



S. Kliem, U. Grundmann, U. Rohde

**Methodenentwicklung zur Analyse
von Störfallszenarien mit
Frischdampfleck und Borverdünnung
mit Hilfe des Codesystems
ATHLET-DYN3D**

BMW Projekt 150 1225

Abschlussbericht Teil 2



FORSCHUNGSZENTRUM ROSSENDORF

Wissenschaftlich-Technische Berichte

FZR-438

Oktober 2005

ISSN 1437-322X

S. Kliem, U. Grundmann, U. Rohde

Methodenentwicklung zur Analyse von Störfallszenarien mit Frischdampfleck und Borverdünnung mit Hilfe des Codesystems ATHLET-DYN3D

BMW Projekt 150 1225

Abschlussbericht Teil 2

**Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für
Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1225 gefördert. Die Verantwor-
tung für den Inhalt liegt jedoch allein bei den Autoren.**

Abschlussbericht

Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhaben-Nr./

Reactor Safety Research-project No.:

150 1225

Vorhabentitel: **Methodenentwicklung zur Analyse von Störfall-szenarien mit Frischdampfleck und Borverdün-nung mit Hilfe des Codesystems ATHLET-DYN3D**

Project Title: **Development of methods for the analysis of acci-dent scenarios with steam line breaks and boron dilution by the help of the code system ATHLET-DYN3D**

Autoren / Author(s): **S. Kliem, U. Grundmann, U. Rohde**

Dienststelle der Autoren /

Performing Organisation:

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

Berichtsdatum / Publication Date: **Oktober 2005**

Berichts-Nr. / Report-No.: **FZR-438**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirt-schaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1225 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN	2. Berichtsart Schlussbericht – Teil 2
3a. Titel des Berichts Methodenentwicklung zur Analyse von Störfallszenarien mit Frischdampfleck und Borverdünnung mit Hilfe des Codesystems ATHLET-DYN3D	
3b. Titel der Publikation	
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) Kliem, Sören; Grundmann, Ulrich; Rohde, Ulrich	5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.03.2004
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n))	6. Veröffentlichungsdatum Oktober 2005
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden	7. Form der Publikation Report
13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit (BMWA) 11019 Berlin	9. Ber.Nr. Durchführende Institution
	10. Förderkennzeichen ^{*)} 150 1225
	11a. Seitenzahl Bericht 124
	11b. Seitenzahl Publikation
	12. Literaturangaben 40
	14. Tabellen 5
	15. Abbildungen 82
16. Zusätzliche Angaben	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum)	
18. Kurzfassung <p>Es wurde ein Modell zur realistischen Beschreibung der Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters von Druckwasserreaktoren in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET implementiert. Dieses Modell basiert auf dem Prinzip der linearen Superposition Dirac-Impuls-ähnlicher Störungen und kann für die Modellierung der Vermischung von Kühlmittel unterschiedlicher Temperatur und/oder unterschiedlicher Borsäurekonzentration eingesetzt werden. Der um das Vermischungsmodell erweiterte Programmkomplex DYN3D/ATHLET wurde für Analyse von Borverdünnungsstörfällen und Frischdampfleck angewandt. Für den Fall „Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorhandensein eines minderborierten Pfropfens im kalten Strang“ zeigten die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie, dass es selbst bei Annahme des maximal möglichen Pfropfenvolumens nicht zu einer Schädigung des Brennstoffes kommt. Mit den Analysen zu einem generischen FrischdampfleckszENARIO wurde die Anwendbarkeit des Programmkomplexes DYN3D/ATHLET auf die zweite Störfallklasse, in der die Kühlmittelvermischung eine wichtige Rollen spielt, demonstriert.</p> <p>Im Rahmen der Arbeiten zum Projekt wurde außerdem gezeigt, dass der Einfluss der turbulenten Schwankungen des Geschwindigkeitsfeldes innerhalb des Reaktordruckbehälters auf neutronenkinetische Parameter im Nominalbetrieb und unter Störfallbedingungen nicht zu vernachlässigen ist.</p>	
19. Schlagwörter Störfallanalyse, Druckwasserreaktoren, Borsäureverdünnungsstörfälle, Frischdampfleck, Kühlmittelvermischung, Neutronenkinetik, gekoppelte Codes	

20. Verlag	21. Preis
------------	-----------

Document Control Sheet

1. ISBN or ISSN	2. Type of Report Final Report – Part 2	
3a. Report Title Development of methods for the analysis of accident scenarios with steam line breaks and boron dilution by the help of the code system ATHLET-DYN3D		
3b. Title of Publication		
4a. Author(s) of the Report (Family Name, First Name(s)) Kliem, Sören; Grundmann, Ulrich; Rohde, Ulrich		5. End of Project 31.03.2004
4b. Author(s) of the Publication (Family Name, First Name(s))		6. Publication Date Oktober 2005
		7. Form of Publication Report
8. Performing Organisation(s) (Name, Address) Forschungszentrum Rossendorf e.V. Institut für Sicherheitsforschung Postfach 510119 01314 Dresden		9. Originator's Report No.
		10. Reference No. ¹⁾ 150 1225
		11a. No. of Pages Report 124
		11b. No. of Pages Publication
13. Sponsoring Agency (Name, Address) Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit (BMWA) 11019 Berlin		12. No. of References 40
		14. No. of Tables 5
		15. No. of Figures 82
16. Supplementary Notes		
17. Presented at (Title, Place, Date)		
18. Abstract <p>A model for the realistic description of the coolant mixing inside the pressure vessel of pressurized water reactors was implemented into the coupled code complex DYN3D/ATHLET. This model is based on the linear superposition Dirac-pulse-like perturbations. The model can be applied to the mixing of coolant of different temperature and/or boron concentration. The coupled code complex DYN3D/ATHLET with the newly implemented model was applied to the analysis of boron dilution and steam line break accidents. The results of a parameter study for the case "Start-up of the first main coolant pump with a slug of lower borated water in the cold leg" showed, that even under the conditions of the maximum slug volume there is no fuel damage. The applicability to the second class of accidents, where the coolant mixing has to be considered, was demonstrated by the analysis of a generic main steam line break scenario.</p> <p>Further it was shown, that the influence of turbulent fluctuations of the velocity inside the reactor pressure vessel during nominal and accident conditions on neutron-kinetic parameters cannot be neglected.</p>		
19. Keywords Accident analysis, PWR, Boron Dilution Transients, Steam Line Break Scenarios, Coolant Mixing, Neutron Kinetics, Coupled Codes		
20. Verlag	21. Preis	

Kurzfassung

Es wurde ein Modell zur realistischen Beschreibung der Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters von Druckwasserreaktoren in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET implementiert. Diese Modell basiert auf dem Prinzip der linearen Superposition Dirac-Impuls-ähnlicher Störungen und kann für die Modellierung der Vermischung von Kühlmittel unterschiedlicher Temperatur und/oder unterschiedlicher Borsäurekonzentration eingesetzt werden. Der um das Vermischungsmodell erweiterte gekoppelte Programmkomplex DYN3D/ATHLET wurde für Analyse von Borverdünnungsstörfällen und Frischdampfleckungen angewandt. Für den Fall „Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorhandensein eines minderborierten Pfropfens im kalten Strang“ zeigten die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie, dass es selbst bei Annahme des maximal möglichen Pfropfenvolumens nicht zu einer Schädigung des Brennstoffes kommt. Mit den Analysen zu einem generischen Frischdampfleckenszenario wurde die Anwendbarkeit des Programmkomplexes DYN3D/ATHLET auf die zweite Störfallklasse, in der die Kühlmittelvermischung eine wichtige Rollen spielt, demonstriert.

Im Rahmen der Arbeiten zum Projekt wurde außerdem gezeigt, dass der Einfluss der turbulenten Schwankungen des Geschwindigkeitsfeldes innerhalb des Reaktordruckbehälters auf neutronenkinetische Parameter im Nominalbetrieb und unter Störfallbedingungen nicht zu vernachlässigen ist.

Abstract

A model for the realistic description of the coolant mixing inside the pressure vessel of pressurized water reactors was implemented into the coupled code complex DYN3D/ATHLET. This model is based on the linear superposition Dirac-pulse-like perturbations. The model can be applied to the mixing of coolant of different temperature and/or boron concentration. The coupled code complex DYN3D/ATHLET with the newly implemented model was applied to the analysis of boron dilution and steam line break accidents. The results of a parameter study for the case “Start-up of the first main coolant pump with a slug of lower borated water in the cold leg” showed, that even under the conditions of the maximum slug volume there is no fuel damage. The applicability to the second class of accidents, where the coolant mixing has to be considered, was demonstrated by the analysis of a generic main steam line break scenario.

Further it was shown, that the influence of turbulent fluctuations of the velocity inside the reactor pressure vessel during nominal and accident conditions on neutron-kinetic parameters cannot be neglected.

Inhalt

1.	Einleitung und Zielstellung des Vorhabens	9
2.	Das semi-analytische Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter	11
2.1	Einleitung.....	11
2.2	Die Versuchsanlage für die Kühlmittelvermischung ROCOM.....	12
2.3	Grundlagen des Vermischungsmodells	14
2.4	Umsetzung des Vermischungsmodells	16
2.4.1	Relevante Fälle.....	16
2.4.2	Ermittlung der Übertragungseigenschaften für den Fall: „Quasistationärer Mehrschleifenbetrieb“	17
2.4.3	Ermittlung der Übertragungseigenschaften für den Fall: „Start der Zirkulation“	18
2.4.4	Verwendung der Übertragungseigenschaften	22
3.	Ankopplung des Vermischungsmodells SAPR an das Kernmodell DYN3D.....	23
4.	Implementierung in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET	24
4.1	Problemstellung.....	24
4.2	Start der Zirkulation	26
4.3	Quasistationärer Mehrschleifenbetrieb.....	29
5.	Heterogene Borverdünnung – Rechnungen mit DYN3D und DYN3D/ATHLET	30
5.1	Auswahl der zu betrachtenden Szenarien.....	30
5.2	Eingabedatensätze für den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET	30
5.2.1	ATHLET.....	30
5.2.2	DYN3D	31
5.3	Start der ersten HKMP bei Vorhandensein eines vollständig deborierten Pfropfens im Pumpenbogen.....	34
5.3.1	Rechnung mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET ...	34
5.3.2	Bortransport in ATHLET	41
5.4	Start der ersten HKMP nach nicht detektiertem Heizrohrleckbruch.....	52
5.4.1	Methodik der Analyse	52
5.4.2	Parameterstudie	53

5.5	Zusammenfassung der Rechnungen zu hypothetischen Borverdünnungsstörfällen	76
6.	Rechnungen zu hypothetischen Szenarien mit Frischdampfleck	77
6.1	Auswahl des zu betrachtenden Szenarios	77
6.2	Eingabedatensätze für den gekoppelten Progammkomplex ATHLET-DYN3D	78
6.3	Basisrechnung unter Verwendung des zeitabhängigen SAPR-Modells ...	79
6.4	Variationsrechnungen zum Einfluss verschiedener Modellansätze für die Kühlmittelvermischung.....	87
6.4.1	Annahme idealer Vermischung des Kühlmittels im Ringraum und unterem Plenum	87
6.4.2	Annahme vollständiger Nichtvermischung des Kühlmittels im Ringraum und unterem Plenum.....	89
6.5	Zusammenfassung der Rechnungen zu Störfällen mit Frischdampfleck	91
7.	Untersuchung des Einflusses turbulenter Schwankungen des Geschwindigkeits- und Konzentrationsfeldes auf das Reaktivitätsverhalten im Nominalbetrieb und während hypothetischer Borverdünnungstransienten	93
7.1	Einleitung.....	93
7.2	Asymmetrische Temperaturfluktuationen im Nominalbetrieb	94
7.2.1	Randbedingungen für die Analysen.....	94
7.2.2	DYN3D Rechnungen	95
7.2.3	Zusammenfassung der Untersuchungen zu den Temperaturfluktuationen.....	99
7.3	Heterogene Borverdünnung	99
7.3.1	Fluktuationen der experimentellen Daten	99
7.3.2	DYN3D Rechnungen und Ergebnisse	101
8.	Zusammenfassung.....	113
9.	Literatur	115
10.	Verzeichnisse.....	119
10.1	Formelzeichen und Abkürzungen.....	119
10.2	Abbildungen	121
10.3	Tabellen.....	124

1. Einleitung und Zielstellung des Vorhabens

Der Kopplung fortgeschrittener thermohydraulischer Systemcodes mit 3D neutronenkinetischen Kernmodellen wurde in den letzten Jahren international große Aufmerksamkeit geschenkt. Damit wurde das Ziel verfolgt, ein verbessertes Instrument für die Analyse von postulierten Störfällen zur Verfügung zu haben.

Im Rahmen des Projekts 150 0925 war das 3D Neutronenkinetik-Kernmodell DYN3D des Forschungszentrums Rossendorf (FZR) mit dem fortgeschrittenen thermohydraulischen Systemcode ATHLET der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) gekoppelt worden [Gru95a]. Die Validierung des gekoppelten Programmkomplexes DYN3D/ATHLET erfolgte an Hand von Nachrechnungen von Betriebstransienten und Übergangsprozessen in Kernkraftwerken (KKW) [Kli98a, Gru98, Häm01, Mit02, Gru03] und durch den Vergleich mit anderen gekoppelten Codes im Rahmen von internationalen Benchmarks [Kli99, Gru02, Gru03a, Kli03a].

Gekoppelte Programmkomplexe finden heute schon Anwendung für Störfallanalysen. Die verbesserte Beschreibung der Wechselwirkung des Reaktorkerns mit den Komponenten des Primär- und Sekundärkreislaufes erlaubt wesentlich genauere Aussagen über Störfallabläufe als das mit dem in den meisten thermohydraulischen Systemcodes implementierten Punktmodell für die Neutronenkinetik möglich ist.

Für bestimmte Klassen von Störfallszenarien (Frischdampfleck, Borverdünnung) ist die genaue Kenntnis der Verteilung des Kühlmittels am Eintritt in den Reaktorkern entscheidend für den Störfallablauf. Die thermohydraulischen Systemcodes sind nur bedingt in der Lage, adäquate Informationen über die Kühlmittelvermischung und somit auch über die Eintrittsverteilung zu liefern. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, eine spezielle Methodik für die o.g. Störfallszenarien zu entwickeln, um mit den gekoppelten Programmkomplexen eine durchgehend best-estimate Analyse durchführen zu können.

Das Ziel des Vorhabens bestand in der Schaffung einer Schnittstelle zwischen dem 3D Kernmodell DYN3D und dem thermohydraulischen Systemcode ATHLET, welche die Berücksichtigung realistischer Kühlmitteltemperatur- und Borkonzentrationsverteilungen am Kerneintritt erlaubt.

Im einzelnen sollten folgende Ziele erfüllt werden:

- Einbindung einer Methodik zur näherungsweise Beschreibung der Kühlmittelvermischung im Ringraum und unteren Plenum eines Reaktors
- Durchführung generischer Analysen zu Frischdampfleck- und heterogenen Borverdünnungsstörfällen
- Sensitivitäts- und Variantenuntersuchungen zum Einfluss verschiedener Ansätze für die Kühlmittelvermischung
- Erarbeitung einer Methodik zur Berücksichtigung des Einflusses turbulenter Geschwindigkeitsschwankungen auf den Reaktivitätseintrag bei einem Störfall

Das letzte Ziel des Vorhabens steht in direktem Zusammenhang mit den Untersuchungen zur Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters (RDB), die im Rahmen des Projekts 150 1216 [Gru03b] durchgeführt wurden. Dort waren großflächige turbulente Schwankungen der Geschwindigkeit im Nominalbetrieb und unter Störfallbedingungen gemessen worden.

Für die Durchführung von Störfallanalysen sowohl mit dem Kernmodell DYN3D als auch mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET werden Bibliotheken mit Diffusionsparametern benötigt, die den gesamten Bereich der während der untersuchten Szenarien auftretenden thermohydraulischen Bedingungen abdecken. Eine solche Bibliothek ist im ersten Teil dieses Projekts entwickelt, validiert und an DYN3D bzw. DYN3D/ATHLET angeschlossen worden. Diese Bibliothek ist in [Mit02] dokumentiert.

2. Das semi-analytische Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter

2.1 Einleitung

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

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

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

Um eine vollständig gekoppelte Analyse der o. g. Klassen hypothetischer Störfälle durchführen zu können, ist die Implementierung eines Modells notwendig, welches die in den meisten Fällen eindimensionale Thermohydraulik des Systemcodes mit der zwei- oder dreidimensionalen Thermohydraulik des Reaktorkerns verbindet und dabei die Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter in realistischer Weise modelliert. Die starke Abhängigkeit der Ergebnisse von der Modellierung der Vermischung wurde u.a. durch Parameteruntersuchungen im Rahmen der Arbeiten mit DYN3D/ATHLET zur Analyse eines Frischdampfleckes in einem WWER-440 Reaktor [Kli98] und während der Arbeiten am durch die OECD koordinierten Benchmark zu einem Frischdampfleck im TMI-1 Reaktor herausgearbeitet [Gru02, Gru03a].

Aufgrund der sehr langen Rechenzeiten ist die direkte Einbindung von CFD-Modulen mit detaillierter Turbulenzmodellierung zum gegenwärtigen Zeitpunkt nicht praktikabel. Auch ist bei einer Anwendung von CFD-Modellen für Störfallanalysen der vorherigen Validierung dieser Modelle besondere Aufmerksamkeit zu schenken. Die dazu im Rahmen des Projekts „Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren – Teil 2, Experimentelle Ausrüstung und Simulation der Vermischung (Projekt 150 1216)“ [Gru03b] begonnenen Aktivitäten wurden im Rahmen des durch die EU finanzierten Projekts FLOMIX-R [Roh03] systematisch weitergeführt und durch die Anwendung der so genannten „Best Practice Guidelines“ auf eine qualitativ neue Stufe gehoben.

Um zum gegenwärtigen Zeitpunkt die oben beschriebenen Rechnungen durchführen zu können, bietet sich als einzige Alternative ein vereinfachtes, schnellrechnendes Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung im RDB an.

Ein derartiges Modell war im Rahmen des Projektes 150 1216 entwickelt und intensiv validiert worden [Kli01, Gru03b, Her03, Pra03]. Entwicklung und Validierung des Modells sind eng mit der Versuchsanlage für die Kühlmittelvermischung ROCOM verbunden. Aus diesem Grund wird diese Versuchsanlage noch einmal kurz vorgestellt, ehe im folgenden die Grundlagen dieses Modells mit dem Namen „Semi-Analytical Perturbation Reconstruction (SAPR)“ dargelegt werden, um dann in den sich anschließenden Abschnitten die Ankopplung des Modells an DYN3D und die Implementierung in den gekoppelten DYN3D/ATHLET zu beschreiben.

2.2 Die Versuchsanlage für die Kühlmittelvermischung ROCOM

Die experimentelle Untersuchung der Kühlmittelvermischung im RDB an der Versuchsanlage ROCOM war wesentlicher Bestandteil der Arbeiten im Rahmen des Projekts 150 1216 [Gru03b]. Diese Versuchsanlage bildet den RDB eines Kernkraftwerks mit Druckwasserreaktor 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 Reaktoreintritt bis zum Kerneintritt wurden folgende Details berücksichtigt:

Kühlmitteleintrittsstutzen

- Innendurchmesser

- konische Erweiterung im Flanschbereich
- Krümmungsradius am Übergang zur Reaktorinnenwand

Downcomer

- 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
- Kerntageplatte mit Nachbildung der originalen Perforation

In die geometrisch ähnliche Nachbildung wurde noch der jeweils letzte vor dem Reaktoreintritt liegende sowie der jeweils erste dem Reaktoraustrittsstutzen folgende Krümmer der Hauptkühlmittelleitung einbezogen. Der Rest der Schleifen einschließlich der Hauptumwälzpumpen sind nicht geometrisch ähnlich, sondern nur bezüglich des enthaltenen Wasservolumens maßstäblich gestaltet.

In den Experimenten wurden Temperatur- bzw. Borsäurekonzentrationsunterschiede an dieser bei Umgebungsbedingungen mit Wasser betriebenen Versuchsanlage durch Zugabe einer die elektrische Leitfähigkeit beeinflussenden Tracerlösung (NaCl-Lösung) simuliert. Die Versuchsanlage wurde mit einer Messtechnik ausgestattet, die eine räumlich und zeitlich hochauflösende Messung der transienten Verteilung der Tracerkonzentration ermöglicht. Hierfür wurden spezielle neuartige Gittersensoren entwickelt [Pra98], die auf der Messung der elektrischen Leitfähigkeit beruhen. Insgesamt wurden 4 Gittersensoren mit insgesamt ca. 1000 Einzelmessstellen installiert.

Bei den vorwiegend turbulenten Vermischungsmechanismen des Tracersalzes stellen sich Verteilungen ein, die auf die Borsäurekonzentration bzw. die Temperatur übertragen werden können, indem die örtlichen Änderungen der Tracerkonzentration bzw. der Borsäurekonzentration oder der Temperatur auf die Amplitude der jeweiligen Störung am Eintritt in den Reaktor bezogen wird. Die zeitabhängige Tracerkonzentration an jeder Messposition kann auf diese Weise in einen dimensionslosen Vermischungsskalar übertragen werden. Borkonzentrations- bzw. Temperaturverläufe können aus dem Vermischungsskalar unter Bezugnahme auf die Anfangsbedingungen der zu untersuchenden Transportgröße berechnet werden.

2.3 Grundlagen des Vermischungsmodells

Das Geschwindigkeitsfeld im RDB von den Eintrittsstutzen durch den Downcomer und das untere Plenum bis zur Kerntrageplatte mit den Öffnungen für die Brennelemente wird wie jedes Strömungsproblem durch ein hochgradig nichtlineares System von partiellen Differentialgleichungen, den Navier-Stokesschen Differentialgleichungen beschrieben. Bezüglich der zu betrachtenden Transportgrößen Borsäurekonzentration bzw. Enthalpieänderung kann die Vermischung daher als ein nichtlineares System mit mehreren Ein- und Ausgängen aufgefasst werden. Die Eingangssignale sind dabei zeitabhängige Funktionen der Kühlmittelgeschwindigkeit, -enthalpie und -borkonzentration an jedem Eintrittsstutzen. Im allgemeinen können diese Größen an den einzelnen Eintrittsstutzen vollständig unabhängig voneinander sein. Die Ausgangssignale aus diesem System sind die gleichen Größen an jeder Brennelementposition der Kerntrageplatte.

Wenn die Transportgrößen das Geschwindigkeitsfeld im RDB nicht oder nur geringfügig beeinflussen, können sie als skalare Parameter, die einem diffusiven und konvektiven Transport unterliegen, betrachtet werden. Die eigentliche Transportgleichung für solch einen skalaren Parameter ist bezüglich der Transportgröße linear, wenn das Geschwindigkeitsfeld eindeutig vorgegeben ist. Dies ist genau dann der Fall, wenn die geometrischen Randbedingungen konstant sind, die Volumenstromverteilungen am Modelleingang räumlich und zeitlich genau reproduziert werden und das Strömungsfeld keine Instabilitäten entwickelt, die eine eigene, von äußeren Randbedingungen unabhängige Dynamik aufweisen. Unter diesen Bedingungen können Verteilungen der Transportgröße, d.h. des Skalars, die sich aus unterschied-

lichen Randbedingungen für die räumlich-zeitliche Verteilung des Skalars am Modelleingang im Strömungsfeld ergeben, linear überlagert werden.

Ein lineares System in strengem Sinn liegt vor, wenn das Geschwindigkeitsfeld vollständig stationär ist. Unter diesen Bedingungen kann die Systemantwort durch Berechnung des Faltungsintegrals erfolgen. Hierfür müsste am Modelleingang eine Sprung- oder Dirac-Funktion vorgegeben werden. Eine solche Anregung wurde in Experimenten an der Versuchsanlage ROCOM bei geeigneter Steuerung der Tracerinjektion annähernd nachgebildet [Gru03b]. Der Zeitverlauf der Transportgröße (oder deren Abweichung vom Anfangszustand) an einem beliebigen Punkt innerhalb des Strömungsgebiets und somit auch am Modellausgang kann dann wie folgt berechnet werden:

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \int_0^t w_{x,y,z}(t-\tau) \cdot \Theta_{\text{Eingang}}(\tau) d\tau = \int_0^t h_{x,y,z}(t-\tau) \cdot \left. \frac{d\Theta_{\text{Eingang}}}{dt} \right|_{\tau} d\tau \quad (\text{Gl. 2.1})$$

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

Eine genaue Reproduzierbarkeit des Geschwindigkeitsfeldes im Strömungsgebiet ist auch bei genauer Vorgabe der Strömungsrandbedingungen nur bei laminaren Verhältnissen zu erwarten. Im Bereich turbulenter Strömung treten Fluktuationen auf, die dazu führen, dass die einzelnen Realisierungen des Geschwindigkeitsfeldes voneinander abweichen. Eine Reproduzierbarkeit liegt nur im Hinblick auf das ensemblegemittelte Geschwindigkeitsfeld vor. Aus diesem Grund wurde in den Experimenten für die Ermittlung der Systemfunktionen $w_{x,y,z}(t)$ die Technik der Ensemble-Mittlung angewandt, d.h. die entsprechenden Versuche wurden mit identischen Geschwindigkeitsrandbedingungen und Kurzeinspeisung zum gleichen Zeitpunkt wiederholt und zeitschrittweise ensemble-gemittelt [Gru03b].

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

2.4 Umsetzung des Vermischungsmodells

2.4.1 Relevante Fälle

In Transienten, in deren Verlauf es zu asymmetrischen Störungen der Kühlmitteltemperatur und/oder der Borkonzentration im Primärkreislauf kommt, bestimmt die Vermischung des Kühlmittels, speziell innerhalb des RDB, entscheidend den weiteren Störfallverlauf.

Insbesondere betrifft das die beiden folgenden Klassen von Störfällen

- Leck in einer oder mehrerer Frischdampfleitungen
- Anlaufen der Zirkulation bei Vorhandensein eines minderborierten Kühlmittelpfropfens in einer oder mehrer Schleifen des Primärkreislaufes

In beiden Fällen vermischt sich Kühlmittel unterschiedlicher Qualität auf dem Weg von den Schleifen bis zum Eintritt in den Reaktorkern. Die sich daraus ergebende Verteilung der Temperatur bzw. der Borsäure am Kerneintritt hat entscheidende Auswirkungen auf die neutronenkinetische Antwort des Reaktorkerns. Die Annahme idealer Vermischung führt zu einer künstlichen Abschwächung der Störung. In den meisten Fällen kommt es daher nach erfolgter Reaktorschnellabschaltung nicht zu einer Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors. Am anderen Ende des Spektrums kann der vollständige Ausschluss der Vermischung in den entsprechenden Rechnungen zu deutlicher Überkritizität mit eventuellen Kernschäden führen.

In der Realität findet eine teilweise Vermischung innerhalb des RDB statt, wie entsprechende Experimente an Versuchsanlagen [z.B. Hem97, Log00, Gru03b] und Messungen an Kernkraftwerken [Top04] belegen.

