

Ein Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung und seine Anwendung auf die Analyse von Borverdünnungstransienten in Druckwasserreaktoren

Sören Kliem

August 2010

Wissenschaftlich-Technische Berichte

FZD-539

August 2010

Sören Kliem

**Ein Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung
und seine Anwendung auf die Analyse von
Borverdünnungstransienten in Druckwasserreaktoren**



**Forschungszentrum
Dresden** Rossendorf

**Ein Modell zur Beschreibung der
Kühlmittelvermischung und seine Anwendung auf
die Analyse von Borverdünnungstransienten in
Druckwasserreaktoren**

von der Fakultät Maschinenwesen
der
Technischen Universität Dresden

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

angenommene Dissertation

von

Dipl.-Ing. Sören Kliem

aus Dresden

Tag der Einreichung: 05.März 2010

Tag der Verteidigung: 06.Juli 2010

Gutachter: Prof. Dr.rer.nat. F.-P. Weiß
Prof. Dr.-Ing.habil. A. Hurtado

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

Kurzfassung

Es wurde ein Modell zur realistischen Beschreibung der Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters eines Druckwasserreaktors entwickelt und validiert. Dieses schnell rechnende Modell basiert auf dem Prinzip der linearen Superposition der Antwortfunktionen auf Dirac-Impuls-ähnliche Störungen der Kühlmittelparameter. Es wurde in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET als Schnittstelle zwischen dem eindimensionalen Thermohydraulikprogramm ATHLET und dem dreidimensionalen neutronenkinetischen Kernmodell DYN3D eingebunden und simuliert in effizienter Weise die Vermischung des Kühlmittels innerhalb des RDB.

Für die Analyse von hypothetischen Borverdünnungsstörfällen wurde eine Methodik entwickelt, die auf dem neuen Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung basiert. Diese Methodik besteht aus einer Kombination von stationären und transienten Rechnungen, in denen die Vermischung der deborierten Pfpfropfen auf dem Weg zum Reaktorkern in realistischer Weise simuliert wird. Über die Variation der Größe des deborierten Kühlmittelpfropfens kann der gewünschte Grad an Konservativität für die Analysen vorgegeben werden.

Diese neue Methodik wurde erfolgreich auf zwei verschiedene Borverdünnungsstörfälle angewandt. Neben dem Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorhandensein eines deborierten Kühlmittelpfropfens im kalten Strang des Primärkreislaufes wurde ein Deborierungsstörfall im Nachkühlbetrieb betrachtet. In beiden Fällen zeigten die Ergebnisse der Parameterstudie für eine generische Kernkonfiguration, dass es selbst bei Annahme des maximal möglichen Pfpfropfenvolumens zwar zur Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors aber nicht zu einer unzulässigen Erhöhung der Hüllrohrtemperatur kommt. Wesentliche Ursache dafür ist die Verwendung realistischer zeitabhängiger Verteilungen der Borkonzentration am Eintritt in jedes Brennelement.

Abstract

A model for the realistic description of the coolant mixing inside the pressure vessel of pressurized water reactors has been developed and validated. This fast running model is based on the linear superposition of response functions on Dirac-pulse-like perturbations of the coolant parameters. It has been implemented into the coupled code system DYN3D/ATHLET and serves as the interface between the one-dimensional thermal hydraulic system code ATHLET and the 3D neutron kinetic core model DYN3D. By help of this model, the coolant mixing inside the reactor pressure vessel can be simulated in an efficient manner.

A methodology for the analysis of hypothetical boron dilution accidents has been developed, which is based on the newly developed model for the coolant mixing. This methodology consists of a combination of stationary and transient calculations including a realistic treatment of the mixing of deborated slugs on the way towards the reactor core. The degree of conservatism can be adjusted by the variation of the initial size of the deborated slug.

This new method was applied to two different boron dilution accidents. Besides the start of the first main coolant pump with a deborated slug of coolant in the cold leg of the primary circuit, a deboration event during the operation of the residual heat removal system was investigated. The results of the parameter study for a reactor core with a generic loading pattern demonstrated in both cases, that although the shut-down reactor becomes re-critical safety relevant cladding temperature limits are not reached, even if maximum possible volumes of the deborated slug are considered. The main reason for these results is the use of realistic time-dependent distributions of the boron concentration at the inlet into each fuel assembly.

Inhalt

1	Einführung.....	8
2	Der gekoppelte Programmkomplex DYN3D/ATHLET	12
2.1	Das fortgeschrittene Thermohydraulikprogramm ATHLET	12
2.2	Das neutronenkinetische Kernmodell DYN3D	13
2.3	Kopplung des thermohydraulischen Systemprogramms ATHLET mit dem 3D neutronenkinetischen Kernmodell DYN3D	15
2.4	Validierung des Programmsystems DYN3D/ATHLET.....	17
3	Die Versuchsanlage ROCOM	21
4	Bisherige Modellierungsansätze für die Kühlmittelvermischung	25
4.1	Thermohydraulisches Anlagenprogramm mit feiner Auflösung des Rechenbereiches (ATHLET)	26
4.2	Dreidimensionale Grobgitterformulierung (RELAP5-3D).....	34
4.3	Thermohydraulisches Systemprogramm mit vorgegebenen Austauschkoeffizienten (SMABRE).....	36
4.4	Empirische Modellierung der Kühlmittelvermischung.....	36
4.5	Zweidimensionales Berechnungsmodell (KAMERA).....	40
4.6	Analytisches Vermischungsmodell für den WWER-440.....	41
4.7	Mehrdimensionales Zwei-Fluid-Modell (FLUBOX)	43
4.8	Vorgabe von Vermischungskoeffizienten (MANTA)	44
4.9	Schlussfolgerungen über diese Ansätze	45
5	Das Vermischungsmodell SAPR.....	46
5.1	Grundlagen des neuen Modells	46
5.2	Übertragungseigenschaften	50
5.2.1	Bestimmung der Übertragungseigenschaften	50
5.2.2	Verwendung der Übertragungseigenschaften	53
5.3	Ankopplung des Programms SAPR an das Kernmodell DYN3D	56
5.4	Implementierung des Programms SAPR in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET	57
6	Validierung des Vermischungsmodells SAPR.....	59

6.1	Einleitung	59
6.2	Validierung an Experimenten zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe	60
6.3	Validierung an Experimenten unter Bedingungen mit reduzierter Kühlmittelgeschwindigkeit	67
6.3.1	Vorbemerkungen	67
6.3.2	Identischer Volumenstrom in allen vier Schleifen	68
6.3.3	Vierschleifenbetrieb mit unterschiedlichen Volumenströmen	71
6.4	Validierung des Modells an Rechnungen mit dem CFD-Programm ANSYS CFX.....	73
6.4.1	Start der Hauptkühlmittelpumpe in einem WWER-1000-Reaktor	73
6.4.2	Untersuchung des Einflusses der Breite der Impulse auf die Bestimmung der Antwortfunktionen	79
6.5	Zusammenfassung der Validierungsrechnungen	81
7	Eine Methodik für die Analyse von Borverdünnungsstörfällen	83
7.1	Einleitung	83
7.2	Beschreibung der Methodik.....	85
8	Eintrag eines deborierten Pfpfens beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe	88
8.1	Szenario	88
8.2	Ermittlung der Verteilung der Borkonzentration für die Kernrechnungen ...	88
8.3	Stationäre Kernrechnungen mit dem Programm DYN3D.....	90
8.4	Transiente Analysen für verschiedene Pfpfenvolumina mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET	93
8.5	Rechnung mit interner Kopplung.....	104
8.6	Zusammenfassung der Rechnungen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe	111
9	Unbeabsichtigte Einspeisung von deboriertem Kühlmittel im Nachkühlbetrieb	114
9.1	Auswahl des Szenarios und des Rechenumfanges	114
9.1.1	Szenario	114
9.1.2	Analyse des Vermischungsbildes	115
9.1.3	Auswahl des Rechenumfanges	118
9.2	Stationäre Rechnungen mit DYN3D.....	118
9.3	Transiente Rechnungen für den Fall eines aktiven Nachkühlstrangs.....	120
9.3.1	Annahmen für die Modellierung	120

9.3.2	Transiente Rechnungen mit dem vereinfachten Kernmodell	122
9.3.3	Rechnung für das maximale Pfropfenvolumen mit detaillierter Auflösung	127
9.3.4	Variation des Massenstroms	132
9.4	Transiente Rechnungen für die verschiedenen Strömungszustände.....	135
9.5	Heißkanalanalyse.....	137
9.6	Einfluss der Vermischung auf das Verhalten des Reaktorkerns.....	140
9.7	Zusammenfassung der Rechnungen zur Borverdünnung im Nachkühlbetrieb	143
10	Zusammenfassung.....	145
11	Verwendete Symbole und Abkürzungen	149
12	Literatur	153
Anhang A. Übersicht über die Rechnungen zur Validierung des Programms SAPR an den Experimenten zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe		

1 Einführung

Das thermohydraulische Verhalten von Kernkraftwerken (KKW) mit Leichtwasserreaktoren (LWR) in Transienten und postulierten Störfällen wird derzeit mit fortgeschrittenen thermohydraulischen Systemprogrammen analysiert. Diese Programme simulieren die Hauptkomponenten des Primär- und Sekundärkreislaufes in Druck- (DWR) bzw. des Kreislaufes in Siedewasserreaktoren (SWR). Im Wesentlichen werden diese Komponenten durch eindimensionale Modelle für Strömung und Wärmeleitung dargestellt. Die Wärmeerzeugung im Reaktorkern wird typischerweise durch ein neutronenkinetisches Punktmodell beschrieben.

Parallel dazu wurden Modelle für die dreidimensionale Simulation der Neutronenkinetik des Reaktorkerns entwickelt, die für Kernanalysen von verschiedenen reaktivitätsinduzierten Störfällen eingesetzt werden. Zum überwiegenden Teil werden dabei das Ausfahren einer Gruppe von Regelementen und der Auswurf eines einzelnen Regelements betrachtet.

Genau wie auch in allen anderen Bereichen werden die Rechenprogramme zur Simulation des thermohydraulischen und neutronenkinetischen Verhaltens von KKW ständig weiterentwickelt. Seit Beginn der 1990iger Jahre werden die thermohydraulischen Anlagenprogramme und die neutronenkinetischen Kernmodelle in den sogenannten gekoppelten Programmsystemen zusammengeführt. Diese gekoppelten Programme sind für die Analyse des gesamten Reaktorsystems geeignet. Mit ihnen können die sich aus dem Zusammenwirken von Anlage und Reaktorkern ergebenden Rückkopplungseffekte in realistischer Weise erfasst werden.

Gekoppelte Programmsysteme sind für die Analyse von reaktivitätsinduzierten Transienten mit einer deutlich asymmetrischen Verteilung der Kernleistung prädestiniert, bei denen die Störung in einer der Schleifen des Primärkreislaufes ihren Anfang nimmt. Typische Vertreter dieser Störfallklasse für DWR sind Borverdünnungs- und Unterkühlungstransienten.

Von einer Borverdünnungstransiente spricht man, wenn Kühlmittel mit zu geringer Borkonzentration in den Reaktorkern eingetragen wird. Da Bor ein Neutronen-

absorber ist, der zur Kompensation der Überschussreaktivität einer frischen Kernbeladung eingesetzt wird, führt eine Borverdünnung zu einem positiven Reaktivitätseintrag. In der Literatur wird einerseits zwischen homogener und heterogener und andererseits zwischen externer und inhärenter Borverdünnung unterschieden (Höhne, 2003).

Bei einer homogenen Borverdünnung wird bei laufenden Hauptkühlmittelpumpen Kühlmittel ohne oder mit zu geringer Borkonzentration in den Primärkreislauf eingespeist. Dies kann z.B. über das Wasseraufbereitungssystem erfolgen. Auf Grund der geringen Einspeisemenge wird das eingespeiste Kühlmittel gleichmäßig mit dem Primärkreisinventar vermischt. Die dadurch verursachte langsame Absenkung der Borkonzentration kann durch das Betriebspersonal rechtzeitig bemerkt werden, so dass entsprechende Maßnahmen ergriffen werden können.

Eine heterogene Borverdünnung liegt vor, wenn sich in einem Teil des Primärkreislaufes Kühlmittel mit verringerter Borkonzentration ansammelt. Dies kann nur bei stagnierender Kühlmittelströmung erfolgen. Ein mögliches Szenario ist ein Dampferzeugerheizrohrleck bei abgeschaltetem Reaktor. Wenn der Sekundärdruck über dem Primärdruck liegt, kann unboriertes Speisewasser auf die Primärseite übertreten, sich im Pumpenbogen ansammeln und einen deborierten Pfropfen bilden. Das Einschalten der Hauptkühlmittelpumpe in dieser Schleife transportiert den Pfropfen in Richtung Reaktorkern.

Bei einer externen Borverdünnung wird Kühlmittel mit zu geringer Borkonzentration von außen in den Primärkreislauf eingespeist. Neben der oben erwähnten Möglichkeit der Einspeisung über das Wasseraufbereitungssystem kann dies auch über eine Leckage im Sperrwassersystem der Hauptkühlmittelpumpe erfolgen. Ein solcher Fall ereignete sich im KKW Loviisa (Tuomisto, 1999).

Von der inhärenten Borverdünnung spricht man, wenn sich das Kühlmittel im Primärkreislauf in hochboriertes und weitgehend borfreies Kühlmittel auftrennt. Dies kann z.B. während eines Kühlmittelverluststörfalles mit kleinem Leck der Fall sein, in dessen Verlauf die Nachzerfallswärme im Reflux-Condenser-Betrieb vom Kern abgeführt wird. In diesem Zustand ist auf Grund des abgesenkten Höhenstandes im Reaktor der Naturumlauf zum Stillstand gekommen. Kühlmittel verdampft im Kern,

dieser Dampf strömt in den Dampferzeuger und kondensiert in den Wärmeübertragerrohren. Ein Teil des Kondensates läuft über den heißen Strang zurück in den Reaktorkern, der im absteigenden Bereich der Rohre kondensierende Teil des Dampfes läuft in den Pumpenbogen und sammelt sich dort an. Wenn der Kühlmitteldruck soweit abgesunken ist, dass der Primärkreislauf wieder aufgefüllt wird, setzt der Naturumlauf wieder ein. Der im Pumpenbogen akkumulierte Pfropfen wird dadurch in Richtung Reaktorkern transportiert. Ein solches Szenario ist theoretisch in (Hyvärinen, 1993) beschrieben. Entsprechende Experimente an der Integralversuchsanlage PKL der AREVA NP in Erlangen bestätigten dieses Szenario für eine eingeschränkte Leckgröße (Mull, 2003; Umminger, 2006).

Bei einer Unterkühlungstransiente kommt es zum Eintrag von Kühlmittel in den Reaktorkern, dessen Temperatur gegenüber der Nominaltemperatur abgesenkt ist. Dies kann z.B. durch ein Leck in einer Frischdampfleitung oder das Öffnen eines Dampferzeugersicherheitsventils verursacht werden. Durch die sekundärseitige Druckabsenkung kühlt das Kühlmittel in der entsprechenden Schleife aus. Am Reaktorkern stellt sich daraufhin eine ungleichmäßige Verteilung der Kühlmitteltemperatur ein.

Allerdings offenbarten schon die ersten Rechnungen mit den neuen Programmsystemen ein methodisches Problem, das sich aus der Struktur der gekoppelten Programme ergibt. Die Systemprogramme arbeiten zum größten Teil mit einer eindimensionalen Formulierung der Thermohydraulik. Dahingegen operieren die Kernmodelle selbst bei Verwendung derselben thermohydraulischen Darstellung auf Grund der parallelen Anordnung der Kühlkanäle im Reaktorkern zwangsläufig in zwei Raumdimensionen. Diese unterschiedliche räumliche Auflösung der Kühlmittelschleifen einerseits und der Kühlkanäle im Reaktorkern andererseits muss durch eine Schnittstelle verbunden werden. Der physikalische Prozess, der durch solch eine Schnittstelle simuliert werden muss, ist die Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters (RDB). Gekoppelte Programme müssen deshalb durch ein effizientes Modell, das die zeitabhängige Kerneintrittsverteilung der Borkonzentration und der Kühlmitteltemperatur bereitstellt, ergänzt werden. Nur so können die Vorteile, die sich aus der Kopplung des

Systemprogramms mit der dreidimensionalen Neutronenkinetik des Reaktorkerns ergeben, vollständig genutzt werden.

In der vorliegenden Arbeit wird die Entwicklung und Validierung eines solchen Modells vorgestellt. Bei der Validierung dieses Modells spielen Experimente an der Versuchsanlage ROCOM (Rossendorf Coolant Mixing Model) eine wichtige Rolle. Die Versuchsanlage wird kurz vorgestellt. Nach der Beschreibung der Implementierung des neu entwickelten Modells in das gekoppelte Programmsystem DYN3D/ATHLET werden zwei Anwendungsfälle vorgestellt.

2 Der gekoppelte Programmkomplex DYN3D/ATHLET

2.1 Das fortgeschrittene Thermohydraulikprogramm ATHLET

Das fortgeschrittene Thermohydraulikprogramm ATHLET (Analysis of Thermal-hydraulics of LEaks and Transients) wird von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) entwickelt (Teschendorff, 1996). Das Programm wird sowohl zur Analyse von KKW-Transienten als auch zur Berechnung von postulierten Störfällen eingesetzt. Mit Hilfe des Programms wird das gesamte Spektrum von Auslegungs- und auslegungsüberschreitenden Störfällen (ohne Zerstörung des Reaktorkerns) in LWR abgedeckt. Die wichtigsten Eigenschaften des Programms sind eine fortgeschrittene Thermohydraulik, eine modulare Programmstruktur, die Trennung zwischen physikalischen Modellen und numerischen Methoden, vorhandene Prä- und Postprozessor-Werkzeuge sowie Portabilität.

ATHLET besitzt sowohl ein 5-Gleichungsmodell mit separaten Erhaltungsgleichungen für die Masse und Energie der flüssigen und gasförmigen Phase sowie einer Impulserhaltungsgleichung für das Gemisch als auch ein 6-Gleichungsmodell mit separaten Erhaltungsgleichungen für die Masse, Energie und Impuls beider Phasen und zusätzlicher Berücksichtigung nichtkondensierbarer Gase. Zusätzlich kann eine Erhaltungsgleichung für den Transport von Bor eingebunden werden. Die räumliche Diskretisierung basiert auf der Finite-Volumen-Methode. Die Erhaltungsgleichungen für Masse und Energie werden dabei innerhalb des Kontrollvolumens und die Erhaltungsgleichung für den Impuls an den Verbindungsstellen der Kontrollvolumina gelöst. Die Lösungsvariablen im Kontrollvolumen sind Druck, Flüssigkeits- und Dampftemperatur sowie Massendampfgehalt und an der Nodegrenze der Massenstrom. Die typischen Komponenten eines Kraftwerks können mit Thermofluidobjekten modelliert werden, die durch Kombination solcher Kontrollvolumina erzeugt werden. Zusätzlich stehen Spezialmodelle zur Simulation von Pumpen, Ventilen, Akkumulatoren, Dampfseparatoren, Lecks u.a. zur Verfügung. Die Zeitintegration des Thermofluidsystems erfolgt mit einem allgemeinen Löser für gewöhnliche Differentialgleichungen mit dem Namen FEBE (Forward-Euler, Backward-Euler).

Im Wärmeübertragungs- und Wärmeleitungsmodul wird die Wärmeübertragung innerhalb von Strukturen, Brennstäben und elektrisch beheizten Objekten modelliert. Wärmeübertragungsobjekte können prinzipiell an alle Thermofluidobjekte gekoppelt werden. In jedem Objekt werden die 1D-Wärmeleitungsgleichung gelöst und die Temperaturverteilung in den Strukturen bereitgestellt. Das Modul beinhaltet ein Paket zur Berechnung der Wärmeübertragung an das Kühlmittel in einem weiten Bereich ein- und zweiphasiger Strömung. Verschiedene Korrelationen zur Berechnung der kritischen Wärmestromdichte und der minimalen Temperatur, bei der das Filmsieden auftritt, sind darin verfügbar. Weiterhin steht ein Quench-Front-Modell für Wiederflutung des freigelegten Reaktorkerns von oben und von unten zur Verfügung.

Für die Modellierung der Neutronenkinetik des Reaktorkerns sind innerhalb von ATHLET zwei verschiedene Optionen möglich. Neben dem Standard-Punktkinetikmodell mit einer Gruppe prompter und sechs Gruppen verzögerter Neutronen ist zusätzlich ein 1D Neutronenkinetikmodell implementiert. Verschiedene 3D Neutronenkinetikmodelle sind an ATHLET gekoppelt. Diese Kopplungen gehören allerdings nicht zum Standardumfang von ATHLET.

Zur Beschreibung von Regel- und Sicherheitssystemen enthält ATHLET eine blockorientierte Simulationssprache (GCSM). Prozesssignale können aus den modellierten Objekten ausgekoppelt und zur Regelung und Steuerung sowie zur Aktivierung von Schutzsystemen verwendet werden. Das GCSM-Modul bietet weiterhin eine spezielle Schnittstelle zur Ankopplung externer Modelle.

2.2 Das neutronenkinetische Kernmodell DYN3D

Das Kernmodell DYN3D wurde zur Analyse von Störfällen in Leichtwasserreaktoren entwickelt (Grundmann, 2000). In der vorliegenden Arbeit wird die Version von DYN3D für die Beschreibung der Neutronenkinetik in einer Zweigruppen-Diffusionsnäherung verwendet. Dabei kommen für die hexagonale und quadratische Brennelementgeometrie verschiedene nodale Methoden zum Einsatz. Für Brennelemente mit quadratischem Querschnitt wird die dreidimensionale Diffusionsgleichung durch transversale Integration in drei eindimensionale Gleichungen zerlegt, die durch den transversalen Leckageterm gekoppelt sind. In

jeder Energiegruppe werden diese Gleichungen durch Flussentwicklungen in Polynome und Exponentialfunktionen gelöst. Im Fall von Brennelementen mit hexagonalem Querschnitt wird die Ausgangsgleichung in eine zweidimensionale Gleichung für die hexagonale Ebene und eine eindimensionale für die z-Richtung zerlegt. Beide Gleichungen werden wiederum durch den transversalen Leckageterm gekoppelt. Für die Lösung der zweidimensionalen Diffusionsgleichung stehen zwei Methoden zur Verfügung. In der ersten (HEXNEM1) werden die seitengemittelten Neutronenflüsse und -ströme, in der zweiten (HEXNEM2) zusätzlich noch die Werte in den Eckpunkten zur Lösung der Diffusionsgleichung verwendet. Die Lösung der eindimensionalen Gleichung in z-Richtung erfolgt analog der oben erwähnten Lösung für die quadratische Geometrie.

Kürzlich wurde eine Vielgruppenversion zur Lösung der Diffusionsgleichung in DYN3D implementiert. Für die quadratische Querschnittsgeometrie wurde außerdem eine vereinfachte transporttheoretische Methode (SP₃) zur genaueren Berechnung des Neutronenflusses entwickelt (Beckert, 2008).

Die Thermohydraulik des Reaktorkerns mit ein- oder zweiphasiger Kühlmittelströmung wird in DYN3D mit einem 4-Gleichungsmodell mit thermodynamischem Nichtgleichgewicht zwischen den Phasen für parallele Kanäle beschrieben (Manera, 2005). Thermohydraulische Randbedingungen sind dabei für den gesamten Reaktorkern vorzugeben. Dies sind die Kühlmitteltemperatur und die Borkonzentration am Eintritt, der Druck am Austritt sowie entweder der Massenstrom durch den Kern oder der Druckabfall über den Kern. Für den Wärmeübergang von den Brennstäben zum Kühlmittel steht ein Satz von Korrelationen zur Verfügung, der den gesamten Bereich von der einphasigen Flüssigkeit bis zu überhitztem Dampf abdeckt. Das zeitabhängige Brennstabverhalten wird auf der Basis der radialen Wärmeleitungsgleichung mit detaillierter Beschreibung des Wärmeübergangs im Gasspalt modelliert. Weiterhin wird ein thermomechanisches Modell zur Beschreibung des Hüllrohrversagens bereitgestellt.

Mit DYN3D können zudem Abbrandrechnungen durchgeführt werden, um den Anfangszustand am Beginn einer Transiente zu bestimmen. Die zeitabhängige Rechnung kann alternativ auch bei einem gegebenen Abbrandzustand beginnen.

2.3 Kopplung des thermohydraulischen Systemprogramms ATHLET mit dem 3D neutronenkinetischen Kernmodell DYN3D

Zur verbesserten Berücksichtigung der Rückkopplung bei Störungen, deren Ursprung außerhalb des Reaktorkerns liegt, wurde das Programm DYN3D an ATHLET gekoppelt (Grundmann, 1995). Dabei wurde die Kopplung beider Programme zuerst auf zwei unterschiedlichen Wegen vollzogen. In der internen Kopplung wurde der neutronenkinetische Teil von DYN3D als Teilmodell in ATHLET in Analogie zu vorhandenen Neutronenkinetikmodellen (Punktkinetik, 1D-Kinetik, andere 3D-Kernmodelle wie BIPR8 oder QUABOX/CUBBOX) integriert.

Abb. 2.1 zeigt den prinzipiellen Datenaustausch zwischen ATHLET und DYN3D in der internen Kopplung. Die Rückkopplungsparameter Brennstofftemperatur T_F , Moderatortemperatur T_M , Moderatordichte ρ_M und Borkonzentration c_b in jedem Node i werden von ATHLET an DYN3D übergeben und zur Berechnung der nodeweisen Leistungsverteilung $P(i)$ verwendet, die dann an die Thermohydraulikkanäle zurück übergeben wird.

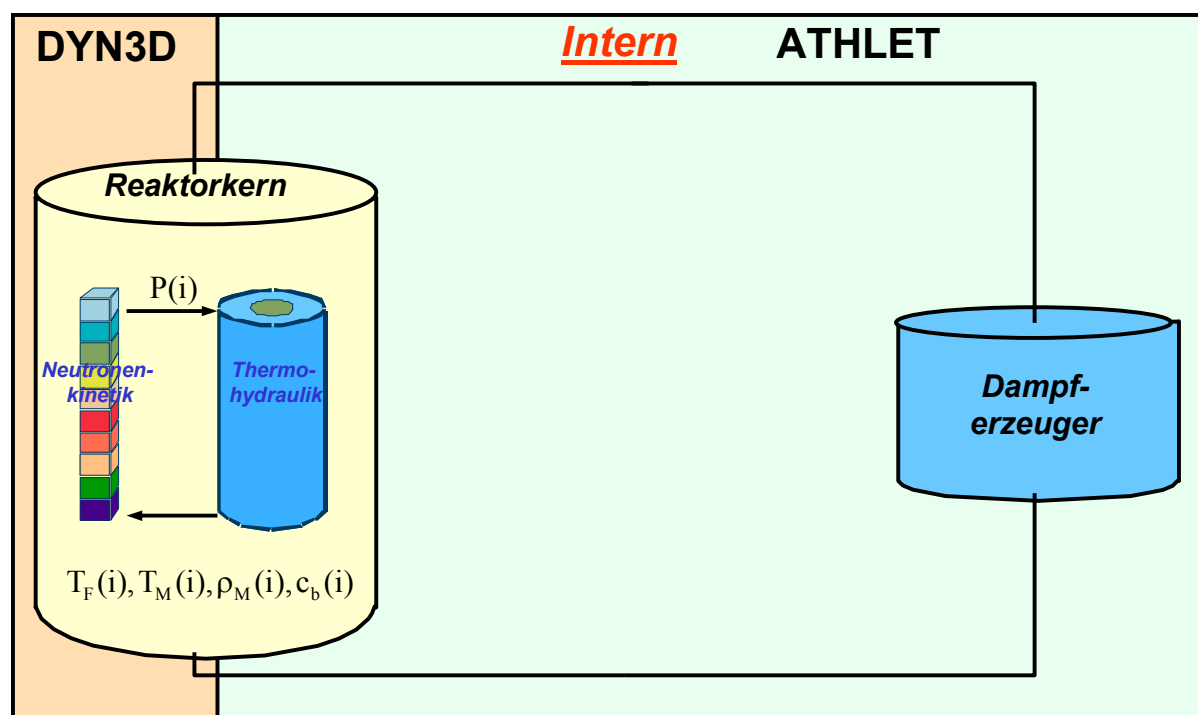


Abb. 2.1 Datenaustausch bei der internen Kopplung zwischen DYN3D und ATHLET

In der zweiten Art der Kopplung (externe Kopplung) wurde das komplette Kernmodell DYN3D bestehend aus Neutronenkinetik- und Thermohydraulikmodul an ATHLET gekoppelt. Das Programm DYN3D wurde dabei als nutzerdefiniertes Modell in das oben erwähnte GCSM-Modul in ATHLET eingebunden. Dazu wird das Kernmodell für die Rechnungen aus dem ATHLET-Datensatz entfernt und vollständig durch DYN3D ersetzt. Die nötigen Randbedingungen werden am Kernein- und -austritt zwischen beiden Programmen als GCSM-Signale ausgetauscht (Abb. 2.2). Von ATHLET werden der Druck p_{in} , die Enthalpie h_{in} und die Borkonzentration $c_{b,in}$ am Kerneintritt sowie der Druck p_{out} am Kernaustritt an DYN3D übergeben. DYN3D berechnet die komplette Thermohydraulik innerhalb des Reaktorkerns und darauf basierend die Leistungsverteilung $P(i)$. Weiterhin werden der Massenstrom G_{in} am Kerneintritt sowie der Massenstrom G_{out} und die Enthalpie h_{out} am Kernaustritt berechnet. Diese drei Werte werden an ATHLET zurück übergeben.

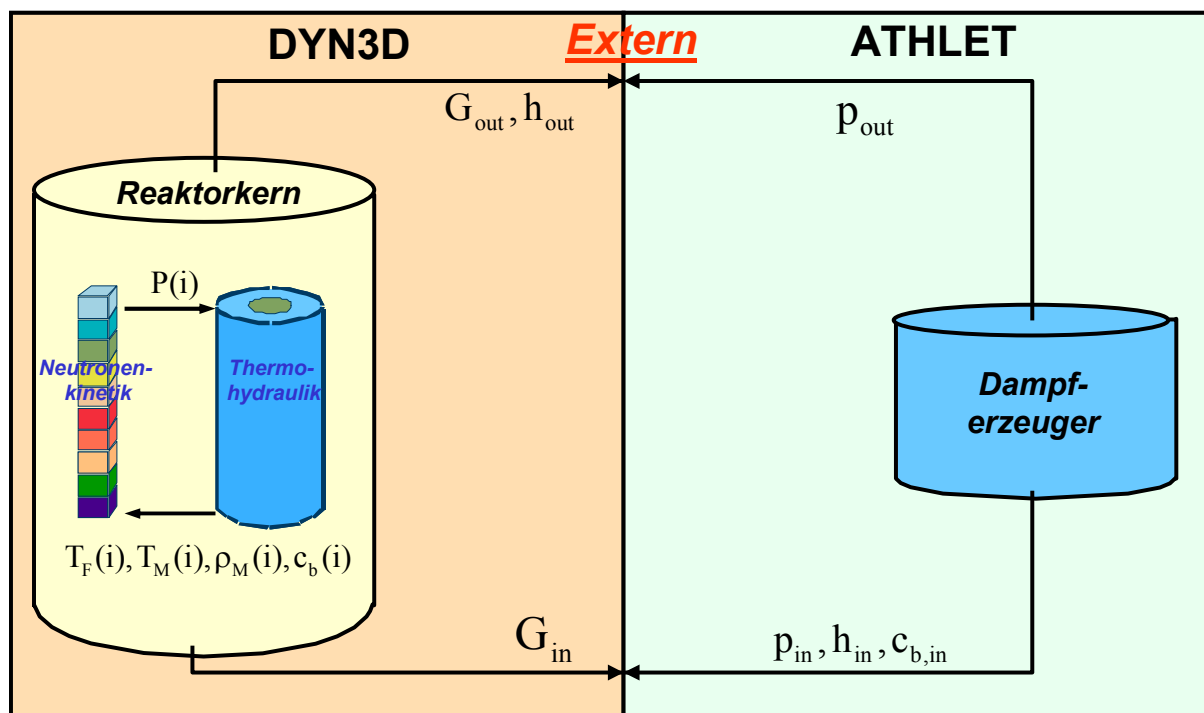


Abb. 2.2 Datenaustausch bei der externen Kopplung zwischen DYN3D und ATHLET

Beide Arten der Kopplung besitzen spezifische Vor- und Nachteile. Ausführlich wird darüber in (Grundmann, 1995) berichtet. Im Zusammenhang mit den Arbeiten zu einem Benchmark für Siedewasserreaktoren wurde als weitere Möglichkeit eine

sogenannte parallele Kopplung entwickelt, die sich als sehr effektiv bezüglich der numerischen Stabilität und des Detailliertheitsgrades der Modellierung erwiesen hat (Grundmann, 2004). Dabei wird die Thermohydraulik der gesamten Reaktoranlage einschließlich des Kerns mit ATHLET modelliert. Die Randbedingungen für den Kern werden an DYN3D übergeben, das Neutronenkinetik und Thermohydraulik des Kerns konsistent löst (Abb. 2.3). Die Thermohydraulik des Kerns kann dabei effektiv, mit wesentlich geringerem Rechenaufwand als mit der internen Kopplung, bei einer Auflösung von einem Kühlkanal pro Brennelement modelliert werden, wobei die Stabilität besser als bei Einsatz der externen Kopplung ist.

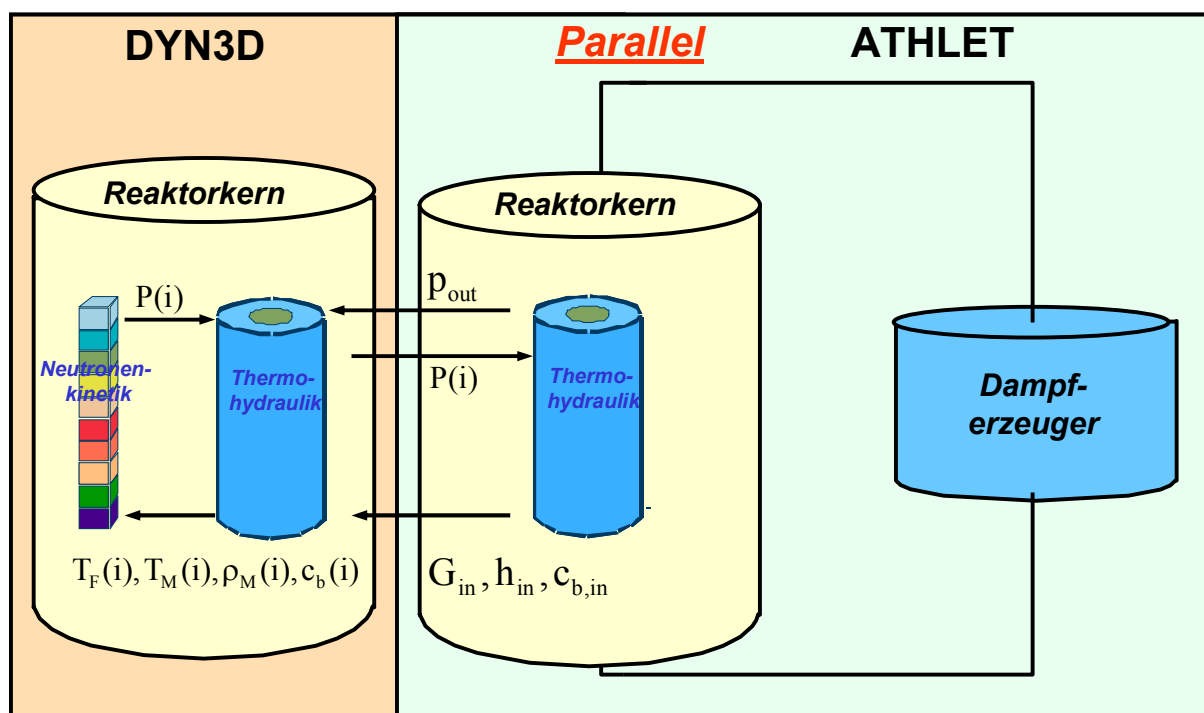


Abb. 2.3 Datenaustausch bei der parallelen Kopplung zwischen DYN3D und ATHLET

2.4 Validierung des Programmsystems DYN3D/ATHLET

Einen breiten Raum bei der Entwicklung der gekoppelten Programmsysteme nimmt die Validierung ein. Während die Teilmodelle, also Neutronenkinetik und Thermohydraulik, bereits einen guten Stand der Validierung an Hand von Experimenten an thermohydraulischen Versuchsanlagen und Nullleistungsreaktoren erreicht haben, besteht für die Kopplung weiterer Validierungsbedarf. Das betrifft vor allem die Wechselwirkung des Reaktorkerns mit den übrigen Anlagenkomponenten. Für die Validierung der gekoppelten Programmsysteme werden aber Experimente

und Transienten benötigt, zu denen sowohl Thermohydraulik- als auch Neutronenkinetik-Messdaten verfügbar sind. Dafür kommen eigentlich nur Messdaten aus Kernkraftwerken (KKW) in Frage, da thermohydraulische Versuchsanlagen keine Modellierung ortsabhängiger Neutronenkinetik ermöglichen und an Nullleistungsreaktoren mit zuverlässigen Messdaten zur Neutronenkinetik die Thermohydraulik keine Bedeutung hat. Messdaten aus KKW liegen allerdings meist nur für betriebsnahe Transienten vor. Deshalb ist auch der internationale Programmvergleich an Testaufgaben zur Störfallsimulation ein wichtiger Bestandteil der Validierungsaktivitäten für gekoppelte Programmsysteme.

Auch die Validierung des Programmsystems DYN3D/ATHLET basiert auf den beiden genannten Säulen. Mit dem Programmsystem DYN3D/ATHLET wurden im Rahmen von internationalen Benchmarks u.a. drei Störfallsimulationen mit anschließendem Vergleich mit Ergebnissen anderer Programmsysteme durchgeführt. Zwei dieser Benchmarks wurden durch den Autor definiert (Kliem, 1997; Kliem, 2000). Mit dem Programmsystem DYN3D/ATHLET wurden in den letzten Jahren eine Reihe von Betriebstransienten und Inbetriebnahmeexperimenten an verschiedenen KKW nachgerechnet. Mehrheitlich handelte es sich dabei um KKW mit WWER-Reaktoren. Neben dem Vergleich mit Messdaten wurden bei der Mehrzahl der Transienten zusätzlich auch Vergleiche mit den Ergebnissen der Nachrechnungen mit anderen Programmsystemen durchgeführt.

Tab. 2.1 gibt einen Überblick über die Validierungsrechnungen mit DYN3D/ATHLET. Neben dem jeweils betrachteten Prozess und KKW sind auch die Publikationen aufgeführt, in denen die Nachrechnungen dokumentiert und der Vergleich mit den Messdaten bzw. den Ergebnissen anderer Programmsysteme analysiert wurden.

Tab. 2.1 Übersicht über die Validierungsrechnungen mit DYN3D/ATHLET

N°	Prozess	Reaktor	Publikation
1	5. Dynamisches AER Benchmark: Bruch des Frischdampfsammlers	WWER-440	Kliem, 2007
2	OECD Benchmark: Bruch einer Frischdampfleitung	Three Miles Island-1 (DWR)	Grundmann, 2003
3	6. Dynamisches AER Benchmark: Bruch einer Frischdampfleitung	WWER-440	Kliem, 2007
4	OECD Benchmark: Bruch einer Frischdampfleitung	WWER-1000	Kliem, 2008b
5	Abschalten einer von vier Hauptumwälzpumpen bei Volllast	Balakovo-1 (WWER-1000)	Grundmann, 1998
6	Verzögerte Auslösung der RESA bei 50 % Leistung	Greifswald-5 (WWER-440)	Kliem, 1998
7	Abschalten einer von drei Hauptumwälzpumpen bei 75 % Leistung	Saporozhye-6 (WWER-1000)	Rohde, 2000
8	Schneller Lastabwurf bei Volllast	Saporozhye-6 (WWER-1000)	Rohde, 2000
9	Abschalten einer von zwei Speisewasserpumpen bei Volllast	Balakovo-4 (WWER-1000)	Mittag, 2001
10	Lastabwurf einer Turbine auf Eigenbedarf	Loviisa-1 (WWER-440)	Hämäläinen, 2002
11	Abschalten zweier benachbarter Hauptkühlmittelpumpen bei 90 % Leistung	Kozloduy-6 (WWER-1000)	Grundmann, 2001
12	OECD Benchmark: Turbinenschnellschluss mit verzögerter RESA	Peach Bottom (SWR)	Grundmann, 2004
13	Einwerfen eines Regelstabes bei Volllast	Bohunice-3 (WWER-440)	Vanttola, 2005
14	Abschalten einer von drei Hauptkühlmittelpumpen bei 65 % Leistung	Kozloduy-6 (WWER-1000)	Vanttola, 2005
14	OECD Benchmark: Unterkühlungstransiente bei 30 % Leistung	Kozloduy-6 (WWER-1000)	Kliem, 2006

Die Analyse sämtlicher Nachrechnungen, die hier nicht dargestellt werden soll, bestätigt dem Programmsystem DYN3D/ATHLET einen sehr guten Validierungsstand. Uneingeschränkt gilt diese Aussage für die Prozesse, in denen sich keine größeren Temperaturunterschiede zwischen den Kühlschleifen des Reaktors herausgebildet haben.

Bei asymmetrischen Störungen des Primärkreislaufes, so z.B. in den Rechnungen mit dem Bruch einer Frischdampfleitung, in deren Verlauf sich Temperatur-

unterschiede von bis über 100 K zwischen den Schleifen des Primärkreislaufes einstellen, hat die Behandlung der Vermischung des Kühlmittels aus den einzelnen Schleifen einen entscheidenden Einfluss auf die Leistungsfreisetzung im Reaktorkern. Fehlende adäquate Vermischungsmodelle stellen eine deutliche Einschränkung des Anwendungsbereiches der gekoppelten Programmsysteme dar. Um die Ergebnisse der Frischdampfleckrechnungen der einzelnen Programmsysteme besser miteinander vergleichen zu können, wurden in den Definitionen der entsprechenden Benchmarks konkrete Vorgaben für die Kühlmittelvermischung im RDB gemacht, die durch die Teilnehmer an den Rechnungen umzusetzen waren.

Das unterstreicht noch einmal, dass gerade im Hinblick auf den vorgesehenen Einsatz dieser Programme für die Analyse von Störfällen mit asymmetrischer, externer Störung des Reaktorkerns die Entwicklung und Implementierung zusätzlicher Modelle zur Behandlung der Kühlmittelvermischung für diese Programme notwendig sind.

Ansatzweise waren die erwähnten Unterschiede in der Leistungsfreisetzung bereits bei kleineren Temperaturunterschieden bei der Nachrechnung von Betriebstransienten zu beobachten (Kliem, 2006).

3 Die Versuchsanlage ROCOM

Die Versuchsanlage ROCOM (**RO**ssendorf **CO**olant **M**ixing **M**odel) wurde zur experimentellen Untersuchung der Kühlmittelvermischung im RDB von Druckwasserreaktoren aufgebaut (Grunwald, 2003; Prasser, 2003; Kliem, 2008e). Sie bildet den RDB eines Kernkraftwerks vom Typ KONVOI (1300 MW_{el}) im Maßstab 1:5 nach. Bis zum Kerneintritt sind alle wesentlichen Komponenten geometrisch ähnlich ausgeführt. Für die Vermischungsuntersuchungen vom kalten Strang der Kühlmittelschleife bis zum Eintritt in den Reaktorkern wurden folgende Details berücksichtigt:

Kühlmitteleintrittsstutzen

- Innendurchmesser
- konische Erweiterung im Flanschbereich
- Krümmungsradius am Übergang zur Reaktorinnenwand

Ringraum

- Innen- und Außenradien, Höhe, Distanzhalter
- zylindrische Durchführungen zu den Austrittsstutzen
- diffusorartige Querschnittserweiterung unterhalb der Stutzenzone
- unteres Plenum
- Krümmung der Innenwand der Bodenkalotte
- perforierte Siebtonne
- Kerneintritt
- Kerntrageplatte mit Nachbildung der originalen Perforation

Der jeweils letzte Krümmer der Hauptkühlmittelleitung vor dem Reaktoreintritt wurde in die geometrisch ähnliche Nachbildung mit einbezogen. Der Rest der Schleifen einschließlich der Hauptumwälzpumpen ist nicht geometrisch ähnlich, sondern nur bezüglich des enthaltenen Wasservolumens maßstäblich gestaltet. Abb. 3.1 zeigt ein Foto des aus Plexiglas gefertigten RDB und ein Schema der Versuchsanlage.

Die Nominalgeschwindigkeit in der Versuchsanlage wurde gegenüber dem Originalreaktor um den Faktor 5 heruntersetzt. Damit ergeben sich für die Versuchsanlage identische Kühlmittelumlaufzeiten.

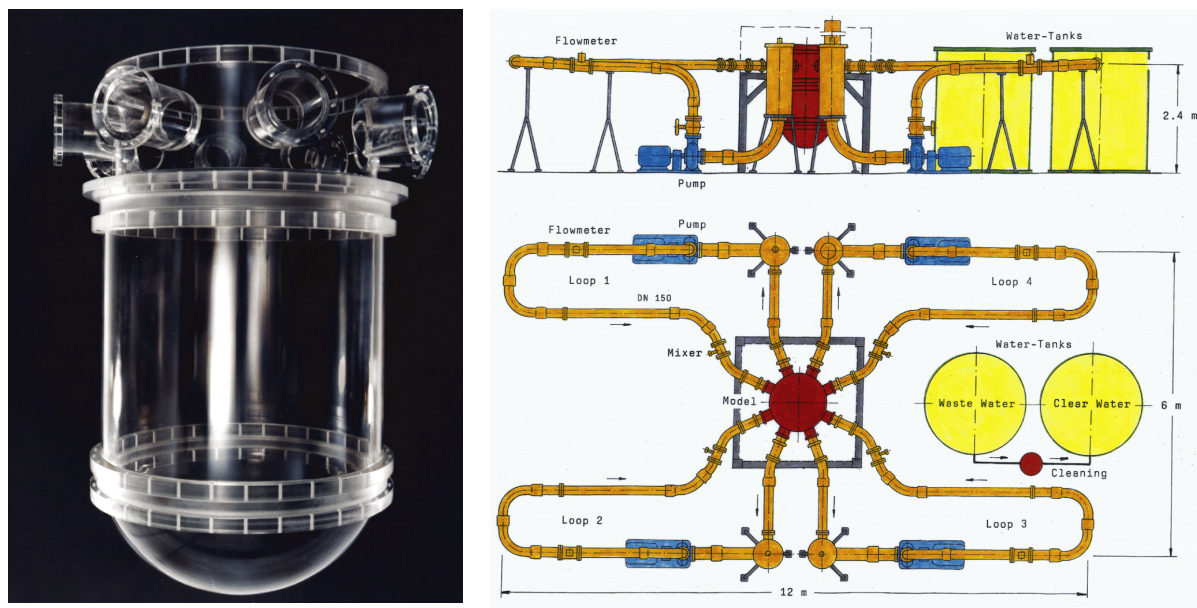


Abb. 3.1 Foto des RDB und Schema der Versuchsanlage ROCOM

In den Experimenten an dieser bei Umgebungsbedingungen mit Wasser betriebenen Versuchsanlage werden Unterschiede in der Borkonzentration durch Zugabe einer die elektrische Leitfähigkeit beeinflussenden Tracerlösung (NaCl-Lösung) simuliert. Die Versuchsanlage ist mit einer Messtechnik ausgestattet, die eine räumlich und zeitlich hochauflösende Messung der Verteilung der Tracerkonzentration ermöglicht. Hierfür werden spezielle Gittersensoren eingesetzt (Prasser, 2003), die auf der Messung der elektrischen Leitfähigkeit beruhen. Insgesamt sind an der Versuchsanlage bis zu 9 Gittersensoren mit insgesamt ca. 4000 Einzelmessstellen im Einsatz. Gittersensoren sind u.a. in den Eintrittsstutzen, im Ringraum und in der Kerneintrittsebene installiert (siehe Abb. 3.2).

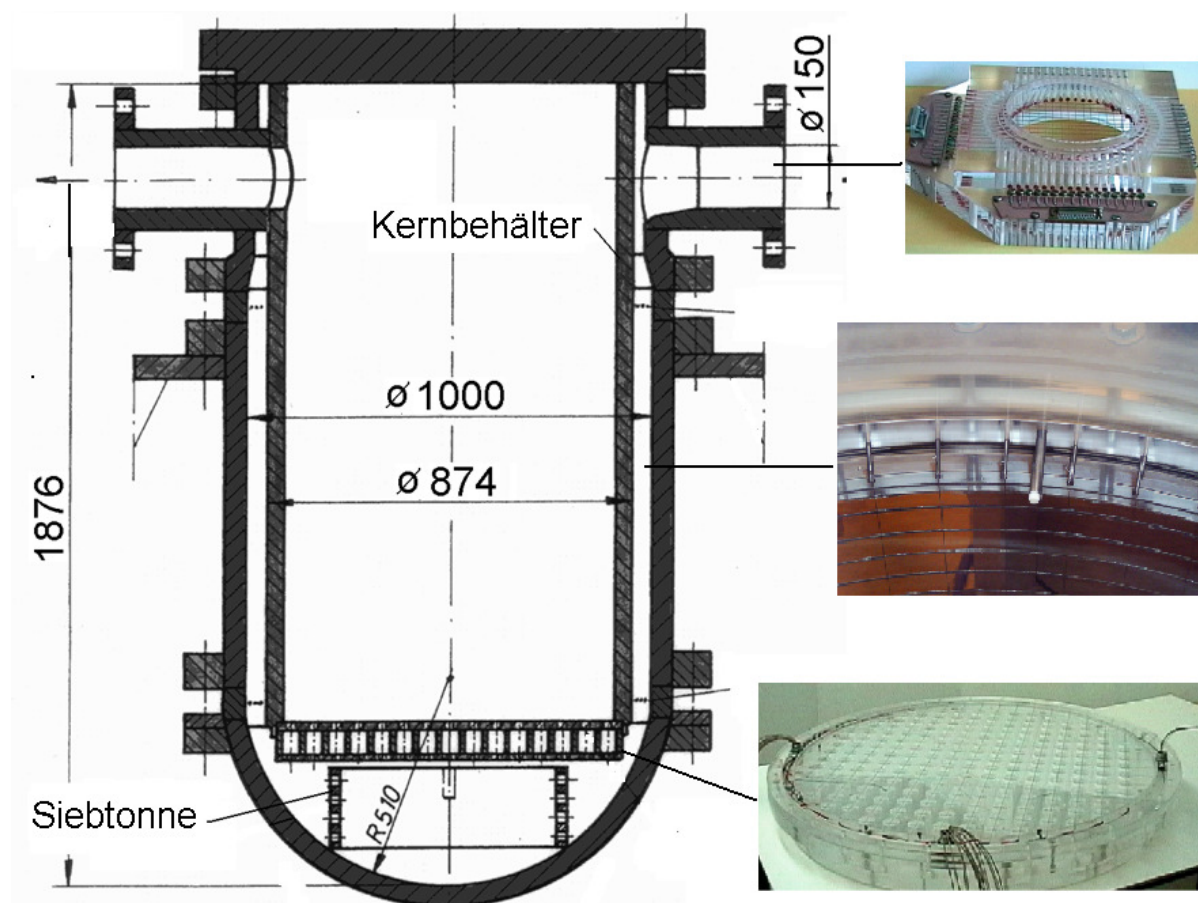


Abb. 3.2 Schema des RDB mit Fotos der Gittersensoren im Eintrittsstutzen, Ringraum und in der Kerneintrittsebene

Bei den turbulenten Vermischungsmechanismen stellen sich Verteilungen des Tracers ein, die auf die Borkonzentration übertragen werden können, indem die örtlichen Änderungen der Tracerkonzentration bzw. der Borkonzentration auf die Amplitude der jeweiligen Störung am Eintritt in die Versuchsanlage bzw. den Reaktor bezogen werden. Die zeitabhängige Tracerkonzentration c_{NaCl} an jeder Messposition kann auf diese Weise entsprechend Gl. 3.1 durch einen dimensionslosen Vermischungsskalar Θ ausgedrückt werden (Höhne, 2003):

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{c_{\text{NaCl}}(x, y, z, t) - c_{\text{NaCl},0}}{c_{\text{NaCl},P} - c_{\text{NaCl},0}} \quad \text{Gl. 3.1}$$

$c_{\text{NaCl},P}$ und $c_{\text{NaCl},0}$ sind dabei entsprechend die Tracerkonzentrationen im Pfropfen und in der Versuchsanlage.

Die Tracerkonzentration kann auch als Analogon für die Verteilung der Unterborierung aufgefasst werden. Dann entspricht der Vermischungsskalar der normierten Deborierung. Die Borkonzentration ergibt sich dann als

$$c_b(x, y, z, t) = \theta(x, y, z, t) \cdot (c_{b,P} - c_{b,0}) + c_{b,0} \quad \text{Gl. 3.2}$$

$c_{b,P}$ und $c_{b,0}$ sind dabei entsprechend die Borkonzentrationen im Pfropfen und im Reaktor.

Zeitverläufe der Borkonzentration können somit aus dem Vermischungsskalar unter Bezugnahme auf diese Anfangsbedingungen berechnet werden. Eventuell unterschiedliche molekulare Diffusionskoeffizienten für das beigemischte Bor (Reaktor) oder Tracersalz (Versuchsanlage) spielen bei diesen turbulenten Vermischungsvorgängen nur eine untergeordnete Rolle, da die Vermischung auf Grund des turbulenten Austausches erfolgt.

Auf Grund der geometrischen Ähnlichkeit zwischen Versuchsanlage und Originalreaktor und der Einhaltung der Durchlaufzeit des Kühlmittels können Zeitverläufe an jeder Messposition innerhalb des RDB direkt auf die entsprechende Position im Originalreaktor übertragen werden.

4 Bisherige Modellierungsansätze für die Kühlmittelvermischung

Die Strömung von Fluiden wird durch die Impulstransportgleichung beschrieben. In ihrer allgemeinsten Form für kompressible Medien mit veränderlicher Viskosität lautet sie:

$$\rho \cdot \left(\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \nabla) \vec{v} \right) = \vec{F} - \nabla p + \mu \cdot \Delta \vec{v} \quad \text{Gl. 4.1}$$

Zusammen mit der Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \cdot \vec{v}) = 0 \quad \text{Gl. 4.2}$$

bildet sie das System der Navier-Stokes-Gleichungen.

Da diese Gleichungen zum heutigen Zeitpunkt nur in einem sehr eingeschränkten Anwendungsbereich ohne zusätzliche Modellannahmen lösbar sind (falls es sich nicht um eine laminare Strömung handelt, ist dies der Bereich, der sich der direkten numerischen Simulation erschließt), müssen für die praktische Lösung von Strömungsaufgaben vereinfachende Annahmen getroffen werden. Zur Anwendung auf turbulente Strömungen werden heute in der Regel dreidimensionale numerische Strömungsberechnungsprogramme, so genannte Computational Fluid Dynamics Codes (CFD) eingesetzt. In diesen Programmen sind die oben genannten Gleichungen meistens in Reynolds-gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen überführt, die dann durch geeignete Turbulenzmodellierung ergänzt werden. Diese CFD-Programme eignen sich für die Modellierung der Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB. Generell ist ihr Einsatz für Analysen in der Reaktorsicherheit auch für Anwendungen mit Zweiphasenströmungen in Vorbereitung. Der praktikable Einsatz dieser Programme wird allerdings stark durch die sehr langen Rechenzeiten (z.B. liegen sie für die Simulation der einphasigen Kühlmittelvermischung innerhalb des

RDB eines DWR beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe im Bereich von Tagen oder Wochen) beeinträchtigt.

Im Bereich der Reaktorsicherheit werden für die Strömungsberechnungen im Kühlkreislauf hauptsächlich die oben erwähnten fortgeschrittenen eindimensionalen thermohydraulischen Systemprogramme eingesetzt. Die CFD-Programme können aller Voraussicht nach mittelfristig die Strömungsberechnungen innerhalb des Reaktordruckbehälters übernehmen. Dazu müssen sie mit den Systemprogrammen, die die Strömung in den Kühlschleifen beschreiben, gekoppelt werden. Erste Ansätze der Kopplung von System- und CFD-Programmen (zunächst für einphasige Strömungsbedingungen) sind in (Bertolotto, 2009) und (Papukchiev, 2009) beschrieben.

Allerdings sind neben der direkten Programmkopplung weitere Anstrengungen zur Validierung notwendig.

Für eine adäquate Verbindung von den in guter Näherung als eindimensional beschreibbaren Kühlschleifen mit dem dreidimensionalen Kernmodell wurden in einer Reihe von gekoppelten Programmsystemen verschiedene Ansätze zur Modellierung der Kühlmittelvermischung angewandt. Die wichtigsten bekannten Ansätze sind im Folgenden kurz dargestellt und werden hinsichtlich ihrer Modellierung der Kühlmittelvermischung analysiert.

4.1 Thermohydraulisches Anlagenprogramm mit feiner Auflösung des Rechenbereiches (ATHLET)

Allgemeines

Im bereits genannten Programm ATHLET wird das thermohydraulische System des Reaktors durch thermofluiddynamische Objekte dargestellt. Eindimensionale partielle Differentialgleichungen beschreiben den Transport des Kühlmittels in jedem Objekt des thermohydraulischen Systems, die zur Lösung in gewöhnliche Differentialgleichungen überführt werden. Das fortgeschrittenste Modell zur Beschreibung des Thermofluidsystems ist das 2-Fluid-Modell mit separaten Erhaltungsgleichungen für Masse, Energie und Impuls der flüssigen und der gasförmigen Phase (Austregesilo, 2006).

Auf Grund der oben erwähnten Formulierung für nur eine Raumdimension gibt es nur eine Geschwindigkeitskomponente. Die viskosen Reibungsterme werden in ATHLET durch Reibungskräfte modelliert.

Die Bilanzgleichungen für die Integration der Impulsgleichungen für die Dampf- und die flüssige Phasen lauten (Gl. 2.31 und 2.32 in (Austregesilo, 2006)):

$$\begin{aligned} & \frac{\rho_g}{A} \frac{\partial(v_g A)}{\partial t} - \frac{\rho_g v_g}{A} \frac{\partial A}{\partial t} + \frac{\rho_g}{2} \frac{\partial(v_g v_g)}{\partial s} + \frac{\partial P}{\partial s} = & \text{Gl. 4.3} \\ & -(1-\alpha)(\rho_f - \rho_g)gf\left(\frac{\partial\alpha}{\partial s}, d\right) - \frac{\tau_i}{\alpha} + \frac{\Psi v_\Gamma}{\alpha} - \frac{\Psi v_v}{\alpha} \\ & -\rho_g g - f_w + \frac{S_g}{\alpha A} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \frac{\rho_f}{A} \frac{\partial(v_f A)}{\partial t} - \frac{\rho_f v_f}{A} \frac{\partial A}{\partial t} + \frac{\rho_f}{2} \frac{\partial(v_f v_f)}{\partial s} + \frac{\partial P}{\partial s} = & \text{Gl. 4.4} \\ & +\alpha(\rho_f - \rho_g)gf\left(\frac{\partial\alpha}{\partial s}, d\right) + \frac{\tau_i}{(1-\alpha)} - \frac{\Psi v_\Gamma}{(1-\alpha)} + \frac{\Psi v_f}{(1-\alpha)} \\ & -\rho_f g - f_w + \frac{S_f}{(1-\alpha)A} \end{aligned}$$

P ist hierbei der Druck, A der Strömungsquerschnitt, d der hydraulische Durchmesser, g die Erdbeschleunigung, s der Weg, α der Volumendampfgehalt, v_f und v_g die Geschwindigkeit sowie ρ_f und ρ_g die Dichte der flüssigen bzw. der Dampfphase. ρ_m bezeichnet die Gemischdichte und wird aus

$$\rho_m = \alpha\rho_g + (1-\alpha)\rho_f \quad \text{Gl. 4.5}$$

berechnet.

Die Integration wird dabei über eine Junction, die die Mittelpunkte zweier benachbarter Kontrollvolumina miteinander verbindet, ausgeführt. In den zu lösenden Gleichungen sind alle wirkenden Kräfte als Druckdifferenzen ausgedrückt. Lösungsvariablen in ATHLET sind die Geschwindigkeiten der flüssigen und gasförmigen Phase v_f und v_g .

Die einzelnen Terme auf der rechten Seite in Gl. 4.3 für die Dampfphase kennzeichnen die folgenden Beiträge:

$(1 - \alpha)(\rho_f - \rho_g)g \left(\frac{\partial \alpha}{\partial s}, d \right)$	Wasserspiegelkraft
$\frac{\tau_i}{\alpha}$	Grenzflächenreibung
$\frac{\Psi_{V_\Gamma}}{\alpha}$	Impulstransfer durch Kondensation
$\frac{\Psi_{V_v}}{\alpha}$	Impulstransfer der Phase
$\rho_g g$	Gravitation
f_w	Wandreibung
$\frac{S_g}{\alpha A}$	Externe Impulsquelle

Die entsprechenden Terme in der Gleichung für die flüssige Phase haben eine analoge Bedeutung.

Der Bortransport wird in ATHLET durch eine zusätzliche Transportgleichung beschrieben, wobei das gelöste Bor mit der Geschwindigkeit der flüssigen Phase transportiert wird. Die Anwesenheit von Bor verändert die Eigenschaften der Flüssigkeit nicht.

Simulation der Vermischung zwischen parallelen Kanälen

Zur Simulation von Querströmung zwischen parallelen Kanälen wird in ATHLET das so genannte „Cross Connection Object“ zur Verfügung gestellt. Es wurde speziell für die Simulation der Querströmung im Ringraum und zwischen den Brennelementen im Kern entwickelt. In leicht handhabbarer Form werden dabei Querverbindungen zwischen benachbarten Kontrollvolumina der parallelen Kanäle bereitgestellt. Die Querströmung basiert genau wie die Grundströmung auf den oben angeführten Gleichungen. Das bedeutet, dass eine Querströmung nur stattfindet, wenn ein Druckunterschied zwischen zwei benachbarten Kontrollvolumina vorliegt. Turbulenter Queraustausch wird mit diesem Modell nicht erfasst.

Quasi 3D-Modellierung mit ATHLET

Für die Analysen von postulierten Störfällen in WWER-Reaktoren mit dem Programm ATHLET werden seit einigen Jahren im Kurtschatow-Institut in Moskau sehr aufwändig erstellte Eingabedatensätze eingesetzt. In diesen Datensätzen ist die gesamte Reaktoranlage in einer äußerst detaillierten Nodalisierung dargestellt. Innerhalb des RDB und auf der Sekundärseite der Dampferzeuger wird dabei eine quasi 3D-Modellierung umgesetzt. Diese Modelle werden zusammen mit der 3D-Modellierung der Neutronenkinetik innerhalb des gekoppelten Systems BIPR8/ATHLET für Analysen genutzt (Kotsarev, 2002; Kotsarev, 2003; Velkov, 2006). Für die Erstellung dieser Eingabedatensätze wurde im Kurtschatow-Institut ein spezieller 3D Präprozessor entwickelt.

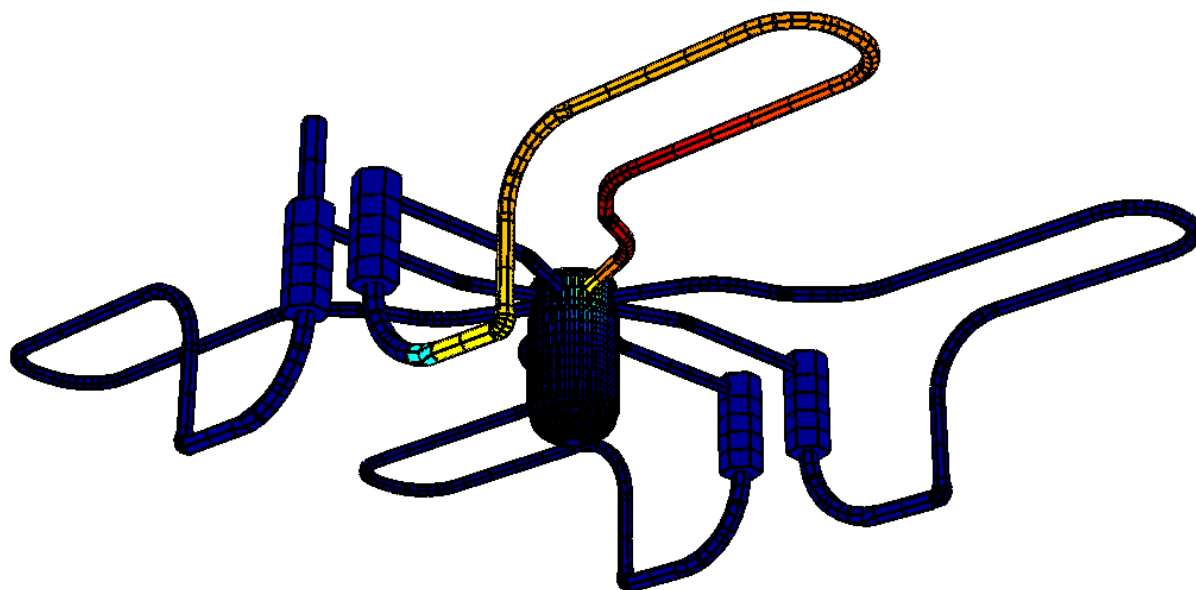


Abb. 4.1 Nodalisationsschema der ROCOM-Anlage für die Nachrechnungen mit ATHLET

Vom Forschungszentrum Dresden-Rossendorf (FZD) wurden Vermischungsexperimente an der Versuchsanlage ROCOM (siehe Abschnitt 3) zur Nachrechnung mit ATHLET zur Verfügung gestellt (Höhne, 2007). Mit Hilfe des oben erwähnten Präprozessors wurde eine sehr detaillierte Nodalisation der Versuchsanlage mit etwa 3700 ATHLET-Objekten und ca. 6000 Kontrollvolumina erstellt. Die Modellierung umfasst die gesamte Anlage einschließlich RDB, Rohrleitungen, Ausgleichsvolumina für Dampferzeuger und Druckhalter sowie Pumpen. Das Nodalisationsschema der Anlage ist in Abb. 4.1, das Nodalisationsschema des RDB in Abb. 4.2 dargestellt.

Wie aus Abb. 4.2 zu erkennen ist, wurde im Bereich des RDB eine quasi 3D-Modellierung umgesetzt. Die schon erwähnten „Cross Connection Objects“ dienen dabei als Querverbindungen zwischen den Strömungspfaden im Downcomer und unteren Plenum. Über diese Verbindungen erfolgt konvektiver Queraustausch, wobei die Reibung über die Standardkorrelationen von ATHLET berücksichtigt wird. Turbulenter Queraustausch wird, wie oben ausgeführt, von diesem Modell nicht erfasst.

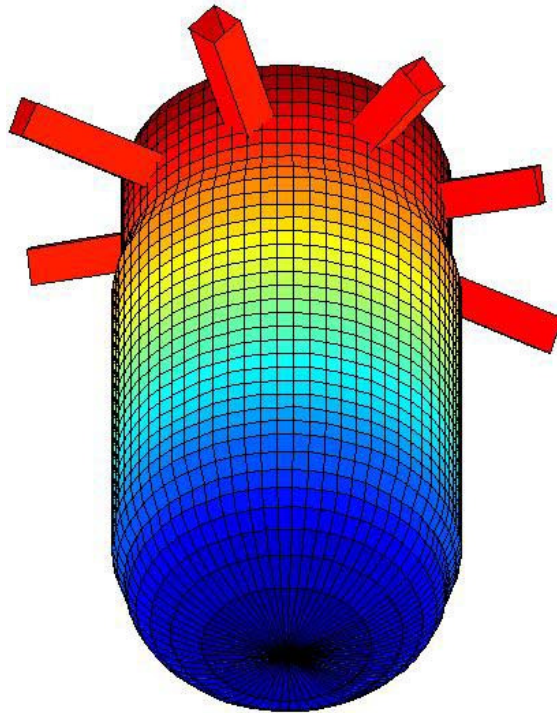


Abb. 4.2 ATHLET-Nodalisierungsschema des RDB der ROCOM-Anlage

Es wurden Vermischungsexperimente mit vier laufenden Kühlmittelpumpen und das Anfahren der ersten Hauptkühlmittelpumpe nachgerechnet. In den Experimenten mit laufenden Pumpen wird zur Modellierung eines deborierten Pfropfens eine Tracerlösung in den kalten Strang von Schleife 1 eingespeist. Im Experiment zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe wird ein deborierter Pfropfen im kalten Strang der Versuchsanlage vorgelegt, der durch den Start der Pumpe in Richtung RDB transportiert wird. Die Pumpen in den anderen drei Schleifen bleiben dabei abgeschaltet.

