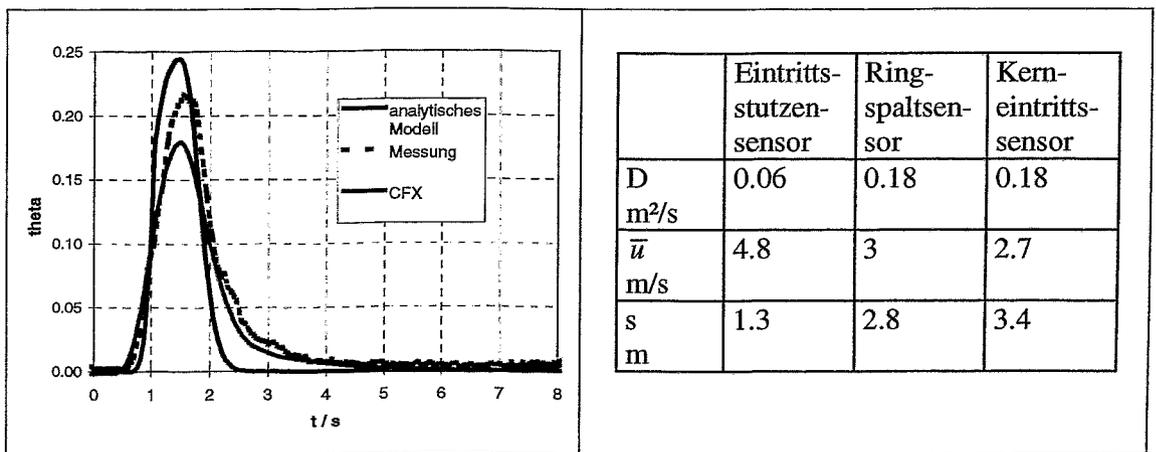
Berechnungsparameter

Abb. 9.4 Mittlere Konzentrationen, 200 m³/h je Schleife



Position Eintrittssensor Schleife 1

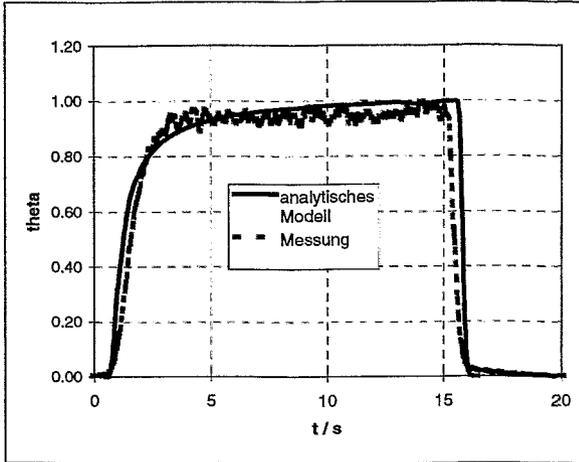
Position unterer Ringspaltsensor



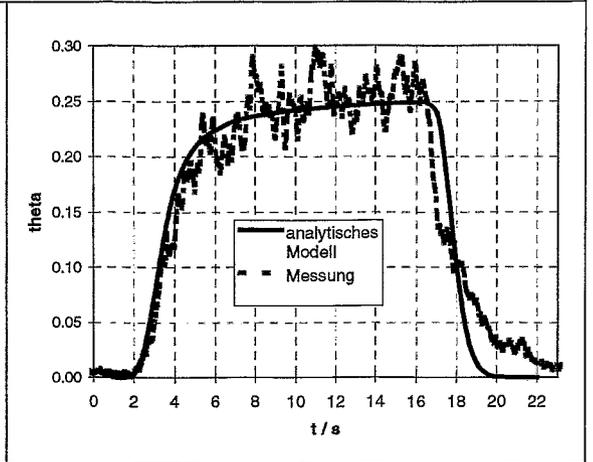
Position Kerneintrittssensor

Berechnungsparameter

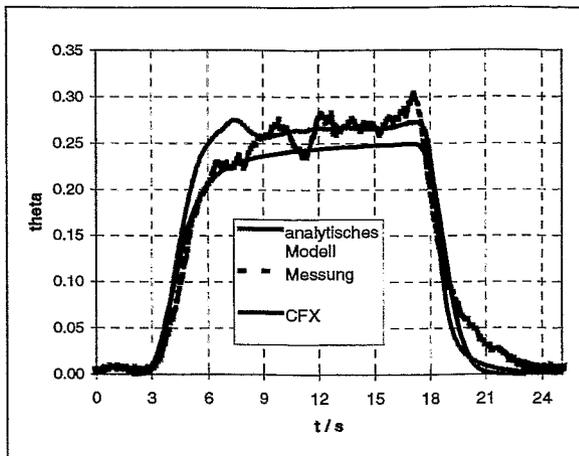
Abb. 9.5 Mittlere Konzentrationen, 300 m³/h je Schleife



Position Eintrittssensor Schleife 1



Position unterer Ringspaltsensor



Position Kerneintrittssensor

| | Eintritts- stutzen- sensor | Ring- spaltsen- sor | Kern- eintritts- sensor |
|------------------------|----------------------------------|---------------------------|-------------------------------|
| D m ² /s | 0.02 | 0.06 | 0.06 |
| \bar{u} m/s | 1.6 | 1.0 | 0.9 |
| s m | 1.3 | 2.8 | 3.4 |