Quasistationäre Strömungsbedingungen charakterisieren die Auskühlung einer vom Frischdampfleck betroffenen Schleife. Im Falle des Abschaltens der Hauptkühlmittelpumpe (HKMP) stellt sich nach einer kurzen Übergangszeit stabiler Naturumlauf ein, bei weiterlaufenden Pumpen gibt es keine Veränderung der Massenstromverhältnisse. Der Transport der Störung zum Reaktorkern findet somit unter nahezu stationären Bedingungen statt.

Im Gegensatz dazu erreicht der minderborierte Pfropfen im Falle eines Deborierungsstörfalles mit Start der Zirkulation den Eintritt in den Reaktorkern unter transienten Strömungsbedingungen, in den meisten Fällen noch während der Anlaufphase.

Diese zwei unterschiedlichen Fälle repräsentieren die möglichen Bedingungen und werden deshalb im Vermischungsmodell umgesetzt.

2.4.2 Ermittlung der Übertragungseigenschaften für den Fall: „Quasistationärer Mehrschleifenbetrieb“

Für eine adäquate Darstellung eines Pfropfens mit verringerter Borkonzentration oder Temperatur als Eingangssignal in das System ist im Falle stationärer hydraulischer Randbedingungen ein experimentell gemessener Quasi-Dirac-Impuls ausreichend. Es ist nur notwendig, den Impuls und die gemessene Antwort auf der Zeitachse zu verschieben. Im stationären Fall verändert sich der Abstand von Einspeiseimpuls und gemessener Antwort nicht. Somit kann der Zeitverlauf $\theta_{\text{Eingang}}(t)$ der Konzentration eines vorgegebenen Pfropfens am Reaktoreintritt durch n Impulse folgendermaßen dargestellt werden:

$$\Theta_{\text{Eingang}}(t) = \sum_{j=1}^n a_j \cdot g_j(t) \quad (\text{Gl. 2.2})$$

wobei $g_j(t)$ die normierten Konzentrations-Zeit-Verläufe der Kopien des angenäherten Dirac-Impulses darstellt, die auf den Zeitpunkt t_j verschoben wurden. a_j sind die durch Zerlegung zu gewinnenden Superpositionskoeffizienten. Die Anzahl der einzubeziehenden Impulse n hängt von der Größe des zu modellierenden Pfropfens ab. Die Koeffizienten a_j werden durch die Methode der kleinsten Quadrate als Minimierung der Abweichung zwischen vorgegebenem und rekonstruiertem Pfropfen ermit-

telt. Ein Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus Impulsen ist in Abb. 2.4.1 dargestellt.

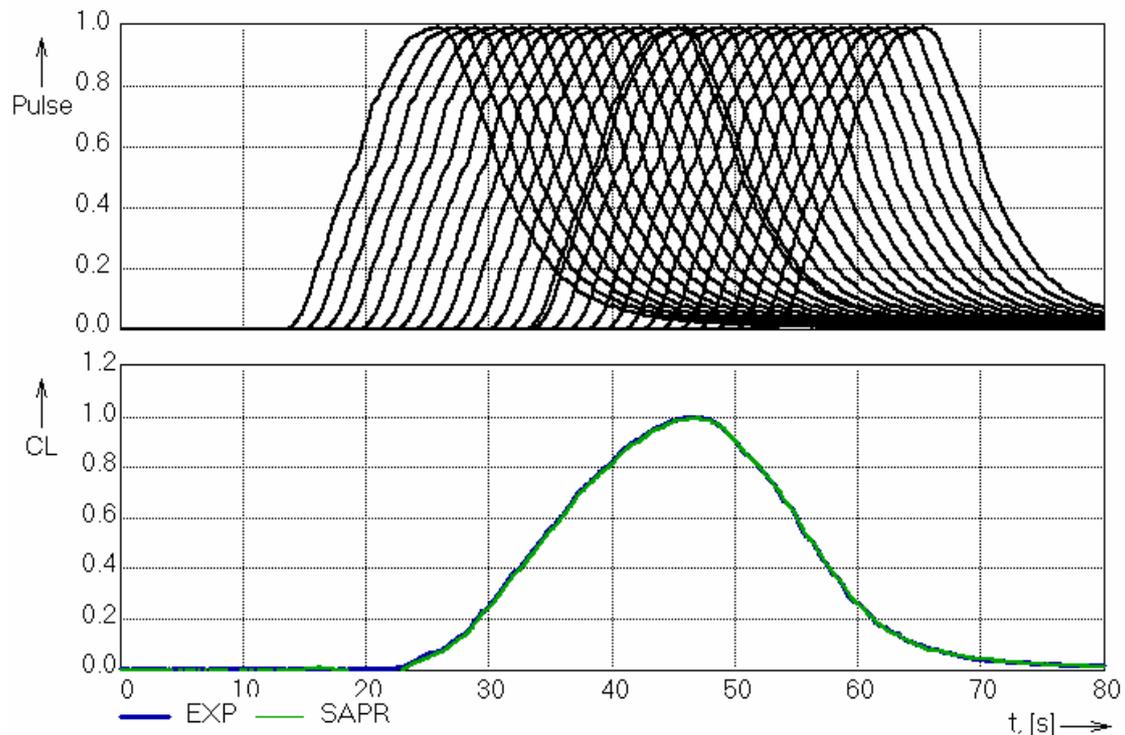


Abb. 2.4.1 Demonstration der Rekonstruktionsmethode für den quasistationären Fall

Die im oberen Teil der dargestellten Impulsfunktionen wurden verwendet um den Zeitverlauf eines experimentellen Pfropfens zu rekonstruieren. Die mit „SAPR“ bezeichnete Kurve ist das Ergebnis der Rekonstruktion. Es sind nahezu keine Unterschiede zwischen Vorgabe und rekonstruierter Kurve zu erkennen.

2.4.3 Ermittlung der Übertragungseigenschaften für den Fall: „Start der Zirkulation“

Eine Besonderheit gegenüber dem oben beschriebenen quasistationären Fall ist durch die zeitliche Veränderung der Geschwindigkeitsrandbedingung am Modelleingang gegeben, die bei Anlaufen der Kühlmittelzirkulation stattfindet. Abb. 2.4.2 zeigt als Beispiel den normierten Geschwindigkeitsverlauf bei Start der ersten HKMP. Die zeitliche Veränderung führt dazu, dass die Geschwindigkeitsverteilung im Strömungsgebiet nicht stationär ist und folglich die Systemantwort auf eine Störung der Transportgröße am Systemeingang nicht mehr zeitunabhängig ist. Damit existiert für

diesen Fall keine Übertragungsfunktion im Sinne von (Gl. 2.1). Die bei der Faltung genutzte Zeitinvarianz der Antwort auf eine Dirac- bzw. Sprungfunktion steht nicht mehr zur Verfügung. Ungeachtet dessen können Systemantworten, die für verschiedene Eingangsfunktionen aufgenommen worden sind, nach wie vor linear überlagert werden. Hierfür sind jedoch Systemantworten auf Diracimpulse oder Sprungfunktionen in Abhängigkeit vom Zeitpunkt der Anregung t_0 nötig:

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \sum_{i_0=1}^{n_{t_0}} \int_0^t w_{x,y,z,t_0}(t-\tau) \cdot \Theta_{\text{Eingang}}(\tau) d\tau = \sum_{i_0=1}^{n_{t_0}} \int_0^t h_{x,y,z,t_0}(t-\tau) \cdot \left. \frac{d\Theta_{\text{Eingang}}}{dt} \right|_{\tau} d\tau \quad (\text{Gl. 2.3})$$

n_{t_0} ist hierbei die Anzahl der Systemantworten. Bei experimenteller Bestimmung der Systemantworten $w_{x,y,z,t_0}(t)$ (bzw. $h_{x,y,z,t_0}(t)$) muss im Unterschied zur Übertragungsfunktion $w_{x,y,z}(t)$ im zeitinvarianten quasistationären Fall die Störung zu unterschiedlichen Zeitpunkten t_0 relativ zur zeitlichen Vorgabe der Geschwindigkeitsrandbedingung am Systemeingang vorgenommen werden. Übersetzt auf die Verhältnisse bei Einsetzen des Kühlmittelumlaufs bedeutet dies, dass Tracerimpulse, die einer Dirac-Funktion angenähert werden, zu ausreichend vielen unterschiedlichen Zeitpunkten generiert und die Systemantworten aufgenommen werden müssen, um anschließend die Systemantwort auf einen beliebigen Konzentrations-Zeit-Verlauf am Systemeingang durch Superposition gewinnen zu können. Hierzu muss der Versuch mit genau reproduziertem Zeitverlauf der Geschwindigkeitsrandbedingung und einer Vielzahl von Einspeisezeitpunkten des Tracers wiederholt werden. Um den experimentellen Aufwand dabei in Grenzen halten zu können, wurde darauf orientiert, die Systemantwort nur für ausgewählte Stützstellen aufzunehmen und weitere Systemantworten für zwischen den Stützstellen liegende Zeitpunkte durch Interpolation zu gewinnen.

Die experimentell erzeugten Impulse von drei Experimenten mit identischem Massenstromverlauf aber unterschiedlichen Einspeisezeitpunkten sind in Abb. 2.4.3 (oben) dargestellt. Die gemessenen Antworten auf diese Impulse an einer bestimmten Brennelementposition sind in Abb. 2.4.3 (unten) dargestellt. Deutlich ist die Veränderung der Antwort in Abhängigkeit vom Einspeisezeitpunkt zu erkennen.

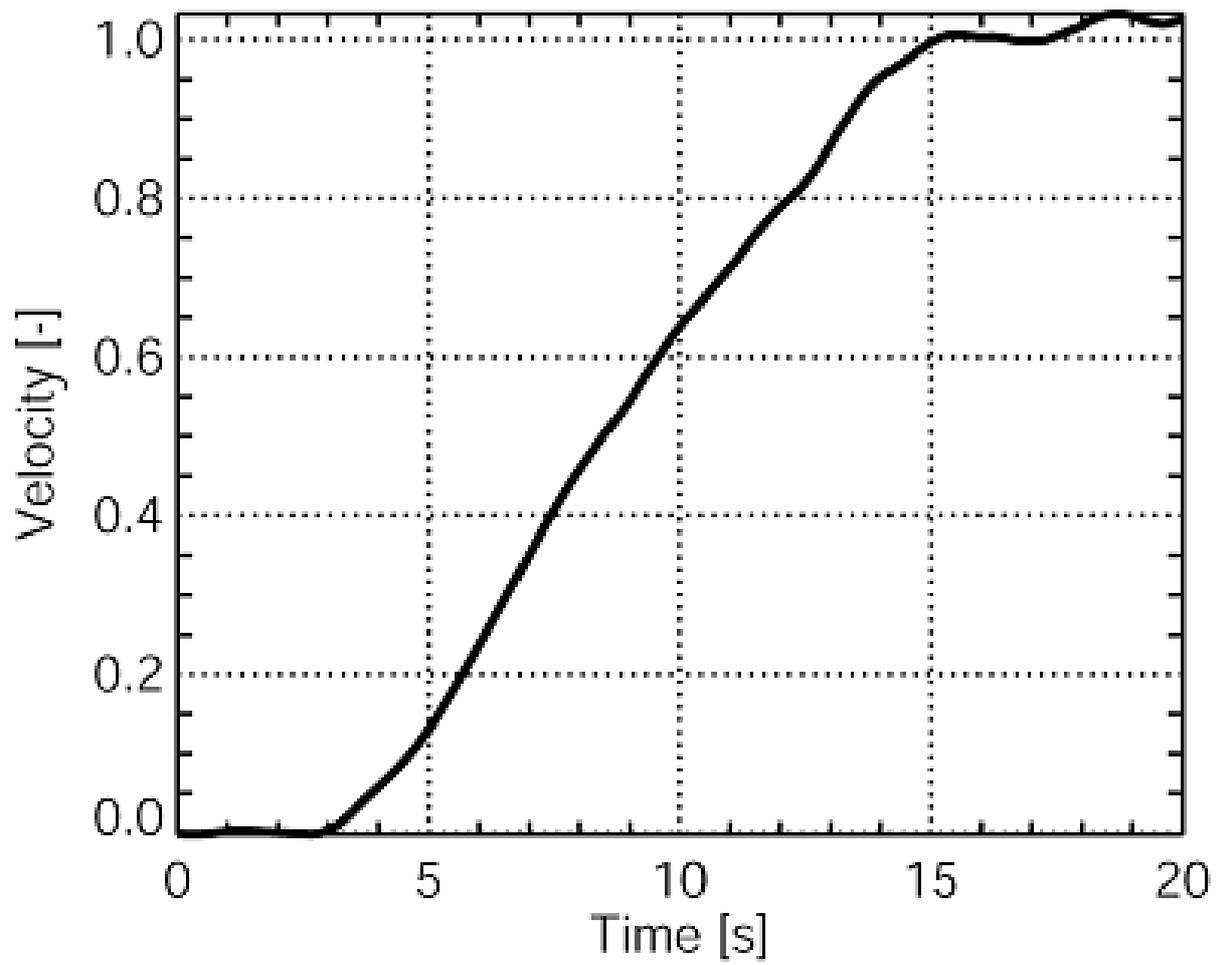


Abb. 2.4.2 Normierte Geschwindigkeit während des Anlaufens der Zirkulation

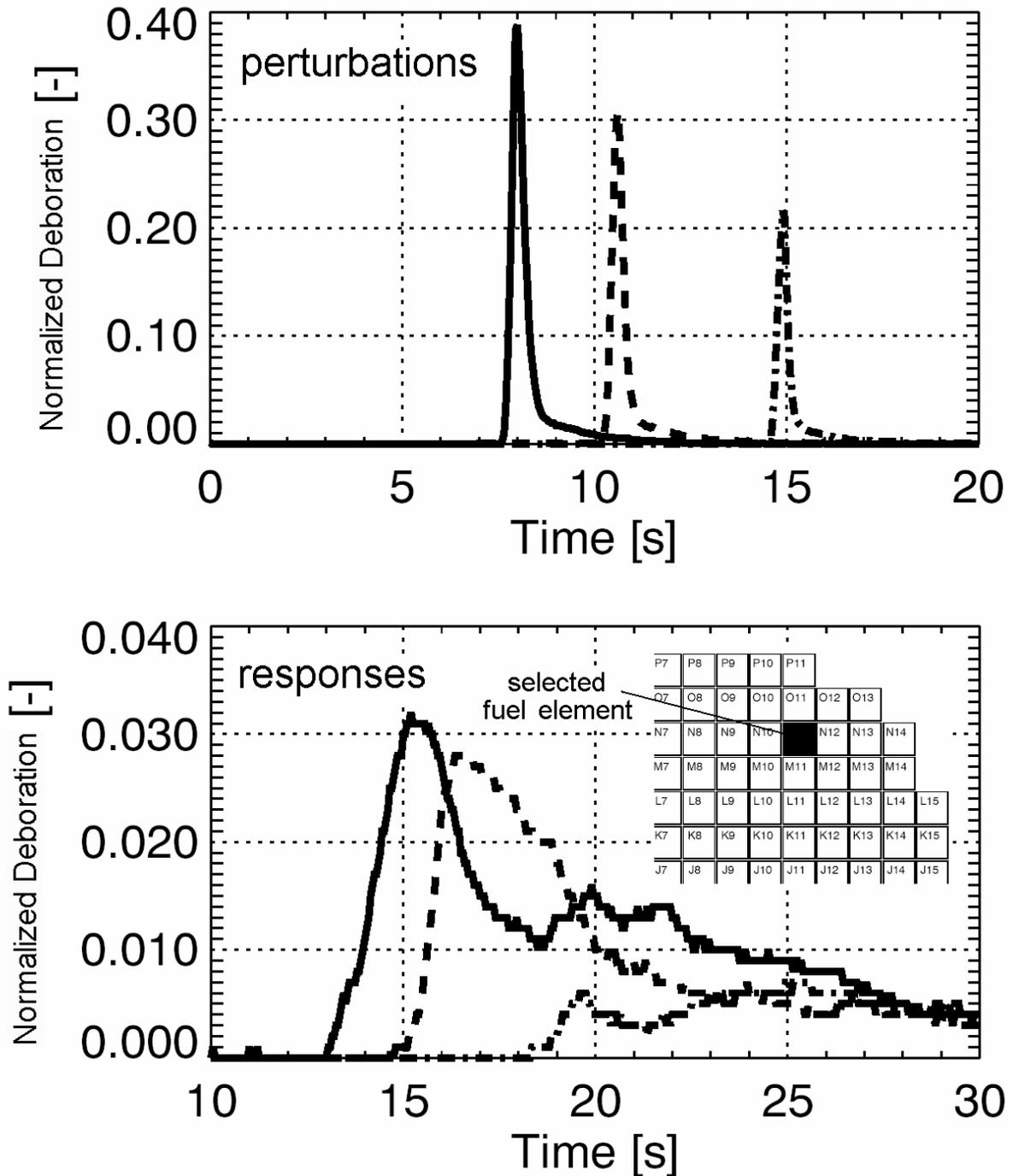


Abb. 2.4.3 Mittelwertverlauf verschiedener Dirac-Impuls-Experimente am Reaktoreintritt (oben) und gemessene Antworten an einer bestimmten Brennelementposition (unten)

Die Rekonstruktion einer am Eintritt in das System vorgegebenen Störung erfolgt nach der gleichen Vorgehensweise wie im quasistationären Fall. Es ist nur zu beachten, dass für den vorliegenden Fall in (Gl. 2.2) unterschiedliche angenäherte Dirac-

Impulse $g_j(t)$ eingehen. Die Superpositionskoeffizienten a_j werden in identischer Weise ermittelt. Ein entsprechendes Beispiel ist in Abb. 2.4.4 dargestellt.

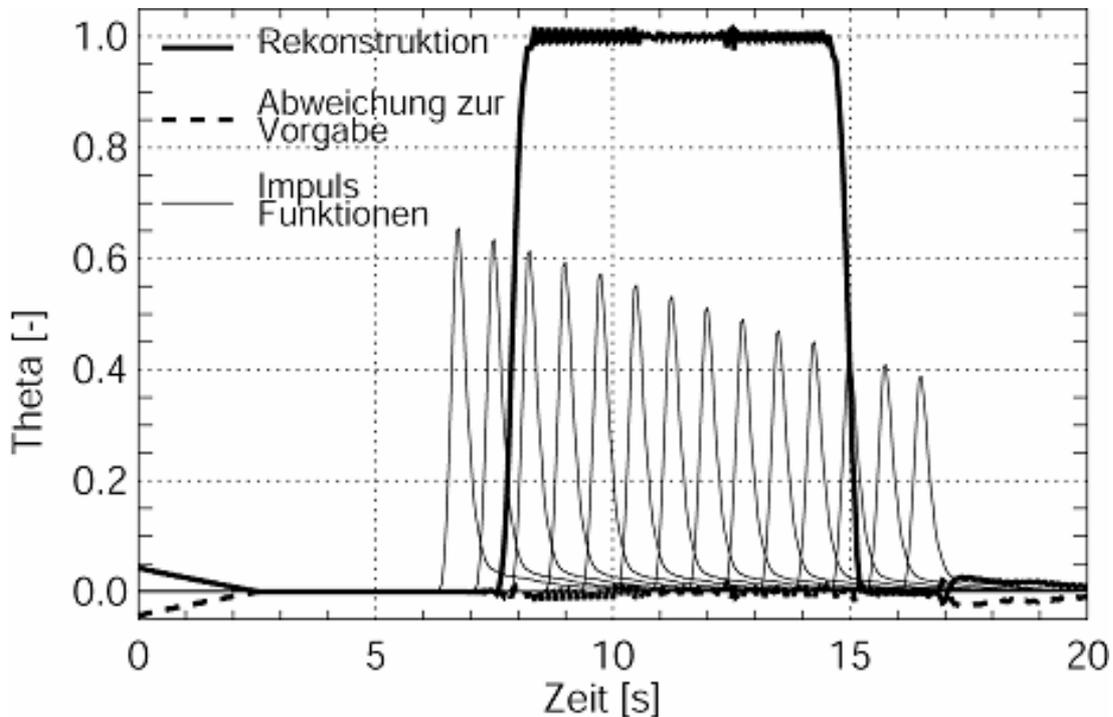


Abb. 2.4.4 Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsfunktionen

2.4.4 Verwendung der Übertragungseigenschaften

Der transiente Verlauf des Vermischungsskalars $\theta_{BE}(t)$ (normierte Bor- bzw. Temperaturstörung) kann nun unter Verwendung der aus (Gl. 2.2) bestimmten Superpositionskoeffizienten a_j an jeder Brennelementposition rekonstruiert werden. Dies geschieht nach folgender Formel:

$$\Theta_{BE}(t) = \sum_{j=1}^n a_j \cdot h_{BE,j}(t) \quad (\text{Gl. 2.4})$$

wobei $h_{BE,j}(t)$ der Zeitverlauf der Systemantwort an der entsprechenden Brennelementposition auf die angenäherte Dirac-Anregung $g_j(t)$ ist, die zum Zeitpunkt t_j am Reaktoreintritt ausgelöst wurde.

3. Ankopplung des Vermischungsmodells SAPR an das Kernmodell DYN3D

Nach der im Rahmen des Projekts 150 1216 erfolgreich durchgeführten Validierung stand das Vermischungsmodell für Borverdünnungsanalysen mit dem Kernmodell DYN3D zur Verfügung. Da das Vermischungsmodell SAPR als eigenständiges Programm entwickelt worden war, bot sich für die durchzuführenden Analysen eine offline Kopplung mit DYN3D an, die auch umgesetzt wurde.

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

1. Information über 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 unteren Plenum

Auf Basis dieser Daten und der Verwendung der entsprechenden Übertragungsfunktionen berechnet SAPR den Zeitverlauf der Borkonzentration und der Kühlmitteltemperatur am Eintritt in jedes Brennelement. Diese Zeitkurven werden im DYN3D-Eingabeformat in zwei speziellen Files abgespeichert.

Mit diesen Eingabedaten und unter Verwendung derselben Massenstromkurve können dann DYN3D-Rechnungen durchgeführt werden.

4. Implementierung in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET

4.1 Problemstellung

Bei der Kopplung der Programme DYN3D und ATHLET wurden verschiedene Strategien umgesetzt. Es existiert eine sogenannte interne Kopplung, bei der ausschließlich das Neutronenkinetikmodell von DYN3D in ATHLET implementiert wurde. Die Thermohydraulik der gesamten Anlage und des Reaktorkerns wird mit ATHLET modelliert. In der externen Kopplung wird das Modell des Reaktorkerns aus dem ATHLET-Modell herausgeschnitten und vollständig durch DYN3D modelliert [Gru95a, Gru95b]. Schnittstellen zwischen beiden Modellen befinden sich im unteren und oberen Plenum. In letzter Zeit 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. 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. 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 numerische Stabilität besser als bei Einsatz der externen Kopplung ist [Gru04].

Für die Implementierung des Vermischungsmodells SAPR wurde die externe Kopplung ausgewählt. Hauptgrund dafür war das Vorhandensein der wohldefinierten Schnittstelle zwischen beiden Programmen. Am Übergang vom unteren Plenum in die Kerneintrittsebene werden die Größen Massenstrom, Borsäurekonzentration und Kühlmittelenthalpie aus dem unteren Plenum an das Kernmodell DYN3D übergeben.

Für die Einbindung der externen Kopplung wurde der Formalismus des „LIBRARY“-Modells von ATHLET verwendet. Unter dem KEYWORD „DYN3D“ werden im Eingabedatensatz für ATHLET neben den Prozessgrößen Druck im unteren und oberen Plenum auch die zu übergebenden Signale für die o.g. Größen definiert. 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 Schleifenparameter können dann den entsprechenden Sektoren im Kernmodell in unterschiedlicher Art und Weise zugeordnet werden. Im einfachsten Fall der idealen Vermischung werden alle modellierten Brennelemente mit den volumengewichteten 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-440/213) existieren stationäre analytische Vermischungsmodelle, in denen die Parameter am Eintritt in jedes Brennelement auf Basis der Schleifenparameter berechnet werden.

Für die Implementierung des Vermischungsmodells SAPR wurde unterhalb des KEYWORDS „DYN3D“ ein neues Pseudokeyword mit dem Namen „SAPR“ eingeführt. Bei Vorhandensein dieses Pseudokeywords wird das SAPR-Modell aktiviert. Zu beachten ist, dass die übergebenden Prozesssignale aus den kalten Strängen der einzelnen Schleifen extrahiert werden müssen. Zusätzlich werden für Normierungszwecke die aktuellen Parameter Massenstrom, Borsäurekonzentration und Kühlmittelenthalpie aus dem Modell des unteren Plenums abgefragt.

ATHLET operiert während einer zeitabhängigen Rechnung nur mit den Lösungsvariablen des aktuellen und des vorhergehenden Zeitschritts. Kenntnisse über weiter zurückliegende Zeitschritte sind für das Lösungsverfahren nicht notwendig. Wie oben ausgeführt, rekonstruiert das SAPR-Modell den Zeitverlauf einer Störung am Kerneintritt on-line aus dem Zeitverlauf der Störung im kalten Strang der Kühlmittelschleife. Dabei ist es erforderlich, den Zeitversatz zwischen einer Störung am Eintritt in den RDB und ihrem Eintreffen am Reaktorkern zu berücksichtigen. Dieser Zeitversatz ist aus den für jeweils nur zwei Zeitschritte abgespeicherten ATHLET-Parametern nicht ableitbar.

Andererseits hat die beschriebene Methode der Rekonstruktion sehr gute Ergebnisse sowohl bei der Validierung [Kli01, Her03, Pra03] als auch bei der offline-Kopplung mit dem Kernmodell DYN3D erbracht (siehe Abschnitt 5.4.2.2).

Es wurde eine Lösung gefunden, die die Spezifika des SAPR-Modells bei der Implementierung in den gekoppelten Programmkomplex berücksichtigen. Die Implementierung wird am Beispiel des Starts der Zirkulation im folgenden Abschnitt beschrieben.

Daran anschließend wird auf die Besonderheiten des quasistationären Mehrschleifenbetriebs eingegangen.

Mit der Implementierung in die externe Kopplung steht das Vermischungsmodell SAPR natürlich auch in der parallelen Kopplung zur Verfügung. Weiterführende Arbeiten sollen zeigen, inwieweit die parallele Kopplung in der Lage ist, die bisherigen Anwendungsgebiete der externen Kopplung abzudecken und diese somit teilweise oder ganz zu ersetzen. Dies soll auch speziell in Hinblick auf Störfallanalysen mit asymmetrischer Störung des Kerns erfolgen.