Die Nachrechnungen der quasistationären ROCOM-Vermischungsexperimente mit vier laufenden Pumpen mit ATHLET zeigen eine gute qualitative Übereinstimmung mit dem Experiment und CFD-Rechnungen des FZD. Für den Vergleich der Experimentalergebnisse mit den Rechnungen werden die dimensionslosen Vermischungsskalare nach Gl. 3.1 verwendet. Die mit ATHLET berechneten zeitabhängigen Borverteilungen wurden unter Verwendung von Gl. 3.2 in Vermischungsskalare umgerechnet.

Die Störung erreicht den Kerneintritt im Wesentlichen in dem Sektor, der der Schleife mit der Einspeisung zugeordnet werden kann. In der ATHLET-Rechnung wird jedoch

die „Verschmierung“ dieses Sektors infolge der turbulenten Dispersion deutlich unterschätzt (Abb. 4.3). Der Übergang von Strömung mit Bormangel zu ungestörter Strömung vollzieht sich über die Brennelementreihe auf der Symmetrielinie, die von Kühlmittel aus jeweils zwei Schleifen (das mittlere Brennelement aus allen vier Schleifen) bespeist wird. Ein geringer Quertransport erfolgt im Ringraum des ATHLET-Modells einzig auf Grund des geringfügig erhöhten Massenstroms in der Schleife mit der Einspeisung.

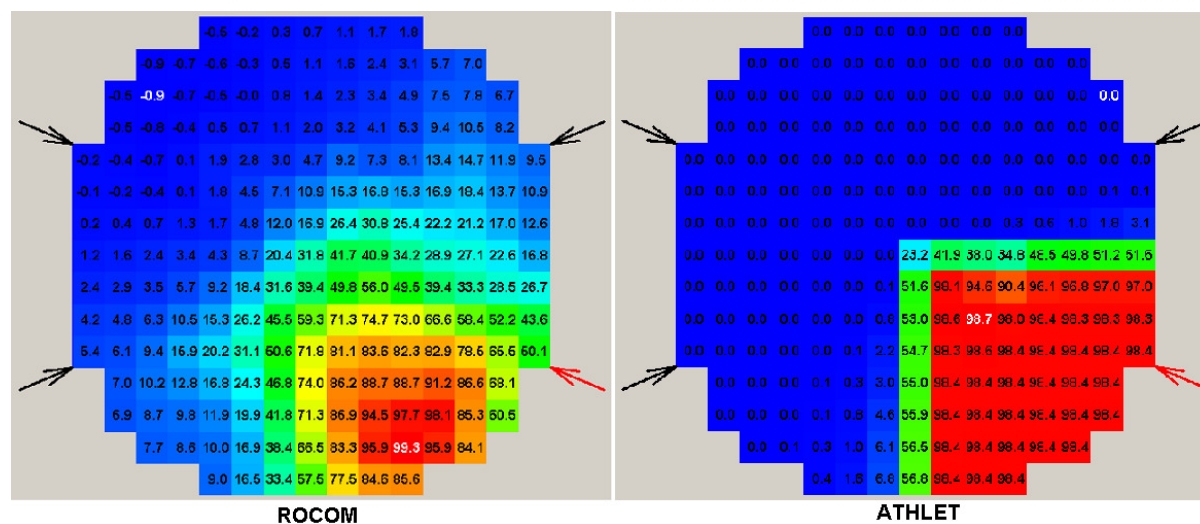


Abb. 4.3 Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene zum Zeitpunkt des Maximums des Vermischungsskalars (Dauereinspeisung bei 4-Schleifenbetrieb)

Keine gute Übereinstimmung ergibt sich dagegen für den Fall der anlaufenden Schleife. Im Experiment (sowie in entsprechenden CFD-Rechnungen (siehe z.B. Rohde, 2007)) wird beobachtet, dass sich die Strömung im Ringraum in zwei Teilströme aufteilt, welche den Kernmantel umfließen, so dass das deborierte Kühlmittel am Kerneintritt zuerst an zwei Positionen registriert wird, die der anlaufenden Schleife gegenüberliegen (Abb. 4.4).

Dort wird auch die maximale Deborierung gemessen (siehe Abb. 4.5). In der ATHLET-Rechnung dagegen erreicht die Deborierungsfront die Kerneintrittsebene genau unterhalb der anlaufenden Schleife (Abb. 4.4). Wie aus dem Vergleich der Maximalwerte des Vermischungsskalars geschlossen werden kann (Abb. 4.5), wird die Vermischung in der ATHLET-Rechnung stark unterschätzt (Maximalwert: 90.2 % im Vergleich zum Experiment: 57.5 %). Der Anfangswert im Pfropfen betrug in

beiden Fällen 100 %, die Pfropfengröße und die Anlaufkurve der Pumpe wurden für die Nachrechnung vom Experiment übernommen.

Am Beispiel des Starts der ersten Pumpe sieht man deutlich die Grenzen des Einsatzes einer derartigen quasi 3D-Näherung.

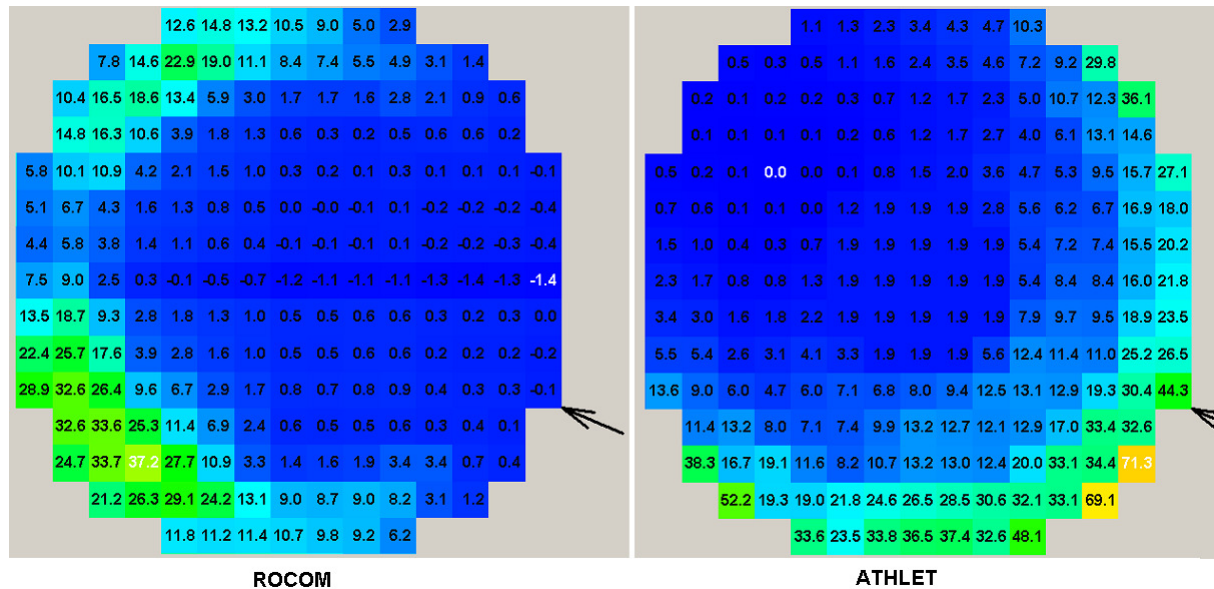


Abb. 4.4 Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene bei Eintritt des Pfropfens in die Kerneintrittsebene (Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe)

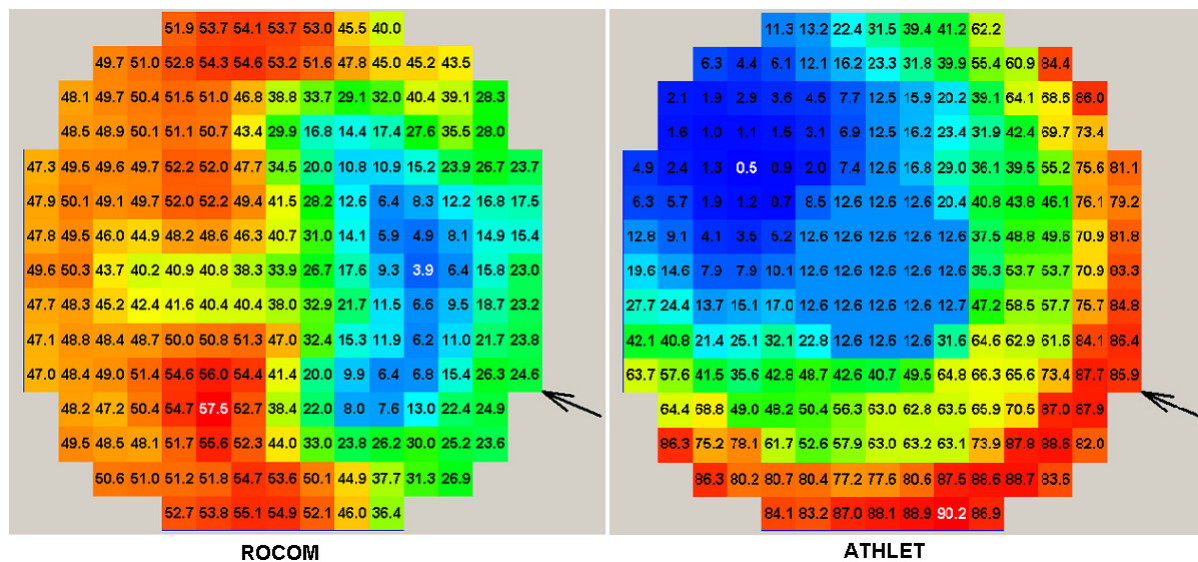


Abb. 4.5 Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene zum Zeitpunkt des Maximums (Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe)

4.2 Dreidimensionale Grobgitterformulierung (RELAP5-3D)

RELAP5-3D ist eine Weiterentwicklung des Programms RELAP5. Genau wie ATHLET ist RELAP5 ein fortgeschrittenes thermohydraulisches Systemprogramm zur Analyse von Transienten und Störfällen in Leichtwasserreaktoren. Die wesentliche Neuerung gegenüber RELAP5 ist die Möglichkeit, mehrdimensionale Strömungen in ausgewählten Komponenten der Reaktoranlage (speziell im RDB) berücksichtigen zu können. Dafür wurde eine dreidimensionale Formulierung der Erhaltungsgleichungen für Masse und Impuls (Gl. 4.1, Gl. 4.2) umgesetzt. Turbulenzmodelle sind dabei allerdings nicht implementiert.

Eine mehrdimensionale Komponente wird durch ein Grobgitter dargestellt. Typischerweise wird ein RDB in zylindrischen Koordinaten mit einigen hundert Kontrollvolumina dargestellt (Popov, 2007; Frisani, 2007).

Nachrechnung von Vermischungsexperimenten an der Versuchsanlage ROCOM

Die hoch aufgelösten Messdaten der Versuchsanlage ROCOM wurden, genau wie im Fall ATHLET, für die Einschätzung der Möglichkeiten der Modellierung der Kühlmittelvermischung innerhalb von RELAP5-3D verwendet (Frisani, 2007). Es wurde ein Eingabedatensatz mit etwa 3200 Kontrollvolumina erstellt. Der Ringraum und das untere Plenum wurden dabei unter Verwendung dreidimensionaler Komponenten in zylindrischen Koordinaten durch 440 Kontrollvolumina dargestellt.

Ebenso wie bei den ATHLET-Rechnungen wurden ein quasi-stationäres Experiment (Tracereinspeisung bei konstantem Vierschleifenbetrieb) und ein Experiment zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe nachgerechnet.

Die Nachrechnung des stationären Experiments mit RELAP5-3D ergibt qualitativ das gleiche Bild wie die oben beschriebene Nachrechnung mit ATHLET. Die gestörte Borverteilung nimmt einen scharf abgegrenzten 90° Sektor ein, der Übergang zum ungestörten Bereich erfolgt innerhalb einer Brennelementreihe (Abb. 4.6). Das Experiment dahingegen zeigt, wie oben diskutiert, eine deutliche Ausbreitung des minderborierten Kühlmittels in Querrichtung. Diese in der Rechnung verhinderte Quervermischung ist auch für die tendenziell höheren Werte des berechneten Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene verantwortlich.

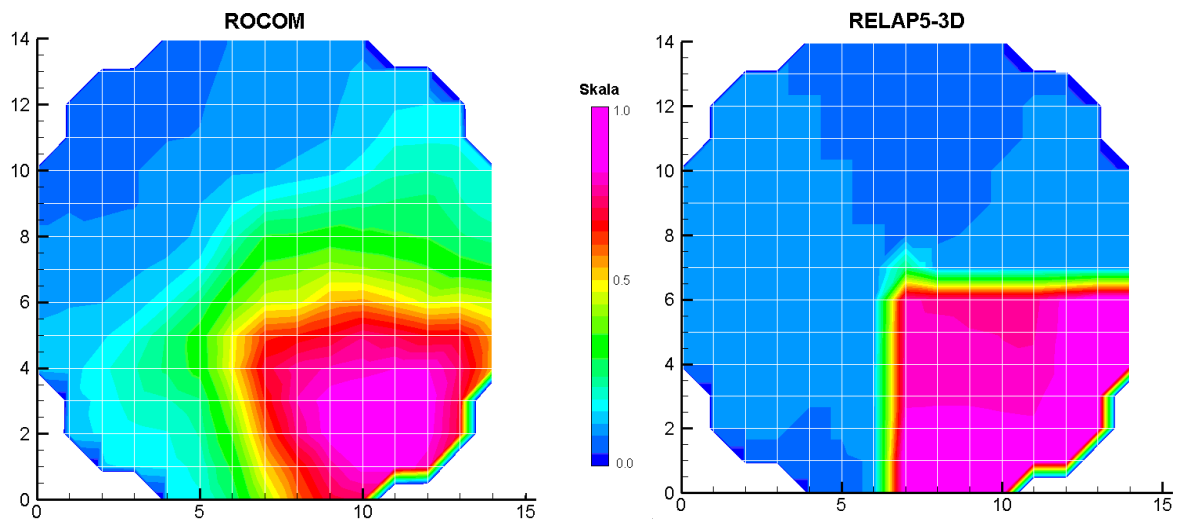


Abb. 4.6 Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene zum Zeitpunkt des Maximums (Dauereinspeisung bei 4-Schleifenbetrieb)

Beim Start der Hauptkühlmittelpumpe zeigt sich in der RELAP5-3D-Rechnung ein etwas anderes Bild als in der ATHLET-Rechnung. Ansatzweise wird die experimentell beobachtete Aufteilung des Fluidstroms aus der startenden Schleife in zwei Teile nachgebildet (Abb. 4.7). Allerdings ist deutlich zu erkennen, dass das Programm trotz der dreidimensionalen Formulierung der Impulsgleichungen nicht in der Lage ist, den experimentell beobachteten Transport des Kühlmittels auf die gegenüberliegende Seite nachzubilden.

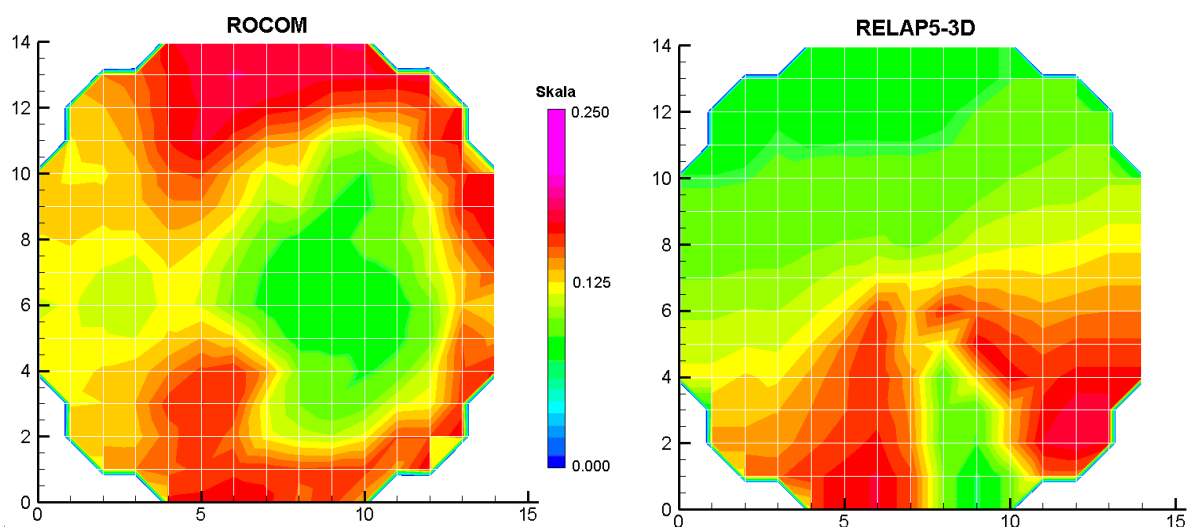


Abb. 4.7 Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene zu Zeitpunkt des ersten Maximums des Vermischungsskalars im Experiment mit Start der Pumpe

4.3 Thermohydraulisches Systemprogramm mit vorgegebenen Austauschkoefizienten (SMABRE)

Ein weiteres thermohydraulisches Systemprogramm ist SMABRE (Miettinen, 2000; Kliem, 2007). Es ist mit den schon erwähnten Programmen ATHLET und RELAP5 vergleichbar. Es basiert genau wie diese auf einer eindimensionalen Formulierung der Erhaltungsgleichungen, besitzt allerdings einen nicht so großen Modellumfang. SMABRE wird im Wesentlichen zur Analyse von Transienten eingesetzt, die aus dem Volllastzustand der Anlage starten. Die Kühlmittelschleifen werden parallel durch den Ringraum und das untere Plenum bis zum Eintritt in den Reaktorkern geführt. Turbulente Kühlmittelvermischung zwischen benachbarten Kanälen wird durch fest vorgegebene Austauschkoefizienten vor dem Eintritt in den Reaktorkern realisiert. Ein ähnlicher Ansatz ist für das obere Plenum implementiert. Diese Art der Modellierung der Kühlmittelvermischung funktioniert natürlich nur bei Mehrschleifenbetrieb. Bei Einschleifenbetrieb oder beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe ist sie nicht anwendbar.

4.4 Empirische Modellierung der Kühlmittelvermischung

Ein Inbetriebnahmeexperiment zum Start der vierten von vier Hauptkühlmittelpumpen bei einer Reaktorleistung von ca. 30 % im KKW Kozloduy-6 (WWER-1000) (Ivanov, 2006) wurde im Rahmen des „OECD VVER1000 Coolant Transient Benchmarks (V1000CT)“ mit dem gekoppelten Programmsystem DYN3D/ATHLET nachgerechnet. Für die Berücksichtigung der Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB in dieser Transiente wurde ein empirisches Modell entwickelt und in die Schnittstelle zwischen ATHLET und DYN3D implementiert (Kliem, 2006). Dieses Modell verteilt den Enthalpiestrom der einzelnen Kühlschleifen auf die verschiedenen Brennelemente und simuliert dadurch die Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB.

In dem Modell wird davon ausgegangen, dass es innerhalb des RDB eine azimuthale Vergleichmäßigung der Massenströme aus den einzelnen Schleifen gibt. Das aus den einzelnen Schleifen in den RDB eintretende Kühlmittel nimmt einen azimuthalen Bereich ein, der dem Anteil des Massenstroms der Schleife am Gesamt-massenstrom entspricht.

Bei ungleichmäßiger azimuthaler Verteilung der Kühlmiteleintrittsstutzen (wie es z.B. im im Benchmark betrachteten WWER-1000 aber auch im deutschen KONVOI-Reaktor der Fall ist) verschiebt sich die azimuthale Position des eintretenden Kühlmittels. Dieses Verhalten wird auch in quasi-stationären Vermischungsexperimenten an der Versuchsanlage ROCOM beobachtet. Abb. 4.8 zeigt die Verteilung des Vermischungsskalars am Gittersensor im Ringraum der Versuchsanlage direkt unterhalb der Stutzebene. In Schleife 1, deren azimuthale Position durch den roten Pfeil markiert ist, wird bei konstanten Schleifenmassenströmen

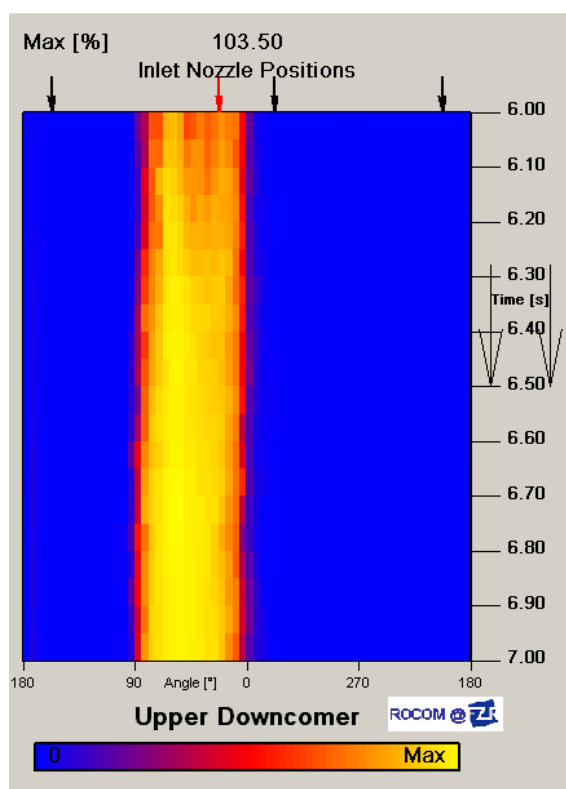


Abb. 4.8 Zeitabhängige Verteilung des Vermischungsskalars am oberen Gittersensor im Ringraum der ROCOM-Anlage

(Nominalwert in allen vier Schleifen) Tracerlösung eingespeist. Es ist deutlich zu sehen, dass das Kühlmittel aus Schleife 1 eine in Bezug auf den Eintrittsstutzen verschobene Position einnimmt. Die Größe und Richtung der Verschiebung ergibt sich aus der Anzahl der laufenden Schleifen und dem Verhältnis der Massenströme in diesen Schleifen. Ausführliche Informationen zu entsprechenden experimentellen Untersuchungen an der Versuchsanlage ROCOM sind in (Grunwald 2002) zu finden. Die sich ergebende Position wird im Weiteren als Sektorposition bezeichnet. Wie man leicht

schlussfolgern kann, ergibt sich im allgemeinen Fall eine Verschiebung der Positionen der Kühlmittelströme aller laufenden Schleifen. Die Summe der Änderungen der Winkelposition des Kühlmittels aller laufenden Schleifen ist innerhalb des Modells grundsätzlich immer Null.

Für das Modell wird weiterhin vereinfachend angenommen, dass die sich im Ringraum einstellende Kühlmittelverteilung bis zum Kerneintritt erhalten bleibt. Unter dieser Annahme kann die Position des Eintritts in jedes Brennelement einem

bestimmten Sektor zugeordnet werden. Änderungen im Massenstrom der laufenden Schleifen werden bei der Bestimmung der Sektorpositionen berücksichtigt. In der gekoppelten DYN3D/ATHLET-Rechnung werden mit Hilfe des implementierten Modells bei jedem Zeitschritt die Positionen der einzelnen Sektoren und die dazugehörigen Brennelemente neu bestimmt. Auf diese Weise werden sowohl die Aufweitung oder Verkleinerung eines Sektors in Folge des Starts oder dem Auslaufen einer Hauptkühlmittelpumpe als auch die azimutale Verschiebung der verschiedenen Sektoren in Abhängigkeit von der Anzahl der laufenden Pumpen berücksichtigt.

Weiterhin berücksichtigt das Modell den Kühlmittelaustausch zwischen benachbarten Sektoren zur Simulation der turbulenten Vermischung innerhalb des RDB. Entsprechende Koeffizienten für den Austausch können eingegeben werden.

Dieses Modell wurde mit Hilfe einer Rechnung mit dem CFD-Programm CFX-5 validiert. Nähere Einzelheiten zum CFD-Modell sind in (Kliem, 2006) zu finden. Unter Verwendung der Randbedingungen aus dem oben genannten Benchmark wurde das zeitabhängige Temperatur- und Geschwindigkeitsfeld während des Starts der vierten von vier Hauptkühlmittelpumpen mit CFX-5 berechnet. Zur Markierung der Strömung aus den einzelnen Schleifen wurden in dieser Rechnung vier passive Skalare definiert. Diese Skalare werden mit dem Fluid mittransportiert und unterliegen der turbulenten Dispersion, beeinflussen aber selbst nicht das Strömungsfeld. Die Transportgleichung wird für jeden Skalar gelöst und liefert zu jedem Zeitpunkt den Anteil der Strömung aus den vier Schleifen am Eintritt in jedes Brennelement. Diese Daten können direkt mit den Ergebnissen der gekoppelten DYN3D/ATHLET-Rechnung unter Anwendung des oben beschriebenen empirischen Sektormodells verglichen werden.

Abb. 4.9 zeigt einen direkten Vergleich der Strömungsanteile aus der startenden (N°3) und der benachbarten Schleife zu verschiedenen Zeitpunkten während des Anlaufprozesses. Eine sehr gute qualitative Übereinstimmung ist zwischen der Rechnung mit CFX und dem Sektormodell zu erkennen. Die Aufweitung des Sektors beim Start der Pumpe wird vom Sektormodell in der gleichen Weise wie in der Rechnung mit CFX wiedergegeben. Dasselbe gilt für die Verkleinerung und die Verschiebung des benachbarten Sektors. Was durch das Modell nicht erfasst wird,

ist die Vermischung an den Außenseiten der Sektoren. Aber wie zu sehen ist, betrifft das nur wenige Brennelemente und die Vernachlässigung dieses Effekts hat nur einen geringen Einfluss auf die berechnete Reaktorleistung (siehe unten).

Aus dem Vergleich kann geschlossen werden, dass das Sektormodell in der Lage ist, die realen Transportphänomene während solcher Prozesse gut nachzubilden.

Im Prinzip stellt es eine Weiterentwicklung der im Abschnitt über SMABRE beschriebenen fest vorgegeben Austauschkoefizienten dar.

Es ist allerdings auch klar, dass für eine Anwendung des Modells mindestens zwei Schleifen laufen müssen. Für den Start der Hauptkühlmittelpumpe bei ruhendem Fluid in der gesamten Anlage ist das Modell nicht geeignet.

In der zweiten Phase des hier genannten Benchmarks (Frischdampfleck in einem WWER-1000 Reaktor) wurde der Einfluss auf die Reaktorleistung durch eine Vergleichsrechnung quantifiziert (Kliem, 2008b). Während der Rekritikalitätsphase erhöhte sich die Kernleistung in der gekoppelten Rechnung mit Verwendung des vereinfachten Sektormodells bis auf 1953 MW; bei Verwendung der Ergebnisse einer CFX-Rechnung wurde eine Maximalleistung von 1748 MW ermittelt. Diese 10 % Unterschied sind für die angenommenen Vereinfachungen ein akzeptabler Wert. Zudem liefert das vereinfachte Modell konservative Resultate.

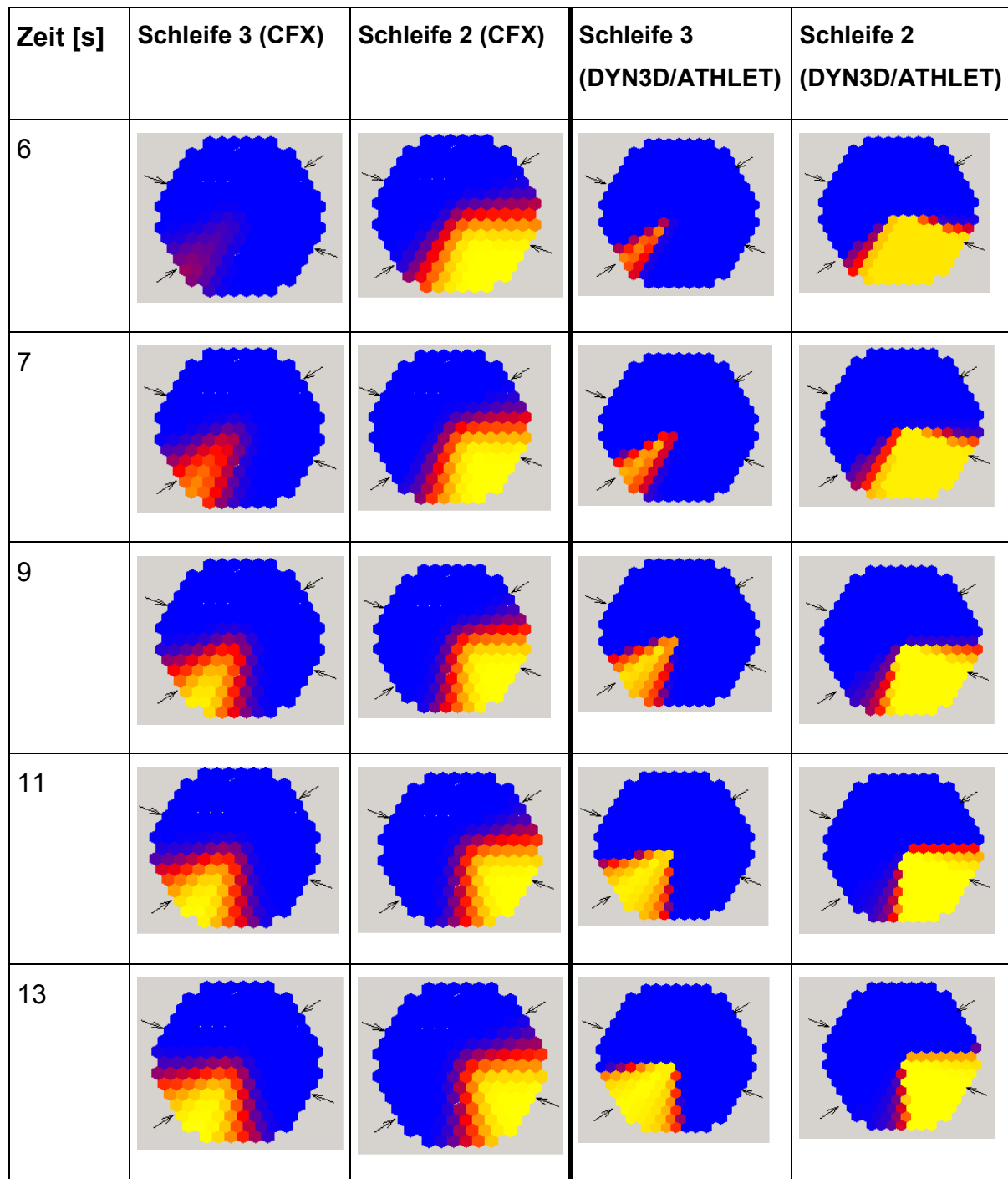


Abb. 4.9 Formierung der Sektoren in der CFX-5 Rechnung und im empirischen Sektormodell (DYN3D/ATHLET) während des Starts der vierten von vier Hauptkühlmittelpumpen (Schleife 3)

4.5 Zweidimensionales Berechnungsmodell (KAMERA)

Nachfolgend ist der im Programm KAMERA (Bykov, 2005) umgesetzte Ansatz beschrieben. Das Programm KAMERA dient der Berechnung des Kühlmitteltransports und der –vermischung innerhalb des RDB von DWR. Es wird zur

Strömungsberechnung vor (Ringraum und unteres Plenum) und nach (oberes Plenum) dem Reaktorkern angewandt. Dieses Modell basiert auf einer zweidimensionalen Formulierung der Erhaltungsgleichungen für das einphasige Kühlmittel. Die Strömung wird dabei als inkompressibel betrachtet. Die Vermischung wird durch turbulenten Massen- und Wärmetransport beschrieben. Dazu werden turbulente Diffusionskoeffizienten für den Stoff- bzw. Wärmetransport eingeführt. Diese Koeffizienten hängen ausschließlich von der Reynolds-Zahl ab. Die Strömungsfelder im Ringraum und im unteren Plenum werden getrennt berechnet. An der Schnittstelle beider Felder können Unstetigkeiten, wie z.B. eine Sektorverschiebung, durch die manuelle Eingabe eines Verschiebungswinkels berücksichtigt werden. Auftriebseffekte werden in diesem Modell nicht berücksichtigt.

Das Programm kann zur Simulation der Vermischung zwischen parallelen Sektoren (z.B. im Ringraum) eingesetzt werden, wenn mehrere Schleifen in Betrieb sind. Zeitliche Veränderungen in den Schleifenmassenströmen werden berücksichtigt. Damit stellt auch dieses Modell eine erweiterte Version der oben beschriebenen Austauschkoefizienten zwischen den Schleifenmassenströmen dar. Allerdings ist auch diese Methode nicht auf Strömungszustände anwendbar, die mit dem Anlaufen der Zirkulation beginnen.

Das Modul KAMERA ist in verschiedene russische thermohydraulische Systemprogramme implementiert (u.a. in das von der russischen Aufsichtsbehörde lizenzierte Programm KORSAR).

4.6 Analytisches Vermischungsmodell für den WWER-440

Für die Bestimmung der Temperatur- und Borkonzentrationsverteilung in der Kerneintrittsebene von Reaktoren des Typs WWER-440 wurde ein analytisches Berechnungsmodell entwickelt (Ackermann, 1985; Ackermann, 1987). Dieses Modell basiert auf einem potentialtheoretischen Ansatz für die Strömung und gilt für quasistationäre Strömungsbedingungen beim Betrieb aller sechs Schleifen. In diesem Modell wird der Bereich des RDB von den Eintrittsstutzen bis zur Kerneintrittsebene in drei Gebiete unterteilt: Ringraum, unteres Plenum und Reaktorschachtboden, wobei angenommen wird, dass innerhalb des unteren Plenums keine Vermischungsprozesse stattfinden. Die Strömung im

Berechnungsraum wird als wirbelfrei und inkompressibel angesehen. Innerhalb des Ringraums werden die Gleichungen für die Stromfunktion und das Geschwindigkeitspotential in zweidimensionaler Näherung durch eine Fourierreihenentwicklung analytisch gelöst, 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 (Grundmann, 2005). Diese zwei Modellparameter können experimentell oder aus CFD-Rechnungen ermittelt werden. Das Modell wurde an Experimenten an einem 1:5 luftdurchströmten Modell des RDB eines WWER-440 und an Temperaturmessungen an Originalreaktoren desselben Typs validiert. Das analytische Vermischungsmodell ist in das Programm DYN3D implementiert und auch in der Kopplung mit ATHLET verfügbar.

Abb. 4.10 zeigt den Vergleich zwischen dem beschriebenen analytischen Modell und dem Ergebnis einer Rechnung mit dem CFD Programm CFX-4 für den Fall einer Temperaturstörung in einer Schleife bei Vollschleifenbetrieb (Kliem, 1999). Die Übereinstimmung zwischen beiden Schnittbildern ist sehr gut, was die Anwendbarkeit des analytischen Modells auf die genannten Strömungsbedingungen bestätigt. Allerdings weisen Vergleiche zwischen dem Modell und CFX qualitative Unterschiede auf, wenn die Massenströme der einzelnen Schleifen stärker voneinander abweichen (Kliem, 2000a).

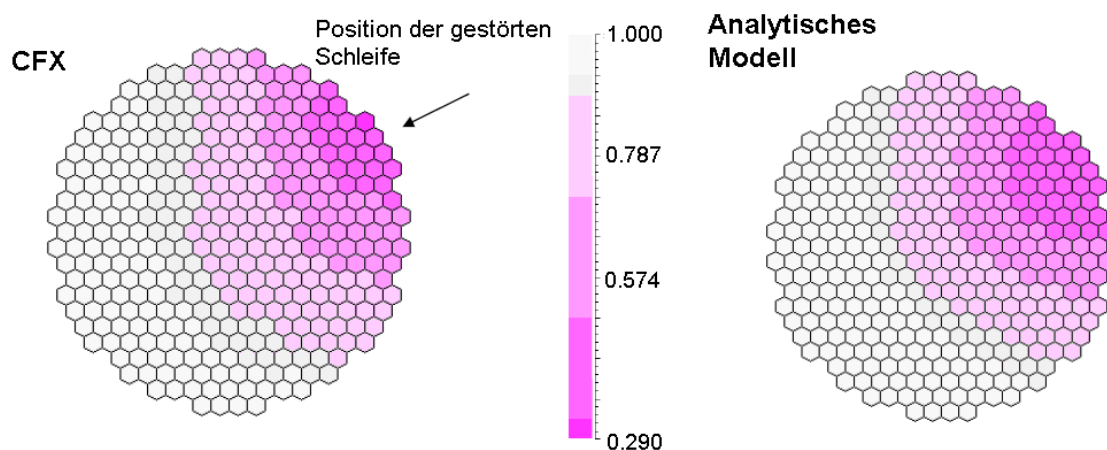


Abb. 4.10 Verteilung der normierten Temperatur in der Kerneintrittsebene bei Temperaturstörung in einer Schleife in einem WWR-440 - Vergleich zwischen analytischem Modell und einer Rechnung mit CFX

Im Rahmen der in (Grunwald, 2001) dokumentierten Arbeiten wurde versucht, den potentialtheoretischen Ansatz auf den RDB des DWR KONVOI zu übertragen. Auf Grund der großflächigen Wirbelstrukturen innerhalb des Ringraumes war es allerdings nicht möglich, für diesen Reaktortyp ein Modell basierend auf einem Potentialströmungsansatz umzusetzen.

4.7 Mehrdimensionales Zwei-Fluid-Modell (FLUBOX)

Das von der GRS entwickelte Programm FLUBOX ist in seiner ursprünglichen Variante ein zweidimensionales Zwei-Fluid Modell zur Modellierung von Strömungen in Bereichen der Reaktoranlage, in denen eine eindimensionale Modellierung als nicht ausreichend angesehen wird (Graf, 1996). Das dem Programm zugrundeliegende Modell basiert auf den Eulergleichungen. Die Programm-entwicklung war dabei speziell auf eine Zweiphasenströmung (Wasser/Dampf) ausgerichtet, in der die einphasige Strömung selbstverständlich als Teilfall enthalten ist. Das Programm FLUBOX wurde mit dem Programm ATHLET gekoppelt. Automatisiert werden dabei die Übergänge zwischen den ein- (ATHLET) und den zweidimensionalen Objekten (FLUBOX) behandelt. Das zweidimensionale Modell eignet sich insbesondere für die Darstellung des Ringraums des RDB. Die Validierung des Modells erfolgte an Experimenten zur Gegenströmung von Wasser und Dampf in der Versuchsanlage UPTF sowie an Experimenten zur aufwärtsgerichteten Zweiphasenströmung in vertikalen Rohren (Graf, 2007).

Dieses Programm wurde auf drei Raumdimensionen erweitert (Graf, 2001), um speziell die Strömungsvorgänge im unteren Plenum besser beschreiben zu können.

Bisher wurde das Modell nicht auf die einphasige Kühlmittelvermischung angewandt. Allerdings könnte es speziell auf Grund der vorhandenen Kopplung mit ATHLET perspektivisch zur Betrachtung von Borverdünnungstransienten eingesetzt werden.

4.8 Vorgabe von Vermischungskoeffizienten (MANTA)

Eine weitere Möglichkeit zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung ist die Verwendung von Vermischungskoeffizienten. Im Programm MANTA ist ein solcher Ansatz verwirklicht (Gandrille, 2000). MANTA ist ein fortgeschrittenes Systemprogramm zur Analyse von Störfällen, die nicht durch ein Leck im Primärkreislauf ausgelöst werden. Der Thermohydraulikteil des Programms basiert auf einer eindimensionalen Beschreibung der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie. Er ist damit teilweise mit den schon erwähnten thermohydraulischen Systemprogrammen ATHLET, RELAP5 und SMABRE vergleichbar.

Für Störfälle mit asymmetrischem Temperaturverhalten in den Kühlmittelschleifen (speziell: Frischdampfleck) werden die Kühlmittelschleifen getrennt durch den Downcomer und das untere Plenum bis zum Kerneintritt geführt. Das Kühlmittel wird dann auf Basis von Vermischungskoeffizienten auf die einzelnen Brennelemente verteilt. Für jedes Brennelement gibt es N Koeffizienten, wobei N die Anzahl der modellierten Kühlmittelschleifen ist. Mit Hilfe dieser Vermischungskoeffizienten wird der Massen- und Enthalpiestrom für die einzelnen Brennelemente berechnet. Dabei sind die Koeffizienten so normiert, dass die Energie- und Massenbilanz erfüllt ist. Die im Programm MANTA verwendeten Vermischungskoeffizienten wurden in Experimenten an der Hydraulikversuchsanlage LACYDON ermittelt (Gandrille, 2000).

Auf Grund der fest vorgegebenen Koeffizienten können Änderungen der Strömungsbedingungen während der Rechnung, wie die Veränderung des Massenstroms in einzelnen Schleifen oder das Auslaufen einer Hauptkühlmittelpumpe, nicht berücksichtigt werden. Auch diese Methode ist nur auf den Mehrschleifenbetrieb anwendbar.

4.9 Schlussfolgerungen über diese Ansätze

Die in den vorhergehenden Abschnitten beschriebenen Ansätze zur Berücksichtigung der Kühlmittelvermischung sind fast ausschließlich auf den Mehrschleifenbetrieb anwendbar. In diesem Anwendungsbereich zeichnen sich diese Ansätze durch unterschiedliche Flexibilität aus. Die einfachsten Ansätze arbeiten mit fest vorgegebenen Vermischungskoeffizienten und Sektorzuordnungen. Empirische Modelle, die eine Veränderung der Strömungsverhältnisse berücksichtigen, stellen die nächste Stufe dar. Am anspruchsvollsten sind die Ansätze, bei denen Gleichungen zur Beschreibung des Geschwindigkeitsfeldes verschiedener Komplexität und Dimensionalität eingesetzt werden.

Der im Programm FLUBOX verfolgte Ansatz hat die geringsten Restriktionen bezüglich der Einsatzmöglichkeiten. Vor dem Hintergrund der kürzlich erfolgten Erweiterung um ein Turbulenzmodell (Graf, 2008) könnte dieses Programm in absehbarer Zukunft zur Simulation der Kühlmittelvermischung eingesetzt werden. Allerdings liegen noch keine Informationen über die benötigten Rechenzeiten vor.

Das analytische Vermischungsmodell für den WWER-440 stellt unter den betrachteten Ansätzen eine Ausnahme dar, ist allerdings durch seine Begrenzungen leider nicht auf andere Reaktortypen und Strömungsregimes übertragbar.

Bemerkenswert ist, dass sich die Ergebnisse der quasi 3D-Modellierung mit ATHLET qualitativ nicht sehr stark von denen der dreidimensionalen Grobgitterrechnungen mit dem Programm RELAP5-3D unterscheiden.

Die bisher durchgeführten Anwendungen für den Start der Zirkulation in der Reaktoranlage waren allesamt nicht erfolgreich.

5 Das Vermischungsmodell SAPR

5.1 Grundlagen des neuen Modells

Aus der Analyse der verfügbaren Vermischungsmodelle folgt, dass es speziell an Modellen mangelt, die die Prozesse beim Anlauf der Zirkulation nachbilden. Gerade diesen Prozessen kommt in der letzten Zeit verstärkte Aufmerksamkeit zu. Dies hängt mit der Möglichkeit der in der Einführung beschriebenen inhärenten Borverdünnung im Primärkreislauf von DWR zusammen. In Deutschland werden die Prozesse, die mit der Bildung und Ansammlung von Kühlmittel mit abgesenkter Borkonzentration und zum Transport dieser minderborierten Pfropfen in den Reaktorkern zusammenhängen, im Rahmen des Aufsichtsverfahrens experimentell und numerisch untersucht (Pointner, 2003; Umminger, 2006). In anderen europäischen Ländern wird zusätzlich auch der Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen eines Pfropfens mit abgesenkter Borkonzentration in die Sicherheitsbetrachtungen einbezogen (z.B. Hemström, 2003).

Die Entwicklung des neuen Modells zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB war deshalb speziell auf Prozesse mit Anlaufen der Kühlmittelzirkulation ausgerichtet. Dieses neue Modell soll schnellrechnerisch und in das gekoppelte Programmsystem DYN3D/ATHLET integrierbar sein.

Die bisherigen Ansätze zur Modellierung der Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB haben allerdings deutlich gemacht, dass es für das Erzielen ausreichend guter Ergebnisse unerlässlich ist, einen hohen Modellierungsaufwand zu betreiben. Ergebnisse, wie sie als Randbedingungen für eine adäquate Berechnung der Leistungsverteilung im Reaktorkern benötigt werden, können bisher nur mit CFD-Methoden erzielt werden.

Die Verwendung dieser Möglichkeit ist, wie schon mehrmals dargelegt, speziell aus Rechenzeitgründen derzeit noch ausgeschlossen. Als Alternative bietet sich daher ein Ansatz an, bei dem auf das Lösen der Navier-Stokes-Gleichungen vollständig verzichtet wird. Dies ist ein systemtheoretischer Ansatz.

Wie bekannt ist, wird das Geschwindigkeitsfeld im RDB von den Eintrittsstutzen durch den Downcomer und das untere Plenum bis zur Kerntrageplatte mit den

Öffnungen für die Brennelemente durch die Navier-Stokes-Gleichungen beschrieben, die ein nichtlineares System von partiellen Differentialgleichungen darstellen. Die interessierende Transportgröße Borkonzentration c_b wird durch die Transportgleichung für einen Skalar beschrieben:

$$\frac{\partial \rho c_b}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} c_b - D_{c_b} \nabla c_b) = S \quad \text{Gl. 5.1}$$

Bezüglich der Borkonzentration c_b kann der RDB als ein lineares, aber zeitabhängiges System mit mehreren Ein- und Ausgängen betrachtet werden. Die Eingangssignale sind im allgemeinen Fall zeitabhängige Funktionen von Kühlmittelmassenstrom, -enthalpie und -borkonzentration an jedem Eintrittsstutzen. Diese Größen können an den einzelnen Eintrittsstutzen vollständig unabhängig voneinander sein. Die Ausgangssignale aus diesem System sind die gleichen Größen an jeder Brennelementposition der Kerntrageplatte. Die wichtigsten Zielgrößen sind die Borkonzentration und die Kühlmitteltemperatur in der Kerneintrittsebene, die als Randbedingungen für die Beschreibung der Thermohydraulik und Neutronenkinetik innerhalb des Kernmodells dienen.

Der wesentliche Parameter, der die Zeitabhängigkeit des Systems bestimmt, ist das Geschwindigkeitsfeld im RDB, das durch die Massenströme an den Eintrittsstutzen bestimmt wird.

Gl. 5.1 ist in analoger Weise auf den Transport einer Temperaturstörung innerhalb des RDB anwendbar. Gleiches gilt für die Salzkonzentration (bzw. den dazugehörigen Vermischungsskalar Θ nach Gl. 3.1) in Experimenten an der Versuchsanlage ROCOM.

Der Zeitverlauf der Transportgröße an einer beliebigen Position innerhalb des Systems und somit auch am gewählten Modellausgang kann dann wie folgt berechnet werden:

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \int_{\tau=0}^{\tau=t} w_{x,y,z}(\tau, t-\tau) \cdot \Theta_E(t-\tau) d\tau \quad \text{Gl. 5.2}$$

mit $\Theta_E(t) = 0$ für $t \leq \tau$,

bzw.

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \int_{\tau=0}^{\tau=t} w_{x,y,z}(\vec{v}(t-\tau)) \cdot \Theta_E(t-\tau) d\tau \quad \text{Gl. 5.3}$$

$\Theta_E(t)$ ist der Zeitverlauf des Vermischungsskalars am Eingang in das System. $w_{x,y,z}(\vec{v}(t-\tau))$ ist die Impulsantwort des Systems auf eine Anregung mit einem Dirac-Impuls $\delta(t)$ am Eingang.

Eine geschlossene Beschreibung der Abhängigkeit der Impulsantwort $w_{x,y,z}(\vec{v}(t-\tau))$ vom Geschwindigkeitsfeld ist nicht möglich. Aus diesem Grund wird auf eine semi-analytische Methode ausgewichen: Die Impulsantwort $w_{x,y,z}(t, t-\tau) = w_{x,y,z}(\vec{v}(t-\tau))$ ist durch die Kühlmittelgeschwindigkeit im Kaltstrang bestimmt. Für Fälle mit Anlaufen der Kühlmittelzirkulation bedeutet das, dass unter Umständen jeder Massendurchsatz bzw. in Abhängigkeit vom betrachteten Szenario jede Kombination von Massendurchsätzen in den einzelnen Schleifen zu jedem Zeitpunkt $t-\tau$ mit einer bestimmten Impulsantwort auf eine Störung am Eintrittsstutzen an der betrachteten Position im System verbunden sind.

Während des Transports eines Impulses $\Theta_{E,i} = \delta(t-T_i)$ vom Eintrittsstutzen zum Ausgang aus dem System (Eintritt in die Brennelemente) ändert sich auf Grund der Anlaufphase das Geschwindigkeitsprofil im RDB und damit die Übertragungseigenschaft des Systems auf den Impuls. Diese Änderung ist aber einer analytischen Beschreibung nicht zugänglich. Aus diesem Grund wird die Übertragung jedes Impulses der Störung $\Theta_{E,i} = \delta(t-T_i)$ durch eine zeitunabhängige Impulsantwort $w_{T_i}(\tau)$ vermittelt, die eine zum realen, zeitabhängigen System äquivalente Antwort an der betrachteten Position im System erzeugt:

$$\Theta_{x,y,z,i}(t) = \int_{\tau=0}^{\tau=t} w_{x,y,z,T_i}(\tau) \cdot \Theta_{E,i}(t-\tau) d\tau \quad \text{Gl. 5.4}$$

Das vollständige Übertragungsverhalten eines derartigen Systems während der Anlauframpe wird durch eine Folge zeitunabhängiger, äquivalenter Impulsantworten $w_{T_i}(\tau)$ wiedergegeben, so dass im Ergebnis die Zeitabhängigkeit der Übertragung über die Rampe näherungsweise wiedergegeben werden kann:

$$w_{x,y,z}(\tau, t) \approx \sum_{i=1}^n w_{x,y,z,T_i}(\tau) \cdot \delta_{t,T_i} \quad \text{Gl. 5.5}$$

mit:

$$\delta_{t,T_i} = 0 \quad \text{für } t \neq T_i$$

$$\delta_{t,T_i} = 1 \quad \text{für } t = T_i$$

wobei T_i jene Zeitpunkte sind, zu denen die Dirac-Impulse eingespeist werden (Abb. 5.1). Über Gl. 5.5 wird jedem Dirac-Impuls seine eigene Impulsantwort zugeordnet.

Eine beliebige Störung am Eingang in das System kann durch Superposition ver-

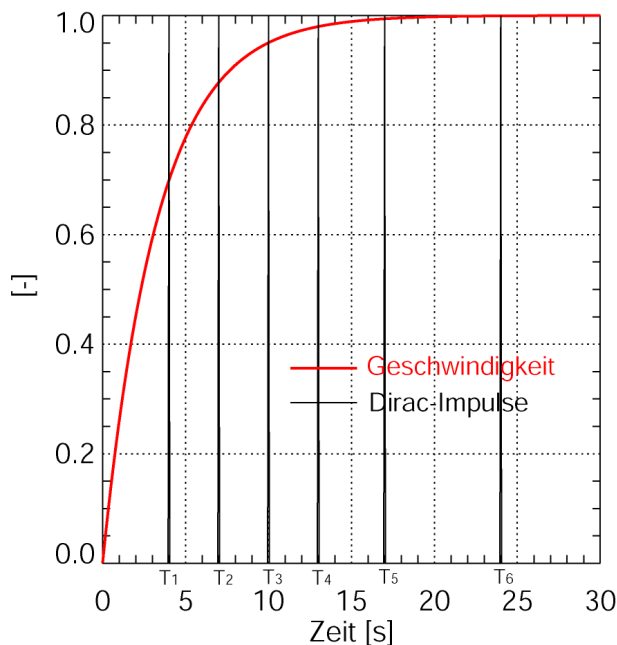


Abb. 5.1 Beispiel für Anlauframpe (normierte Geschwindigkeit) und Dirac-Impulse zu verschiedenen Zeitpunkten

schiedener Dirac-Impulse beschrieben werden. Der Zeitverlauf der Störung an der betrachteten Position im System wird auf dieser Basis und unter Verwendung der Impulsantworten entsprechend Gl. 5.5 berechnet. Dabei ist darauf zu achten, dass Dirac-Impulse zu ausreichend vielen unterschiedlichen Zeitpunkten generiert und die Systemantworten aufgenommen werden, um anschließend die Systemantwort auf einen beliebigen Zeitverlauf der Störung am Systemeingang durch Superposition in guter Qualität gewinnen zu können.

5.2 Übertragungseigenschaften

Es ist möglich, die Impulsantworten experimentell oder numerisch (mit einer CFD-Rechnung) zu ermitteln. Für die experimentelle Bestimmung der Impulsantworten eignet sich die oben schon eingeführte Versuchsanlage zur Kühlmittelvermischung ROCOM.

5.2.1 Bestimmung der Übertragungseigenschaften

Bei der experimentellen Bestimmung der Übertragungseigenschaften muss das Experiment mit genau reproduziertem Zeitverlauf der Geschwindigkeitsrandbedingung und einer Mehrzahl von Einspeisezeitpunkten des Tracers wiederholt werden.

Eine vollständige Reproduzierbarkeit des Geschwindigkeitsfeldes im Strömungsgebiet ist allerdings auch bei genauer Reproduzierung der Strömungsrandbedingungen nur bei laminaren Verhältnissen zu erwarten. Bei turbulenter Strömung treten Fluktuationen auf, die dazu führen, dass die einzelnen Realisierungen des Geschwindigkeitsfeldes voneinander abweichen (siehe Cartland, 2007). Eine Reproduzierbarkeit liegt nur im Hinblick auf das mittlere Geschwindigkeitsfeld vor. Aus diesem Grund ist die Anwendung des dargestellten Superpositionsansatzes bei turbulenter Strömung nur möglich, wenn man die Technik der Ensemblemittelung auch für die Bestimmung der Systemantworten $w_{x,y,z,t}$ anwendet, d.h. der jeweilige Versuch wird nicht nur mit identischen Geschwindigkeitsrandbedingungen sondern auch mit identischer Randbedingung für den Transportskalar (Lage der Anregungsfunktion des Systems) einige Male wiederholt. Die beobachtete Tracerkonzentration wird zeitschrittweise ensembledgemittelt.

Im Weiteren wird der hydraulische Prozess des Starts der ersten Hauptkühlmittelpumpe betrachtet. Für diesen speziellen Fall reduziert sich die Anzahl der Systemeingänge auf eins. Die Messdaten von zwei der oben beschriebenen Gittersensoren werden für die Bestimmung der Übertragungseigenschaften verwendet. Der Sensor im Eintrittsstutzen (Abb. 3.2) misst das Eingangssignal auf das System. Der Sensor in der Kerntrageplatte mit seinen Messpunkten an jeder

Brennelementposition liefert die Werte am Systemausgang. Die Daten liegen als dimensionslose Vermischungsskalare mit einer Zeitauflösung von bis zu 0.05 s vor.

Zur Bestimmung der Impulsantworten wurden Experimente durchgeführt, bei denen über einen kurzen Zeitraum (faktische Eindosierzeit war 0.1 s) Tracer in die Schleife mit der anlaufenden Hauptkühlmittelpumpe eindosiert wurde. Auf diese Art und Weise wurde das System mit einem angenäherten Dirac-Impuls angeregt. Auf Grund der sich ändernden hydraulischen Verhältnisse wurden Experimentalserien durchgeführt, bei denen der Zeitpunkt der Tracereinspeisung auf der Anlaufkurve variiert wurde. Tab. 5.1 gibt einen Überblick über die zur Bestimmung der Antwortfunktionen beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe durchgeführten Experimente. Die Anlauframpe mit den Dirac-Impulsen ist in Abb. 5.2 dargestellt. Auf Grund der ständig steigenden Geschwindigkeit verkürzt sich die Breite des Impulses am Eintritt in den RDB, wenn die Eindosierzeit identisch ist, wie es in den entsprechenden Experimenten der Fall war.

Tab. 5.1 Kurzdosierexperimente zur Erzeugung der Systemantworten

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

Trotz der kurzen Eindosierzeit wurde der Tracer durch den in der Schleife installierten Mischer gleichmäßig über den Querschnitt der Leitung verteilt, wie auf Abb. 5.3 zu sehen ist. Um steil ansteigende und abfallende Flanken des eindosierten Tracerpfropfens zu erhalten, wurde eine spezielle Experimentiertechnik entwickelt. In der sich in einem Nebensystem an der ROCOM-Anlage befindlichen Dosierstrecke wird Tracerlösung durch die Dosierpumpe im Kreis gepumpt. Mit Hilfe zweier pneumatischer Zweiwegeventile wird diese Tracerlösung umgelenkt und in die Versuchsanlage eingespeist. Diese Art der Einspeisung hat den Vorteil, dass die

Wassersäule nicht erst in Bewegung gesetzt werden muss. Zusätzlich gewährleistet das computergesteuerte Öffnen und Schließen der Ventile die Reproduzierbarkeit der experimentellen Randbedingungen.

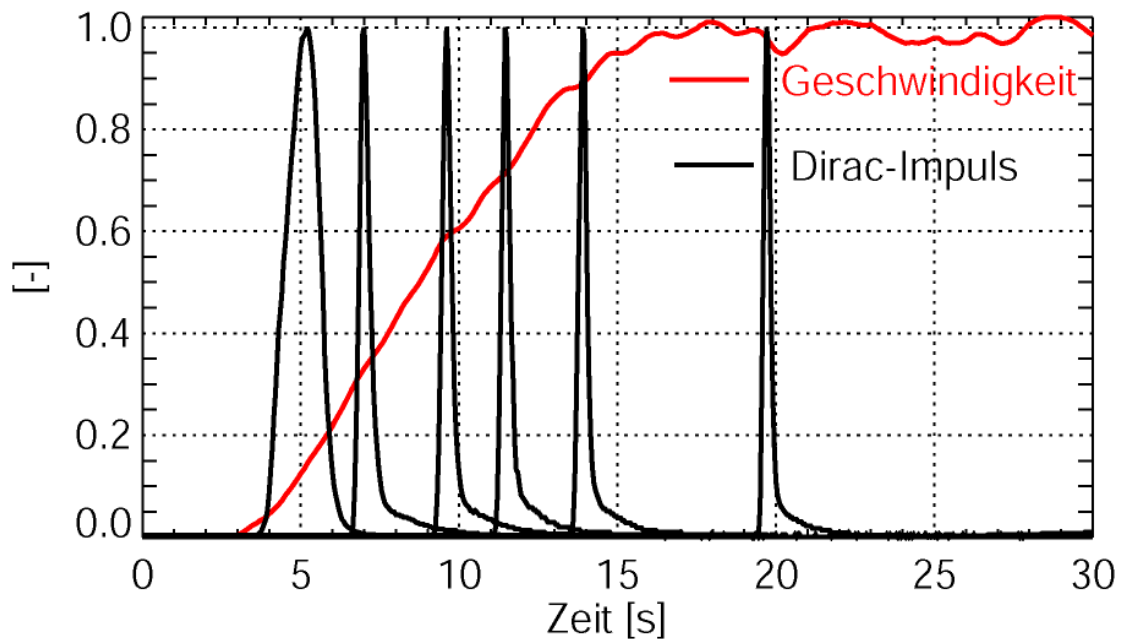


Abb. 5.2 Anlaufkurve mit experimentellen Dirac-Impulsen zu verschiedenen Zeitpunkten (Geschwindigkeit bezogen auf Geschwindigkeit bei Nominalbedingungen)

Am Sensor im Eintrittsstutzen wird der Tracer über einen längeren Zeitraum detektiert als der Dirac-Impuls selbst lang war, da vom Mischer bis zum Sensor im Geschwindigkeitsprofil der Rohrströmung schon eine Vorvermischung stattfindet.

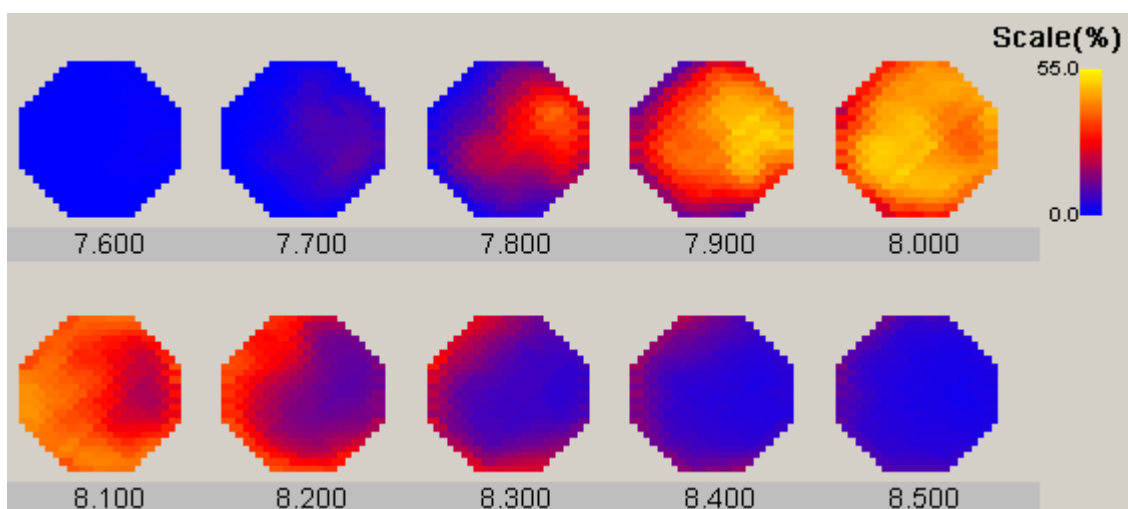


Abb. 5.3 Zeitsequenzen (in s) des Sensors am Reaktoreintritt während einer Kurzeinspeisung

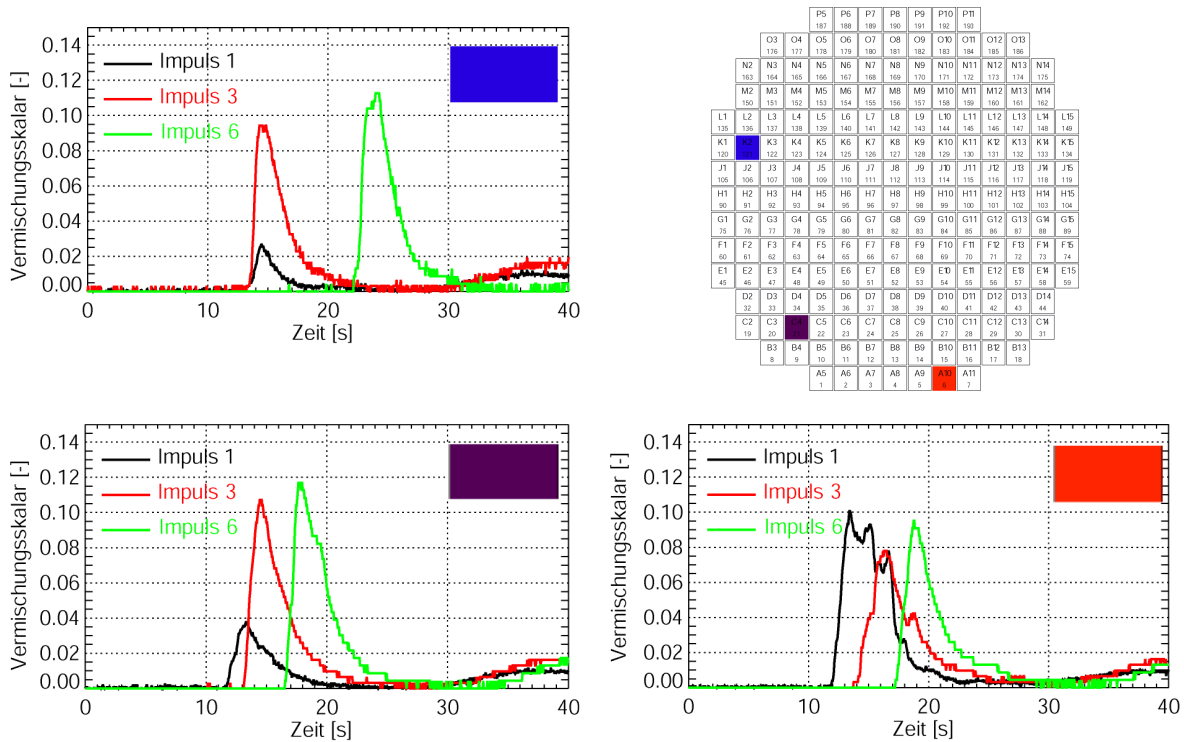


Abb. 5.4 Antwortfunktionen auf verschiedene Anregungen an drei BE-Positionen

Abb. 5.4 zeigt die aufgezeichneten Antwortfunktionen an drei BE-Positionen in der Kerneintrittsebene. Es ist deutlich zu sehen, wie sich die Antwortfunktion beim Verschieben des Anregungsimpulses auf der Zeitachse verändert. Die Ankunftszeiten der einzelnen Antworten an der entsprechenden BE-Position werden durch die sich während des Anlaufens der Zirkulation ändernden Strömungspfade bestimmt. Einzelheiten zur Umverteilung der Strömung innerhalb des RDB beim Anlaufen der Zirkulation sind in (Cartland, 2007) beschrieben. Nach ca. 30 s erreicht der eingespeiste Tracer nach einem vollständigen Umlauf das zweite Mal die Kerneintrittsebene. Dadurch steigt das Messsignal wieder an. Dieser Teil wird allerdings bei der unten beschriebenen Verwendung der Übertragungseigenschaften nicht mit berücksichtigt.

5.2.2 Verwendung der Übertragungseigenschaften

Die so gewonnenen Systemantworten werden für die Modellierung der Vermischung von Störungen in der Borkonzentration oder der Kühlmitteltemperatur für den gegebenen hydraulischen Prozess verwendet. Eine Störung beliebiger Art am Eingang in die Systeme (z.B.: ein Pfropfen mit verringerter Borkonzentration) wird in

eine Reihe von Dirac-Impulsen zerlegt, die bei Superposition den Verlauf der Störung rekonstruieren.

Für eine adäquate Darstellung eines Pfropfens mit verringerter Borkonzentration ist die geringe Anzahl der im Experiment realisierten Dirac-Impulse nicht ausreichend. Um den experimentellen Aufwand dennoch in Grenzen halten zu können, wurde darauf orientiert, die Systemantwort nur für ausgewählte Stützstellen aufzunehmen und weitere Systemantworten für zwischen den Stützstellen liegende Zeitpunkte durch Interpolation zu gewinnen. Jeweils im Bereich zwischen zwei experimentellen Impulsen wurden durch lineare Interpolation künstliche Impulse erzeugt. Dabei bestimmt der Abstand des neugebildeten Impulses auf der Zeitachse von den zwei betrachteten experimentellen Impulsen den Beitrag zur Bildung des neuen Impulses. Dies geschieht in Form einer Gewichtsfunktion. In gleicher Weise wurde für die Antwortfunktionen verfahren, für die ebenfalls zwischen den vorhandenen experimentellen Stützstellen interpoliert wurde. Somit kann der Zeitverlauf $\theta_E(t)$ der normierten Konzentration eines vorgegebenen Pfropfens am Reaktoreintritt durch n Impulse folgendermaßen dargestellt werden:

$$\Theta_E(t) = \sum_{i=1}^n a_i \cdot g_{T_i}(t) \quad \text{Gl. 5.6}$$

wobei $g_{T_i}(t)$ die Zeitverläufe der normierten Konzentration der angenäherten Dirac-Impulse darstellen, die zum Zeitpunkt T_i experimentell oder durch Interpolation generiert wurden. Die normierte Konzentration entspricht dem in Abschnitt 3 eingeführten Vermischungsskalar. a_i sind die durch Zerlegung zu gewinnenden Superpositionskoeffizienten. Die Anzahl der einzubeziehenden Impulse n hängt von der Größe des zu modellierenden Pfropfens ab. Die Koeffizienten a_i werden durch die Methode der kleinsten Quadrate als Minimierung der Abweichung zwischen vorgegebenem und rekonstruiertem Pfropfen ermittelt. Ein Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsen ist in Abb. 5.5 dargestellt.

Die zeitabhängige Systemantwort an jeder einzelnen Brennelementposition auf die Störung wird durch die Superposition der entsprechenden Systemantworten auf die

angenäherten Dirac-Impulse unter Verwendung der bei der Zerlegung gewonnenen Superpositionsfaktoren entsprechend Gl. 5.6 erhalten.