Berechnungsparameter

Abb. 9.6 Mittlere Konzentrationen, 100 m³/h je Schleife, Langdosierung

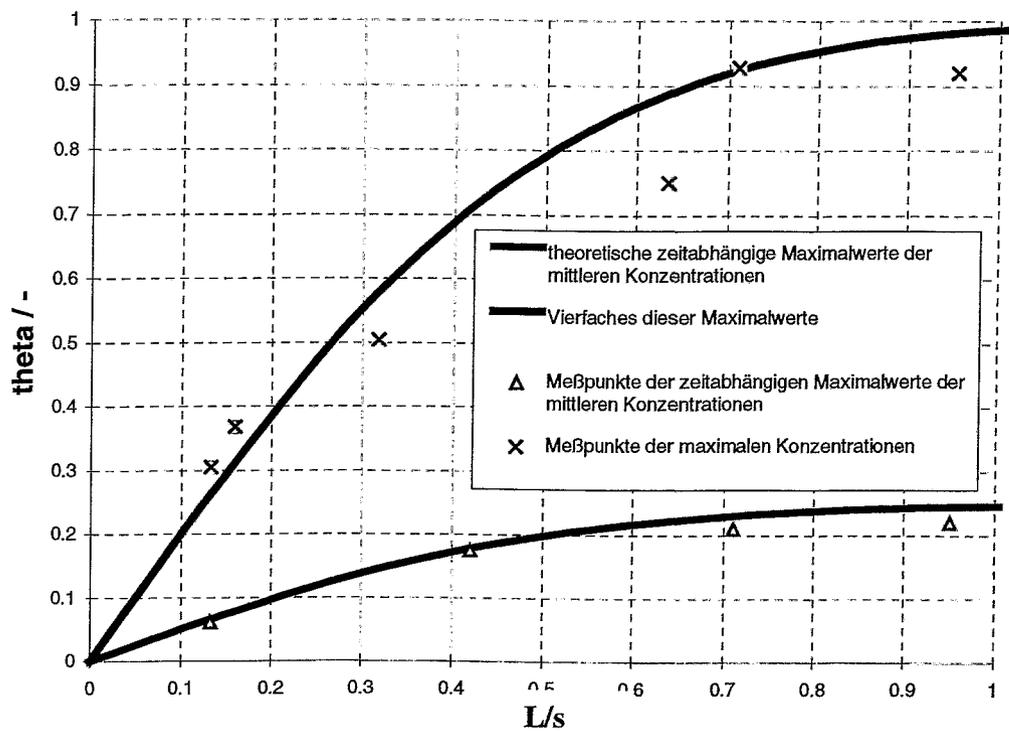


Abb. 9.7 Dimensionslose Konzentrationen am Kerneintritt in Abhängigkeit von der dimensionslosen Pfropfenlänge

10 Analysen zur Kühlmittelvermischung im WWER-440

Im folgenden werden CFD-Analysen zur Kühlmittelvermischung in Reaktoren des russischen Typs WWER-440 vorgestellt. Die Untersuchungen zum WWER-440 sind von Interesse, weil in diesem Reaktortyp aufgrund von geometrischen Besonderheiten im Vergleich zum DWR

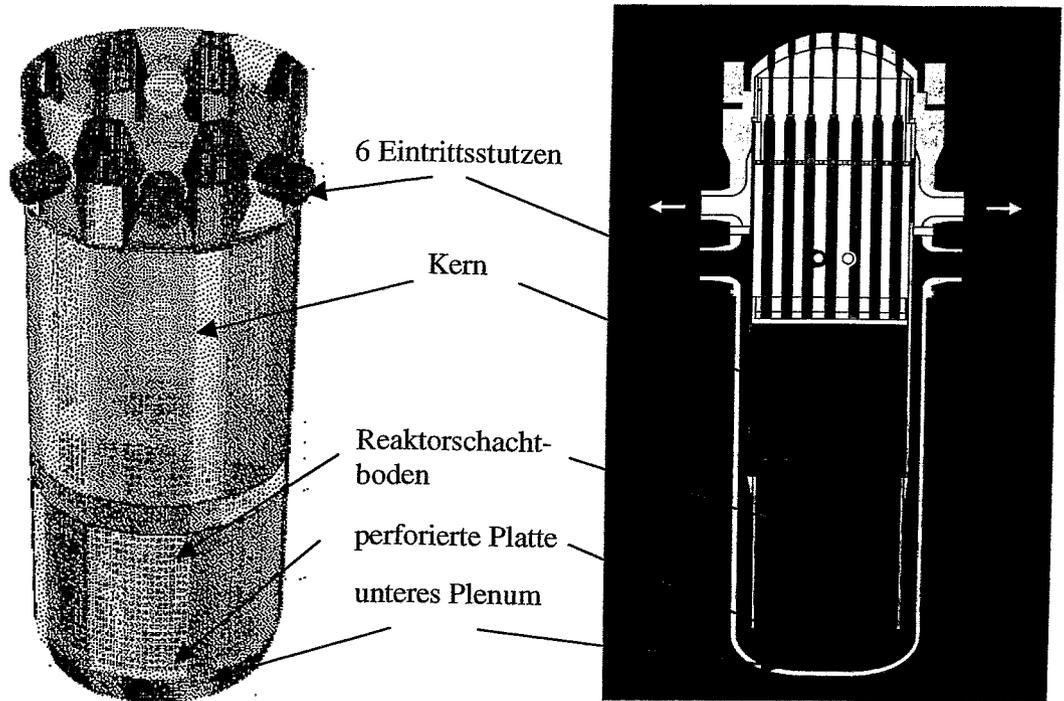


Abb. 10.1 Numerisches Modell des WWER-440 im Vergleich zum Original

Konvoi ein qualitativ unterschiedliches Strömungsfeld vorliegt. Ein Überblick über den Reaktor des WWER-440 wurde in Kapitel 2.1 gegeben.

Die Einbeziehung von Messungen am skalierten Strömungsmodell des WWER-440 der TH Zittau (Kapitel 3.1) sowie des analytischen Vermischungsmodells von Dräger (Kapitel 3.3) ermöglicht eine zusätzliche Validierung der CFD-Rechnungen. Somit können Geschwindigkeitsfelder und Konzentrationsverteilungen auch für diesen Reaktortyp berechnet und mit vorhandenen Messungen verglichen werden.

10.1 Modellannahmen, Geometriaufbereitung und Gittergenerierung

Es wurden Modellannahmen analog zur Strömungsberechnung für Konvoi-Reaktoren getroffen. Für das Kühlmittel wird ein inkompressibles, einphasiges Fluid angenommen. Die Turbulenzmodellierung der Strömung erfolgte unter Zuhilfenahme des k, ϵ -Turbulenzmodelles

(Untersuchungen zur Auswahl der Turbulenzmodelle wurden in Kapitel 6 durchgeführt). Die Eintrittsrandbedingungen (Geschwindigkeit, Temperatur, Borkonzentration) werden an den Eintrittsstutzen definiert. Die Beschreibung der Temperaturfelder erfolgt durch die Anwendung von Skalaren. Das Berechnungsgitter ist in 159800 Zellen aufgeteilt.

In Abb. 10.1 ist das numerische Gittermodell des WWER-440 dargestellt. Modelliert wurden die Stutzenzone mit sechs Eintrittsstutzen, der Ringspalt mit einer Querschnittsverengung im unteren Bereich, das untere Plenum mit der perforierten Platte und der Reaktorschachtboden, direkt unterhalb der Spaltzone. Auf eine Modellierung der Spaltzone und des oberen Plenums mit den zugeordneten sechs Austrittsstutzen, welche oberhalb der Eintrittsstutzen versetzt in einer Ebene angebracht sind, wurde verzichtet. Im Stutzenbereich und unteren Plenum wird eine Verfeinerung des Netzgitters vorgenommen, die der komplizierten Strömung in diesen Bereichen geschuldet ist.

10.2 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 wichtige Rolle für die Eindämmung des Einschlagwirbels nach der Strömungsumlenkung und somit auch für die Vermischung des Kühlmittels [Dr87].

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 Reibungsbeiwert ζ wurde aus Messergebnissen des Vermischungsmodells vom WWER-440 [Dr87] gewonnen und in den Geschwindigkeitsfaktor für die Körperkraft R_f (Gl. 5.5) umgerechnet. Hierbei war es wichtig, diesen Strömungswiderstand nur vertikal in der als poröses Medium modellierten Platte anzusetzen. Normalerweise ist die Porosität im CFX-4 Code als isotrop definiert. Es existiert aber in den perforierten Platten nur eine Strömungsrichtung, nämlich senkrecht zu den Löchern der Platte. Deshalb müsste vom mathematischen Standpunkt aus der Widerstand in den transversalen Richtungen unendlich gesetzt werden, numerisch ist aber nur ein sehr hoher Widerstand programmierbar. Aufgrund der Vernachlässigung von Querströmungen im Bereich den Perforierungen wird daher in diesen horizontalen Ebenen der Platte der Strömungswiderstand sehr hoch angesetzt.