4.2 Start der Zirkulation

Die in numerischer Form vorliegenden Übertragungsfunktionen beinhalten die Transportzeit einer im kalten Strang der Kühlmittelschleife vorliegenden Störung in inhärenter Form. Diese Zeitverschiebung wird bei der Implementierung des SAPR-Modells in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET ausgenutzt. Die am Eintritt in den Reaktordruckbehälter auftretende Störung wird nicht prompt wirksam. Das erlaubt es, die oben beschriebene Methodik der Störungsrekonstruktion in identischer Art und Weise anzuwenden. Die Störung wird über einen gewissen Zeitraum auf einem speziellen Speicherfeld vorgehalten und steht für die Rekonstruktion zur Verfügung. Für hydraulische Vorgänge beim Start der Zirkulation hat es sich als praktikabel erwiesen, das SAPR-Modell jeweils im Zeitabstand von 1 s zu aktivieren. Bis maximal 15 s des abgespeicherten Zeitverlaufs werden für die Rekonstruktion der Antworten verwendet. Zwischen zwei Aufrufen des SAPR-Modells werden die zuletzt berechneten Antworten, die aufgrund der Zeitverschiebung in die Zukunft reichen, als Eingangsdaten für die Kernrechnung verwendet.

Sämtliche Übertragungsfunktionen des SAPR-Modells liegen mit einer Zeitschrittweite von 0.05 s vor. Die aus der ATHLET-Rechnung übermittelten Schleifendaten für Borsäurekonzentration 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).

Die SAPR-Methodik wurde in Form verschiedener in FORTRAN90 geschriebener Subroutinen in den Programmkomplex implementiert. Im wesentlichen wird eine dynamische Feldverwaltung verwendet, die entsprechenden Felder werden über Module in die Routinen eingebunden. Eine spezielle Namenskonvention, die sich bei der Implementierung der externen Kopplung bewährt hatte, wurde hierfür erweitert. Alle Routinen des SAPR-Modells beginnen mit den Buchstaben „SPR“. alle Module mit „CSPR“.

Abb. 4.2.1 zeigt ein Fließdiagramm des SAPR-Modells. Es ist in die Routine „KOPREAD“ eingebettet, die für die Aktualisierung der ATHLET-Parameter vor Aufruf des Kernmodells DYN3D verantwortlich ist.

Die einzelnen Routinen haben folgende Aufgaben:

Tab. 4.1 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)
SPRANSW	Rekonstruktion der dimensionslosen Antworten am Eintritt in jedes Brennelement
SPRCORE	Überlagerung der Antworten aller aktiven Kühlmittelschleifen und Umrechnung in dimensionsbehaftete Größen

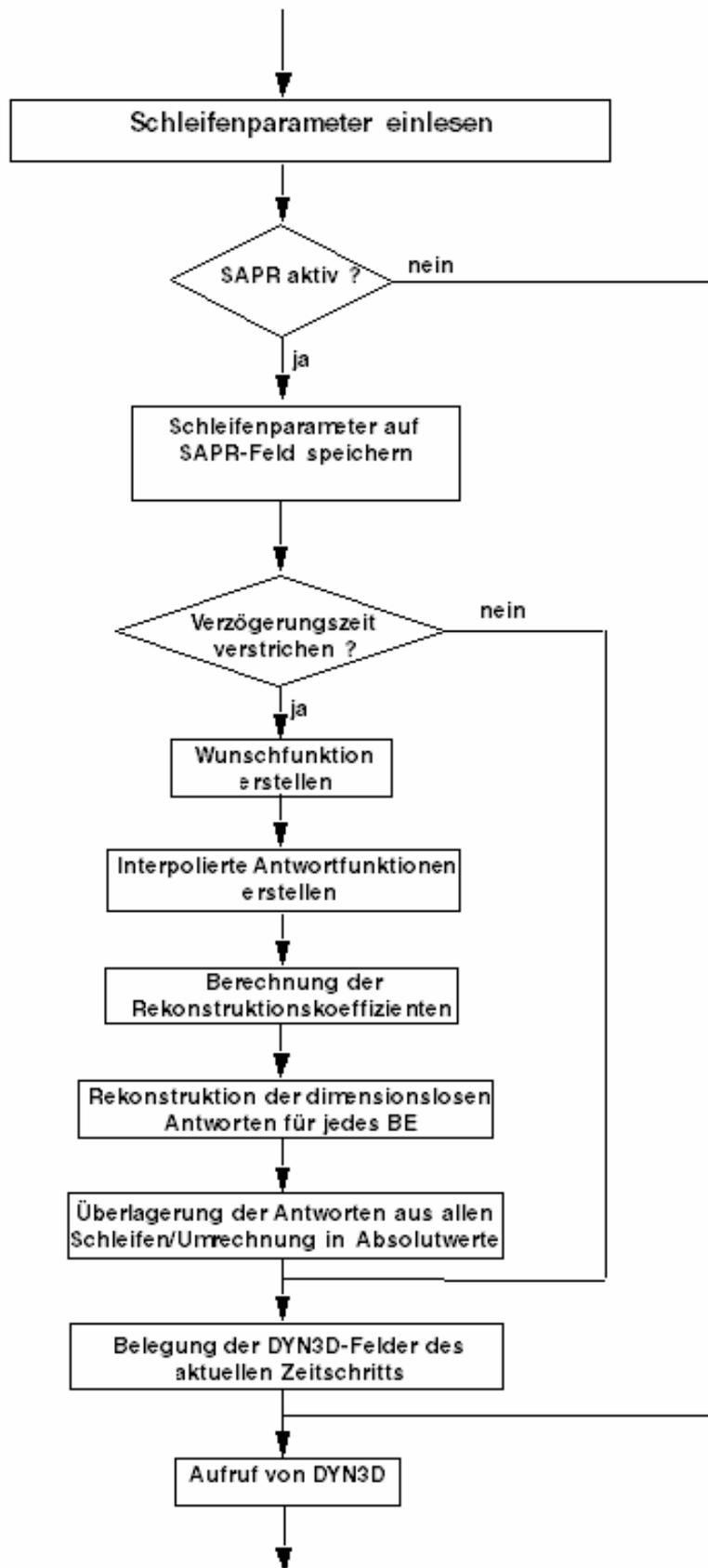


Abb. 4.2.1 Fließdiagramm des SAPR-Modells

4.3 Quasistationärer Mehrschleifenbetrieb

Die Modellfunktionen für den quasistationären Fall liegen in derselben Form wie für den Start der Zirkulation vor. Aus diesem Grund kann das SAPR-Modell in identischer Weise zur Berechnung der Verteilung der Transportgrößen Borsäurekonzentration und Kühlmittelenthalpie angewendet werden. Auch die oben erwähnte inhärent vorhandene (in diesem Fall: konstante) Zeitverschiebung wird im quasistationären Mehrschleifenbetrieb vollständig wirksam.

5. Heterogene Borverdünnung – Rechnungen mit DYN3D und DYN3D/ATHLET

5.1 Auswahl der zu betrachtenden Szenarien

Seit einer Reihe von Jahren werden hypothetische Störfallszenarien diskutiert, in deren Verlauf sich schwächer boriertes Kühlmittel in bestimmten Bereichen des Primärkreislaufes ansammeln kann. Dies könnte durch Einbringung schwach borierten Kühlmittels aus Anschlusssystemen des Primärkreises oder durch Auftrennung des borierten Primärkühlmittels in hoch boriertes und weitgehend borfreies Kühlmittel geschehen. Letzteres kann z.B. im Verlauf von Reflux-Condenser-Betrieb oder durch ein Heizrohrleck im Dampferzeuger geschehen.

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.

In [Rei98] wird davon ausgegangen, dass aufgrund der deutlich schneller ablaufenden Prozesse im Fall des Zuschaltens der Hauptkühlmittelpumpe diese Transiente ein abdeckendes Deborierungsszenario darstellt. Aus diesem Grund wird in den folgenden Abschnitten an Hand dieses Szenarios die Arbeitsweise des SAPR-Modells im Zusammenspiel mit DYN3D und DYN3D/ATHLET demonstriert und entsprechende Analysen vorgestellt.

5.2 Eingabedatensätze für den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET

5.2.1 ATHLET

Der ATHLET-Datensatz modelliert einen Vier-Schleifen-Druckwasserreaktor. Diese vier Schleifen des Primärkreislaufes der Reaktoranlage sind im Datensatz durch zwei Kühlmittelschleifen, eine Einfachschleife und eine Dreifachschleife modelliert. Der Druckhalter ist an die Einfachschleife angeschlossen. Der Ringraum, das untere und das obere Plenum sind in radialer Richtung jeweils als ein Objekt ausgeführt. Am Austritt aus dem unteren Plenum und am Eintritt in das obere Plenum befinden sich die durch zwei Objekte des Typs „FILL“ modellierten Schnittstellen zum Kernmodell DYN3D. In axialer Richtung wurden die einzelnen Objekte der beiden kalten Stränge

der Schleifen und des Ringraums sehr fein unterteilt (rd. 0.20 m pro Node), um die zu erwartende numerische Diffusion bei den anfänglich geringen Kühlmittelgeschwindigkeiten zu minimieren.

Der Sekundärkreislauf ist entsprechend den Vorgaben aus dem Primärkreislauf auch in zwei Schleifen aufgeteilt (Einfach- und Dreifachschleife) mit vollständiger Modellierung vom Speisewassersystem bis zum Eintritt in die Turbine.

Der Datensatz enthält eine Reihe von Hilfssystemen, die aber während der Rechnungen zum Borverdünnungsszenario nicht aktiviert werden.

5.2.2 DYN3D

Für die Rechnungen wurde eine generische Kernbeladung eines deutschen Druckwasserreaktors ausgewählt. Diese Beladung repräsentiert einen Gleichgewichtskern und enthält 129 Uran- und 64 MOX-Brennelemente. Das Beladungsschema ist auf Abb. 5.2.1 dargestellt. Aufgrund der höchsten Borsäurekonzentration haben hypothetische Borverdünnungsstörfälle zum Beginn des Brennstoffzyklus die größten Auswirkungen. Der Abbrandzustand des Reaktorkerns entspricht dem Zustand zu Beginn des Gleichgewichtszyklus. Es ist anzumerken, dass aus diesem Grund nicht alle Brennelemente abbrandfrei sind.

Sowohl in der neutronenkinetischen als auch in der thermohydraulischen Modellierung ist jedes der 193 Brennelemente einzeln mit 13 äquivalenten Höhenschichten aufgelöst. Die Randbedingungen an den Außenseiten des Reaktorkerns sind durch Albedos dargestellt, die in stationären Kernrechnungen für den Anfangszustand zu Beginn der Transiente ermittelt wurden. Für die Rechnungen wurde angenommen, dass der Reaktor sich vor der eigentlichen Störfalltransiente im Volllastzustand befand. Aus diesem Grund entspricht der Samarium- und Xenon-Zustand in der Rechnung diesen Volllastbedingungen. Die eigentliche Störfallrechnung beginnt aus dem unterkritischen heißen Reaktorzustand. Es wird angenommen, dass bei der vorab erfolgten Reaktorschnellabschaltung der effektivste Abschaltstab in der obersten Position stecken geblieben ist. Die Position dieses Stabes wurde im Bereich der zu erwartenden größten Borverdünnung ausgewählt und ist in Abb. 5.2.2 durch ein Kreuz gekennzeichnet.

Die Bibliothek der homogenisierten Zwei-Gruppen-Diffusionsparameter wurden mit Hilfe des zweidimensionalen Zellprogramms HELIOS berechnet [Mit02].

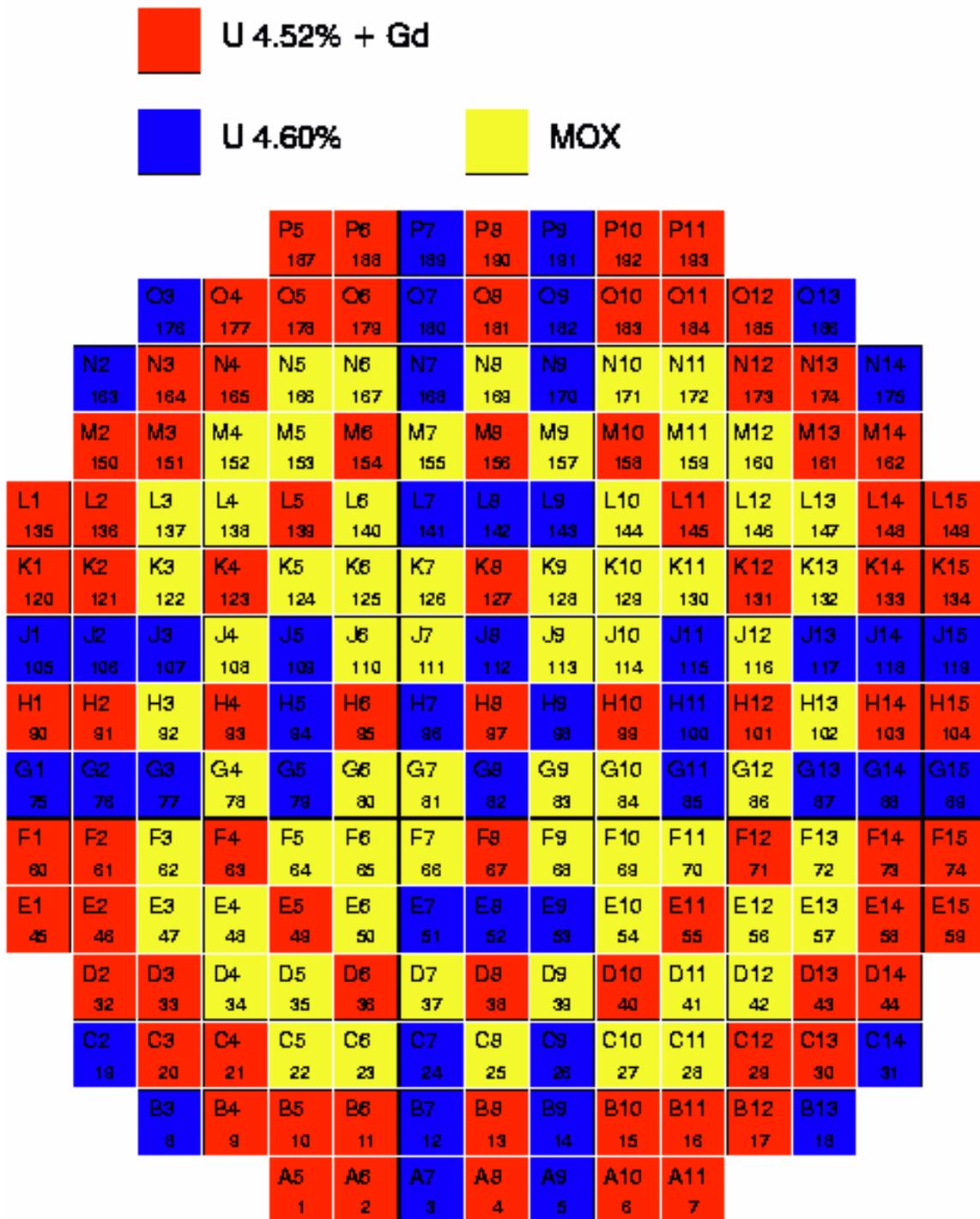


Abb. 5.2.1 Beladungsschema des generischen Reaktorkerns

				P5 187	P6 188	P7 189	P8 190	P9 191	P10 192	P11 193				
		O3 176	O4 177	O5 178	O6 179	O7 180	O8 181	O9 182	O10 183	O11 184	O12 185	O13 186		
	N2 163	N3 164	N4 165	N5 166	N6 167	N7 168	N8 169	N9 170	N10 171	N11 172	N12 173	N13 174	N14 175	
	M2 150	M3 151	M4 152	M5 153	M6 154	M7 155	M8 156	M9 157	M10 158	M11 159	M12 160	M13 161	M14 162	
L1 135	L2 136	L3 137	L4 138	L5 139	L6 140	L7 141	L8 142	L9 143	L10 144	L11 145	L12 146	L13 147	L14 148	L15 149
K1 120	K2 121	K3 122	K4 123	K5 124	K6 125	K7 126	K8 127	K9 128	K10 129	K11 130	K12 131	K13 132	K14 133	K15 134
J1 105	J2 106	J3 107	J4 108	J5 109	J6 110	J7 111	J8 112	J9 113	J10 114	J11 115	J12 116	J13 117	J14 118	J15 119
H1 90	H2 91	H3 92	H4 93	H5 94	H6 95	H7 96	H8 97	H9 98	H10 99	H11 100	H12 101	H13 102	H14 103	H15 104
G1 75	G2 76	G3 77	G4 78	G5 79	G6 80	G7 81	G8 82	G9 83	G10 84	G11 85	G12 86	G13 87	G14 88	G15 89
F1 60	F2 61	F3 62	F4 63	F5 64	F6 65	F7 66	F8 67	F9 68	F10 69	F11 70	F12 71	F13 72	F14 73	F15 74
E1 45	E2 46	E3 47	E4 48	E5 49	E6 50	E7 51	E8 52	E9 53	E10 54	E11 55	E12 56	E13 57	E14 58	E15 59
	D2 32	D3 33	D4 34	D5 35	D6 36	D7 37	D8 38	D9 39	D10 40	D11 41	D12 42	D13 43	D14 44	
	C2 19	C3 20	C4 21	C5 22	C6 23	C7 24	C8 25	C9 26	C10 27	C11 28	C12 29	C13 30	C14 31	
		B3 8	B4 9	B5 10	B6 11	B7 12	B8 13	B9 14	B10 15	B11 16	B12 17	B13 18		
				A5 1	A6 2	A7 3	A8 4	A9 5	A10 6	A11 7				

Abb. 5.2.2 Verteilung der Regel- und Abschaltstäbe im Datensatz (der in vollständig ausgefahrener Position befindliche Stab ist durch das Kreuz gekennzeichnet)

5.3 Start der ersten HKMP bei Vorhandensein eines vollständig deborierten Pfropfens im Pumpenbogen

5.3.1 Rechnung mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET

Die in den letzten Jahren an der Versuchsanlage PKL durchgeführten Experimente zur Produktion von deboriertem Kühlmittel und zu dessen Akkumulation in verschiedenen Bereichen des Primärkreislaufes können entsprechend [Mul03] folgendermaßen zusammengefasst werden:

1. Die im Verlauf des Reflux-Condenser-Betriebs produzierte Menge an Kondensat ist größer als das Aufnahmevermögen der Pumpenbögen.
2. Die akkumulierte Kondensatmenge beschränkt sich auf den Pumpenbogen und einen Teil der Dampferzeugeraustrittskammer der jeweiligen Schleife.
3. „Überschüssiges“ Kondensat wird während der Produktionsphase in andere Teile des Primärkreislaufes transportiert und dort mit hochboriertem Kühlmittel vermischt.

Unter Berücksichtigung dieser Erkenntnisse wird für die folgende Rechnung das Vorhandensein eines vollständig deborierten Pfropfens im Pumpenbogen von Schleife 1 mit einer Größe von 7.0 m^3 unterstellt. Die weiteren hydraulischen Randbedingungen entstammen Systemanalysen, die den Untersuchungen in [Rei98] zugrunde liegen und sind in Tab. 5.1 zusammengefasst.

Tab. 5.1 Randbedingungen für die Analyse

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

Die ATHLET-Rechnung beginnt im Zustand des völligen Stillstandes der Zirkulation. Bei $t = 0 \text{ s}$ wird die HKMP in Schleife 1 eingeschaltet. Nach einer Totzeit von drei Sekunden läuft der Massenstrom in Schleife 1 innerhalb von 8 s auf den Nominalwert hoch und stabilisiert sich bei rund 4800 kg/s (Abb. 5.3.1). In den benachbarten Schleifen entwickelt sich auf Grund der nicht arbeitenden Pumpen eine Rückströ-

mung. Aus diesem Grund ist die resultierende Strömungsgeschwindigkeit bzw. Massenstromrate im unteren Plenum gegenüber dem Kaltstrang der anlaufenden Schleife um rund 30 % reduziert, jeweils 10 % des Kühlmittels strömen pro Schleife in die entgegengesetzte Richtung ab. Das trifft natürlich auch auf das transportierte Pfropfenvolumen zu, wie in Abb. 5.3.2 dargestellt. Von den anfänglich im Pumpenbogen von Schleife 1 vorliegenden 7 m^3 erreichen den Austritt aus dem Downcomer und das untere Plenum nur rund 5 m^3 .

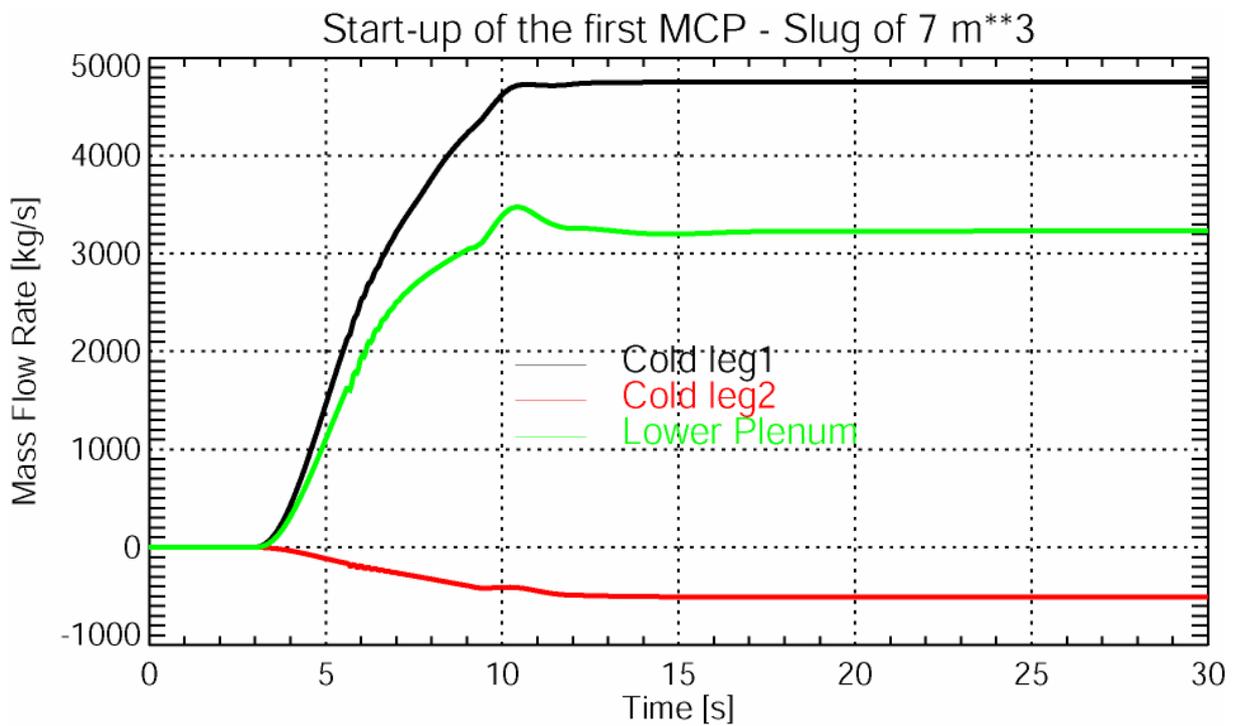


Abb. 5.3.1 Massenstrom im Primärkreislauf

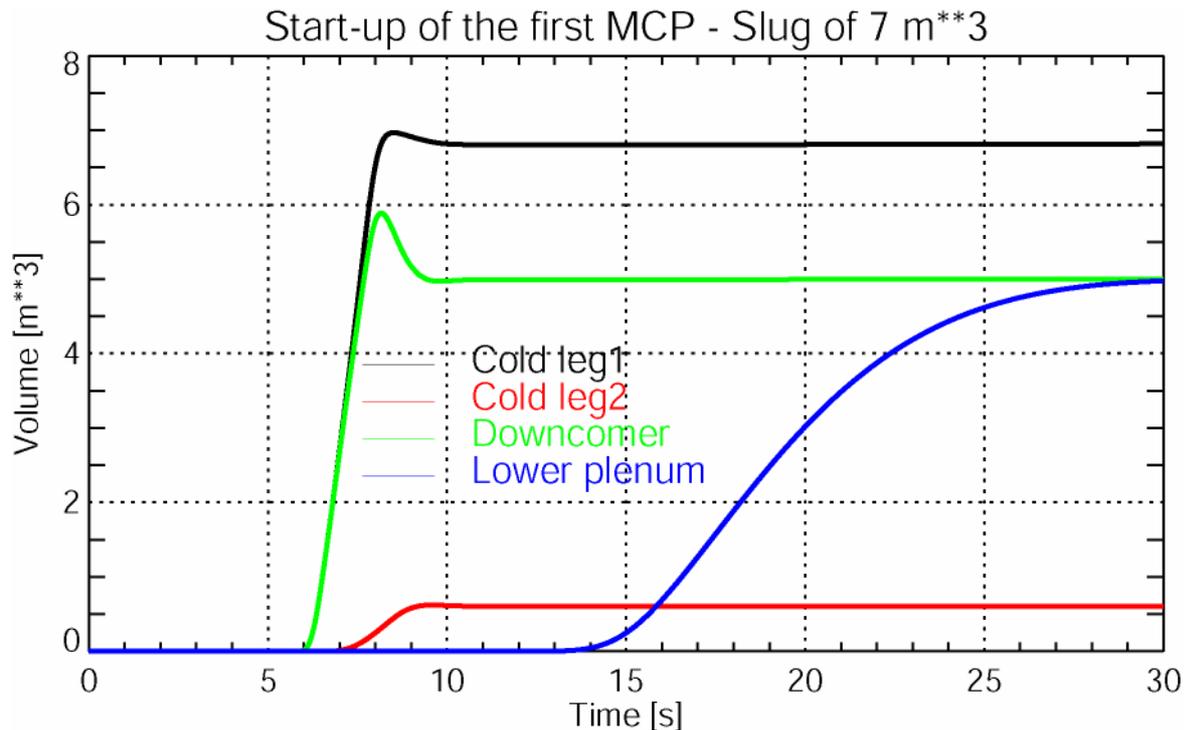


Abb. 5.3.2 Pfropfvolumen in verschiedenen Bereichen des Primärkreislaufes (ATHLET-Rechnung)

Bei der Betrachtung einer Borverdünnungstransiente ist der Vermeidung der numerischen Diffusion beim Transport einer Bor- oder Borverdünnungsfront besondere Aufmerksamkeit zu schenken. Numerische Diffusion führt zur Verschmierung der Front und somit zu einer Abschwächung der Wirkung des mehr oder weniger borhaltigen Kühlmittels im Kern [Kyr98, Kli04]. Bei Verwendung des SAPR-Modells wird die Kerneintrittsverteilung der BorKonzentration unabhängig vom Transport der Borverdünnungsfront im RDB berechnet. Trotzdem ist es notwendig, die Güte des Transportmodells für das Bor in ATHLET einschätzen zu können. Einerseits wird der Transport der Störung von der Anfangsposition im kalten Strang bis zum Eintritt in den Downcomer mit ATHLET berechnet. Andererseits kann eine Borverdünnungsfront auch ohne ein zusätzliches Vermischungsmodell wie SAPR berechnet werden. Wie oben ausgeführt, wurde im ATHLET-Datensatz eine feine Nodalisierung gewählt, um der numerischen Diffusion bei geringen Kühlmittelgeschwindigkeiten zu begegnen. Für den Bortransport wurde die in [Aus03] empfohlene Option verwendet (Untersuchungen zu den Unterschieden beim Bortransport bei Verwendung der verschiedenen verfügbaren Optionen sind im nächsten Abschnitt beschrieben.).