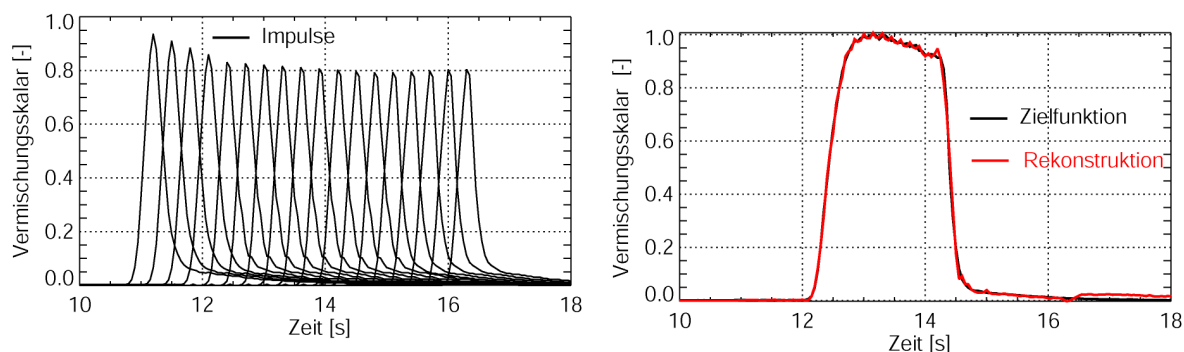


Abb. 5.5 Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsfunktionen

Der Zeitverlauf des Vermischungsskalar $\Theta_{BE}(t)$ an jeder der 193 BE-Positionen kann nach folgender Formel berechnet werden:

$$\Theta_{BE}(t) = \sum_{i=1}^n a_i \cdot G_{BE,T_i}(t) \quad \text{Gl. 5.7}$$

wobei $G_{BE,T_i}(t)$ der Zeitverlauf der Systemantwort an der entsprechenden Brennelementposition auf die angenäherte Dirac-Anregung $g_{T_i}(t)$ ist, die zum Zeitpunkt T_i am Eingang in das System ausgelöst wurde.

Die beschriebene Superpositionstechnik bildet den Hauptbestandteil eines Rechenprogramms unter dem Namen SAPR (Semi-Analytical Perturbation Reconstruction Model). Die Validierung des neu entwickelten Modells ist im Abschnitt 6 beschrieben.

Dieses Rechenprogramm besteht aus einer Reihe in FORTRAN90 geschriebener Subroutinen (Tab. 5.2). Im Wesentlichen wird eine dynamische Feldverwaltung verwendet, die entsprechenden Felder werden über Module in die Routinen eingebunden. Eine spezielle Namenskonvention wurde eingeführt, die die Implementierung in bestehende Rechenprogramme (z.B. DYN3D/ATHLET) erleichtert. Die Aufgaben der einzelnen Routinen sind in Tab. 5.2 aufgeführt.

Tab. 5.2 Übersicht über die Routinen des SAPR-Modells

Routine	Aufgabe
SPRINIT	Initialisierung des SAPR-Modells
SPRMODL	Einlesen der entsprechenden Modellfunktionen
SPRWFKT	Erstellen der dimensionslosen Zielfunktion (Ausgangsbasis für die Rekonstruktion)
SPRDVLP	Erstellen der interpolierten Antwortfunktionen
SPRKFTG	Ermitteln der Rekonstruktionskoeffizienten (unter Verwendung eines Gauss-Matrixsolvers (Press, 1996))
SPRANSW	Rekonstruktion der dimensionslosen Antworten am Eintritt in jedes Brennelement
SPRCORE	Überlagerung der Antworten aller aktiven Kühlmittelschleifen und Umrechnung in dimensionsbehaftete Größen

5.3 Ankopplung des Programms SAPR an das Kernmodell DYN3D

Das Vermischungsmodell SAPR wurde, wie oben dargelegt, als eigenständiges Programm entwickelt. Daher bot sich für Analysen unter Verwendung des Programms DYN3D eine off-line-Kopplung der Programme an, die auch erfolgreich umgesetzt wurde (Kliem, 2005).

Für die Analyse einer Borverdünnungstransiente mit DYN3D/SAPR müssen für SAPR die folgenden fünf Parametergruppen als Eingabedaten vorgegeben werden:

1. Information über den Massenstrom in allen vier Schleifen (Massenstromkurve bzw. abgeschalteter Zustand der Schleife)
2. Pfropfenvolumen
3. Anfangsentfernung des Pfropfens vom Eintritt in den RDB
4. Borkonzentration/Temperatur im Pfropfen
5. Borkonzentration/Temperatur im Ringraum/unteren Plenum

Auf Basis dieser Daten und der an ROCOM ermittelten Impulsantworten berechnet SAPR den Zeitverlauf der Borkonzentration und der Kühlmitteltemperatur am Eintritt in jedes Brennelement. Diese Zeitverläufe werden im DYN3D-Eingabeformat in zwei speziellen Files abgespeichert.

Mit diesen Eingabedaten und unter Verwendung der Massenstromkurve können dann DYN3D-Rechnungen durchgeführt werden. Entsprechende Anwendungsbeispiele sind in (Kliem, 2002; Kliem, 2003; Kliem, 2004a) zu finden.

5.4 Implementierung des Programms SAPR in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET

Die drei verschiedenen bei der Kopplung der Programme DYN3D und ATHLET umgesetzten Strategien wurden in Abschnitt 2.3 beschrieben. Die Implementierung von SAPR in das gekoppelte Programm erfolgte in allen drei Kopplungsoptionen. Wie aus der Beschreibung dieser verschiedenen Kopplungsoptionen hervorgeht, unterscheiden sich die Schnittstellen zwischen DYN3D und ATHLET in Abhängigkeit von der Kopplungsoption. Diese Unterschiede wurden bei der Implementierung berücksichtigt.

In der externen Kopplung wird der Kern nur innerhalb von DYN3D modelliert, ATHLET beschreibt den übrigen Kreislauf. Die von ATHLET berechneten Prozessgrößen Druck im unteren und oberen Plenum, Enthalpie, Borkonzentration und Massenstrom der Schleifen werden an DYN3D übergeben. Je nach Art der zu analysierenden Transiente kann es sich dabei um gemittelte Parameter oder die Parameter der bis ans untere Plenum getrennt oder teilweise getrennt (mit Queraustausch) geführten Schleifenparameter handeln. Diese Parameter können dann den entsprechenden Sektoren im Kernmodell zugeordnet werden. Im einfachsten Fall der idealen Vermischung werden alle modellierten Brennelemente mit den massenstromgewichteten mittleren Parametern beaufschlagt. Eine weitere Option ist die direkte Zuordnung der Schleifenparameter zu den entsprechenden Kernsektoren ohne jegliche Vermischung (Sektormodell). Für verschiedene Reaktortypen (z.B. WWER-440) existieren stationäre analytische Vermischungsmodelle (Abschnitt 4.6), in denen die Parameter am Eintritt in jedes Brennelement auf Basis der Schleifenparameter berechnet werden.

Das Vermischungsmodell SAPR wurde so implementiert, dass es auf die von ATHLET bereitgestellten Parameter zugreifen kann. Bei der Parameterdefinition ist zu beachten, dass die übergebenden Prozesssignale aus den kalten Strängen der einzelnen Schleifen extrahiert werden müssen. Zusätzlich werden für

Normierungszwecke die aktuellen Parameter Massenstrom, Borkonzentration und Kühlmittelenthalpie aus dem Modell des unteren Plenums abgefragt.

In identischer Weise wurde das Modell in die parallele Kopplung implementiert.

Bei der Implementierung in die interne Kopplung galt es zu beachten, dass die Borkonzentration der ATHLET-Objekte überschrieben werden musste. Dies erfolgte durch eine Zusatzoption in der ATHLET-Routine für die Berechnung des Bortransports auf Basis der verschiedenen verfügbaren Modelle (Austregesilo, 2006).

Sämtliche Impulsantworten des SAPR-Modells liegen in Form dimensionsloser Vermischungsskalare mit einer Zeitschrittweite von 0.05 s vor. Die aus der ATHLET-Rechnung verfügbaren Schleifendaten für Borkonzentration und Kühlmittelenthalpie werden in eine dimensionslose Störung überführt (entsprechend den Vermischungsskalaren der ROCOM-Experimente) und auf die SAPR-Zeitachse interpoliert. Die Rekonstruktion wird für alle Schleifen und beide Transportgrößen durchgeführt. Danach erfolgt die Rückrechnung in dimensionsbehaftete Größen. Die Interpolation der Werte auf die Zeitachse der DYN3D/ATHLET-Rechnung erfolgt bei Aktivierung einer Kernrechnung (Aufruf von DYN3D im gekoppelten Programmkomplex).

6 Validierung des Vermischungsmodells SAPR

6.1 Einleitung

Die Validierung des Vermischungsmodells SAPR erfolgt im Wesentlichen durch die Nachrechnung von Experimenten an der Versuchsanlage ROCOM. An der Versuchsanlage wurde eine große Anzahl von Experimenten zur Kühlmittelvermischung durchgeführt (Grunwald, 2002; Grunwald, 2003; Rohde, 2005a). Dazu gehören Experimentalserien zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe, zur Vermischung unter stationären Bedingungen und beim Wiederanlaufen des Naturumlaufs. Diese Experimentalbasis wurde für die Validierung von SAPR genutzt. Wie in Abschnitt 3 dargelegt, sind die an der ROCOM-Anlage ermittelten Verteilungen des Vermischungsskalars nach Umrechnung in Borkonzentrationswerte auf die Originalanlage übertragbar.

Für den quantitativen Vergleich von Messung und Rechnung wurde in (Kliem, 2001) eine Methode entwickelt, die später auch für den Vergleich von Experimenten an der Versuchsanlage ROCOM und Rechnungen mit verschiedenen CFD-Programmen eingesetzt und erweitert wurde (Rohde, 2005; Rohde, 2007; Kliem, 2008d).

Diese Methode basiert auf der Auswertung der Einzelrealisierungen der jeweiligen Experimente. Wie schon in Abschnitt 5.2 ausgeführt, liefern verschiedene Realisierungen ein- und desselben Experiments an der Versuchsanlage unterschiedliche Ergebnisse. Diese Unterschiede sind zum größten Teil in der statistischen Natur der Turbulenz begründet, die für die Vermischung wesentlich verantwortlich ist. Weitere Ursachen für statistische Schwankungen wurden in (Grunwald, 2003) analysiert und quantifiziert. Die sind z.B. das Signalrauschen und die natürlichen Fluktuationen der Tracerkonzentration. Es wurde gezeigt, dass ihr Beitrag zur gesamten Schwankungsbreite auf Werte unter 10 % begrenzt bleibt.

Auf Basis von Einzelrealisierungen könne Vertrauensintervalle für die Messergebnisse der Vermischungsexperimente ausgewiesen werden. Jedes für eine Validierung verwendete Experiment wird mehrfach wiederholt (mindestens fünfmal). Basis für die Vergleiche ist der Zeitverlauf des Mittelwertes des Vermischungsskalars aller Realisierungen an jeder Messposition. Aus den

Unterschieden zwischen Mittelwert und Einzelrealisierungen wird die minimale Fehlersumme nach der folgenden Formel bestimmt.

$$FS_{\min,\theta}(x, y, z, t) = \sum_{i=1}^n (\theta_{\text{ROCOM},i}(x, y, z, t) - \bar{\theta}_{\text{ROCOM}}(x, y, z, t))^2 \quad \text{Gl. 6.1}$$

Daraus wird die Standardabweichung berechnet:

$$s_{\theta}(x, y, z, t) = \sqrt{\frac{FS_{\min,\theta}(x, y, z, t)}{n-1}} \quad \text{Gl. 6.2}$$

Auf Basis der Standardabweichung kann das Vertrauensintervall ermittelt werden:

$$P_{\theta}(x, y, z, t) = \bar{\theta}_{\text{ROCOM}}(x, y, z, t) \pm t_p \cdot s_{\theta}(x, y, z, t) \quad \text{Gl. 6.3}$$

Das Vertrauensintervall charakterisiert den Bereich um den Mittelwert, in dem der Messwert mit einer bestimmten statistischen Sicherheit zu finden ist. t_p ist dabei der Student-Faktor, der von der gewählten statistischen Sicherheit und von der Anzahl der Realisierungen abhängt. Für die nachfolgenden Vergleiche wurden Vertrauensintervalle für 68.3, 95.4 und 99.5 % ermittelt. Sie entsprechen der ein-, zwei- und dreifachen Standardabweichung.

Impulsantworten können auch mit Hilfe von CFD-Programmen ermittelt werden. Das eröffnet die Möglichkeit des Vergleichs des SAPR-Modells mit entsprechenden CFD-Rechnungen. Ein entsprechender Fall für einen WWER-1000 Reaktor ist in Abschnitt 6.4 beschrieben.

6.2 Validierung an Experimenten zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe

Die oben erwähnte Datenbasis enthält 11 Experimentalserien zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe. In diesen Experimenten erfolgte der Start der Pumpe bei vollständig ruhender Zirkulation in der gesamten Versuchsanlage. In der Schleife mit der startenden Pumpe wurde ein deborierter Pfropfen generiert, der durch die anlaufende Zirkulation in den RDB eingetragen wurde. Variationsparameter in den Experimenten war die Anfangsposition und die Größe des Pfropfens. Eine Übersicht

über die Randbedingungen dieser Experimente ist in Tab. 6.1 zu finden. Zum besseren Verständnis sind in dieser Tabelle die Daten der Experimente bezogen auf den Originalreaktor dargestellt.

Tab. 6.1 Randbedingungen der ROCOM-Experimente zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe

N°	Name des Experiments	Pfropfvolumen [m³]*	Entfernung des Pfropfs vom Eintritt in den RDB [m]*
1	Tnrrr_a01	7.55	3.00
2	Tnrrr_a02	37.5	3.20
3	Tnrrr_a03	36.4	4.10
4	Tnrrr_a04	11.3	9.00
5	Tnrrr_a05	1.80	9.00
6	Tnrrr_a06	3.70	8.75
7	Tnrrr_a07	6.93	8.75
8	Tnrrr_a08	30.5	8.25
9	Tnrrr_a09	8.55	26.9
10	Tnrrr_a10	10.6	44.6
11	Tnrrr_a11	12.4	74.5

*bezogen auf den Originalreaktor

Alle diese Experimente wurden mit SAPR nachgerechnet. Der Vergleich mit zwei Experimenten wird hier näher betrachtet.

Im Experiment Tnrrr_a08 wurde ein deborierter Pfropfen der Größe 30.5 m³ in einer Entfernung von 8.25 m vom Eintritt in den RDB betrachtet. Die gemessene Geschwindigkeit in den Schleifen ist in Abb. 6.1 dargestellt. Der Nominalwert in der anlaufenden Schleife wurde etwa 15 s nach dem Start der Pumpe erreicht. Basis für diesen Geschwindigkeitsverlauf war eine lineare Frequenzrampe von t = 1 s bis t = 15 s. In den abgeschalteten Schleifen stellte sich auf Grund der hydraulischen Bedingungen eine Rückströmung ein, die ungefähr 8 % des Wertes in Schleife 1 betrug.

Abb. 6.2 zeigt den Zeitverlauf des Pfropfs am Eintritt in den RDB, gemessen durch den dort installierten Gittersensor (Abb. 3.2). Auf Grund der an der Versuchsanlage eingesetzten Einspeisetechnik weicht die Form des generierten Pfropfs von der zu erwartenden rechteckähnlichen Form eines deborierten Pfropfs in der Realanlage ab. Dieser Umstand ist hier allerdings nicht relevant, da für die Validierungs-

rechnungen (SAPR oder CFD) eine beliebige Pfropfenform vorgegeben werden kann. Die mit SAPR vorgenommene Rekonstruktion auf Basis der Dirac-Impulse (Abschnitt 5.2) ergab eine nahezu vollständige Übereinstimmung mit dem vorgegebenen Pfropfen. Mit den dabei bestimmten Rekonstruktionskoeffizienten wurde der Zeitverlauf der Störung an jedem Brennelement bestimmt.

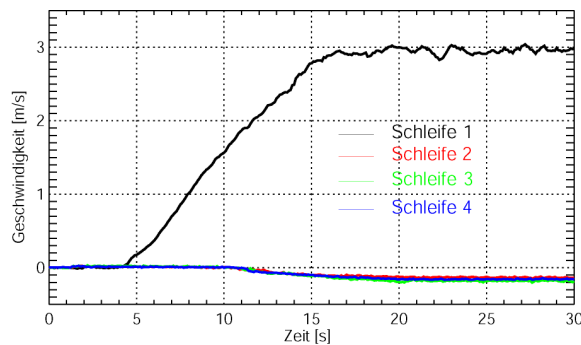


Abb. 6.1 Geschwindigkeit in den Schleifen

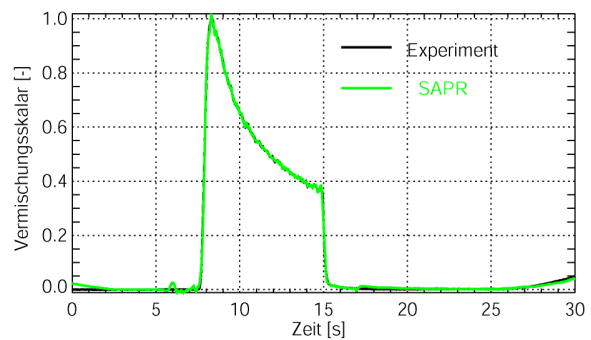


Abb. 6.2 Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)

Abb. 6.3 zeigt Schnittbilder des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene zu verschiedenen Zeitpunkten im Vergleich zwischen Messung und SAPR. Wie im Experiment erschien die Vorderfront des Pfropfens in der SAPR-Rechnung auf der der anlaufenden Schleife gegenüberliegenden Seite am Kerneintritt (Für die Ursachen des beobachteten Vermischungsbildes siehe: Grunwald, 2003; Rohde, 2005a; Rohde, 2005b). Mit fortschreitender Zeit füllte sich diese Hälfte der Kerneintrittsebene mit Tracer, der Maximalwert des Vermischungsskalars wanderte auf die andere Seite. Diese Effekte wurden durch die SAPR-Rechnung vollständig reproduziert, auch die Position des absoluten Maximums (Zeitpunkt $t = 16$ s) wurde an der gleichen Stelle berechnet. Als das deborierte Kühlmittel die Kerneintrittsebene verließ, bildeten sich zwei Nachlaufwirbel (Schnittbild bei $t = 19$ s), die zwei lokale Maxima der Tracerkonzentration in der Kernhälfte unterhalb der anlaufenden Schleife verursachten. Auch diese Form wurde in der SAPR-Rechnung wiedergegeben.

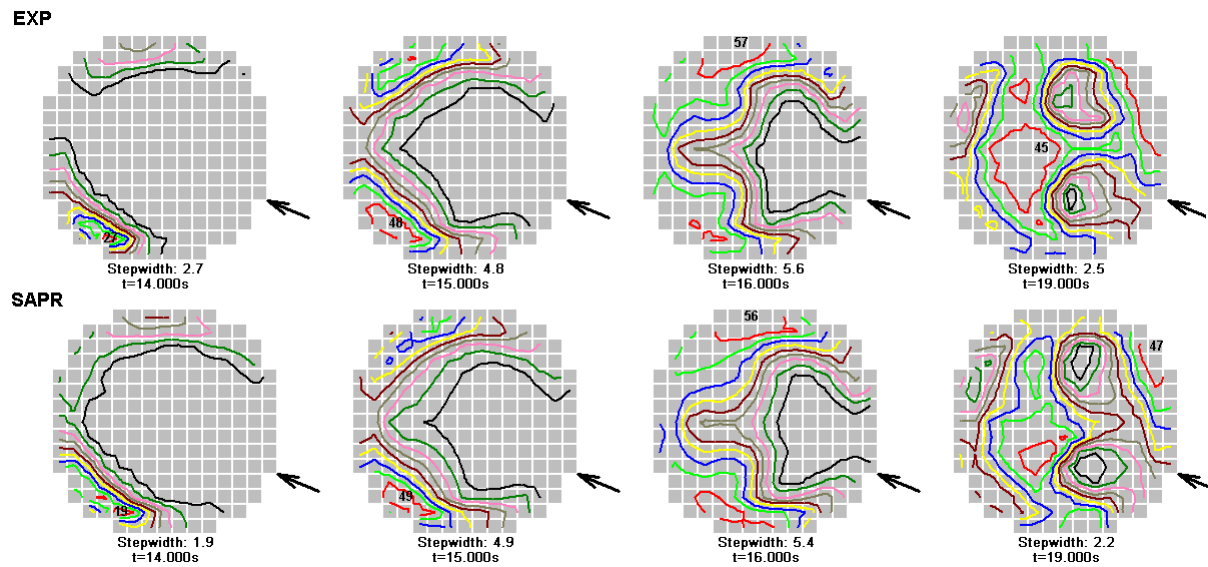


Abb. 6.3 Isolinen des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)
 Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei „Höhenlinien“; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

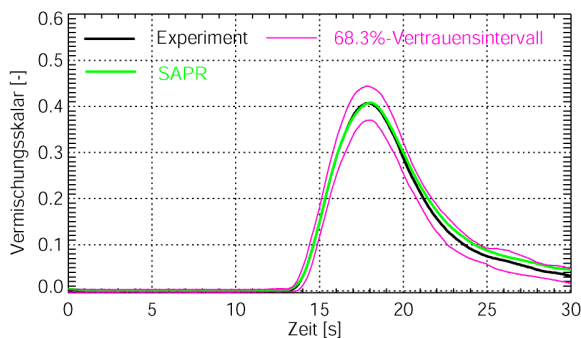


Abb. 6.4 Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall

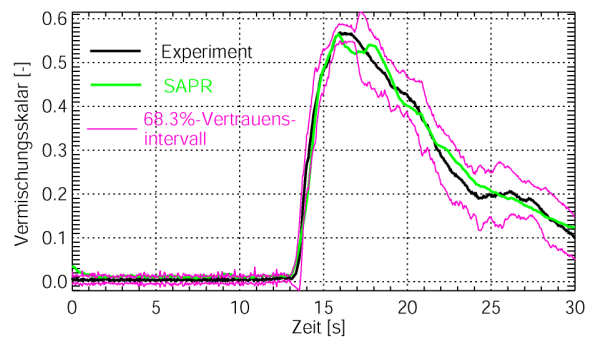


Abb. 6.5 Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall

Abb. 6.4 und Abb. 6.5 zeigen den Zeitverlauf von Mittel- und Maximalwert des Vermischungsskalars im Vergleich zwischen Messung und Nachrechnung. Zusätzlich ist das Vertrauensintervall für die einfache Standardabweichung (68.3 %) eingezeichnet. Der Verlauf des Mittelwertes ist nahezu identisch, beim Zeitverlauf des Maximalwertes gibt es geringe Abweichungen, die aber fast immer innerhalb des 68.3 %-Vertrauensintervalls liegen.

In Tab. 6.2 (Zeile 1) wurde für jede BE-Position in der Kerneintrittsebene der gemessene mit dem berechneten Maximalwert verglichen. In den drei rechten Spalten wurde die Anzahl der Positionen angegeben, an denen der berechnete Maximalwert innerhalb des jeweiligen Vertrauensintervalls liegt. Um eine Verfälschung des Vergleichs auszuschließen, wurden nur Messpositionen betrachtet, an denen ein Wert des Vermischungsskalars von mindestens 10 % gemessen wurde. Beim Experiment Tnrrr_a08 war das allerdings an allen 193 Messpositionen in der Kerneintrittsebene der Fall. Der berechnete Maximalwert befindet sich an rd. 2/3 der Messstellen innerhalb der einfachen und an allen innerhalb der dreifachen Standardabweichung. Eine identische Analyse wurde für den Zeitpunkt des Erreichens des Maximalwertes vorgenommen, mit nahezu übereinstimmendem Ergebnis. In der Kombination aus beiden Daten (Wert und Zeitpunkt) wurde ein so genanntes „zweidimensionales Vertrauensintervall“ gebildet. Ein mit SAPR berechneter Wert liegt innerhalb dieses „zweidimensionalen Vertrauensintervalls“ wenn der berechnete Maximalwert des Vermischungsskalars innerhalb der statistischen Streuung des Maximalwertes des gemessenen Vermischungsskalars und der berechnete Zeitpunkt des Erreichen des Maximums des Vermischungsskalars innerhalb der statistischen Streuung des Zeitpunkts des Erreichens im Experiment liegen, beide ausgedrückt durch die entsprechenden Vertrauensintervalle. Die Übereinstimmung für diese Kombination aus Wert und Zeitpunkt ist für die dreifache Standardabweichung genauso gut wie für die reine Betrachtung des Maximalwertes des Vermischungsskalars. Innerhalb der einfachen Standardabweichung ist etwa die Hälfte der berechneten Werte zu finden.

Im Anhang sind Vergleiche der Zeitverläufe an einzelnen BE-Positionen zu finden, die die Schlussfolgerungen bezüglich der Übereinstimmung bestätigen.

Tab. 6.2 Vergleich der mit SAPR berechneten Maximalwerte an den BE-Positionen in der Kerneintrittsebene mit dem Experiment Tnrrr_a08 (Darstellung der Anzahl der Positionen, an denen der berechnete Wert innerhalb des entsprechenden Vertrauensintervalls des Experiments liegt)

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	127	187	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	124	183	192
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	86	177	192
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

Im Experiment Tnrrr_a11 wurde ein Pfropfen von 12.4 m³ aus einer Anfangsentfernung von 74.5 m in den RDB eingetragen. Dieser Pfropfen erreichte die Messebene am Eintritt in den RDB deutlich später; nach dem Ende der Geschwindigkeitsrampe. Deshalb hat in diesem Fall der Pfropfen keine abfallende Flanke. Die Rekonstruktion mit SAPR (Abb. 6.6) ist von derselben Qualität wie für das oben betrachtete Experiment Tnrrr_a08. Auch der Zeitverlauf des Maximalwertes des Vermischungsskalars am Kerneintritt zeigt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Messung und SAPR-Rechnung (Abb. 6.7).

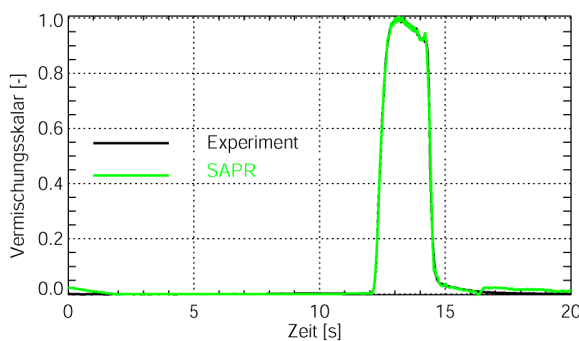


Abb. 6.6 Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)

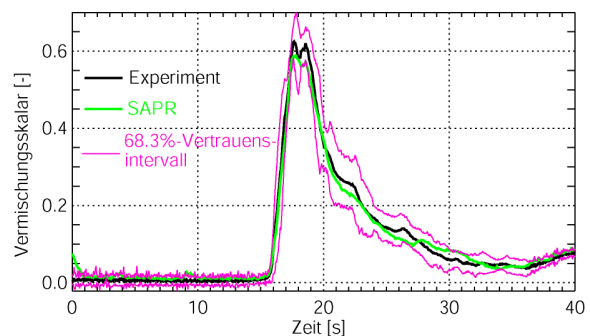


Abb. 6.7 Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall

Im jetzt betrachteten Experiment Tnrrr_a11 ist die Konzentration der Vorderfront der Störung auf den Außenrand der gegenüberliegenden Hälfte der Kerneintrittsebene stärker ausgeprägt (Abb. 6.8). Das hängt mit dem schon nahezu vollständig ausgebildeten Geschwindigkeitsprofil im Ringraum nach Ende der Geschwindigkeitsrampe zusammen (Cartland, 2007; Kliem, 2007a). Aus diesem Grund wurde auch der absolute Maximalwert (bei $t = 20$ s) näher am gegenüberliegenden Rand der Kerneintrittsebene registriert. Auch die SAPR-Rechnung reproduzierte diese veränderten Verhältnisse. Der Vergleich der Maximalwerte an den einzelnen Messpositionen (Tab. 6.3) lieferte für die einfache Standardabweichung eine bessere Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung als für das oben betrachtete Experiment Tnrrr_a08.

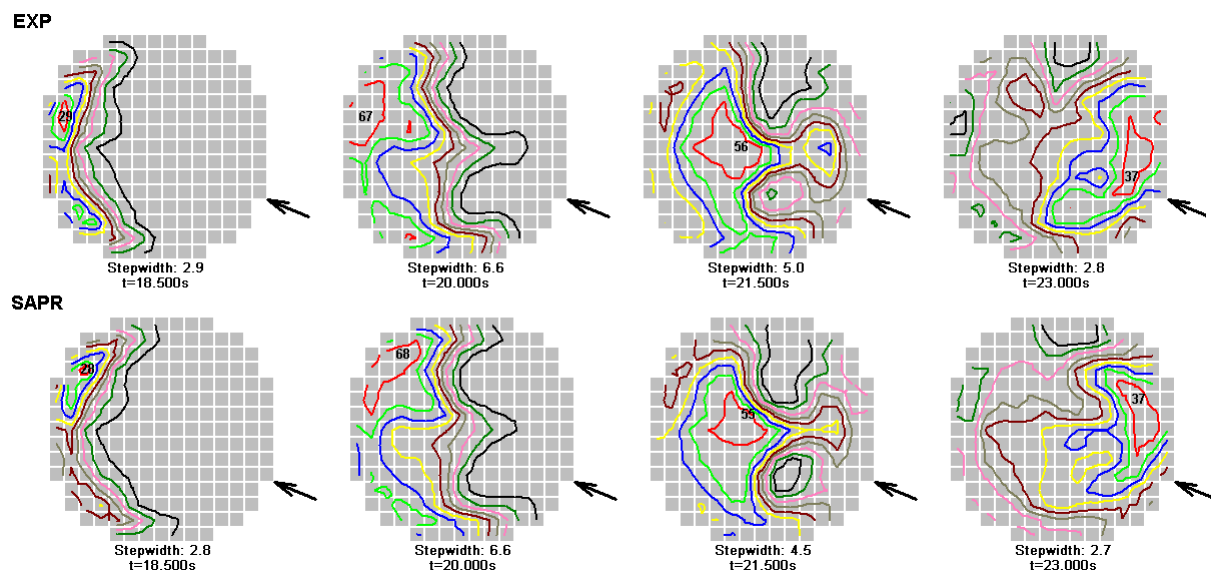


Abb. 6.8 Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei „Höhenlinien“; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

Tab. 6.3 Vergleich der mit SAPR berechneten Maximalwerte an den BE-Positionen in der Kerneintrittsebene mit dem Experiment Tnrrr_a11 (Darstellung der Anzahl der Positionen, an denen der berechnete Wert innerhalb des entsprechenden Vertrauensintervalls des Experiments liegt)

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	162	192	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	165	189	193
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	137	188	193
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

Im Anhang sind Datenblätter zum Vergleich der Nachrechnungen mit allen Experimenten zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe zu finden.

6.3 Validierung an Experimenten unter Bedingungen mit reduzierter Kühlmittelgeschwindigkeit

6.3.1 Vorbemerkungen

Beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe sind die hydraulischen Bedingungen durch die anlaufende Pumpe klar definiert, die wesentlichen Variationsparameter sind die Größe und die Anfangsposition des Pfropfens. Es gibt allerdings eine Reihe von möglichen Strömungsregimen im Druckwasserreaktor, die sich durch eine unterschiedliche Anzahl von beteiligten Schleifen und besonders durch das Niveau des Volumenstroms in den einzelnen Schleifen auszeichnen. Unter dem Gesichtspunkt der Borverdünnung sind dabei das Nachwärmeabfuhrsystem, bei dem die Anzahl der aktiven Stränge (bei den KONVOI-Reaktoren zwischen 1 und 4) und der Volumenstrom in den Schleifen variiert werden kann, sowie das Wiederanlaufen des Naturumlaufs in der Spätphase eines kleinen Lecks nach Reflux-Condenser-Betrieb mit Akkumulation von minderboriertem Kühlmittel in einzelnen Schleifen zu nennen (Pointner, 2003). Experimente an der Thermohydraulik-Großversuchsanlage PKL und Analysen mit den fortgeschrittenen Anlagenprogrammen RELAP5 und ATHLET zu Störfällen mit kleinem Leck zeigten

in Abhängigkeit vom konkreten Szenario eine starke Streuung der sich einstellenden hydraulischen Bedingungen (Umminger, 2006; Pointner, 2006). Diese Bedingungen haben einen großen Einfluss auf die Vermischungsprozesse beim Transport der minderborierten Pfropfen innerhalb des RDB, wie in entsprechenden ROCOM-Experimenten gezeigt wurde (Kliem, 2007b).

Ein Analyse der Strömungsverhältnisse in den genannten Szenarien belegt, dass in den meisten Fällen minderboriertes Kühlmittel den Eintritt in den RDB unter quasi-stationären Bedingungen erreicht, d.h. die Anlaufstrecken haben den Endwert des Naturumlaufs schon erreicht und die Strömungsverhältnisse ändern sich nur noch geringfügig oder gar nicht, wie es beim Betrieb des Nachwärmeabfuhrsystems der Fall ist. In solchen Fällen kann das SAPR-Modell mit nur einer Impulsantwort angewandt werden.

Aus den verfügbaren Validierungsexperimenten für reduzierte Geschwindigkeitsverhältnisse werden hier zwei vorgestellt. Sie repräsentieren zwei stationäre Vierschleifenregimes mit unterschiedlichen Volumenströmen. Das erste orientiert sich am Betrieb des Nachwärmeabfuhrsystems, das zweite am Wiederanlaufen des Naturumlaufs in der Spätphase eines kleinen Lecks.

6.3.2 Identischer Volumenstrom in allen vier Schleifen

Im Experiment Lyyyy_01 wurde in allen vier Schleifen ein Volumenstrom von 10 % des Nominalwertes eingestellt. Ein solcher Wert ist sowohl für den Betrieb des Nachwärmeabfuhrsystems als auch für entwickelten Naturumlauf typisch.

Die entsprechenden Experimente zur Ermittlung der Impulsantworten wurden unter stationären hydraulischen Bedingungen durchgeführt. Einziger Unterschied zu den in Abschnitt 5.2 beschriebenen Experimenten ist die Zeitdauer der Tracereinspeisung. Bei den Experimenten mit verringerter Kühlmittelgeschwindigkeit hat es sich als praktikabel erwiesen, die Einspeisezeit zu erhöhen, sie erfolgte über 5 s.

Im Validierungsexperiment wurde ein Pfropfen der Größe 100 m^3 simuliert (bezogen auf Reaktorbedingungen), der in den Primärkreislauf eingespeist wurde. Die Rekonstruktion dieses Pfropfens lieferte ähnlich gute Ergebnisse wie für die oben betrachteten Experimente mit Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe (Abb. 6.9). Da

alle vier Schleifen in Betrieb waren, konzentrierte sich der eingespeiste Pfropfen in dem der Schleife zuzuordnenden Sektor der Kerneintrittsebene, wie aus den vier Schnittbildern des Experiments zu erkennen ist, die in Abb. 6.11 dargestellt sind. Auf Grund der Quervermischung im Ringraum war der vom Tracer betroffene Bereich der Kerneintrittsebene größer als 90°. Die Rekonstruktion mit SAPR liefert qualitativ das gleiche Vermischungsbild (Abb. 6.11). Die berechneten Maximalwerte sind in den ausgewählten Schnittbildern etwas größer als die gemessenen. Das wird auch am Zeitverlauf des Maximalwertes deutlich (Abb. 6.10). Im Zeitbereich um das absolute Maximum liegt der berechnete Wert teilweise oberhalb des Vertrauensintervalls für die einfache Standardabweichung.

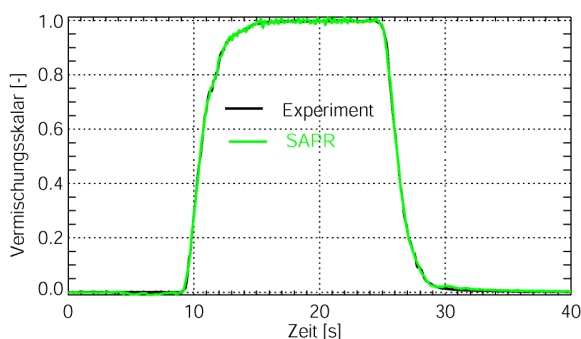


Abb. 6.9 Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)

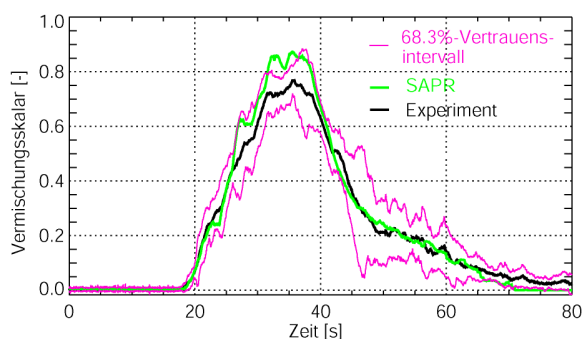


Abb. 6.10 Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall

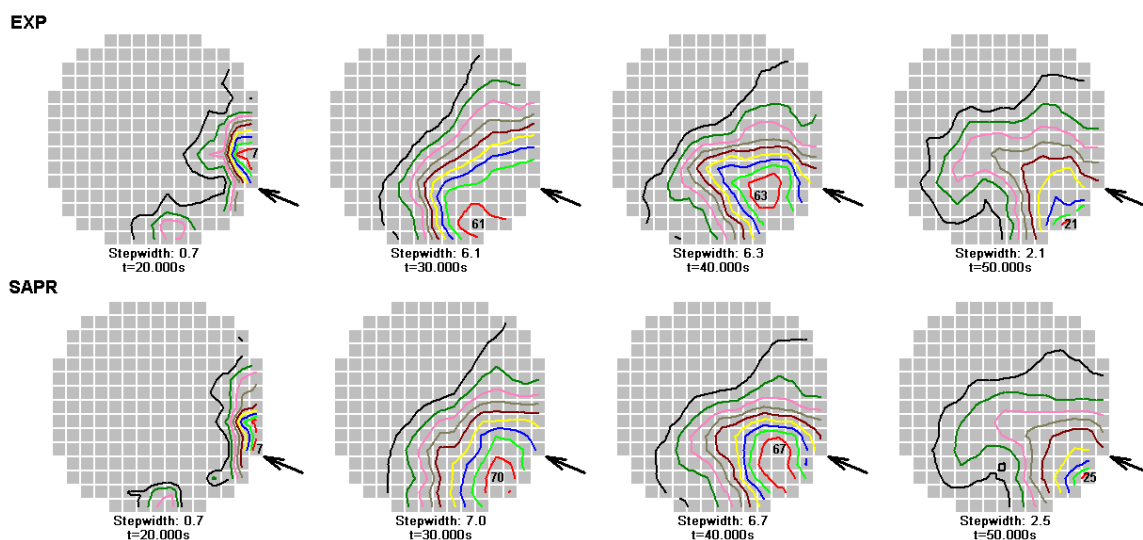


Abb. 6.11 Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit eingespeistem Pfropfen

Der Maximalwert selbst wird durch die einfache Standardabweichung eingehüllt. Abb. 6.12 und Abb. 6.13 zeigen den Vergleich an zwei BE-Positionen, die erste etwas außerhalb des betroffenen Sektors, die zweite direkt innerhalb des Sektors. Der berechnete Zeitverlauf des Vermischungsskalars liegt an der Position im oberen Bereich der Kerneintrittsebene die gesamte Zeit innerhalb des Vertrauensintervalls, an der anderen Position im Zeitbereich des Maximums außerhalb dieses Intervalls.

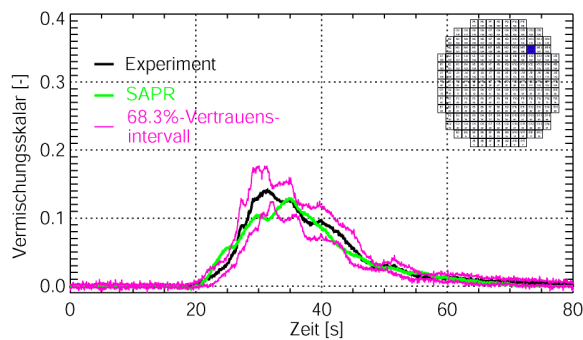


Abb. 6.12 Vermischungsskalar an einer BE-Position in der Kerneintrittsebene sowie 68.3 %-Vertrauensintervall

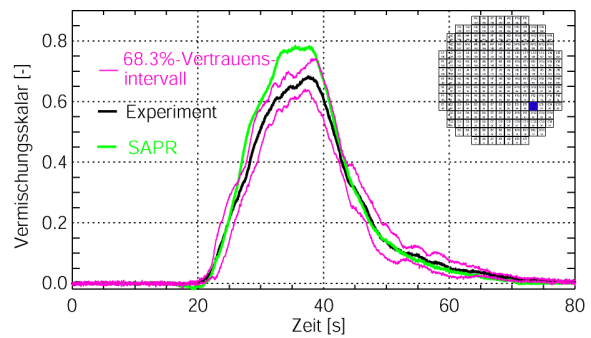


Abb. 6.13 Vermischungsskalar an einer BE-Position in der Kerneintrittsebene sowie 68.3 %-Vertrauensintervall

Tab. 6.4 zeigt die Anzahl der Messpositionen, an denen der berechnete Wert durch die drei Vertrauensintervalle eingehüllt wird. Im Gegensatz zu den oben betrachteten Experimenten zum Start der Pumpe wird hier im Mehrschleifenbetrieb auf Grund der Sektorbildung nur an etwa 2/3 der Messpositionen ein Wert größer als 10 % registriert. Bezogen auf diese verringerte Zahl ist die Übereinstimmung zwischen Messung und Rekonstruktion vergleichbar mit den Experimenten zum Start der Pumpe. Es ist anzumerken, dass die Schwankungsbreite der Experimentaldaten im hier betrachteten Experiment größer war, wie aus dem Vergleich der Vertrauensintervalle in Abb. 6.10 und Abb. 6.5 bzw. Abb. 6.7 hervorgeht. Das liegt nicht am Strömungsregime (Start der Pumpe bzw. stationärer Mehrschleifenbetrieb) sondern an der verringerten Kühlmittelgeschwindigkeit, mit der die Pfropfen in den RDB eingetragen werden. Dies bestätigen auch die im Anhang dargestellten Experimente zum Pumpenstart, bei denen die Pfropfen mit geringerer Geschwindigkeit die Messebene erreichen, sowie Experimente zum Vierschleifenbetrieb bei Nominalbedingungen (Höhne, 2005). Die größeren Schwankungen sind ein Hinweis darauf, dass das System bei verringertem Impulseintrag eine etwas geringere Stabilität aufweist.

Tab. 6.4 Vergleich der mit SAPR berechneten Maximalwerte an den BE-Positionen in der Kerneintrittsebene mit dem Experiment Lyyyy_01 (Darstellung der Anzahl der Positionen, an denen der berechnete Wert innerhalb des entsprechenden Vertrauensintervalls des Experiments liegt)

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	80	102	107
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	88	105	108
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	73	100	106
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	109		

6.3.3 Vierschleifenbetrieb mit unterschiedlichen Volumenströmen

Im Experiment L2288_01 wurden die Schleifen 1 und 2 auf einem Volumenstromniveau von 2 % des Nominalwertes und die Schleifen 3 und 4 mit 8 % des Nominalwertes betrieben. Diese Werte wurden aus den oben erwähnten Experimenten an der Versuchsanlage PKL abgeleitet. Unter diesen Strömungsbedingungen wurde über Schleife 1 ein 3.1 m³ großer Pfropfen eingespeist. Auf Grund der geringen Kühlmittelgeschwindigkeit in der Schleife mit der Einspeisung wurde der Pfropfen über 30 s lang am Eintritt in den RDB detektiert. Die Rekonstruktion ist von ähnlicher Qualität wie im Experiment Lyyyy_01 (Abb. 6.14).

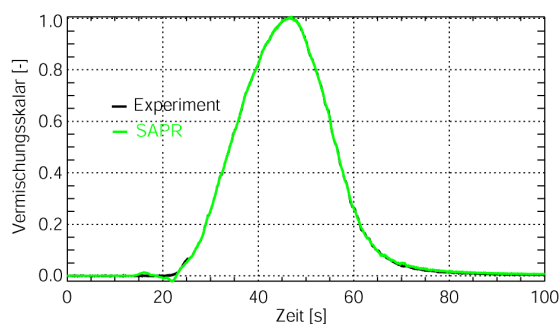


Abb. 6.14 Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)

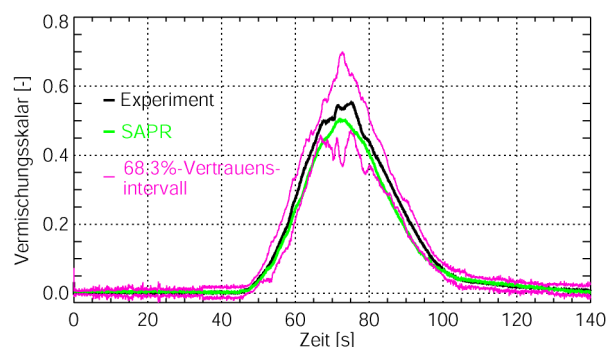


Abb. 6.15 Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene sowie 68.3 %-Vertrauensintervall

Die Schnittbilder der Isolinien zu vier ausgewählten Zeitpunkten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung der Form zwischen Messung und Rekonstruktion (Abb. 6.16). Auf Grund der Volumenstromverhältnisse ist der Sektor am Kerneintritt, in dem eine Unterborierung gemessen bzw. berechnet wurde, deutlich kleiner als im Fall Lyyyy_01. Der jeweilige Maximalwert zu den ausgewählten Zeitpunkten liegt diesmal unterhalb des Messwertes (im oben betrachteten Fall Lyyyy_01 lag er jeweils oberhalb der Messung).

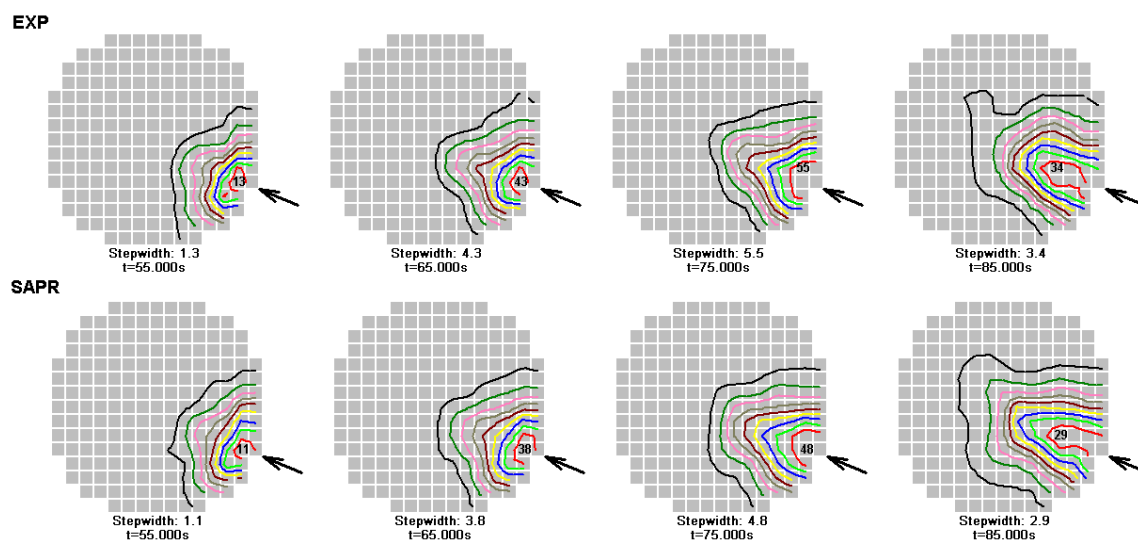


Abb. 6.16 Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)
Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit eingespeistem Pfropfen

Diese leichte Unterschätzung wird durch den Zeitverlauf des Maximalwertes bestätigt (Abb. 6.15). Allerdings wird der durch SAPR berechnete Wert während der gesamten Zeit durch das Vertrauensintervall der einfachen Standardabweichung eingehüllt.

Der Vergleich des Zeitverlaufs an zwei Positionen innerhalb des unterborierten Sektors (Abb. 6.17, Abb. 6.18) sowie der quantitative Vergleich in Tab. 6.5 bestätigen die gute Übereinstimmung zwischen Rekonstruktion und Messung. Die Anzahl der Messpositionen, an denen ein Vermischungsskalar von mehr als 10 % gemessen wurde, hat sich auf Grund der Strömungsverhältnisse noch einmal reduziert. An nahezu allen Positionen liegt der berechnete Wert innerhalb des Vertrauensintervalls der einfachen Standardabweichung. Diese gute

Übereinstimmung ist teilweise dem Fakt geschuldet, dass sich die relative Schwankungsbreite der Messwerte noch einmal erhöht hatte.

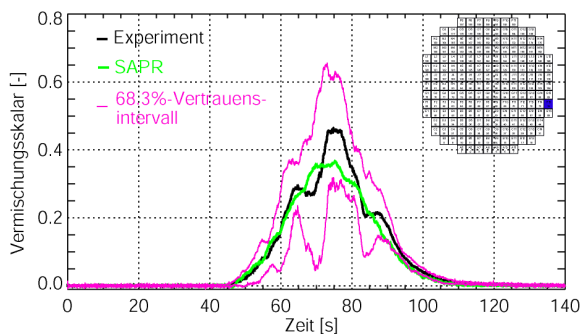


Abb. 6.17 Vermischungsskalar an einer BE-Position in der Kerneintrittsebene sowie 68.3 %-Vertrauensintervall

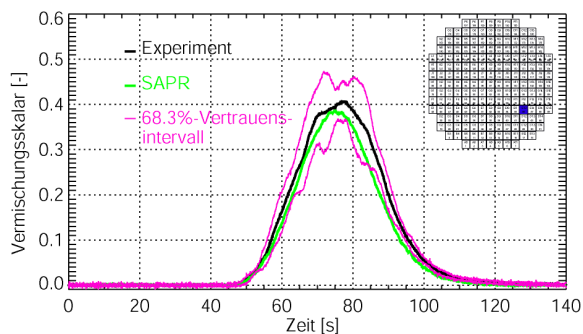


Abb. 6.18 Vermischungsskalar an einer BE-Position in der Kerneintrittsebene sowie 68.3 %-Vertrauensintervall

Tab. 6.5 Vergleich der mit SAPR berechneten Maximalwerte an den BE-Positionen in der Kerneintrittsebene mit dem Experiment L2288_01 (Darstellung der Anzahl der Positionen, an denen der berechnete Wert innerhalb des entsprechenden Vertrauensintervalls des Experiments liegt)

	Vertrauensintervall		
	P1	P2	P3
Maximalwert des Vermischungsskalars	45	47	47
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	43	47	47
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	41	47	47
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	47		

6.4 Validierung des Modells an Rechnungen mit dem CFD-Programm ANSYS CFX

6.4.1 Start der Hauptkühlmittelpumpe in einem WWER-1000-Reaktor

Im Rahmen des von der OECD organisierten Benchmarks zu Unterkühlungstransienten in einem WWER-1000-Reaktor (Ivanov, 2006) war im FZD ein Rechenmodell eines solchen Reaktors für das CFD-Programm ANSYS CFX erstellt

und in den Benchmarkrechnungen verwendet worden (Kliem, 2006; Höhne, 2007a). Der WWER-1000 ist ein russischer Druckwasserreaktor mit einer elektrischen Leistung von 1000 MW. Er besitzt vier Schleifen und 163 hexagonale Brennelemente (Abb. 6.22).

Dieses Rechenmodell, das aus einem unstrukturierten Gitter aus $4.7 \cdot 10^6$ Tetraedern besteht, wurde verwendet, um Impulsantworten für das Programm SAPR zu erzeugen¹. Als Testfall wurde der Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens in der Schleife mit der startenden Pumpe ausgewählt. Die gewählte Kurve der Kühlmittelgeschwindigkeit (Abb. 6.19) orientiert sich an Experimenten an der WWER-1000-Versuchsanlage von Gidropress Podolsk (Höhne, 2008). Auf dieser Geschwindigkeitsrampe wurden fünf Impulse verteilt, um die Impulsantworten zu erzeugen (Abb. 6.20). Diese Impulse wurden am Austritt aus dem kalten Strang generiert. Die numerischen Impulse haben eine ideale Rechteckform und eine Breite von 0.2 s. Für die Modellierung der Impulse wurden die Transportgleichungen für passive Skalare verwendet, wie sie auch in den Nachrechnungen der ROCOM-Experimente mit ANSYS CFX eingesetzt wurden (Höhne, 2006; Höhne 2008a; siehe auch Abschnitt 4.4).

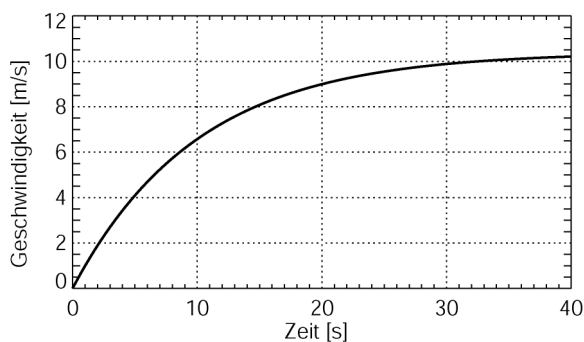


Abb. 6.19 Kühlmittelgeschwindigkeit in der startenden Schleife

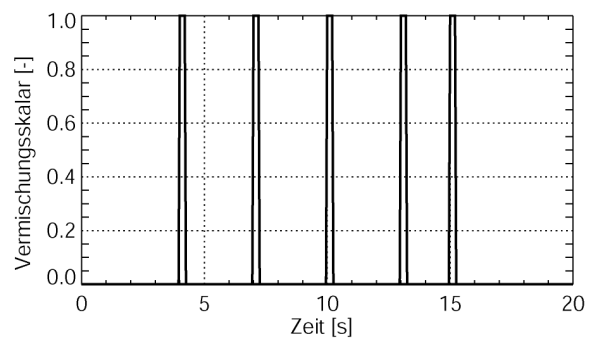


Abb. 6.20 Impulse für die Erzeugung der Impulsantworten

Am Eintritt in jedes Brennelement wurden die zeitabhängigen Antworten auf die verschiedenen Impulse aus den Rechenergebnissen extrahiert. Der RDB vom Eintrittsstutzen bis zum Eintritt in die Brennelemente bildet das System für die

¹ Die hier beschriebenen CFX-Rechnungen wurden nach Vorgaben des Autors von Dr. Thomas Höhne (FZD) durchgeführt.

Anwendung von SAPR in der gleichen Art und Weise wie in den ROCOM-Experimenten.

Als Testfall diente ein Pfropfen von 35 m^3 Größe, der in Form eines Skalars am Eintrittsstutzen vorgegeben wurde. Auch er hatte eine ideale Rechteckform (Abb. 6.21). Unter Verwendung von SAPR wurde dieser Pfropfen aus den Impulsen rekonstruiert. Auf Grund der idealen Rechteckform von Impulsen und Pfropfen haben in diesem speziellen Fall alle Rekonstruktionskoeffizienten den Wert 1.0.

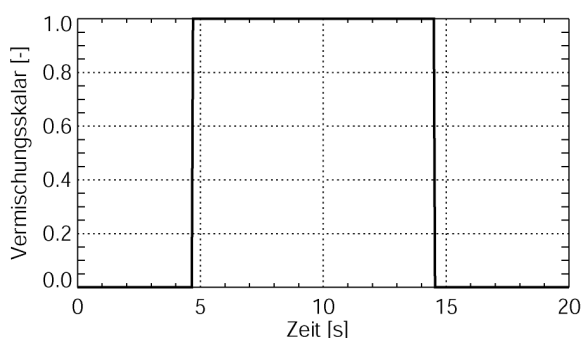


Abb. 6.21 Pfropfen am Eintritt in den RDB

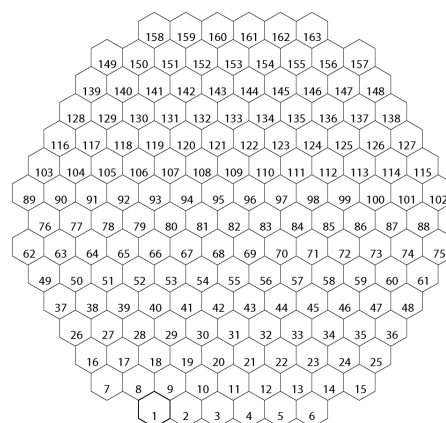


Abb. 6.22 Anordnung der Brennelemente im WWER-1000-Reaktor

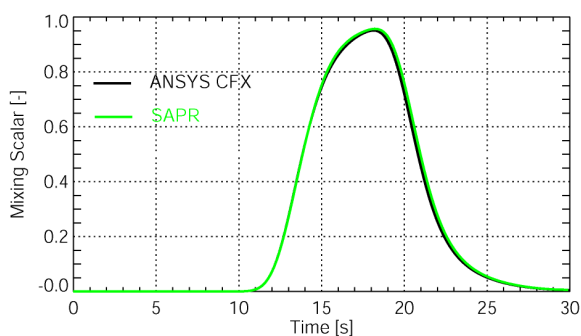


Abb. 6.23 Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene

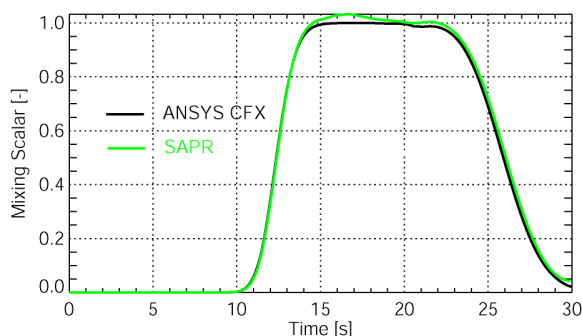


Abb. 6.24 Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene

Abb. 6.23 zeigt den Zeitverlauf des Mittelwertes in der Kerneintrittsebene im Vergleich zwischen der CFX-Rechnung und der Rekonstruktion. Es sind kaum Unterschiede zwischen beiden Kurven zu erkennen. Im Zeitverlauf des Maximalwertes gibt es, kurz nachdem der Pfropfen die Kerneintrittsebene erreicht

hat, einen Zeitbereich in dem der mit SAPR berechnete Wert größer als 1.0 ist, während in der CFX-Rechnung des Maximum genau 1.0 erreicht. Die maximale Abweichung beträgt 3.2 %. Die an- und die absteigende Flanke des Maximalwertes in der SAPR-Rechnung unterscheidet sich nicht von der CFX-Rechnung.

Abb. 6.25 zeigt Schnappschüsse der Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene im Vergleich zwischen der CFX-Rechnung und der Rekonstruktion mit SAPR. Der Vergleich der Verteilungen zeigt eine sehr gute Übereinstimmung, qualitativ sind keine Unterschiede zu erkennen. Die Form der Verteilung unterscheidet sich allerdings deutlich vom Pfropfendurchgang durch die Kerneintrittsebene in Experimenten an der Versuchsanlage ROCOM. In den ROCOM-Experimenten teilt sich das aus der anlaufenden Schleife in den RDB eintretende deborierte Kühlmittel in zwei Stränge, die um den Kernbehälter herumlaufen und den Ringraum auf der gegenüberliegenden Seite verlassen. Genau auf dieser Seite tritt dann die Vorderfront des deborierten Pfropfens in die Kerneintrittsebene ein (siehe auch Abschnitt 6.2). Im WWER-1000 teilt sich das Kühlmittel dahingegen in drei Stränge auf, von denen zwei den Ringraum auf der gegenüberliegenden Seite und einer genau unterhalb der startenden Schleife durchlaufen. Somit tritt das deborierte Kühlmittel nahezu gleichzeitig an drei Stellen in die Kerneintrittsebene ein. Ausführlich werden diese Unterschiede in (Kliem, 2007a) analysiert und diskutiert.

Aus der CFX-Rechnung kann man natürlich keine Vertrauensintervalle ermitteln, weil sich bei einer Wiederholung der Rechnung mit identischen Randbedingungen immer dieselben Ergebnisse einstellen. Der statistisch-chaotische Charakter der Strömung ist in den Rechenmodellen nicht berücksichtigt, die turbulenten Schwankungen werden durch die Zeitfilterung im $k-\varepsilon$ -Turbulenzmodell, das in den Rechnungen angewandt wurde, partiell geglättet. Um trotzdem einen quantitativen Vergleich anstellen zu können, wurden die relativen Abweichungen der durch SAPR berechneten Werte von den CFX-Werten an den 163 Vergleichspunkten in drei Größenklassen eingeteilt. Diese Klassen orientieren sich an den Vertrauensintervallen der oben beschriebenen Pumpenstart-Experimente und wurden mit 6, 8 und 10 % festgelegt. Tab. 6.6 zeigt die Anzahl der SAPR-Werte innerhalb der drei Größenklassen. Die Übereinstimmung ist deutlich besser, alle SAPR-Werte liegen

innerhalb der 6 %-Marke, die mit dem Vertrauensintervall der einfachen Standardabweichung vergleichbar ist. Die größte Abweichung wird an einer Position im Außenbereich des Kerns ermittelt. Der Zeitverlauf an dieser Position ist in Abb. 6.27 neben dem Zeitverlauf des Brennelements in der Kernmitte (Abb. 6.26) dargestellt.

Tab. 6.6 Vergleich der mit SAPR berechneten Maximalwerte an den BE-Positionen in der Kerneintrittsebene mit der CFX-Rechnung WWER-1000_01 (Darstellung der Anzahl der Positionen, an denen der berechnete Wert innerhalb der definierten Größenklasse der relativen Abweichung liegt)

	Relative Abweichung		
	6.0 %	8.0 %	10.0 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	163	163	163
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert: 0.1)	163		

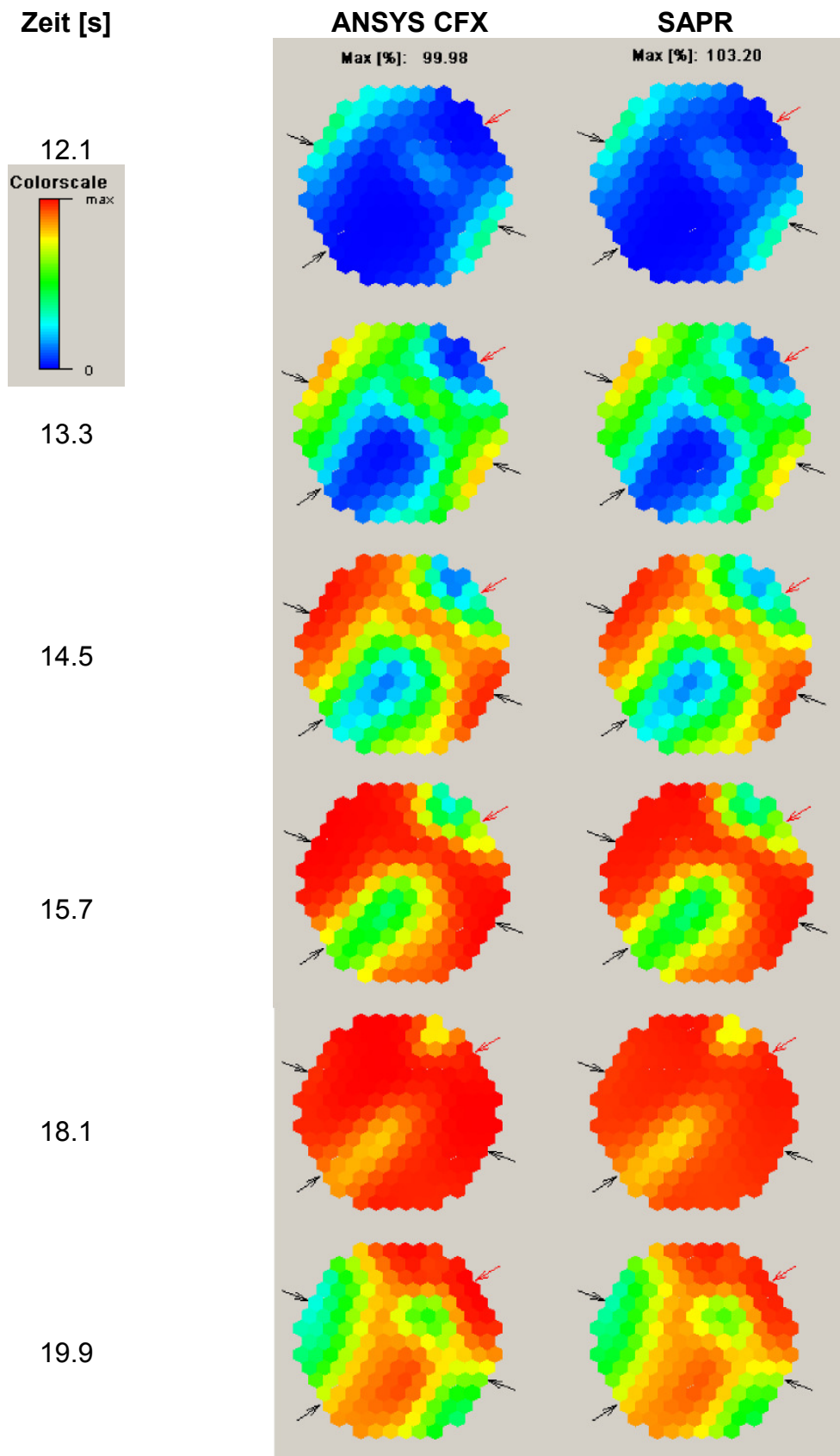


Abb. 6.25 Schnappschüsse der Verteilung des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene in der CFX- und der SAPR-Rechnung (WWE-1000_01)

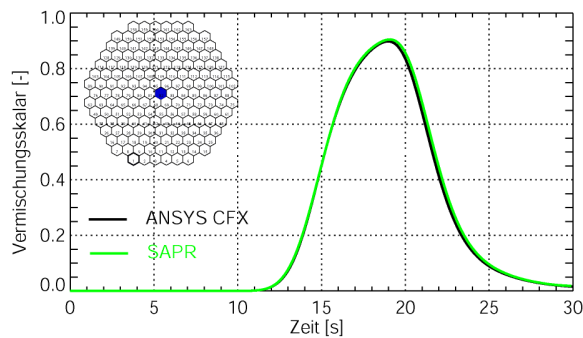


Abb. 6.26 Vermischungsskalar an der BE-Position in der Kernmitte

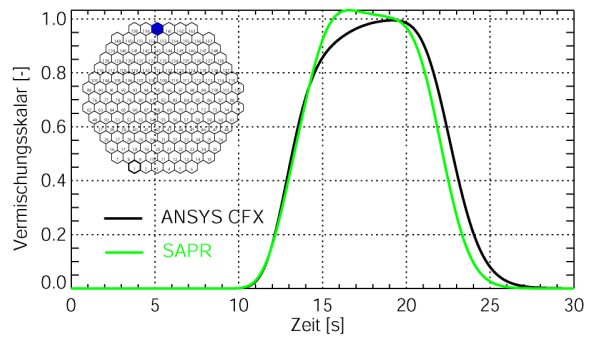


Abb. 6.27 Vermischungsskalar an der BE-Position mit der maximalen Abweichung zwischen CFX und SAPR

6.4.2 Untersuchung des Einflusses der Breite der Impulse auf die Bestimmung der Antwortfunktionen

Die für die Bestimmung der Antwortfunktionen an der Versuchsanlage und in der CFD-Rechnung generierten Impulse haben eine gewisse Breite und können somit nur als angenäherte Dirac-Impulse bezeichnet werden. Für die ROCOM-Experimente bei reduzierter Kühlmittelgeschwindigkeit war die Impulsbreite sogar auf mehrere Sekunden ausgedehnt worden, um eine gute Signalaussteuerung bei der Messung der Tracerkonzentrationen zu gewährleisten.

Mit Hilfe einer weiteren CFD-Rechnung wurde der Einfluss der Breite der Impulse auf die Güte der Rekonstruktion untersucht. Betrachtet wurde wiederum der Fall des Starts der Hauptkühlmittelpumpe mit einem 35 m³-Pfropfen in einem WWER-1000-Reaktor.

An den gleichen Zeitpunkten wie in der ersten CFX-Rechnung (Abschnitt 6.4.1) wurden wiederum fünf verschiedene Impulse für die Bestimmung der Antwortfunktionen erzeugt, die Breite der Impulse wurde allerdings von 0.2 s auf 1.0 s erhöht (Abb. 6.28).

Der Vergleich der rekonstruierten Antworten mit der CFX-Rechnung für den Pfropfen zeigt Unterschiede im Zeitverlauf. Auf Abb. 6.29 bis Abb. 6.33 sind der Mittel-, der Maximalwert und der Wert an drei BE-Positionen dargestellt. Unterschiede sind in der ansteigenden Flanke und im Bereich des Maximums zu sehen, während die

absteigende Flanke demgegenüber an fast allen Positionen eine ähnliche Übereinstimmung aufweist, wie die Rechnung mit den kürzeren Impulsen.