10.3 Stationäre Strömung im WWER-440/W-230

10.3.1 Das Strömungsfeld im stationären Fall

In Abb. 10.2 ist das Strömungsfeld im Ringspalt des WWER-440 / W-230 bei nominellen Strömungsbedingungen als Ergebnis einer stationären CFX-4 Rechnung dargestellt. Die Strömungsbedingungen sind aus Tabelle 10.1 ersichtlich.

Im Ringspalt des Druckwasserreaktors WWER-440 liegt im Vergleich zum Konvoi-Typ eine relativ gleichmäßige 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.

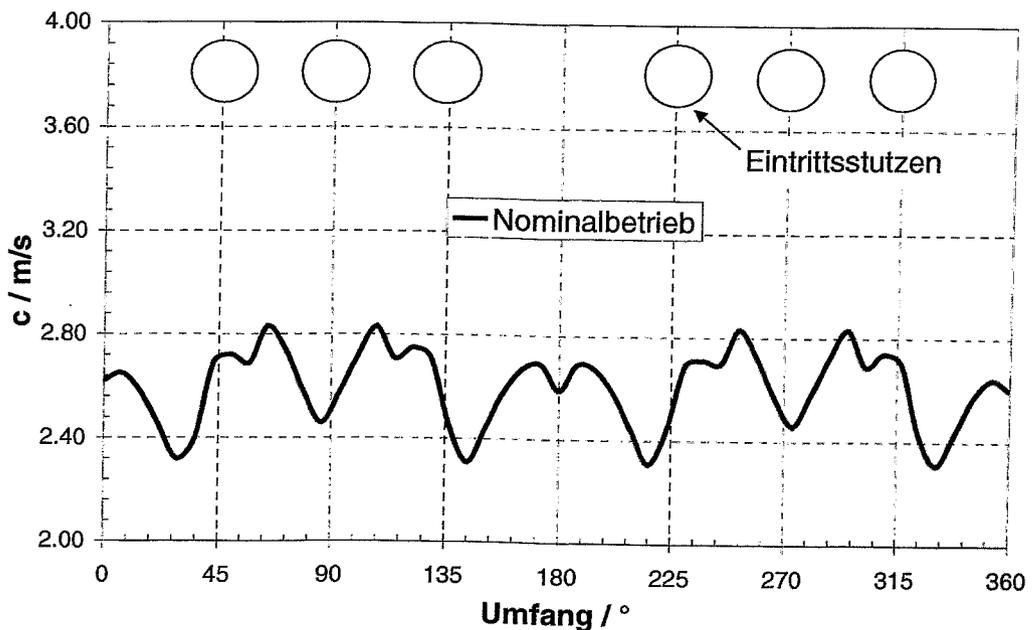


Abb. 10.2 Geschwindigkeitsverlauf am Ende des Ringspaltes im WWER-440

Insgesamt ist das Strömungsfeld im WWER-440 aufgrund der größeren Anzahl der Schleifen relativ homogen. Es existieren keine Rezirkulationsgebiete unterhalb der Stutzen, 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 in Abb. 10.2 im Ringspaltbereich eine Geschwindigkeitserhöhung zwischen den Eintrittsstutzen.

Im Stutzenbereich formiert sich ein Staupunkt an der Kernbehälterwand, wo das Kühlmittel aus dem Stutzen in den Ringspalt eintritt, und es herrschen relativ hohe Geschwindigkeitsgradienten unterhalb des Stutzens im Ringspalteinlauf.

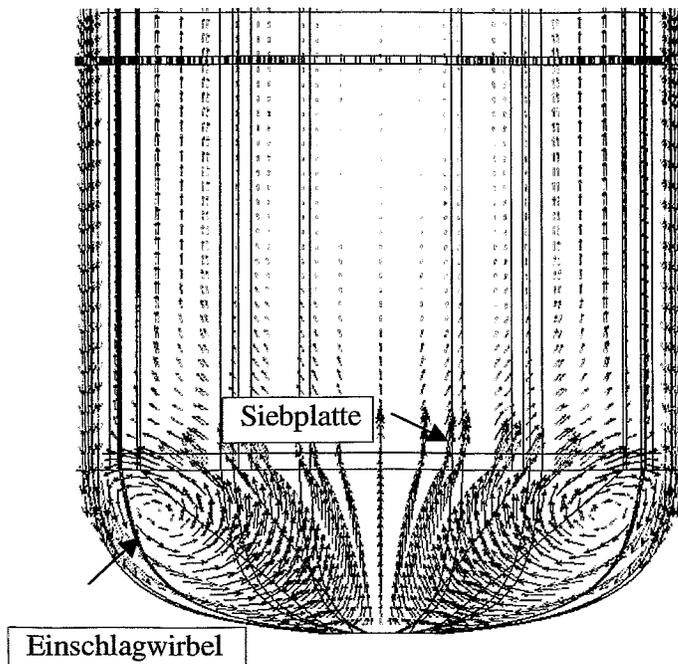


Abb. 10.3 Schnittdarstellung des Strömungsgebiets im unteren Plenum des WWER-440

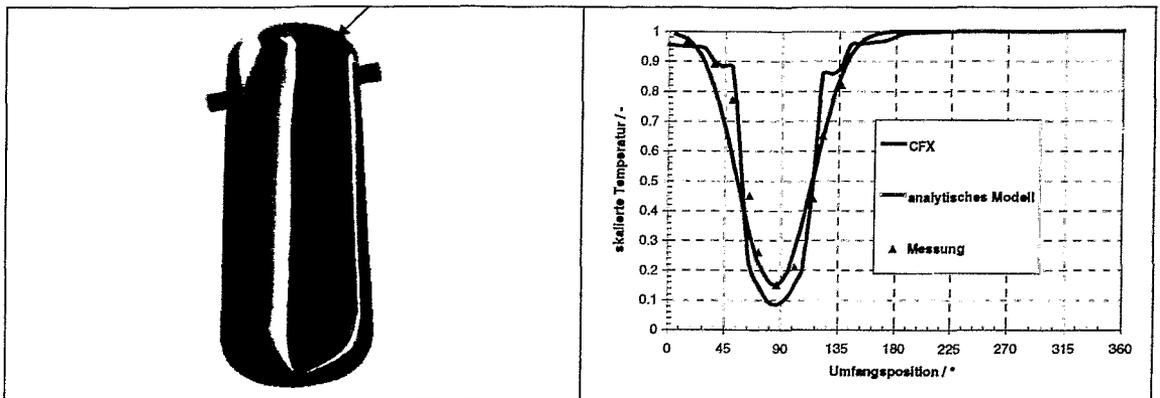
Besonders gut ist im unteren Plenum der Einschlagwirbel (Abb. 10.3) erkennbar, dessen Größe entscheidend von der Siebplatte bestimmt wird. Dadurch kommt es zum Verschieben des Maximums der Geschwindigkeit von der Mitte zum Innenrand der Schachtbodenwand unterhalb der Spaltzone, wie Rechnungen ohne Siebplatte zeigen. 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.