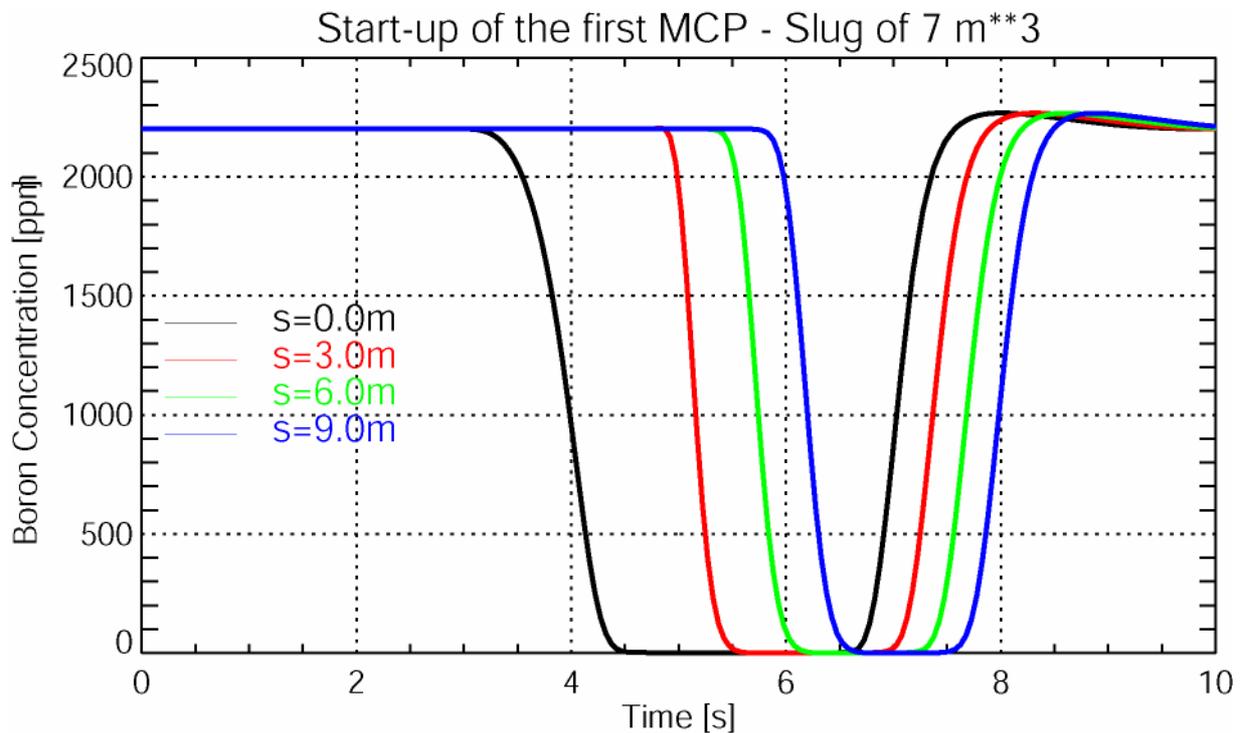


Abb. 5.3.3 Zeitverlauf der Borkonzentration an verschiedenen Positionen im kalten Strang nach dem Austritt aus dem Pumpenbogen

Abb. 5.3.3 zeigt die Borkonzentration im kalten Strang in den ersten Sekunden nach Start der HKMP. Die Deborierungsfront wird nahezu ohne jegliche numerische Diffusion durch diesen Teil des kalten Strangs transportiert. Somit kommt es zu keiner sichtbaren künstlichen Abschwächung der Störung, die die Eingangsinformation für das SAPR-Modell bildet.

Wie oben erwähnt, ist bei Anwendung des SAPR-Modells die Information über Transport der Deborierungsfront durch den Downcomer und das untere Plenum inhärent im Modell enthalten. Berechnungsergebnis ist der Verlauf der Borkonzentration am Eintritt in den Reaktorkern (Abb. 5.3.4). Abb. 5.3.5 zeigt für den Zeitraum des Pfropfendurchganges durch die Kerneintrittsebene zweidimensionale Verteilungen der Borkonzentration in dieser Ebene. Die Winkelposition der Schleife mit der startenden HKMP ist im ersten Schnittbild mit einem Pfeil gekennzeichnet. In Übereinstimmung mit den entsprechenden Experimenten [Gru03b] erreicht die Vorderfront des teilweise deborierten Kühlmittels die Eintrittsebene des Reaktorkerns zuerst auf der gegenüberliegenden Seite, nahezu symmetrisch an zwei Stellen. Mit fortschrei-

tender Zeit füllt sich dieser Bereich mit minderboriertem Kühlmittel, während unterhalb der aktiven Schleife noch kein deboriertes Kühlmittel detektiert wird. Zum Zeitpunkt der größten Deborierung ist eine „schmetterlings“-ähnliche Verteilung der Deborierungsfront zu erkennen, es existiert eine Asymmetrie der Borkonzentration mit einer deutlich stärker ausgeprägten Deborierung auf der gegenüberliegenden Seite (bezogen auf die startende HKMP). An zwei Stellen in der weniger von der Front betroffenen Kernhälfte kommt es während der gesamten Transiente zu keiner Absenkung der Borkonzentration.

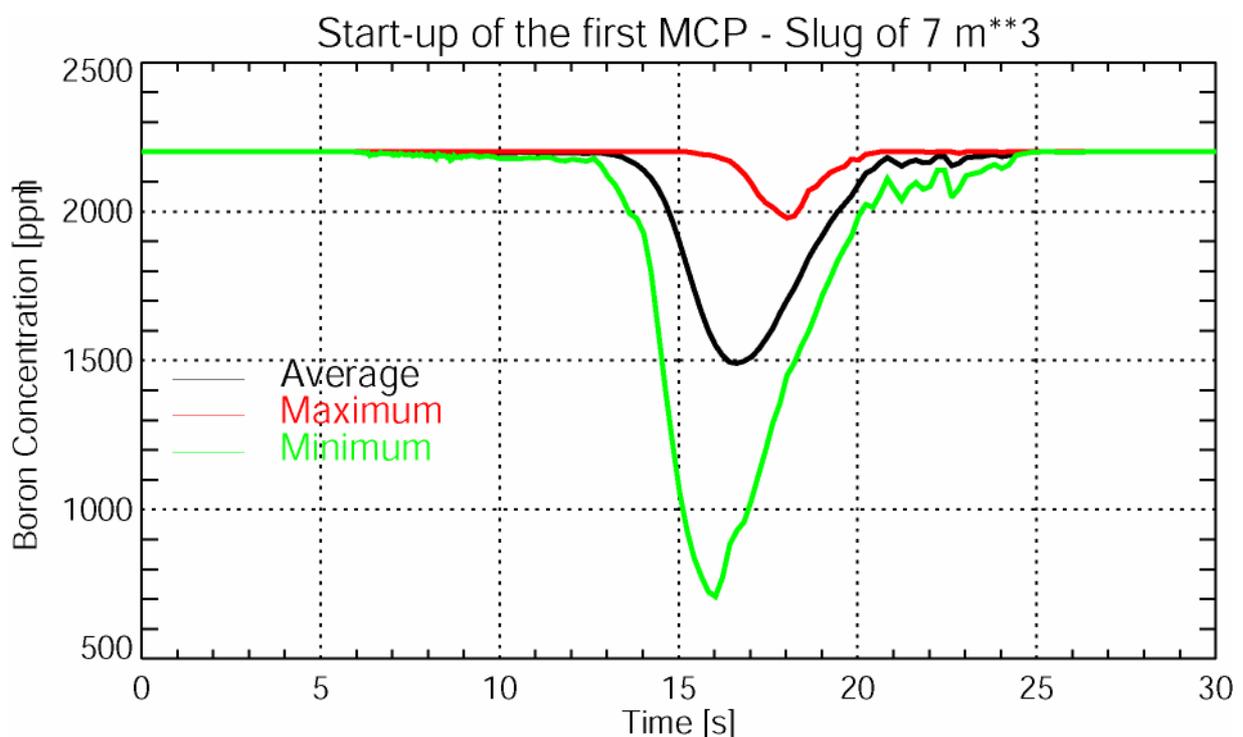


Abb. 5.3.4 Minimal-, Mittel- und Maximalwert der Borkonzentration am Kerneintritt (berechnet mit SAPR)

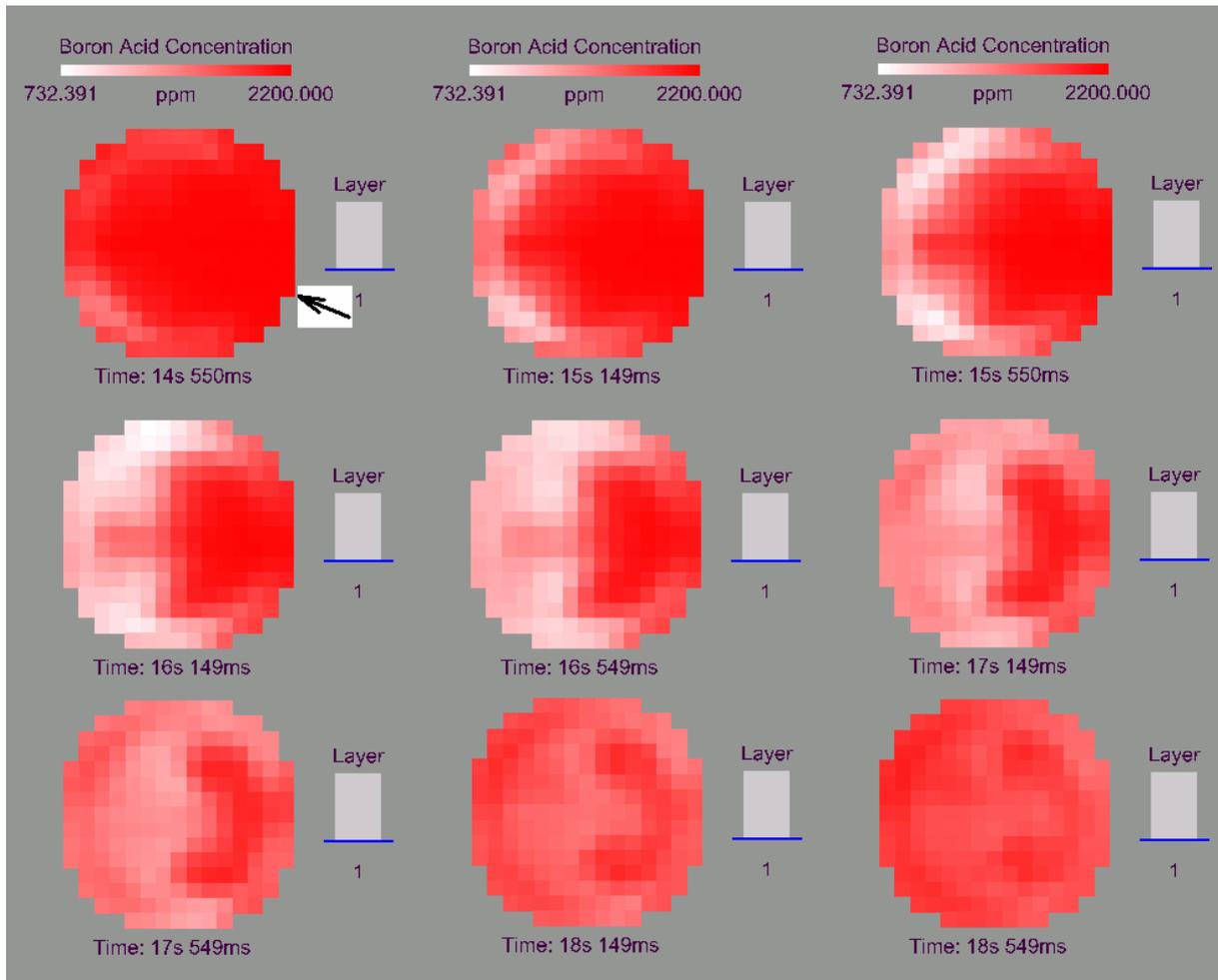


Abb. 5.3.5 Zweidimensionale Verteilungen der Borkonzentration in der Kerneintrittsebene während des Pfpfendurchganges

Der Transport der Deborierungsfront innerhalb des Reaktorkerns wird mit dem Particle-in-cell (PIC)-Modell von DYN3D ausgeführt. Dieses Modell ist völlig frei von numerischer Diffusion und hat sich bei Rechnungen zu verschiedenen hypothetischen Borverdünnungstransienten als äußerst effektiv erwiesen [Roh97, Tie98, Kli04].

Abb. 5.3.6 zeigt den Transport der Deborierungsfront durch den Reaktorkern. Der Vergleich der Kurven am Kernein- und -austritt demonstriert, dass während des Transport durch den Reaktorkern keine numerische Diffusion auftritt, beide Kurven erreichen ein und denselben Minimalwert. Die reale (turbulente und molekulare) Diffusion der Borsäure wird im DYN3D-Modell nicht berücksichtigt. Dieser Ansatz ist konservativ bezüglich der Störfallauswirkungen. Aus Abb. 5.3.6 ist weiterhin ersichtlich, dass die mittlere Borkonzentration im Reaktorkern nur bis auf 1800 ppm absinkt.

Die Transiente beginnt bei einer anfänglichen Unterkritizität des Reaktorkerns von $-14.5 \text{ \$}$. Dieser Wert ergibt sich aus der Abschaltreaktivität der Stäbe, der anfänglichen Borkonzentration von 2200 ppm und der der Volleistung entsprechenden Xe- und Sm-Konzentration. Durch die Deborierung steigt die dynamische Reaktivität an. Sie erreicht im Maximum einen Wert von rd. $-7 \text{ \$}$ (Abb. 5.3.7). Der Reaktor wird in dieser Rechnung nicht kritisch. Anzumerken ist, dass die maximale Reaktivität nicht mit dem Zeitpunkt der minimalen Borkonzentration im Reaktorkern zusammenfällt. Ortseffekte spielen somit eine entscheidende Rolle für den Zeitverlauf der Reaktivität des Reaktorkerns.

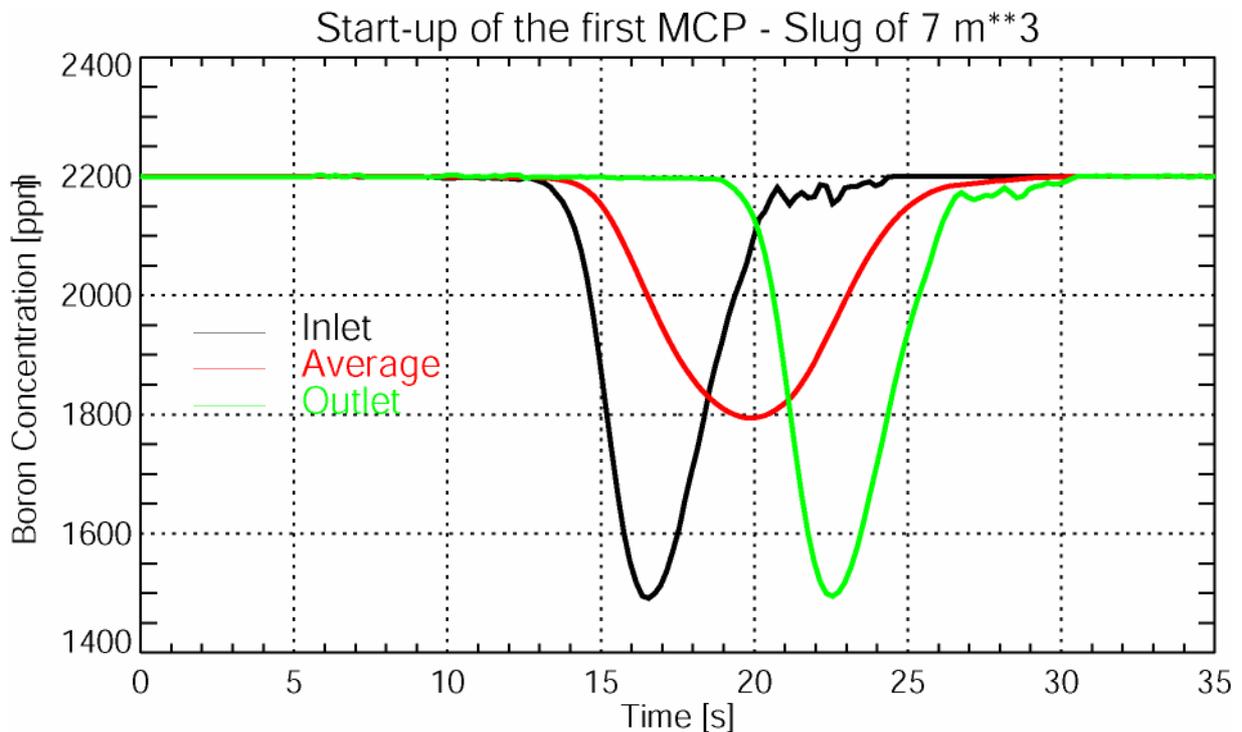


Abb. 5.3.6 Zeitverlauf der Borkonzentration im Reaktorkern (berechnet in DYN3D)

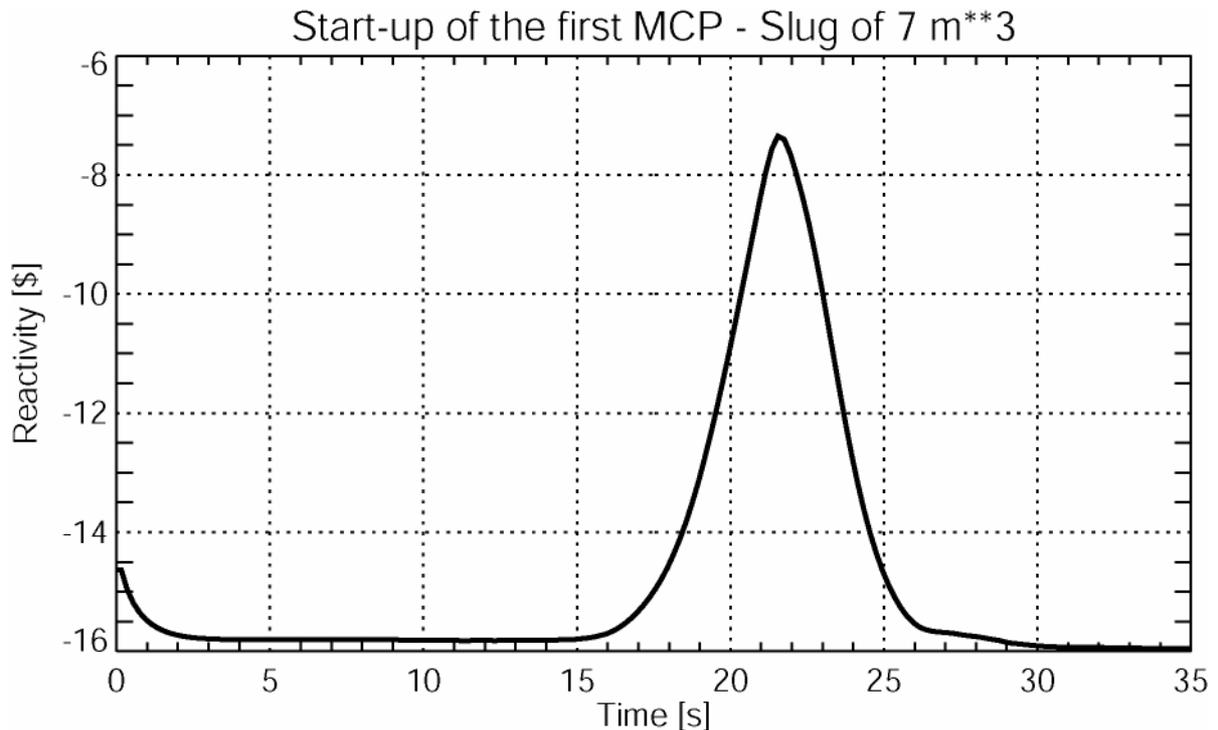


Abb. 5.3.7 Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität

5.3.2 Bortransport in ATHLET

5.3.2.1 Annahmen für den Bortransport in ATHLET

Die Modellierung des Bortransports in ATHLET basiert auf folgenden Annahmen [Aus03]:

- Die gelöste Borsäure ist nur in der flüssigen Phase vorhanden.
- Die Borsäure wird mit der Geschwindigkeit der flüssigen Phase transportiert.
- Die Borsäure verändert nicht die Stoffeigenschaften der flüssigen Phase.
- Es gibt keinen Einfluss auf Energie- und Massenbilanz.
- Temperaturabhängige Borausfällung kann berücksichtigt werden.

Auf Grund dieser Annahmen wird nur eine zusätzliche Erhaltungsgleichung für das Bor benötigt. Diese Erhaltungsgleichung für die Bormenge in den einzelnen Kontrollvolumina wird explizit am Ende eines jeden FEBE-Unterzeitschrittes gelöst, wobei

der maximale Integrationszeitschritt auf 10 % der Transportzeit des Bors τ_{Bor} durch das jeweilige Kontrollvolumen begrenzt ist, wobei sich diese Transportzeit aus

$$\tau_{Bor} = \frac{V}{A \cdot w_l} \quad (\text{Gl. 5.1})$$

ergibt, V ist dabei der Volumeninhalt und A die Fläche des Kontrollvolumens, w_l ist die Geschwindigkeit der flüssigen Phase.

5.3.2.2 Modelle für den Transport der Borprofile

Aufgrund der numerischen Diffusion kann das räumliche Borkonzentrationsprofil beim Transport durch das Kontrollvolumen verschmiert werden. Auf die Wichtigkeit der Vermeidung numerischer Diffusion beim Bortransport war oben schon hingewiesen worden. In der aktuellen Version von ATHLET (2.0A) können drei verschiedene Optionen für den Transport von Borprofilen verwendet werden [Aus03]. Option 1 ist das schon in früheren ATHLET-Versionen verfügbare „Transportzeitmodell“, neu sind zwei verschiedene „Profilmodelle“, in denen die Borfront mit einer Interpolations- oder mit einer gitterangepassten Methode durch das Kontrollvolumen transportiert wird.

Im Transportzeitmodell wird der Zeitverlauf der Borkonzentration in jedem Kontrollvolumen abgespeichert. Die Borkonzentration im Kontrollvolumen zum aktuellen Zeitpunkt t wird auf den Wert der Borkonzentration zum Zeitpunkt $t - 0.45 \tau_{Bor}$ gesetzt, wobei τ_{Bor} die oben eingeführte Transportzeit des Bors durch das Kontrollvolumen ist.

Im Profilmodell I wird das Borkonzentrationsprofil über der Länge des Kontrollvolumens in einer Tabelle abgespeichert, Gitterpunkte werden dabei im Abstand von 0.1 m gesetzt. Dieses Profil wird mit der Geschwindigkeit der flüssigen Phase transportiert, wobei eine Neuberechnung einmal pro FEBE-Zeitschritt erfolgt. Die Verschiebung des Profils erfolgt auf Basis der Geschwindigkeiten am Eingang und am Ausgang des Kontrollvolumens, zwischen den vorhandenen Gitterpunkten wird interpoliert. Am Schluss wird das Konzentrationsprofil so angepasst, dass die aus der Erhaltungsgleichung berechnete Bormenge im Kontrollvolumen eingehalten wird.

Im Profilmodell II wird das Konzentrationsprofil durch die Verschiebung der Gitterpunkte der Tabelle transportiert. Diese Verschiebung wird aus dem Mittelwert der Geschwindigkeiten am Eingang und am Ausgang des Kontrollvolumens unter Berücksichtigung der Flüssigkeitsmasse im Kontrollvolumen berechnet.

5.3.2.3 Einfluss der verschiedenen Modelle auf den Transport des Konzentrationsprofils

In der oben beschriebenen Basisrechnung war für den Bortransport innerhalb des ATHLET-Modells die in der Eingabedatenbeschreibung empfohlene Interpolationsmethode verwendet worden. Zum Vergleich mit den beiden anderen Optionen wurden Variationsrechnungen bei unveränderter Nodalisierung des Primärkreislaufes durchgeführt. Abb. 5.3.8 zeigt den Zeitverlauf der Borkonzentration an vier verschiedenen Positionen im kalten Strang für alle drei Optionen des Bortransports, die Anfangsposition des deborierten Pfropfens ist 0.0 m. Das obere Bild zeigt den Zeitverlauf der Geschwindigkeit im kalten Strang. Mit Start der Pumpe steigt die Geschwindigkeit an, nach rd. 9 s hat der gesamte deborierte Pfropfen den kalten Strang verlassen, Zu diesem Zeitpunkt hat die Geschwindigkeit einen Wert von 11 m/s erreicht. Aus dem visuellen Vergleich der Ergebnisse der drei Rechnungen wird deutlich, dass sich die beiden „Profil“-Methoden nicht voneinander unterscheiden, die „Transportzeit“-Methode hingegen weist geringfügig schärfere Flanken auf, was auf eine geringere numerische Diffusion schließen lässt. Die axiale räumliche Auflösung betrug im kalten Strang 0.18 m, der äußere FEBE-Zeitschritt war mit 0.05 s festgesetzt worden.

Zusammenfassend kann geschlussfolgert werden, dass alle drei Methoden beim Bortransport im kalten Strang der startenden Schleife eine geringe numerische Diffusion aufweisen.