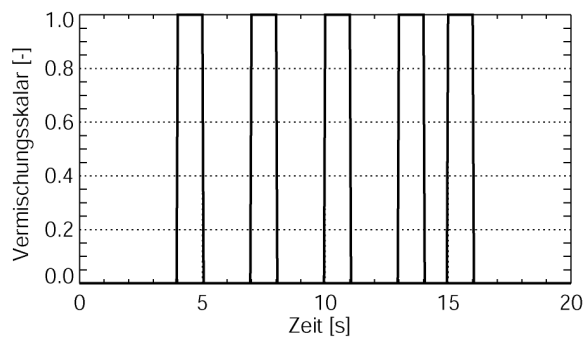


Abb. 6.28 Impulse für die Erzeugung der Antwortfunktionen

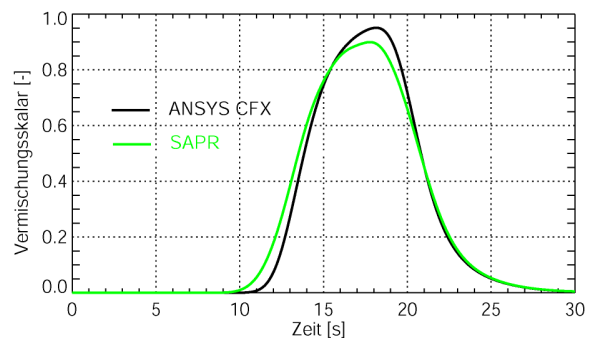


Abb. 6.29 Mittelwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene (Impulsbreite: 1.0 s)

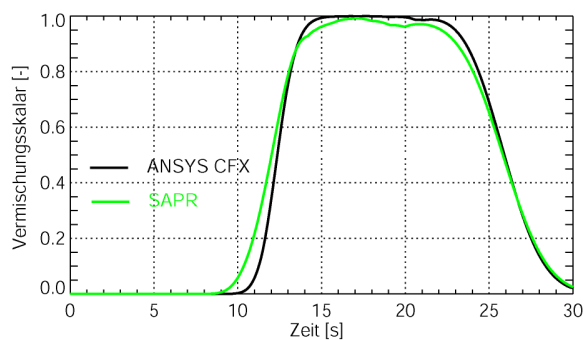


Abb. 6.30 Maximalwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene (Impulsbreite: 1.0 s)

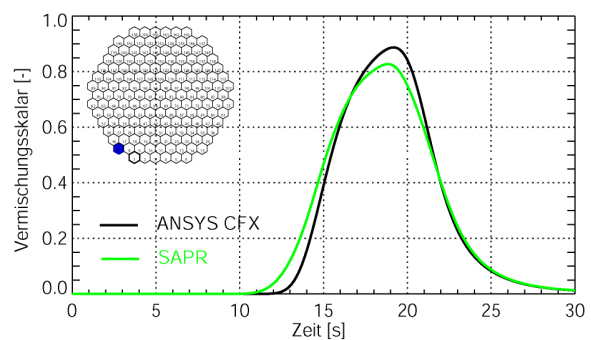


Abb. 6.31 Vermischungsskalar an einer BE-Position im Außenbereich des Kerns (Impulsbreite: 1.0 s)

Die stärksten Änderungen der Strömung finden während des Anstiegs der Geschwindigkeit statt. In diesem Zeitbereich erfolgt der Eintrag der Vorderfront des Pfropfens in den RDB. Der hintere Teil des Pfropfens wird schon unter nahezu stationären Strömungsbedingungen in den RDB eingetragen. Aus diesem Grund ist der Unterschied der Systemantworten auf Impulse 4 und 5 deutlich kleiner als die Antworten auf die Impulse 1 und 2. Die Verbreiterung der Impulse 4 und 5 hat somit einen geringeren Einfluss auf die Güte der Rekonstruktion. Im vorderen Bereich ist der Einfluss größer und resultiert im betrachteten Fall in einer Überschätzung der Störung in der Kerneintrittsebene.

Eine quantitative Analyse zeigt, dass die Abweichung an ca. 70 % der Positionen innerhalb der in Abschnitt 6.4.1 eingeführten 6 % liegt. Alle mit SAPR berechneten Werte liegen innerhalb des 8 %-Bandes (Tab. 6.7). Damit ist die Übereinstimmung mit den verbreiterten Impulsen im gleichen Rahmen wie bei den ROCOM-Experimenten. Dort allerdings verteilten sich die berechneten Werte etwa gleichmäßig auf die Bereiche ober- und unterhalb des Messwertes.

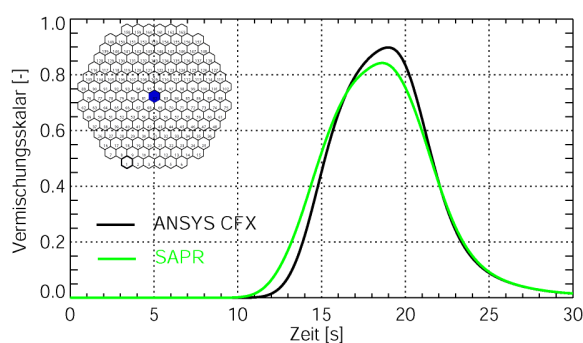


Abb. 6.32 Vermischungsskalar an der BE-Position in der Kernmitte (Impulsbreite: 1.0 s)

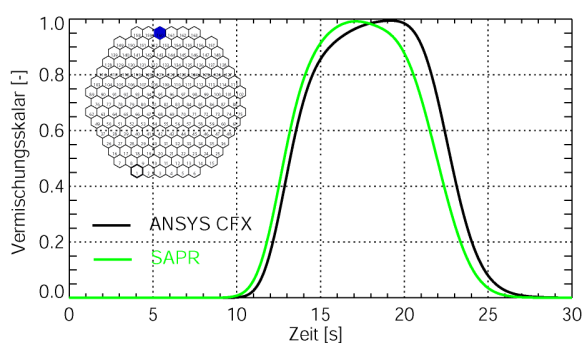


Abb. 6.33 Vermischungsskalar an einer BE-Position im Außenbereich des Kerns (Impulsbreite: 1.0 s)

Tab. 6.7 Vergleich der mit SAPR berechneten Maximalwerte an den BE-Positionen in der Kerneintrittsebene mit der CFX-Rechnung WWER-1000_01 bei einer Impulsbreite von 1.0 s (Darstellung der Anzahl der Positionen, an denen der berechnete Wert innerhalb der definierten Größenklasse der relativen Abweichung liegt)

	Relative Abweichung		
	6.0 %	8.0 %	10.0 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	112	163	163
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert: 0.1)	163		

6.5 Zusammenfassung der Validierungsrechnungen

An der Versuchsanlage ROCOM wurden Experimente zur Validierung der Methodik der Rekonstruktion deborierter Pfropfen auf der Basis Dirac-Impuls ähnlicher Systemanregungen durchgeführt. In diesen Experimenten wurde die Vermischung größerer deborierter Pfropfen untersucht. Die am Eintritt in den RDB aufgezeichnete Pfropfenform diente dabei als Zielfunktion für die Rekonstruktion. Für den

quantitativen Vergleich zwischen Experiment und SAPR wurden die experimentell ermittelten Vertrauensintervalle verwendet. Diese Methode des Vergleichs findet auch bei der Validierung von CFD-Rechnungen Anwendung. Die Güte der Rekonstruktion wurde an Hand der Anzahl der Positionen in der Kerneintrittsebene, deren Werte innerhalb der entsprechenden Vertrauensintervalle liegen, eingeschätzt.

Für alle Experimente gilt, dass an mindestens $2/3$ der Positionen der rekonstruierte Wert innerhalb des Vertrauensintervalls der einfachen Standardabweichung liegt, in den meisten Fällen nahezu alle Werte innerhalb der zweifachen Standardabweichung. Dies gilt sowohl für Experimente zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe als auch für Experimente mit für Naturumlauf typischen Massenströmen.

Darüber hinaus wurde die Rekonstruktion eines deborierten Pfropfens auf Basis numerisch (CFD-Rechnung) ermittelter Übertragungsfunktionen getestet. Die erzielte Übereinstimmung war dabei noch besser als in den Experimenten. Eine weitere CFD-Rechnung wurde dazu genutzt, den Einfluss der Breite der Anregungsfunktion zu untersuchen. Wie zu erwarten, verschlechterte sich die Güte der Rekonstruktion mit der Verbreiterung des Impulses. Mit einer Impulsbreite von 1.0 s (bei einer Pfropfendurchlaufzeit von 10 s), die um den Faktor 5 größer als die Breite der Basisfunktionen war, wurde eine Übereinstimmung erreicht, wie sie sich bei den Validierungsexperimenten ergeben hatte.

7 Eine Methodik für die Analyse von Borverdünnungsstörfällen

7.1 Einleitung

Seit einer Reihe von Jahren werden Störfallszenarien diskutiert, in deren Verlauf sich schwächer boriertes Kühlmittel in bestimmten Bereichen des Primärkreislaufes ansammeln kann. Dies kann durch Einbringung unborierten Kühlmittels aus Anschlussystemen des Primärkreises, durch Bildung weitgehend borfreier Kühlmittelpfropfen unter Reflux-Condenser-Bedingungen nach einem Kühlmittelverluststörfall oder durch ein Heizrohrleck im Dampferzeuger geschehen.

Experimentelle Untersuchungen an der Thermohydraulik-Versuchsanlage PKL für verschiedene inhärente Borverdünnungsszenarien haben gezeigt, dass die akkumulierte borfreie Kühlmittelmenge auf den Pumpenbogen und einen Teil der Dampferzeugeraustrittskammer beschränkt bleibt (Mull, 2003). Im Gegensatz dazu kann es bei einem Heizrohrleck mit anschließendem Überströmen von borfreiem Speisewasser auf die Primärseite grundsätzlich auch zu größeren akkumulierten Pfropfen kommen. In (Reinders, 1998) wird als konservativ abgeschätzter Grenzwert 36 m^3 angegeben. Als wahrscheinlichste Anfangsposition der Vorderflanke wird bei beiden Szenarien der Austritt aus dem Pumpenbogen erwartet.

Beim Zuschalten der Hauptkühlmittelpumpe in der betroffenen Schleife oder durch das Wiederanlaufen des Naturumlaufs bei Auffüllen des Primärkreislaufes wird das geringer borierte Kühlmittel in Richtung Kerneintritt transportiert. Bei entsprechender Deborierung kann im Reaktorkern eine Reaktivitätstransiente ausgelöst werden.

Das Wiederanlaufen des Naturumlaufs wird in Deutschland im Rahmen von Sicherheitsnachweisen betrachtet. Demgegenüber ist das Zuschalten der Hauptkühlmittelpumpe während eines der genannten Ereignisse sehr unwahrscheinlich, da es nach einer klaren Prozedur erfolgt, in deren Verlauf der Zustand des Kühlmittels überprüft wird (Hertlein, 2003). Borverdünnungsszenarien mit Start der Hauptkühlmittelpumpe sind deshalb in Deutschland nicht Bestandteil des Sicherheitsnachweises; Untersuchungen entsprechender Störfallabläufe wurden aber dennoch zu „Informationszwecken“ durchgeführt (Tuomisto, 1999).

Bei der Betrachtung der inhärenten Borverdünnungsszenarien mit Start des Naturumlaufs wurden in den letzten Jahren folgende Analysen durchgeführt:

Aus den oben genannten PKL-Experimenten wurden konservative Randbedingungen für Vermischungsuntersuchungen an der Versuchsanlage ROCOM abgeleitet. Alternativ kommen für die Bestimmung der Randbedingungen auch Analysen mit fortgeschrittenen Thermohydraulikprogrammen (im konkreten Fall: ATHLET) in Betracht. Wichtigstes Ergebnis dieser ROCOM-Experimente war die zeitabhängige Verteilung der Borkonzentration in der Kerneintrittsebene (Kliem, 2004; Kliem, 2008). Aus diesen Daten wurde für jedes Szenario der absolute Minimalwert der Borkonzentration ermittelt. Diese Minimalwerte wurden mit einem Unsicherheitsaufschlag versehen und bei der Auslegung der Reaktorkerne für die betreffenden Kernkraftwerke in Abhängigkeit vom relevanten Szenario als Grenzwert für die kritische Borkonzentration eingesetzt. Damit kann der Kern so ausgelegt werden, dass eine Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors erst erreicht wird, wenn der gesamte Kern mit der genannten minimalen Borkonzentration gefüllt ist (Stoll, 2006). Es liegt auf der Hand, dass eine solche Vorgehensweise sehr konservativ ist. Dynamische Reaktivitätsanalysen wurden dabei nicht durchgeführt und sind auch nicht nötig.

Im Wesentlichen werden in Deutschland die Ergebnisse konservativer Störfallanalysen für die Genehmigung des Betriebs der Kernkraftwerke herangezogen. Ohne Zweifel kann man die oben beschriebene Methode der Kernausslegung in diese Gruppe einordnen. Seit einigen Jahren werden in der nationalen und internationalen Praxis Methoden entwickelt, die nicht auf einer konservativen Herangehensweise basieren. Basis dieser Methoden ist eine best-estimate-Analyse, d.h. eine möglichst realistische Simulation des zu betrachtenden unterstellten Störfalls. Dieses Analyseergebnis wird durch eine Unsicherheitsanalyse ergänzt, mit deren Hilfe die Aussagegenauigkeit der Analyse durch ein Unsicherheitsband quantifiziert wird. Derartige kombinierte Methoden (best-estimate-Rechnung plus Unsicherheitsanalyse) sind z.B. Bestandteil der Genehmigungspraxis in den USA, in Deutschland wird deren Einführung diskutiert (Sommer, 2005). Sie sind nach dem in der Erprobung befindlichen Regelwerk (KTR, 2009) zulässig.

7.2 Beschreibung der Methodik

Die Verfügbarkeit des neu entwickelten SAPR-Modells zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung in Kombination mit dem Kernmodell DYN3D und dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET eröffnet die Möglichkeit, realistische Analysen von Borverdünnungsstörfällen durchzuführen. Diese gekoppelten Rechnungen können durch eine statistische Unsicherheitsanalyse der erzielten Ergebnisse ergänzt werden. Da es sich im vorliegenden Fall um eine gekoppelte neutronenkinetisch/thermohydraulische Analyse handelt, muss die Variation der Eingangsparameter, die Bestandteil einer Unsicherheitsanalyse ist, für thermohydraulische und neutronenkinetische Parameter durchgeführt werden.

Die Methodik der Kombination von best-estimate-Rechnung und statistischer Unsicherheitsanalyse wurde für thermohydraulische Anlagenprogramme, in denen die Neutronenkinetik eine untergeordnete Rolle spielt, entwickelt. Die meisten Anwendungen beziehen sich auf eine Unsicherheitsanalyse der Hüllrohrtemperatur in der Folge eines großen Leckstörfalls (z.B. Gläser, 2005; Rebohm, 2005; Martin, 2005; Knoll, 2005).

Es liegen auch einige Erfahrungen in der Durchführung von Unsicherheitsanalysen für gekoppelte neutronenkinetisch/thermohydraulische Programmkomplexe (einschließlich DYN3D/ATHLET) vor (Langenbuch, 2005; Bousbia, 2006; Kliem, 2008a). In diese Analysen wurde neben einer detaillierten Variation der thermohydraulischen Parameter die Variation der Rückkopplungskoeffizienten des gesamten Reaktorkerns mit einbezogen. Diese vereinfachten Annahmen zeigten die Anwendbarkeit der statistischen Unsicherheitsanalyse auf die Ergebnisse gekoppelter Rechnungen. Andererseits machten sie aber auch deutlich, dass damit der Einfluss der einzelnen neutronenkinetischen Eingangsparameter (z.B. der einzelnen Wirkungsquerschnitte) nicht quantifiziert werden kann. Es macht sich die bisher fehlende Methodik für deren Berücksichtigung bemerkbar.

Im Jahr 2006 wurde ein OECD Benchmark zu Unsicherheitsanalysen in best-estimate-Rechnungen für Leichtwasserreaktoren (UAM) gestartet (Ivanov, 2007). Im Verlauf dieses Benchmarks soll eine Methodik entwickelt werden, die es erlaubt, Modell- und Datenunsicherheiten von der Erzeugung der mikroskopischen Kerndaten bis zur Durchführung von gekoppelten neutronenkinetisch/-

thermohydraulischen Analysen zu berücksichtigen. Diese Methodik wird einen wesentlichen Beitrag zur Festlegung der zu berücksichtigenden neutronenkinetischen Modelle und Parameter sowie zu deren Variationsbereich und zur Durchführung zukünftiger Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen auf Basis gekoppelter Programme leisten.

In der hier vorgelegten Arbeit wurde eine best-estimate Borverdünnungsanalyse mit einer Unsicherheitsanalyse auf eine andere Art kombiniert.

Die vorgeschlagene Methode basiert auf einer Parameterstudie, die aus den folgenden fünf Einzelschritten besteht:

1. Abschätzung/Festlegung des maximal möglichen Volumens des vorgelegten deborierten Pfpfens bzw. eingespeisten Kühlmittels. Dieser Wert ergibt sich in Abhängigkeit vom Szenario aus den geometrischen Gegebenheiten oder vorgeschalteten Systemanalysen.
2. Berechnung des transienten Verlaufs der Borkonzentration am Eintritt in jedes Brennelement für jede Pfpfengröße mit SAPR unter Vorgabe einer Schrittweite für die Erhöhung des Pfpfenvolumens (z.B. 2 m^3).
3. Extraktion der Kerneintrittsverteilung der Borkonzentration zum Zeitpunkt der minimalen Borkonzentration (Lokalwert)
4. Stationäre Kernrechnungen mit DYN3D (2 Ansätze)
 - a. Annahme des minimalen Wertes der Borkonzentration im gesamten Reaktorkern
 - b. Verwendung der unter Punkt 3 bestimmten Kerneintrittsverteilung, aber Ausdehnung über die gesamte Höhe des Reaktorkerns
5. Transiente Rechnungen mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET zu den deborierten Volumina, die in der stationären Analyse eine Rekritikalität des Reaktorkerns ausgewiesen haben.

Wesentlicher Bestandteil dieser best-estimate-Analyse ist die realistische Modellierung der Kühlmittelvermischung, die einen entscheidenden Einfluss auf den

Störfallablauf hat. Um Unsicherheiten in den Rechenergebnissen abzudecken, kann man bei dieser Methodik das maximal anzusetzende Pfropfenvolumen konservativ auswählen, so wie es in der Analyse von (Reinders, 1998) getan wurde.

Zwei verschiedene Borverdünnungsszenarien werden in den folgenden Abschnitten mit Hilfe der vorgeschlagenen Methodik analysiert. Es handelt sich dabei um den Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens im kalten Strang (Abschnitt 8) und die Einspeisung deborierten Kühlmittels im Nachkühlbetrieb (Abschnitt 9).

8 Eintrag eines deborierten Pfropfens beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe

8.1 Szenario

Die Rechnungen zur Borverdünnung beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe betreffen das im Abschnitt 7.1 erwähnte Szenario mit Heizrohrleck im Dampferzeuger. Bei einem solchen Leck kann es durch das Überströmen von borfreiem Speisewasser auf die Primärseite zur Akkumulation deborierten Kühlmittels kommen. Wenn der Heizrohrbruch nicht detektiert wird, kann durch das Zuschalten der ersten Hauptkühlmittelpumpe das akkumulierte borfreie Kühlmittel in Richtung RDB transportiert werden. Das maximale Pfropfenvolumen wurde von (Reinders, 1998) mit 36 m^3 als konservativ abgeschätzter Grenzwert angegeben. Die diesem Szenario zugrunde liegenden thermohydraulischen Bedingungen entstammen Analysen mit Thermohydraulikprogrammen und sind in Tab. 8.1 zusammengefasst. Sie wurden für einen Reaktor vom Typ KONVOI durchgeführt. Es sei nochmals darauf hingewiesen, dass dieses Szenario eine sehr geringe Eintrittswahrscheinlichkeit besitzt, da der Zustand des Kühlmittels vor dem Einschalten der Hauptkühlmittelpumpe überprüft wird (siehe auch Abschnitt 7.1).

Tab. 8.1 Thermohydraulische Randbedingungen des Borverdünnungsszenarios

	Druck [MPa]	Temperatur [°C]	Borkonzentration [ppm]
Unteres Plenum	3.60	192	2200
Pfropfenbereich in Schleife 1		210	0

8.2 Ermittlung der Verteilung der Borkonzentration für die Kernrechnungen

Mit Hilfe des Programms SAPR konnte auf Basis der Impulsantworten und der Randbedingungen (Tab. 8.1) für das gewählte Szenario der Zeitverlauf der Borkonzentration und der Kühlmitteltemperatur am Eintritt in jedes Brennelement ermittelt werden. SAPR-Rechnungen wurden für Pfropfenvolumina von 4 bis 36 m^3 mit einer Schrittweite von 2 m^3 durchgeführt. Aus diesen Zeitverläufen wurden die Verteilungen der Borkonzentration und der Kühlmitteltemperatur am Eintritt in jedes Brennelement zum Zeitpunkt der minimalen Borkonzentration extrahiert. Für

ausgewählte Pfropfenvolumina ist die Verteilung der Borkkonzentration in Abb. 8.1 dargestellt.

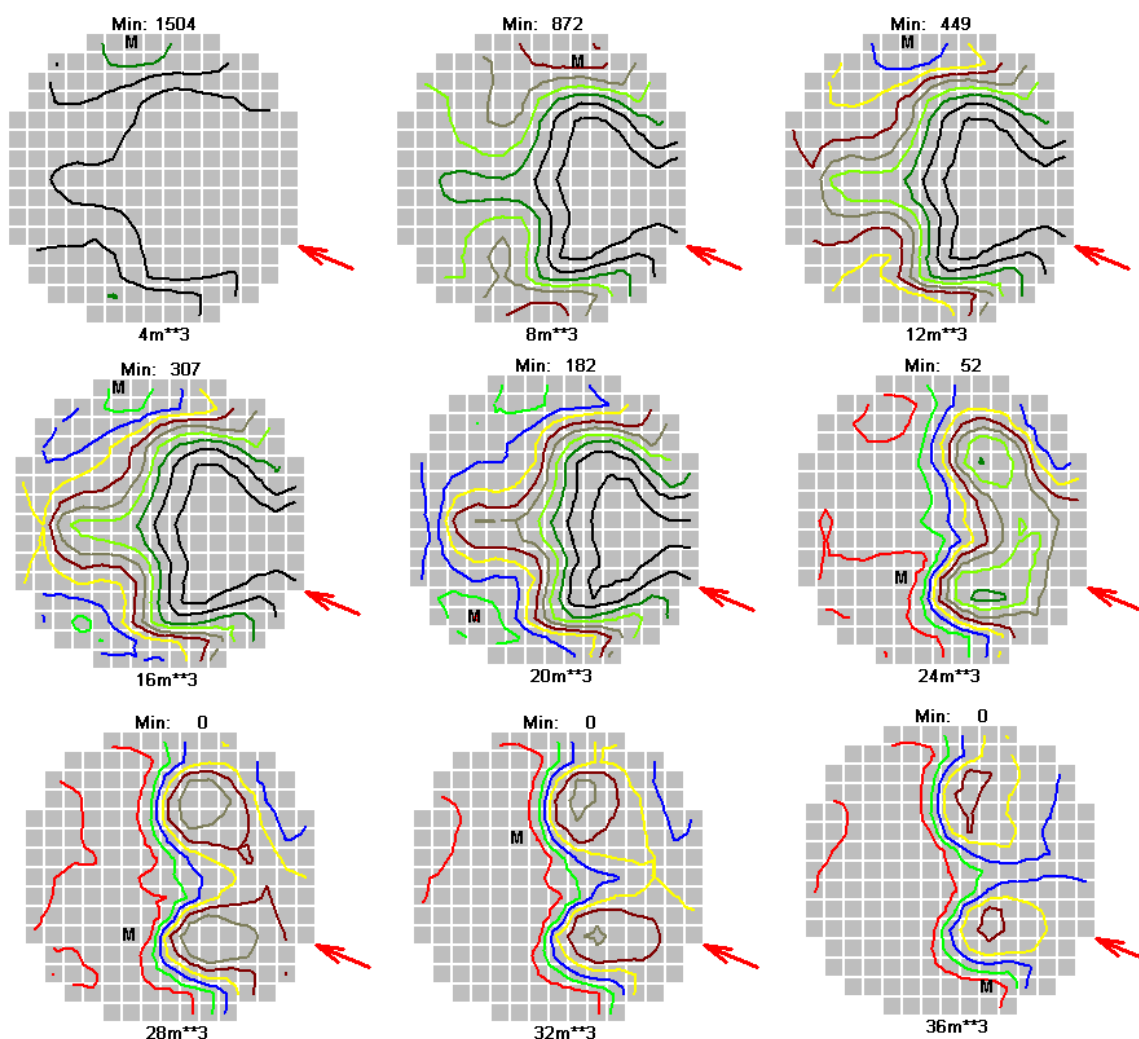


Abb. 8.1 Isolinien der Borkkonzentration in der Kerneintrittsebene für Pfropfenvolumina zwischen 4 und 36 m³ („M“ bezeichnet die Position des Minimums (Wert in ppm); Pfeil zeigt die Position der Schleife mit der startenden Pumpe)

Abb. 8.4 zeigt die zugehörigen Minimalwerte in Abhängigkeit vom Pfropfenvolumen.

Bei Strömung in nur einer Schleife, wie im vorliegenden Fall, stellt sich auf Grund der hydraulischen Gegebenheiten in den abgeschalteten Schleifen eine Rückströmung ein. Abhängig vom Niveau der Rückströmung wird somit ein Teil des eingespeisten

deborierten Kühlmittels nicht in Richtung des Reaktorkerns transportiert. An der ROCOM-Versuchsanlage stellt sich in jeder abgeschalteten Schleife eine Rückströmung von rd. 10 % des Wertes der bespeisten Schleife ein. Das trifft sowohl auf den Nominalmassenstrom als auch auf Naturumlaufbedingungen zu. Das bedeutet, dass rd. 30 % des eingespeisten deborierten Kühlmittels nicht den Reaktorkern erreichen. Um denselben Wert reduziert sich der effektive Massenstrom durch den Reaktorkern. ATHLET-Analysen ergeben ähnliche Werte. Um die Unsicherheiten des Pfropfenanteils einzuhüllen, der den Kern erreicht, wurde für die hier vorgestellten Rechnungen angenommen, dass nur insgesamt 15 % des Volumens (d.h. $3 \cdot 5 \%$) durch die drei abgeschalteten Schleifen abströmen. Das bedeutet, dass das effektive in den Kern einströmende Pfropfenvolumen 85 % des vorgelegten Volumens beträgt.

8.3 Stationäre Kernrechnungen mit dem Programm DYN3D

Für die Rechnungen wurde eine generische Kernbeladung eines deutschen Druckwasserreaktors ausgewählt. Diese Kernbeladung ist in (Mittag, 2002) beschrieben. Sie repräsentiert einen Gleichgewichtskern und enthält 129 Uran- und 64 MOX-Brennelemente. Das Beladungsschema ist in Abb. 8.2 dargestellt.

Aufgrund der höchsten Borkonzentration haben Borverdünnungsstörfälle am Beginn des Brennstoffzyklus die größten Auswirkungen. Der Abbrandzustand des betrachteten Reaktorkerns entsprach dem Zustand zu Beginn eines Gleichgewichtszyklus (Aus diesem Grund sind nicht alle Brennelemente abbrandfrei). Sowohl in der neutronenkinetischen als auch in der thermohydraulischen Modellierung innerhalb von DYN3D wurde jedes der 193 Brennelemente einzeln dargestellt und mit 14 Höhenschichten aufgelöst. Die Randbedingungen an den Außenseiten des Reaktorkerns wurden durch Albedos beschrieben, die vorab in stationären Kernrechnungen für den Anfangszustand ermittelt wurden. Für die Rechnungen wurde angenommen, dass der Reaktor sich vor der eigentlichen Störfalltransiente im Volllastzustand befand. Deshalb entsprach der Samarium- und Xenon-Zustand in der Rechnung diesen Volllastbedingungen. Die stationären Rechnungen wurden für den heißen, unterkritischen Reaktorzustand ausgeführt. Es wurde angenommen, dass bei der vorab erfolgten Reaktorschnellabschaltung der effektivste Abschaltstab in der obersten Position stecken

geblieben war. Die Position dieses Stabes wurde im Bereich der zu erwartenden größten Borverdünnung (bezogen auf das größte Pfropfenvolumen) ausgewählt und ist in Abb. 8.3 durch ein Kreuz gekennzeichnet. Diese Position wurde in den einzelnen Rechnungen nicht verändert.

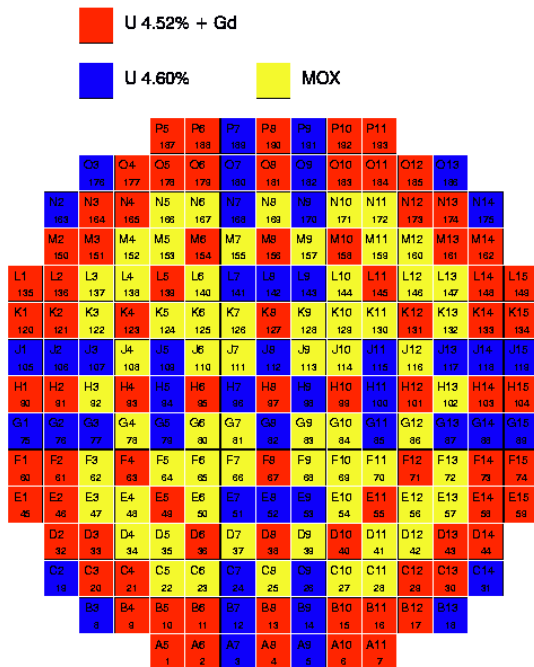


Abb. 8.2 Beladungsschema des generischen Reaktorkerns

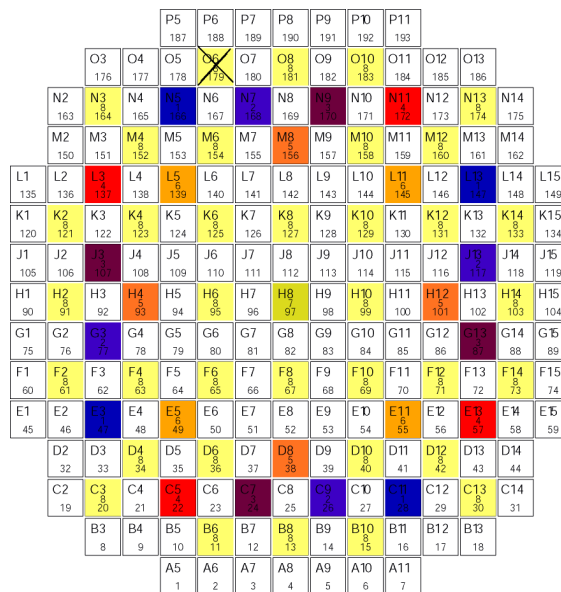


Abb. 8.3 Verteilung der Regel- und Abschaltstäbe (die einzelnen Gruppen sind farblich unterschiedlich gekennzeichnet; das Kreuz markiert den nicht eingefahrenen Stab)

Die RSK-ELNlinien für Druckwasserreaktoren (1996) verlangen, dass bei der Bestimmung der minimalen Abschaltreaktivität das Versagen des wirksamsten Steuerelements zu berücksichtigen ist. In Anlehnung an diese Forderung wurde das Steckenbleiben des effektivsten Steuerelements in den vorliegenden Analysen unterstellt. Allerdings entspricht im betrachteten Szenario das Einschalten der ersten Hauptkühlmittelpumpe dem zu unterstellenden Einzelfehler. Somit geht die Annahme des Steckenbleibens des effektivsten Steuerelements über das derzeit gültige Regelwerk hinaus.

Für sämtliche Rechnungen kam eine Zweigruppen-Wirkungsquerschnittsbibliothek zum Einsatz, die mit dem Programm HELIOS (Casal, 1991) unter Anwendung der von (Petkov, 2002) entwickelten Methodik erstellt wurde.

Die in Abb. 8.1 dargestellten Verteilungen der Borkonzentration, die zum Zeitpunkt des jeweiligen Minimums der Borkonzentration aus den Ergebnissen der SAPR-Rechnungen extrahiert worden sind, wurden für die stationären Kernrechnungen als Randbedingungen verwendet (ausgedehnt über die gesamte Höhe des Reaktorkerns (2D-Verteilung)). In einer Variationsrechnung für jedes Pfropfenvolumen wurde der berechnete Minimalwert (Abb. 8.4) im gesamten Reaktorkern vorgegeben (Gleichverteilung).

Die unter diesen Bedingungen berechneten statischen Reaktivitätswerte für den Reaktorkern sind in Abb. 8.5 dargestellt. Die Verwendung des Minimalwerts der Borkonzentration im gesamten Reaktorkern führt im Vergleich zur 2D-Verteilung natürlicherweise zu deutlich höheren Reaktivitätswerten.

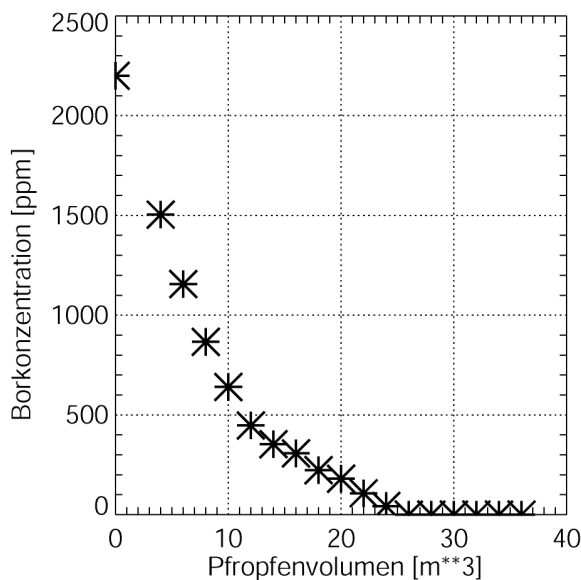


Abb. 8.4 Minimale Borkonzentration in Abhängigkeit vom Pfropfenvolumen

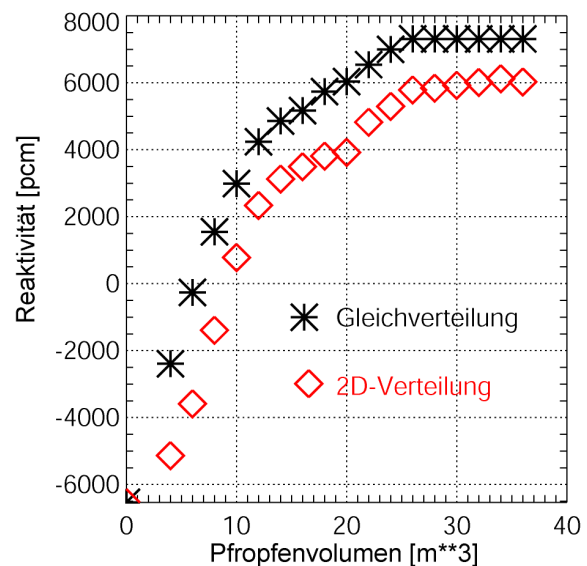


Abb. 8.5 Statische Reaktivität in Abhängigkeit vom Pfropfenvolumen

Aus den stationären Rechnungen mit gleicher minimaler Borkonzentration im Kern folgt, dass die Rekritikalität des Reaktorkerns schon bei einem anfänglichen Pfropfenvolumen über 6 m^3 zu erwarten ist, während sie bei Annahme einer realistischen Kerneintrittsverteilung (2D) erst zwischen 8 und 10 m^3 berechnet wird. Die Verwendung der 2D-Verteilung ist immer dann konservativ, wenn das Pfropfenvolumen nicht ausreicht, den Reaktorkern über die gesamte Höhe auszufüllen.

8.4 Transiente Analysen für verschiedene Pfropfenvolumina mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET

Aus den unter Abschnitt 8.3 durchgeführten Rechnungen folgt, dass nur Pfropfenvolumina über 8 m^3 eine Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors erwarten lassen. Die erste transiente Rechnung wurde aus diesem Grund mit einem anfänglichen Pfropfvolumen von 10 m^3 durchgeführt.

Für die Hauptzahl der in diesem Abschnitt vorgestellten Rechnungen kommt die parallele Kopplung von DYN3D und ATHLET zum Einsatz. Ausschlaggebend für die Verwendung dieser Kopplungsoption ist die Verfügbarkeit des Thermohydraulikmoduls von DYN3D, das sich in vielen Analysen zu Reaktivitätstransienten bewährt hat (z.B.: Kyrki-Rajamäki, 1996; Rohde, 1997; Ivanov, 1999; Tietsch, 1999; Kliem, 2004a).

Die Rechnungen wurden für einen Vier-Schleifen-Druckwasserreaktor durchgeführt. Die vier Schleifen des Primärkreislaufes der Reaktoranlage wurden im ATHLET-Datensatz einzeln modelliert. Der Ringraum, das untere und das obere Plenum wurden in radialer Richtung jeweils als ein Objekt ausgeführt. Der Reaktorkern wurde durch 193 parallele Thermohydraulikkanäle dargestellt, die alle an das untere Plenum und das obere Plenum angeschlossen sind. Innerhalb des Kerns existierten keine Querverbindungen zwischen den Kanälen. Parallel dazu wurden auch alle 193 Kühlkanäle in DYN3D modelliert. Die hydraulischen Randbedingungen (Druck und Massenstrom) und die Kühlmitteltemperatur wurden von ATHLET an DYN3D übergeben, die Borkonzentration am Eintritt in jedes Brennelement wurde durch das in die Schnittstelle implementierte Programm SAPR berechnet.

Der Sekundärkreislauf wurde entsprechend dem Primärkreislauf ebenfalls durch vier Schleifen mit vollständiger Modellierung vom Speisewassersystem bis zum Eintritt in die Turbine dargestellt. Weiterhin enthielt der Datensatz eine Reihe von Hilfssystemen, die während der Rechnungen zum Borverdünnungsszenario aber nicht aktiviert wurden.

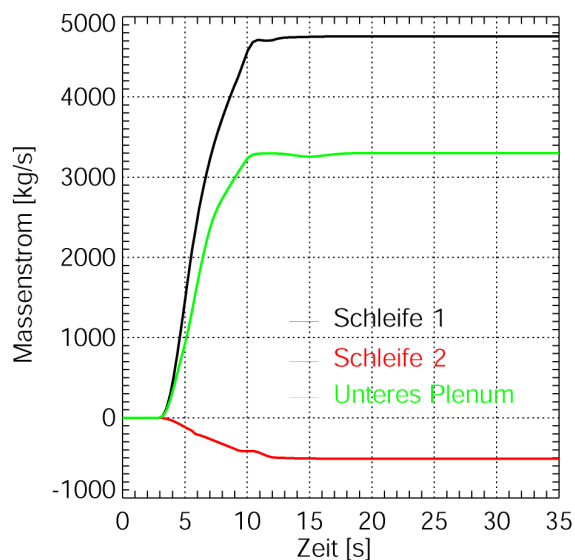


Abb. 8.6 Massenstrom im Primärkreislauf (10 m^3 -Pfropfen)

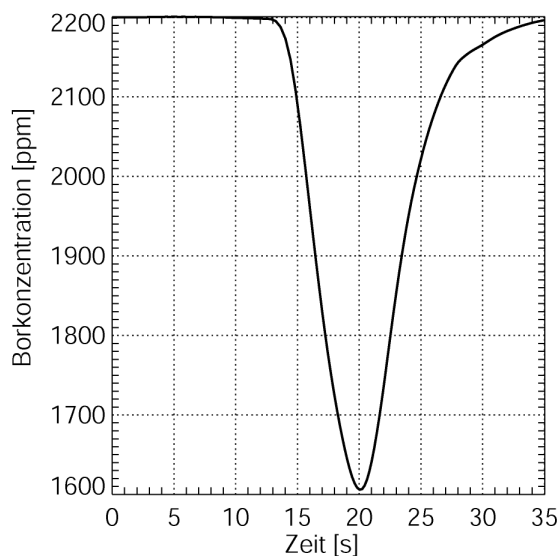


Abb. 8.7 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern (10 m^3 -Pfropfen)

Sämtliche transienten Rechnungen begannen im Zustand des völligen Stillstandes der Zirkulation. Bei $t = 0 \text{ s}$ wurde die Hauptkühlmittelpumpe in Schleife 1 eingeschaltet. Nach einer Totzeit von drei Sekunden lief der Massenstrom in Schleife 1 innerhalb von 8 s auf den Nominalwert hoch und stabilisierte sich bei rund 4800 kg/s (Abb. 8.6). In den benachbarten Schleifen entwickelte sich auf Grund der nicht arbeitenden Pumpen eine Rückströmung. Aus diesem Grund war die resultierende Strömungsgeschwindigkeit bzw. Massenstromrate im unteren Plenum gegenüber dem Kaltstrang der anlaufenden Schleife um rund 30 % reduziert, jeweils 10 % des Kühlmittels strömten pro Schleife in die entgegengesetzte Richtung ab. Die oben beschriebene, aus Konservativitätsgründen vorgenommene, künstliche Verringerung des abströmenden Anteils des Pfropfenvolumens wurde nicht auf die Massenstromverteilung übertragen.

Die mittlere Borkonzentration im Reaktorkern erreichte in diesem Fall einen Minimalwert von 1611 ppm (Abb. 8.7), dieses Minimum wurde 19.8 s nach Einschalten der Hauptkühlmittelpumpe erreicht (Die Zeitachse in allen in diesem Abschnitt präsentierten Abbildungen bezieht sich auf den Start der Pumpe bei $t = 0 \text{ s}$).

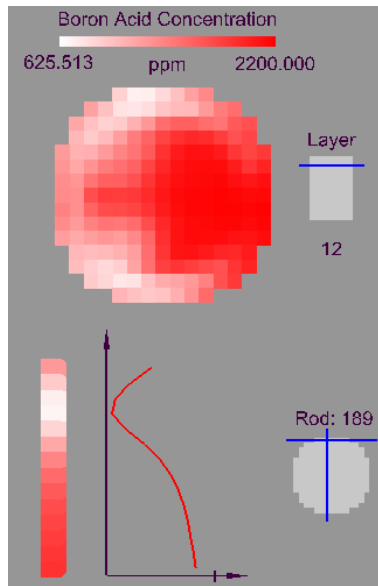


Abb. 8.8 Verteilung der Borkonzentration bei t = 19.8 s (10 m³-Pfropfen)

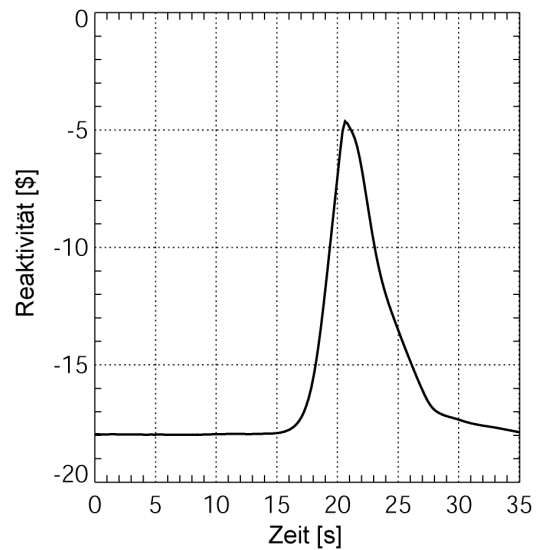


Abb. 8.9 Reaktivität (10 m³-Pfropfen)

Wie aus Abb. 8.9 zu sehen ist, blieb die dynamische Reaktivität während der gesamten Transiente unterhalb der Nullmarke, der Reaktor wurde im Gegensatz zu den oben dargestellten stationären Rechnungen nicht kritisch. Das ist damit zu erklären, dass der Pfropfen eine endliche Länge hat, die in den stationären Rechnungen, in denen die Kerneintrittsverteilung der Borkonzentration über die gesamte Höhe ausgedehnt worden war, nicht berücksichtigt werden konnte.

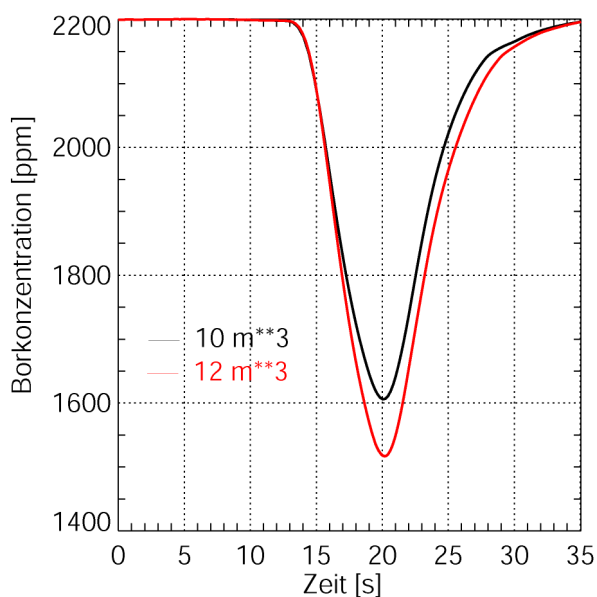


Abb. 8.10 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern (Vergleich 10 und 12 m³)

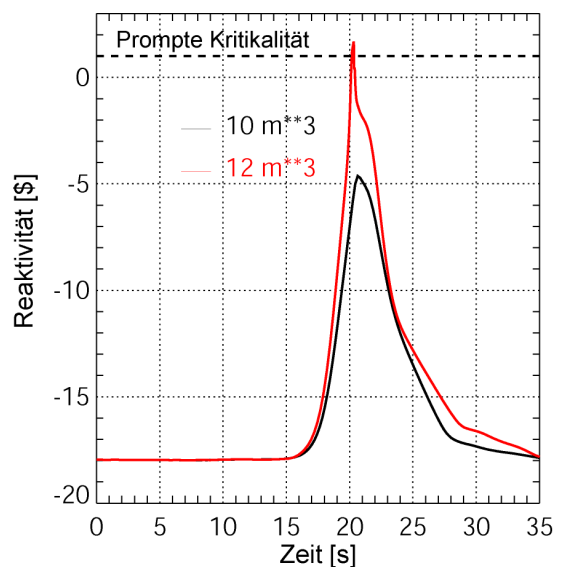


Abb. 8.11 Reaktivität (Vergleich 10 und 12 m³)

Mit einem anfänglichen Pfropfenvolumen von 12 m^3 fiel die mittlere Borkonzentration im Reaktorkern bis auf einen Wert von rd. 1500 ppm (Abb. 8.10). Das führte zu einem positiven Reaktivitätseintrag in den Kern, der nicht nur die anfängliche Unterkritikalität kompensierte, sondern auch zu einer signifikanten Überkritikalität von annähernd 1.6β führte (Abb. 8.11). Entsprechend dazu gab es einen Leistungsspeak des 3.5-fachen der Nominalleistung (Abb. 8.12). Aufgrund der sofort einsetzenden Dopplerrückkopplung wurde die Leistungserhöhung gestoppt; die Halbwertsbreite des Peaks betrug 20 ms (Abb. 8.13). Der Energieeintrag in Brennstoff und Kühlmittel während dieses Peaks war gering und konzentrierte sich auf die Umgebung des nicht eingefahrenen Stabes. Deshalb trat in einigen Brennelementen nach dem Leistungsspeak Kühlmittelsieden auf, im Maximum wurde ein lokaler Dampfanteil von 44 % erreicht (Abb. 8.14). Leistungsfreisetzung und Dampfbildung (siehe Abb. 8.15) konzentrierten sich dabei auf den oberen Teil der Brennelemente, wo zu diesem Zeitpunkt das Minimum der Borkonzentration zu finden war (ähnlich der in Abb. 8.8 gezeigten Verteilung).

Die Kompensation der anfänglichen Unterkritikalität fiel mit dem Minimum der mittleren Borkonzentration zusammen. Das nachfolgende höherborierte Kühlmittel brachte den Reaktorkern wieder in einen unterkritischen Zustand; die Transiente war damit beendet. Während der Transiente wurden keine sicherstechnischen Grenzwerte verletzt.

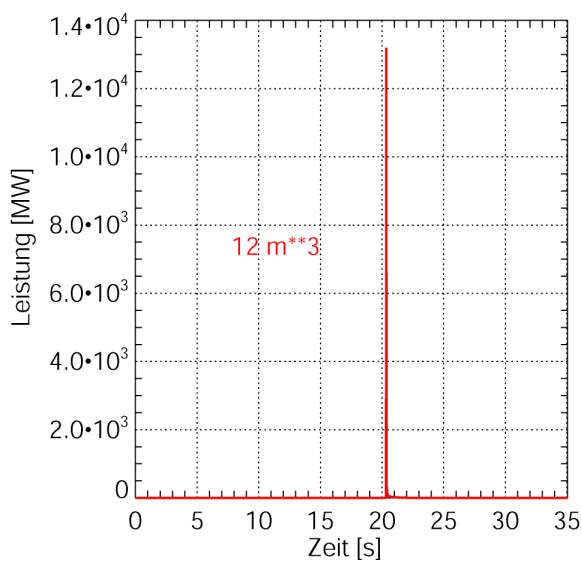


Abb. 8.12 Kernleistung (12 m^3 -Pfropfen)

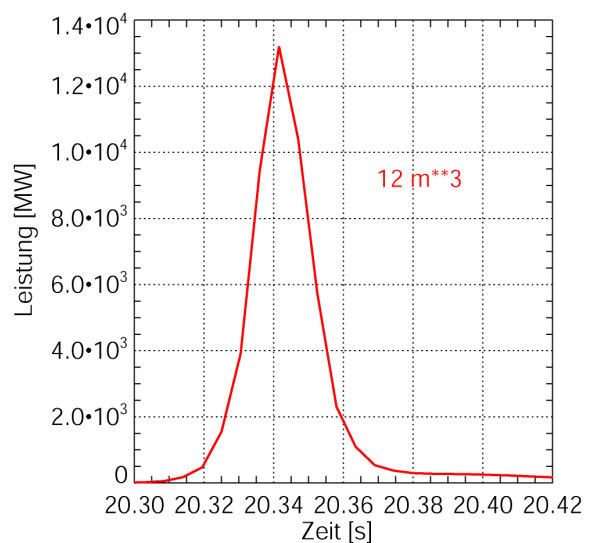


Abb. 8.13 Zoom der Kernleistung (12 m^3 -Pfropfen)

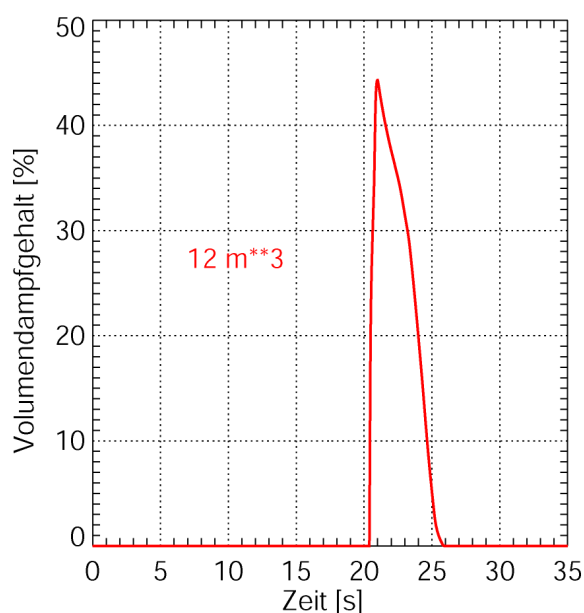


Abb. 8.14 Maximaler lokaler Dampfgehalt im Reaktorkern (12 m³- Pfropfen)

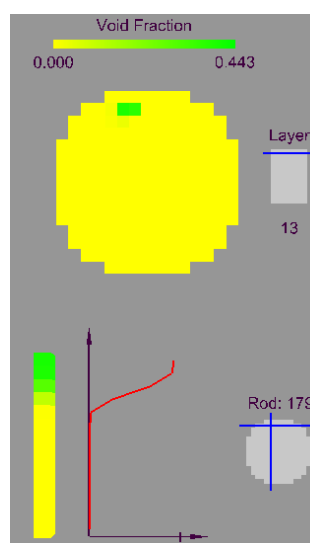


Abb. 8.15 Verteilung des lokalen Dampfgehaltes zum Zeitpunkt des Maximums (12 m³- Pfropfen)

In der Rechnung mit einem anfänglichen Pfropfenvolumen von 20 m³ fiel die mittlere Borkonzentration auf einen Wert von 1100 ppm (Abb. 8.16). Aufgrund des schnelleren Abfalls der Borkonzentration in dieser Rechnung wurde die anfängliche Unterkritikalität deutlich früher kompensiert als in der Rechnung mit einem Pfropfenvolumen von 12 m³. Auch hier wurde der Reaktor prompt überkritisch, der erreichte Maximalwert der Reaktivität war nahezu identisch (Abb. 8.17). Gleiches traf auf das Leistungsmaximum zu, das mit 16364 MW berechnet wurde (Abb. 8.18). Die Halbwertsbreite war mit 14 ms geringfügig kleiner (Abb. 8.19). Auch hier setzte sofort nach dem Leistungsanstieg Kühlmittelsieden ein. Zum Zeitpunkt der Rekritikalität befand sich die Deborierungsfront im unteren Teil des Reaktorkerns, dort konzentrierten sich folglich auch Leistungsfreisetzung und Dampf Bildung (Abb. 8.20, Abb. 8.21). Das weitere Hereinwandern der Deborierungsfront in den Kern führte zusätzliche positive Reaktivität zu, die zu sekundären Leistungspeaks führte (Abb. 8.18). Diese waren allerdings deutlich geringer, da die promptkritische Marke nicht wieder erreicht wurde. Aufgrund dieser zusätzlichen Leistungsfreisetzung kam es in weiteren Kühlkanälen zum Sieden (Abb. 8.21).

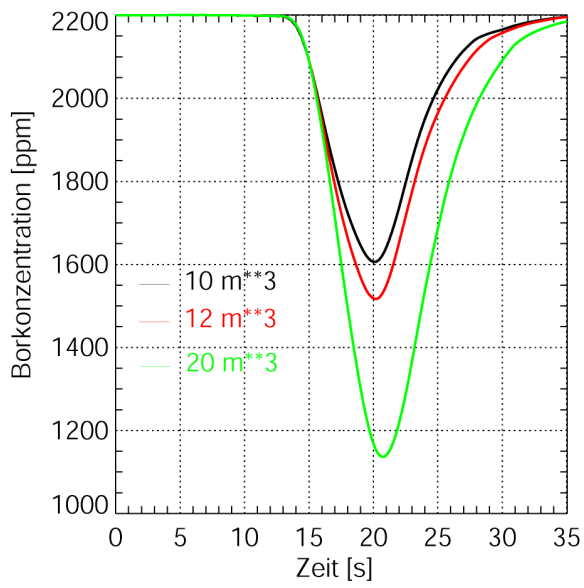


Abb. 8.16 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern

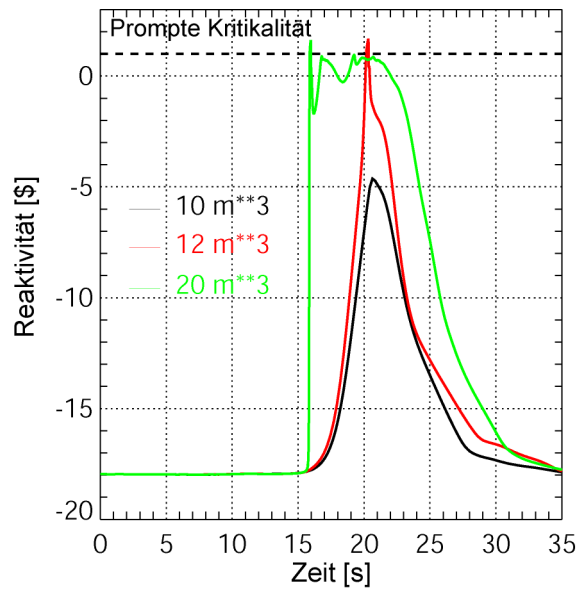


Abb. 8.17 Reaktivität

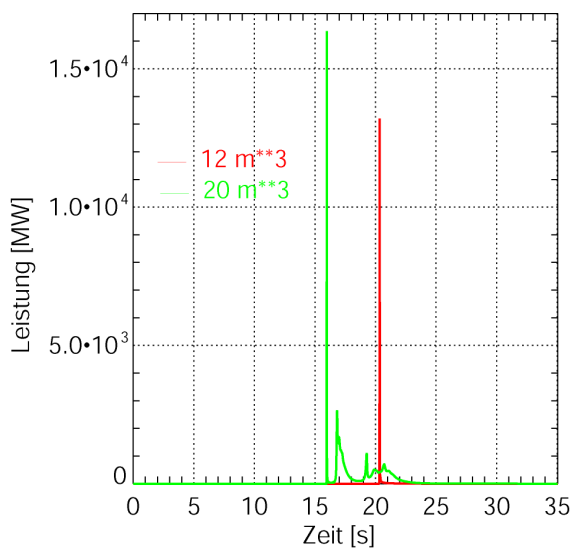


Abb. 8.18 Kernleistung (Vergleich 12 und 20 m³)

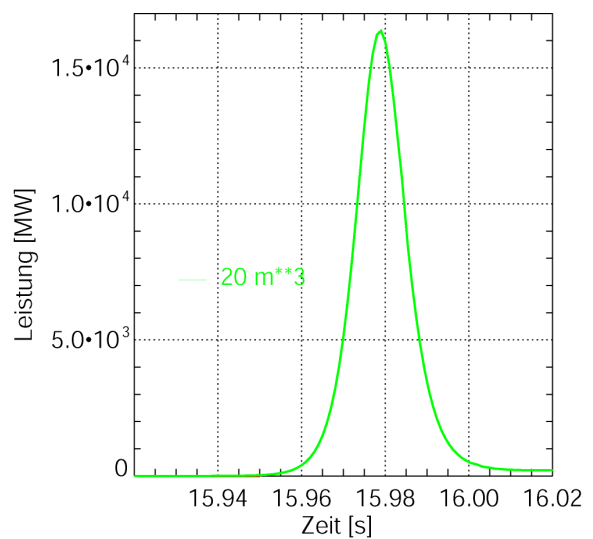


Abb. 8.19 Zoom der Kernleistung (20 m³- Pfropfen)

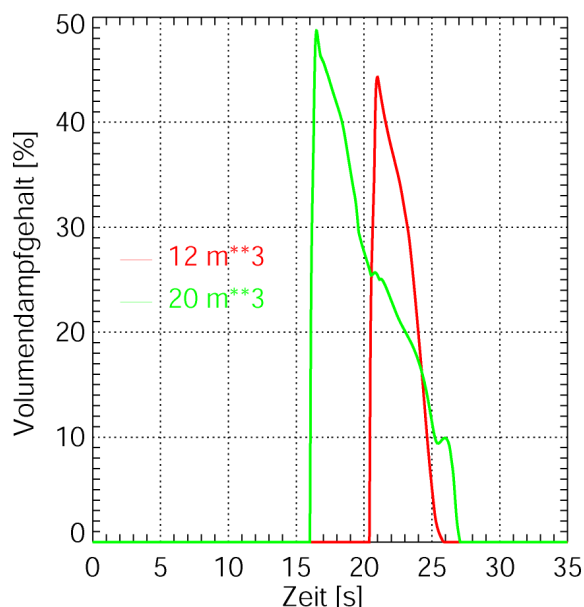


Abb. 8.20 Maximaler lokaler Dampfgehalt im Reaktorkern

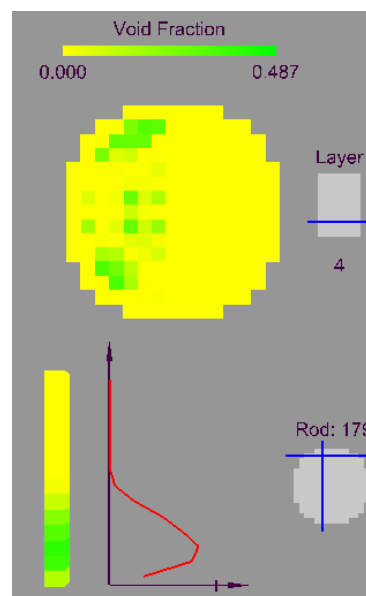


Abb. 8.21 Verteilung des lokalen Dampfgehaltes zum Zeitpunkt des Maximums (20 m³- Pfropfen)

Mit der nachfolgenden Erhöhung der Borkonzentration wurde der Reaktor wieder unterkritisch. Der entstandene Dampf wurde in den nächsten Sekunden in das obere Plenum abtransportiert oder kondensierte auf dem Weg dorthin.

In der transienten Rechnung mit dem maximalen Pfropfenvolumen von 36 m³ fiel die mittlere Borkonzentration bis auf einen Wert von fast 500 ppm (Abb. 8.22). In einigen Brennelementen kam es zeitweise zur vollständigen Deborierung (Abb. 8.1). Um den heterogenen Charakter der Borfront beim Durchlaufen des Reaktorkerns zu illustrieren, sind in Abb. 8.24 Schnappschüsse einer Isofläche von 800 ppm zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Die Schnappschüsse verdeutlichen auch, dass die Deborierungsfront den Reaktorkern zu keinem Zeitpunkt vollständig ausfüllte. So wurde auf einer Seite von unten schon wieder höherboriertes Kühlmittel nachgefördert, während auf der anderen Seite im oberen Bereich die Borkonzentration von 800 ppm noch nicht unterschritten worden war.

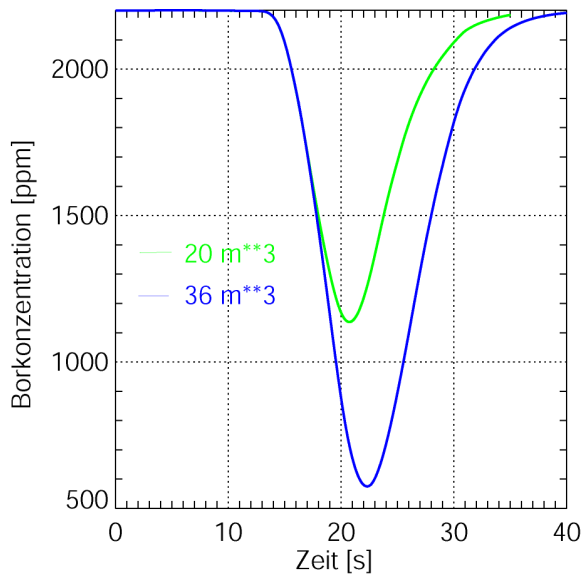


Abb. 8.22 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern (Vergleich 20 und 36 m³)

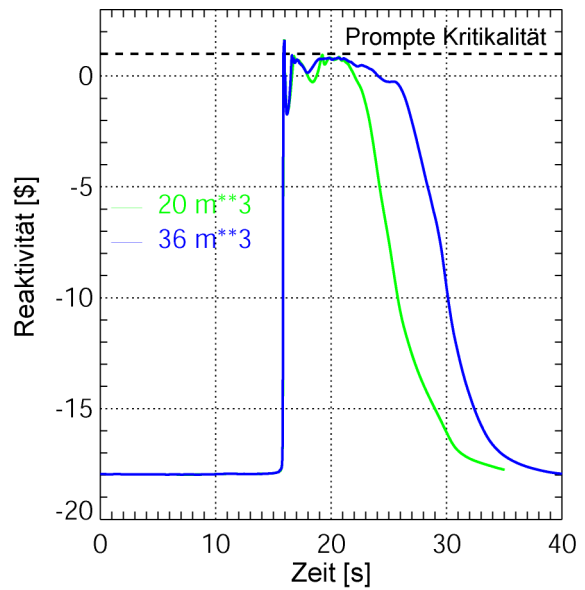


Abb. 8.23 Reaktivität (Vergleich 20 und 36 m³)

Der erste Leistungspeak in der 36 m³-Rechnung hatte fast dieselbe Höhe und Halbwertsbreite wie der Peak der 20 m³-Rechnung (Abb. 8.25). Der zweite Leistungspeak war in der Rechnung mit dem größeren Pfropfenvolumen um ca. 1000 MW höher. In der nachfolgenden Phase traten dann deutliche Unterschiede in der Leistungsfreisetzung auf. Diese dritte Phase charakterisiert den Bereich um das Minimum der mittleren Borkonzentration im Kern. Sie ist beendet, wenn die Borkonzentration so weit angestiegen ist, dass die Reaktivität wieder kleiner als Null ist. Für beide Rechnungen wurde in diesem Zeitbereich integral die meiste Energie freigesetzt. In der Rechnung mit dem 20 m³-Pfropfen dauerte diese Phase von t = 19 s bis t = 22 s, in der Rechnung mit dem 36m³-Pfropfen von t = 18 s bis t = 25 s.

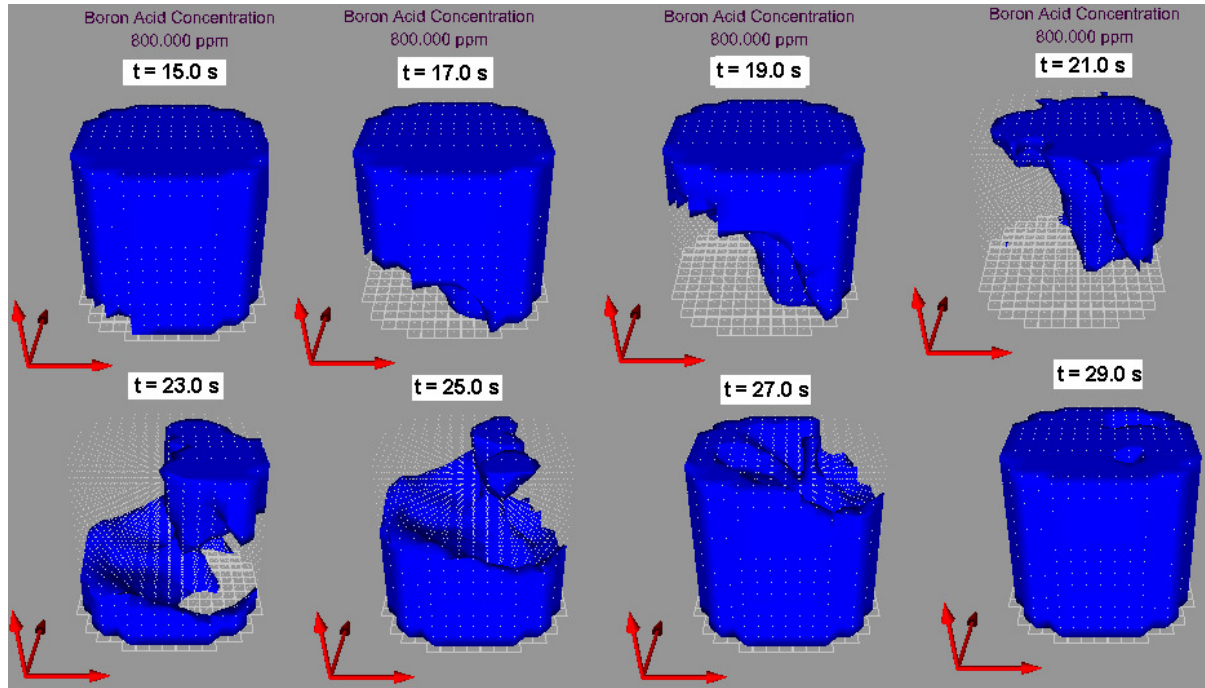


Abb. 8.24 Transport der Deborierungsfront durch den Reaktorkern in der Rechnung mit 36 m^3 (Isofläche der Borkonzentration von 800 ppm)

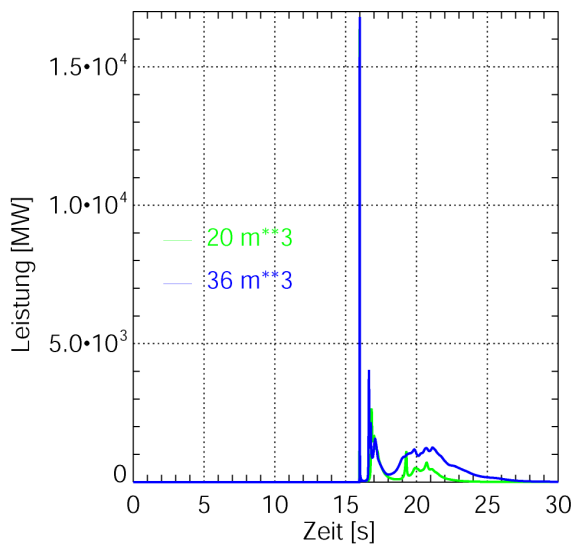


Abb. 8.25 Kernleistung (Vergleich 20 und 36 m^3)

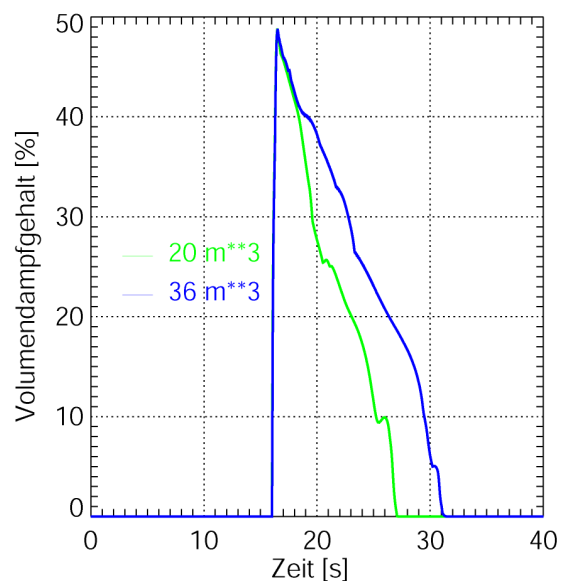


Abb. 8.26 Maximaler lokaler Dampfgehalt im Reaktorkern (Vergleich 20 und 36 m^3)

In beiden Rechnungen kam es in Teilen des Reaktorkerns zum Kühlmittelsieden. Der mittlere Dampfgehalt im Reaktorkern erreichte in der Rechnung mit dem 36 m^3 -Pfropfen einen mehr als doppelt so hohen Wert als in der Rechnung mit dem 20 m^3 -Pfropfen (Abb. 8.27). Der absolute Maximalwert des lokalen Dampfgehaltes war in

beiden Rechnungen identisch (Abb. 8.26), er wurde durch den ersten Leistungspeak bestimmt.