10.3.2 Vermischungsphänomene im stationären Fall

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. 10.4a 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 Ringspalt des WWER-440 gut sichtbar.

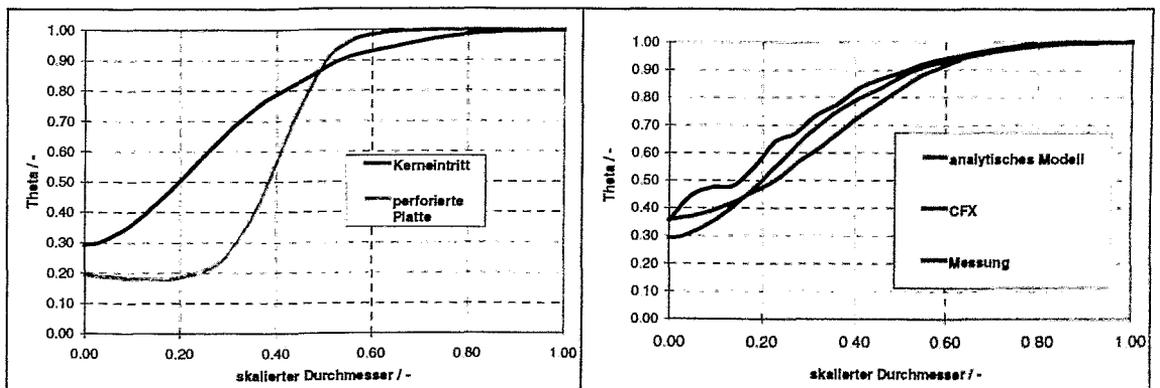
Ein Vergleich der Temperaturverteilungen im Ringspalt, abgetragen über die azimutale Position in Abb. 10.4b zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen CFX-4 Rechnung, Messung am luftbetriebenen Modell und dem analytischen Modell nach Dräger [Dr87] zur Kühlmittelvermischung. Es ist eine deutliche Sektorbildung, also eine unvollständige Vermischung festzu-

stellen. Dieser Sektor setzt sich bis zum Spaltzoneneintritt 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 der Spaltzone liegt. Abb. 10.4c 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 noch deutlich schlechtere Vermischung als die Temperaturverteilungen am Eintritt in die Spaltzone.



a) Temperaturverteilung in der 3D Darstellung (blau=kalte Strähne), CFX

b) Temperaturverteilung am Ringspaltende



c) Temperaturverteilung auf einer Traverse am Spaltzoneneintritt und der perforierten Platte (CFX)

d) Temperaturverteilung auf einer Traverse am Spaltzoneneintritt

Abb. 10.4 Vergleich von Messung, CFX und analytischem Modell für den stationären Fall

In Abb. 10.4d ist der Vergleich zwischen CFX-4 Rechnung, Messung am luftbetriebenen Modell und dem analytischen Modell im Bereich des Spaltzoneneintritts aufgetragen. Die Temperaturverläufe liegen eng beieinander. Die Rechnung ermittelt jedoch eine geringere Vermischung als die vergleichbaren Messergebnisse und analytischen Resultate.

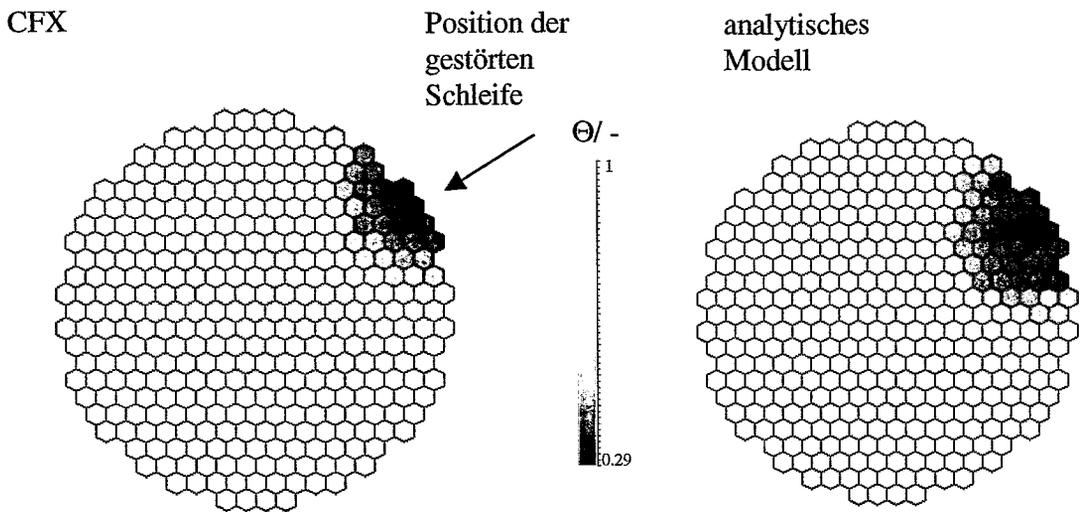


Abb. 10.5 Temperaturverteilung am Spaltzoneneintritt (CFX-4, analytisches Modell)

In Abb. 10.5 sind die skalierten Temperaturverteilungen aus CFX-4 Rechnung und dem analytischen Modell von Dräger am Spaltzoneneintritt gegenübergestellt. Beide Rechnungen ergeben eine ähnliche Sektorbildung. Ähnlich wie bei den Untersuchungen zum Reaktortyp Konvoi kann auch bei der Analyse zur Kühlmittelvermischung im WWER-440 im Bereich hochturbulenter Strömungen eine gute Übereinstimmung von Experiment und CFX-4 Rechnung festgestellt werden.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Die Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren ist für zwei Klassen von Störfällen relevant: Borverdünnungsstörfälle und Kaltwassertransienten. Bei Borverdünnungsstörfällen ist vor allem die Durchmischung eines schwach oder nicht borierten Pfropfens, der sich in einer der Schleifen des Reaktors befindet, während des Anlaufens der Kühlmittelzirkulation von Bedeutung (transiente Vermischung). Bei Kaltwassertransienten besitzt im allgemeinen eine der Schleifen eine niedrigere Temperatur, während in allen Schleifen eine Kühlmittelzirkulation (laufende Pumpen oder Naturumlauf) vorliegt (quasistationäre Vermischung). Für betriebsnahe Bedingungen ist auch die Vermischung bei teilweise abgeschalteten Pumpen relevant.