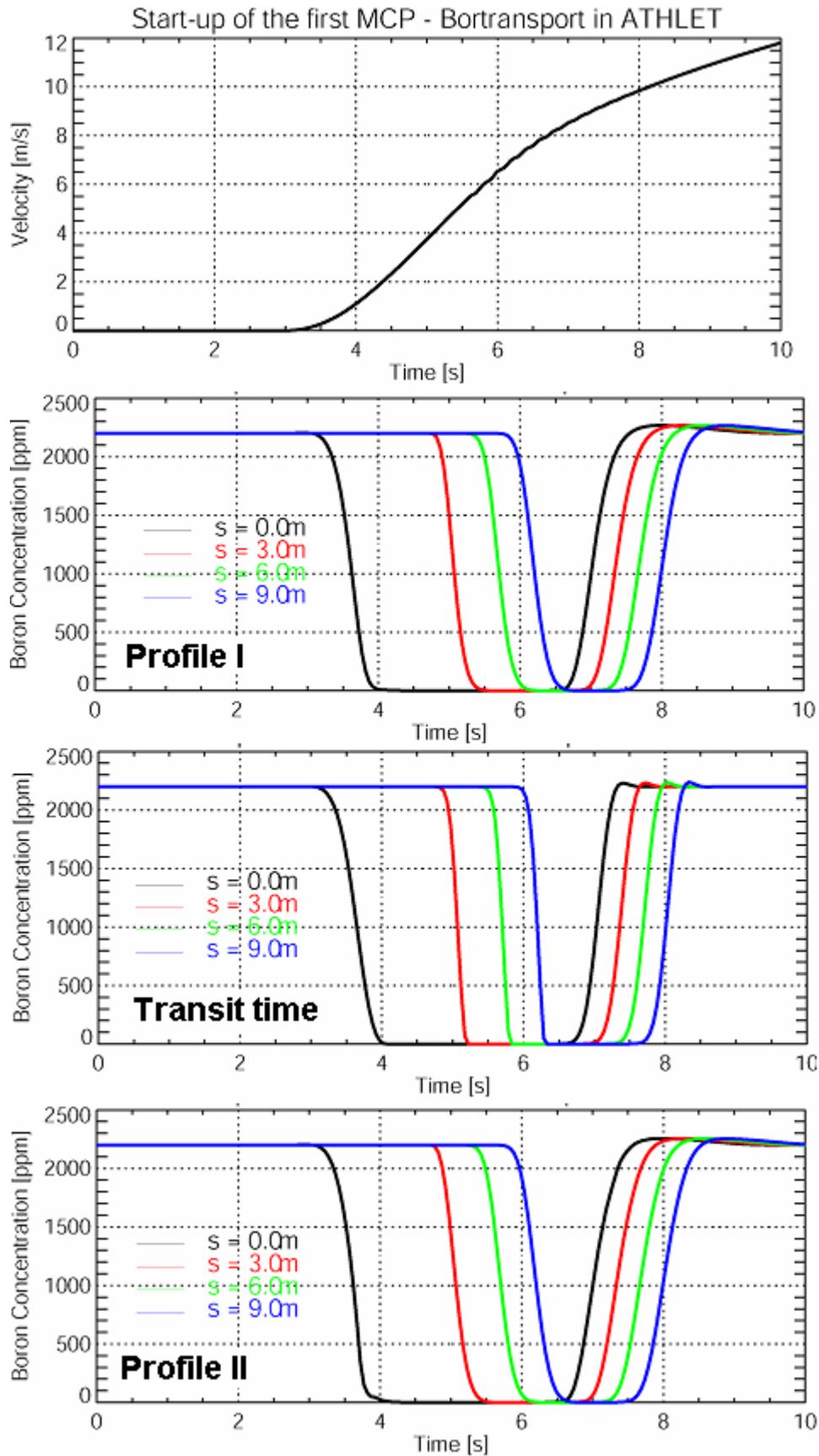


Abb. 5.3.8 Vergleich der Modelle für den Transport des Borkonzentrationsprofils durch den kalten Strang

Obwohl für die hier vorgestellten Rechnungen der Bortransport durch den Downcomer im ATHLET-Modell nicht von Relevanz ist, soll er aus den oben genannten Gründen untersucht werden.

Durch die größere Querschnittsfläche des Downcomers und die Rückströmung in den Schleifen 2 – 4 kommt es beim Übergang vom kalten Strang in den Downcomer zu einer drastischen Reduktion der Kühlmittelgeschwindigkeit. Die Geschwindigkeit auf dem Plateau nach Hochlaufen der Pumpe beträgt rd. 1.5 m/s. Die Vorderfront des deborierten Pfropfens erreicht den Downcomer bei rd. 70 % dieses Wertes. Somit beträgt die für den Bortransport relevante Geschwindigkeitsänderung weniger als 50 % des Ausgangswertes. Die Nodalisierung im Downcomer wurde identisch zum kalten Strang auch an eine Gitterschrittweite von 0.18 m angepasst, bezüglich der Zeitschrittweite gilt dieselbe Aussage wie für den kalten Strang (die Ergebnisse wurden aus ein und derselben Rechnung extrahiert). Das mittlere Bild in Abb. 5.3.9 weist eine deutliche Verringerung der minimalen Borkonzentration über der Länge des Downcomers auf, was nur durch numerische Diffusion erklärt werden kann. Die minimale Borkonzentration steigt von 0 ppm am Eintritt bis auf rd. 500 ppm am Austritt aus dem Downcomer an. Die entsprechende Rechnung war mit dem in der Eingabebeschreibung für ATHLET empfohlenen Modell „Profil I mit Interpolation“ durchgeführt worden. Eine Erhöhung der Anzahl der abgespeicherten Werte für das Konzentrationsprofil (unteres Bild in Abb. 5.3.9) hat keinen Einfluss auf die Profile.

Speziell im Vergleich zu den Ergebnissen im kalten Strang der startenden Schleife zeigt sich somit im Downcomer eine deutliche numerische Diffusion. Diese kann eigentlich nur durch die unterschiedlichen Geschwindigkeitswerte verursacht werden. Alle anderen Randbedingungen sind identisch.

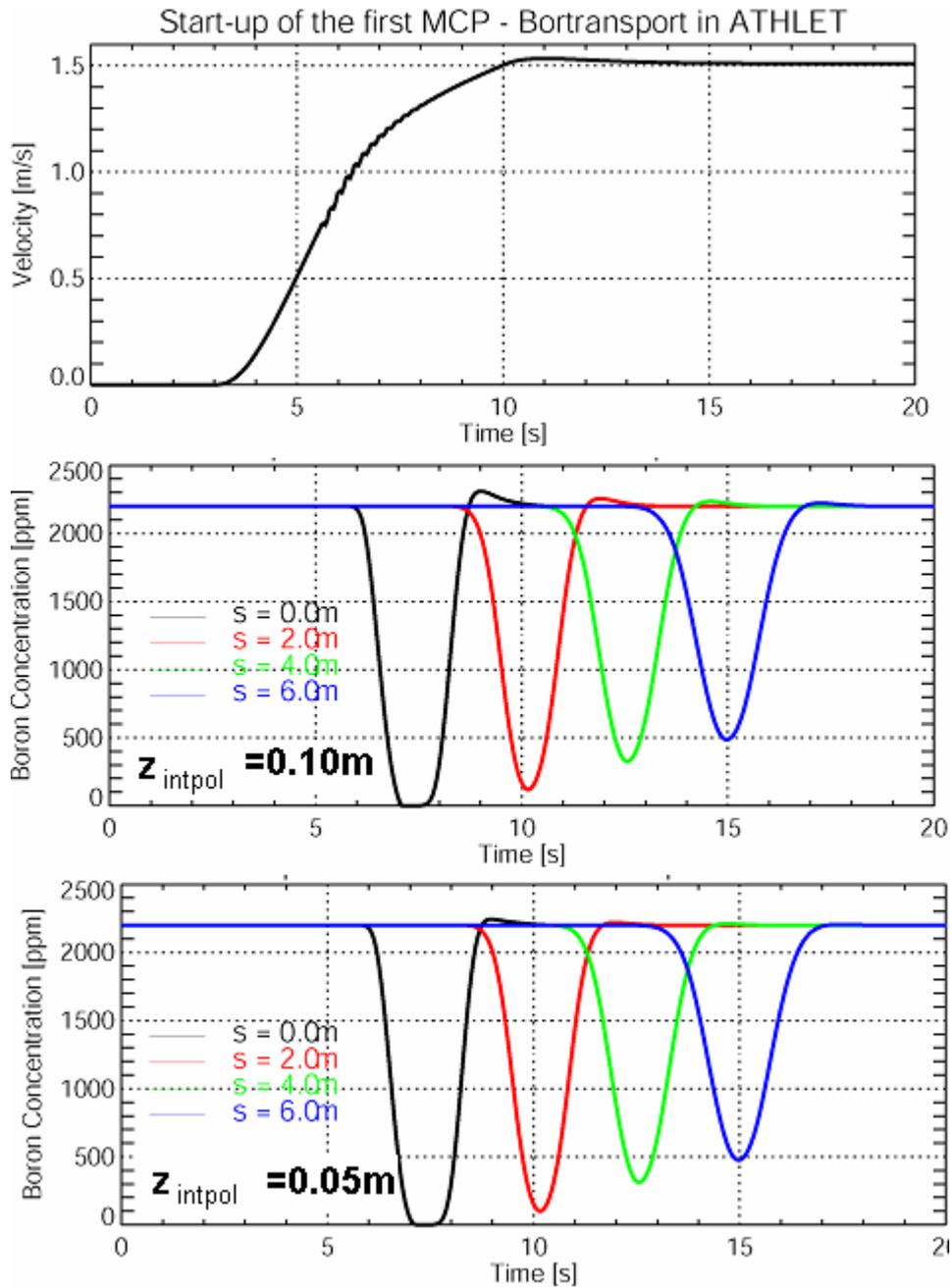


Abb. 5.3.9 Transport des Borkonzentrationsprofils durch den Downcomer – Einfluss der Gitterschrittweite des „Profil“-Modells mit Interpolation

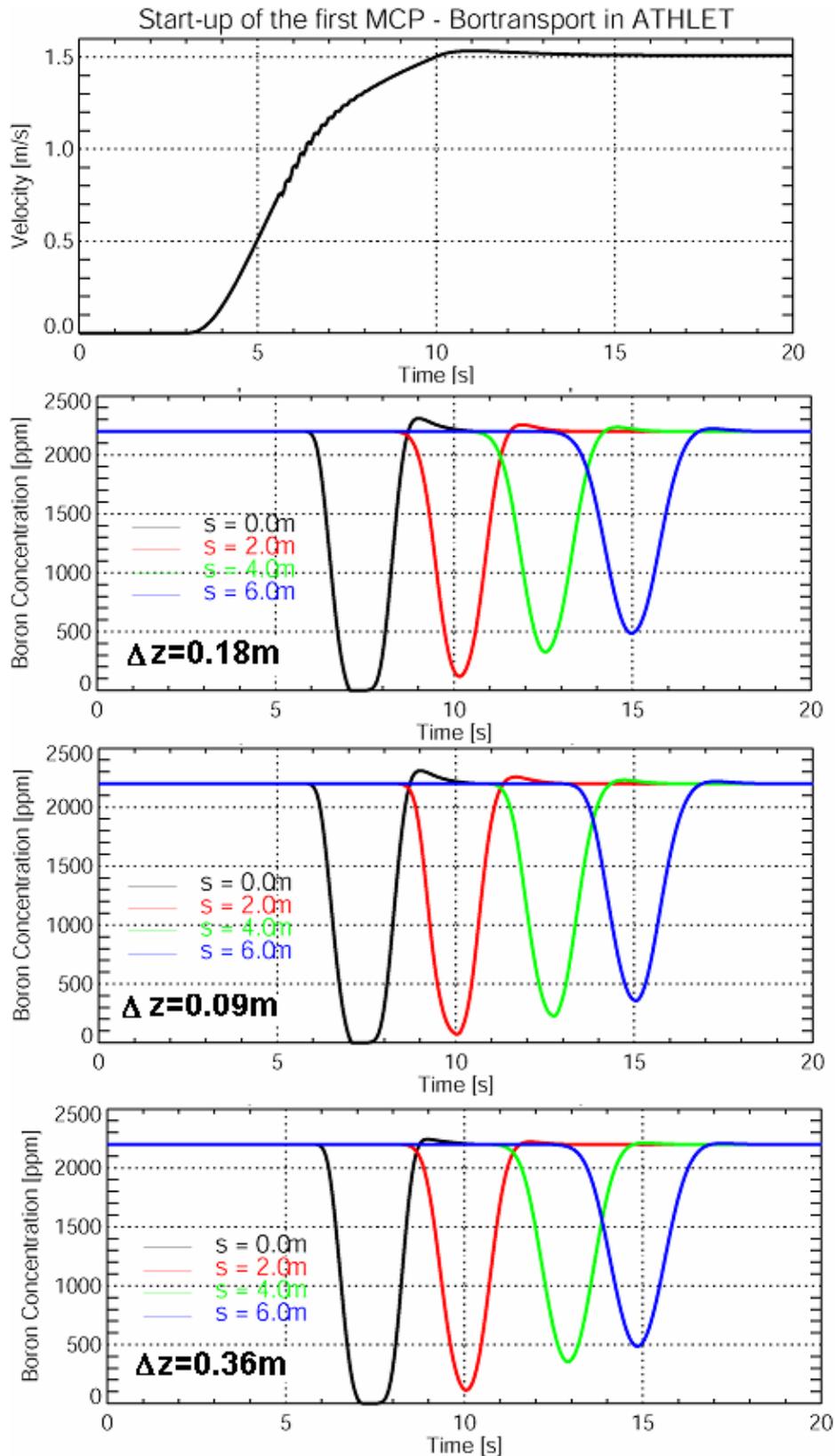


Abb. 5.3.10 Transport des Borkonzentrationsprofils durch den Downcomer – Einfluss der ATHLET-Nodegröße bei Verwendung des „Profil“-Modells mit Interpolation

Zwei Variationsrechnungen sind in Abb. 5.3.10 dargestellt. Es wurde die Anzahl der Kontrollvolumina im Downcomer variiert. Eine Halbierung der Anzahl der Nodes führt zu einer Gitterschrittweite von 0.36 m (unteres Bild in Abb. 5.3.10). Es ist kein Unterschied im Vergleich zur Basisrechnung ($\Delta z = 0.18$ m) zu erkennen. Demgegenüber führt eine Verdopplung der Anzahl der Nodes (mittleres Bild in Abb. 5.3.10) zu einer Verringerung der numerischen Diffusion. Während in der Basisrechnung die Borkonzentration am Austritt aus dem Downcomer bis auf 500 ppm angestiegen war, wird jetzt ein Minimalwert von 400 ppm erreicht.

Die Deborierungsfront wird bei identischer Nodalisierung unter Verwendung der „Transportzeit“-Methode deutlich weniger verschmiert (oberes und mittleres Bild in Abb. 5.3.11). Eine Verdopplung der Anzahl der Nodes im Downcomer führt bei Anwendung der „Transportzeit“-Methode zu einer stärker ausgeprägten Verbesserung der Ergebnisse (mittleres und unteres Bild in Abb. 5.3.11).

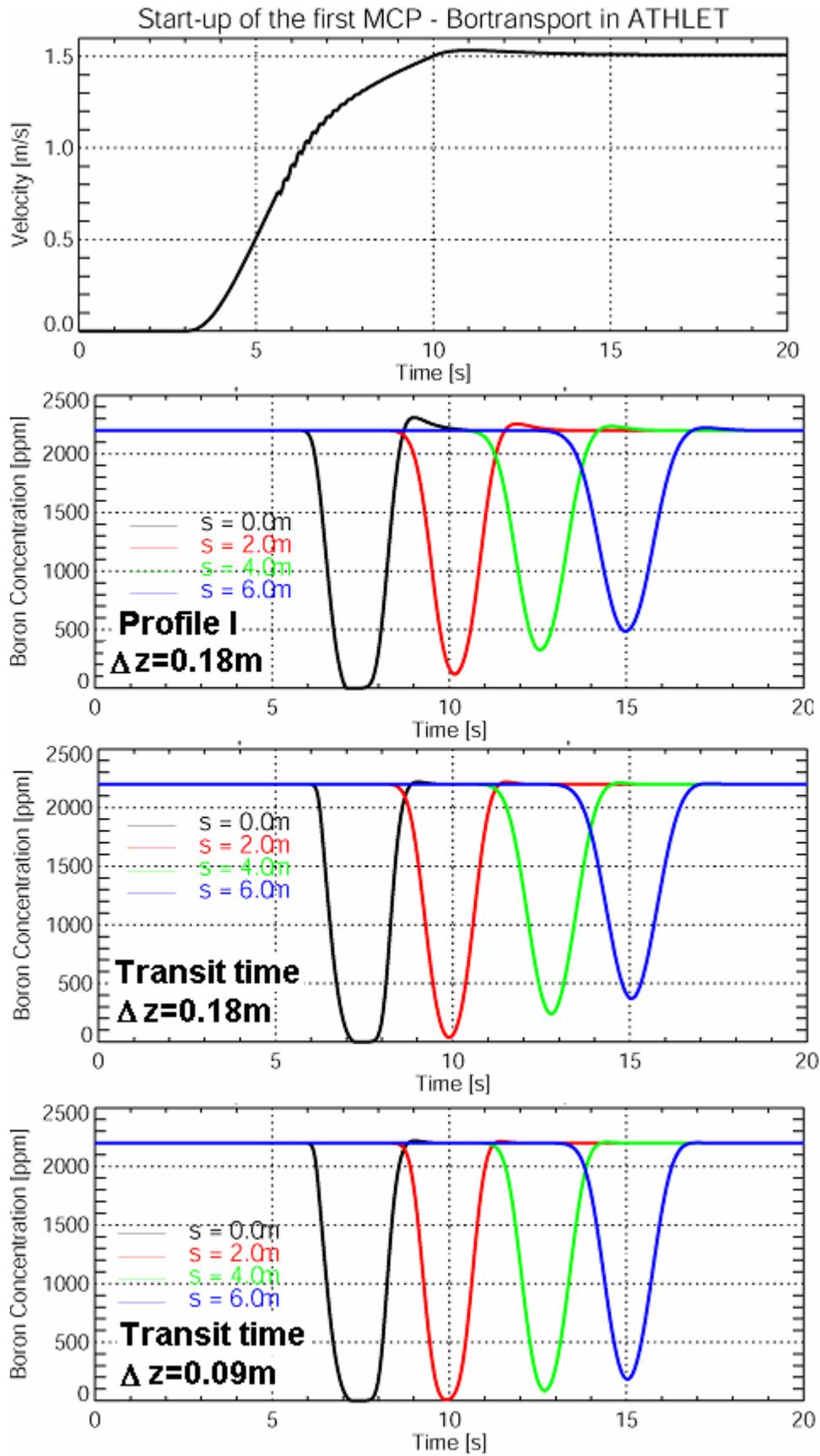


Abb. 5.3.11 Transport des Borkonzentrationsprofils durch den Downcomer – Vergleich der Modelle

Der Start der ersten HKMP führt in den restlichen drei Schleifen zu einer Rückströmung. Mit dieser Rückströmung wird auch ein Teil des deborierten Pfropfens transportiert (Abb. 5.3.2). Die Geschwindigkeitskurve und das Borkonzentrationsprofil im kalten Strang der rückströmenden Schleife sind in Abb. 5.3.12 dargestellt. Der negative Wert für die Geschwindigkeit ergibt sich aus der umgekehrten Strömungsrichtung, die Extraktionspositionen für die Borkonzentration beziehen sich auch auf das Ende des kalten Stranges (Eintritt in den Downcomer). Die Geschwindigkeit steigt während des Bortransports von 0 auf rd. 4 m/s an. Die aus der Basisrechnung extrahierten Daten („Profil“-Modell mit Interpolation; Gitterschrittweite im kalten Strang $\Delta z = 0.18$ m) weisen für die rückströmende Schleife eine sichtbare numerische Diffusion auf, die minimale Borkonzentration steigt mit fortschreitender Rohrlänge an.

Der Vollständigkeit halber wird mit dem unteren Bild in Abb. 5.3.12 gezeigt, dass eine Verdopplung der Anzahl der Nodes die numerische Diffusion verringert.

Warum es im Vergleich zum kalten Strang der startenden Schleife in den beiden anderen untersuchten Objekten zu diesen Abweichungen kommt, kann an dieser Stelle nicht abschließend geklärt werden.

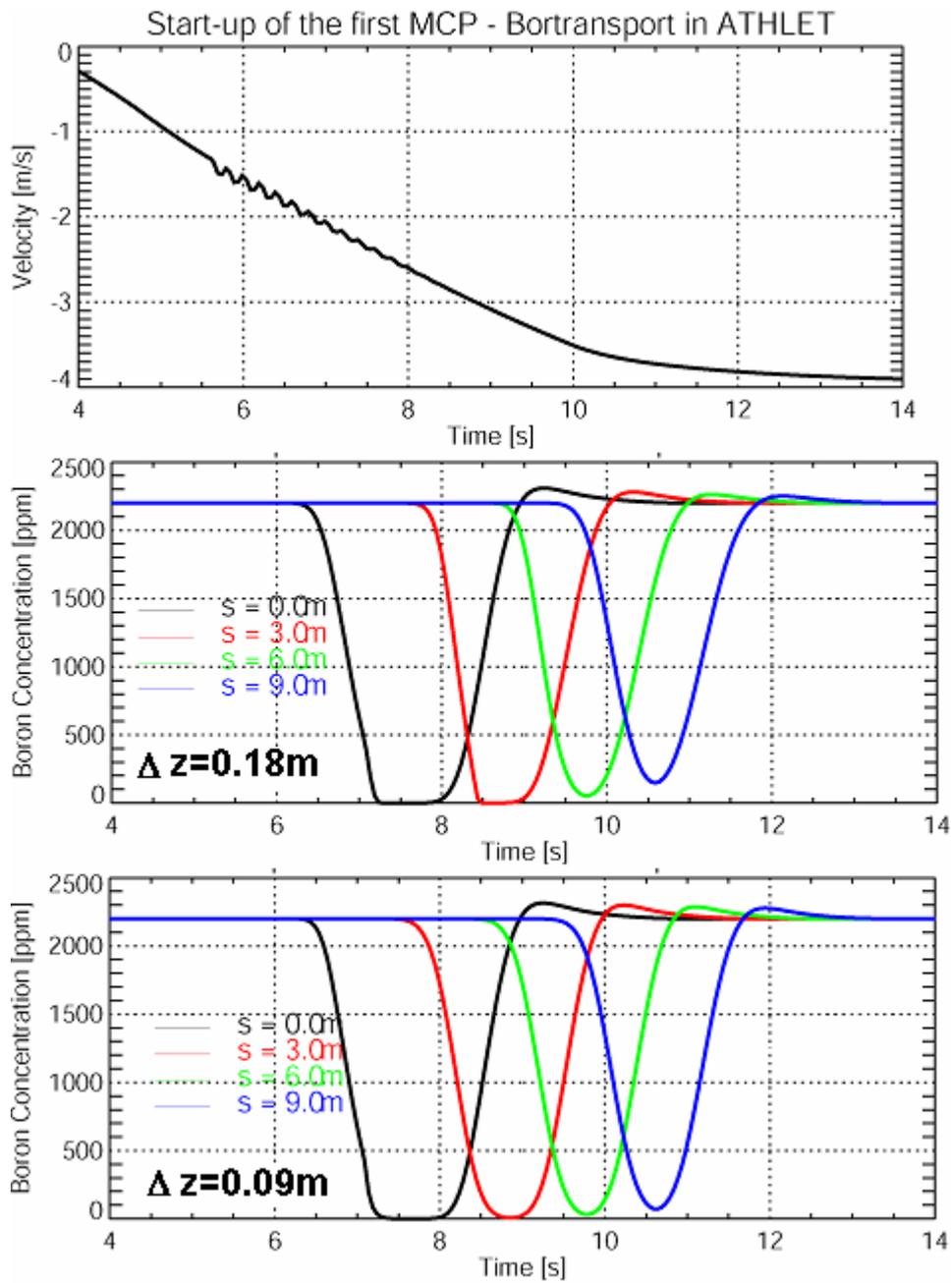


Abb. 5.3.12 Transport des Borkonzentrationsprofils durch den kalten Strang der Schleife mit Rückströmung

5.4 Start der ersten HKMP nach nicht detektiertem Heizrohrleckbruch

5.4.1 Methodik der Analyse

Im Gegensatz zu den inhärenten Borverdünnungsszenarien, bei denen die akkumulierte borfreie Menge auf den Pumpenbogen beschränkt bleibt, kann es bei einem Heizrohrleckbruch mit anschließendem Überströmen von borfreiem Speisewasser auf die Primärseite grundsätzlich auch zu größeren akkumulierten Pfropfen kommen. In [Rei98] wird als konservativ abgeschätzter Grenzwert 36 m^3 angegeben. Als wahrscheinlichste Anfangsposition der Vorderflanke wird bei diesem Szenario auch der Austritt aus dem Pumpenbogen erwartet.

Wenn der Heizrohrleckbruch nicht detektiert wird, kann durch das Zuschalten der ersten HKMP die akkumulierte borfreie Menge in Richtung RDB transportiert werden.

Unter diesem Hintergrund bietet es sich an, dieses spezielle Szenario im Rahmen einer aus den folgenden fünf Einzelschritten bestehenden Parameterstudie zu untersuchen.

1. Berechnung des transienten Verlaufs der Borkonzentration am Eintritt in jedes Brennelement für jedes anfängliche Pfropfenvolumen mit SAPR (als Schrittweite der Erhöhung des Volumens wird 4 m^3 angenommen)
2. Extraktion der Kerneintrittsverteilung der Borkonzentration zum Zeitpunkt des Minimums
3. Stationäre Kernrechnungen mit DYN3D (2 Ansätze)
 - a. Annahme des minimalen Wertes der Borkonzentration im gesamten Reaktorkern
 - b. Verwendung der unter Punkt 2 bestimmten Kerneintrittsverteilung, aber Ausdehnung über die gesamte Höhe des Reaktorkerns
4. Transiente Rechnungen mit DYN3D zu den Propfenvolumina, die in der stationären Analyse eine Überkritizität des Reaktorkerns ausgewiesen haben (Vorgabe des mit SAPR berechneten Zeitverlaufs der Borkonzentration am Eintritt in jedes Brennelement)

5. Transiente Rechnung mit dem gekoppelten Programm DYN3D/ATHLET zur Einschätzung des Einflusses der Reaktoranlage auf den Störfallablauf

In den folgenden Abschnitten sind die einzelnen Punkte beschrieben. Für die Analyse wird die schon in Abschnitt 5.2.2 beschriebene Kernbeladung verwendet. Als Wirkungsquerschnittsbibliothek findet die mit dem Programm CASMO [Cas95] erzeugte Bibliothek Anwendung [Mit02]. Der Ausgangszustand für die Analyse ist identisch mit den in Abschnitt 5.3.1 beschriebenen Vorgaben.

5.4.2 Parameterstudie

5.4.2.1 Stationäre Kernrechnungen

Die Rechnungen mit dem Programm SAPR ergaben die in Abb. 5.4.1 dargestellte Reduzierung der minimalen Borkonzentration in Abhängigkeit vom im kalten Strang vorliegenden Pfropfvolumen.