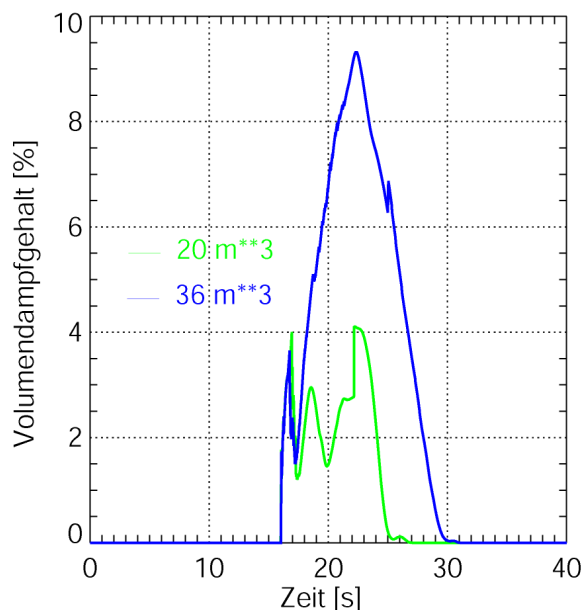


Abb. 8.27 Mittlerer Dampfgehalt im Reaktorkern (Vergleich 20 und 36 m³)

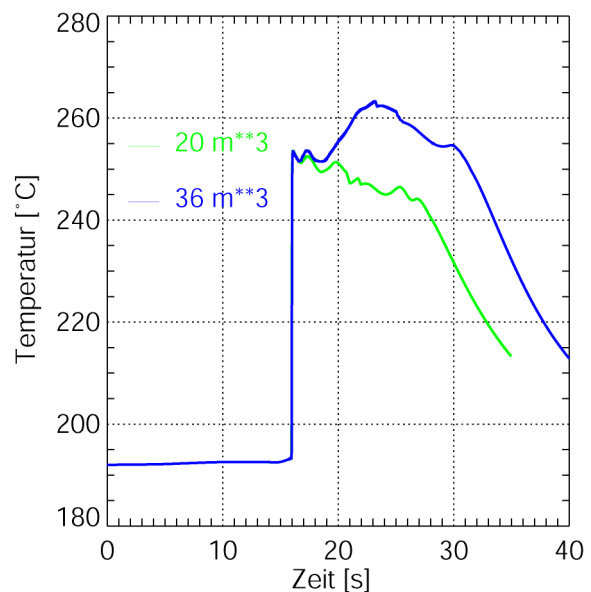


Abb. 8.28 Maximale Hüllrohrtemperatur (Vergleich 20 und 36 m³)

Abb. 8.29 veranschaulicht den heterogenen Charakter der Dampfentstehung im Reaktorkern. In dieser Abbildung sind Schnappschüsse einer Isofläche des lokalen Dampfgehaltes von 20 % zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Die Dampfproduktion konzentrierte sich auf den Teil des Reaktorkerns, in dem die Borverdünnung am größten war. Der produzierte Dampf wurde mit dem nachströmenden Kühlmittel nach oben ins obere Plenum abgeführt oder kondensierte bereits beim Transport in den Kühlkanälen.

Die maximale Hüllrohrtemperatur stieg in beiden Rechnungen nach dem ersten Leistungspeak schnell bis auf die Sättigungstemperatur des Kühlmittels an (Abb. 8.28), die oben diskutierte dritte Phase der Leistungsfreisetzung führte in der Rechnung mit dem 36 m³-Pfropfen zu einer weiteren Erhöhung, im Maximum wurde ein Wert von 264 °C (10 K oberhalb der Sättigungstemperatur) erreicht. Der minimale Abstand zur Siedekrise (DNB) wurde kurz nach dem ersten Leistungsmaximum mit 1.2 berechnet. Für die Berechnung des DNB wurde die Korrelation von Pernica mit Formfaktor benutzt (Pernica, 1994).

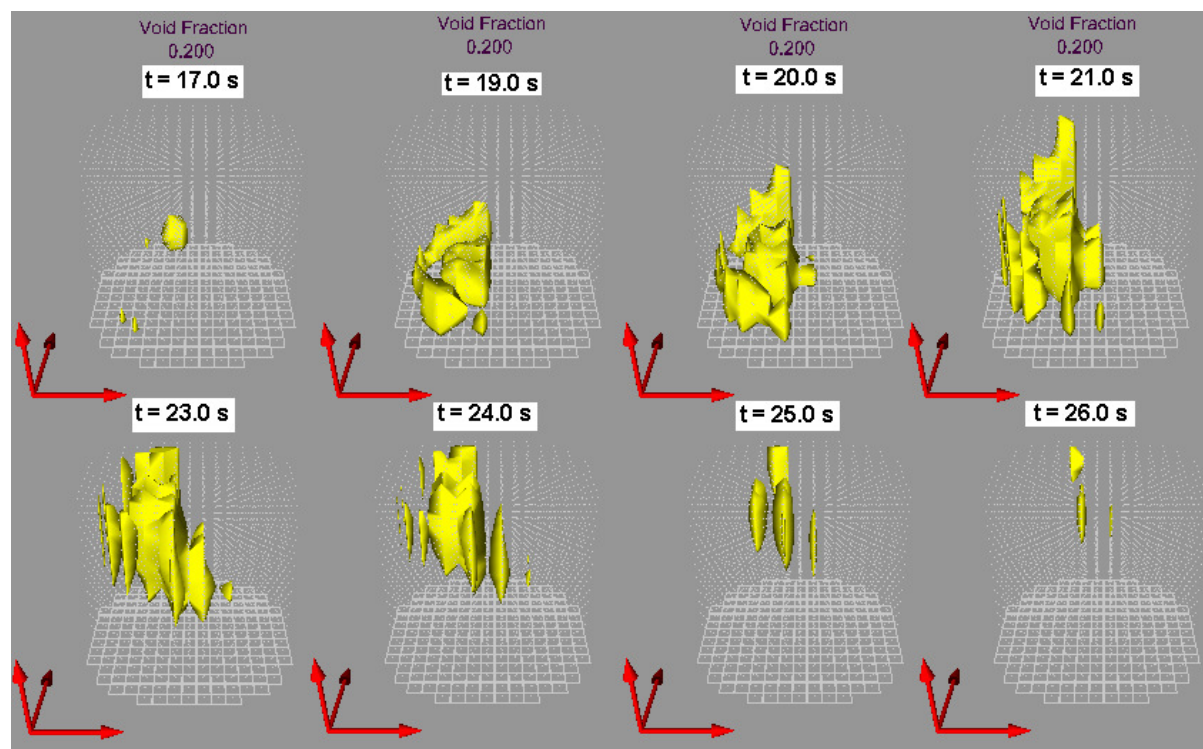


Abb. 8.29 Dampfentstehung und -transport im Reaktorkern in der Rechnung mit 36 m^3 (Isofläche des lokalen Dampfgehaltes von 20 %)

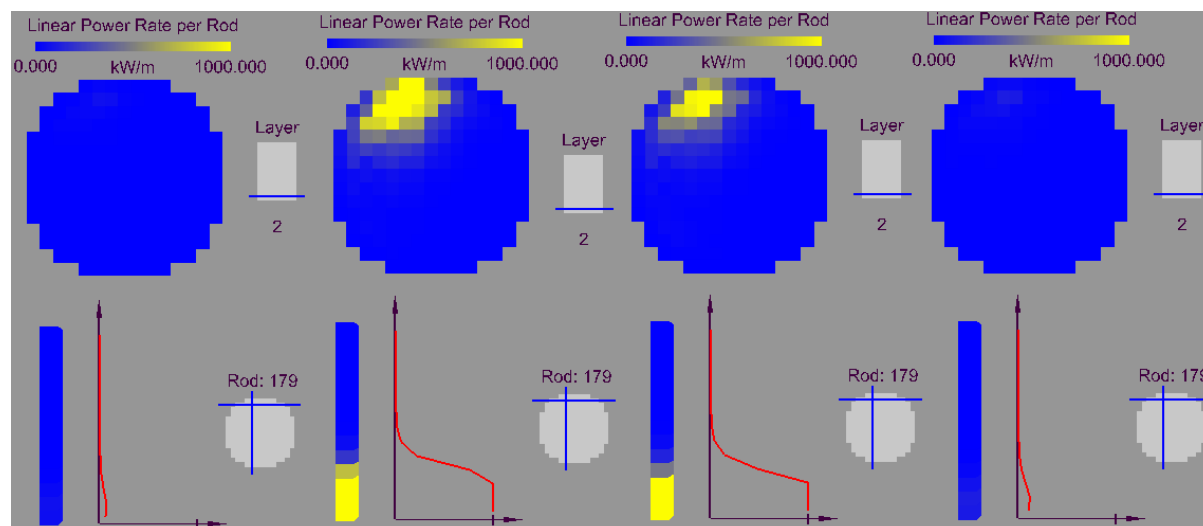


Abb. 8.30 Lineare Stableistung im Zeitbereich des ersten Leistungsmaximums (maximal belastete Fläche (oben) und maximal belastetes BE über der Höhe (unten), Abstand zwischen den Schnappschüssen: 15 ms)

Abb. 8.30 verdeutlicht, dass sich die Leistungsfreisetzung während des ersten Leistungsmaximums um den nicht eingefahrenen Regelstab im Bereich der maximalen Unterborierung im unteren Teil des Reaktorkerns konzentrierte.

8.5 Rechnung mit interner Kopplung

Ein Vorteil der parallelen Kopplung von DYN3D und ATHLET liegt in der Möglichkeit, im ATHLET-Teil nur eine begrenzte Anzahl von Kühlkanälen zu modellieren, um Rechenzeit zu sparen. Die Information über das Verhalten der einzelnen Kühlkanäle wird aus den DYN3D-Ergebnissen gewonnen. Allerdings ist ebenfalls eine 1:1-Modellierung der Kühlkanäle sowohl in ATHLET als auch in DYN3D möglich. Dabei wird die in DYN3D berechnete Leistungsverteilung nicht auf einige Kühlkanäle von ATHLET gemittelt übertragen, sondern jedem Kühlkanal wird die im Neutronenkinetikteil berechnete Leistung direkt zugewiesen. Eine derartige Rechnung wurde für das maximale Pfropfenvolumen von 36 m^3 durchgeführt, um die aus der Verwendung der unterschiedlichen Thermohydraulikmodelle resultierenden Unterschiede quantifizieren zu können.

Wie aus Abschnitt 5.4 hervorgeht, wurde das SAPR-Modell auch in die interne Kopplung von DYN3D und ATHLET implementiert. Das erlaubt neben dem oben beschriebenen direkten Vergleich der Thermohydraulik eine weitere Variation: Untersuchung des Einflusses der Thermohydraulik auf die Leistungsfreisetzung. Unterschiede sind auf Grund der Modellierung des Bortransports im Reaktorkern und die Verwendung der ATHLET-Thermohydraulik für die Berechnung der Rückkopplung zu erwarten.

In der Vergangenheit hat sich der Vergleich der Kopplungsoptionen bei der Ergebnisanalyse sehr bewährt (z.B. Mittag, 2001; Kliem, 2006a). Dadurch war es möglich, den Einfluss einzelner Modelle auf die Ergebnisse einschätzen zu können.

Im Folgenden wird die in Abschnitt 8.4 beschriebene Rechnung in der parallelen Kopplung mit einer Variationsrechnung in der internen Kopplung verglichen.

Wie zu erwarten, traten beim Transport der Deborierungsfront durch den Reaktorkern im Vergleich der DYN3D- und der ATHLET-Thermohydraulik leichte Unterschiede auf. Diese resultierten teilweise aus geringfügigen Unterschieden in der Modellierung der Anlauftrampe der Hauptkühlmittelpumpe, zum größeren Teil aber aus Unterschieden, die sich aus der Modellierung des Bortransports in den Kühlkanälen ergaben. In DYN3D wurde die Particle-IN-Cell-Methode (Rohde, 1997) und in ATHLET das spezielle Profilmodell (Austregesilo, 2006) eingesetzt. Beide

Methoden wurden entwickelt, um die numerische Diffusion der Deborierungsfront zu unterdrücken. DYN3D-Rechnungen haben gezeigt, dass in der Particle-IN-Cell-Methode die Deborierungsfront ohne jegliche numerische Diffusion transportiert wird (Tietsch, 1998; Kliem, 2004a), während bei Anwendung der ATHLET-Methode eine geringe Verschmierung der Front verbleibt (Kliem, 2005). Detailliert sind die daraus resultierenden Unterschiede im Leistungsverlauf einer Borverdünnungstransiente in (Kliem, 2008c) analysiert.

Im vorliegenden Fall führten diese Unterschiede dazu, dass der Reaktor in der Rechnung mit der internen Kopplung 0.23 s früher rekritisch wurde (Abb. 8.31). In beiden Rechnungen wurde der Reaktor prompt überkritisch, das erste Leistungsmaximum war in der Rechnung mit der parallelen Kopplung um 0.24 s verzögert. Der berechnete Maximalwert war in der Rechnung mit der internen Kopplung ca. 20 % höher (Abb. 8.32). In beiden Fällen betrug die Halbwertsbreite 12 ms (Abb. 8.33). Die genauen Zahlenwerte sind Tab. 8.2 zu entnehmen.

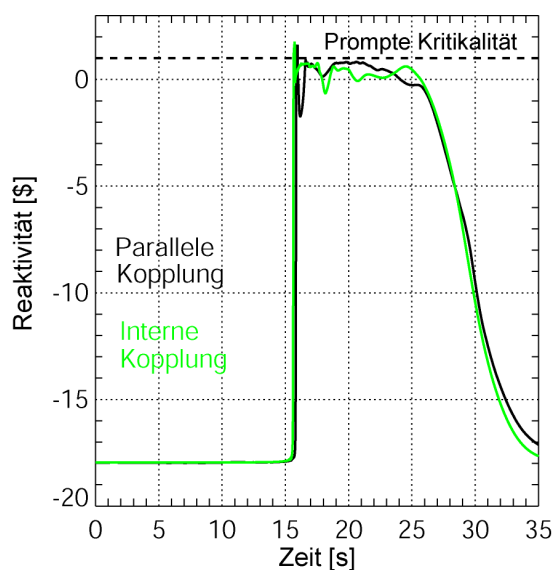


Abb. 8.31 Reaktivität (36 m³-Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

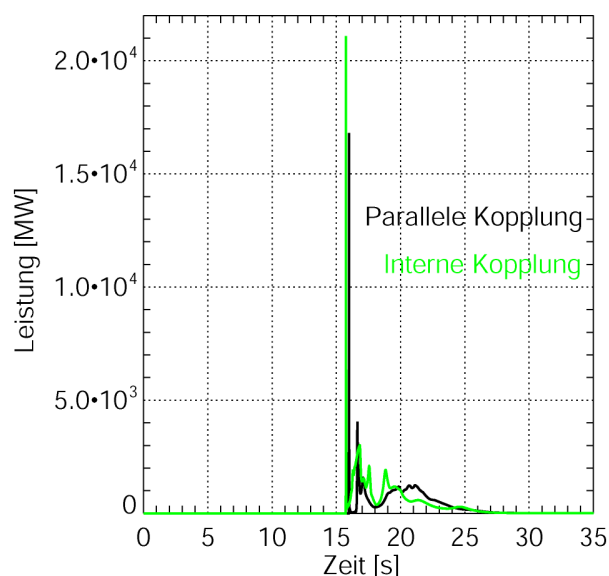


Abb. 8.32 Kernleistung (36 m³-Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

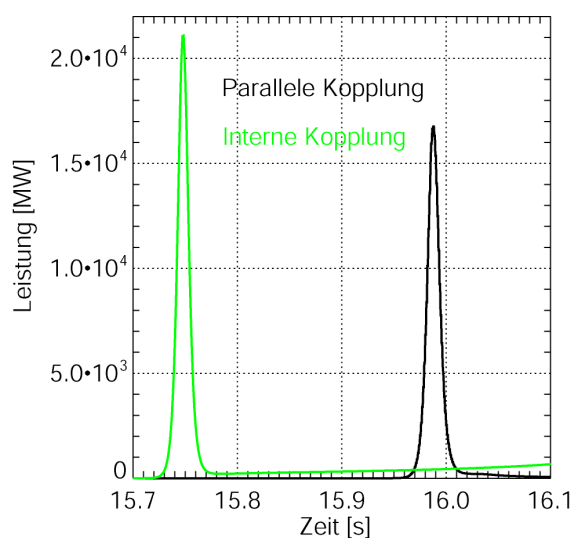


Abb. 8.33 Zoom der Kernleistung (36 m³-Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

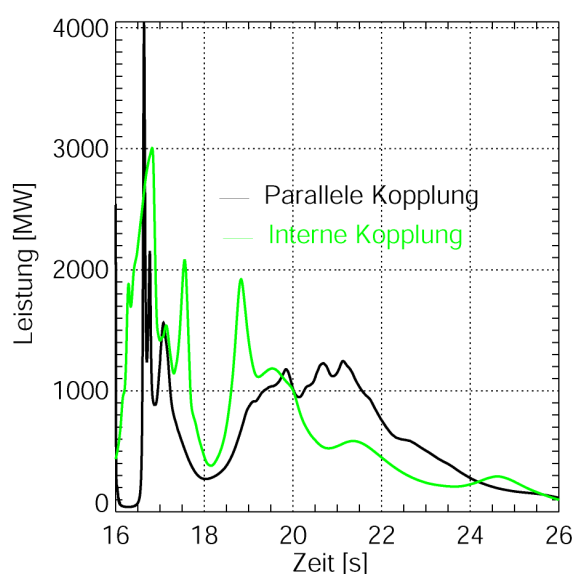


Abb. 8.34 Zoom der Kernleistung (36 m³-Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

Das erste Leistungsmaximum wurde ausschließlich über den Dopplereffekt der Erhöhung der Brennstofftemperatur begrenzt. Abb. 8.35 zeigt den Reaktivitätsbeitrag der Brennstofftemperatur in beiden Rechnungen. Der Ausschnitt für den Zeitbereich zwischen $t = 15$ s und $t = 17$ s (Abb. 8.36) belegt, dass eine nahezu identische negative Reaktivität eingebracht wurde, die den Leistungsanstieg kompensierte. Die zweite Leistungserhöhung erfolgte in der Rechnung mit interner Kopplung früher (Abb. 8.32), da der Reaktor in der Rechnung mit paralleler Kopplung länger unterkritisch war (Abb. 8.31). Das wiederum hängt mit der Dichterückkopplung zusammen. Kurz nach dem Anstieg der Kernleistung begann Kühlmittelsieden im Reaktorkern. Es fällt auf, dass das ATHLET-Modell bei der Entstehung des ersten Dampfes gegenüber DYN3D eine Zeitverzögerung von 0.5 s aufweist (Differenz zwischen dem Anstieg der beiden Kurven der Rechnung mit paralleler Kopplung in Abb. 8.39). Hier liegt es nahe, dass diese Differenz aus Unterschieden im Modell des unterkühlten Siedens resultiert. Der Dampf verursacht eine stärkere Rückkopplung über die Kühlmitteldichte (Abb. 8.36). Der höhere negative Reaktivitätseintrag verzögert in der Rechnung mit der parallelen Kopplung das zweite Leistungsmaximum (Abb. 8.31, Abb. 8.32).

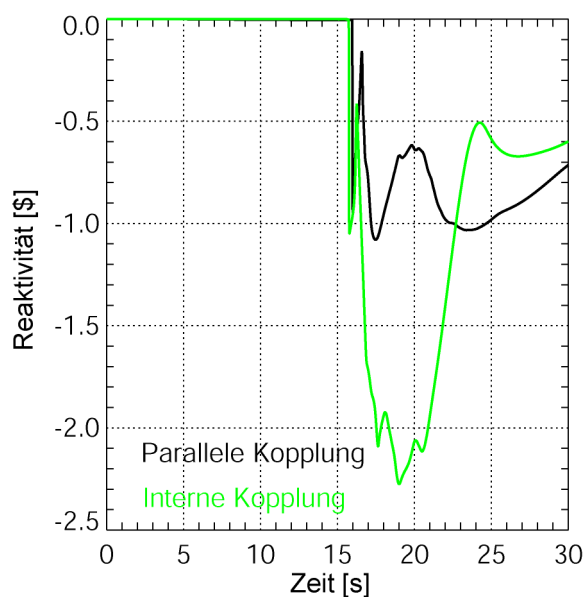


Abb. 8.35 Reaktivitätsbeitrag der Brennstofftemperatur (36 m^3 -Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

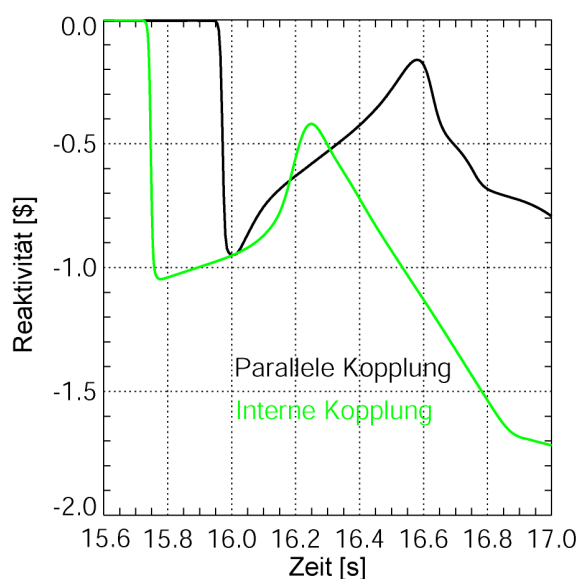


Abb. 8.36 Zoom des Reaktivitätsbeitrages der Brennstofftemperatur (36 m^3 -Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

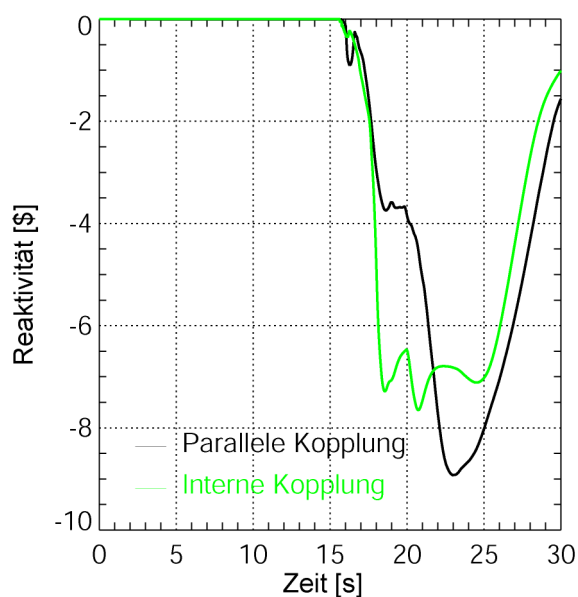


Abb. 8.37 Reaktivitätsbeitrag der Kühlmitteldichte (36 m^3 -Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

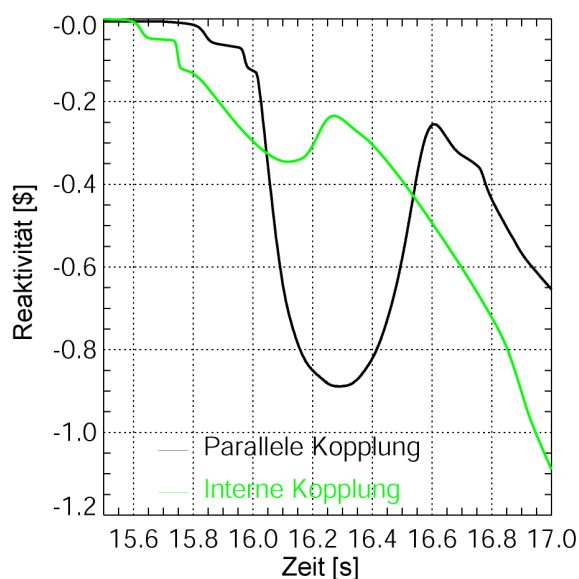


Abb. 8.38 Zoom des Reaktivitätsbeitrages der Kühlmitteldichte (36 m^3 -Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

Im weiteren Verlauf führte der größere Energieeintrag während des zweiten Leistungsanstiegs in der internen Kopplung zu größeren Unterschieden in den

thermohydraulischen Parametern, die sich dann wiederum in deutlichen Unterschieden in den Reaktivitätsbeiträgen äußerten (Abb. 8.35 - Abb. 8.38). So erreichte der maximale Dampfgehalt deutlich unterschiedliche Werte. Allerdings ist der höhere Wert in der Rechnung mit der internen Kopplung nur teilweise auf die Unterschiede in der Leistungsfreisetzung zurückzuführen (Abb. 8.39). Rund die Hälfte der Differenz resultiert aus Modellierungsunterschieden, wie aus den beiden Kurven der Rechnung mit paralleler Kopplung zu schließen ist. Dafür sind im Wesentlichen die unterschiedlichen Wasser-Dampf Driftmodelle verantwortlich.

Wie oben erwähnt, wird in DYN3D der minimale Abstand zur Siedekrise unter Verwendung der Pernica-Korrelation berechnet. In ATHLET ist der ausgewiesene Wert das Minimum aus vier verschiedenen Korrelationen. Bei identischer Leistung wurde in den beiden Modellen der parallelen Kopplung kein Eintritt der Siedekrise für das Propfenvolumen von 36 m^3 berechnet, die entsprechenden Minimalwerte waren 1.2 bzw. 1.8. In der Rechnung mit interner Kopplung wurde auf Grund der höheren Leistungsfreisetzung für den 36 m^3 -Pfropfen in vier Brennelementen die Siedekrise über einen Zeitraum von insgesamt 2.6 s berechnet (Abb. 8.40). Das fiel genau mit dem Zeitbereich zusammen, in dem der maximale lokale Dampfgehalt größer als 95 % war.

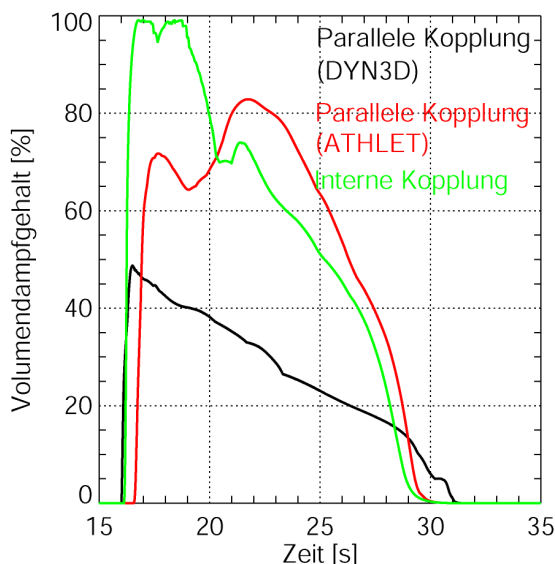


Abb. 8.39 Maximum des lokalen Dampfgehalts (36 m^3 -Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

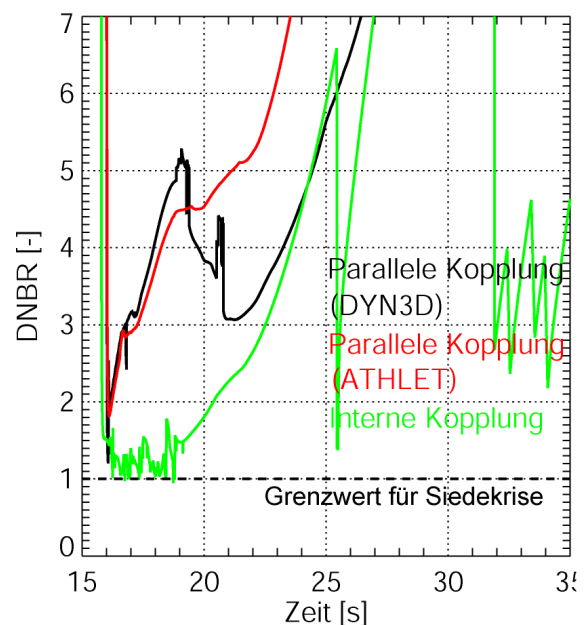


Abb. 8.40 DNB-Verhältnis (36 m^3 -Pfropfen - Vergleich der internen und parallelen Kopplung)

Die maximale Hüllrohrtemperatur in der parallelen Kopplung ist zwischen beiden Modellen kaum zu unterscheiden, der berechnete absolute Maximalwert (Tab. 8.2) unterscheidet sich nur um 0.1 K. Nach dem Eintritt der Siedekrise stieg die maximale Hüllrohrtemperatur in der Rechnung mit der internen Kopplung sehr schnell auf deutlich höhere Werte an, im Maximum wurde ein Wert von 1137 °C erreicht (Abb. 8.42).

Die maximale Brennstoffzentraltemperatur war für beide Modelle in der parallelen Kopplung qualitativ ähnlich. Der durch DYN3D berechnete Maximalwert war rd. 50 K größer als der entsprechende ATHLET-Wert (Abb. 8.41). Ein ähnlicher Unterschied war auch bei detaillierten Analysen von (Mittag, 2001) gefunden worden, wobei DYN3D im Vergleich zu anderen Thermohydraulikmodellen tendenziell höhere Werte für die Brennstofftemperatur berechnet hatte. Genau wie bei der Hüllrohrtemperatur führte auch bei der maximalen Brennstoffzentraltemperatur der Eintritt der Siedekrise bei der internen Kopplung zu einem schnellen Anstieg. Im Maximum wurde ein Wert von 1680°C erreicht.

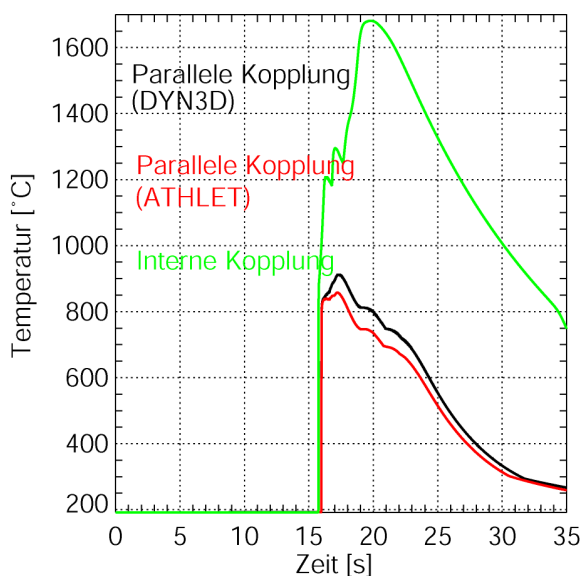


Abb. 8.41 Maximale Brennstoffzentraltemperatur (36 m³-Pfropfen)

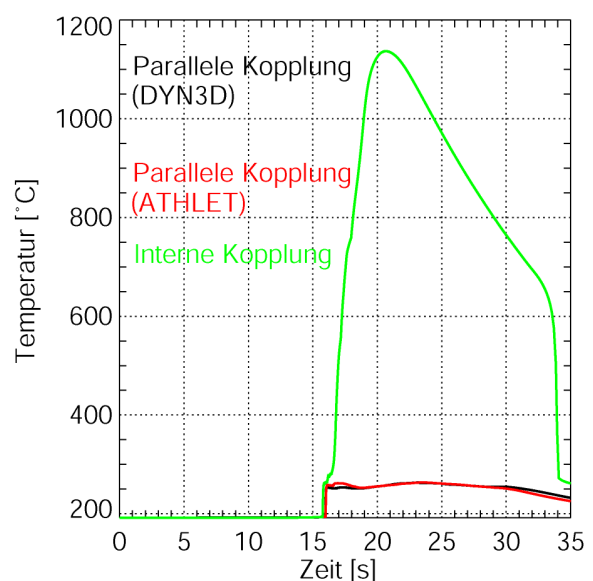


Abb. 8.42 Maximale Hüllrohrtemperatur (36 m³-Pfropfen)

In der internen Kopplung setzt nach Eintritt der Siedekrise bei einer Hüllrohrtemperatur von ca. 900 °C die Hüllrohroxidation ein, die den Temperaturanstieg

beschleunigt. Außerdem entsteht eine mechanische Belastung des Hüllrohrs, die allerdings im Gegensatz zur Hüllrohroxidation in ATHLET nicht berechnet wird.

Tab. 8.2 Vergleich der Ergebnisse der verschiedenen Kopplungsoptionen für das Pfropfenvolumen von 36m³

	Einheit	Parallel (DYN3D)	Parallel (ATHLET)	Intern (ATHLET)
Zeitpunkt der Rekritikalität	s	15.875	-	15.645
Maximale dynamische Reaktivität	\$	1.620	-	1.733
Maximale Kernleistung	MW	16765	-	21087
Zeitpunkt	s	15.99	-	15.75
Halbwertsbreite	ms	12	-	12
Maximum der Stableistung	W/m	6.654 10 ⁶	-	8.260 10 ⁶
Position (BE/Node) ¹	-	179/02	-	179/02
Maximum des lokalen Volumendampfgehalts	%	48.7	82.9	99.1
DNBR _{min}	-	1.204	1.815	<1
Position (BE/Node) ¹	-	179/02	179/02	21/02 79/03 109/03 179/02
Anzahl der BE mit DNBR _{min} <1	-	0	0	4
Maximum der Hüllrohrtemperatur	°C	263.3	263.4	1136.7
Position (BE/Node) ¹	-	179/02	179/02	179/02
Maximum der Brennstoffzentraltemperatur	°C	912.1	857.8	1680.8
Position (BE/Node) ¹	-	179/02	179/02	179/02

¹- Kühlkanal (Zählung lt. Abb. 8.2) und Höhenschicht (Zählung von unten, Gesamtzahl: 13) des Maximums

8.6 Zusammenfassung der Rechnungen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe

Die in Abschnitt 7 beschriebene, aus einer Kombination von stationären und transienten Rechnungen bestehende Methodik zur Betrachtung von Borverdünnungsstörfällen wurde auf den Fall: „Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens im kalten Strang“ angewandt.

In einer Parameterstudie aus stationären Rechnungen mit dem Programm DYN3D wurde gezeigt, dass für den betrachteten Reaktorkern Pfropfenvolumina unterhalb von 8 m^3 nicht zur Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors führen. Es wurde weiterhin gezeigt, dass die Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB in entscheidender Weise die Menge unborierten Kühlmittels bestimmt, die für eine Rekritikalität des Reaktors notwendig wäre. Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte und in DYN3D bzw. DYN3D/ATHLET implementierte Modell SAPR macht eine realistische Berücksichtigung der Kühlmittelvermischung möglich und kann somit den bislang in der Praxis üblichen Ansatz der Verwendung des absoluten Minimalwertes unter Vernachlässigung der räumlichen und zeitlichen Heterogenität zur Auslegung der Reaktorkerne (siehe Abschnitt 7.1) ersetzen.

Für größere Pfropfenvolumina wurden dynamische Rechnungen mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET durchgeführt. Die Absenkung der Borkonzentration im Kern führte dazu, dass der Reaktor mit der gegebenen Kernbeladung ab einem Pfropfenvolumen von 12 m^3 prompt überkritisch wurde. Die Dopplerrückkopplung begrenzte den ersten Leistungsanstieg. Später wurde die Leistungsfreisetzung zusätzlich durch die auf Grund erheblicher Dampfbildung verursachte Dichteabsenkung reduziert. Nachdem die Deborierungsfront den Kern durchlaufen hatte, kehrte der Reaktor wieder in einen unterkritischen Zustand zurück und die Transiente war beendet.

Der durch die Kopplungsoptionen von DYN3D und ATHLET mögliche Einsatz verschiedener Thermohydraulikmodelle erlaubte eine vergleichende Analyse der thermohydraulischen Effekte während dieser komplexen und für die Rechenprogramme sehr anspruchsvollen Transiente. Für das maximale Pfropfenvolumen von 36 m^3 wurden Rechnungen mit der parallelen und der internen

Kopplung durchgeführt. Die berechnete Maximalleistung entsprach dem 4.2fachen (parallele Kopplung) und dem 5.4fachen der Nominalleistung (interne Kopplung). Die wesentlichen Effekte wurden in ähnlicher Weise beschrieben, was das Vertrauen in die erhaltenen Ergebnisse erhöht. Das Eintreten der Siedekrise mit den entsprechenden Konsequenzen (stärkere Erhöhung von Brennstoff- und Hüllrohrtemperatur) wurde nur in der internen Kopplung (komplette Modellierung der Thermohydraulik in ATHLET) berechnet. Hier zeigte die vertiefte Analyse, dass auf Grund des Einflusses von Unterschieden in den Thermohydraulikmodellen einmal die Bedingungen für das Eintreten der Siedekrise erreicht und einmal knapp verfehlt wurden. Durch den Vergleich der beiden Thermohydraulikmodelle der Rechnung mit paralleler Kopplung konnte gezeigt werden, dass im vorliegenden Fall die Verwendung unterschiedlicher Korrelationen für die Siedekrise nicht für den Unterschied verantwortlich war. Er ergab sich aus den Unterschieden in der berechneten Leistung. Die verschiedenen Modelle für das unterkühlte Sieden in den einzelnen Rechenprogrammen führten zu Unterschieden in der Kühlmitteldichte, die über die Rückkopplung das Leistungsverhalten in der entsprechenden Weise beeinflussten.

Es ist anzumerken, dass in keinem der betrachteten Fälle Hüllrohrtemperaturen über dem zulässigen Maximalwert von 1200 °C berechnet wurden. In keiner der Rechnungen erreichte die Brennstofftemperatur die Schmelztemperatur.

Nichtlineare Effekte wie z.B. das Eintreten der Siedekrise verdeutlichen die Notwendigkeit des Einsatzes verschiedener Modelle und Rechenprogramme zur Absicherung der Rechenergebnisse und zum Erreichen konservativer Rechenergebnisse. Als Alternative bietet sich hier die in Abschnitt 7 erwähnte Unsicherheitsanalyse an. Im Rahmen von Unsicherheitsanalysen kann der Einfluss von Modellunsicherheiten auf die Rechenergebnisse quantifiziert werden.

Das angesetzte maximale Pfropfenvolumen von 36 m³ ist vergleichbar mit dem Volumen, das für eine ähnliche Analyse, die im Auftrag der amerikanischen Reaktor-Sicherheitskommission (NRC) für ein amerikanisches KKW durchgeführt wurde (Diamond, 2004). Der entscheidende Unterschied zu der im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Analyse lag in der Nichtberücksichtigung der Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB. Der im kalten Strang vorliegende

Pfropfen wurde in der genannten Analyse mit dem Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe unvermischt an den Kern herangeführt. Die Leistung stieg nach der Rekritikalität bis auf das 27fache der Nominalleistung. In der Folge kam es zum Überschreiten der maximal zulässigen Hüllrohrtemperatur und der Schmelztemperatur des Brennstoffs.

Mit der 23fachen Nominalleistung wurde für einen Westinghouse-Reaktor bei Eintrag eines unvermischten Pfropfens ein ähnliches Ergebnis erzielt (Cheng, 1998). Im Gegensatz dazu stieg die berechnete Leistung bei der Berücksichtigung der Vermischung und ansonsten identischen Randbedingungen auf ca. das 6fache der Nominalleistung.

9 Unbeabsichtigte Einspeisung von deboriertem Kühlmittel im Nachkühlbetrieb

9.1 Auswahl des Szenarios und des Rechenumfanges

9.1.1 Szenario

Das im Folgenden beschriebene Szenario wurde im Rahmen einer probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA) für deutsche Kernkraftwerke (z.B. Röß, 2006) betrachtet.

Nachdem der Reaktorkern im Rahmen der Umladung teilweise mit frischen Brennelementen bestückt wurde, wird der RDB geschlossen und vollständig mit Kühlmittel gefüllt. Dieses Kühlmittel hat eine Borkonzentration von 2200 ppm und eine Temperatur von 25 °C. Der RDB ist zu diesem Zeitpunkt drucklos. Die noch vorhandene Nachzerfallswärme wird im Nachkühlbetrieb aus dem Kern abgeführt. Dazu ist das Nachkühlsystem an den Primärkreislauf angeschlossen. Über den Stutzen der Hochdruckeinspeisung im kalten Strang fördert die Nachkühlpumpe maximal 400 kg/s Kühlmittel mit den oben genannten Parametern in den Primärkreis. Die entsprechende Menge wird an einer anderen Stelle wieder entnommen. Bis zu vier Nachkühlstränge (einer pro Schleife) können gleichzeitig in Betrieb sein.

Unboriertes Kühlmittel könnte z.B. auf Grund eines Lecks in einem Wärmetauscherrohr aus dem Zwischenkühlkreislauf in das Nachkühlsystem eingetragen werden. Bei Nichtdetektion dieses Lecks könnte sich in der Druckleitung eines nicht aktiven Nachkühlstranges somit ein Pfropfen deborierten Kühlmittels ansammeln. Die maximale Pfropfengröße beträgt auf Grund der geometrischen Gegebenheiten 15 m³. Sollte dieser Nachkühlstrang aktiviert werden, wird dieses Kühlmittel in den Primärkreislauf eingetragen. Diese Aktivierung kann im Rahmen der Zuschaltung eines weiteren Stranges des Nachkühlsystems zu bereits laufenden erfolgen. Jeder Nachkühlstrang ist mit zwei parallelen Pumpen und Leitungen ausgestattet, von denen eine als Reservepumpe fungiert. Bei Ausfall der laufenden Pumpe wird automatisch auf die Reservepumpe umgeschaltet. Sollte sich in der Druckleitung dieser Pumpe ein deborierter Pfropfen befinden, so würde er in der oben beschriebenen Weise in den RDB eingetragen. Auch in diesem Fall beträgt die maximale Pfropfengröße 15 m³.

Dieses deborierete Kühlmittel vermischt sich auf dem Weg zum Reaktorkern mit dem im RDB vorhandenen hochborierten Wasser. Erreicht minderboriertes Kühlmittel den Reaktorkern, führt dies zur Verringerung der Unterkritizität des Kerns. Ob es zur Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors kommt, kann durch entsprechende Kernanalysen gezeigt werden. Es ist zu beachten, dass die Anzahl der arbeitenden Nachkühlstränge einen wesentlichen Einfluss auf die Vermischung innerhalb des RDB hat. Für jede Anzahl der aktivierten Nachkühlpumpen (1, 2, 3 oder 4) ergibt sich ein anderes Vermischungsbild.

9.1.2 Analyse des Vermischungsbildes

Wie oben ausgeführt, können bis zu vier Nachkühlstränge in Betrieb sein. Ein deborierter Pfropfen ist dabei nur in einem Strang zu unterstellen. Diese Annahme ergibt sich aus dem oben beschriebenen Szenario. Wie aus vielen Experimenten bekannt ist (z.B. Grunwald, 2003; Prasser, 2003), verändert sich das sich am Kerneintritt ergebende Vermischungsbild in Abhängigkeit von der Anzahl der aktiven Schleifen. In Tab. 9.1 sind für den 1- bis 4-Schleifenbetrieb Schnappschüsse des Durchgangs der Deborierungsfront durch die Kerneintrittsebene dargestellt, wie er sich auf Basis von ROCOM-Experimenten bei Vorlage eines 15 m^3 -Pfropfens ergibt. Die Größe des Pfropfens bezieht sich genau wie in den vorigen Abschnitten auf die Reaktoranlage. Für die Darstellung der Vermischungsbilder in Tab. 9.1 wurden die experimentell ermittelten Vermischungsskalare unter Verwendung von Gl. 3.2 in Borkonzentrationswerte umgerechnet. Dabei wurde im RDB eine Borkonzentration von 2200 ppm und im Pfropfen eine Konzentration von 0 ppm unterstellt.

Diese Experimente wurden unter stationären Randbedingungen bei einem Wert für den Massenstrom in den aktiven Schleifen von 10 % des Nominalwertes durchgeführt. Diese Bedingungen sind repräsentativ für das oben beschriebene Szenario. Das Vermischungsbild hängt in einem weiten Bereich des Massenstroms nicht vom Absolutwert des Massenstroms in der entsprechenden Schleife ab. Es ist allerdings sicherzustellen, dass in der Versuchsanlage turbulente Strömungsverhältnisse gegeben sind. Bei Werten ab 5 % ist das der Fall. Entsprechende Experimente sind in (Grunwald, 2002) dokumentiert. Entsprechen die Massenstrombedingungen im betrachteten Szenario den Randbedingungen der ROCOM-Experimente, können die zeitabhängigen Vermischungsdaten direkt

übernommen werden, wie in Abschnitt 3 dargelegt. Bei der Übertragung der Ergebnisse auf andere Massenstromwerte ist die Einhaltung der Strouhal-Zahl zu beachten.

Die Winkelpositionen der aktiven Schleifen sind in den Schnittbildern in Tab. 9.1 durch Pfeile dargestellt, die Einspeisung des Pfropfens erfolgt immer in die mit dem roten Pfeil gekennzeichnete Schleife. Zeile 1 der Tabelle zeigt das schon aus den Analysen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bekannte Vermischungsbild im 1-Schleifenbetrieb. Die Vorderfront des Pfropfens erreicht die Kerneintrittsebene zuerst auf der gegenüberliegenden Seite, dort wird auch die maximale Deborierung erreicht (mittleres Schnittbild), und verlässt die Kerneintrittsebene in der Kernhälfte unterhalb der Winkelposition der Schleife mit dem Pfropfen. Demgegenüber bleibt die Störung im 4-Schleifenbetrieb (letzte Zeile in Tab. 9.1) im Wesentlichen auf den der Schleife mit dem Pfropfen zuzuordnenden Sektor beschränkt. An den Rändern des Sektors erfolgt ein Queraustausch mit dem Kühlmittel der anderen Schleifen. Im 2-Schleifenbetrieb konzentriert sich die Deborierung auf eine Kernhälfte, die andere Hälfte wird durch das borierte Kühlmittel aus der zweiten Schleife dominiert. Entsprechend wird im 3-Schleifenbetrieb ein Drittel der Kerneintrittsebene durch das deborierte Kühlmittel eingenommen, der betroffene Sektor ist allerdings in Richtung der Position der nicht arbeitenden Schleife 4 verschoben. Diese Verschiebung gegenüber der Stutzenposition ergibt sich aus dem azimuthalen Strömungsausgleich im Ringraum.

Es ist anzumerken, dass in allen vier Fällen die Pfropfengröße von 15 m^3 nicht ausreicht, um eine vollständige Deborierung des betroffenen Sektors auszulösen. Dafür sind deutlich größere Pfropfenvolumina nötig. Im 3-Schleifenbetrieb wird die Borkonzentration allerdings lokal bis auf Null, im 2-Schleifenbetrieb bis auf nahezu Null abgesenkt.

Tab. 9.1 Einfluss der Anzahl aktiver Schleifen auf die Deborierung am Kerneintritt (15 m³-Pfropfen)

ANZAHLEN	Schnappschüsse des Pfropfdurchgangs durch die Kerneintrittsebene		
	Pfeile: Winkelpositionen der aktiven Schleifen; rot: Schleife mit Pfropfen M: Position des Minimums der Borkkonzentration (Wert in ppm)		
	Vorderfront des Pfropfens	Zeitpunkt des Minimums	hinterer Teil des Pfropfens
1			
2			
3			
4			

9.1.3 Auswahl des Rechenumfanges

Auch dieses Szenario ist dafür geeignet, die Auswirkungen auf den Reaktorkern auf Basis der in Abschnitt 7 vorgeschlagenen Methodik zu untersuchen. Allerdings ergab sich mit der Anzahl der aktiven Nachkühlstränge ein weiterer Variationsparameter. Auf Grund des großen Rechenumfanges wurde die Parameterstudie nicht vollständig durchgeführt.

In den folgenden Kapiteln werden diese Arbeiten vorgestellt. Begonnen wird mit den stationären Rechnungen zur Bestimmung der eingespeisten Menge deborierten Kühlmittels, die für eine Rekritikalität des Reaktors notwendig ist. Diese Analysen wurden für alle vier Strömungszustände ausgeführt. Daran schlossen sich transiente Rechnungen für alle Pfropfenvolumina an, für die in den stationären Rechnungen Rekritikalität erreicht wurde. Diese Rechnungen wurden für den Zustand mit einem aktiven Nachkühlstrang durchgeführt. Am Schluss werden Rechnungen für das maximale Pfropfenvolumen für alle vier Strömungszustände präsentiert.

9.2 Stationäre Rechnungen mit DYN3D

Für die Analyse wurde wiederum die in Abschnitt 8 beschriebene Kernbeladung (Abb. 8.2) und die entsprechende Bibliothek der Wirkungsquerschnitte verwendet. Alle Regel- und Abschaltstäbe befinden sich in vollständig eingefahrener Position. Die frisch eingesetzten Brennelemente haben keinen Abbrand. Im Gegensatz zu der früher durchgeführten Analyse zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe wurde für die hier vorgestellten Rechnungen angenommen, dass der Reaktorkern vollständig xenon- und samariumfrei ist, da sich der Reaktor entsprechend dem Szenario am Ende der Umladephase befindet. Das Fehlen der Reaktorgifte und die auf 25 °C abgesenkte Kühlmitteltemperatur bewirken, dass die anfängliche Unterkritikalität gegenüber der oben beschriebenen Analyse deutlich niedriger ist, obwohl eine identische Kernbeladung unterstellt wird.

Für alle vier hier betrachteten Strömungszustände (Anzahl der aktiven Schleifen) wurden mit Hilfe des Programms SAPR unter Verwendung der für diese Strömungszustände ermittelten Impulsantworten (siehe Abschnitt 5.2) die Zeitverläufe der Borkonzentration für Pfropfenvolumina zwischen 2 und 16 m³ in Schritten von 2 m³ berechnet. Aus diesen Daten ergeben sich die in Abb. 9.1 und

Abb. 9.2 dargestellten Abhängigkeiten des Minimums der mittleren Borkonzentration und des absoluten Minimums der Borkonzentration in der Kerneintrittsebene. Es zeigt sich, dass die Borkonzentration mit steigendem Pfropfenvolumen bei Erhöhung der Anzahl der aktiven Schleifen tendenziell höhere Werte erreicht. Das lässt sich dadurch erklären, dass sich bei höherer Anzahl aktiver Schleifen die in den RDB transportierte Kühlmittelmenge erhöht, während das anfängliche Pfropfenvolumen identisch bleibt, so dass sich das Verhältnis von unboriertem zu boriiertem Kühlmittel im Kern verringert.

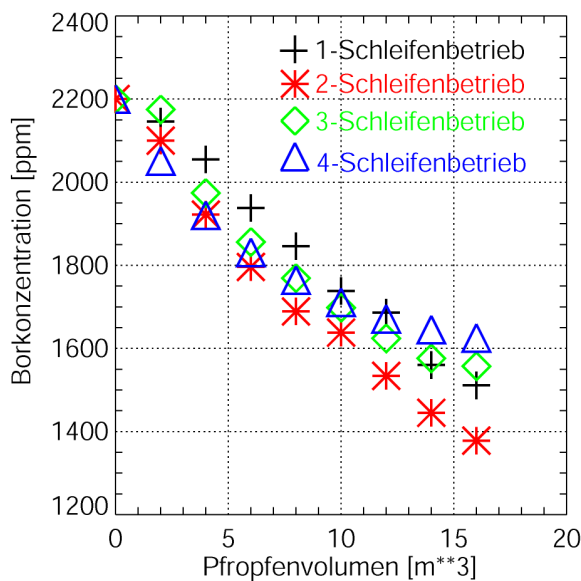


Abb. 9.1 Minimum der mittleren Borkonzentration am Kerneintritt in Abhängigkeit von der Pfropfengröße

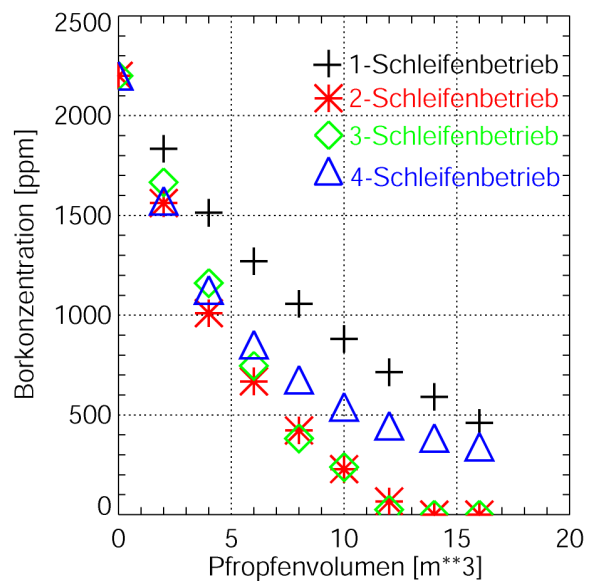


Abb. 9.2 Minimum der Borkonzentration am Kerneintritt in Abhängigkeit von der Pfropfengröße

Die Daten für den 1-Schleifenbetrieb passen nicht ganz in diese Tendenz, da sich im 1-Schleifen- und Mehrschleifenbetrieb grundsätzlich unterschiedliche Strömungsbilder ergeben. Im Mehrschleifenbetrieb findet man eine Sektorbildung am Kerneintritt. Eine solche Sektorformation kann sich im 1-Schleifenbetrieb nicht einstellen. In diesem Strömungsregime bestimmen die geometrischen Gegebenheiten im RDB das Vermischungsbild am Kerneintritt (siehe auch Abschnitte 6.2 und 6.4).

Die auf Basis der Verteilungen der Borkonzentration berechneten statischen Reaktivitätswerte sind in Abb. 9.3 zusammengefasst. Es sein noch einmal darauf verwiesen, dass in diesen Rechnungen die für den Kerneintritt ermittelte 2D-

Verteilung konstant über die gesamte Höhe des Reaktorkerns ausgedehnt wurde. Wie auf Basis der Verteilungen der Borkonzentration zu erwarten, wurden für den 2- und 3-Schleifenbetrieb die höchsten Reaktivitätseinträge berechnet.

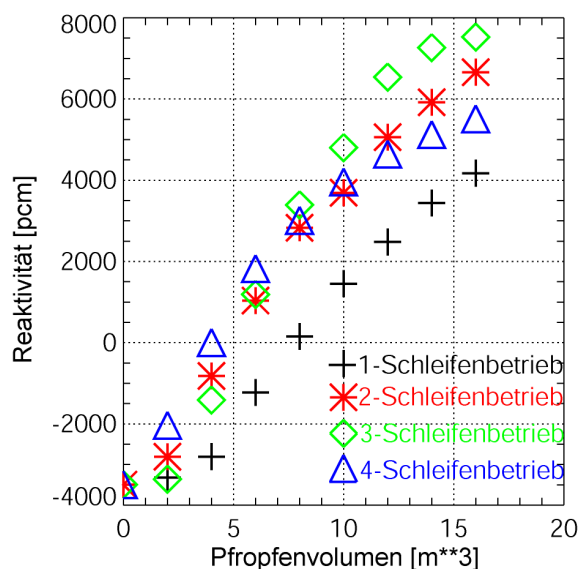


Abb. 9.3 Abhängigkeit der statischen Reaktivität von der Pfropfengröße bei Verwendung der 2D-Verteilung (Variation der Anzahl der aktiven Schleifen)

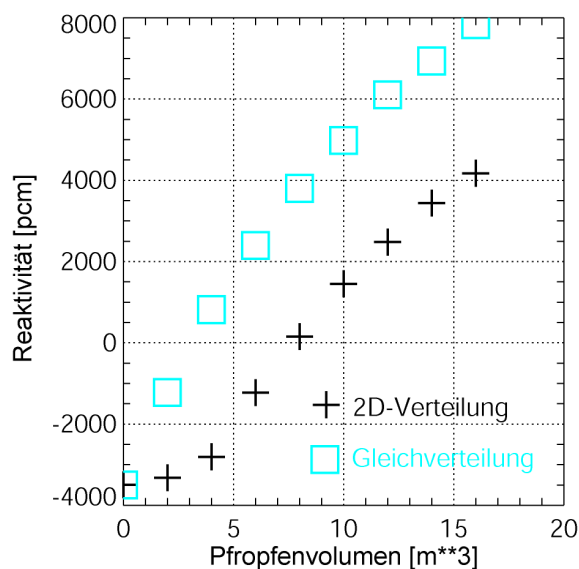


Abb. 9.4 Abhängigkeit der statischen Reaktivität von der Pfropfengröße (Einschleifenbetrieb)

Für den 1-Schleifenbetrieb wurden zusätzlich stationäre Kernrechnungen mit dem Minimalwert der Borkonzentration im gesamten Reaktorkern durchgeführt. Der Unterschied zwischen den beiden Kurven in Abb. 9.4 demonstriert in ähnlicher Weise wie für den in Abschnitt 8 betrachteten Fall die Konservativität der Verwendung des Minimalwertes an Stelle der 2D-Verteilung. Zusätzlich zeigen sie, dass der Reaktivitätseintrag in den Reaktorkern bei Annahme einer 2D-Verteilung im 3-Schleifenbetrieb nahezu genauso hoch ist wie bei Annahme des Minimalwertes im gesamten Reaktorkern im 1-Schleifenbetrieb.

9.3 *Transiente Rechnungen für den Fall eines aktiven Nachkühlstrangs*

9.3.1 **Annahmen für die Modellierung**

Für die Analysen wurde ein DYN3D/ATHLET-Modell erstellt, das aus unterem Plenum, Kern und oberem Plenum besteht. Für die Rechnungen wird die interne

Kopplung von DYN3D und ATHLET verwendet. Die Rechnungen wurden bei atmosphärischem Druck durchgeführt. Thermohydraulische Rechnungen bei niedrigem Druck stellen auf Grund der hohen Dichtedifferenz zwischen Wasser- und Dampfphase eine starke Herausforderung für die Rechenprogramme dar. Voruntersuchungen mit der parallelen und der internen Kopplung zeigten, dass bei diesen thermohydraulischen Bedingungen die Thermohydraulik von ATHLET stabiler läuft.

Mit Hilfe des SAPR-Modells wurden Zeitverläufe für die Borkonzentration am Eintritt in jedes Brennelement berechnet. Aus den unter Abschnitt 9.2 durchgeführten Rechnungen folgt, dass für die vorliegende Kernbeladung unter den gegebenen Randbedingungen nur deborierte Kühlmittelmengen über 6 m^3 eine Rekritikalität erwarten lassen. Sämtliche transienten Analysen begannen somit mit einem anfänglichen Pfropfvolumen von 8 m^3 .

Bei den Analysen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe ist die sich einstellende Rückströmung in den inaktiven Schleifen schon diskutiert worden. Genau wie dort, wird bei der hier betrachteten Analyse zur Absicherung eventueller Unsicherheiten bezüglich der Rückströmbedingungen angenommen, dass nur insgesamt 15 % (d.h. $3 * 5 \%$) durch die drei abgeschalteten Schleifen abströmen. Daraus ergaben sich für die fünf verschiedenen Pfropfvolumina, die in den folgenden transienten Rechnungen betrachtet wurden, die in Tab. 7.2 aufgeführten effektiven Volumina, die den Reaktorkern erreichten.

Tab. 9.2 Übersicht über die Pfropfvolumina in den Variationsrechnungen

Variante	1	2	3	4	5
Eingespeistes Pfropfvolumen [m^3]	8	10	12	14	15
Effektives Pfropfvolumen [m^3]	6.8	8.5	10.2	11.9	12.8

Die Impulsantworten für das SAPR-Modell waren für ein Massenstromniveau von 10 % des Nominalwertes in der Schleife bestimmt worden. Die in den folgenden Abschnitten vorgestellten Rechnungen wurden genau für diesen Massenstromwert durchgeführt. Für den Reaktorkern ergab das einen Massenstrom von 544 kg/s , was

einer Kühlmittelgeschwindigkeit von 9.4 cm/s entsprach. Darüber hinaus wird auch eine Variationsrechnung mit einer Halbierung dieses Wertes vorgestellt.

Schon die oben erwähnten ersten Analysen zeigten, dass sehr große Rechenzeiten zu erwarten sind. Dies wird im Wesentlichen durch die große Anzahl der Kühlkanäle im Reaktorkern bestimmt. Ein nicht zu unterschätzender Mehrbedarf an Rechenzeit erwächst auch aus der Tatsache, dass die Rechnungen bei Umgebungsdruck durchzuführen waren. Zur Begrenzung der Rechenzeit wurde ein vereinfachtes Modell des Reaktorkerns erstellt. Benachbarte Kühlkanäle wurden zu Gruppen zusammengefasst (Abb. 9.5). Im Ergebnis wurde der Kern durch 41 Kühlkanäle modelliert. Aus den Borkonzentrationskurven für die Einzelkanäle wurden Mittelwertkurven für die jeweilige Gruppe bestimmt. Neutronenkinetisch wurde die detaillierte Einzelmodellierung beibehalten, da die Nodalisierung der Neutronenkinetik im Vergleich zur Thermohydraulik keinen signifikanten Einfluss auf die Rechenzeit hatte.

9.3.2 Transiente Rechnungen mit dem vereinfachten Kernmodell

Wie oben erwähnt, wurde die erste Rechnung für ein Pfropfvolumen von 8 m³ durchgeführt.

Abb. 9.6 zeigt die mittlere Borkonzentration in der Kerneintritts- und der Kernaustrittsebene sowie den Kernmittelwert. Die mittlere Borkonzentration im Kern sank bis auf einen Wert von rd. 1750 ppm ab. Dieses Minimum wurde 70 s nach Start der Rechnung erreicht (Der Zeitpunkt $t = 0$ s bezieht sich auf den Beginn der Einspeisung borfreien Kühlmittels aus dem Notkühlwasserstutzen in den Primärkreislauf).

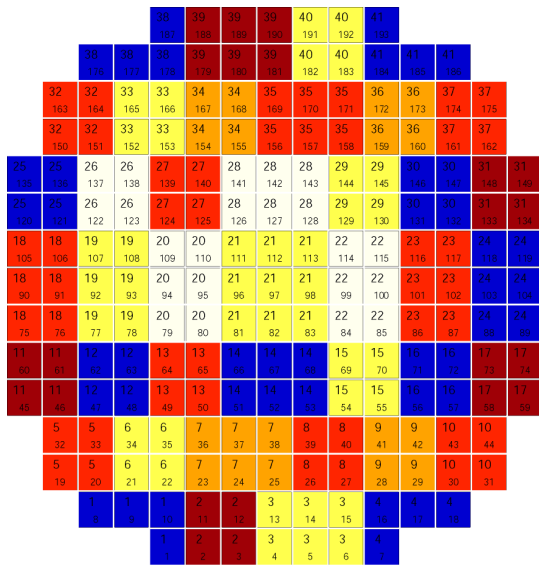


Abb. 9.5 Zuordnung der 41 modellierten Kanäle zu den 193 Brennelementen

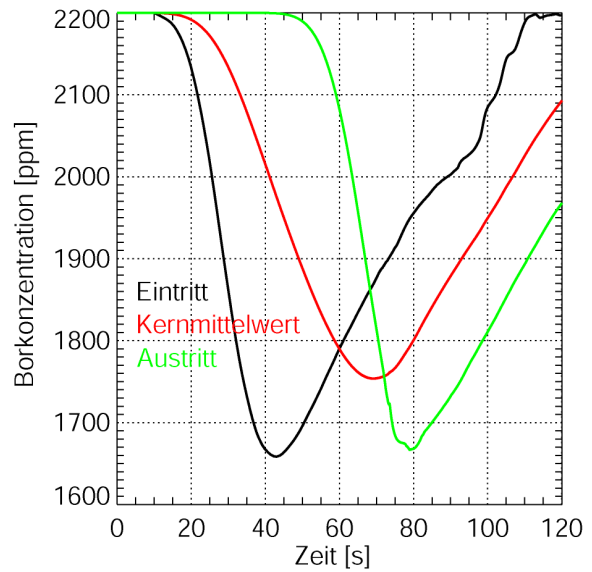


Abb. 9.6 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern (8 m^3 - 1-Schleifenbetrieb)

Die Absenkung der Borkonzentration im Reaktorkern führte zu einem positiven Reaktivitätseintrag. Die Reaktivität (Abb. 9.7) begann zu steigen und erreichte bei $t = 60\text{ s}$ die Nullmarke. Der Reaktor wurde kritisch.

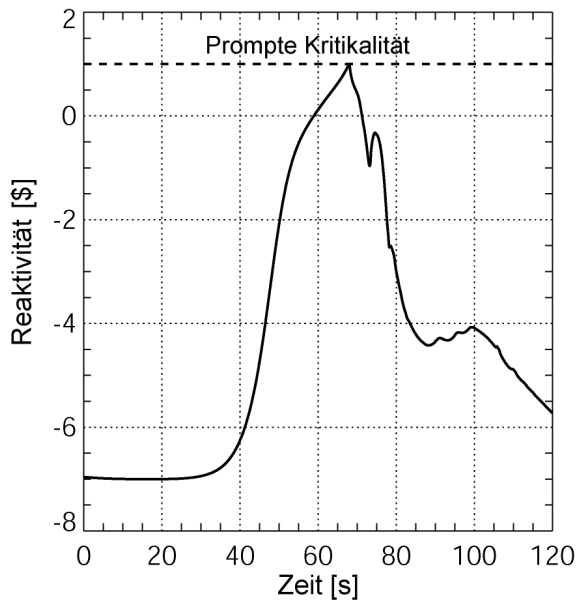


Abb. 9.7 Reaktivität (8 m^3 - 1-Schleifenbetrieb)

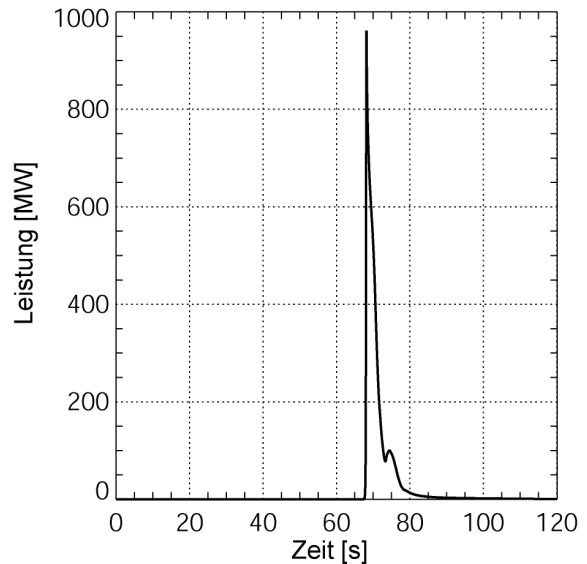


Abb. 9.8 Reaktorleistung (8 m^3 - 1-Schleifenbetrieb)

Da die Borkonzentration in den folgenden 10 Sekunden weiter fiel, wurde weitere positive Reaktivität zugeführt und der Reaktor wurde überkritisch. Das Maximum der

Reaktivität wurde mit 1.01 \$ 2 Sekunden vor dem Minimum der kerngemittelten Borkonzentration berechnet. Die Überkritikalität verursachte einen Leistungsanstieg, im Maximum wurde ein Wert von 920 MW erreicht (Abb. 9.8). Die maximale Brennstofftemperatur (Zentraltemperatur) stieg dabei bis auf 300 °C (Abb. 9.9). Dieser Anstieg der Brennstofftemperatur war dafür verantwortlich, dass der Reaktivitäts- bzw. Leistungsanstieg schon kurz vor dem Minimum der Borkonzentration im Reaktorkern gestoppt wurde. Aufgrund der oben erwähnten sehr geringen Geschwindigkeit und des Drucks kam es in einzelnen Kühlkanälen zum Sieden, im Maximum wurde kurzzeitig ein Wert des Volumendampfgehalts von über 99 % erreicht (Abb. 9.10). Die Siedekrise wurde in dieser Rechnung nicht erreicht. Bezüglich der Bestimmung der Siedekrise ist folgendes anzumerken: Für die in Abschnitt 8 vorgestellten Analysen standen innerhalb von ATHLET vier verschiedene Korrelationen für die Berechnung des DNB-Verhältnisses zur Verfügung, aus denen jeweils der kleinste Wert ausgewählt wurde. Drei dieser Korrelationen gelten nur für hohe Drücke. Wie in der Beschreibung der entsprechenden ATHLET-Modelle ausgeführt, erfolgt für Drücke unterhalb von 1 MPa (so auch im vorliegenden Fall) die Berechnung des Abstandes zur Siedekrise ausschließlich auf der Basis der Korrelation von Zuber (1961).