Ausgehend von den Vermischungsphänomenen, die für diese Szenarien bedeutungsvoll sind und auf der Basis einer Sichtung bekannter experimenteller Untersuchungen wurde die Versuchsanlage ROCOM (**R**ossendorf **C**oolant **M**ixing **F**acility) konzipiert. Diese stellt das 1:5 skalierte Primärkreislaufsystem des DWR vom Typ Konvoi dar. Die Untersuchung der Vermischung erfolgt mit Hilfe eines Tracers (verdünnte Salzlösung) und der Messung der Leitfähigkeit des Fluids durch die im Forschungszentrum Rossendorf entwickelten Gittersensoren. Weitere neue Elemente gegenüber den bisherigen Versuchsanlagen sind vor allem die Regelbarkeit des Massenstroms in allen vier Schleifen mittels frequenzgesteuerter Pumpen und eine zeitlich und räumlich hochauflösende Messtechnik für die Leitfähigkeiten.

Zur Konzipierung des ROCOM-Versuchsstandes wurde die Kühlmittelvermischung im Originalreaktor und im geplanten skalierten Modell mit Hilfe des dreidimensionalen Strömungsrechnungsprogrammes CFX-4 simuliert, um Skalierungseffekte zu untersuchen. Vergleichende Rechnungen für die Versuchsanlage und die Geometrie des Originalreaktors belegen, dass eine Skalierung im Maßstab 1:5 die Übertragbarkeit der Ergebnisse gewährleistet. Die Vernachlässigung von temperaturbedingten Dichteunterschieden bei der Untersuchung der Vermischung mit Hilfe eines Tracers ist gerechtfertigt, solange eine deutlich impulsdominierte Vermischung vorliegt (Fluidgeschwindigkeiten im hochturbulenten Bereich).

Schwerpunkt der Arbeit ist die numerischen Simulation der Kühlmittelvermischung bei unterschiedlichen Reaktoranlagen mit dem CFD-Code CFX-4 und der Validierung des Rechenprogrammes anhand von Geschwindigkeits- und Konzentrationsmessungen in Experimenten. Dabei wurden sowohl stationäre Schleifendurchsätze bei Nominalbetrieb und Teilschleifenbetrieb bzw. transiente Strömungsbedingungen der Reaktortypen DWR Konvoi und WWER-440 untersucht.

Interne perforierte Einbauten im Strömungsgebiet des RDB wurden in der Näherung eines porösen Körpers simuliert, wobei das CFD-Modell mittels neuer Ansätze modifiziert wurde.

Mit Hilfe von Sensitivitätsanalysen hinsichtlich der numerischen Diskretisierungsschemata und der in den CFD-Code eingebauten physikalischen Modelle konnte die räumliche Vernetzung und Zeitschrittwahl optimiert und das für die zu untersuchenden Strömungszustände passendes k, ϵ -Turbulenzmodell ausgewählt werden.

An der Vermischungsanlage ROCOM wurden umfangreiche Geschwindigkeitsmessungen im Ringspalt des RDB für verschiedene Schleifendurchsätze und bei Teilschleifenbetrieb durchgeführt. Bei Vierschleifenbetrieb wurde eine Unabhängigkeit der Geschwindigkeitsprofile von der Reynoldszahl oberhalb von etwa $150 \text{ m}^3/\text{h}$ pro Schleife im Modell nachgewiesen. Unterhalb der Eintrittsstutzen und Austrittsstutzen existieren Rezirkulationsgebiete. Zwischen den Eintritts- und Austrittsstutzen liegen Gebiete hoher Geschwindigkeitsgradienten. Besonders aufschlussreich waren die Messungen transienter Geschwindigkeitsfelder mit Hochleistungs-LDA-Technik. Damit konnte die Phänomenologie der beschleunigten Strömung aufgeklärt werden, wobei das zunächst ruhende Fluid als Ganzes beschleunigt wird, sich später aber große Wirbel im Ringraum herausbilden.

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 unteren 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 örtliche Tracerkonzentration bis zu 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 auf, so dass die Störung zuerst den Sektor des Reaktorkerns erfasst, der der Schleife gegenüberliegt, über die der Tracer eingespeist wurde. Die numerischen Berechnungen stehen in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Lokale Schwankungen, die durch großräumige Wirbel im Geschwindigkeitsfeld bedingt sind, werden in den Rechnungen nur gedämpft wiedergegeben. In Ergänzung früherer analytischer Arbeiten aus der Literatur wurde die mittlere Vermischung im DWR mit Hilfe einer Lösung der eindimensionalen konvektiv-diffusiven Transportgleichung längs des Strömungsweges abgebildet. Es stellte sich heraus, dass der zeitliche Verlauf

der mittleren sowie auch der maximalen Konzentration am Kerneintritt trotz des komplexen, dreidimensionalen Strömungsfeldes relativ gut wiedergegeben werden kann. Dies deutet auf eine weitestgehend vollständige Separierbarkeit der turbulenten Dispersion längs und quer zum Strömungsweg hin. Lokale Verteilungen entziehen sich jedoch im Gegensatz zu WWER-440-Reaktoren einer analytischen Behandlung, da für den DWR Konvoi aufgrund von Rezirkulationsgebieten im Ringraum nicht vom potentialtheoretischen Ansatz ausgegangen werden kann.

Weiterhin wurden CFX-4 Rechnungen für den russischen Reaktortyp WWER-440 durchgeführt. Die Untersuchungen zum WWER-440 sind von Interesse, weil in diesem Reaktortyp aufgrund von geometrischen Besonderheiten im Vergleich zum DWR Konvoi ein qualitativ unterschiedliches Strömungsfeld vorliegt. 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.

Es konnte gezeigt werden, dass das numerische Strömungsberechnungsprogramm CFX-4 für eine bestimmte Klasse von Störfällen gute Ergebnisse liefert. Für hochturbulente Strömungen lässt sich CFX-4 anhand von Experimenten validieren und steht somit für weitere Untersuchungen in der Reaktorsicherheitsforschung zur Verfügung. Damit erscheint eine Anwendbarkeit der beschriebenen numerischen und experimentellen Verfahren zur Untersuchung von Vermischungen auch in anderen Kernreaktoren oder konventionellen Anlagen mit vergleichbaren Strömungsverhältnissen gegeben.

Die vorliegende gute Übereinstimmung der experimentellen Vermischungsergebnisse und der gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen im Reaktormodell im Vergleich mit den numerischen Simulationsresultaten bildet die Basis für die Anwendbarkeit von CFD als Modul innerhalb gekoppelter neutronenkinetisch-thermohydraulischer Systemcodes (z.B. DYN3D-ATHLET), wodurch eine realistische Berücksichtigung der Vermischung bei den Störfallanalysen ermöglicht wird.