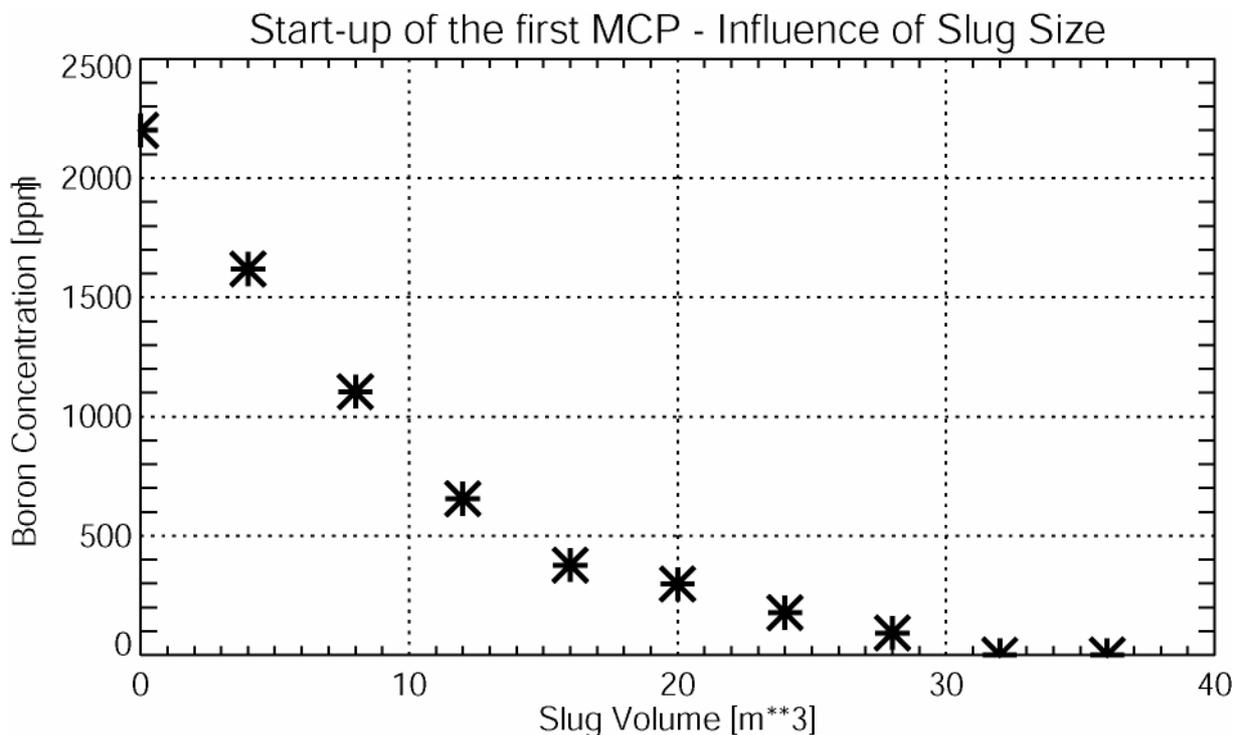


Abb. 5.4.1 Minimale Borkonzentration am Kerneintritt bei Variation der Größe des im kalten Strang vorliegenden Pfropfens (berechnet mit SAPR)

Abb. 5.4.2 zeigt die zum Zeitpunkt des Minimums aus den SAPR-Rechnungen extrahierten Verteilungen der Borkonzentration am Kerneintritt. Diese Verteilungen wurden für die stationären Kernrechnungen als Randbedingungen verwendet (ausgedehnt über die gesamte Höhe des Reaktorkerns).

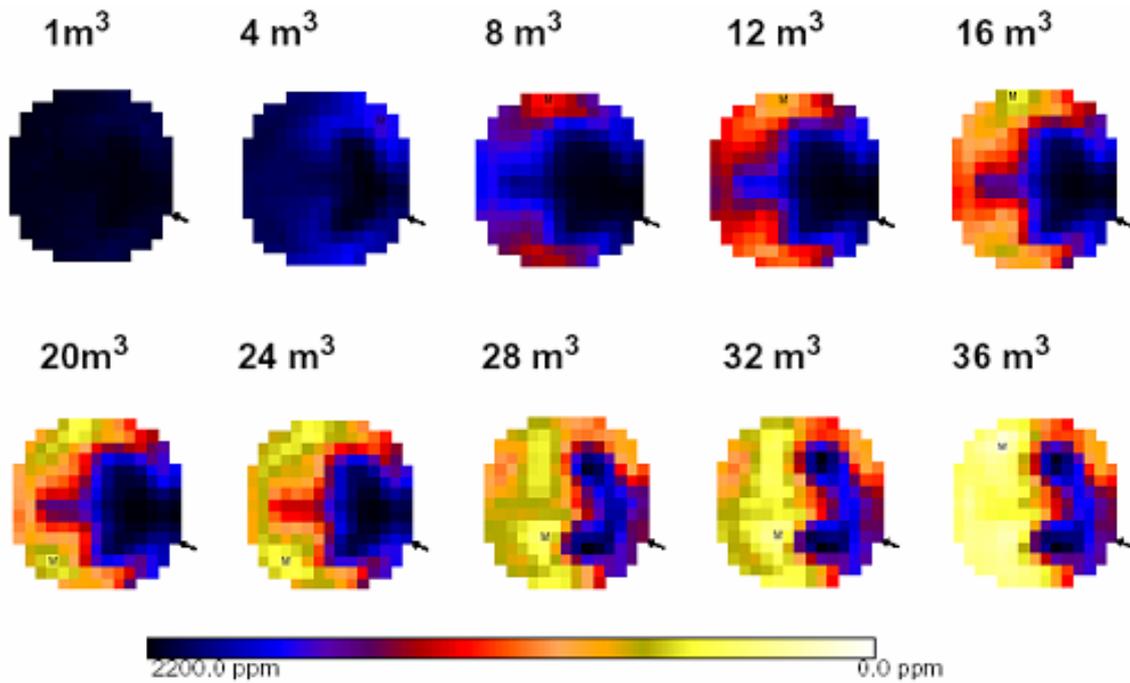


Abb. 5.4.2 Verteilung der Borkkonzentration am Kerneintritt zum Zeitpunkt des Minimums bei Variation des im kalten Strang vorliegenden Pfropfens (berechnet mit SAPR)

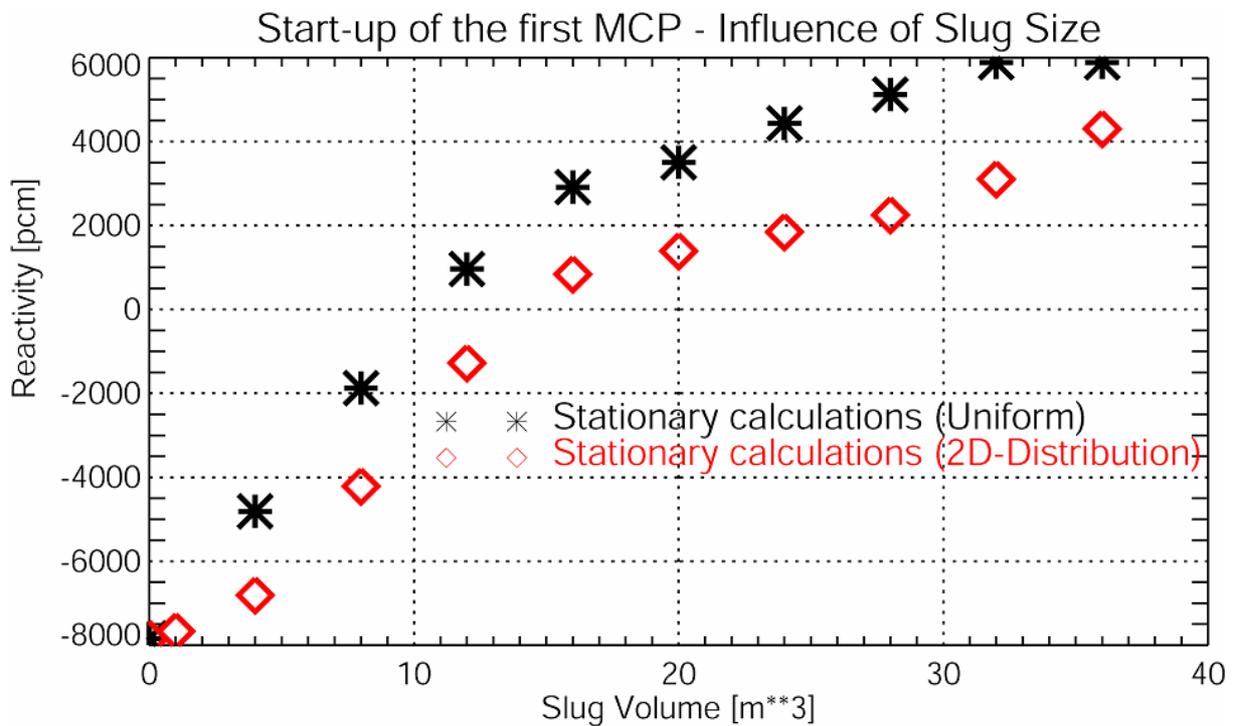


Abb. 5.4.3 Abhängigkeit der stationären Reaktivität vom Pfropfenvolumen

Die unter diesen Bedingungen berechneten statischen Reaktivitätswerte für den Reaktorkern sind in Abb. 5.4.3 dargestellt. Die Verwendung des Minimalwerts der Bor-konzentration im gesamten Reaktorkern führt natürlicherweise zu deutlich höheren Reaktivitäts- bzw. K_{eff} -Werten. Aus diesen stationären Rechnungen folgt, dass die Rekritikalität des Reaktorkerns unter diesen Annahmen schon bei einem anfänglichen Pfropfvolumen zwischen 8 und 12 m³, während sie bei Annahme einer realistischen Kerneintrittsverteilung erst zwischen 12 und 16 m³ zu erwarten ist.

5.4.2.2 Transiente Rechnungen mit dem Kernmodell DYN3D

Aus den unter Abschnitt 5.4.2.1 durchgeführten Rechnungen folgt, dass nur Pfropfvolumina über 12 m³ eine Rekritikalität erwarten lassen.

Die erste transiente Rechnung wird aus diesem Grund mit dem anfänglichen Pfropfvolumen von 16 m³ durchgeführt.

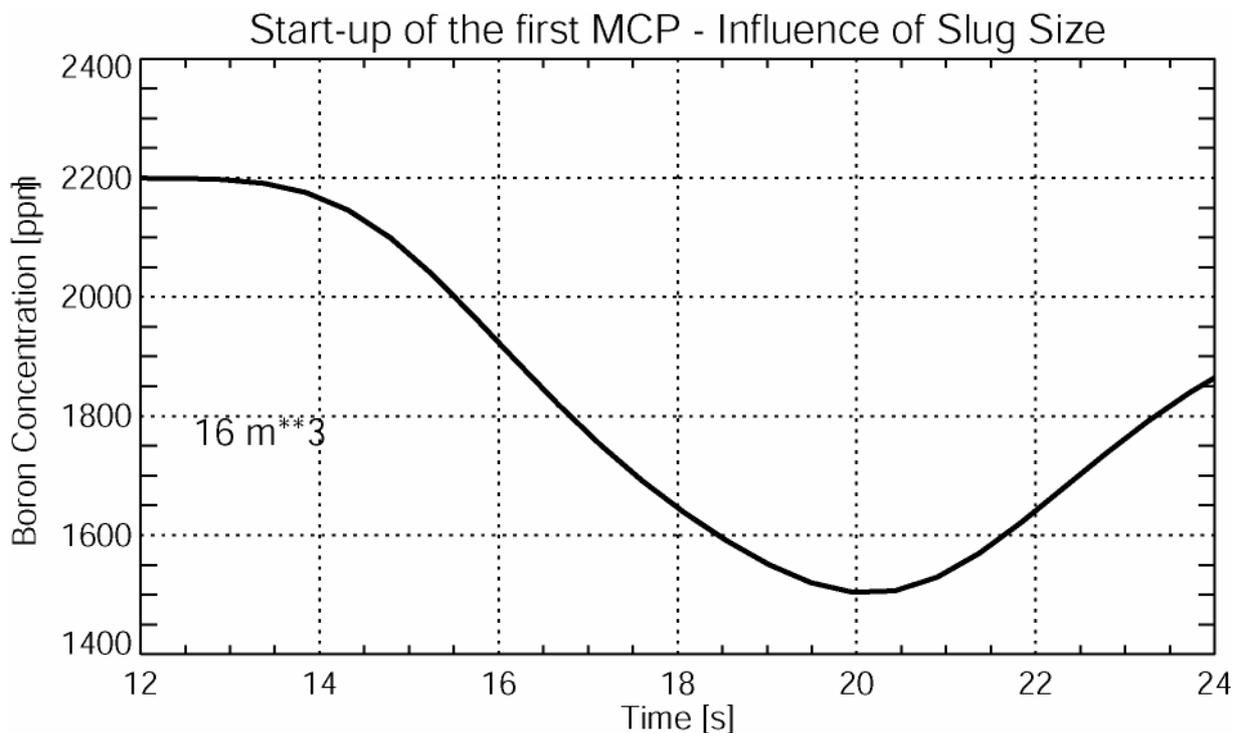


Abb. 5.4.4 Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern für das Pfropfvolumen von 16 m³

Die mittlere Borkonzentration erreicht in diesem Fall nur einen Minimalwert von 1503 ppm (Abb. 5.4.4), dieses Minimum wird 20 s nach Einschalten der HKMP er-

reicht (Die Zeitachse in allen in diesem Abschnitt präsentierten Abbildungen bezieht sich auf den Start der HKMP bei $t = 0$ s.).

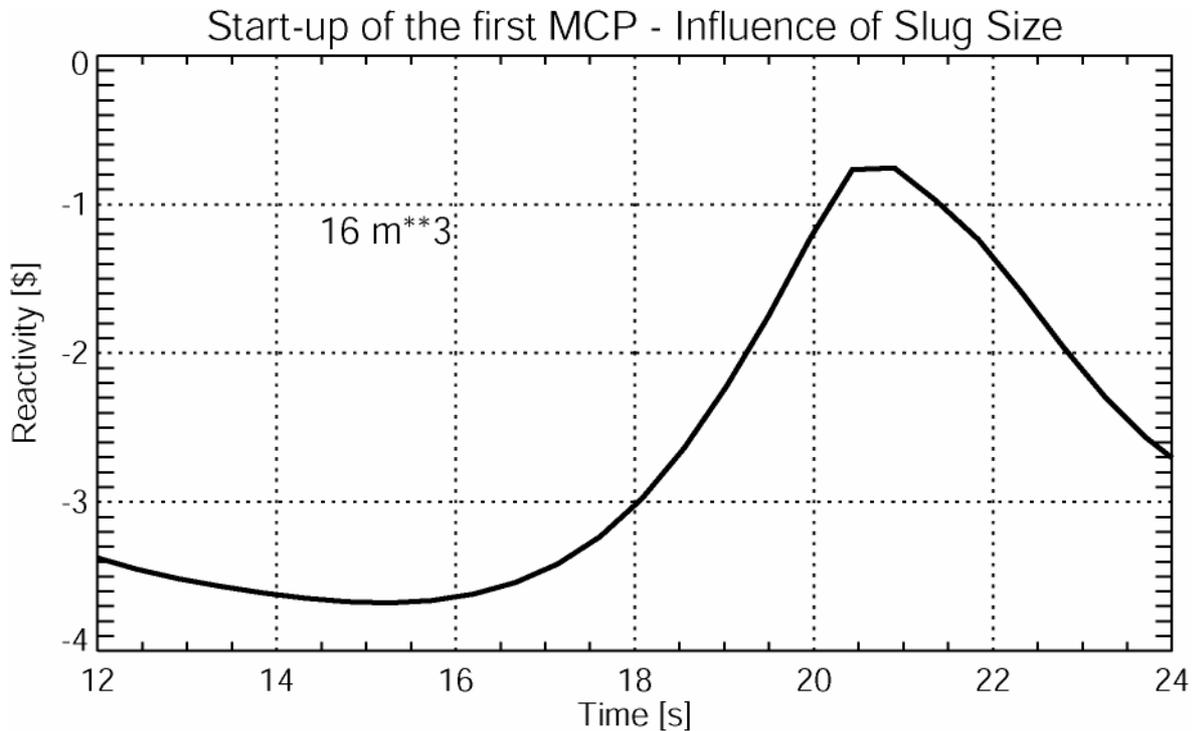


Abb. 5.4.5 Zeitverlauf der Reaktivität für das Pfropfvolumen von 16 m^3

Wie aus Abb. 5.4.5 zu sehen ist, bleibt die dynamische Reaktivität während der gesamten Transiente unterhalb der Nullmarke, der Reaktor wird 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.

Mit einem anfänglichen Pfropfvolumen von 20 m^3 fällt die mittlere Borkonzentration im Reaktorkern bis auf einen Wert von unter 1400 ppm (Abb. 5.4.6). Das führt zu einem positiven Reaktivitätseintrag in den Kern, der nicht nur die anfängliche Unterkritizität kompensiert sondern auch zu einer signifikanten Überkritizität von annähernd 2β führt (Abb. 5.4.7). Entsprechend dazu gibt es einen Leistungspeak des 1.7fachen der Nominalleistung (Abb. 5.4.8). Aufgrund der sofort einsetzenden Dopplerrückkopplung wird die Leistungserhöhung gestoppt, die Halbwertsbreite des Peaks beträgt 23 ms . Der Energieeintrag in Brennstoff und Kühlmittel während dieses Peaks ist gering, es tritt kein Kühlmittelsieden auf. Die Kompensation der anfänglichen Un-

terkritizität fiel mit dem Minimum der mittleren Borkonzentration zusammen. Das nachfolgende höherborierte Kühlmittel bringt den Reaktorkern wieder in einen unterkritischen Zustand, die Transiente ist damit beendet.

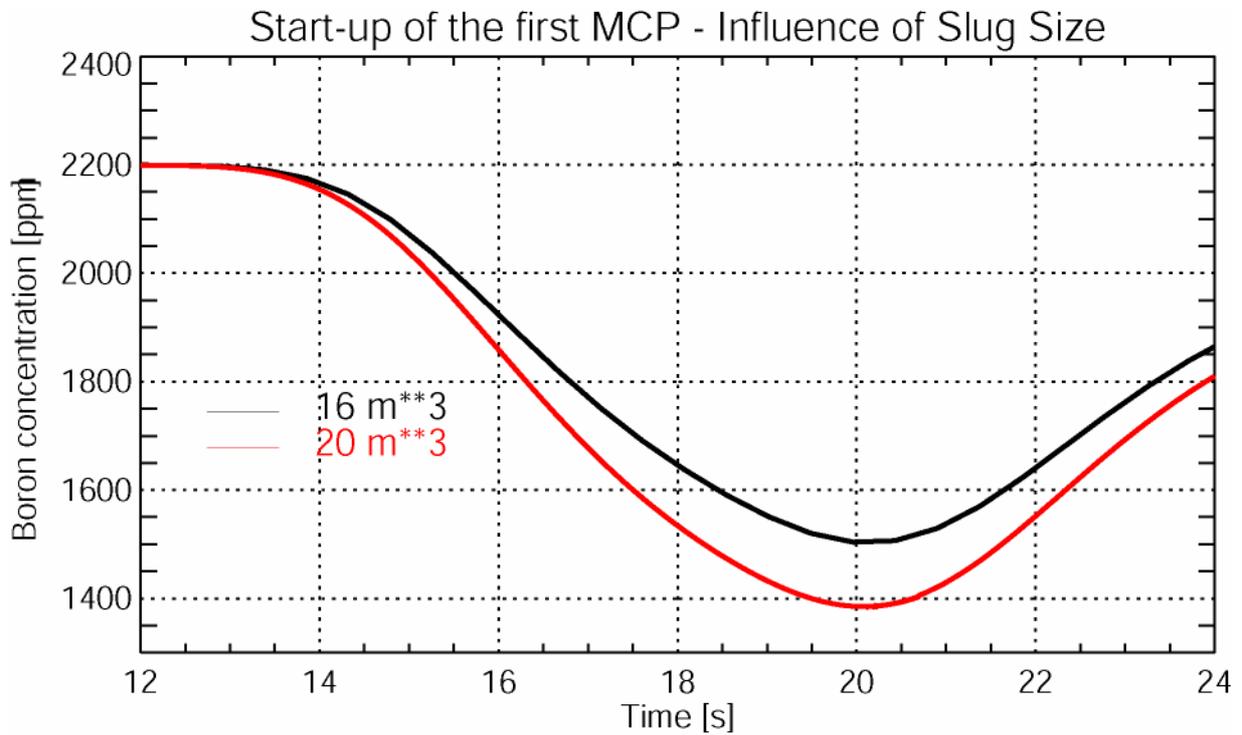


Abb. 5.4.6 Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern für die Pfpfenvolumina von 16 und 20 m³

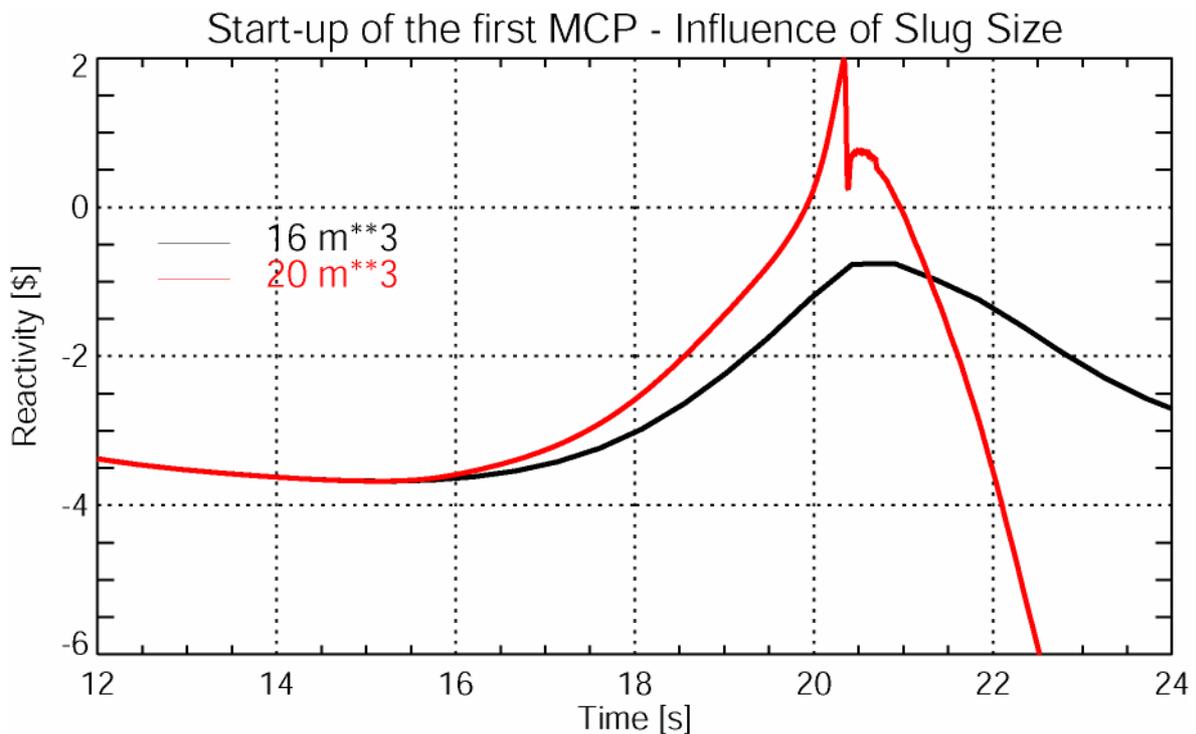


Abb. 5.4.7 Zeitverlauf der Reaktivität für die Pfpfenvolumina von 16 und 20 m³

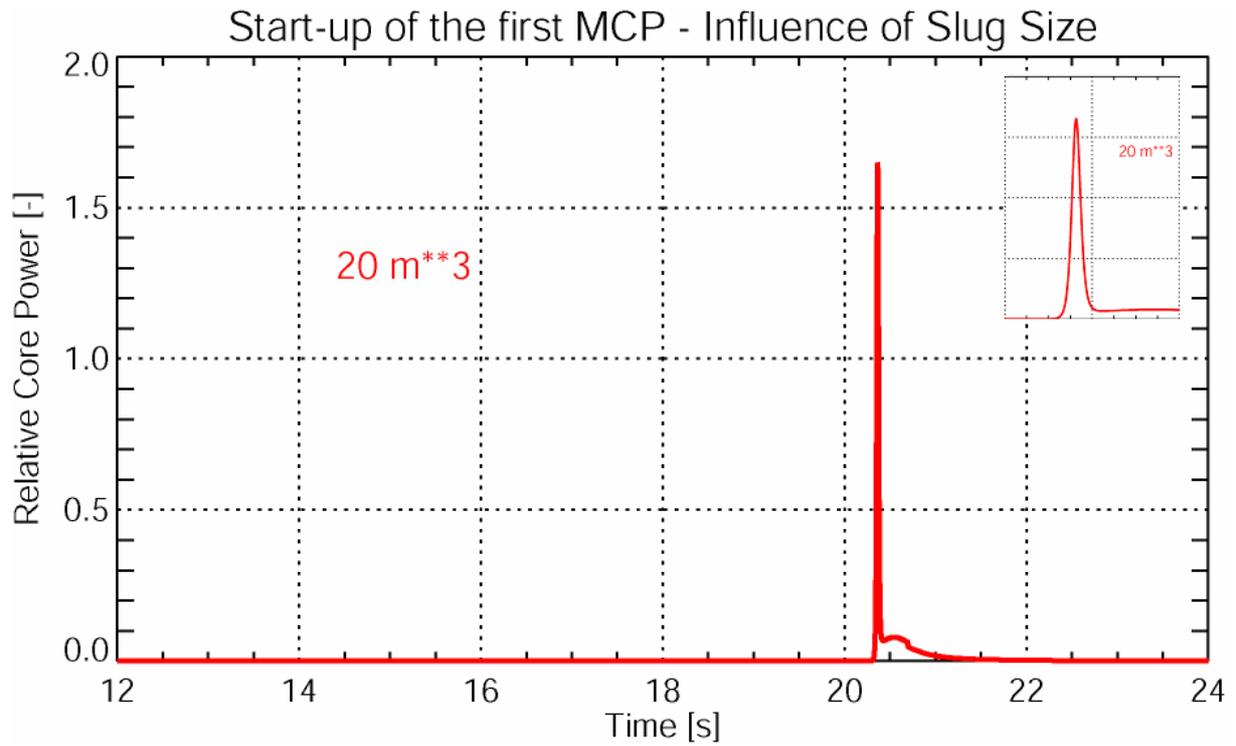


Abb. 5.4.8 Zeitverlauf der Kernleistung für das Pfropfvolumen von 20 m³

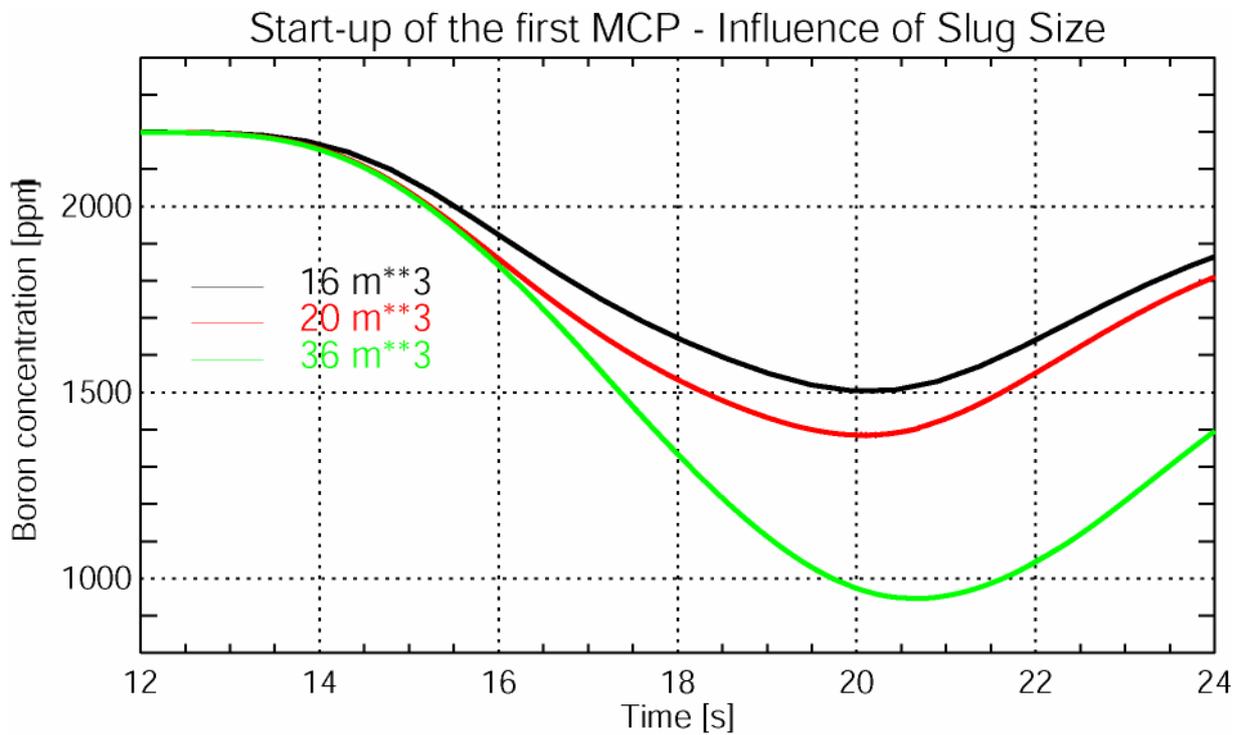


Abb. 5.4.9 Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern für die Pfropfvolumina von 16, 20 und 36 m³

Bei der Rechnung mit dem einhüllenden Pfropfvolumen von 36 m^3 fällt die mittlere Borkonzentration auf einen deutlich tieferen Wert ab (Abb. 5.4.9).