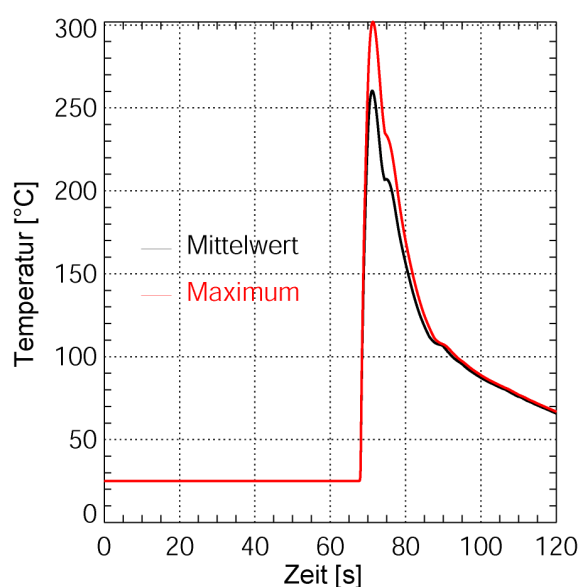


Abb. 9.9 Mittlere und maximale Brennstofftemperatur (8 m³-1-Schleifenbetrieb)

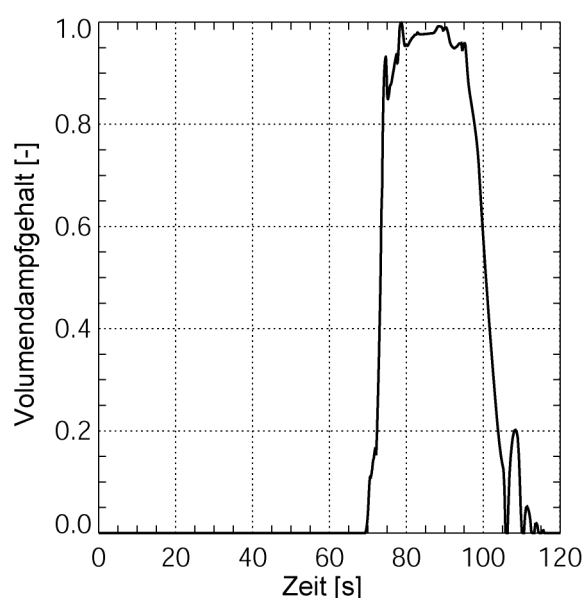


Abb. 9.10 Maximaler lokaler Dampfgehalt im Reaktorkern (8 m³-1-Schleifenbetrieb)

Der Dampf kondensierte bzw. wurde ins obere Plenum abtransportiert. Als die gesamte Borkonzentrationsstörung den Reaktorkern durchlaufen hatte, befand sich der Reaktor wieder in einem sicheren, unterkritischen Zustand.

In weiteren Rechnungen wurde das anfängliche Pfropfvolumen schrittweise bis zum Maximalwert von 15 m^3 erhöht. Es wurden Rechnungen für 10 , 12 und 15 m^3 durchgeführt. Der entsprechende Verlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern ist in Abb. 9.11 dargestellt. Mit Erhöhung des Pfropfvolumens fiel der erreichte Minimalwert der mittleren Borkonzentration. Beim maximalen Pfropfvolumen wurde ein Wert von 1450 ppm erreicht. Auf Grund der schnelleren Absenkung der Borkonzentration kam es immer früher zur Kompensation der Abschaltreaktivität (Abb. 9.12).

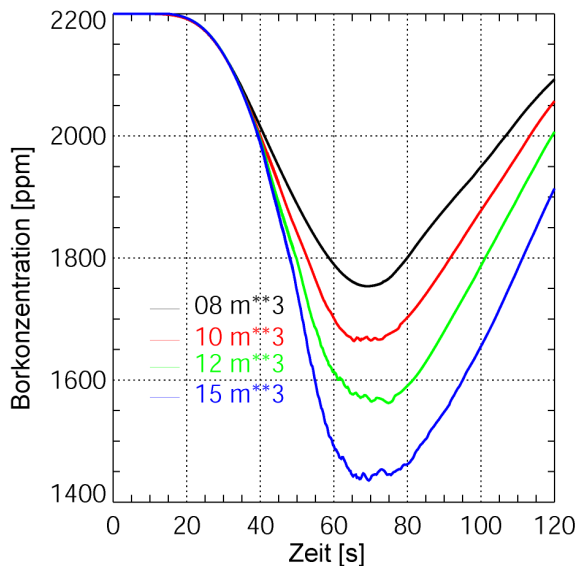


Abb. 9.11 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern (Variation des Pfropfvolumens)

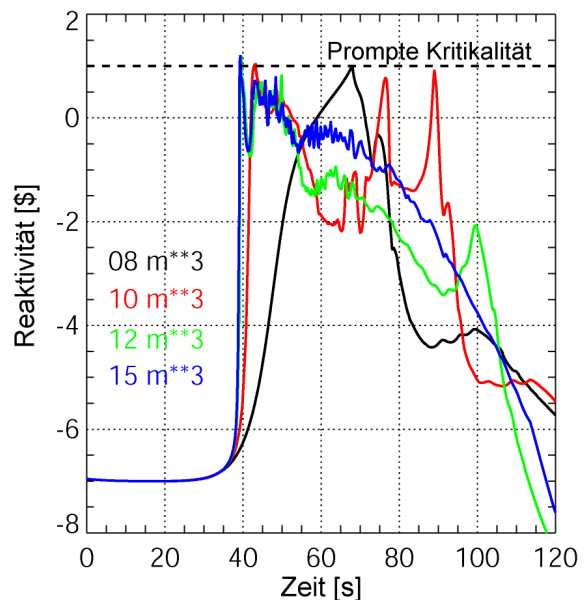


Abb. 9.12 Reaktivität (Variation des Pfropfvolumens)

In allen Fällen wurde der Reaktor prompt überkritisch. Die erste Leistungsspitze wurde im 10 m^3 -Fall durch die Rückkopplung der Brennstofftemperatur und beginnendes Sieden begrenzt. Für die 12 und 15 m^3 -Pfropfen erfolgte die Begrenzung der ersten Leistungsspitze ausschließlich über die Erhöhung der Brennstofftemperatur. Die maximalen Leistungen waren für diese zwei Fälle deutlich höher, sie lagen zwischen 2700 und 3400 MW (Abb. 9.13). Die Halbwertsbreite der ersten Leistungsspitze für die 10 , 12 und 15 m^3 -Pfropfen lag bei rd. 40 ms und war

damit ungefähr doppelt so groß wie bei den Rechnungen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe unter Verwendung derselben Kernkonfiguration. Dieser Unterschied ergibt sich aus den Unterschieden in der Rampe des Reaktivitätseintrages in den Reaktorkern, die im Fall des Starts der ersten Hauptkühlmittelpumpe deutlich höher ist. Der Dopplerkoeffizient des betrachteten Reaktorkerns ist bei der geringeren Temperatur im Anfangszustand (25 °C im hier betrachteten Fall im Vergleich zu 190 °C beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe) betragsmäßig ca. 12 % größer. Ohne diese Veränderung wäre der Unterschied in der Halbwertsbreite noch größer.

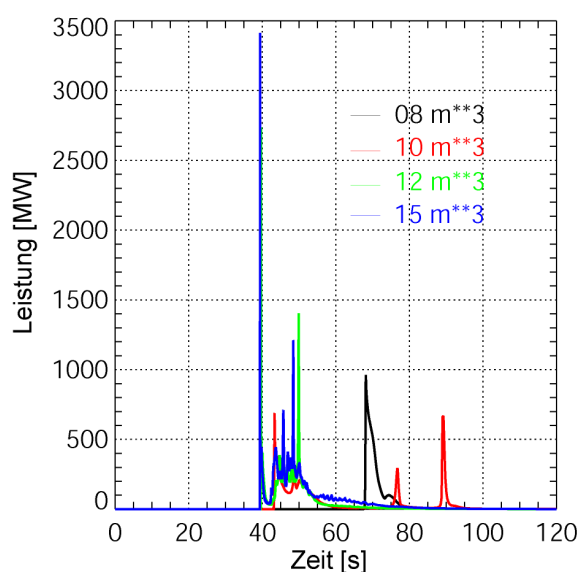


Abb. 9.13 Kernleistung (Variation des Pfropfvolumens)

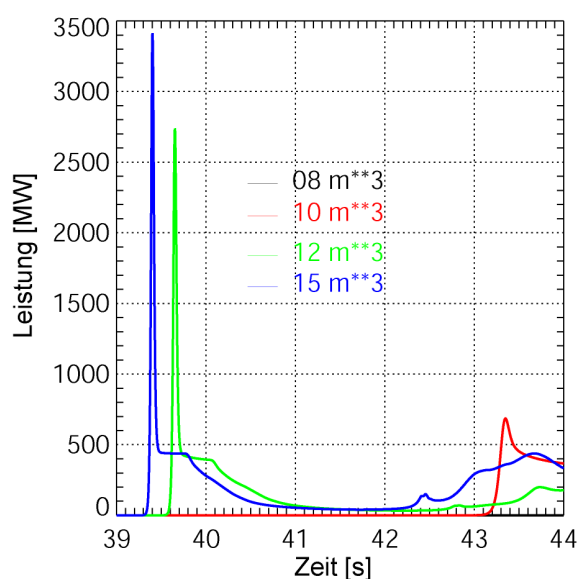


Abb. 9.14 Zoom der Kernleistung (Variation des Pfropfvolumens)

Im überkritischen Zustand gab es in allen vier Fällen in der Zeit nach dem ersten Pulsationen der Reaktivität bzw. Leistung. Dabei wurde die promptkritische Grenze aber nicht wieder überschritten. Diese Pulsationen entstanden aus dem Wechselspiel von zugeführter positiver (weitere Absenkung der Borkonzentration) und hervorgerufener negativer Reaktivität (Brennstofftemperaturerhöhung und Kühlmittelsieden). Sie endeten, wenn die Borkonzentration ihr Minimum durchschritten hatte.

Die maximale Brennstofftemperatur blieb auf Werte unter 400 °C beschränkt.

9.3.3 Rechnung für das maximale Pfropfvolumen mit detaillierter Auflösung

Für das maximal anzusetzende Pfropfvolumen von 15 m^3 wurde eine Vollkernrechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung (1 Kühlkanal pro Brennelement) durchgeführt. Die Rechenzeit für diese Transiente betrug 23 Tage (Windows-Rechner mit 3.2 GHz-Prozessor). In den folgenden Abbildungen wird diese Rechnung mit der 41-Kanal-Rechnung zu demselben Pfropfvolumen verglichen (Kliem, 2007c).

Die minimale Borkonzentration in der Kerneintrittsebene erreichte in der detaillierten Rechnung geringfügig niedrigere Werte (Abb. 9.15). Das hängt mit der Mittlung der Borkonzentration über mehrere Kanäle in der Rechnung mit 41 Kanälen zusammen.

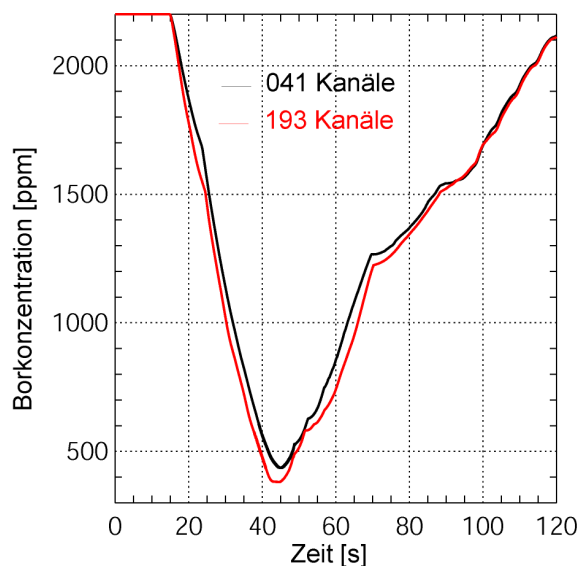


Abb. 9.15 Minimale Borkonzentration in der Kerneintrittsebene (15 m^3 -Pfropfen)

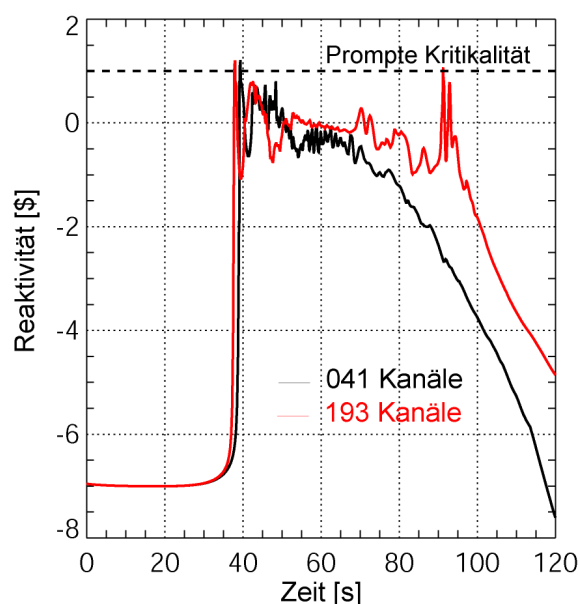


Abb. 9.16 Reaktivität (15 m^3 -Pfropfen)

Auf Grund dieses Verlaufes stieg die Reaktivität in der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung früher an und erreichte auch früher die Nullmarke (Abb. 9.16). Der Leistungsanstieg wurde in dieser Rechnung allerdings auf einem geringeren Niveau gestoppt (Abb. 9.17), da die bis zu diesem Zeitpunkt integral zugeführte positive Reaktivität geringer und die Rückkopplung auf Grund der feineren Nodalisierung in der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung effektiver war.

In der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung gab es noch eine zweite Leistungsspitze, die in der Rechnung mit 41 Kanälen fehlte. Auf diesen Unterschied wird weiter hinten näher eingegangen.

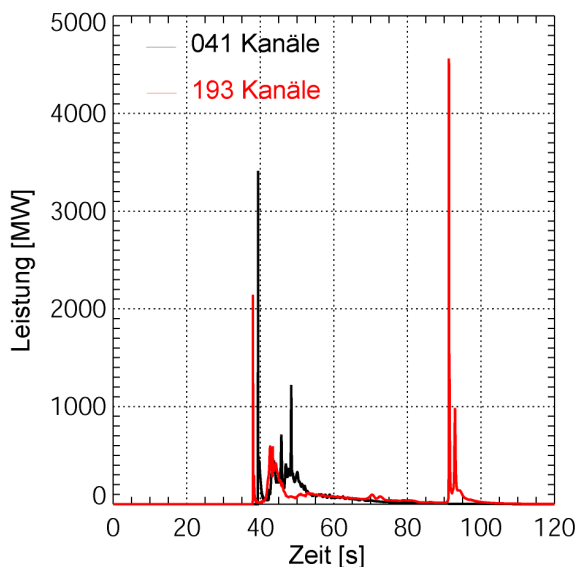


Abb. 9.17 Kernleistung (15 m³-Pfpfen)

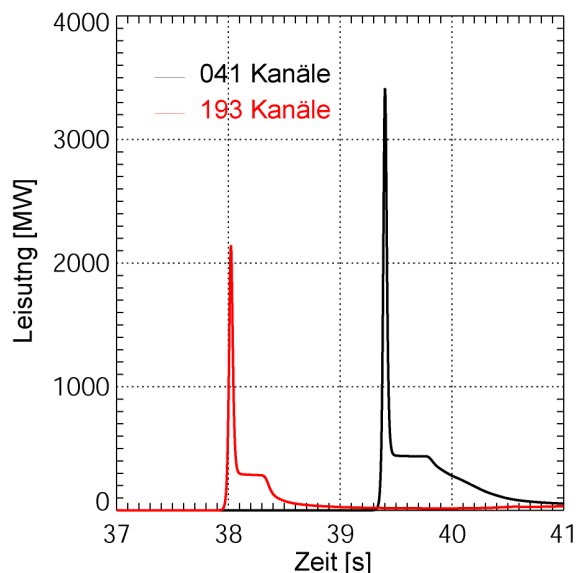


Abb. 9.18 Zoom der Kernleistung (15 m³-Pfpfen)

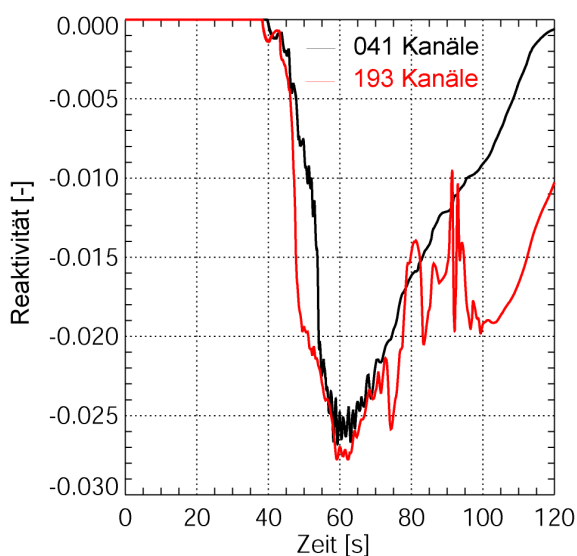


Abb. 9.19 Reaktivitätsbeitrag durch Dichteänderung des Kühlmittels (15 m³-Pfpfen)

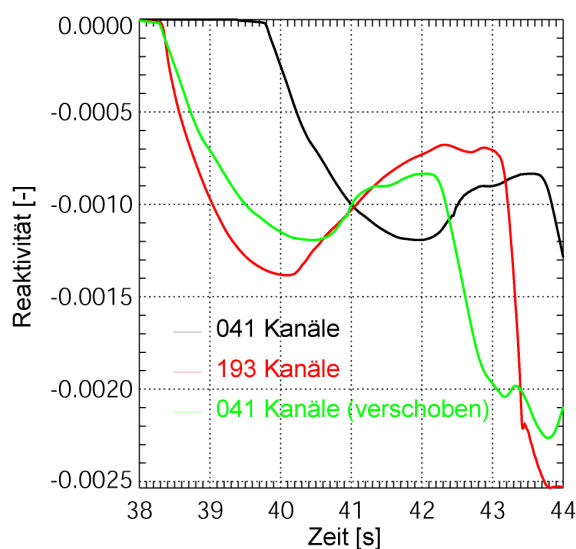


Abb. 9.20 Reaktivitätsbeitrag durch Dichteänderung (Zoom)

Die Unterschiede in der Rückkopplung sind deutlich in Abb. 9.19 zu sehen, die den Reaktivitätsbeitrag zeigt, der durch die Änderung der Kühlmitteldichte im Reaktorkern hervorgerufen wurde. Der Gradient dieses Reaktivitätsbeitrages war in

der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung größer, was eine effektivere Rückkopplung auf Grund des Kühlmittelsiedens bedeutete (Zur Verdeutlichung dieses Effekts wurde in Abb. 9.20 die Kurve aus der 41-Kanal-Rechnung auf der Zeitachse verschoben!).

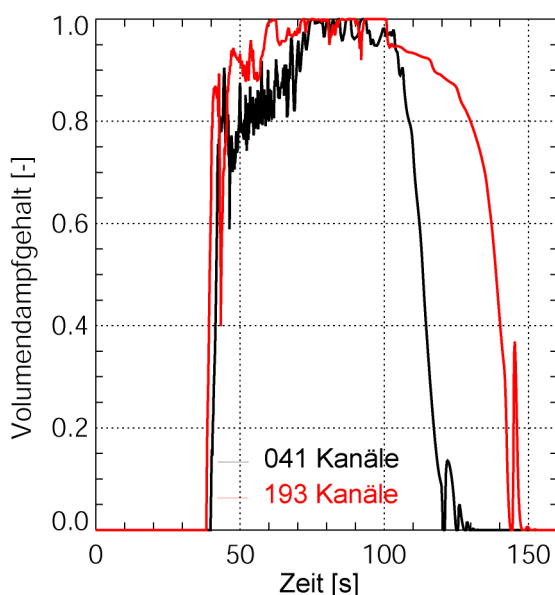


Abb. 9.21 Maximaler lokaler Dampfgehalt im Reaktorkern (15 m³-Pfropfen)

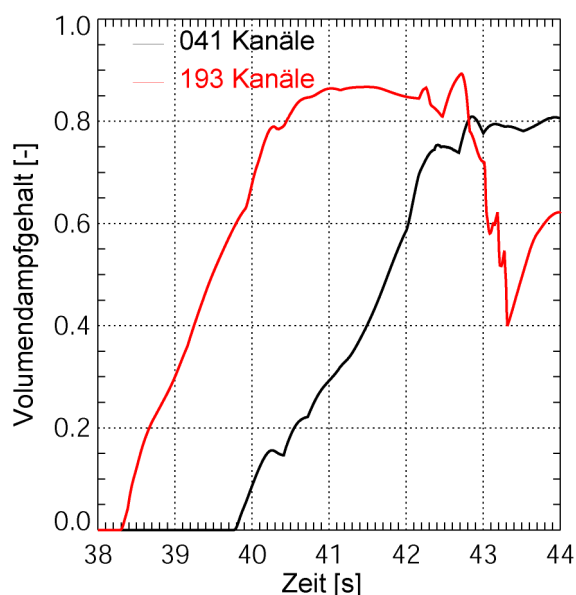


Abb. 9.22 Maximaler lokaler Dampfgehalt im Reaktorkern (Zoom)

Dies wird auch durch Abb. 9.21 und Abb. 9.22 bestätigt, die den Verlauf des maximalen lokalen Dampfgehalts im Reaktorkern darstellen. Da die berechnete Leistungsfreisetzung nicht über mehrere Kanäle gemittelt wurde, stieg der maximale lokale Dampfgehalt in der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung nach dem ersten Leistungspeak schneller an und erreichte höhere Werte, obwohl das Leistungsmaximum geringer war.

Ähnliches traf für die Rückkopplung über die Brennstofftemperatur zu.

Abb. 9.23 zeigt Schnappschüsse der linearen Stabileistung im zweiten Node von unten während des ersten Leistungsmaximums. In dieser radialen Ebene wurde das Maximum der linearen Stabileistung berechnet. Farblich hervorgehoben ist der Bereich, in dem die Stabileistung mehr als 50 kW/m erreicht. Im Moment des Maximums war das in einem Viertel des Kerns der Fall. Die axiale Leistungsverteilung im maximal belasteten Brennelement zum Zeitpunkt des Maximums ist in Abb. 9.24 dargestellt. Die Leistungsfreisetzung konzentrierte sich

auf den unteren Teil des Reaktors, ein Effekt, der genauso in den Rechnungen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe zu beobachten war (Abb. 8.30). Das Maximum wurde mit 762 kW/m bei einer Halbwertsbreite von 40 ms berechnet.

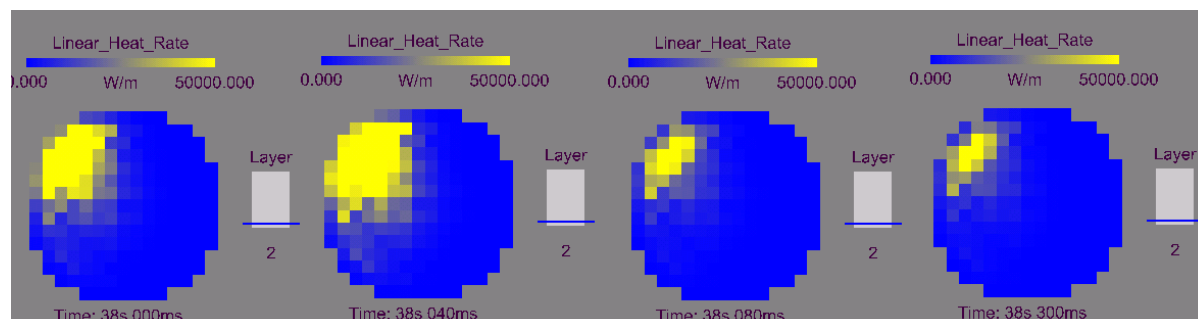


Abb. 9.23 Radiale Verteilung der linearen Stableistung nach der Rekritikalität (15 m³-Pfpfen)

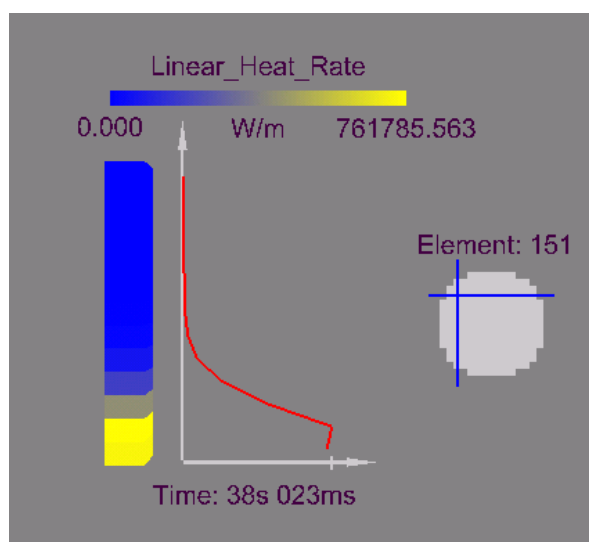


Abb. 9.24 Axiale Leistungsverteilung im maximal belasteten Brennelement zum Zeitpunkt des ersten Maximums (15 m³-Pfpfen)

Im Zeitbereich zwischen $t = 45$ s und $t = 55$ s wurden in der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung höhere Maximalwerte für die Brennstofftemperatur (Abb. 9.25) und die Hüllrohrtemperatur (Abb. 9.26) berechnet. Hier machte sich die detaillierte Nodalisierung in der thermohydraulischen Modellierung bemerkbar. Obwohl die bis zu diesem Zeitpunkt integral eingebrachte Wärmemenge in der Rechnung mit 41 Kanälen größer war, bewirkte die Mittlung der thermohydraulischen Parameter über vier oder mehr Kanäle eine Abschwächung dieses Effekts, der sich in geringeren Maximalwerten für die betrachteten Parameter äußerte.

Obwohl es im Reaktorkern zum Sieden über einen längeren Zeitraum kam, wurde keine Siedekrise berechnet. Die Wärmeabfuhr war gewährleistet. Die Hüllrohrtemperatur erreichte einen Maximalwert von 177 °C.

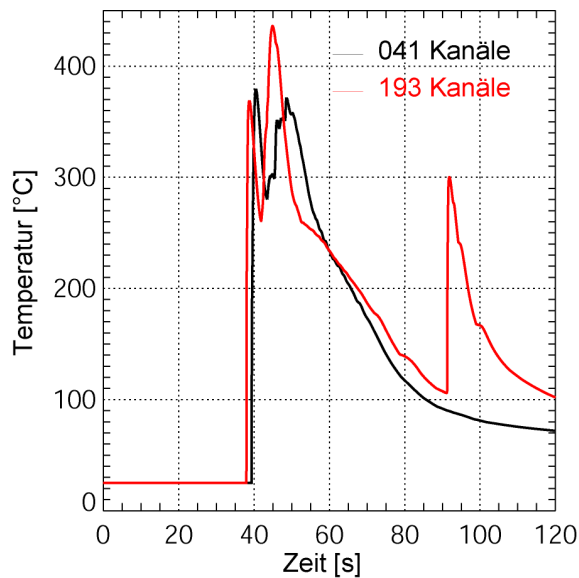


Abb. 9.25 Maximale Brennstofftemperatur (15 m³-Pfropfen)

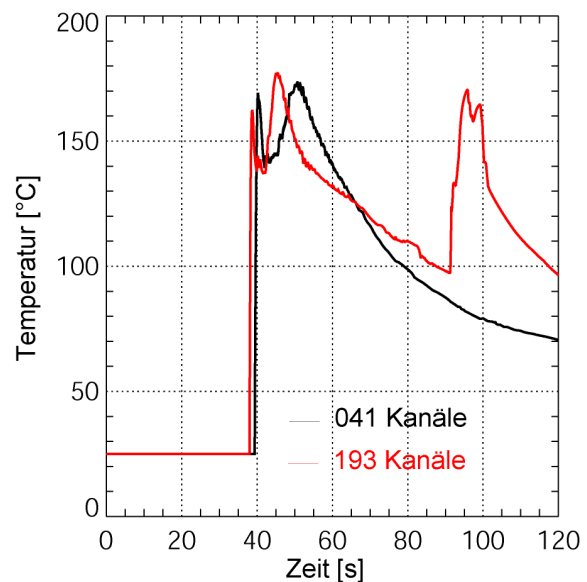


Abb. 9.26 Maximale Hüllrohrtemperatur (15 m³-Pfropfen)

Während die mittlere Borkonzentration im Reaktorkern schon wieder anstieg, kam es bei $t = 91.2$ s in der Rechnung mit detaillierter räumlicher Auflösung noch einmal zu einem Leistungsanstieg, dessen Maximum höher war als während des ersten Leistungsanstiegs (Abb. 9.17). Eine ähnliche Leistungserhöhung fehlte in der Rechnung mit der reduzierten Anzahl der Kühlkanäle. Dort fiel die Reaktivität ab $t = 70$ s stetig ab. Wie oben schon erwähnt, war die integral in den Kern bis vor diesen zweiten Leistungsanstieg eingebrachte Wärmemenge in der Rechnung mit 193 Kühlkanälen geringer. Deshalb war auch die Absenkung der mittleren Kühlmitteldichte im Kern in dieser Rechnung geringer. Auf Grund der durch diesen Dichteunterschied fehlenden zusätzlichen negativen Reaktivität führte der Abtransport des produzierten Dampfes ins obere Plenum und die damit verbundene Dichteerhöhung in dieser Rechnung zu einem nochmaligen Überschreiten der Nullmarke in der Reaktivität.

Da zu diesem Zeitpunkt aus dem unteren Plenum bereits wieder höher boriertes Kühlmittel nachgefördert wurde (das Minimum der Borkonzentration in der

Kerneintrittsebene war bei $t = 45$ s, Abb. 9.15), konzentrierte sich dieses Leistungsmaximum in der oberen Kernhälfte (Abb. 9.27, Abb. 9.28). Die Gesamtleistung war zwar höher, aber die maximale Stabelbelastung war ungefähr zweimal niedriger, da sich die Leistungsfreisetzung auf einen größeren Teil des Reaktorkerns verteilte. Ein ähnlicher Effekt war auch in den Rechnungen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe beobachtet worden (Abschnitt 8).

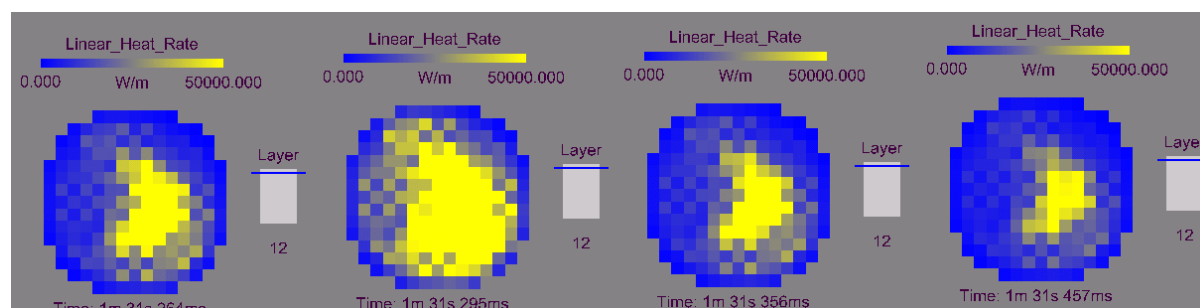


Abb. 9.27 Radiale Verteilungen der linearen Stabelleistung im Zeitbereich des zweiten Leistungsmaximums (15 m^3 -Pfpfen)

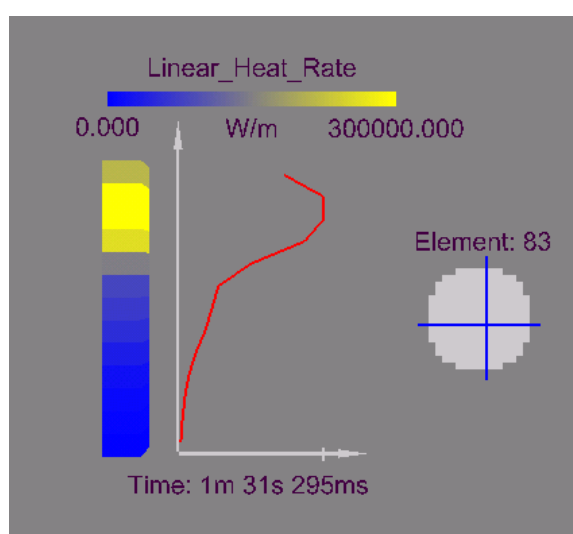


Abb. 9.28 Axiale Leistungsverteilung im maximal belasteten Brennelement zum Zeitpunkt des zweiten Maximums (15 m^3 -Pfpfen)

9.3.4 Variation des Massenstroms

Alle bisher beschriebenen Rechnungen waren für eine Massenstromrate im kalten Strang von 640 kg/s (Kernmassenstrom: 544 kg/s) durchgeführt worden. Zur Untersuchung des Einflusses des Massenstroms auf die Rechenergebnisse wurde eine Variationsrechnung durchgeführt, in der der vorgegebene Massenstrom auf die Hälfte reduziert wurde. Das bedeutete, durch den Reaktorkern strömten 272 kg/s , die Kühlmittelgeschwindigkeit betrug 4.73 cm/s . Betrachtet wird das Pfpfen-volumen von 15 m^3 in der detaillierten Auflösung des Reaktorkerns (1 Kühlkanal pro Brennelement). Die Berechnung der zeitabhängigen Borkonzentration am Eintritt in

die Brennelemente wurde unter Verwendung derselben Impulsantworten wie für die oben beschriebenen Rechnungen durchgeführt. Die veränderte Geschwindigkeit wurde dabei durch eine Skalierung der Zeitachse bei Einhaltung der Strouhal-Zahl berücksichtigt. Die Anwendbarkeit dieser Art der Skalierung wurde in verschiedenen Experimenten an der Versuchsanlage ROCOM überprüft (für Einzelheiten siehe (Grunwald, 2003; Kliem, 2004)).

In den nachfolgenden Abbildungen sind die Rechenergebnisse mit denen der entsprechenden Rechnung für 640 kg/s verglichen. Auf Grund der langsameren Kühlmittelgeschwindigkeit wanderte die Deborierungsfront auch langsamer in den Reaktorkern hinein, das Erreichen der Rekritikalität verzögerte sich entsprechend (Abb. 9.29).

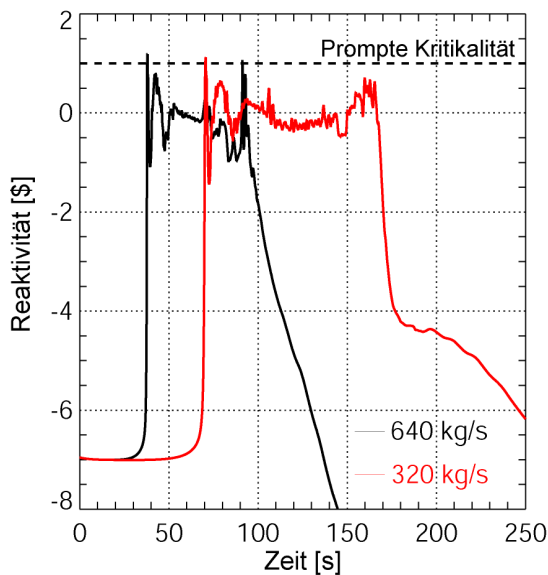


Abb. 9.29 Reaktivität (Variation der Kühlmittelgeschwindigkeit)

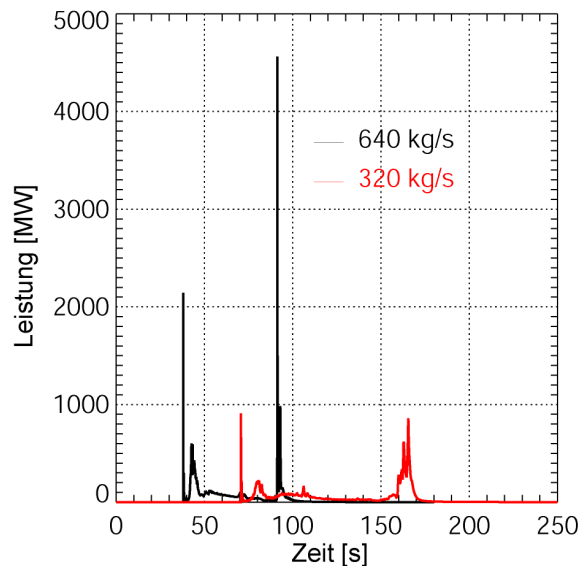


Abb. 9.30 Kernleistung (Variation der Kühlmittelgeschwindigkeit)

Das erste Leistungsmaximum wurde bei $t = 70.7$ s berechnet. Mit 908 MW war es nicht einmal halb so groß wie das entsprechende Maximum in der Rechnung mit höherer Geschwindigkeit (Abb. 9.30). Das ist dadurch zu erklären, dass bei ansonsten identischen Bedingungen die Rate für die positive Reaktivitätszufuhr auf die Hälfte verringert wurde. Dadurch wurde die negative Rückkopplung auf Grund der Brennstofftemperaturerhöhung eher wirksam und der Leistungsanstieg wurde auf einem niedrigeren Niveau gestoppt. Ein ähnlicher Effekt war in Frischdampfleckrechnungen mit verschiedenen gekoppelten Programmsystemen

beobachtet worden (Kliem, 1999). Auch die Halbwertsbreite dieses ersten Maximums war ungefähr doppelt so groß wie in den Rechnungen mit höherer Kühlmittelgeschwindigkeit (Abb. 9.30; Tab. 9.3).

Der Transport der Störung durch den Reaktorkern dauerte in der hier betrachteten Rechnung doppelt so lange. Aus den weiteren Abbildungen ist zu sehen, dass es bis auf diesen Zeitunterschied keine qualitativen Änderungen im Verhalten des Reaktorkerns gab. Auch die berechneten Maximalwerte für Brennstofftemperatur (Abb. 9.31) und Hüllrohrtemperatur (Abb. 9.32) lagen unterhalb bzw. erreichten die Werte der Basisrechnung mit dem Massenstrom von 640 kg/s.

Auch in dieser Rechnung kam es zum Ende der Transiente zu einem weiteren Leistungsanstieg, dessen Maximum wiederum geringer ausfiel.

Die wichtigsten Ergebnisse der durchgeführten Rechnungen sind in Tab. 7.3 zusammengefasst.

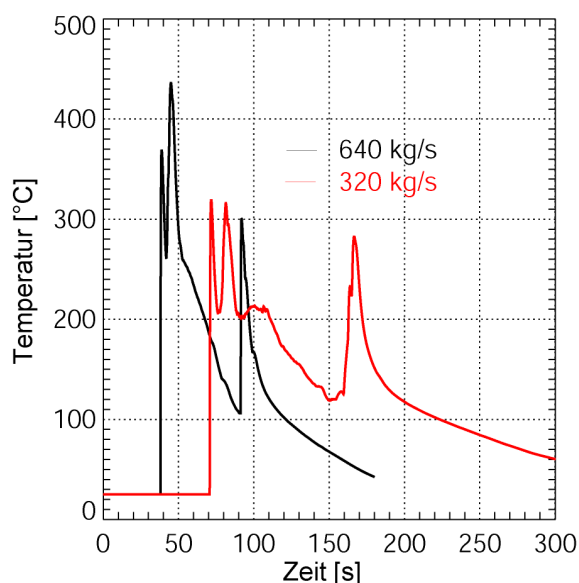


Abb. 9.31 Maximale Brennstofftemperatur (Variation der Kühlmittelgeschwindigkeit)

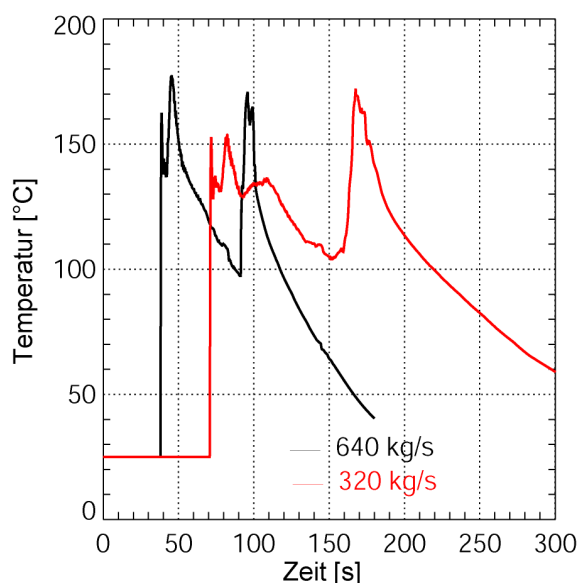


Abb. 9.32 Maximale Hüllrohrtemperatur (Variation der Kühlmittelgeschwindigkeit)

Tab. 9.3 Übersicht über die Rechnungen im Einschleifenbetrieb

Rechenlauf	1	2	3	4	5	6
N_{BE}^1	41	41	41	41	193	193
$V_{P\text{fropfen}}^2 [m^3]$	8	10	12	15	15	15
$MF^3 [kg/s]$	640	640	640	640	640	320
$P_{max} [MW]$	935	686	2736	3414	4563	908
Zeit [s]	68.2	43.3	39.7	39.4	91.3	70.7
HW [ms]	2300	460	43	38	75	63
$TF_{max}^4 [^\circ C]$	302	298	365	379	478	319
BE/Node ⁵ [-]	20/10	33/02	33/02	33/02	106/02	151/02
Zeit [s]	71.4	45.4	40.8	40.5	44.9	71.6
$TCL_{max}^6 [^\circ C]$	151	168	168	174	177	154
BE/Node ⁵ [-]	20/10	21/12	20/02	20/02	106/02	106/02
Zeit [s]	71.1	89.8	51.8	50.7	45.4	82.4
$DNBR_{min} [-]$	3.31	3.75	3.91	3.76	1.07	3.04

¹ - Anzahl der modellierten Kühlkanäle

² - eingespeistes Pfropfenvolumen

³ - Einspeisemassenstrom

⁴ - Maximale Brennstoffzentraltemperatur

⁵ - Kühlkanal (Zählung lt. Abb. 9.5) und Höhenschicht (Zählung von unten, Gesamtzahl: 13) des Maximums

⁶ - Maximale Hüllrohrtemperatur

9.4 Transiente Rechnungen für die verschiedenen Strömungszustände

Nach der vollständigen Parametervariation für den Einschleifenbetrieb wurden für die übrigen drei Strömungszustände (2-, 3-, 4-Schleifenbetrieb, siehe Abschnitt 9.1) transiente Rechnungen nur für das maximale Pfropfenvolumen von $15 m^3$ durchgeführt. Dabei kamen die bei der Durchführung und Analyse der transienten Rechnungen im Einschleifenregime gesammelten Erfahrungen zur Anwendung.

Abb. 9.33 zeigt den Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität im Vergleich aller vier Rechnungen. Die Transiente startete in allen Fällen vom gleichen unterkritischen Wert. Mit Erhöhung der Transportgeschwindigkeit des deborierten Kühlmittels (Erhöhung der Anzahl der aktiven Schleifen) erreichte der Reaktor immer früher die Nullmarke der Reaktivität. Das erreichte Maximum der Reaktivität war in allen Fällen nahezu gleich, es wurde im Wesentlichen durch die Dopplerrückkopplung bestimmt.

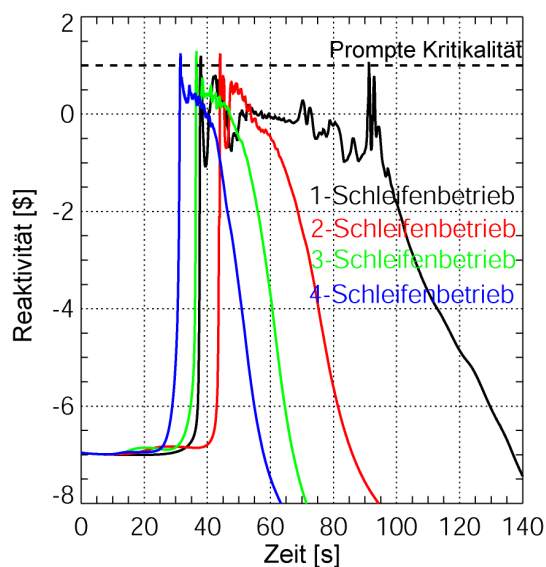


Abb. 9.33 Reaktivität (15 m³-Pfropfen)

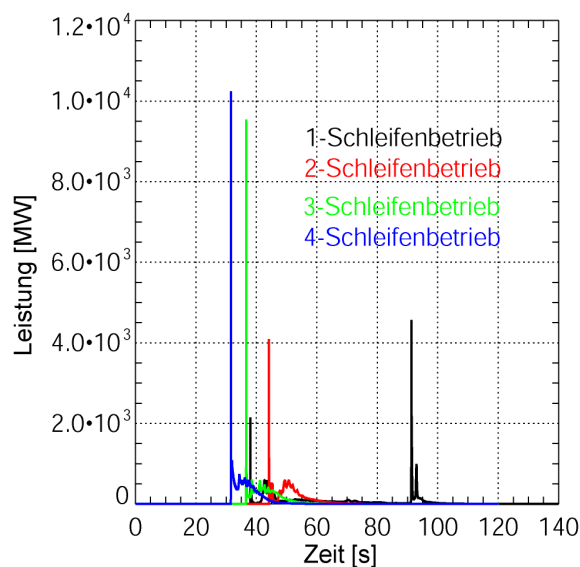


Abb. 9.34 Kernleistung (15 m³-Pfropfen)

Die Zeitspanne, in der sich der Reaktor im überkritischen Zustand befindet, hängt von der Pfropfendurchgangszeit durch den Reaktorkern ab. Sie verringert sich deshalb auch mit Erhöhung der Anzahl der aktiven Schleifen.

Der sich ergebende Leistungsverlauf ist in Abb. 9.34 dargestellt. Das erste Leistungsmaximum wurde vollständig durch das Zusammenspiel des positiven Reaktivitätseintrags durch die Absenkung der Borkonzentration mit der negativen Rückkopplung über die Brennstofftemperatur bestimmt. Kühlmittelsieden ist in diesem ersten Zeitbereich noch nicht relevant. Wie schon beim Vergleich der zwei Kühlmittelgeschwindigkeiten beim Einschleifenbetrieb festgestellt wurde, verursacht eine höhere Geschwindigkeit ein höheres Leistungsmaximum. Dies ist durch die höhere Eintragsrate positiver Reaktivität (Gradient der Absenkung der Borkonzentration) bedingt. Genau dieser Effekt dominierte auch das Leistungsverhalten bei Variation der Anzahl der aktiven Schleifen. Eine Erhöhung der Geschwindigkeit führte zu einem höheren Leistungsmaximum. Im Unterschied zum oben erwähnten Vergleich gab es hier auch Unterschiede in der Verteilung der eingebrachten positiven Reaktivität. Diese Unterschiede hatten allerdings einen nicht so großen Einfluss auf das Leistungsmaximum wie die Eintragsrate.

Tab. 9.4 enthält die wesentlichen Ergebnisse der vier Rechnungen zum maximalen Pfropfenvolumen. Bezüglich des Maximalwertes für die Brennstofftemperatur lieferte

die Rechnung mit vier Schleifen den höchsten Wert. Dahingegen wies die Rechnung mit einer aktiven Schleife den geringsten Abstand zur Siedekrise sowie die größte Hüllrohrtemperatur aus und der höchste Wert für die lineare Stableistung wurde in der Rechnung mit drei Schleifen ermittelt. Die Verteilung der linearen Stableistung in der am meisten belasteten Ebene des Reaktorkerns zum Zeitpunkt des jeweiligen Maximums ist in Abb. 9.35 dargestellt. Hier wird noch einmal demonstriert, wie die Anzahl der aktiven Schleifen die radiale Position und die Ausdehnung der Leistungsverteilung im Reaktorkern bestimmt.

Tab. 9.4 Übersicht über die Rechnungen mit Variation der Anzahl der aktiven Schleifen (Pfropfvolumen: 15 m³)

Schleifen	P _{max} [MW]	HW [ms]	TF _{max} [°C]	TCL _{max} [°C]	DNBR _{min} [-]	Stableistung _{max} [kW/m]	CPU [h]
1	4563 ¹ 2143	75 ¹ 41	478	177	1.07	761.8	551
2	4089	34	531	163	2.23	1159	195
3	9539	26	703	164	1.96	2678	112
4	10239	32	838	170	2.29	1297	67

¹ erstes Leistungsmaximum

Zur Illustration des Rechenaufwandes enthält die Tabelle auch die benötigte Rechenzeit für die betreffende Analyse.

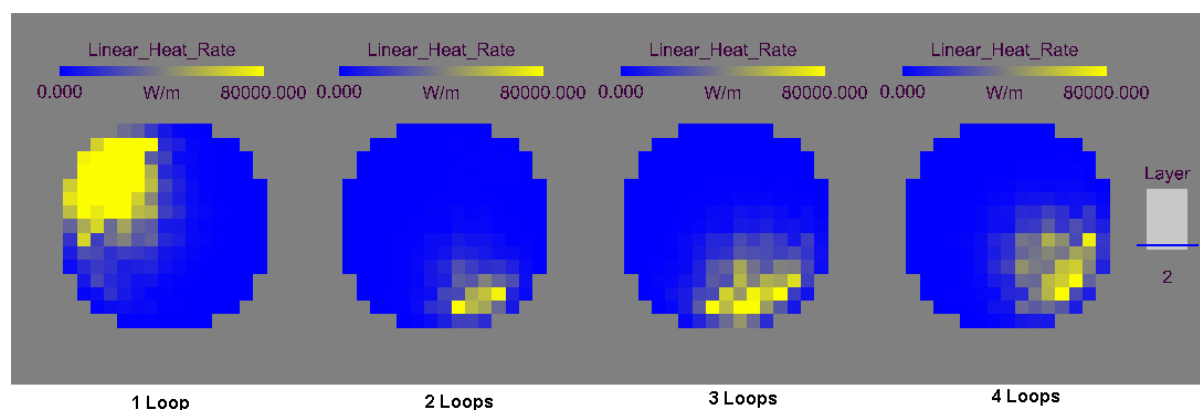


Abb. 9.35 Verteilung der linearen Stableistung zum Zeitpunkt des Leistungsmaximums für die vier Strömungszustände

9.5 Heißkanalanalyse

Die Einschleifenrechnung für einen Massenstrom von 640 kg/s lieferte das Minimum des Abstandes zur Siedekrise aller durchgeführten Analysen (Tab. 9.3, Tab. 9.4).

Aus diesem Grund wurde diese Rechnung für eine Heißkanalanalyse ausgewählt. Dabei wurde die Leistung im maximal belasteten Brennelement mit einem Faktor multipliziert, um abdeckende Aussagen über das Verhalten und die Integrität der Brennelemente während der Transiente zu erhalten (Abb. 9.36). Dieser Faktor wurde zwischen 1.0 und 2.0 in Schritten von 0.25 variiert. Die axiale Form der Leistungsverteilung entspricht der Verteilung zum Zeitpunkt des Maximums und wurde in diesen zusätzlichen Rechnungen nicht variiert.

Weiterhin wurde der Wärmeübergangskoeffizient im Gasspalt variiert, um abdeckende Aussagen über die Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen zu erhalten. Eine Verringerung dieses Koeffizienten führt bei identischer Leistungsfreisetzung zu höheren Werten für die Brennstofftemperatur, eine Erhöhung zu höheren Hüllrohrtemperaturen. Neben dem Basiswert von $6500 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ wurden Rechnungen mit $2500 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ und $11000 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ durchgeführt. Diese Werte wurden in Anlehnung an die Parametervariationen in (Langenbuch, 2005) ausgewählt.

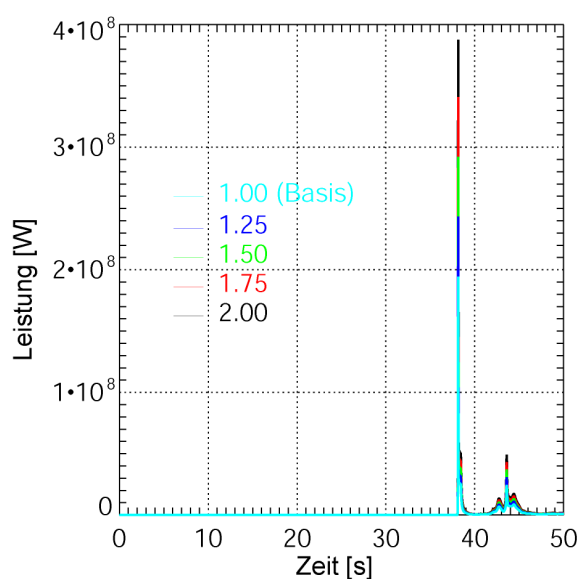


Abb. 9.36 Zeitverlauf der Leistung im Brennelement in der Heißkanalanalyse

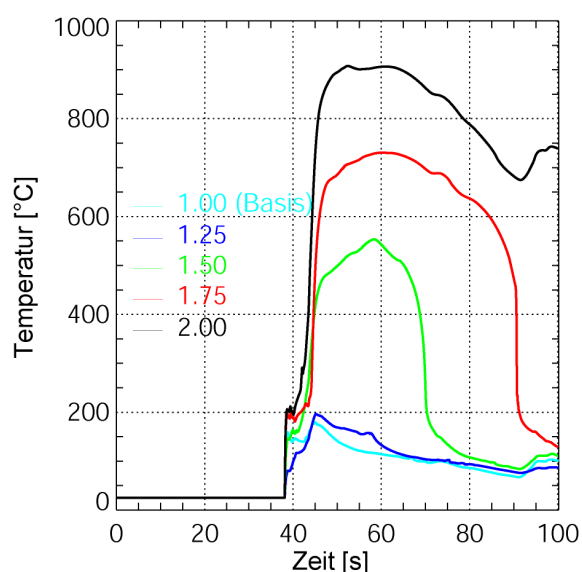


Abb. 9.37 Zeitverlauf der maximalen Hüllrohrtemperatur in den Heißkanalrechnungen

In Tab. 9.5 ist ein Überblick über die relevanten Ergebnisse der Heißkanalanalyse gegeben. In sämtlichen Rechnungen ohne Heißkanal war keine Siedekrise berechnet worden. Da in der Basisrechnung der Minimalwert mit 1.07 ermittelt wurde, ist es nicht verwunderlich, dass in allen Heißkanalrechnungen die Siedekrise eintrat.

Tab. 9.5 Übersicht über die Heißkanalanalyse

N°	Faktor ²	HTC ⁴ [W/(m ² * K)]	TF _{max} [°C]	Node [-] ³	TCL _{max} [°C]	Node [-] ³	Siedekrise ⁵ /DNBR _{min} [-]	Node [-] ³
¹ 5.0a	1.00	2500	535	2	171	2	Nein / 1.89	-
5.0b	1.00	6500	478	2	177	2	Nein / 1.73	-
5.0c	1.00	11000	459	2	184	2	Nein / 1.61	-
5.1a	1.25	2500	657	2	196	4	Ja	4
5.1b	1.25	6500	584	2	341	3	Ja	3
5.1c	1.25	11000	563	2	363	3	Ja	3, 4
5.2a	1.50	2500	778	2	489	3	Ja	3, 4
5.2b	1.50	6500	698	2	554	3	Ja	2, 3, 4
5.2c	1.50	11000	674	2	506	3	Ja	2, 3, 4
5.3a	1.75	2500	905	2	648	2	Ja	2, 3, 4
5.3b	1.75	6500	841	2	730	2	Ja	2, 3, 4
5.3c	1.75	11000	850	2	746	2	Ja	2, 3, 4
5.4a	2.00	2500	1028	2	844	2	Ja	2, 3, 4
5.4b	2.00	6500	1068	2	908	2	Ja	2, 3, 4
5.4c	2.00	11000	1096	2	942	2	Ja	2, 3, 4

¹ – alle Heißkanalrechnungen basieren auf Rechenlauf 5 (Tab. 9.3)

² – Heißkanalfaktor, mit dem der transiente Verlauf der berechneten Leistung des maximal belasteten Brennelements (Rechenlauf 5) multipliziert wurde

³ – Höhenschicht im Brennelement (Zählung von unten, Gesamtzahl: 13)

⁴ – Wärmeübertragungskoeffizient im Gasspalt (Eingabeparameter)

⁵ – Kontrolle, ob die Siedekrise in der Rechnung erreicht wird

Mit Erhöhung der Leistung stieg sukzessive auch der Zeitraum, über den die freigesetzte Wärme nicht mehr vollständig abgeführt werden konnte, was zu einer Erhöhung von Brennstoff- und Hüllrohrtemperatur führte. Bei einem Heißkanalfaktor von 2.00 wurde im Maximum eine Hüllrohrtemperatur von 908 °C (bzw. 942 °C bei erhöhtem Wärmeübergang im Gasspalt) erreicht. Die Energiefreisetzung auf Grund der exothermen Zirkon-Dampf-Reaktion bei einem Anstieg der Hüllrohrtemperatur auf Werte über 900 °C wurde in dem in den Rechnungen verwendeten Brennstabmodell berücksichtigt. Trotz des Eintretens der Siedekrise wurden auch in den Heißkanalanalysen die Grenzwerte für die Brennstoff- und Hüllrohrtemperatur nicht erreicht. Andere Versagenskriterien, wie die Oxidationstiefe bei der Zirkon-Dampf-Reaktion und der entstehende Kontaktdruck, werden im Rahmen des ATHLET-Brennstabmodells nicht betrachtet.

Der Zeitverlauf der maximalen Hüllrohrtemperatur in den einzelnen Heißkanalrechnungen ist Abb. 9.37 dargestellt.

9.6 Einfluss der Vermischung auf das Verhalten des Reaktorkerns

In Abschnitt 3 war ausgeführt worden, dass im Mehrschleifenbetrieb auch bei Nichtverfügbarkeit von Modellen für die realistische Beschreibung der Kühlmittelvermischung verschiedene Optionen für die Verteilung des Kühlmittels aus den einzelnen Schleifen getroffen werden können.

Am Beispiel des in diesem Abschnitt behandelten Falls der Borverdünnung im Nachkühlbetrieb bei vier aktiven Schleifen (Pfropfengröße: 15 m³) wurde der Einfluss der Vermischung auf das Kernverhalten analysiert. Die Rechnung mit Anwendung des SAPR-Modells wurde dabei mit dem Sektormodell und dem Modell einer homogenen Vermischung verglichen. Im letzteren Fall wird das Kühlmittel aus allen vier Schleifen am Kerneintritt homogen vermischt und in jedes Brennelement tritt Kühlmittel mit identischer Borkonzentration ein. Im Fall des Sektormodells wird jeder Schleife ein 90 °-Sektor der Kerneintrittsebene zugeordnet. Die Brennelemente auf der Symmetrielinie werden zu jeweils 50 % aus den beiden zugeordneten Schleifen versorgt, das Brennelement in der Mitte des Kerns aus allen vier Schleifen.

Abb. 9.38 zeigt die Verteilung der Borkonzentration in der Kerneintrittsebene zum Zeitpunkt der maximalen Deborierung bei Anwendung der drei verschiedenen Vermischungsansätze.

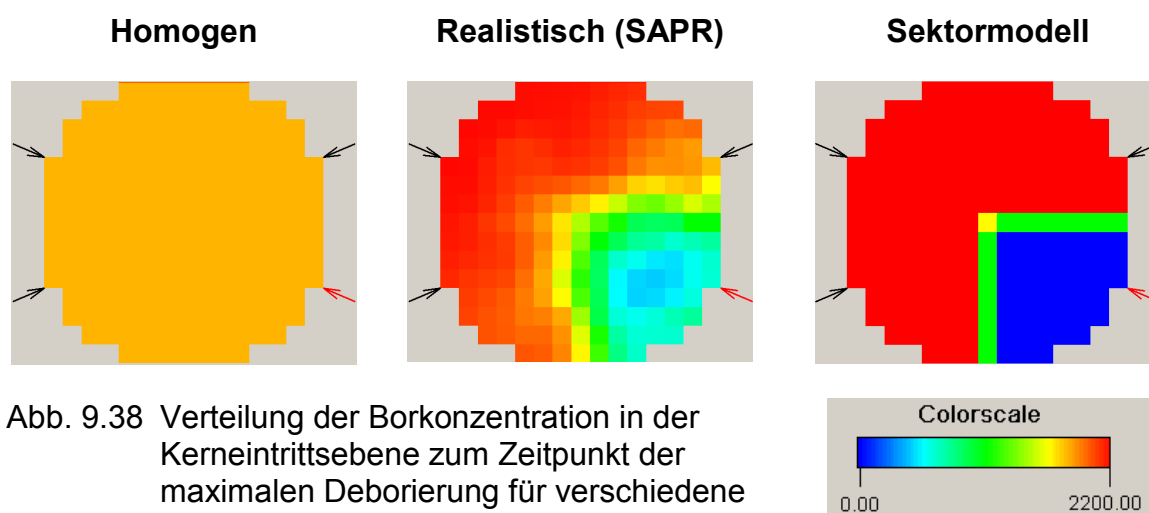


Abb. 9.38 Verteilung der Borkonzentration in der Kerneintrittsebene zum Zeitpunkt der maximalen Deborierung für verschiedene Vermischungsmodelle

Die Vermischungsprozesse auf dem Weg von der Einspeisestelle des deborierten Kühlmittels bis zum Eintritt in den Reaktorkern führen innerhalb des RDB zu einer heterogenen dreidimensionalen Verteilung der Borkonzentration. Bezogen auf die zeitabhängige Borkonzentration in der Kerneintrittsebene kann diese Verteilung als das Ergebnis einer Längs- und einer Quervermischung interpretiert werden. In diesem Sinne kann das Sektormodell zweistufig angewandt werden. Über die Zuordnung zu einem Kernsektor (Abb. 9.38) wird die Quervermischung ausgeschaltet. Wenn der deborierte Pfropfen als Rechteckimpuls in den Kern eingetragen wird, kann zusätzlich noch die Längsvermischung eliminiert werden. Beide Optionen wurden umgesetzt, so dass im Folgenden die Ergebnisse von vier Rechnungen miteinander verglichen werden konnten.

Abb. 9.39 zeigt den Zeitverlauf der minimalen Borkonzentration für die vier Varianten der Kühlmittelvermischung. Die Rechnung mit SAPR (und somit auch die SAPR-Kurve der Borkonzentration) ist identisch mit der in Abschnitt 9.4 dargestellten Rechnung. Der erreichte Minimalwert der Borkonzentration betrug 455 ppm. In der Rechnung mit vollständiger „Verschmierung“ der Störung in der Kerneintrittsebene wurde ein Minimalwert von nur 1656 ppm erreicht. In den beiden Fällen ohne Vermischung erfolgt die Absenkung der Borkonzentration bis auf den Wert des eingespeisten Pfropfens (0 ppm). Bei vollständigem Ausschluss der Vermischung wird der Pfropfen als Rechteckimpuls in den Kern eingetragen. Im Fall des Ausschlusses der Quervermischung wurde die Längsvermischung für die hier vorgestellte Rechnung näherungsweise nachgebildet. Die Vorderfront des Pfropfens wurde an den Abfall der SAPR-Kurve angepasst. Die stärkere Vermischung des hinteren Pfropfenteils wurde hier vernachlässigt, da die wesentlichen hier betrachteten Prozesse davon nicht beeinflusst werden.

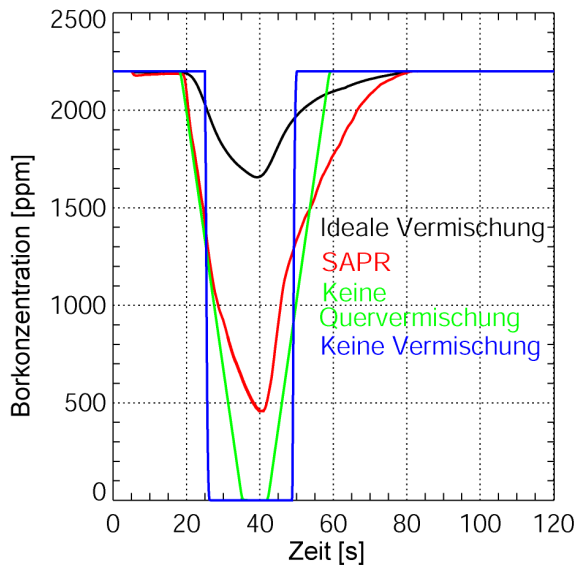


Abb. 9.39 Minimale Borkonzentration in der Kerneintrittsebene (15 m^3 -Pfropfen)

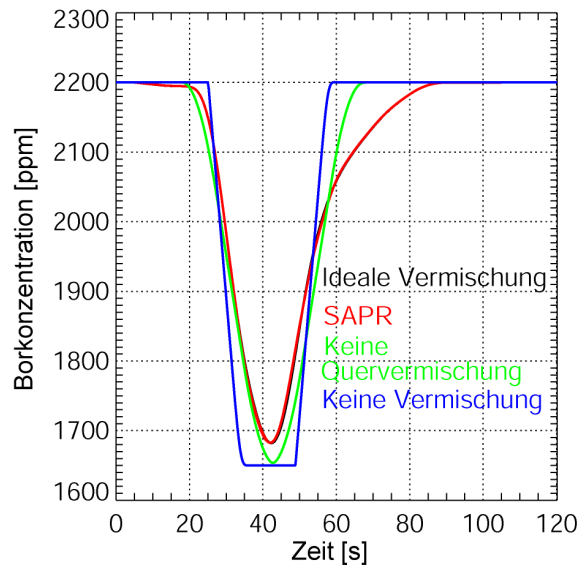


Abb. 9.40 Mittlere Borkonzentration im Reaktorkern (15 m^3 -Pfropfen)

Der Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im gesamten Reaktorkern (Abb. 9.40) demonstriert, dass in allen vier Fällen dieselbe Störung in den Kern eingebracht wurde. Wie erwartet, fallen die Kurven der Rechnung mit idealer Vermischung und der Rechnung mit SAPR zusammen, die beiden anderen Kurven weichen auf Grund der oben beschriebenen Annahmen davon ab.