Literatur

- [Ac87] Ackermann, G., Dräger, P., Makroskopische Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, *Kernenergie* 30, 454-458, 1987
- [Al92] 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
- [Al95] 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
- [Al98] 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

- [Bez2000] Bezrukov, Yu.A., Logvinov, S.A., The mixing of coolant with different boron concentration at the VVER-1000 core inlet during RCP start-up, Proceedings Jahrestagung Kerntechnik, 115, Bonn, 23.-25. May 2000
- [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
- [El93] Elter, J., Thermal mixing phenomena in a six loop type reactor vessel, IAEA TCM, Villigen, Switzerland, 1993
- [Fi95] FiberFlow Laser, User Manual, Dantec Measurement Technology, Skovlunde, Danmark, 9040U2001, 1995
- [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
- [Gru00] G. Grunwald, T. Höhne, H.-M. Prasser, U. Rohde, Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren-Teil 1: Möglichkeiten geschlossener analytischer Lösungen und Simulation der Vermischung mit CFX-4, Abschlußbericht Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben-Nr. 150 1066, FZR-335, November 2000
- [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, Vantaa, Finland, 21-23 Oct. 1998
- [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, 1997
- [Hö98] Höhne, T., Grunwald, G., Rohde, U., Coolant Mixing in Pressurized Water Reactors, FZR-Bericht, FZR-237, 1998
- [Hö01] Höhne, T., Gavrilas, M., OECD/CSNI ISP NR. 43 Rapid Boron Dilution Transient Tests For Code Verification Post Test Calculation With CFX-4, wissenschaftlich-technischer Bericht, FZR-325, 2001
- [Hy93] Hyvärinen, The inherent boron dilution mechanism in pressurized water reactors, Nuclear Engineering and Design 145 pp. 227-240, 1993
- [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
- [KI99] 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 Fransisco, California, Oct. 3-8, 1999
- [LDA] LDA Polytec[®] LDE-300, User Manual
- [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

- [No86] H. P. Nourbakhsh, T. G. Theofanus, A Criterion for Predicting Thermal Stratification Due to High-Pressure Injection in a Circulating Reactor Loop, Nucl. Science and Engineering, 94, 77-79, 1986
- [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, 107, 1998
- [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 programs and remaining issues, CSNI Specialist Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients, State College, PA, U.S.A., 18th-20th October 1995
- [Schö90] Schönung, B., Numerische Strömungsmechanik, Springer-Verlag, 1990
- [Se94] Seltsam, M., Theoretische und experimentelle Untersuchung der Strömung Darmstadt, TU, 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
- [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
- [Wa97] Wang, Z., Hsu, Y. Y., Almenas, K., di Marzo, M., Pertmer, G., Test Data Report, UMCP 2x4 Loop, The BCM Test Series (Boiling-Condensing Mode)
- [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

Anhang

| | |
|--------------------------------------------------------|-------------|
| I. Methoden der numerischen Fluiddynamik..... | III |
| I.I Diskretisierung der Differentialgleichungen | III |
| I.I.I Diskretisierung konvektiver Flüsse | IV |
| I.II Diskretisierungsverfahren für Raumvariablen | V |
| I.II.I Upwind-Differenzen-Verfahren | V |
| I.II.II Das Zentraldifferenzen-Verfahren..... | VI |
| I.II.III Das HYBRID-Verfahren (HDS) | VI |
| I.II.IV Das QUICK-Verfahren..... | VII |
| I.III Zeitdiskretisierung..... | VIII |
| I.IV Turbulenzmodelle..... | IX |
| I.IV.I Das k, ε - Modell | X |
| I.IV.II Das RNG- k, ε - Modell..... | XI |
| I.IV.III Das Reynoldsspannungs-Modell..... | XII |
| | |
| II Der CFD-Code CFX-4..... | XIII |
| II.I Pre-processing Modul..... | XIII |
| II.II Frontend Modul..... | XIV |
| II.III Solution Modul | XIV |
| II.IV Graphic Modul..... | XV |

I. Methoden der numerischen Fluidodynamik

Zur mathematischen Beschreibung einer Strömung muss ein Satz nichtlinearer partieller Differentialgleichungen für die Massen- Impuls- und gegebenenfalls Energiebilanzen gekoppelt gelöst werden. Analytische Lösungen dieser differentiellen Transportgleichungen sind nur für wenige Ausnahmefälle bekannt. Zur Lösung dieser Gleichungen müssen vielmehr numerische Methoden eingesetzt werden. Dabei werden die Differentialgleichungen durch Diskretisierung in algebraische Gleichungen überführt.

I.I 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 einer konvektiv- diffusiven Transportgleichung in kartesischer Tensorschreibweise lautet:

$$\frac{\partial(\rho\Phi)}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho u_j \Phi - \Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x_j} \right) + S_\Phi. \quad (\text{I.1})$$

In dieser Gleichung (I.1) kann Φ für die Geschwindigkeitskomponenten u_i , Temperatur T und Konzentration C stehen. Die Diffusivitäten Γ_Φ und Quell-/Senkenterme S_Φ 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 obiger Gleichung (I.1) über ein beliebig geformtes Kontrollvolumen δV mit der Oberfläche δA entsteht unter Anwendung des Gaußschen Integralsatzes eine Flussbilanz:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\delta V} (\rho\Phi) dV = - \int_{\delta A} \left(\rho u_j \Phi - \Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x_j} \right) dA_j + \int_{\delta V} (S_\Phi) dV. \quad (\text{I.2})$$

Die Menge von Φ im Kontrollvolumen steigt, wenn mehr Φ 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:

$$C_j = \int_{\delta A} (\rho u_j \Phi) dA_j; \quad D_j = \int_{\delta A} \left(\Gamma_\Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x_j} \right) dA_j. \quad (\text{I.3})$$

Die Aufgabe von Diskretisierungsverfahren ist es, die Integrale in (I.3) durch diskrete, lineare Beziehungen zu approximieren. Dabei stellt die Approximation der konvektiven Flüsse den schwierigeren Teil dar. Für die auftretenden Schwierigkeiten gibt es im wesentlichen zwei Ursachen: Zum einen ist der die Konvektion beschreibende Differentialoperator nicht symmetrisch und bei den Impulsgleichungen sogar nichtlinear. Des weiteren muss die Transporteigenschaft der Konvektion mit Hilfe der gewählten Differenzenformel richtig beschrieben werden. 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].

I.I.I Diskretisierung konvektiver Flüsse

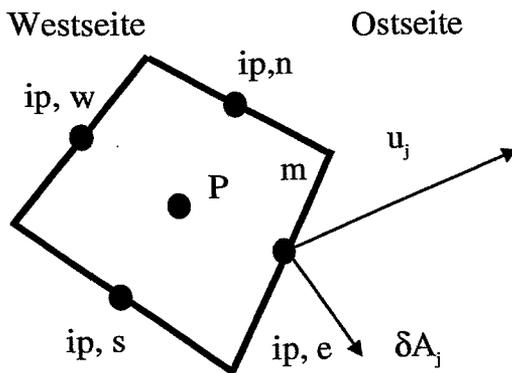


Abb. I.1 Kontrollvolumenberandung

Als Beispiel gilt für den „Ostrand“ eines zweidimensionalen Kontrollvolumens:

$$(\rho u_j \Phi)_{ip,e} \partial A_j \approx (\rho u_1 \partial A_1 - \rho u_2 \partial A_2)_{ip,e}^\circ \Phi_{ip,e} = \dot{m}_{ip,e}^\circ \Phi_{ip,e} \quad (I.5)$$

Die Massenflüsse \dot{m}_{ip} 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 $\Phi_{ip,e}$ an den Integrati-

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

$$\int_{\partial A} (\rho u_j \Phi) dA_j = (\rho u_j \Phi)_m \partial A_j \approx (\rho u_j \Phi)_{ip} \partial A_j \quad (I.4)$$

Der Integrationsschwerpunkt „ip“ wird im allg. in die Mitte (Schwerpunkt) der Kontrollvolumenberandungen gelegt.

onspunkten der Kontrollvolumen-Oberflächen als Funktion benachbarter Gitterpunktwerte (Abb. I.1).