Der dadurch ausgelöste positive Reaktivitätseintrag führt zeitlich früher zur Kompensation der anfänglichen Unterkritizität. Schon bei $t = 16.5 \text{ s}$ erreicht die dynamische Reaktivität die Nullmarke (Abb. 5.4.10). Der Maximalwert der Reaktivität liegt mit knapp über $2 \text{ \$}$ im Bereich des Wertes der Rechnung mit 20 m^3 . Auch hier setzt die Dopplerrückkopplung sofort ein, der entsprechende Leistungspeak erreicht eine Höhe von 2.3 bezogen auf die Nominalleistung und hat eine Halbwertsbreite von 21 ms (Abb. 5.4.11).

Im Gegensatz zum Pfropfen von 20 m^3 wird im vorliegenden Fall der Reaktor kritisch, bevor die Borkonzentration im Reaktorkern ihr Minimum erreicht (Abb. 5.4.9). Die weiterhin zugeführte positive Reaktivität führt zu typischen sekundären Leistungspeaks. Die Wechselwirkung der fortgesetzten Deborierung mit der negativen Doppler- und Moderatorrückkopplung bestimmt die Höhe und die Frequenz dieser Leistungspeaks. Die Gesamtreaktivität dieser sekundären Peaks bleibt unterhalb der prompt-kritischen Marke. Aus diesem Grund erreichen sie nicht die Höhe des ersten Peaks.

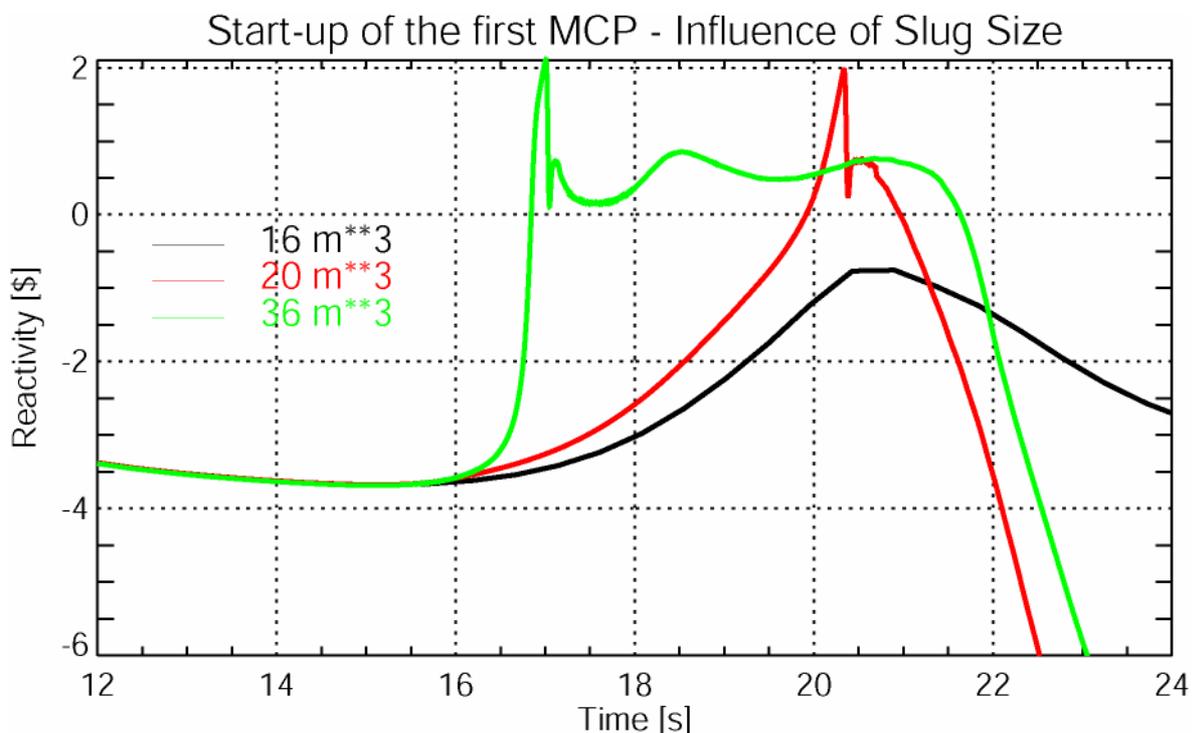


Abb. 5.4.10 Zeitverlauf der Reaktivität für die Pfropfvolumina von 16, 20 und 36 m^3

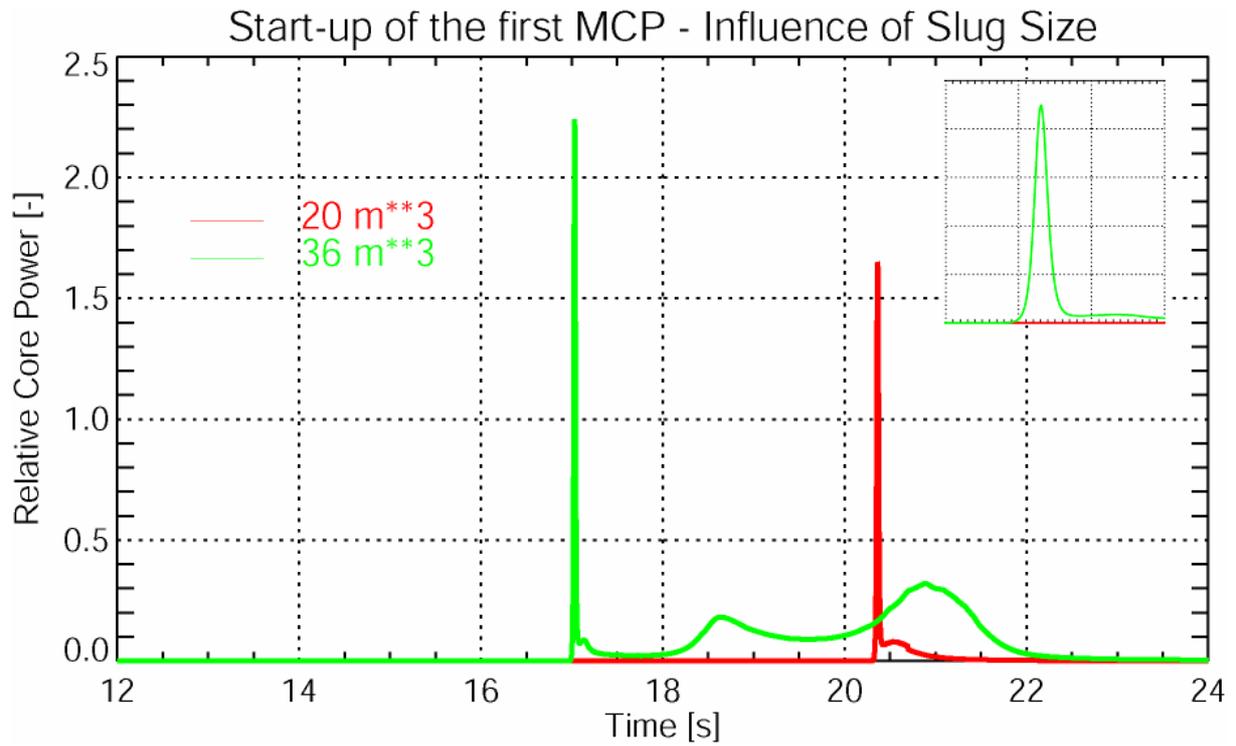


Abb. 5.4.11 Zeitverlauf der Kernleistung für die Pfropfvolumina von 20 und 36 m³

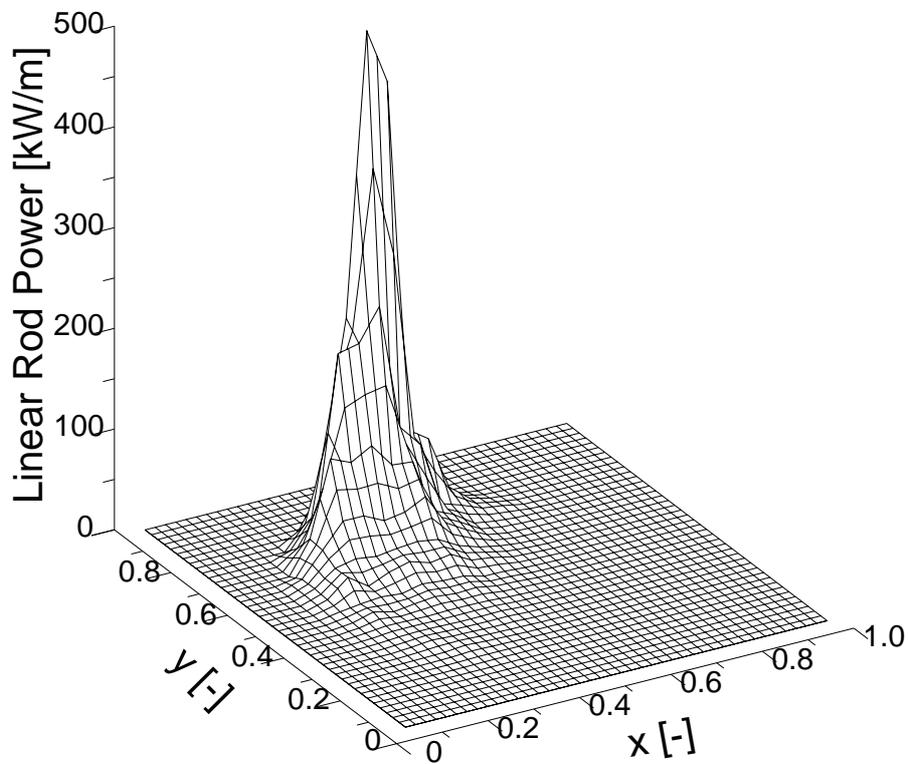


Abb. 5.4.12 Leistungsverteilung zum Zeitpunkt des Maximums (36 m³ Pfropfen)

Die radiale Leistungsverteilung im Reaktorkern ist sehr ungleichmäßig, hervorgerufen durch die Überlagerung der Deborierung mit dem nicht eingefahrenen Absorberstab (Abb. 5.4.12). Das Durchwandern der Deborierungsfront durch den Reaktorkern wird an Hand von Abb. 5.4.13 demonstriert. Dargestellt ist die Isofläche für einen Wert von 800.0 ppm. Deutlich ist zu sehen, wie die Front an zwei Stellen den Reaktoreintritt erreicht und eine lokale Absenkung der Borkonzentration hervorruft. Diese Absenkung wandert in den Kern hinein, während in der anderen Kernhälfte keine Unterschreiten des Wertes von 800.0 ppm detektiert wird. Deutlich ist auch zu erkennen, dass die Front zu keinem Zeitpunkt den Reaktor in axialer Richtung vollständig ausfüllt, während die Vorderfront der Störung den oberen Kernrand noch nicht erreicht hat, wird von unten schon wieder höherboriertes Kühlmittel nachgefördert.

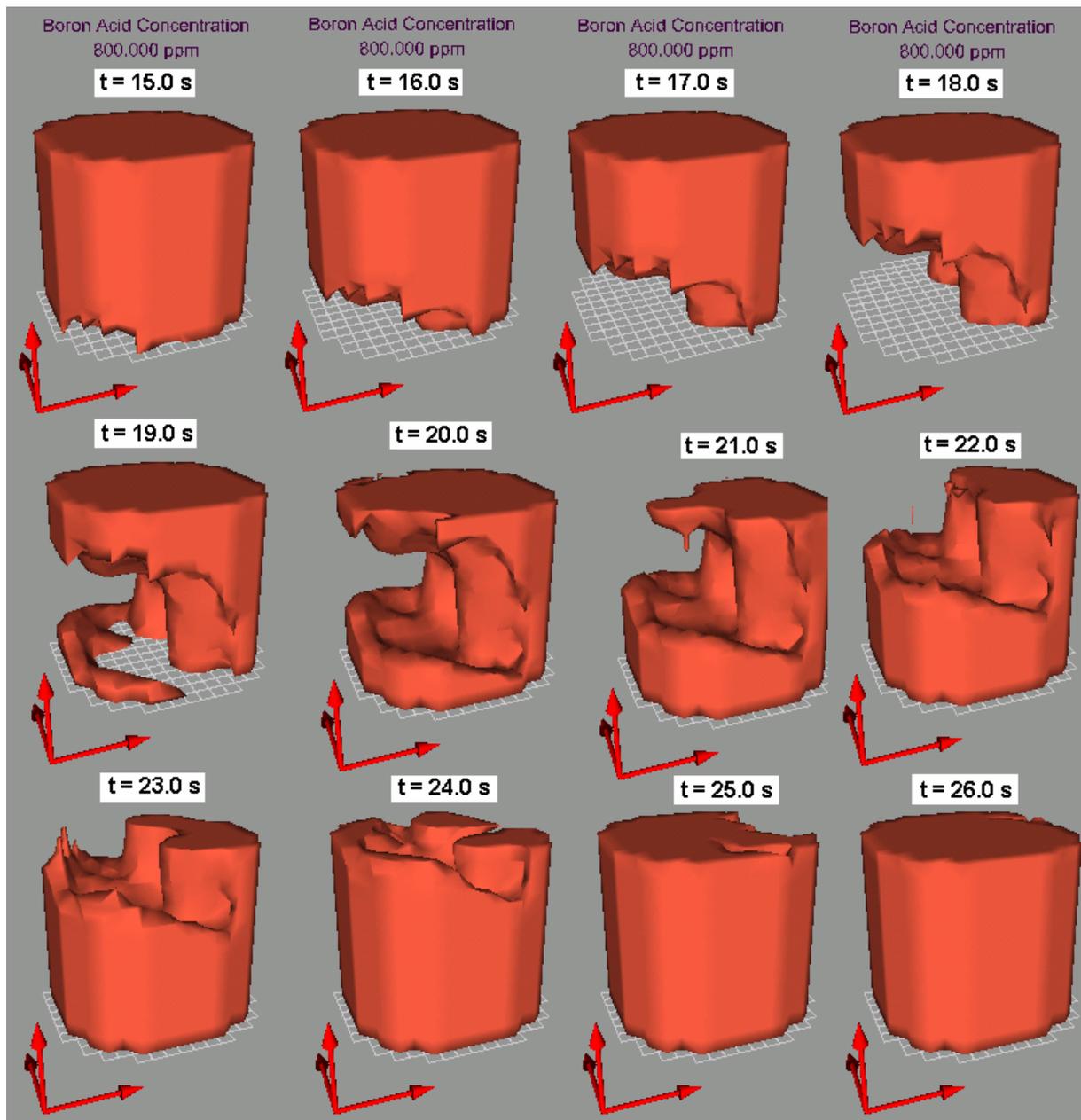


Abb. 5.4.13 Transport der Deborierungsfront im Kern (am Beispiel der Isofläche 800.0 ppm)

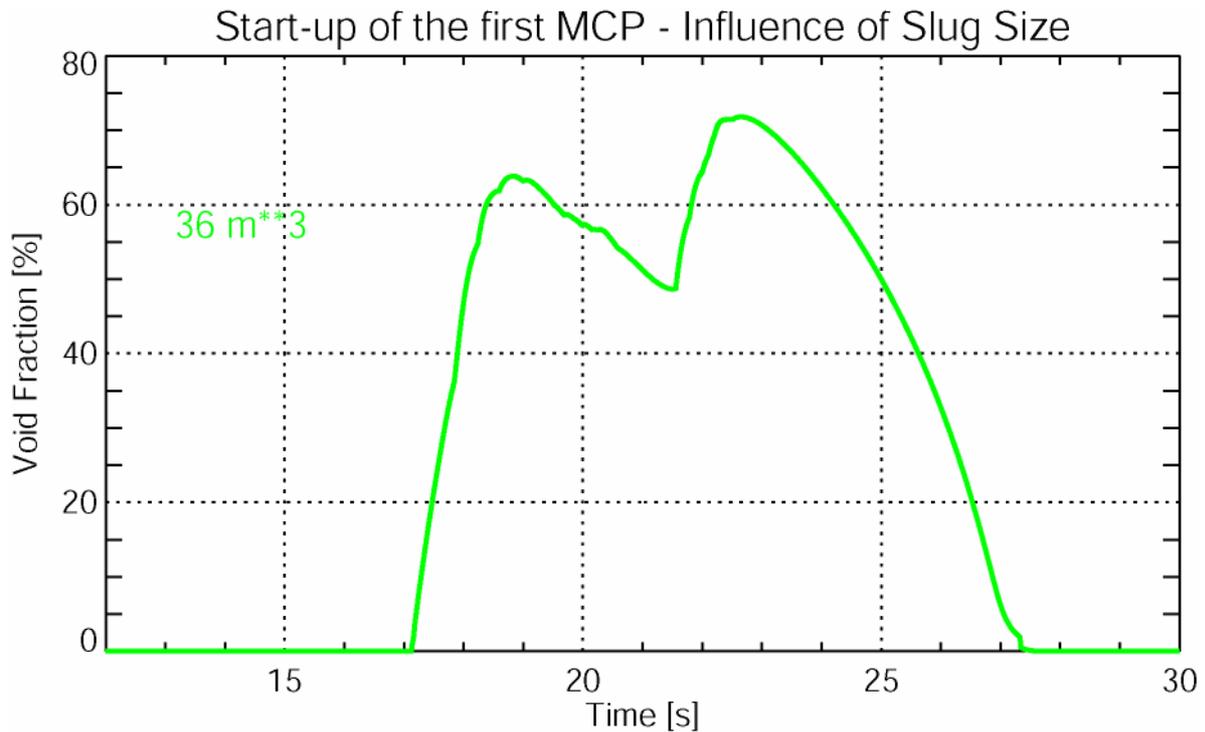


Abb. 5.4.14 Maximaler Dampfgehalt

Während der sekundären Leistungspeaks beginnt in einzelnen Brennelementen Kühlmittelsieden, es werden Maximalwerte bis über 70 % berechnet (Abb. 5.4.14). Abb. 5.4.15 demonstriert wiederum an Hand einer Isofläche, wie während der zwei sekundären Leistungspeaks der Dampf im oberen Bereich einzelner Brennelemente entsteht und nach oben wegtransportiert wird. Auch diese Bildfolge unterstreicht den heterogenen Charakter der vorliegenden Transiente.

Die kritische Wärmestromdichte wird in diesen Kanälen nicht überschritten. Dies wird durch die in den Abb. 5.4.16 und Abb. 5.4.17 dargestellten Zeitverläufe der maximalen Brennstofftemperatur und der eingetragenen Enthalpie unterstrichen, die beide keine sicherheitsrelevanten Grenzen erreichen.

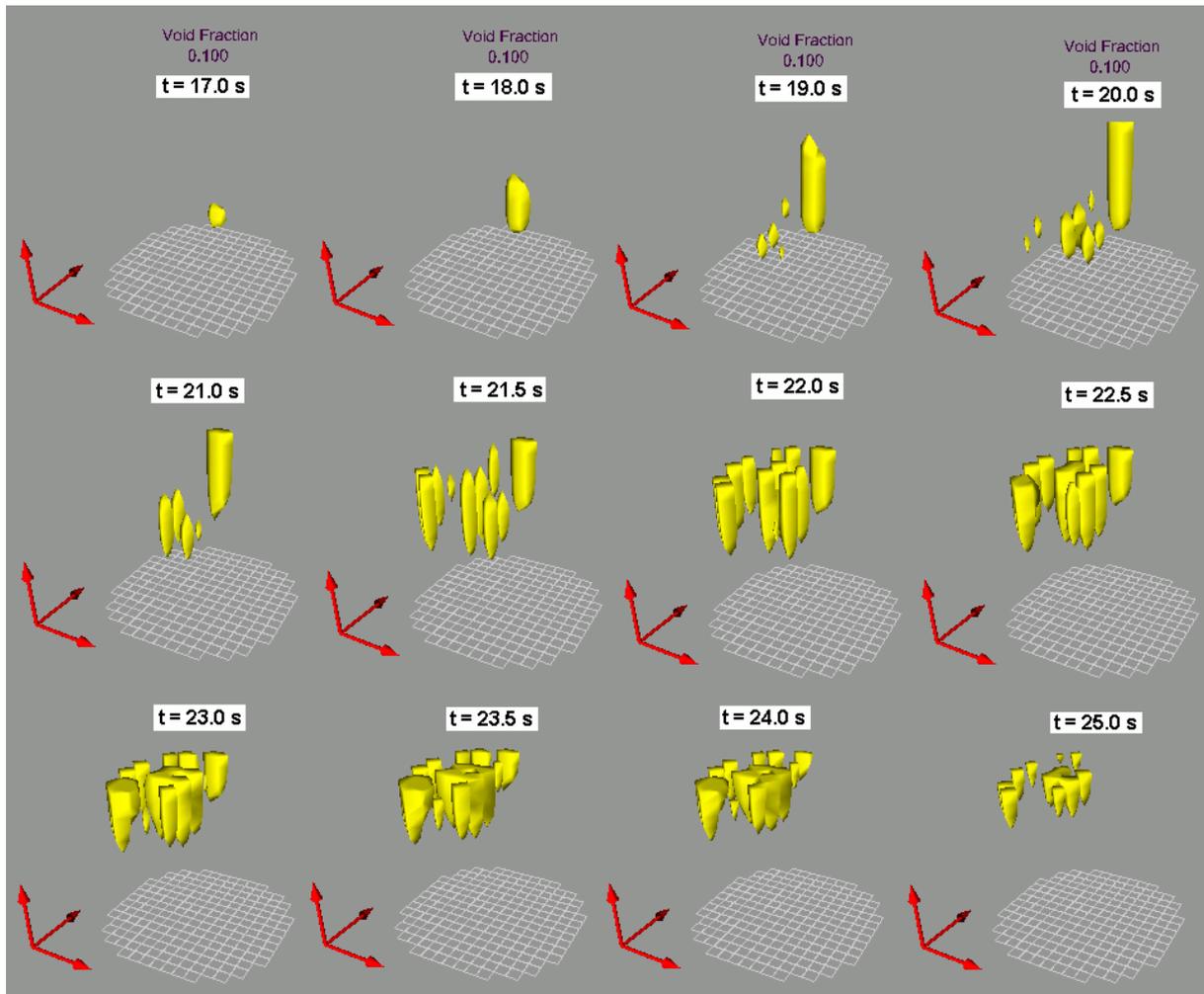


Abb. 5.4.15 Void-Anteil (am Beispiel der Isofläche 0.1)

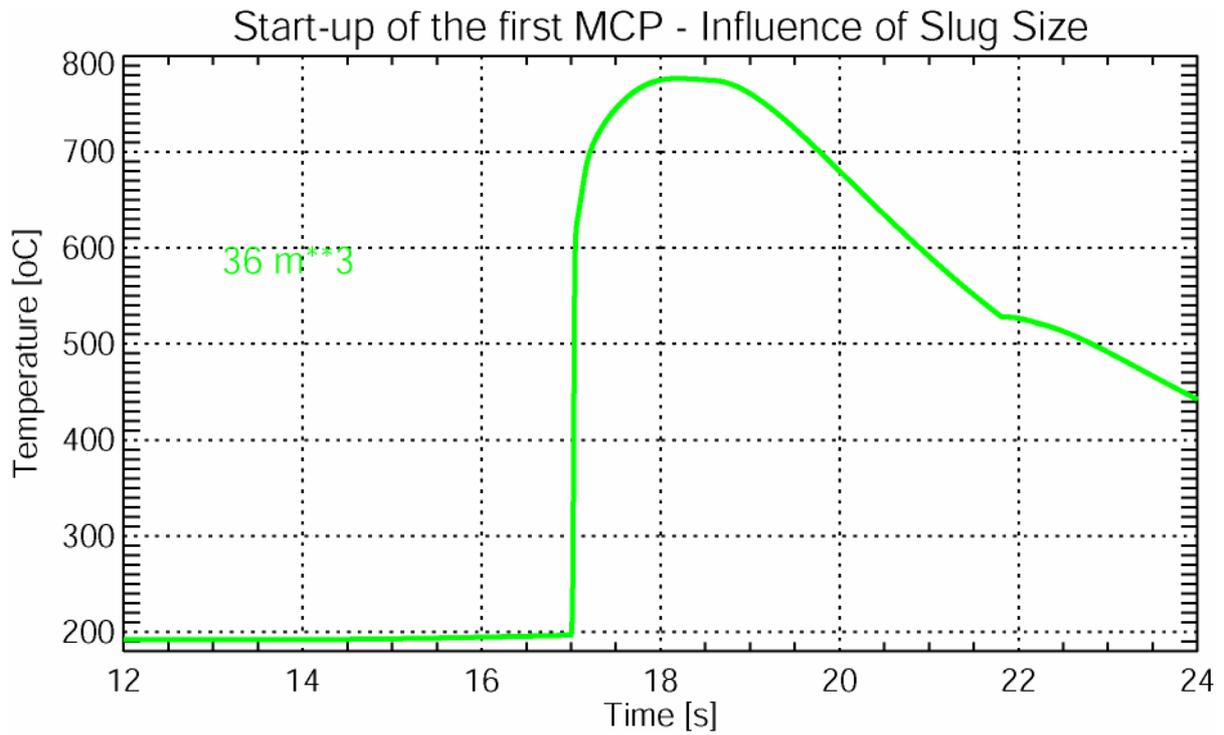


Abb. 5.4.16 Zeitverlauf der maximalen Brennstofftemperatur (Centerline)