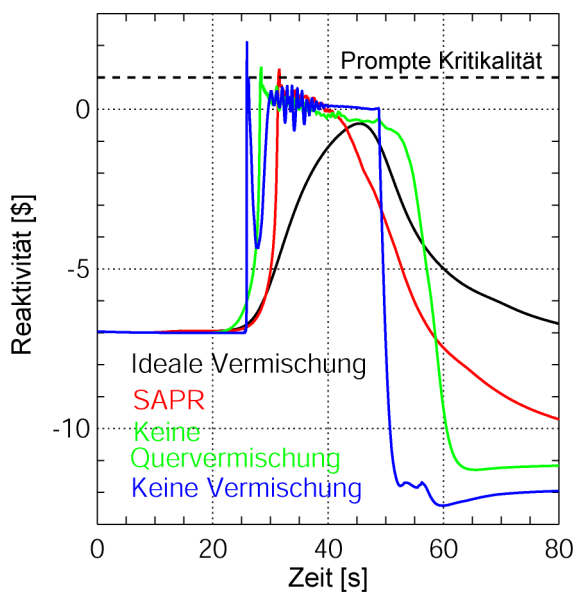


Abb. 9.41 Reaktivität (15 m^3 -Pfropfen)

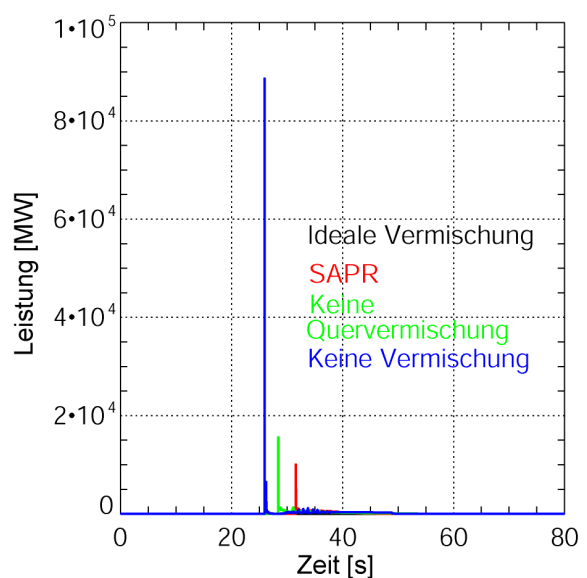


Abb. 9.42 Kernleistung (15 m^3 -Pfropfen)

Abb. 9.41 zeigt den Zeitverlauf der Reaktivität in den vier Rechnungen. In der Rechnung mit idealer Vermischung der Borkonzentration kam es nicht zur Rekritikalität, die Reaktivität blieb unterhalb der Nullmarke. In den anderen drei Rechnungen wurde der Reaktor prompt überkritisch. Dabei unterschieden sich die erreichten Maximalwerte der dynamischen Reaktivität in der SAPR-Rechnung und in der Rechnung mit Ausschluss der Quervermischung nur sehr gering voneinander. Der Ausschluss der Längsvermischung hatte dahingegen einen sehr großen Einfluss auf den Reaktivitätsverlauf. Im Maximum wird ein Wert von mehr als 2 \$ berechnet (Tab. 9.6). Das beeinflusst die erste Leistungsspitze. Im Sektormodell mit Längsvermischung war das Leistungsmaximum um rd. 50 % höher als in der Rechnung mit dem SAPR-Modell. Bei vollständigem Ausschluss der Vermischung wurde dahingegen das 8.7fache der SAPR-Rechnung erreicht (Die genauen Zahlenwerte sind in Tab. 9.6 enthalten). Trotz dieses enormen Leistungspeaks, der allerdings auf Grund der Dopplerrückkopplung eine sehr geringe Halbwertsbreite besaß, kam es in dieser Rechnung nicht zum Eintritt der Siedekrise. Das war auch in den anderen Rechnungen der Fall. Aus diesem Grund erreichten Hüllrohr- und Brennstoffzentraltemperatur in allen Rechnungen keine kritischen Werte.

Tab. 9.6 Berechnete Maximalwerte bei Variation der Vermischung

Vermischungsansatz				
	Homogen	Realistisch (SAPR)	Sektormodell (mit Längsvermischung)	Sektormodell (ohne Längsvermischung)
Dyn. Reaktivität [\$]	-0.45	1.24	1.29	2.13
Leistung [MW]	-	10239	15774	88796
Brennstofftemperatur [°C]	25	838	1230	1479
Hüllrohrtemperatur [°C]	25	170	187	242

9.7 Zusammenfassung der Rechnungen zur Borverdünnung im Nachkühlbetrieb

Als zweiter Anwendungsfall für die Methodik der Analyse von Borverdünnungstransienten wurde die Deborierung im Nachkühlbetrieb ausgewählt. Im Vergleich zu den Analysen beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe war

durch die Anzahl der aktiven Nachkühlstränge ein zusätzlicher Variationsparameter gegeben, der in der Parameterstudie mit einbezogen wurde. Wie schon in den Analysen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe wurde auf Basis der stationären Rechnungen das Spektrum der relevanten Pfropfenvolumina ermittelt, für das transiente Analysen notwendig sind.

Der Vergleich der stationären Analysen mit und ohne Berücksichtigung der Vermischung des eingespeisten unborierten Kühlmittels weist die Konservativitäten auf, die man bei realistischer Berücksichtigung der Vermischung abbauen kann.

In den transienten Analysen für das maximale Pfropfenvolumen wurde der Reaktor prompt überkritisch, was in allen betrachteten Fällen durch eine sehr effektive Dopplerrückkopplung beherrscht wurde. Im Wechselspiel zwischen zugeführter positiver Reaktivität durch die Deborierung und negativer Reaktivität durch Erhöhung der Brennstofftemperatur und durch auftretendes Kühlmittelsieden war der Reaktor in Abhängigkeit von der Kühlmittelgeschwindigkeit zwischen 12 und 100 s überkritisch. In allen betrachteten Fällen wurden keine unzulässigen Belastungen der Brennelemente berechnet.

Aus der Gesamtheit der Analysen wurde der Strömungszustand ausgewählt, für den der geringste Abstand zur Siedekrise berechnet worden war. Auf Basis der Leistungsfreisetzung im am stärksten belasteten Brennelement wurde eine Heißkanalanalyse durchgeführt. In die Variation wurde der Wärmeübertragungskoeffizient im Gasspalt mit einbezogen. Mit Erhöhung des Heißkanalfaktors trat Siedekrise und damit verbunden eine deutliche Erhöhung der Brennstoff- und Hüllrohrtemperatur ein. Für einen Heißkanalfaktor von 2.0 blieb die maximale Hüllrohrtemperatur auf Werte unter 1000 °C begrenzt.

An Hand zeitabhängiger Rechnungen zum Vierschleifenregime wurde demonstriert, welchen Abbau an Konservativität man erreichen kann, wenn die Kühlmittelvermischung in realistischer Weise berücksichtigt wird.

Die in diesem Abschnitt dargestellten Rechnungen wurden im Aufsichtsverfahren für zwei deutsche Kernkraftwerke verwendet.

10 Zusammenfassung

Gekoppelte neutronenkinetisch/thermohydraulische Programmsysteme werden für die Analyse von reaktivitätsinduzierten Transienten mit einer deutlich asymmetrischen Verteilung der Kernleistung eingesetzt, bei denen die Störung in einer der Schleifen des Primärkreislaufes ihren Anfang nimmt. Typische Vertreter dieser Störfallklasse für Druckwasserreaktoren sind Borverdünnungs- und Unterkühlungstransienten. Bei diesen Transienten hat die Kühlmittelvermischung entscheidenden Einfluss auf das Verhalten des Reaktorkerns.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein Modell zur realistischen Beschreibung der Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters (RDB) eines Druckwasserreaktors entwickelt. Dieses schnell rechnende Modell basiert auf dem Prinzip der linearen Superposition Dirac-Impuls-ähnlicher Systemanregungen. Am Eintritt in die Brennelemente werden experimentell oder numerisch Antworten auf diese Impulse ermittelt, die am Eintritt in den RDB vorgegeben werden. Auf Basis dieser Impulsantworten können stationäre und transiente Verteilungen der Borkonzentration am Kerneintritt für beliebige Veränderungen der Borkonzentration am Eintritt in den RDB berechnet werden. Das Modell ist auch auf die Simulation der Vermischung von Kühlmittel unterschiedlicher Temperatur (z.B. in Folge von Unterkühlungstransienten) anwendbar.

An der Versuchsanlage ROCOM wurden Experimente zur Validierung des neu entwickelten Modells durchgeführt. Die Versuchsanlage ROCOM stellt ein 1:5 Strömungsmodell des Primärkreislaufes eines Druckwasserreaktors vom Typ KONVOI dar. In diesen Experimenten wurde die Vermischung größerer deborierter Pfropfen unter den Bedingungen des Starts der ersten Hauptkühlmittelpumpe und unter Naturumlaufbedingungen untersucht. Für den quantitativen Vergleich zwischen Experiment und Modell wurden die experimentell ermittelten Vertrauensintervalle verwendet. Die Güte der Rekonstruktion wurde an Hand der Anzahl der Positionen in der Kerneintrittsebene, deren Werte innerhalb der entsprechenden Vertrauensintervalle liegen, bewertet. Für alle Experimente galt, dass an mindestens 2/3 der Positionen der rekonstruierte Wert innerhalb des Vertrauensintervalls der einfachen Standardabweichung lag, in den meisten Fällen nahezu alle Werte

innerhalb der zweifachen Standardabweichung. Dies galt sowohl für Experimente zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe als auch für Experimente mit für Naturumlauf typischen Massenströmen. Des Weiteren wurde die Rekonstruktion eines deborierten Pfropfens auf Basis numerisch (CFD-Rechnung) ermittelter Impulsantworten getestet. Die erzielte Übereinstimmung war dabei noch besser als in den Experimenten.

Das Modell mit dem Namen SAPR (Semi-Analytical Perturbation Reconstruction) wurde in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET eingebunden und bildet eine Schnittstelle zwischen dem eindimensionalen Thermohydraulikprogramm ATHLET und dem dreidimensionalen neutronenkinetischen Kernmodell DYN3D. SAPR simuliert in effizienter Weise die Vermischung des Kühlmittels innerhalb des RDB.

Es wurde eine neue Methodik für die Analyse von hypothetischen Borverdünnungsstörfällen entwickelt, die auf der Anwendung des neuentwickelten Modells zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung basiert. Diese Methodik besteht aus einer Kombination von stationären und transienten Rechnungen, in denen die Vermischung der deborierten Pfropfen auf dem Weg zum Reaktorkern in realistischer Weise simuliert wird. In stationären Rechnungen mit dem Kernmodell DYN3D werden die Pfropfenvolumina ermittelt, die mit der vorgegebenen Verteilung der Borkonzentration am Eintritt in den Reaktorkern für die betrachtete Kernkonfiguration zur Rekritikalität führen. Die axiale Verteilung der Borkonzentration wird dabei nicht berücksichtigt. In dynamischen Rechnungen für diese Pfropfenvolumina mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET werden die Auswirkungen auf den Reaktor untersucht.

Bei Anwendung dieser mehrstufigen Methodik besteht die Möglichkeit, das deborierete Pfropfenvolumen zu bestimmen, das einem gewünschten Grad von Konservativität entspricht. Damit eröffnet sich die Möglichkeit, sich ausschließlich auf die Verhinderung der Entstehung bzw. Einspeisung relevanter (größerer) Volumina konzentrieren zu können, was letztendlich auch einer wirtschaftlichen Betriebsführung der Anlagen zugute kommt.

Diese Methodik wurde auf den hypothetischen Borverdünnungsstörfall: „Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens im kalten Strang“ angewandt. Auf der Basis stationärer Kernrechnungen wurde nachgewiesen, dass für den betrachteten Reaktorkern Pfropfvolumina unterhalb von 8 m^3 nicht zur Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors führen. Die Ergebnisse zeigten, dass der Einsatz des SAPR-Modells den bislang in der Praxis üblichen Ansatz der Verwendung des absoluten Minimalwertes unter Vernachlässigung der räumlichen und zeitlichen Heterogenität zur Auslegung der Reaktorkerne ersetzen kann.

Für größere Pfropfvolumina wurden dynamische Rechnungen mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET durchgeführt. Die Absenkung der Borkonzentration im Kern führte dazu, dass der Reaktor mit der gegebenen Kernbeladung ab einem Pfropfvolumen von 12 m^3 prompt überkritisch wurde. Die Dopplerrückkopplung der Reaktivität begrenzte den ersten Leistungsanstieg. Später wurde die Leistungsfreisetzung zusätzlich durch die auf Grund erheblicher Dampfbildung verursachte Dichteabsenkung reduziert. Nachdem die Deborierungsfront den Kern durchlaufen hatte, kehrte der Reaktor wieder in einen unterkritischen Zustand zurück und die Transiente war beendet.

Der durch die einzelnen Kopplungsoptionen von DYN3D und ATHLET mögliche Einsatz verschiedener Thermohydraulikmodelle erlaubt eine vergleichende Analyse der thermohydraulischen Effekte während dieser komplexen und für die Rechenprogramme sehr anspruchsvollen Transiente. Die wesentlichen Effekte während der analysierten Borverdünnungstransiente werden in ähnlicher Weise beschrieben, was das Vertrauen in die erhaltenen Ergebnisse erhöht.

Als zweiter Anwendungsfall für die Methodik der Analyse von Borverdünnungstransienten wurde die Deborierung im Nachkühlbetrieb ausgewählt. Im Vergleich zu den Analysen beim Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe war durch die Anzahl der aktiven Nachkühlstränge ein zusätzlicher Variationsparameter gegeben, der in der Parameterstudie mit einbezogen wurde. Wie schon in den Analysen zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe wurde auf Basis der stationären Rechnungen das Spektrum der relevanten Pfropfvolumina ermittelt, für das transiente Analysen notwendig sind.

In den transienten Analysen für das maximale Pfropfenvolumen wurde der Reaktor prompt überkritisch, was in allen betrachteten Fällen durch eine sehr effektive Dopplerrückkopplung beherrscht wurde. Im Wechselspiel zwischen zugeführter positiver Reaktivität durch die Deborierung und negativer Reaktivität durch Erhöhung der Brennstofftemperatur und durch auftretendes Kühlmittelsieden war der Reaktor in Abhängigkeit von der Kühlmittelgeschwindigkeit bis maximal 100 s überkritisch. In allen betrachteten Fällen wurden keine unzulässigen Erhöhungen der Hüllrohrtemperatur berechnet. Zusätzlich wurde an Hand von Variationsrechnungen zur Deborierung bei Vierschleifenbetrieb demonstriert, welchen Abbau an Konservativität man erreichen kann, wenn die Kühlmittelvermischung in realistischer Weise berücksichtigt wird.

Die in der Arbeit entwickelte Methodik zur Durchführung von Borverdünnungsanalysen bildet eine Basis für realistische Störfallanalysen. Die dargestellten Rechnungen zur Deborierung im Nachkühlbetrieb wurden im Aufsichtsverfahren für zwei deutsche Kernkraftwerke verwendet.

11 Verwendete Symbole und Abkürzungen

Formelzeichen

a	Superpositionskoeffizient, -
c	Konzentration, g/l; ppm
d	Hydraulischer Durchmesser, m
D	Diffusionskoeffizient, m ² /s
F	Volumenkraft, N/m ³
FS	Fehlersumme, -
g	Experimentelle Impulsfunktion, -; Erdbeschleunigung, m ² /s
G	Experimentelle Antwortfunktion, -
h	Enthalpie, J/kg; Impulsantwort, -
k	turbulente kinetische Energie, m ² /s ²
n	Anzahl der Impulsfunktionen; Anzahl der Realisierungen
N	Anzahl der Kühlschleifen; Anzahl der Brennelemente
p	Druck, Pa
P	Leistung, W; Vertrauensintervall, -
S	Quellterm
s	Weg, m; Standardabweichung, -
T	Temperatur, °C; Zeitpunkt, s
t	Zeit, s
t _p	Studentfaktor, -
v	Geschwindigkeit, m/s
w	Impulsantwort, -
α	Volumendampfgehalt, -; %
δ	Dirac-Impuls, -; Kronecker-Delta, -
ε	Dissipationsrate, m ² /s ³
Θ	Vermischungsskalar, -
Δ	Laplace-Operator
∇	Gradient
μ	Viskosität, m ² /s
ρ	Dichte, kg/m ³
τ	Zeit, s; Schubspannung, Pa

Index

0	Anfangswert
b	Borsäure
E	Eingang
F	Brennstoff
i	Laufvariable, laufende Nodenummer
in	Eintritt (Eingang)
f	flüssig
m	Mischung
M	Moderator
max	Maximal
min	Minimal
out	Austritt (Ausgang)
P	Wert im Pfropfen (Gl. 3.1; Gl. 3.2)
g	gasförmig (Dampf)
w	Wand
x, y, z	Raumkoordinaten, m

Abkürzungen

AER	Atomic Energy Research (Organisation zur Physik und Sicherheit von WWER-Reaktoren)
ATHLET	Fortgeschrittenes Systemprogramm (GRS)
BE	Brennelement
BIPR8	3D-Reaktordynamikprogramm (Kurtschatow-Institut Moskau)
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFX	3D-Strömungsberechnungsprogramm (ANSYS)
DNB	Departure from nucleate boiling
DNBR	Departure from nucleate boiling ratio
DWR	Druckwasserreaktor
DYN3D	3D-Reaktordynamikprogramm mit eigener Thermohydraulik (FZD)
FEBE	Differentialgleichungslöser in ATHLET
FLUBOX	Mehrdimensionales Strömungsberechnungsprogramm (GRS)
FZD	Forschungszentrum Dresden-Rossendorf
GCSM	General Control and Simulation Module

Verwendete Symbole und Abkürzungen

GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
HELIOS	Reaktorphysikalisches Rechenprogramm (Studsvik ScandPower Norwegen)
HEXNEM1/2	Nodale Methoden zur Berechnung des Neutronenflusses in hexagonaler Geometrie
HW	Halbwertsbreite
HTC	Wärmeübergangskoeffizient
KAMERA	2D- Strömungsberechnungsprogramm (Gidropress Podolsk)
KKW	Kernkraftwerk
KONVOI	Deutscher Druckwasserreakortyp mit einer Leistung von 1300 MW _{el}
KORSAR	Fortgeschrittenes Systemprogramm (Russland)
KTR	Kerntechnisches Regelwerk
L2288	Stationäres ROCOM-Experiment mit 2 % ² Volumenstrom in Schleifen 1, 2 und 8 % Volumenstrom in Schleifen 3, 4
LACYDON	Thermohydraulik-Versuchsanlage (Frankreich)
Lyyyy	Stationäres ROCOM-Experiment mit 10 % Volumenstrom in allen Schleifen
LWR	Leichtwasserreaktor
MANTA	Fortgeschrittenes Systemprogramm (AREVA Paris)
MF	Massenstrom
MOX	Mischoxid (Kernbrennstoff bestehend aus Uran und Plutonium)
NaCl	Natriumchlorid; Tracersalz
NRC	Nuclear Regulatory Commission (USA)
OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development
PKL	Thermohydraulik-Großversuchsanlage „Primärkreislauf“ (AREVA NP Erlangen)
PSA	Probabilistische Sicherheitsanalyse
QUABOX/CUBBOX	3D-Reaktordynamikprogramm (GRS)
RDB	Reaktordruckbehälter
RELAP5	Fortgeschrittenes Systemprogramm
RESA	Reaktorschnellabschaltung
ROCOM	<u>R</u> Ossendorf <u>C</u> Oolant <u>M</u> ixing Model
RSK	Reaktor-Sicherheitskommission
SAPR	<u>S</u> emi- <u>A</u> lytical <u>P</u> erturbation <u>R</u> econstruction Model

² Bezogen auf den Nominalwert von 185 m³/h

Verwendete Symbole und Abkürzungen

SMABRE	Fortgeschrittenes Systemprogramm
SP ₃	Vereinfachter Transportansatz zur Berechnung des Neutronenflusses
SWR	Siedewasserreaktor
TCL	Hüllrohrtemperatur
TF	Brennstofftemperatur
Tnrrr_a	Transientes ROCOM-Experiment mit Anlauf der Zirkulation auf den Nominalwert in Schleife 1 (Rampenlänge: 14 s)
UAM	Uncertainty Analysis Modeling (Kurzbezeichnung des OECD Projekts zu Unsicherheitsanalysen)
UPTF	Upper Plenum Test Facility (Versuchsanlage)
V1000CT	Kurzbezeichnung des OECD Projekts zur Unterkühlungstransiente in einem WWER-1000-Reaktor
WWER-440	Druckwasserreaktor russischer Bauart mit einer Leistung von 440 MW _{el} (water-water energetic reactor)
WWER-1000	Druckwasserreaktor russischer Bauart mit einer Leistung von 1000 MW _{el} (water-water energetic reactor)

12 Literatur

- Ackermann, G.; Dräger, P.; Siklossy, P. (1985), Theoretische und experimentelle Ermittlung der Temperaturverteilung am Eintritt in die Spaltzone des WWER-440, *Kernenergie*, 28 (7), S. 293-297
- Ackermann, G.; Dräger, P., (1987), Makroskopische Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, *Kernenergie*, 30 (11/12), S. 454-458
- Austregesilo, H.; Bals, C.; Hora, A.; Lerchl G. et al. (2006), ATHLET mod. 2.1 Cycle A- Model and Methods, GRS-P-1/Vol. 4, 360 p., Garching
- Beckert, C.; Grundmann, U. (2008), Development and verification of a nodal approach for solving the multigroup SP₃ equations, *Ann. Nucl. Energy*, v. 35, pp. 75-86
- Bertolotto, D.; Manera, A.; Frey, S.; Prasser, H.-M., Chawla, R. (2009), Single-phase mixing studies by means of a directly coupled CFD/system-code tool, *Ann. Nucl. Energy*, v. 36, pp. 310-316
- Bousbia Salah, A.; Kliem, S.; Rohde, U.; D'Auria, F.; Petruzzi, A. (2006), Uncertainty and sensitivity analyses of the Kozloduy pump trip test using coupled thermal-hydraulic 3D kinetics code, *Nucl. Eng. Design*, vol. 236, pp. 1240-1255
- Bykov, M.A., Zaitsev, S.I., Belyaev, Yu.V., Alekhin, G.B., Egorov, A.P., Gusev V.I. (2005), Updating of computer package TRAP - Consideration of spatial effects, Proc. of the 4th International Conference: Safety Assurance of Nuclear Power Plants with WWER, FSUE EDO "Gidropress" Podolsk, Russia (in Russian), CDROM
- Cartland Glover, G. M.; Höhne, T.; Kliem, S.; Rohde, U.; Weiss, F.-P.; Prasser, H.-M. (2007), Hydrodynamic phenomena in the downcomer during flow rate transients in the primary circuit of a PWR, *Nucl. Eng. Design*, vol. 237, pp. 732-748
- Casal, J.J.; Stammler, R.J.J.; Villarino, E.A.; Ferri, A.A. (1991), HELIOS: geometric capabilities of a new fuel assembly program, Int. Topical Meeting on Advances in Mathematics, Computations and Reactor Physics, vol. 2, p. 10.2.1-1, Pittsburgh, Pennsylvania, USA
- Cheng, H. W.; Johanson, E.; Sehgal, B. R. (1998), Analyses of rapid boron dilution consequences for PWR's with the AROTTA-code, Proc. International Conference on the Physics of Nuclear Science and Technology, pp. 1521-1528, ANS, La Grange Park, IL
- Diamond, D.J.; Bromley, B.P.; Aronson, A.L. (2004), Analysis of boron dilution transients in PWRs, Proc. of the PHYSOR 2004 Conference, CDROM, Chicago, USA

- Frisani, A.; del Nevo, A. ; D'Auria, F.; Höhne, T.; Kliem, S.; Rohde, U. (2007), Three-dimensional thermal-hydraulics analysis of ROCOM mixing experiment by RELAP5-3D© code, Proc. 12th Int. Top. Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, CDROM paper 159, Pittsburgh, USA
- Gandrille, J.-L.; Haulbert, A.; Petetrot, J.-F. (2000), MANTA – a modular advanced neutronic and thermalhydraulic analysis code, Proc. 8th Int. Conf. Nucl. Eng. ICONE-8, Baltimore, USA, CDROM paper 8029
- Gläser, H. (2005), Analysis Methods and Applications at GRS, Jahrestagung Kerntechnik 2005, Tagungsband der Fachsitzung „Neuere Methoden im Nachweisverfahren bei Störfallanalysen“, S. 15-20
- Graf, U., (1996), Zweidimensionale Berechnung einer Gegenströmung von Wasser und Dampf im Ringraum eines RDB mit ATHLET/FLUBOX, Bericht GRS-A-2419, 57S., Garching
- Graf, U.; Papadimitriou, P.; Romstedt, P.; Scheuerer, M. (2001), Weiterentwicklung der 2D/3D-Module für ATHLET, Bericht GRS-A-2922, 94S., Garching
- Graf, U.; Papadimitriou, P. (2007), Simulation of two-phase flows in vertical tubes with the CTFD code FLUBOX, Nucl. Eng. Design, vol. 237, pp. 2120-2125
- Graf, U. (2008), Thermal Mixing in the Downcomer of a Reactor Pressure Vessel, Meeting of the German CFD Network for Nuclear Reactor Safety, 23.-24.01.2008, Grosshartpenning
- Grundmann, U.; Lucas, D.; Rohde, U. (1995), Coupling of the Thermohydraulic Code ATHLET with the Neutron Kinetic Core Model DYN3D. Int. Conf. on Mathematics and Computations, Physics and Environmental Analysis, Portland, Oregon (USA), April 30 – May 5, Proc. vol. 1, pp. 257-263
- Grundmann, U.; Kliem, S.; Krepper, E.; Mittag, S. et al. (1998), Qualifizierung des Kernmodells DYN3D mit dem Störfallcode ATHLET als fortgeschrittenes Werkzeug für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren, Report FZR-216, 200S., Rossendorf
- Grundmann, U.; Rohde, U.; Mittag, S. (2000), DYN3D – Three Dimensional Core Model for Steady-State and Transient Analysis of Thermal Reactors, Proc. of the 2000 ANS International Topical Meeting on Advances in Reactor Physics and Mathematics and Computation into the Next Millennium (PHYSOR 2000), CDROM, Pittsburgh, USA
- Grundmann, U.; Kliem, S.; Mittag, S.; Rohde, U. et al. (2001), Adaption, Validierung und Anwendung fortgeschrittener Störfallanalysecodes mit 3D Neutronenkinetik - WTZ mit Bulgarien, Report FZR-328, ISSN 1437-322X, 73S., Rossendorf
- Grundmann, U.; Kliem, S. (2003), Analyses of the OECD main steam line break benchmark with the DYN3D and ATHLET codes“, Nuclear Technology, vol. 142 (2), pp. 146-153

- Grundmann, U.; Kliem, S.; Rohde, U. (2004), Analysis of the boiling water reactor turbine trip benchmark with the codes DYN3D and ATHLET/DYN3D, Nucl. Science and Engineering, vol. 148, pp. 226-234
- Grundmann, U.; Rohde, U.; Mittag, S.; Kliem, S. (2005), DYN3D version 3.2 - code for calculation of transients in light water reactors (LWR) with hexagonal or quadratic fuel elements - description of models and methods -, Report FZR-434, ISSN 1437-322X, 140S., Rossendorf
- Grunwald, G.; Höhne, T.; Prasser, H.-M.; Rohde, U. (2001), Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren Teil 1: Möglichkeiten geschlossener analytischer Lösungen und Simulation der Vermischung mit CFX-4, Wissenschaftlich-Technischer Bericht FZR-335, 128S., Rossendorf
- Grunwald, G.; Höhne, T.; Kliem, S.; Prasser, H.-M.; Richter, K.-H.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2002), Versuchsanlage ROCOM zur Untersuchung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Ergebnisse quasistationärer Vermischungsexperimente, Report FZR-348, ISSN 1437-322X, 92S., Rossendorf
- Grunwald, G.; Höhne, T.; Kliem, S.; Prasser, H.-M.; Richter, K.-H.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2003), Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Teil 2, Experimentelle Ausrüstung und Simulation der Vermischung, Report FZR-367, ISSN 1437-322X, 164S., Rossendorf
- Hämäläinen, A.; Kyrki-Rajamäki, R.; Mittag, S.; Kliem, S. et al. (2002), Validation of coupled neutron kinetic / thermal-hydraulic codes Part 2: Analysis of a VVER-440 transient (Loviisa-1), Annals of Nuclear Energy, vol. 29(5), pp. 255-269
- Hemström, B.; Karlsson, R.; Henriksson, M (2003), Experiments and numerical modeling of rapid boron dilution transients in a Westinghouse PWR, Jahrestagung Kerntechnik 2003; Fachsitzung: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zu Borverdünnungstransienten in DWR, Berichtsheft, S. 163-166, INFORUM GmbH, Berlin
- Hertlein, R.; Umminger, K.; Kliem, S.; Prasser, H.-M.; Höhne, T.; Weiss, F.-P. (2003), Experimental and numerical investigation of boron dilution transients in pressurized water reactors, Nuclear Technology, vol. 141 (1), pp. 88-107
- Höhne, T. (2003), Modellierung der Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, Wissenschaftlich-Technischer Bericht FZR-382, ISSN 1437-322X, 144 S., Rossendorf
- Höhne, T.; Kliem, S.; Toppila, T.; Elter, J. et al. (2005), The European project FLOMIX-R: Description of the experimental and numerical studies of flow distribution in the reactor primary circuit (Final report on WP 3), Report FZR-431, ISSN 1437-322X, 103 S., Rossendorf

- Höhne, T.; Konheiser, J.; Kozmenkov, K.; Noack, K.; Schäfer, F.; Schleicher, U.; Rindelhardt, U.; Rohde, U.; Ulbricht, A.; Weiss, F.-P. (2007), Scientific-technical cooperation between FZR and Russia in the field of NPP safety research, Wissenschaftlich-Technischer Bericht FZD-468, ISSN 1437-322X, 133 S., Dresden-Rossendorf
- Höhne, T.; Kliem, S.; Bieder, U. (2006), Modeling of a buoyancy-driven flow experiment at the ROCOM test facility using the CFD-codes CFX-5 and TRIO_U, Nucl. Eng. Design, vol. 236, pp.1309-1325
- Höhne, T. (2007a), CFD-simulation of thermal hydraulic benchmark V1000CT-2 using ANSYS CFX, Proc. 15th Int. Conference on Nuclear Engineering ICONE-15 (CD-ROM), paper 15-10259
- Höhne, T.; Rohde, U.; Melideo, D.; Moretti, F. et al. (2008), CFD simulations of Hidropress mixing facility experiments in the framework of TACIS project R2.02/02, Proc. ENS TOPSAFE Conference, CDROM, paper 063, 01.-03.10.2008, Dubrovnik, Croatia,
- Höhne, T.; Kliem, S.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2008a), Buoyancy driven coolant mixing studies of natural circulation flows at the ROCOM test facility using ANSYS CFX, Nucl. Eng. Design, vol. 238(8), pp. 1987-1995
- Hyvärinen, J. (1993), The Inherent Boron Dilution Mechanism in Pressurized Water Reactors, Nucl. Eng. Design, 145, 227-240
- Ivanov, B.; Ivanov, K.; Royer, E.; Aniel, S. et al. (2006), OECD/DOE/CEA VVER-1000 coolant transient (V1000CT) benchmark - A consistent approach for assessing coupled codes for RIA analysis, Progress in Nucl. Energy, vol. 48, pp. 728-745
- Ivanov, K.; Grundmann, U.; Mittag, S., Rohde, U. (1999), Comparative study of a boron dilution scenario in VVER reactors, Annals of Nuclear Energy, vol. 26 (15), pp. 1331-1339
- Ivanov, K. (2007), Overview and status of the OECD uncertainty benchmark activities, Proc. OECD UAM-1 Benchmark workshop, Paris, France
- Kliem, S. (1997), Definition of the fifth Dynamic AER Benchmark Problem - a Benchmark for Coupled Thermohydraulic System/ Three-Dimensional Hexagonal Neutron Kinetic Core Models, Proc. 7th Symposium of AER, pp. 429-438, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Kliem, S. (1998), Analysis and Calculation of an Accident with Delayed Scram at NPP Greifswald Using the Coupled Code DYN3D/ATHLET, Proc. International Conference on the Physics of Nuclear Science and Technology, ANS, La Grange Park, IL, pp. 485-491
- Kliem, S.; Höhne, T.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (1999), 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, Proc. 9th Int. Top. Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics NURETH-9 (CD-ROM), San Francisco, USA
- Kliem, S.; Seidel, A.; Grundmann U. (2000), Definition of the 6th Dynamic AER Benchmark - Main Steam Line Break in a NPP with VVER-440“, Proc. 10th Symposium of AER, pp. 749-762, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Kliem, S.; Grundmann U.; Höhne, T.; Rohde, U. (2000a), Importance of coolant mixing for accident analyses using the coupled code DYN3D/ATHLET, Tagungsband Fachtagung der KTG: Wechselwirkungen Neutronenphysik und Themofluidynamik, pp. 513-525, Rossendorf
- Kliem, S.; Prasser, H.-M. (2001), A semi-analytical model for the description of coolant mixing inside the KONVOI reactor pressure vessel during pump start-up, Proc. Annual Meeting on Nuclear Technology '01, pp. 107-112, INFORUM GmbH, Bonn
- Kliem, S.; Prasser, H.-M.; Höhne, T.; Rohde, U. (2002), Development and application of a fast running model for the description of coolant mixing inside the pressure vessel of pressurized water reactors, Proc. Conf. on the Physics of Reactors PHYSOR 2002, Seoul, Korea, 6.-10.10.2002, CD-ROM, paper 5D-04
- Kliem, S.; Rohde, U.; Weiss F.-P. (2003), Analysis of core behaviour after the entrance of underborated water, Annual Meeting on Nuclear Technology '03, Proc. Topical Session: “Experimental an theoretical investigations on boron dilution transients in PWRs“, pp. 85-96, INFORUM GmbH, Berlin
- Kliem, S.; Höhne, T.; Prasser, H.-M.; Rohde, U.; Weiss F.-P. (2004), Experimental investigation of coolant mixing in the RPV of a PWR during natural circulation conditions“, Proc. 12th Int. Conference on Nuclear Engineering ICONE-12 (CD-ROM), paper 49424
- Kliem, S.; Rohde, U.; Weiss F.-P. (2004a), Core response of a PWR to a slug of under-borated water, Nucl. Eng. Design, vol. 230, pp. 121-132
- Kliem, S., Grundmann, U.; Rohde, U. (2005), Methodenentwicklung zur Analyse von Störfallszenarien mit Frischdampfleck und Borverdünnung mit Hilfe des Codesystems ATHLET-DYN3D - Abschlussbericht Teil 2, Report FZR-438, ISSN 1437-322X, 124S., Rossendorf
- Kliem, S.; Kozmenkov, Y.; Höhne, T.; Rohde, U. (2006), Analyses of the V1000CT-1 benchmark with the DYN3D/ATHLET and DYN3D/RELAP coupled code systems including a coolant mixing model validated against CFD calculations, Progress in Nucl. Energy, vol. 48, pp. 830-848
- Kliem, S. (2006a), Realistische Simulation von Reaktivitätsstörfällen mit gekoppelten neutronenkinetisch-thermohydraulischen Systemcodes, Bericht VGB-Projekt: SA“AT“:51/04, FZD\FWS\2006\01, 76 S., Rossendorf

- Kliem, S.; Danilin, S.; Hämäläinen, A.; Hádek, J.; Keresztúri, A.; Siltanen, P. (2007), Qualification of coupled 3D neutron kinetic/thermal hydraulic code systems by the calculation of main steam line break benchmarks in a NPP with VVER-440 reactor, Nuclear Science and Engineering, vol. 157(3), pp. 280-298
- Kliem, S.; Hemström, B.; Bezrukov, Y.; Höhne, T.; Rohde, U. (2007a), Comparative Evaluation of Coolant Mixing Experiments at the ROCOM, Vattenfall, and Hidropress Test Facilities, Science and Technology of Nuclear Installations, vol. 2007, Article ID 25950, 17 pages, doi:10.1155/2007/25950
- Kliem, S.; Sühnel, T.; Prasser, H.-M.; Weiss, F.-P. (2007b), Experimente an der Versuchsanlage ROCOM zur Kühlmittelvermischung bei Wiederanlauf der Naturzirkulation, atw - International Journal for Nuclear Power vol. 5, pp. 352-360
- Kliem, S.; Rohde, U. (2007c), DYN3D/ATHLET calculations of a boron dilution transient during natural circulation conditions, Proc. of the 12th Int. Top. Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, CDROM paper 053
- Kliem, S.; Prasser, H.-M.; Sühnel, T.; Weiss, F.-P.; Hansen, A. (2008), Experimental determination of the boron concentration distribution in the primary circuit of a PWR after a postulated cold leg small break loss-of-coolant-accident with cold leg safety injection, Nucl. Eng. Design, vol. 238(7), pp. 1788-1801
- Kliem, S.; Mittag, S.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2008a), Simulation von ATWS-Transienten in Druckwasserreaktoren, Jahrestagung Kerntechnik 2008; Proceedings der Fachsitzung: Gekoppelte neutronenkinetische /thermohydraulische Analysen, CDROM, INFORUM GmbH, Berlin
- Kliem, S.; Kozmenkov, Y.; Höhne, T.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2008b), VVER-1000 main steam line break analysis using the coupled code system DYN3D/ATHLET, Proceedings of PHYSOR 2008, CDROM, paper 311, Interlaken, Schweiz
- Kliem, S. (2008c), A PWR boron dilution benchmark, Ann. Meeting of the AER Working Group D, 31.03.-01.04.2008, Garching, Germany
- Kliem, S.; Höhne, T.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2008d), Experiments on slug mixing under natural circulation conditions at the ROCOM test facility using high resolution measurement technique and numerical modeling, Proceedings of the OECD/NEA & IAEA Workshop: "Experiments and CFD Codes Application to Nuclear Reactor Safety", CDROM, paper MIX-03, Grenoble, Frankreich
- Kliem, S.; Sühnel, T.; Höhne, T.; Rohde, U.; Prasser, H.-M.; Weiss, F.-P. (2008e), Experiments at the mixing test facility ROCOM for benchmarking of CFD-codes, Nucl. Eng. Design, vol. 238, pp. 566-576

- Knoll, A. (2005), Analysemethodik und Anwendungen beim Hersteller Framatome ANP, Jahrestagung Kerntechnik 2005, Tagungsband der Fachsitzung „Neuere Methoden im Nachweisverfahren bei Störfallanalysen“, S. 21-34
- Kotsarev, A.; Nikonov, S.; Lizorkin, M. (2002), The ATHLET/BIPR8KN Code Package Application for the Calculation of the Coolant Parameters Distribution in the Reactor Pressure Vessel, Proc. 12th Symposium of AER, pp. 81-89, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Kotsarev, A.; Nikonov, S.; Lizorkin, M. (2003), Space Model of Horizontal Steamgenerator of the Reactor VVER-1000 in the Frame of Computer Code ATHLET, Proc. 13th Symposium of AER, pp. 711-723, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Kyrki-Rajamäki, R.; Grundmann, U.; Keresztúri, A. (1996), Results of Three-Dimensional Hexagonal Dynamic Benchmark Problems for VVER Type Reactors, Proc. Int. Conf. on the Physics of Reactors PHYSOR96, pp. J-229 - J-238, Mito, Japan
- Langenbuch, S., Krzykacz-Hausmann, B., Schmidt, K.-D., Hegyi, G. et al. (2005), Comprehensive uncertainty and sensitivity analysis for coupled code calculations of VVER plant transients, Nucl. Eng. Design, vol. 235, pp. 521-540
- Manera, A.; Rohde, U.; Prasser, H.-M.; van der Hagen, T. H. J. J. (2005), Modeling of flashing-induced instabilities in the start-up phase of natural-circulation BWRs using the code FLOCAL, Nucl. Eng. Design, vol. 235, pp. 1517-1535
- Martin, R. P. (2005), Characterization of downcomer boiling in AREVAs realistic large break LOCA methodology, Proc. of the 11th Int. Top. Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, CDROM paper 131
- Miettinen, J.; Hämäläinen, A. (2000), Development and validation of the fast running thermohydraulic model SMABRE for simulator purposes, Proc. 8th Int. Conf. Nucl. Eng. ICONE-8, Baltimore, USA, CDROM paper 8188
- Mittag, S.; Kliem, S.; Weiss, F.-P.; Kyrki-Rajamäki, R. et al. (2001), Validation of coupled neutron kinetic / thermal-hydraulic codes Part 1: Analysis of a VVER-1000 transient (Balakovo-4), Annals of Nuclear Energy, vol. 28 (9), pp. 857-873
- Mittag, S., Grundmann, U., Koch, R., Semmrich, J. (2002), Erzeugung und Nutzung von Zwei-Gruppen-Diffusionsparametern zur Berechnung eines KWU-Konvoi-Reaktors mit dem Reaktordynamik-Programm DYN3D, Report FZR-346, ISSN 1437-322X, 26S., Rossendorf
- Mull, Th.; Umminger, K. (2003), Aktuelle PKL-Experimente zur Borverdünnung in DWR, Jahrestagung Kerntechnik 2003; Fachsitzung: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zu Borverdünnungstransienten in DWR, Berichtsheft, S. 23-56, INFORUM GmbH, Berlin

- Nikonov, S.; Langenbuch, S.; Velkov, K. (2006), Flow mixing modelling by the system code ATHLET for a VVER-1000 reactor vessel applied for a main steam line break transient, Proc. Annual Meeting on Nuclear Technology '06, pp. 122-126, INFORUM GmbH, Berlin
- Papukchiev, A. (2009), Coupling of ANSYS CFX and ATHLET: Progress Report, Presentation at the 16th meeting of German CFD Network, 07-08, October, 2009, Garching, Germany
- Pernica, R.; Čížek, J. (1994), PG General Correlation of CHFR and Statistical Evaluation Results, Report UJV 10176-T, UJV Řež
- Petkov, P. T., Christoskov, I. D., Kamenov, K. (2002), Generation of a library of two-group diffusion and kinetics parameters for DYN3D, Proc. 12th Symposium of AER, pp. 179-190, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Pointner, W.; Wohlstein, R. (2003), Auslösende Ereignisse und Ablaufszenarien bei Borverdünnungstransienten, Jahrestagung Kerntechnik 2003; Fachsitzung: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zu Borverdünnungstransienten in DWR, Berichtsheft, S. 5-22, INFORUM GmbH, Berlin
- Pointner, W. (2006), Borverdünnungsszenarien und ihre sicherheitstechnische Bedeutung, Tagungsband KTG-Fachtag, FZR-455, ISSN 1437-322X, S. 1-3, Dresden
- Popov, E.; Ivanov, B.; Ivanov, K.; Mladenova, S. (2007), Simulation of the flow rotation and mixing in the downcomer of a VVER-1000 reactor, Nuclear Technology, vol. 158, pp. 358-365
- Prasser, H.-M.; Grunwald, G.; Höhne, T.; Kliem, S.; Rohde, U.; Weiss, F.-P. (2003), Coolant mixing in a PWR - deboration transients, steam line breaks and emergency core cooling injection - experiments and analyses, Nuclear Technology, vol. 143 (1), pp. 37-56
- Press, W. H.; Teukolsky, S. A.; Vetterling, W. T.; Flannery, B. P. (1996), Numerical recipes in Fortran 90, Cambridge University Press, ISBN: 0-521-57439-0, Cambridge
- Reaktor-Sicherheitskommission (1996), RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren, 34S., Bonn
- Rebohm, H.; Märtens, D.; Fischer, K.; Schuck, A.; Perlia, J. (2005), Stand der Analysemethodik für Kühlmittelverluststörfälle aus Sicht des VdTÜV, Jahrestagung Kerntechnik 2005, Tagungsband der Fachsitzung „Neuere Methoden im Nachweisverfahren bei Störfallanalysen“, S. 35-54
- Reinders, R. (1998), Dreidimensionale Berechnung der Borkonzentration im RDB nach einem DE-Heizrohrleck, Tagungsband der Jahrestagung Kerntechnik, S. 107–110, INFORUM GmbH, Bonn

- Rohde, U.; Lucas, D. (1997), Solution of the 4th AER dynamic benchmark by use of the code DYN3D with a particle-in-cell method for the description of boron transport, Proc. 7th Symposium of AER, p. 387, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Rohde, U.; Kliem, S.; Seidel, A.; Khalimonchuk, V.; Kuchin, A. (2000), On usage of coupled neutron-kinetic and thermal-hydraulic computer code DYN3D/ATHLET to study safety of VVER-1000 type reactors under transient and emergency operational modes, Proc. 10th Symposium of AER, pp. 913-920, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest
- Rohde, U.; Höhne, T.; Kliem, S.; Scheuerer, M.; Hemström, B. et al. (2005), The European project FLOMIX-R: Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit - Final summary report, Report FZR-432, ISSN 1437-322X, 129S., Rossendorf
- Rohde, U.; Kliem, S.; Höhne, T.; Karlsson, R. et al. (2005a), Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit: Measurement data base, Nucl. Eng. Design, vol. 235, pp. 421-443
- Rohde, U.; Kliem, S.; Hemström, B.; Toppila, T.; Bezrukov, Y. (2005b), The European project FLOMIX-R: Description of the slug mixing and buoyancy related experiments at the different test facilities (Final report on WP 2), Report FZR-430, ISSN 1437-322X, 214S., Rossendorf
- Rohde, U.; Höhne, T.; Kliem, S.; Hemström, B. et al. (2007), Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit – Computational fluid dynamics code validation, Nucl. Eng. Design vol. 237, pp. 1639-1655
- Röß, P. (2006), Rolle der PSA in Deutschland, praktische Erfahrungen und Möglichkeiten aus Sicht eines Betreibers, Jahrestagung Kerntechnik 2006; Fachsitzung: Erstellung und Nutzung der Probabilistischen Sicherheitsanalyse (PSA) mit Berücksichtigung der Stufe 2 PSA, Berichtsheft, CDROM, INFORUM GmbH, Berlin
- Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke – Revision D (2009), GRS, 291S.
- Sommer, F.; Stoll, U. (2005), Übersicht zu weltweiten Entwicklungen, Vorgehen und Anwendungen, Jahrestagung Kerntechnik 2005; Fachsitzung: Neuere Methoden im Nachweisverfahren bei Störfallanalysen, Berichtsheft, S. 5-14, INFORUM GmbH, Berlin
- Stoll, U.; Ludwig, H. (2006), Sicherheitsnachweise und Auswirkungen auf den Reaktorbetrieb, Tagungsband KTG-Fachtag, FZR-455, ISSN 1437-322X, S. 1-7, Dresden
- Tietsch, W.; Tischer, J. (1999), Analysis of Boron Dilution during Small Break LOCAs in a 2x4 Loop B&W Type PWR”, Proc. Ann. Meeting on Nuclear Technology 1999, pp. 143-147, INFORUM GmbH, Bonn
- Teschendorff, V.; Austregesilo, H.; Lerchl, G. (1996), Methodology, status and plans for development and assessment of the code ATHLET”, Proc.

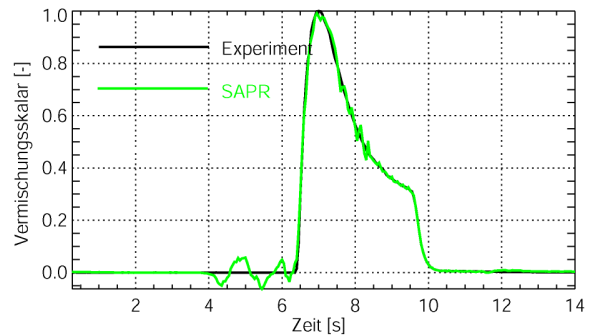
- OECD/CSNI workshop on transient thermal-hydraulic and neutronic codes requirements, November 5-8, pp. 112-128, Annapolis, USA
- Tuomisto, H. (1999), EUBORA - Final report on concerted action on boron dilution experiments, FI4S-CT98-0056, 117 p., Fortum Vantaa, Finland
- Umminger, K.; Mull, T. (2006), PKL-Experimente zur Deborierung durch Reflux-Condenser-Betrieb, Tagungsband KTG-Fachtag, FZR-455, ISSN 1437-322X, S. I-5, Dresden
- Vanttola, T.; Hämäläinen, A.; Kliem, S.; Kozmenkov, Y. et al., (2005), Validation of coupled codes using VVER plant measurements, Nucl. Eng. Design, vol. 235, pp. 507-519
- Zuber, N. et al. (1961), The Hydrodynamic Crisis in Pool Boiling of Saturated and Subcooled Liquids, International Development in Heat Transfer, Part II, N° 27

Anhang A. Übersicht über die Rechnungen zur Validierung des Programms SAPR an den Experimenten zum Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe

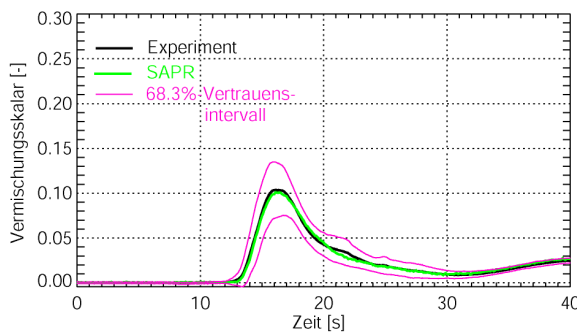
Experiment: Tnrrr_a01

Randbedingungen

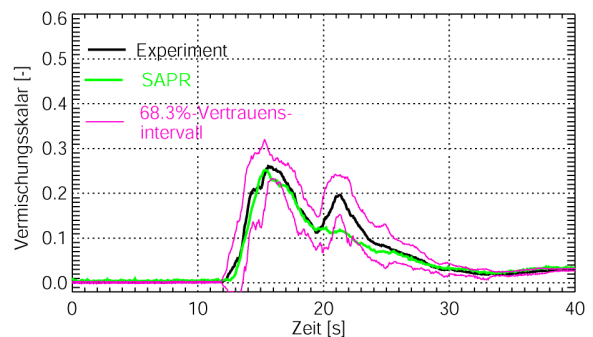
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 3.00 m
- Pfropfenvolumen: 7.55 m³



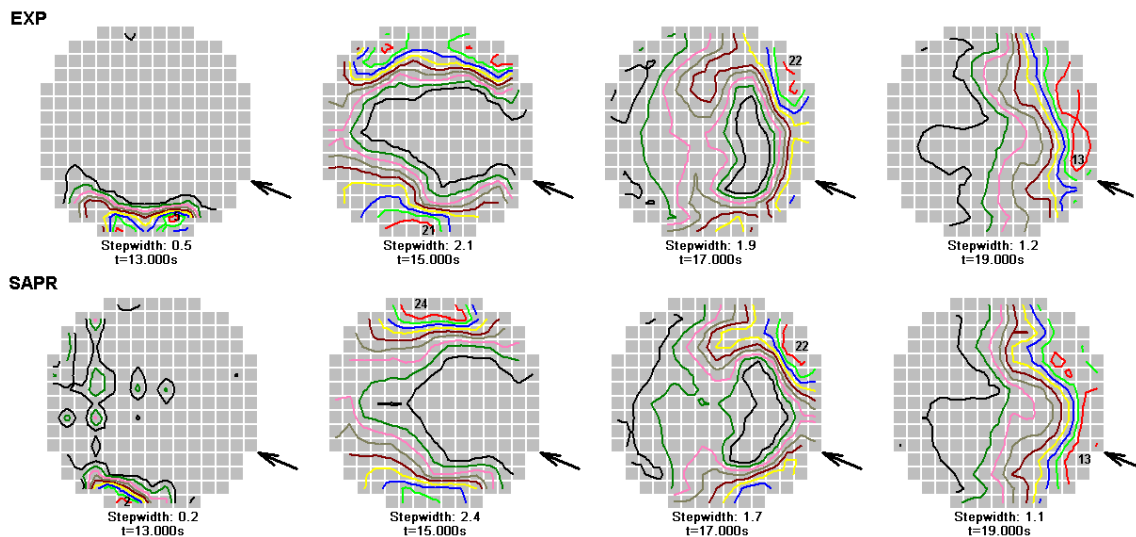
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



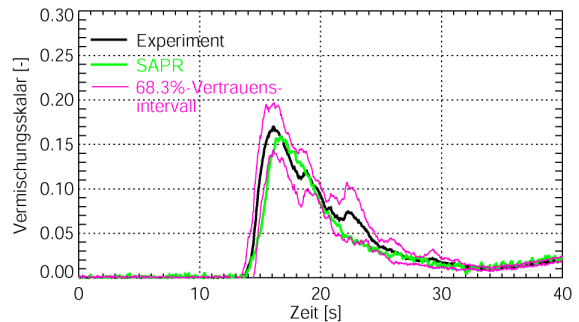
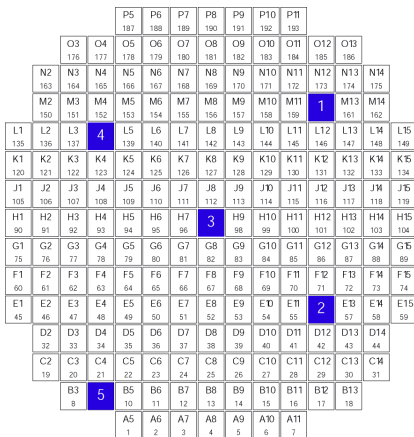
Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



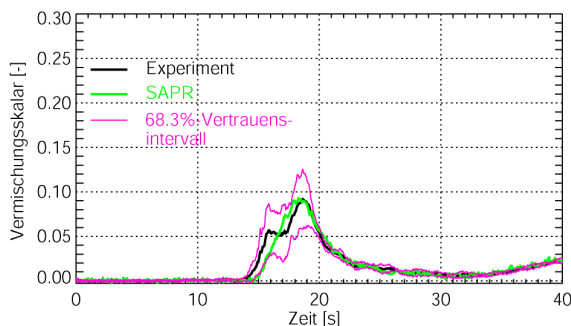
Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

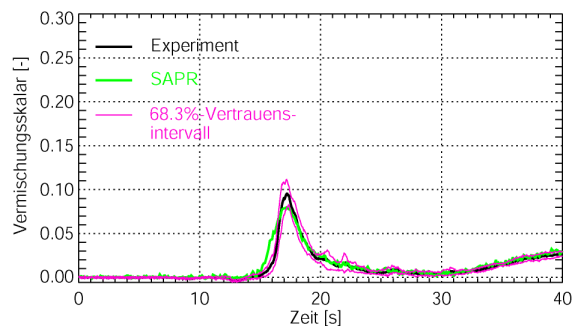
Zeitverlauf des Vermischungskalars an ausgewählten BE-Positionen



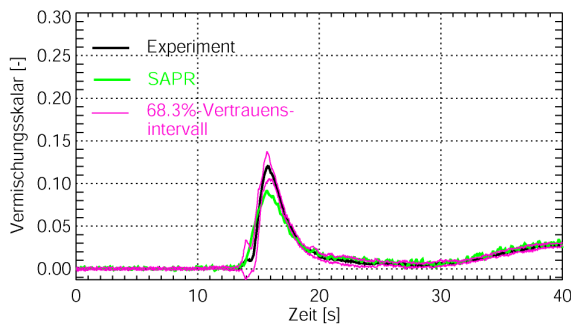
Position 1



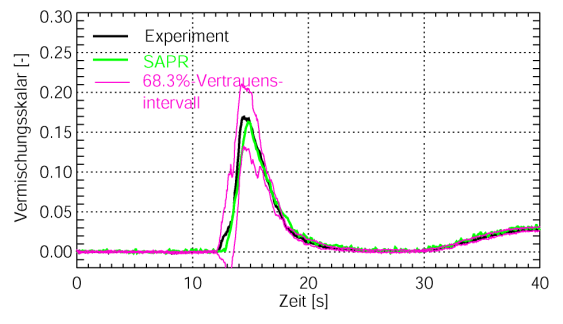
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

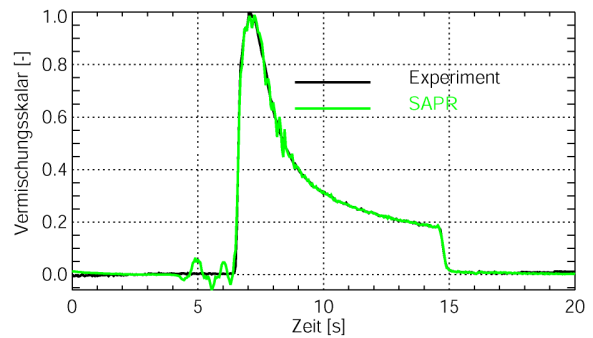
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungskalars	108	147	153
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungskalars	121	141	153
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	91	146	153
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungskalars: 0.1)	153		

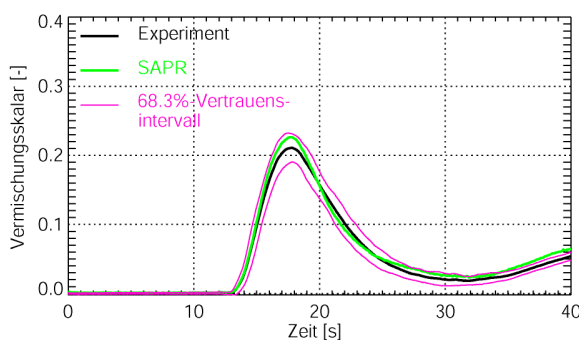
Experiment: Tnrrr_a02

Randbedingungen

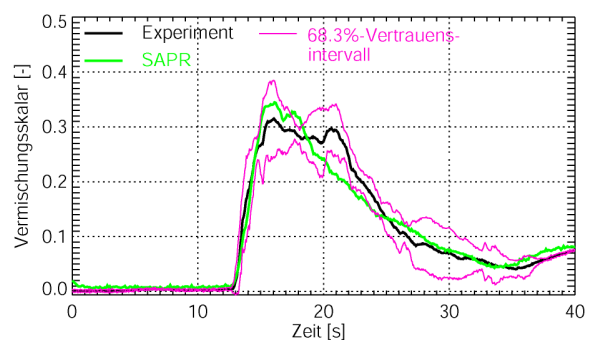
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 3.20 m
- Pfropfenvolumen: 37.5 m³



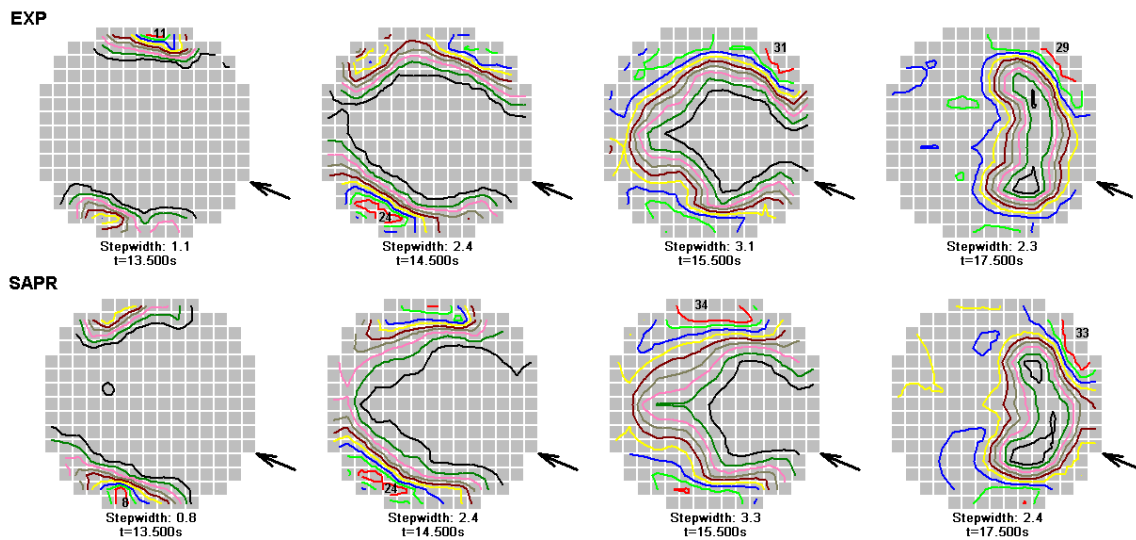
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



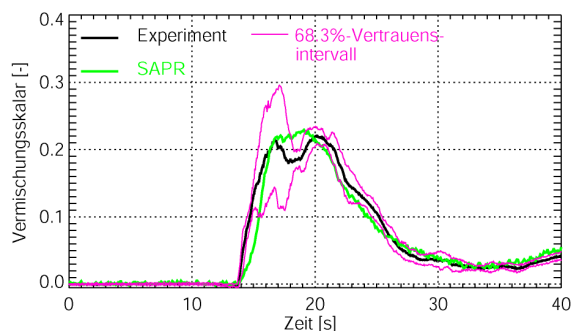
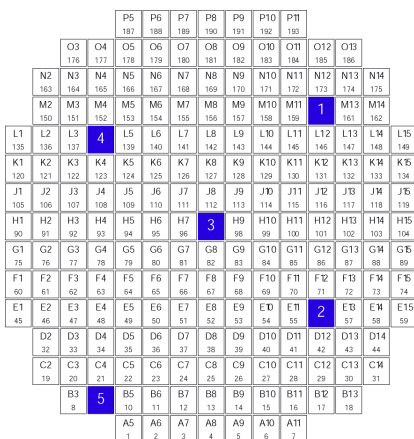
Maximalwert des Vermischungskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



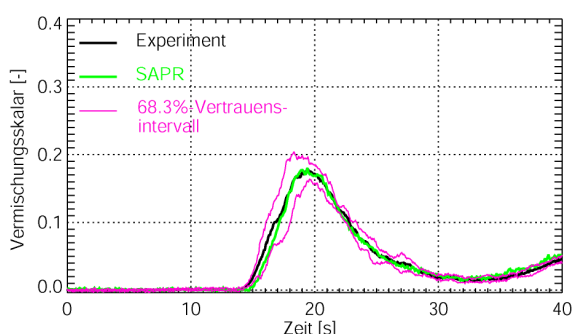
Isolinien des Vermischungskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

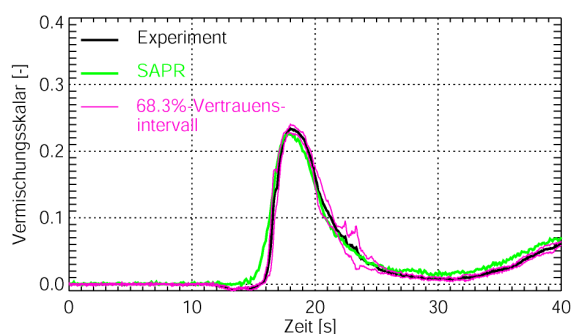
Zeitverlauf des Vermischungskalars an ausgewählten BE-Positionen



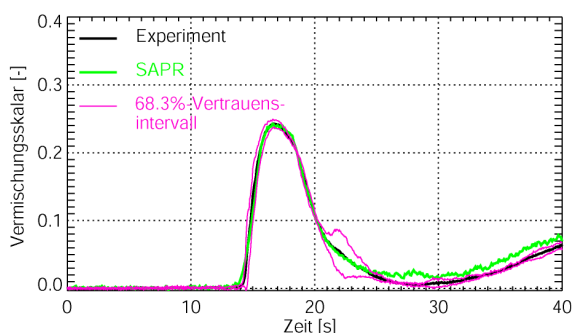
Position 1



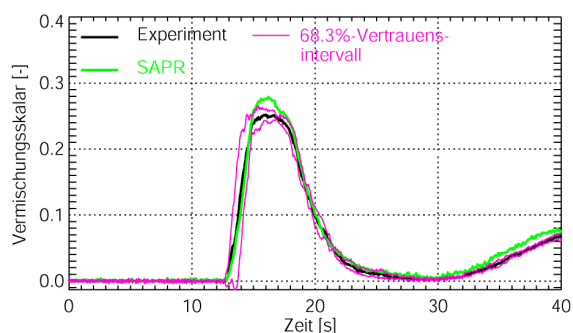
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

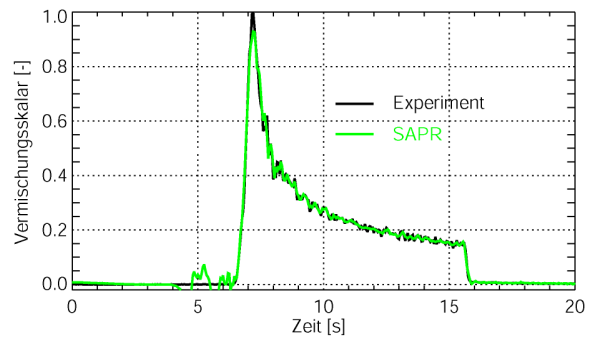
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungskalars	103	175	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungskalars	151	182	191
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	82	165	191
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungskalars: 0.1)	193		

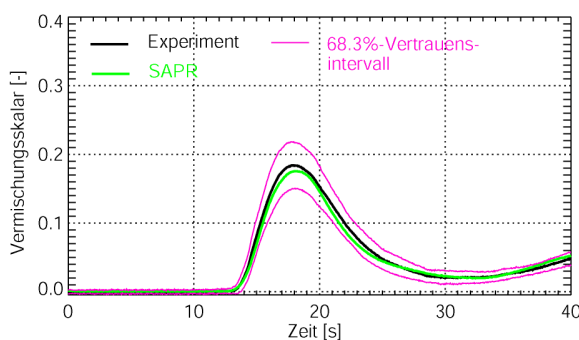
Experiment: Tnrrr_a03

Randbedingungen

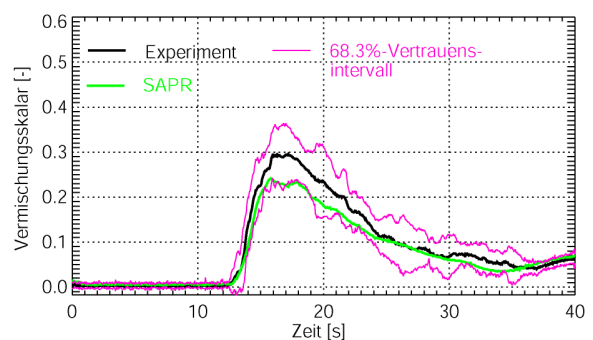
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 4.10 m
- Pfpfropfenvolumen: 36.4 m³



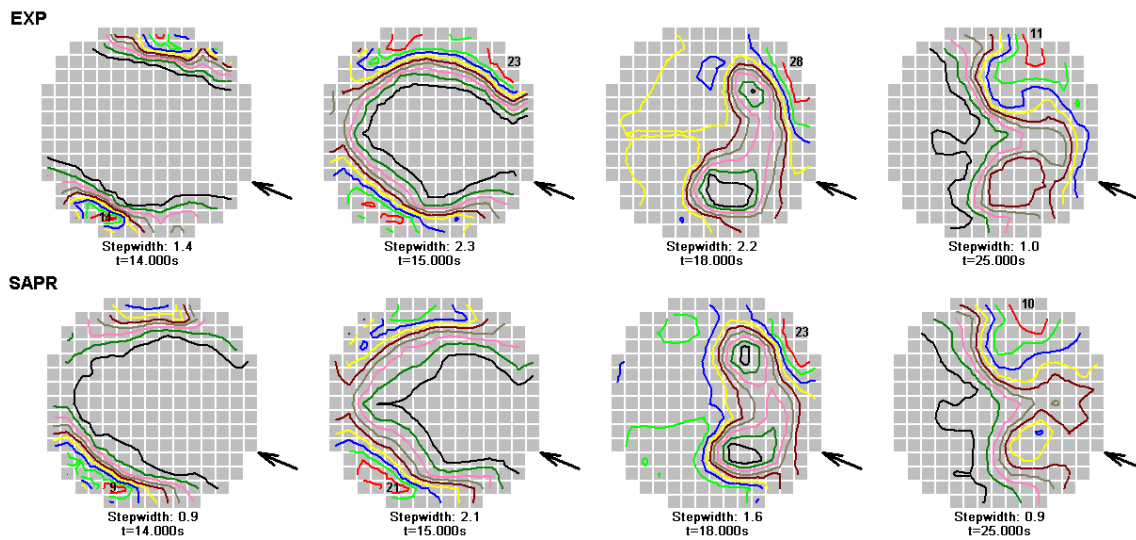
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



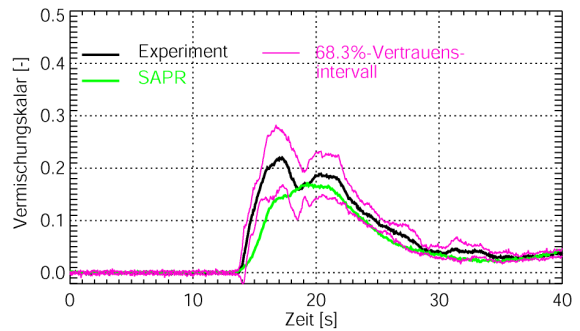
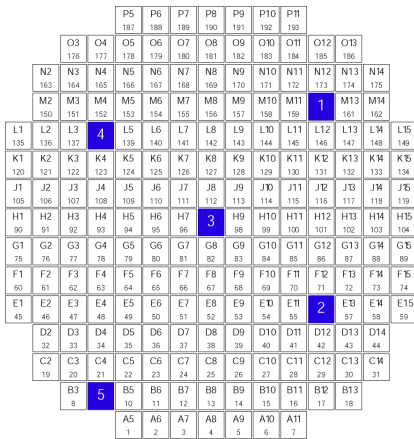
Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



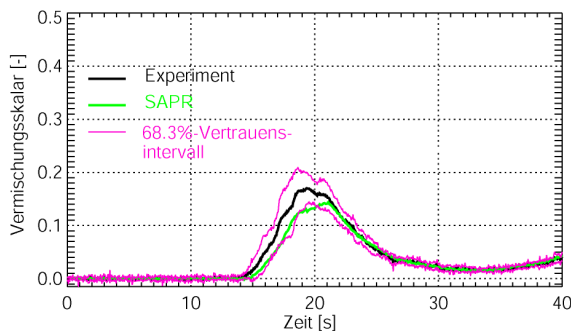
Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