I.II Diskretisierungsverfahren für Raumvariablen

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

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

Des weiteren werden die in CFX verwendeten Methoden (HYBRID, CCCT) erläutert.

I.II.I Upwind-Differenzen-Verfahren

Beim Upwinddifferenzen-Verfahren (UDS) wird die exakte Verteilung von Φ innerhalb eines Kontrollvolumens durch eine Treppenfunktion angenähert (Abb. I.2). Die Werte von Φ an den Kontrollvolumen (KV)-Grenzflächen werden durch folgende, von der Strömungsrichtung abhängige Vorschrift ermittelt. Am Beispiel des "Ostrand" bedeutet das:

$$\Phi_e = \max[\dot{m}_e, 0]\Phi_P - \max[-\dot{m}_e, 0]\Phi_E. \quad (I.6)$$

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

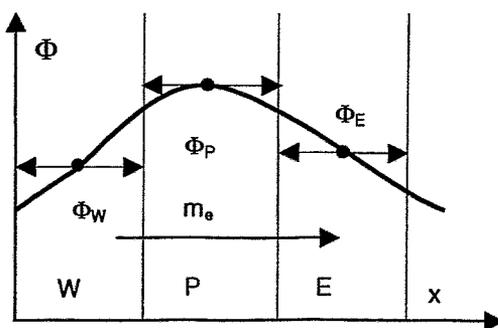


Abb. I.2 Treppenfunktion (UDS)

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 Abbruchfehler 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.

Ein Ansatz zur Verminderung der numerischen Diffusion [Schö90, No93] besteht darin, Upwind-Differenzenverfahren höherer Ordnung zu verwenden, bei denen Terme zweiter 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 stromabwärts der Gitterlinien, sondern stromaufwärts der Stromlinien genommen werden.

I.II.II Das Zentraldifferenzen-Verfahren

Beim Zentraldifferenzenverfahren (CDS) wird die exakte Verteilung von Φ durch stückweise lineare Verläufe (Abb. I.3) von Φ zwischen den Gitterpunkten angenähert (Polygonzug). Die Werte von Φ an den KV-Grenzflächen werden durch folgende, von der Strömungsrichtung unabhängige, Vorschrift ermittelt:

$$\Phi_e = f_x \Phi_P + (1 - f_x) \Phi_E \quad (I.7)$$

Für ein äquidistantes Gitter gilt der geometrische Interpolationsfaktor:

$$f_x = 0.5$$

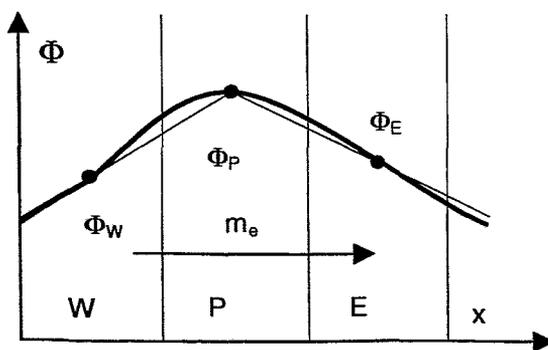


Abb. I.3 Polygonzug (CDS)

CDS ist ein konsistentes Verfahren mit einem Abbruchfehler 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, um größere Gitterschrittweiten zu ermöglichen.

I.II.III Das HYBRID-Verfahren (HDS)

Dieses Verfahren ist eine Modifikation aus dem Upwinddifferenzen-Verfahren [No93], in welchem das Zentraldifferenzen-Verfahren genutzt wird, wenn die Gitter-Pecletzahl kleiner 2 ist. Das Upwinddifferenzen-Verfahren wird genutzt bei Gitter-Pecletzahlen größer 2. Das

Schema besitzt einen Abbruchfehler 1. Ordnung, ist jedoch besser als das reine Upwinddifferenzen-Verfahren, da es das Zentralfdifferenzen-Verfahren in Regionen mit geringen Strömungsgeschwindigkeiten nutzt. Dieses Verfahren wird als Default-Verfahren in CFX-4 [CFX99] benutzt.

I.II.IV Das QUICK-Verfahren

Die QUICK-Methode (Quadratic Upstream Interpolation of Convective Kinematics) verwendet eine stückweise quadratische Verteilung von Φ zwischen den Gitterpunkten (Abb. I.4). Die Gitterpunkte mit den Indizes EE bzw. WW liegen einen Punkt weiter „östlich“ bzw. weiter „westlich“.

Für äquidistante Gitter gilt bei $\dot{m}_e \geq 0$:

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

und für $\dot{m}_e < 0$:

$$\Phi_e = \Phi_P + \frac{\Phi_{EE} - \Phi_P}{4} + \frac{\Phi_{EE} - 2\Phi_E + \Phi_P}{8}. \quad (\text{I.9})$$

Das QUICK-Verfahren (Leonard, 1979) [Schö90] besitzt im Inneren des Rechengebietes einen Abbruchfehler 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

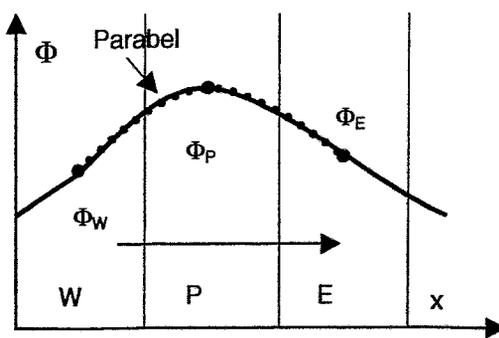


Abb. I.4 quadratische Verteilung (QUICK)

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.

I.III 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 das Volumenintegral ausgewertet wird. Um diesen Unterschied zu verdeutlichen sei die eindimensionale Konvektions-/Diffusionsgleichung

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = -u \frac{\partial \Phi}{\partial x} + \Gamma_{\Phi} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} \quad (\text{I.10})$$

in x -Richtung mit Zentralfdifferenzen diskretisiert. Bei einem expliziten Verfahren wird ein vorwärtsgerichteter Differenzenquotient in der Zeit verwendet und die rechte Seite der Gleichung (I.10) zum Zeitpunkt t^n ausgewertet, wodurch sich folgende Differenzenformel ergibt:

$$\Phi_i^{n+1} = (1 - 2D)\Phi_i^n + \left(D + \frac{C}{2}\right)\Phi_{i-1}^n + \left(D - \frac{C}{2}\right)\Phi_{i+1}^n \quad (\text{I.11})$$

In (I.11) bedeutet C die Courantzahl und D die Diffusionszahl, die folgendermaßen definiert sind:

$$C = \frac{u \cdot \Delta t}{\Delta x}, \quad D = \frac{\Gamma_{\Phi} \cdot \Delta t}{\Delta x^2} \quad (\text{I.12})$$

Da auf der rechten Seite von Gleichung (I.11) 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:

$$\Phi_i^n = \left(-\frac{C}{2} - D\right)\Phi_{i-1}^{n+1} + (1 + 2D)\Phi_i^{n+1} + \left(\frac{C}{2} - D\right)\Phi_{i+1}^{n+1} \quad (\text{I.13})$$

Es muss ein System von Gleichungen gelöst werden, da die an den verschiedenen Knotenpunkten benötigten Variablenwerte Φ_i^{n+1} unbekannt sind und somit Φ_i^{n+1} nicht wie in Gleichung (I.13) allein aus den Größen zum Zeitpunkt t^n bestimmt werden kann.

In CFX-4 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.

I.IV Turbulenzmodelle

Turbulente Strömungsvorgänge zeichnen sich durch scheinbar 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 in [No93]. Nach Ausführung der Reynolds-Mittelung erhält man die RANS in folgender Form:

$$\frac{\partial(\overline{\rho u_i})}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{\rho u_j \bar{u}_i})}{\partial x_j} = \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} - \frac{\partial(\overline{\rho \tau_{ij}} + \overline{\rho u_i u_j})}{\partial x_j} \quad (\text{I.14})$$

Hierbei sind die überstrichenen Größen die Zeitmittelwerte. Die Zeitmittelwerte der Schwankungsanteile verschwinden. Die unbekanntenen Kreuzprodukte der Schwankungsanteile bilden den Reynoldsspannungstensor:

$$-\overline{\rho u_i' u_j'} = -\rho \begin{pmatrix} \overline{u'u'} & \overline{u'v'} & \overline{u'w'} \\ \overline{u'v'} & \overline{v'v'} & \overline{v'w'} \\ \overline{u'w'} & \overline{v'w'} & \overline{w'w'} \end{pmatrix} \quad (\text{I.15})$$

Die Aufgabe von Turbulenzmodellen ist nun die Bestimmung der in den zeitlich gemittelten Erhaltungsgleichungen (I.14) auftretenden Reynoldsspannungen $\overline{\rho u'_i u'_j}$ (I.15). Dies geschieht mit Hilfe von Gleichungen, die das komplexe Verhalten der Turbulenz aufgrund empirischer Information in vereinfachter Weise approximieren [And95]. Diese Gleichungen 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.

I.IV.I Das k, ε - Modell

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

Dem Standard k, ε - Modell wird die Wirbelviskositätsbeziehung zugrunde gelegt:

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad \text{mit} \quad \mu_t = \rho c_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}. \quad (\text{I.16})$$

Die Transportgleichungen für k und ε lauten:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \rho \varepsilon, \quad (\text{I.17})$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{\varepsilon}{k} (c_{\varepsilon 1} P_k - c_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon), \quad (\text{I.18})$$

$$P_k = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_j}. \quad (\text{I.19})$$

Der Standard-Konstantensatz (Tabelle I.1) wurde aus einfachen, gut dokumentierten Experimenten ermittelt:

Tabelle I.1 Standardkonstantensatz

| c_μ | $c_{\varepsilon 1}$ | c_ε | σ_k | σ_ε |
|---------|---------------------|-----------------|------------|----------------------|
| 0.09 | 1.44 | 1.92 | 1.0 | 1.3 |

I.IV.II Das RNG- k, ε - Modell

Das RNG- k, ε - Modell ist eine Alternative zum Standard k, ε - Modell für Strömungen mit hohen Reynoldszahlen. In einigen Fällen, z. B. bei Strömungen mit stark gekrümmten Stromlinien, ist das RNG- k, ε - Modell genauer als das Standard k, ε - Modell. Dieses Modell unterscheidet sich vom Standard-Modell nur durch eine Modifikation der ε - Gleichung bzw. der benutzten Modellkonstanten C_1 , C_2 und C_3 . Die Gleichungen, welche das Turbulenzmodell beschreiben, sind:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k + G - \rho \varepsilon \quad (\text{I.20})$$

und

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + (C_1 - C_{1RNG}) \frac{\varepsilon}{k} (P_k + C_3 \max(G, 0)) - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k}, \quad (\text{I.21})$$

wobei C_{1RNG} durch die Gleichungen

$$C_{1RNG} = \frac{\eta \left(1 - \frac{\eta}{\eta_0} \right)}{(1 + \beta \eta^3)} \quad (\text{I.22})$$

und

$$\eta = \left(\frac{P_\varepsilon}{\mu_t} \right)^{0.5} \frac{k}{\varepsilon} \quad (\text{I.23})$$

bestimmt wird.

Hier sind die Konstanten η_0 und β weitere Modellkonstanten, und P_s ist der schubspannungsbedingte Teil der Turbulenzproduktion (linke Seite der Beziehung 6.17)

$$P_s = \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} \quad (\text{I.24})$$

I.IV.III Das Reynoldsspannungs-Modell

In Reynoldsspannungsmodellen werden dagegen differentielle oder algebraische Gleichungen aller Komponenten des Reynoldsspannungstensors $\overline{u'_i u'_j}$ gelöst. 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].

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, ε -Modell), das differentielle Reynoldsspannungsmodell benötigt sogar die dreifache Rechenzeit.

II 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 zu simulieren. Außerdem ist mit diesem Programm die Berechnung sowohl stationärer als auch instationärer Vorgänge möglich.

Das Programm besteht aus vier verschiedenen Modulen:

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

Im weiteren werden diese Module ausführlicher beschrieben.

II.I 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)
- Definition der Blöcke, in die das Berechnungsgebiet unterteilt wird
- Anzahl der Kontrollvolumina
- Lage der Zellknotenpunkte
- Position der Eintritts- und Austrittsflächen
- Vorgabe der Randbedingungen an diesen Flächen
- 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. Aufgrund des blockstrukturierten Gitters sollten diese im Idealfall quaderförmig aufgebaut sein, können jedoch auch verzerrte Quader 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 intern 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 interpoliert.

II.II Frontend Modul

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

- Festlegung der Programmoptionen wie z.B. laminare oder turbulente Strömung; kartesisches oder zylindrisches Koordinatensystem; kompressibles oder inkompressibles Medium etc.
- Wahl der Zeitschrittweite
- Auswahl des numerischen Lösungsalgorithmus
- Wahl der Eintritts- bzw. Austrittsrandbedingungen (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 Rechen schemata gewählt werden.

II.III Solution Modul

In diesem Modul geschieht der eigentliche Rechenvorgang. 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, wird der Lösungsprozess automatisch abgebrochen. 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.

II.IV 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 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. Diese Werte dienen der Konvergenzkontrolle während des Rechenablaufs. 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 waren CFX-View und Ensign.