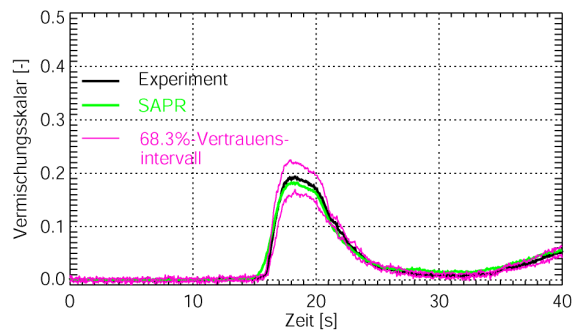
Zeitverlauf des Vermischungskalars an ausgewählten BE-Positionen



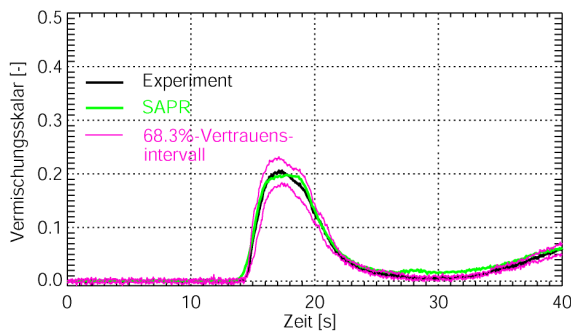
Position 1



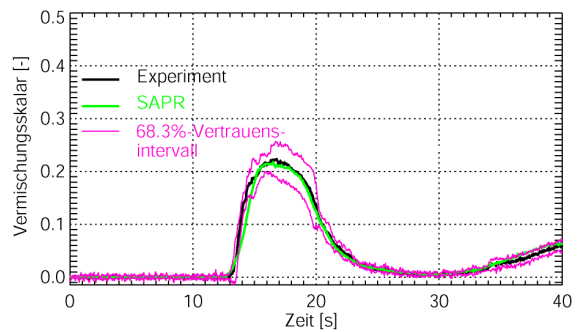
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

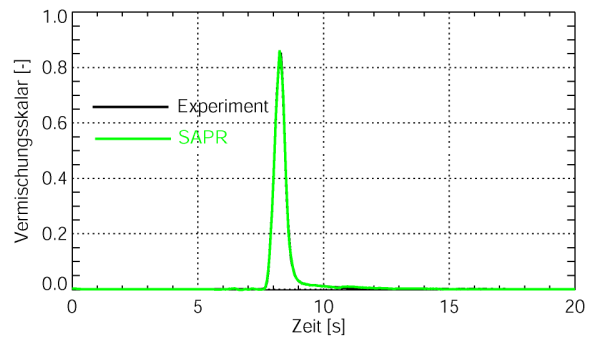
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungskalars	156	193	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungskalars	130	182	186
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	110	182	186
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungskalars: 0.1)	193		

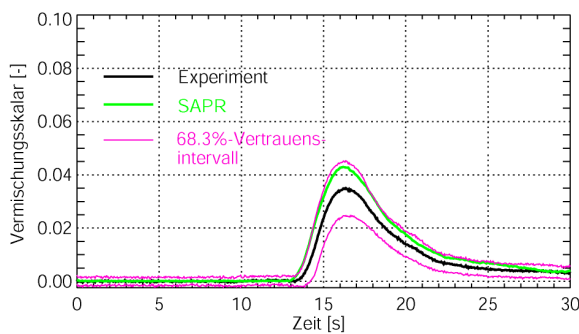
Experiment: Tnrrr_a04

Randbedingungen

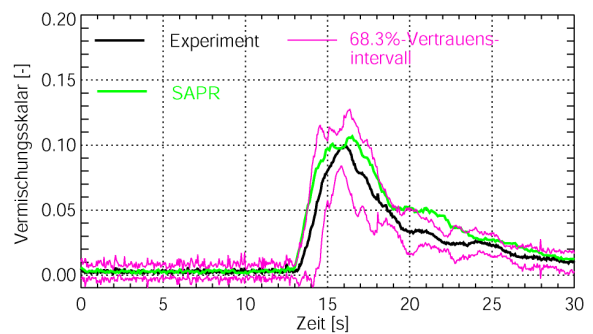
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfpfentfernung von Eintritt in den RDB: 9.00 m
- Pfpfenvolumen: 11.3 m³



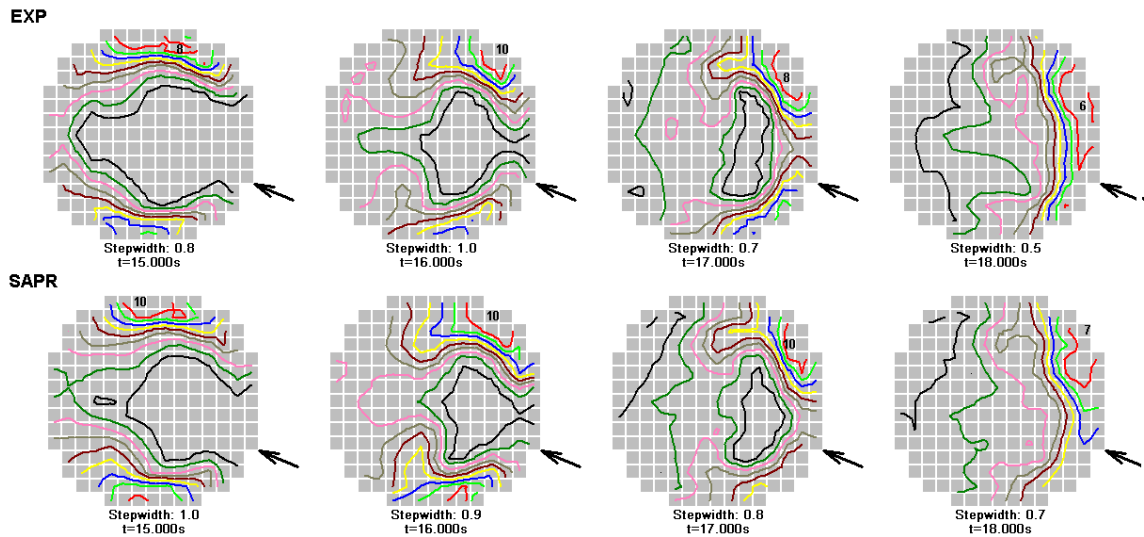
Pfpfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



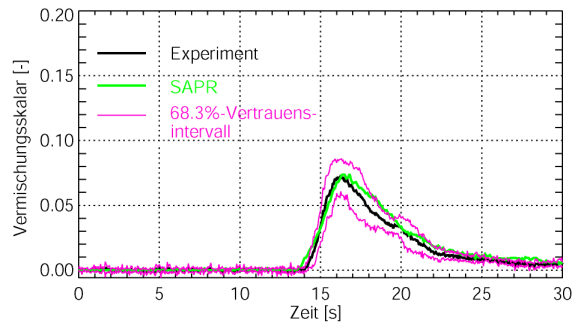
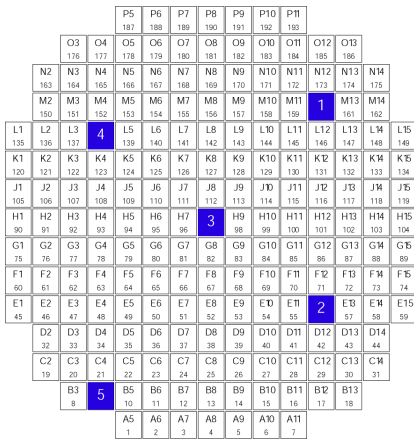
Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



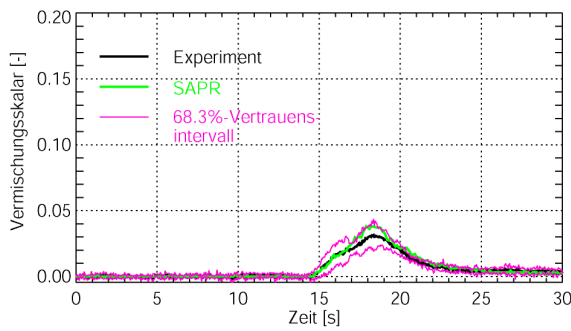
Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

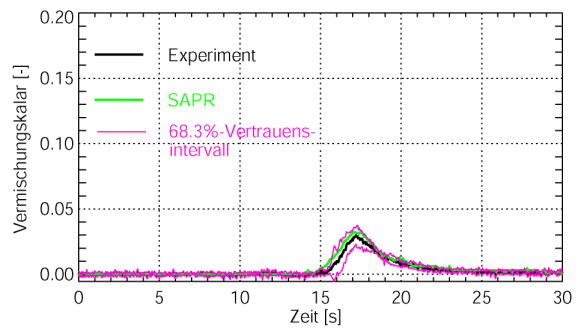
Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



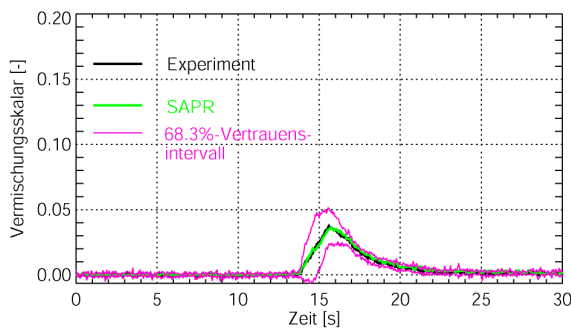
Position 1



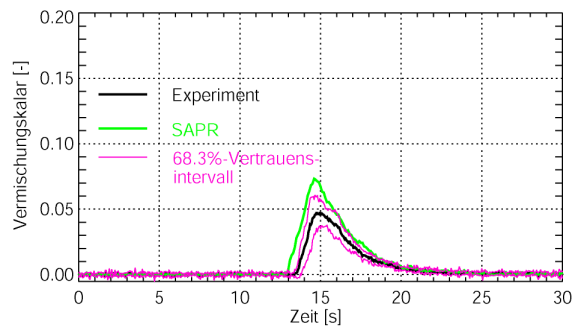
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

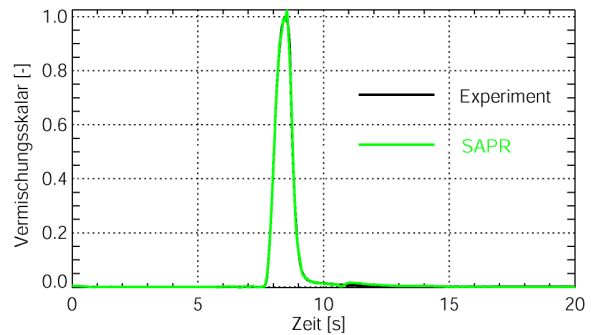
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	53	68	71
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	66	71	71
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	50	68	71
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	71		

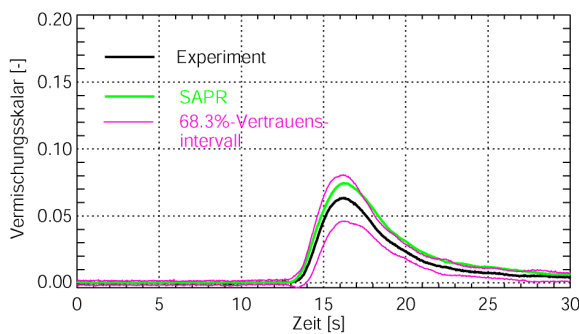
Experiment: Tnrrr_a05

Randbedingungen

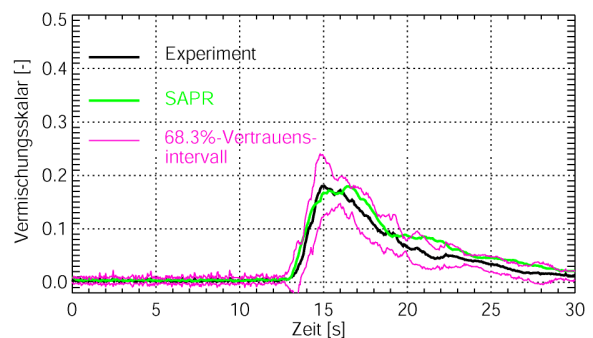
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 9.00 m
- Pfpfropfenvolumen: 1.80 m³



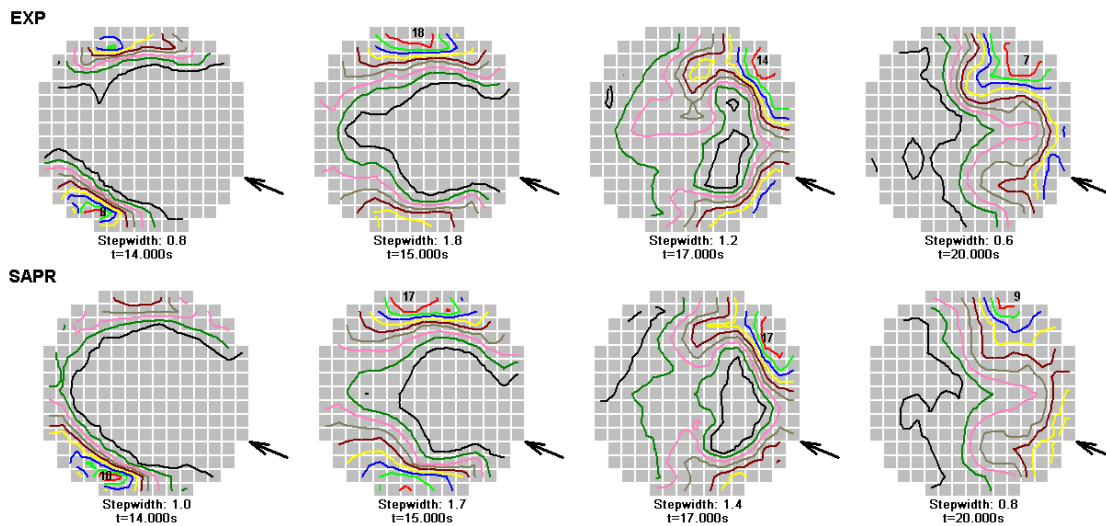
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



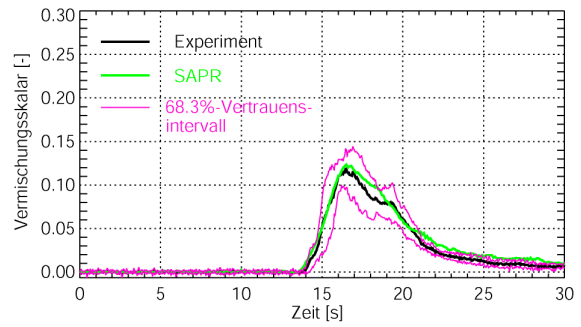
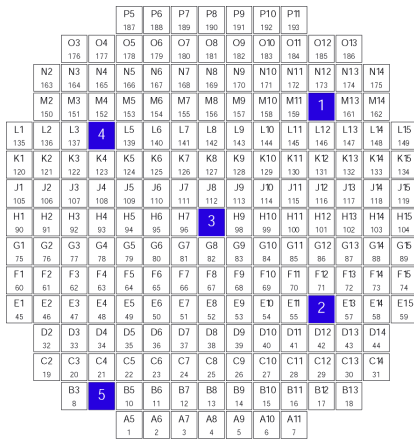
Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



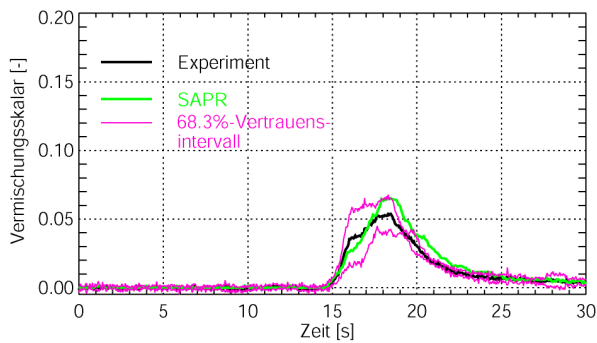
Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborrierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

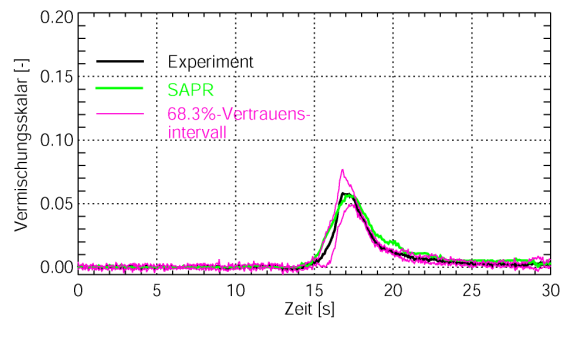
Zeitverlauf des Vermischungskalars an ausgewählten BE-Positionen



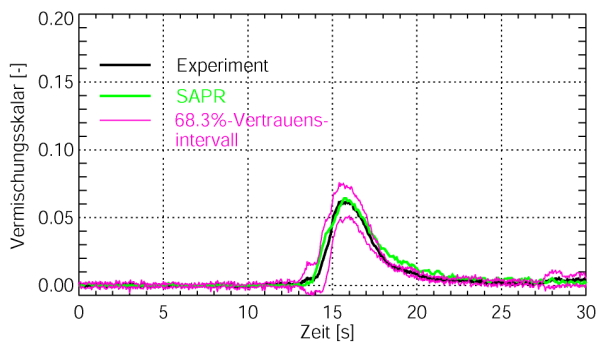
Position 1



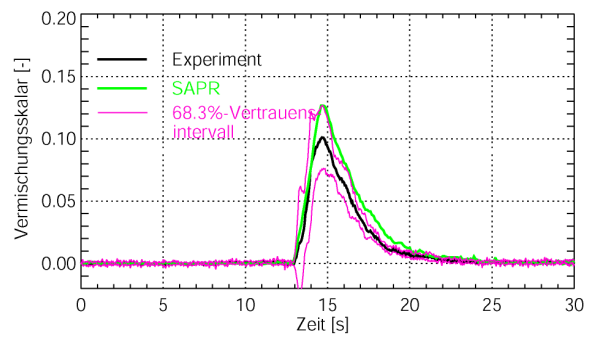
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

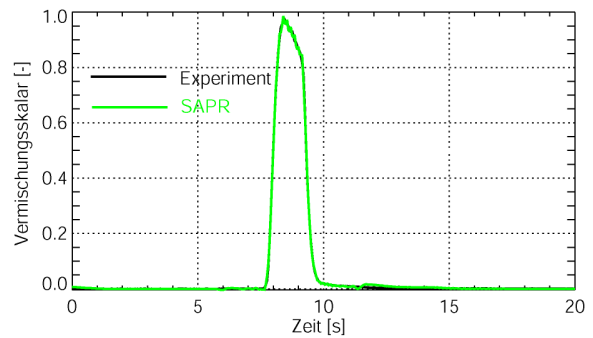
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungskalars	121	170	175
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungskalars	141	172	175
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	94	167	175
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungskalars: 0.1)	175		

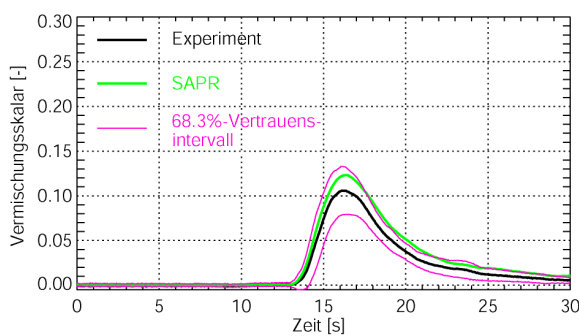
Experiment: Tnrrr_a06

Randbedingungen

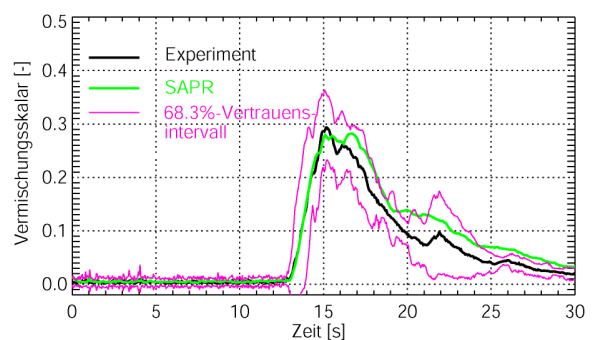
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfpfentfernung von Eintritt in den RDB: 8.75 m
- Pfpfenvolumen: 3.70 m³



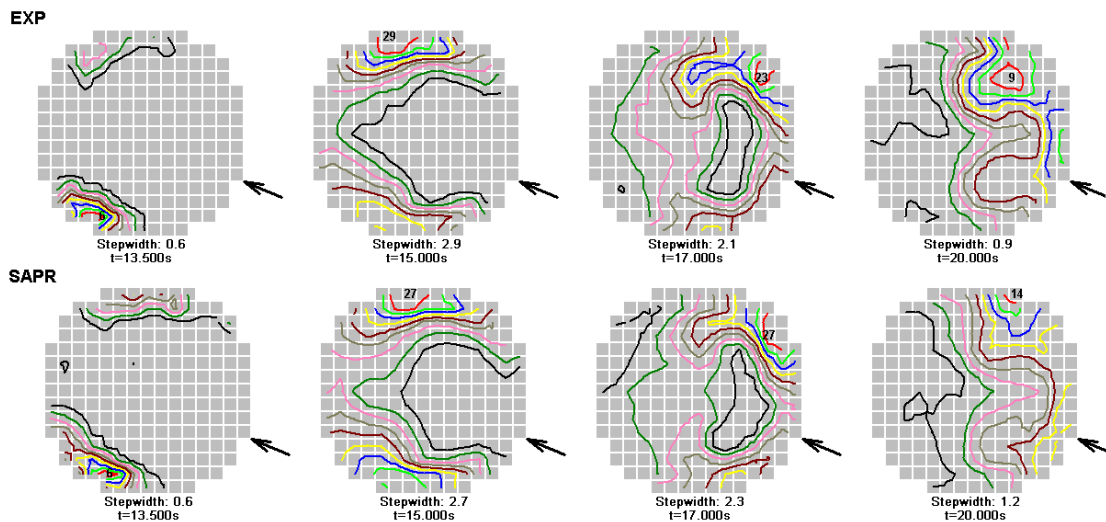
Pfpfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



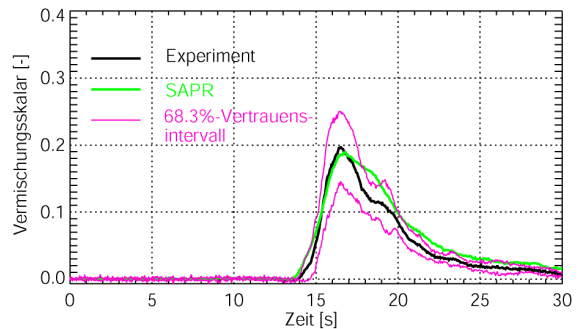
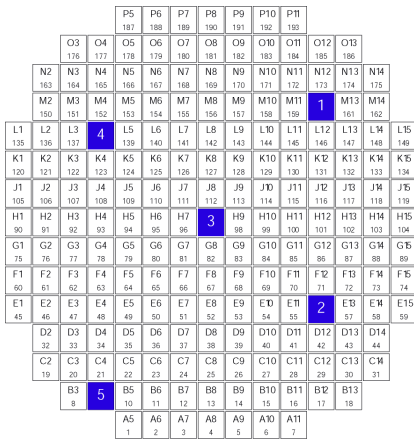
Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



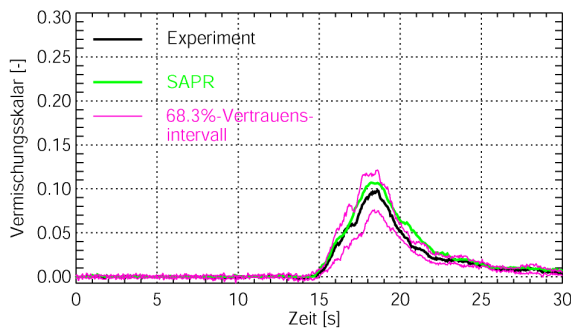
Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

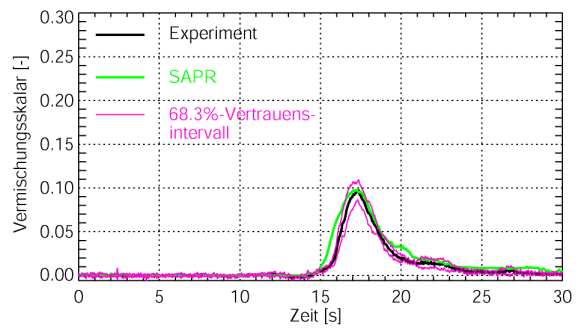
Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



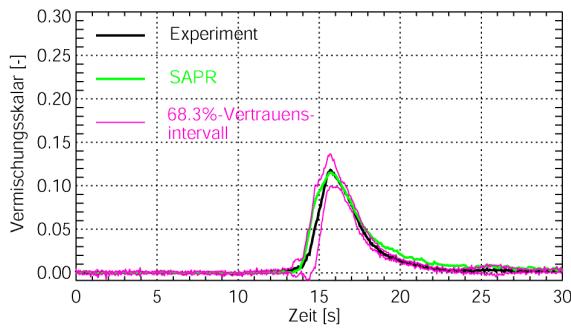
Position 1



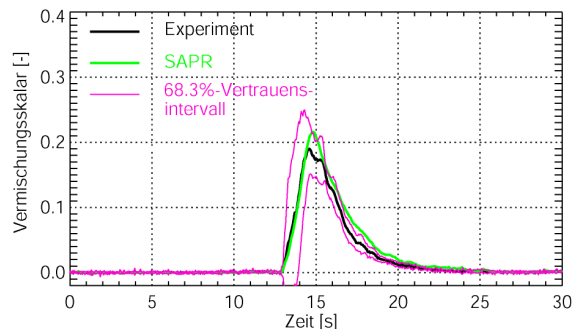
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

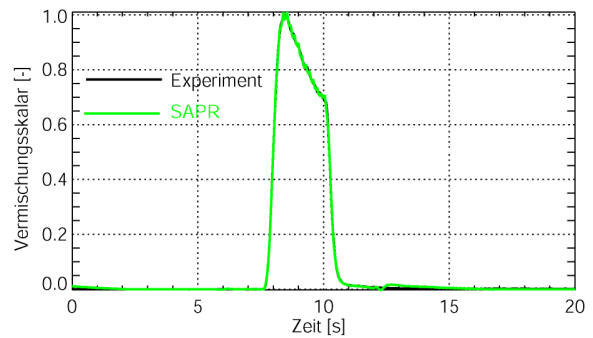
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	125	153	154
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	140	150	153
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	116	150	153
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	154		

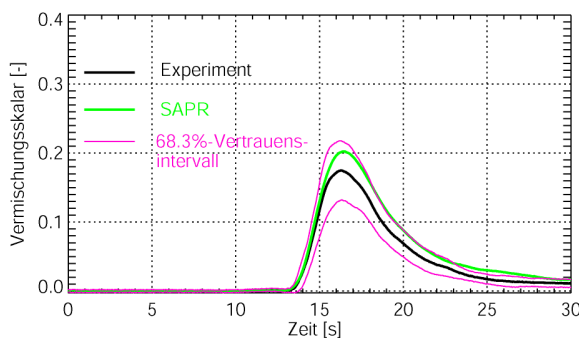
Experiment: Tnrrr_a07

Randbedingungen

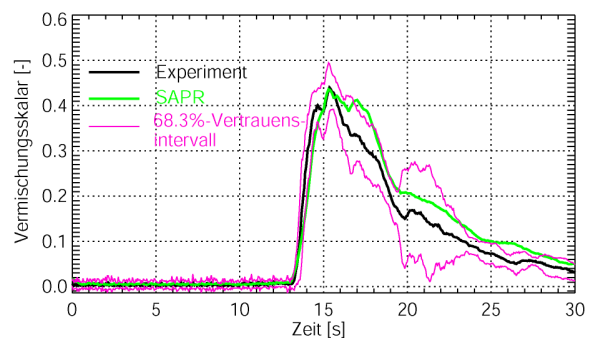
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 8.75 m
- Pfpfropfenvolumen: 6.93 m³



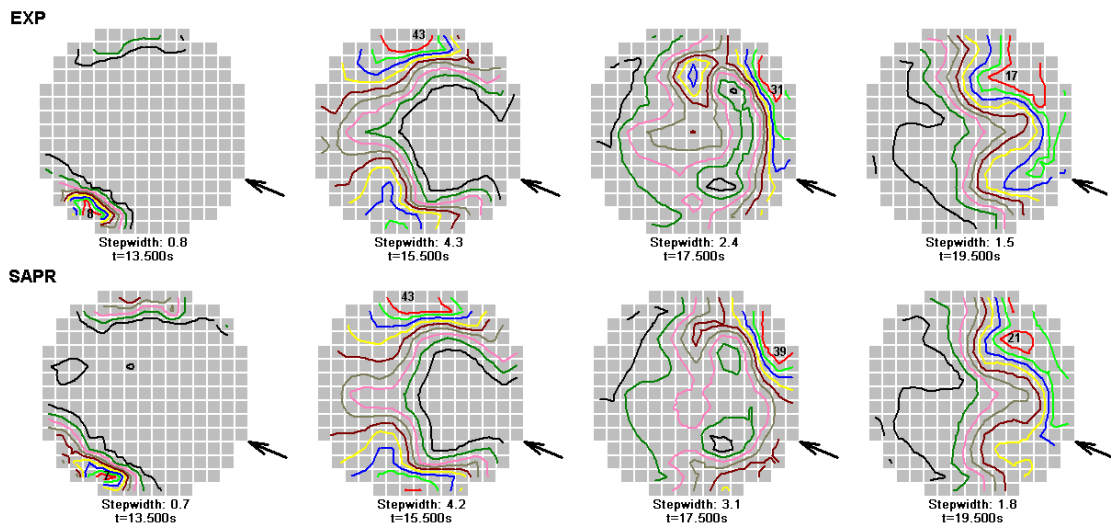
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene und 68.3%-Vertrauensintervall



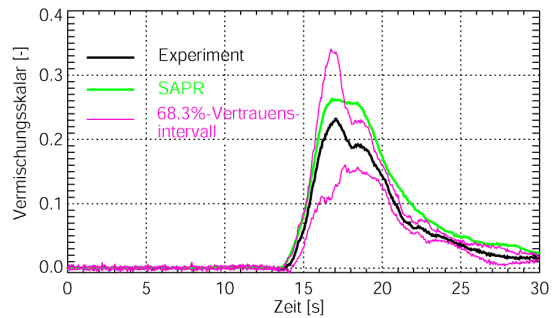
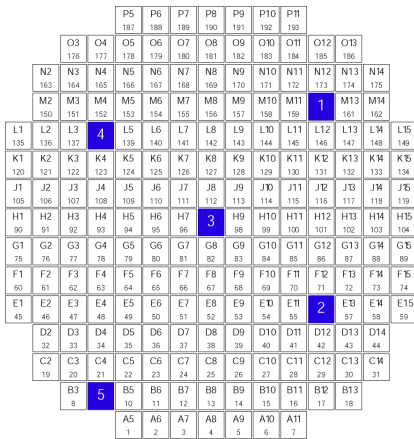
Maximalwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene und 68.3%-Vertrauensintervall



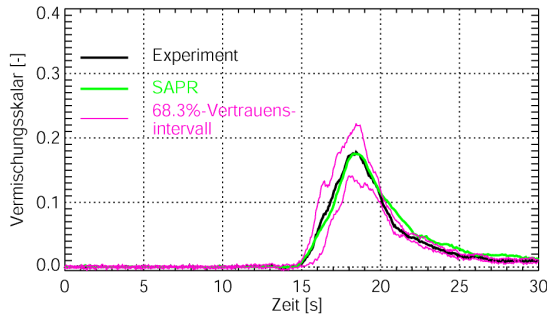
Isolinien des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene während des Pfpfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborrierung, Wert des Vermischungsskalar in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

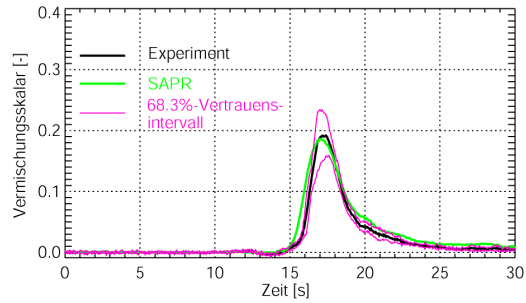
Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



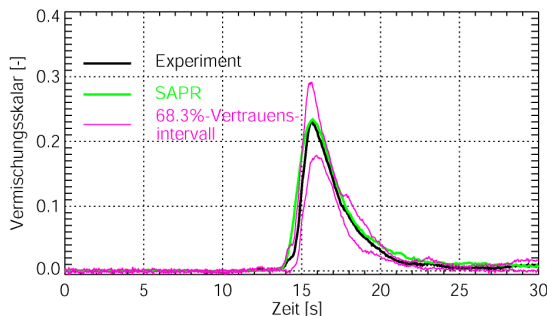
Position 1



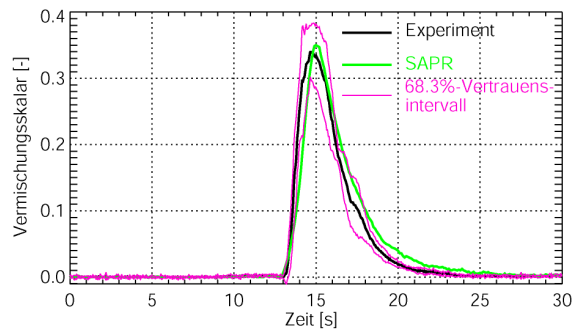
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

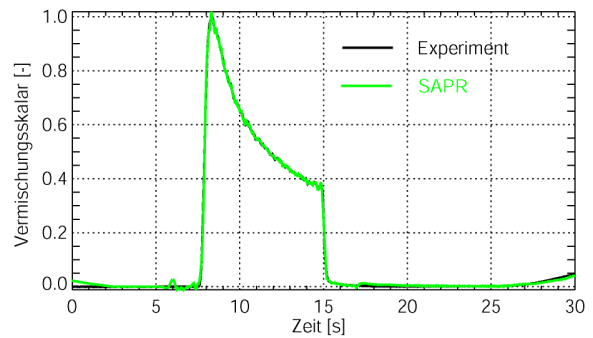
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	162	193	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	165	193	193
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	138	193	193
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

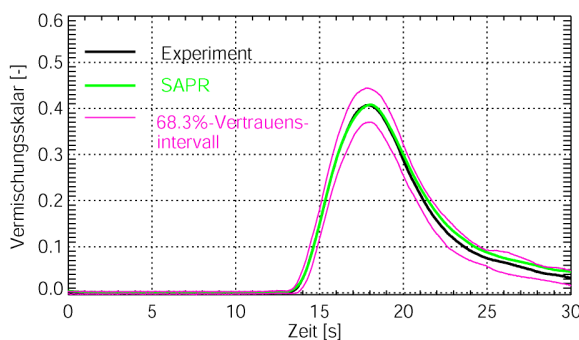
Experiment: Tnrrr_a08

Randbedingungen

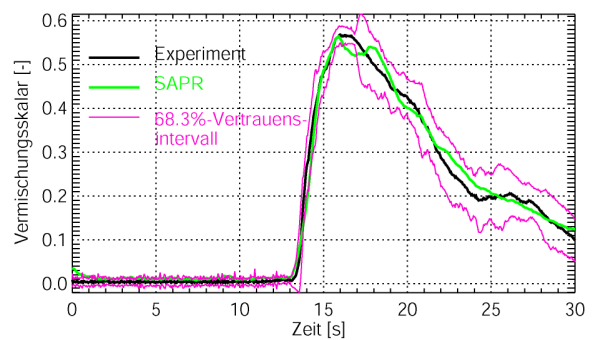
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 8.25 m
- Pfropfenvolumen: 30.5 m³



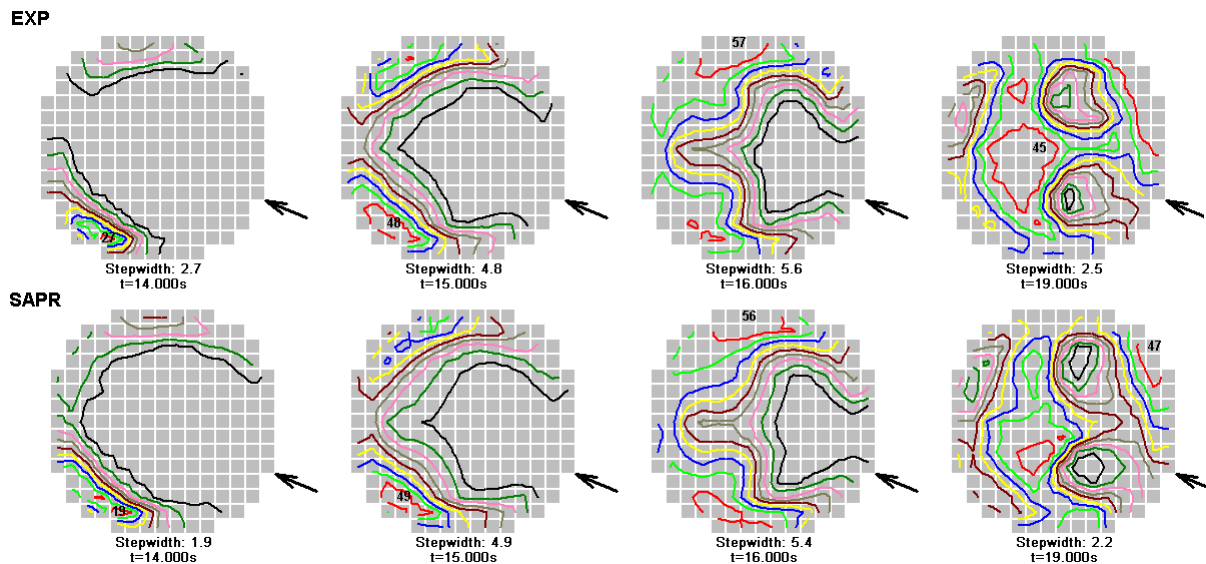
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



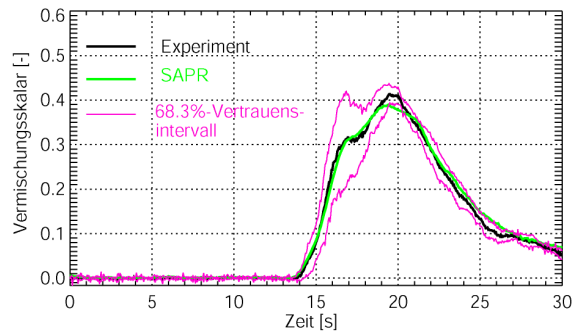
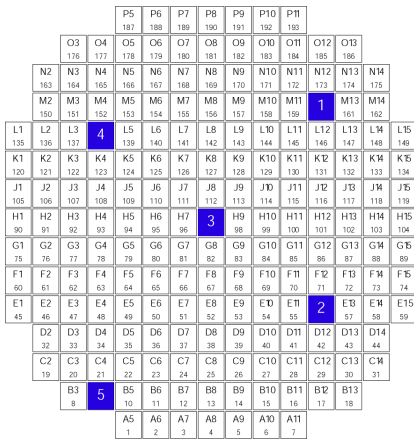
Maximalwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



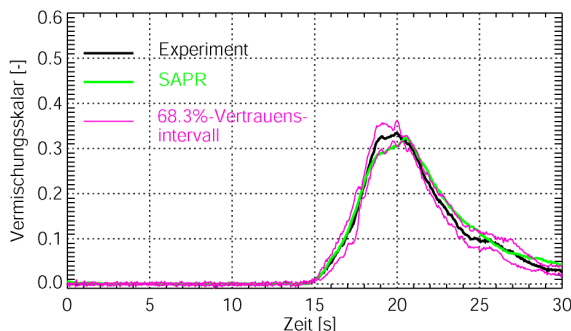
Isolinien des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalar in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

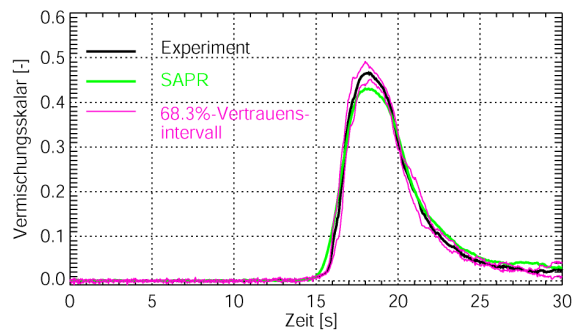
Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



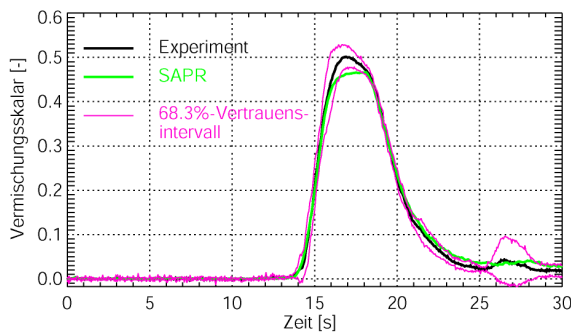
Position 1



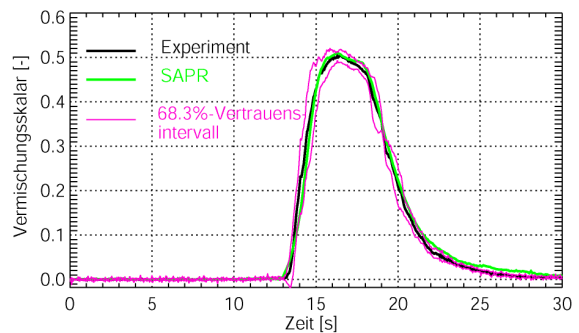
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

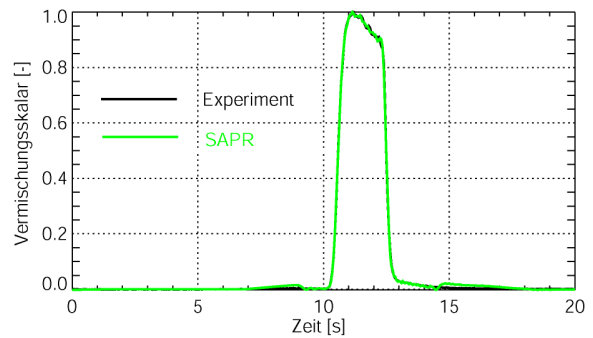
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	127	187	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	124	183	192
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	86	177	192
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

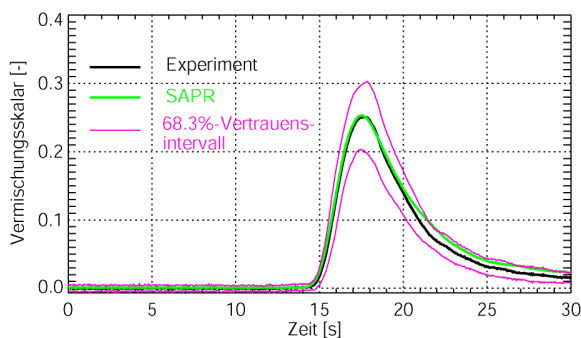
Experiment: Tnrrr_a09

Randbedingungen

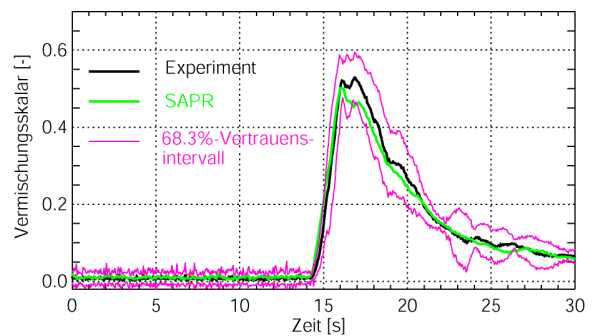
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 26.9 m
- Pfpfropfenvolumen: 8.55 m³



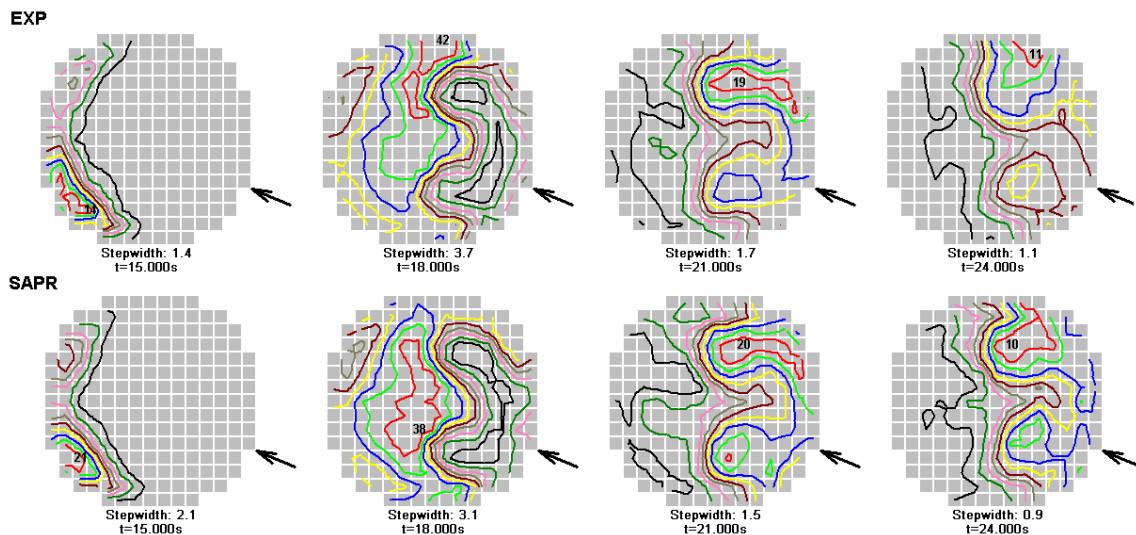
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



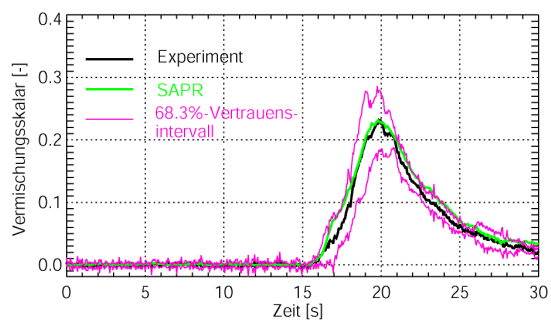
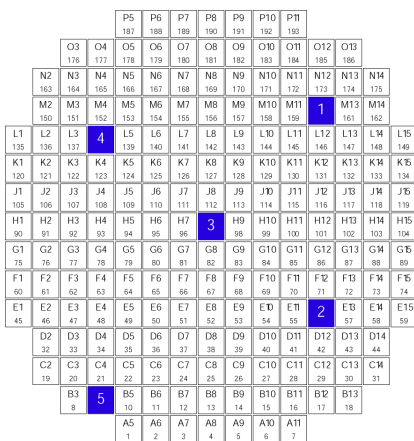
Maximalwert des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



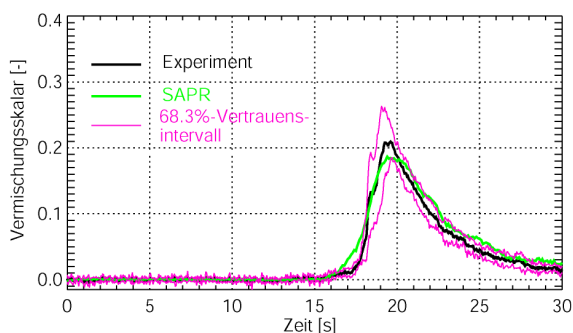
Isolinien des Vermischungsskalar in der Kerneintrittsebene während des Pfpfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborrierung, Wert des Vermischungsskalar in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

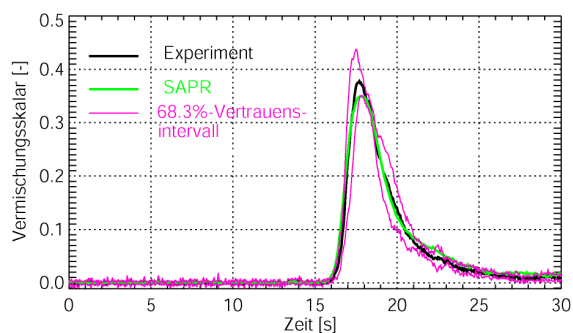
Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



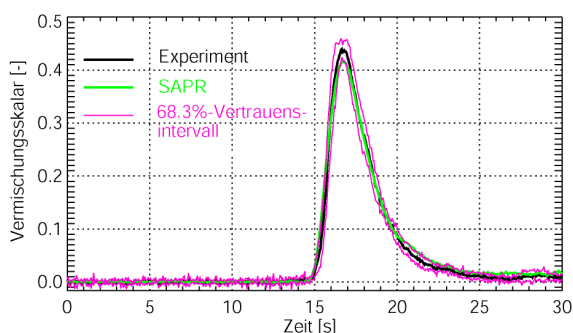
Position 1



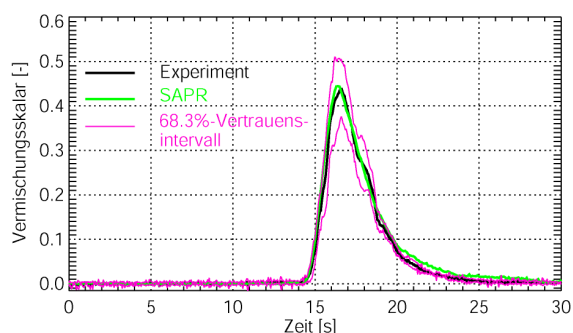
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

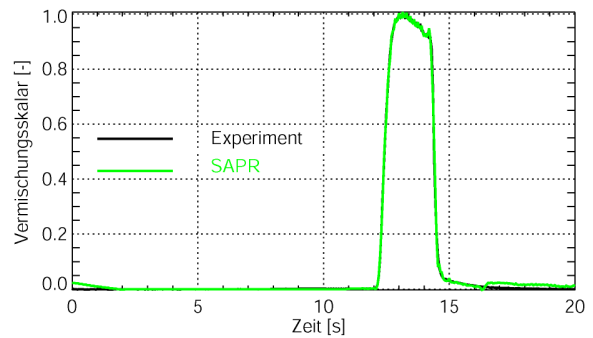
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	168	192	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	165	191	193
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	145	190	193
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

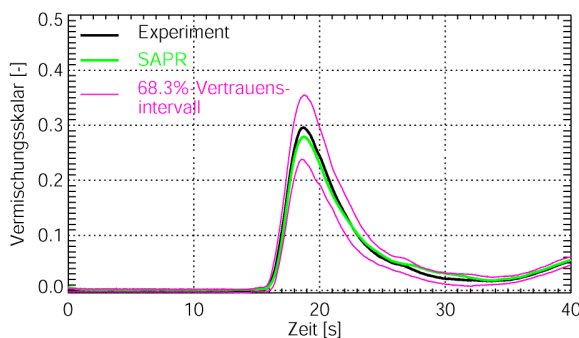
Experiment: Tnrrr_a10

Randbedingungen

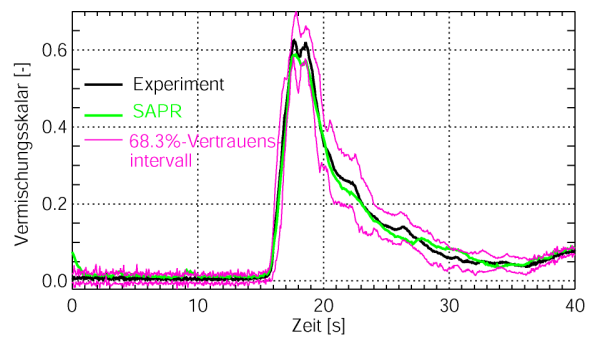
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 44.6 m
- Pfpfropfenvolumen: 10.6 m³



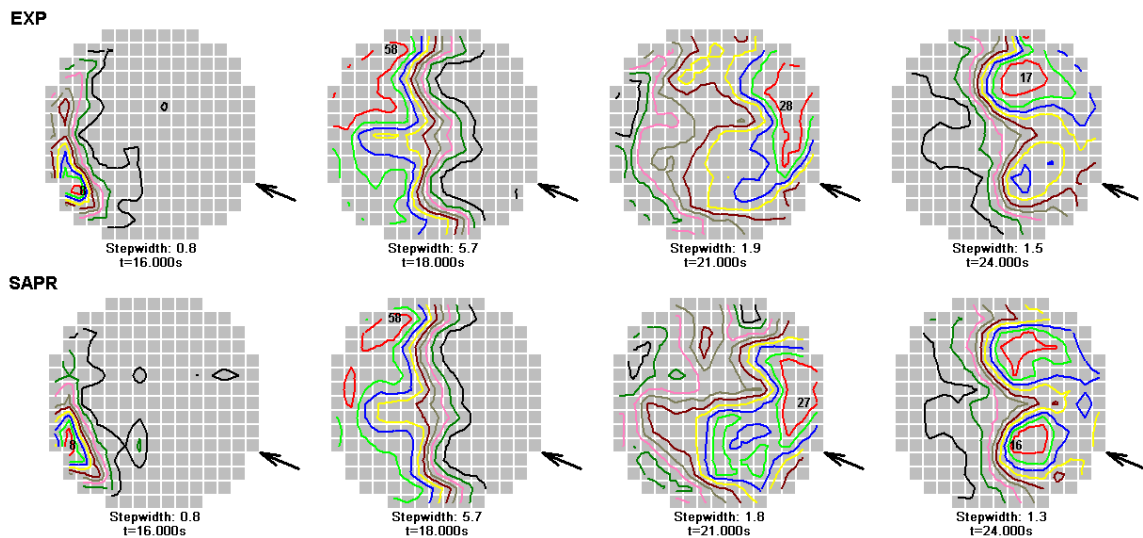
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



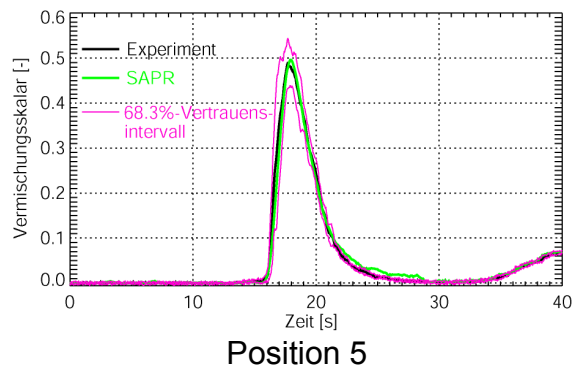
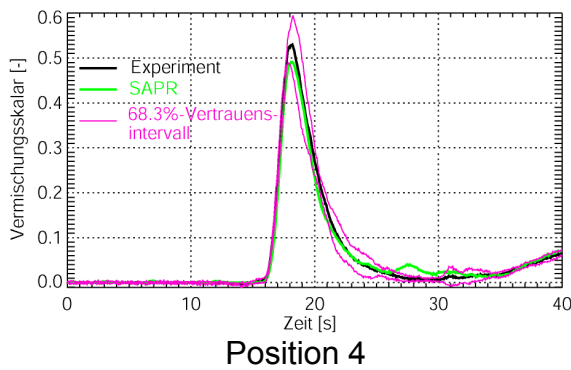
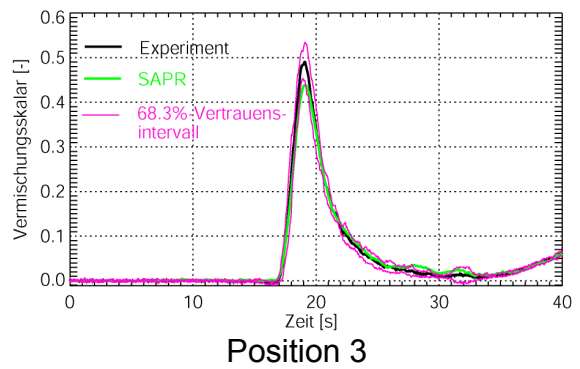
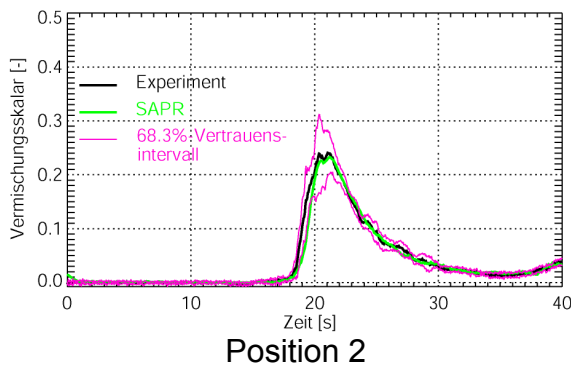
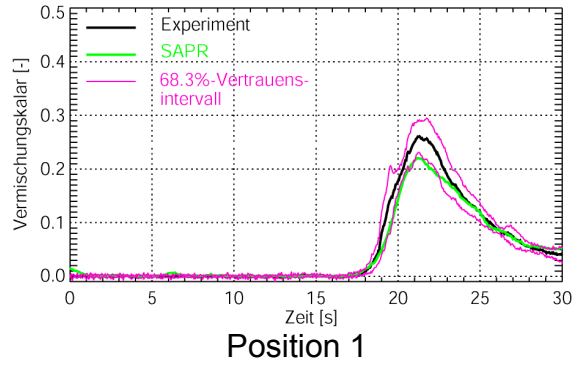
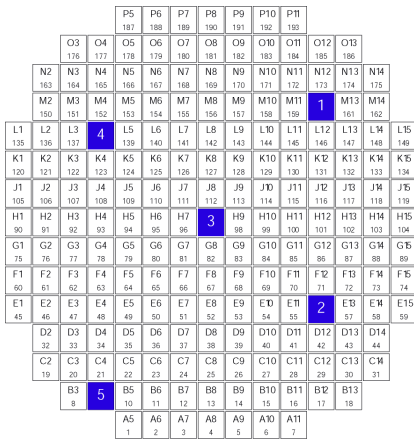
Maximalwert des Vermischungskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



Isolinien des Vermischungskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborrierung, Wert des Vermischungskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



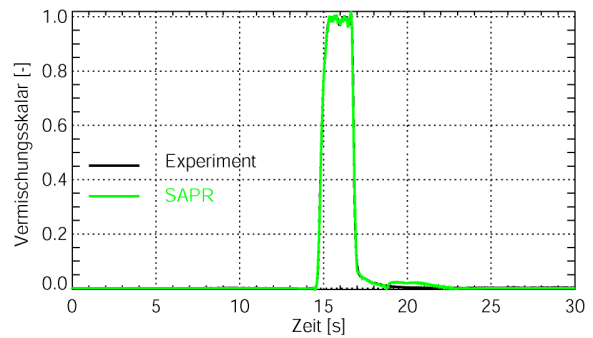
Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	154	193	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	178	193	193
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	140	193	193
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

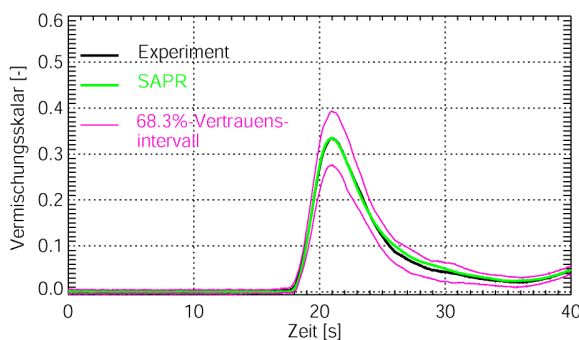
Experiment: Tnrrr_a11

Randbedingungen

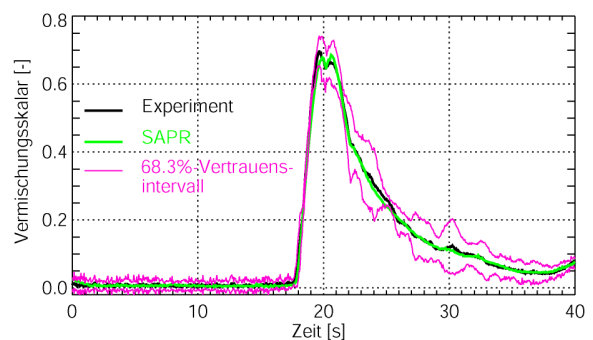
- Anlauf der Zirkulation in einer Schleife in 14 s auf Nominalwert (185 m³/h)
- Rückströmung in den anderen Schleifen
- Pfropfenentfernung von Eintritt in den RDB: 74.5 m
- Pfpfropfenvolumen: 12.4 m³



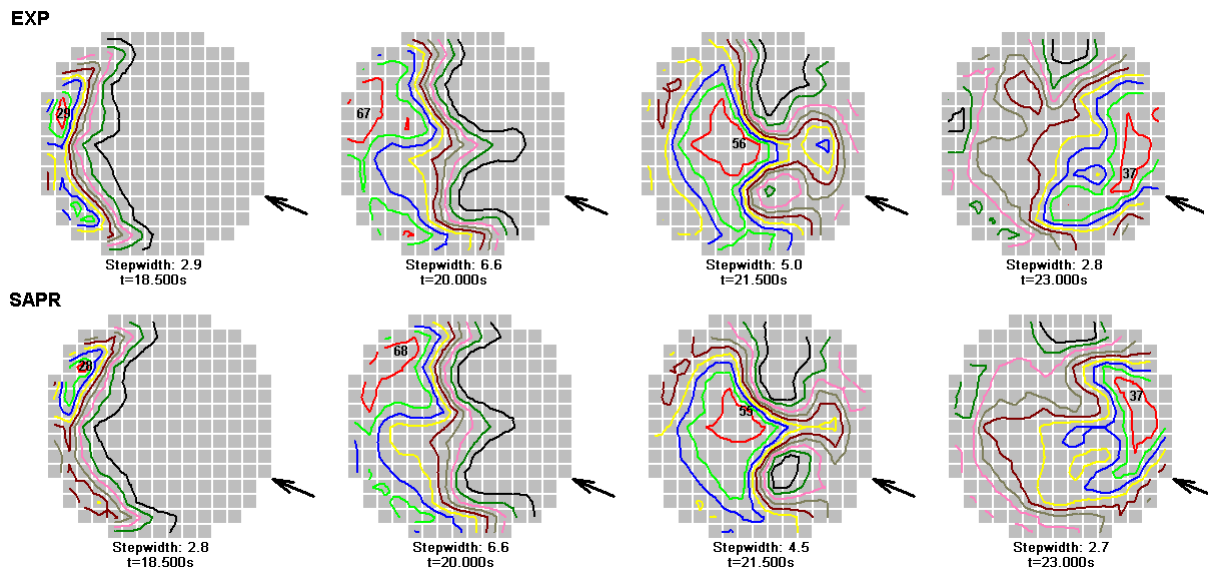
Pfropfen am Eintritt in den RDB (Experiment und Rekonstruktion)



Mittelwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



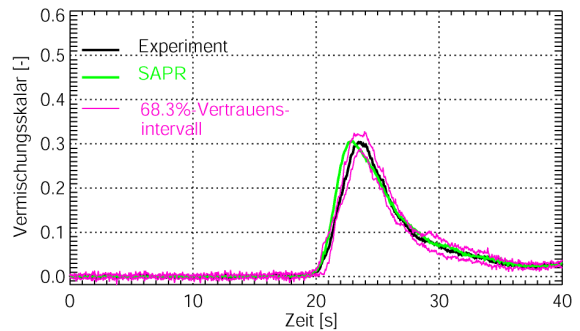
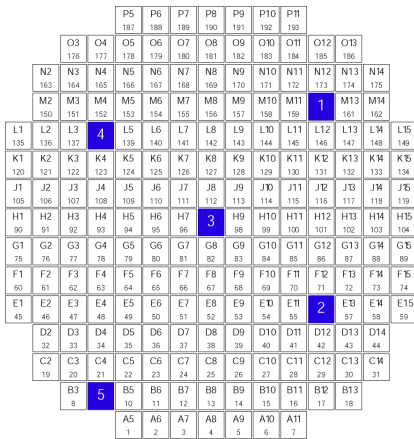
Maximalwert des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene und 68.3 %-Vertrauensintervall



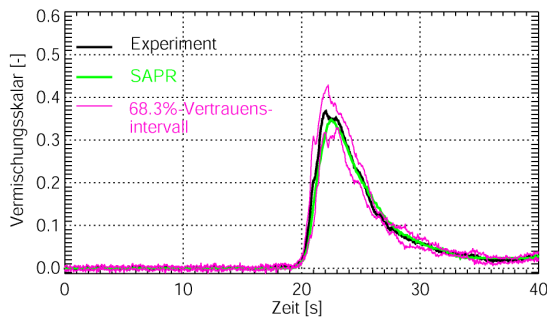
Isolinien des Vermischungsskalars in der Kerneintrittsebene während des Pfpfropfendurchgangs (Vergleich Experiment – SAPR)

Zahl im BE-Spiegel: Position des Maximums der Unterborierung, Wert des Vermischungsskalars in %; Stepwidth: Abstand zwischen zwei Höhenlinien; Pfeil: Position der Schleife mit startender Zirkulation

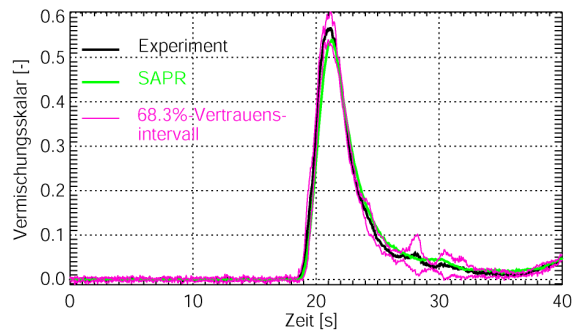
Zeitverlauf des Vermischungsskalars an ausgewählten BE-Positionen



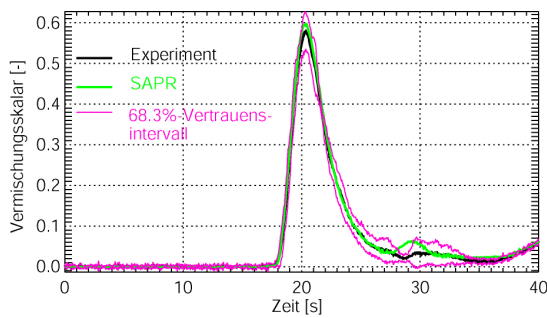
Position 1



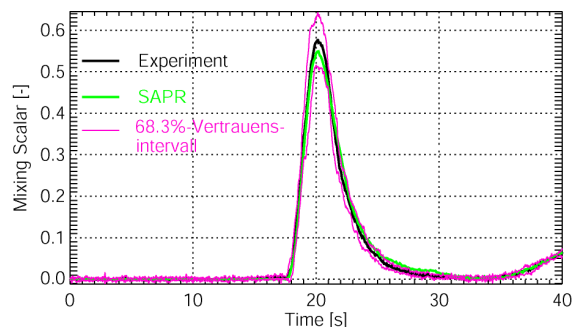
Position 2



Position 3



Position 4



Position 5

Vergleich zwischen Messung und SAPR-Rechnung

	Vertrauensintervall		
	68.3 %	95.4 %	99.5 %
Maximalwert des Vermischungsskalars	162	192	193
Zeitpunkt des Erreichens des Maximums des Vermischungsskalars	165	189	193
Kombiniert (Wert und Zeitpunkt)	137	188	193
Anzahl der betrachteten Gitterpunkte (größer als Schwellwert des Vermischungsskalars: 0.1)	193		

Danksagung

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

Mein besonderer Dank gilt Herrn Professor Frank-Peter Weiß, dem Direktor des Institutes, für die Möglichkeit, diese Arbeit schreiben zu können sowie für die Diskussionen zum Inhalt und die kritische Durchsicht der Arbeit. Herrn Professor Antonio Hurtado, dem Inhaber der Professur für Wasserstoff- und Kernenergietechnik an der TU Dresden, danke ich für die Übernahme des Koreferates.

Herrn Professor Horst-Michael Prasser, dem ehemaligen Leiter der Abteilung „Experimentelle Thermofluidodynamik“, danke ich für die sehr fruchtbare Zusammenarbeit an der Versuchsanlage ROCOM und die anregenden Diskussionen zur Entwicklung des Vermischungsmodells SAPR. Ich bedanke mich beim Leiter der Abteilung „Störfallanalyse“ Herrn Dr. Ulrich Rohde für die Hinweise und Unterstützung bei der Durchführung der Rechnungen zu den postulierten Störfällen.

Mein spezieller Dank gilt Herrn Dr. Thomas Höhne für die Durchführung der verschiedenen Rechnungen mit ANSYS CFX, die die Anwendbarkeit von SAPR auch auf Daten von CFD-Rechnungen bestätigen.

Weiterhin danke ich den Mitarbeitern der Abteilungen „Störfallanalyse“ und „Experimentelle Thermofluidodynamik“, die mich bei den Arbeiten zur Kühlmittelvermischung und zu den Störfallanalysen unterstützt haben.

Dresden, August 2010

Sören Kliem



Les joueurs des cartes (Maya Preiss, 2006)