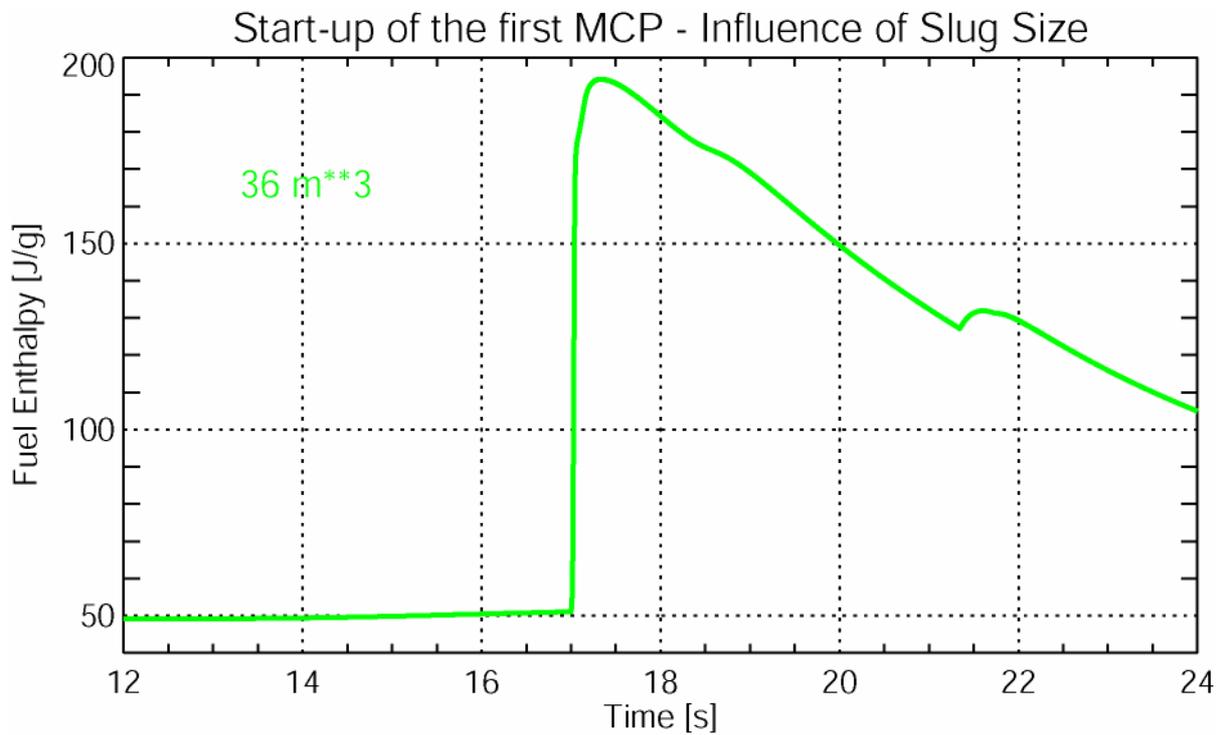


Abb. 5.4.17 Zeitverlauf des Maximalwertes der in den Brennstoff eingetragenen Enthalpie

5.4.2.3 Variation der Bibliothek der Wirkungsquerschnitte

Es ist bekannt, dass die Verwendung verschiedener Weniggruppenbibliotheken für Störfallrechnungen mit 3D-neutronenkinetischen Programmen signifikante Unterschiede in den Ergebnissen produzieren können [Kli99]. Um den Einfluss der Bibliothek der Wirkungsquerschnitte (WQS) auf die vorliegende Transiente einschätzen zu können, wurde die Rechnung mit dem einhüllenden Pfropfenvolumen unter Verwendung einer mit dem Zellprogramm HELIOS generierten WQS-Bibliothek [Hel00] wiederholt. Um zusätzliche Einflüsse auf die DYN3D-Rechenergebnisse auszuschließen, wurden die Transportrechnungen mit HELIOS unter genau denselben thermo-hydraulischen Bedingungen und für identische Abbrandverhältnisse durchgeführt wie für die oben verwendete CASMO-Bibliothek [Mit02]. Tab. 5.2 gibt einen Überblick über den Vergleich von drei statischen Reaktivitätsparametern, die für die Analyse von Borverdünnungstransienten von Bedeutung sind. Sie wurden für die generische Kernbeladung aus Abb. 5.2.1 und Nulllastbedingungen berechnet.

Tab. 5.2 Statische Kernparameter im Vergleich beider Bibliotheken

	CASMO	HELIOS
Abschaltreaktivität (effektivster Stab nicht eingefahren) [pcm]	-3103	-2844
Boreffektivität [pcm/ppm]	-5.28	-4.80
Dopplerkoeffizient [pcm/K]	-3.06	-3.36

Die berechneten integralen Parameter weisen deutliche Unterschiede auf. Der Koeffizient für die Brennstofftemperaturrückkopplung unterscheidet sich um 10 % und die berechnete Abschaltreaktivität um rd. 8 %.

Aufgrund der Unterschiede im Anfangszustand (die Abschaltreaktivität bestimmt die Unterkritizität) führt die Rechnung mit der HELIOS-Bibliothek zu einer zeitlich früheren Rekritikalität. Auch ist der erste Leistungspeak in der Rechnung mit der HELIOS-Bibliothek nur rund halb so hoch wie in der entsprechenden Rechnung unter Verwendung der CASMO-Bibliothek. Dieser Unterschied beruht auf den folgenden zwei Effekten: Erstens ist die Dopplerrückkopplung der einzige Mechanismus, der in der Lage ist, den Leistungsanstieg schnell zu begrenzen. Wie aus Tab. 5.2 folgt, ist

der Absolutwert des integralen Dopplerkoeffizienten in der Rechnung mit der HELIOS-Bibliothek rd. 10 % größer. Daraus folgt, dass der Leistungsanstieg in der Rechnung mit der HELIOS-Bibliothek effektiver gebremst wird. Zweitens befindet sich zum Zeitpunkt der Rekritikalität in der Rechnung unter Verwendung der CASMO-Bibliothek eine größere Menge deborierten Kühlmittels im Reaktorkern, was einen Anstieg auf einen höheren Reaktivitäts- bzw. Leistungswert zur Folge hat.

Die Halbwertsbreiten sind nahezu identisch (21 ms bei Verwendung der CASMO- und 23 ms mit der HELIOS-Bibliothek).

In einer weiteren Variationsrechnung wurde die anfängliche Unterkritizität der HELIOS-Bibliothek angepasst. Beide Rechnungen starten nun vom selben Wert. Damit ist der durch die Differenzen in der Abschaltreaktivität hervorgerufene Unterschied beseitigt. Jetzt kommt es in der Rechnung mit der so angepassten HELIOS-Bibliothek zum selben Zeitpunkt zur Rekritikalität und zum ersten Leistungspeak (Abb. 5.4.18, Abb. 5.4.19). Konsequenterweise ist der nun berechnete Leistungspeak größer als in der ersten Rechnung mit der HELIOS-Bibliothek aber weiterhin geringer als bei Verwendung der CASMO-Bibliothek, was vollständig durch die weiterhin vorhandenen Unterschiede im Dopplerkoeffizienten erklärt werden kann. Dieser stärkere Rückkopplungseffekt ist auch für die Unterkritizität in den folgenden Sekunden der Variationsrechnung verantwortlich. Deshalb verzögert sich die erneute Rekritikalität und führt dadurch zu einem zweiten prompt-überkritischen Peak, was in den beiden Basisrechnungen nicht beobachtet wird.

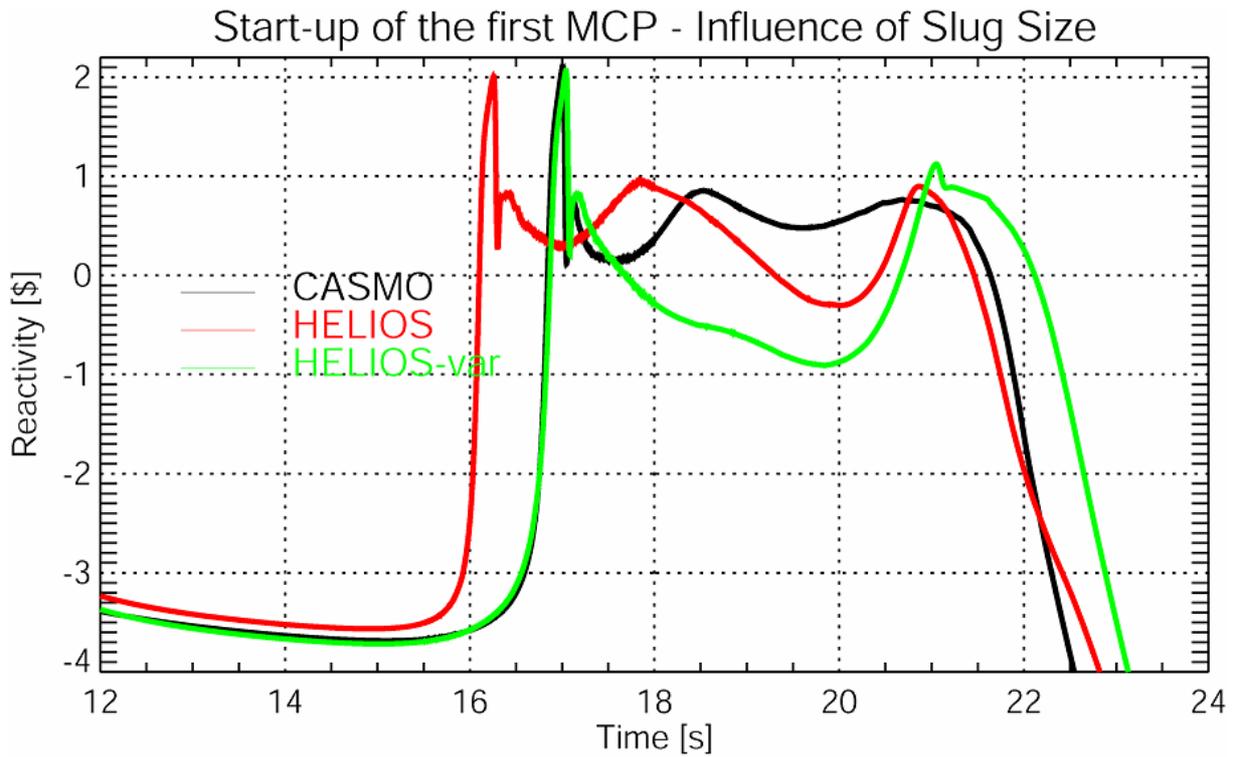


Abb. 5.4.18 Zeitverlauf der Reaktivität im Vergleich der verschiedenen Bibliotheken der Wirkungsquerschnitte (Rechnung für den Pfropfen von 36 m^3)

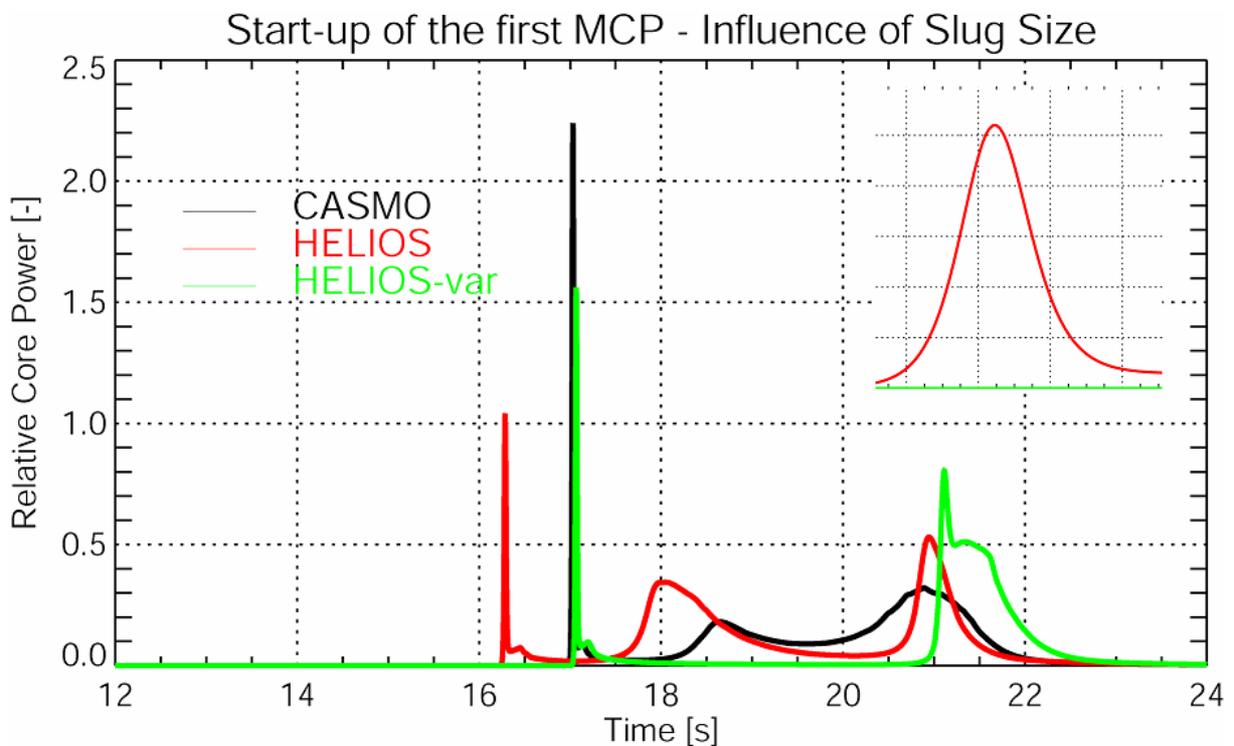


Abb. 5.4.19 Zeitverlauf der Kernleistung im Vergleich der verschiedenen Bibliotheken der Wirkungsquerschnitte (Rechnung für den Pfropfen von 36 m^3)

5.4.2.4 Einfluss der numerischen Diffusion auf den berechneten Störfallverlauf

Wie schon mehrfach ausgeführt, kann numerische Diffusion die Berechnung des Transports der Borverdünnungsfront beeinflussen. Dies kann speziell bei geringen Kühlmittelgeschwindigkeiten der Fall sein. In Abschnitt 5.3.2 wurde dies für das ATHLET-Modell untersucht. Gleiches trifft natürlich auch auf die Berechnung des Bortransports im Reaktorkern durch DYN3D zu. Die Standardmethode zur Lösung der Bortransportgleichung in DYN3D beeinflusst die Form der Front nicht, wenn die Courant-Zahl R genau 1.0 ist. Das ist durch das verwendete Charakteristikenverfahren für die Lösung der Bortransportgleichung bedingt. Diese Zahl ist folgendermaßen definiert:

$$R = \frac{w * \Delta t}{\Delta z} \quad (\text{Gl. 5.2})$$

wobei w die Kühlmittelgeschwindigkeit, Δt der Zeitschritt und Δz die Nodehöhe sind.

Die relativ geringe Kühlmittelgeschwindigkeit erfordert Zeitschritte im Bereich von 0.5 s, um das Courant-Kriterium zu erfüllen. Während der Rekritikalitätsphase und der damit verbundenen Leistungserhöhung sowie dem lokalen Kühlmittelsieden wird der thermohydraulische Zeitschritt in DYN3D bis auf 1 ms abgesenkt. Bei Nichtverwendung der Particle-in-Cell-Methode führt diese Abweichung von der idealen Courant-Zahl sofort zu einer Verschmierung der Borverdünnungsfront, wie in Abb. 5.4.20 im Vergleich zur PIC-Methode gezeigt ist. Beim Vergleich der Reaktivitätskurven (Abb. 5.4.21) zeigen sich qualitative Unterschiede nach dem ersten Leistungsspeak (bis zu diesem Zeitpunkt war es in der Rechnung ohne Particle-in-Cell-Methode möglich, das Courantkriterium einzuhalten). Es wird deutlich, dass die numerische Diffusion den weiteren Reaktivitätseintrag in den Reaktorkern so stark dämpft, dass die Überkritizität und die sekundären Leistungsspeaks in den folgenden 4 Sekunden vollständig fehlen. Die Unterschiede in beiden Rechnungen demonstrieren die Wichtigkeit der Vermeidung numerischer Diffusion beim Bortransport.

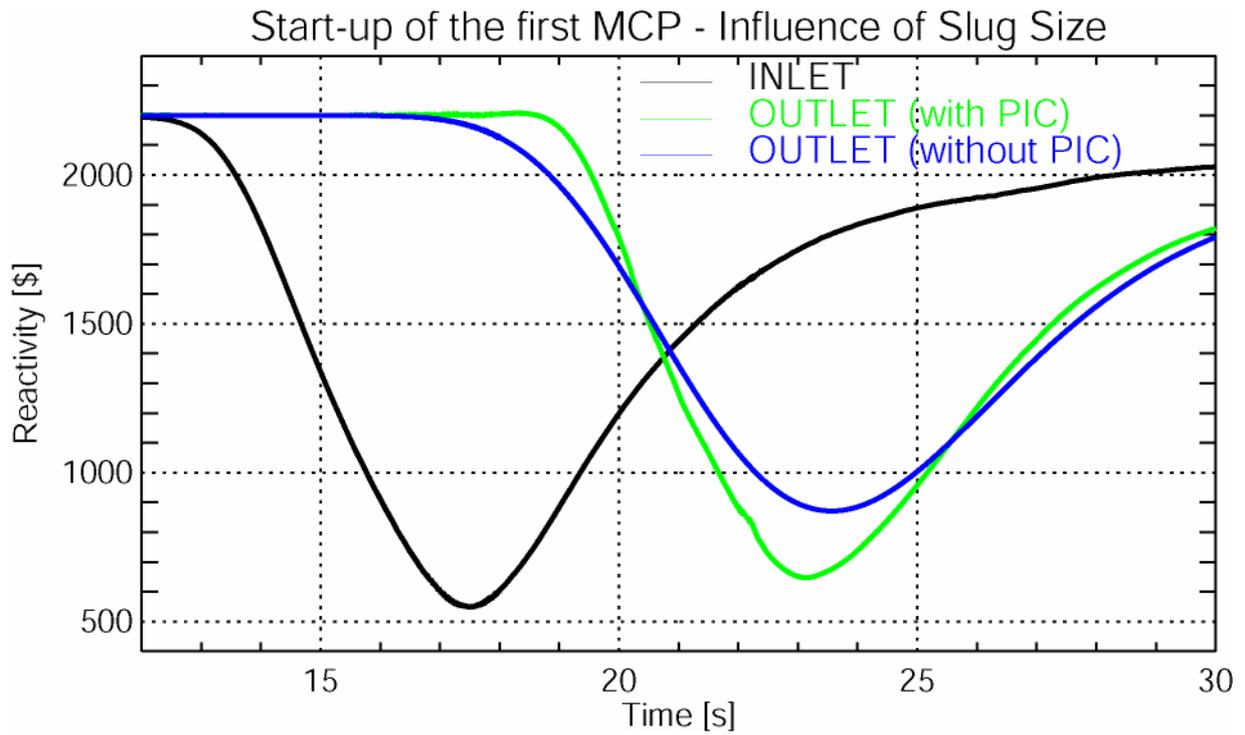


Abb. 5.4.20 Einfluss der numerischen Diffusion auf den Bortransport im Reaktorkern

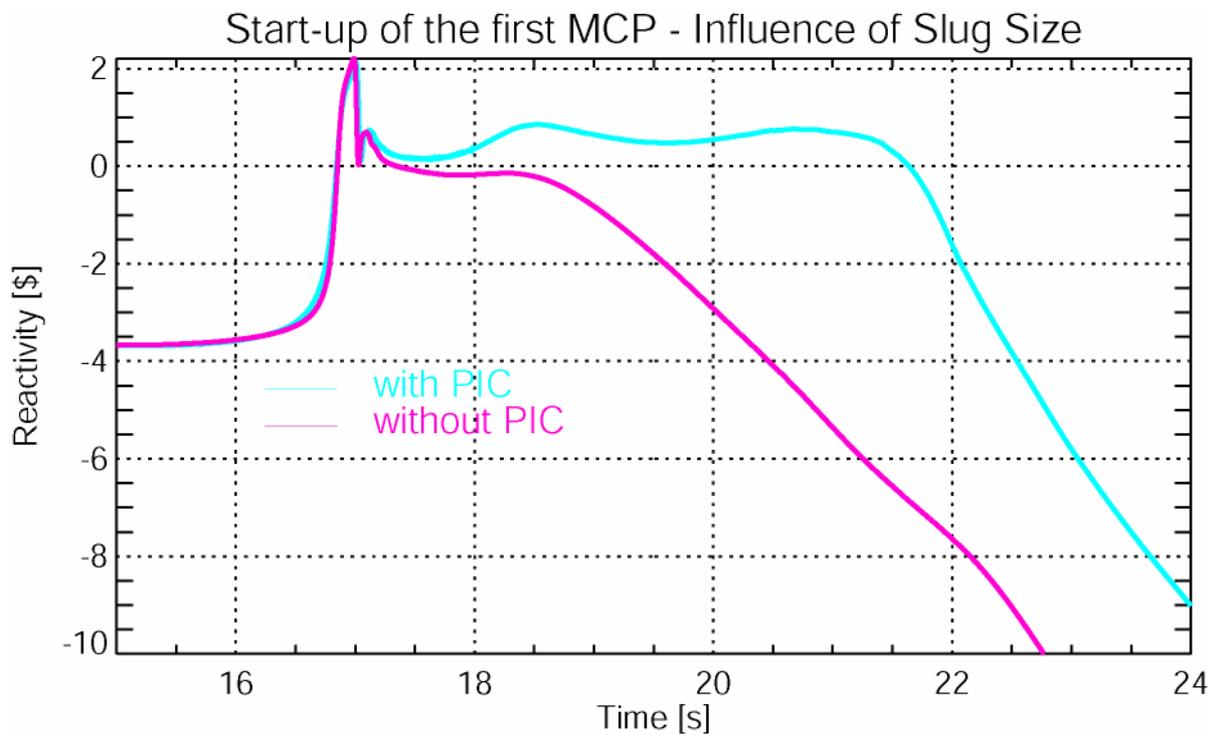


Abb. 5.4.21 Zeitverlauf der Reaktivität bei Vorhandensein (ohne PIC) und Vermeidung (mit PIC) numerischer Diffusion beim Bortransport

5.4.2.5 Transiente Rechnungen mit dem Programmkomplex DYN3D/ATHLET

Wie in Abschnitt 5.4.1 ausgeführt, steht am Ende der Analyse eine Rechnung mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET. Aufgabe dieser Rechnung ist die Einschätzung des Einflusses der Reaktoranlage auf den Störfallablauf. Wesentliche Größe ist dabei die während der Leistungsfreisetzung entstehende Druckerhöhung. In den stand-alone DYN3D-Rechnungen war der Druck mit 3.15 MPa fest vorgegeben und wurde während der Rechnung nicht verändert. Abb. 5.4.22 zeigt den Druckverlauf in der gekoppelten Rechnung. Der Verlauf der Reaktorleistung in dieser Rechnung ist im Vergleich dazu in Abb. 5.4.23 dargestellt. Es ist deutlich zu sehen, dass die erste Leistungsspitze eine moderate Druckerhöhung auslöst, von 3.15 MPa auf 3.40 MPa. Die zwei während der Transiente noch folgenden Leistungsspitzen führen ihrerseits wiederum zu Druckerhöhungen in der gleichen Größenordnung. Die maximale Druckerhöhung während der Transiente beträgt nur 0.80 MPa. Nach dem Abfall der Leistung klingt die Druckerhöhung mit einer geringen Schwingung in den folgenden Sekunden auch ab.

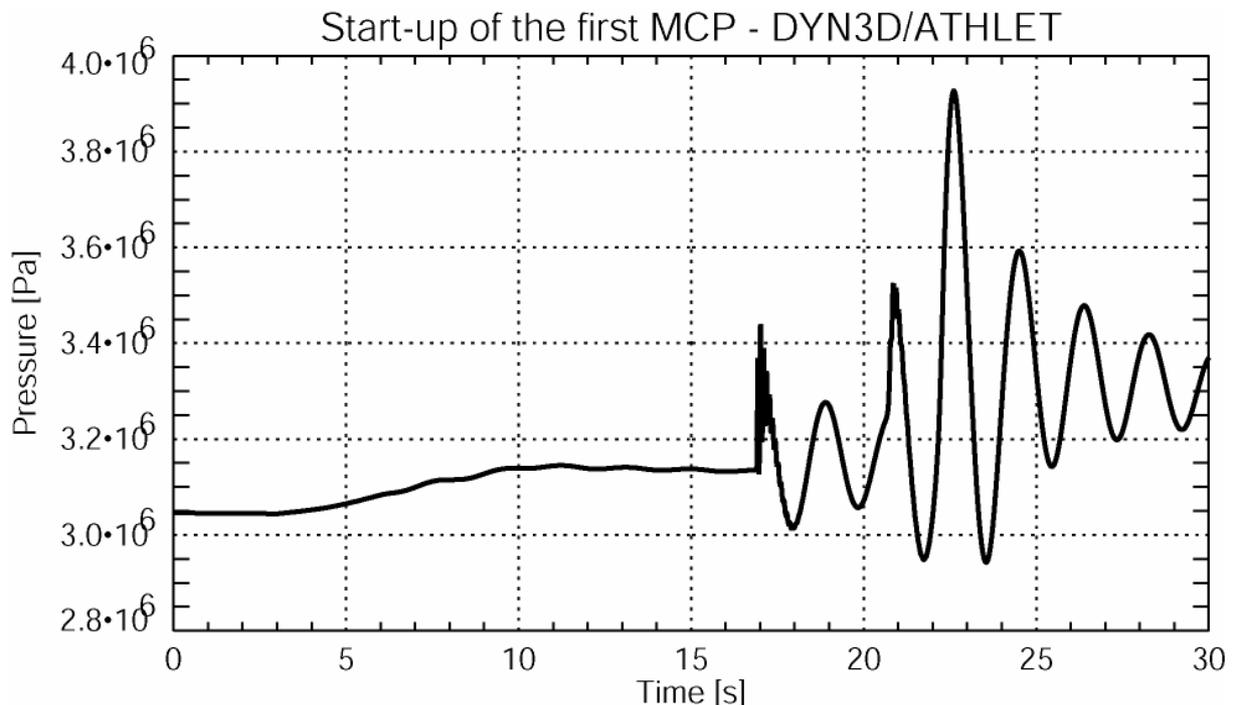


Abb. 5.4.22 Zeitverlauf des Drucks im ersten Kreislauf in der DYN3D/ATHLET-Rechnung

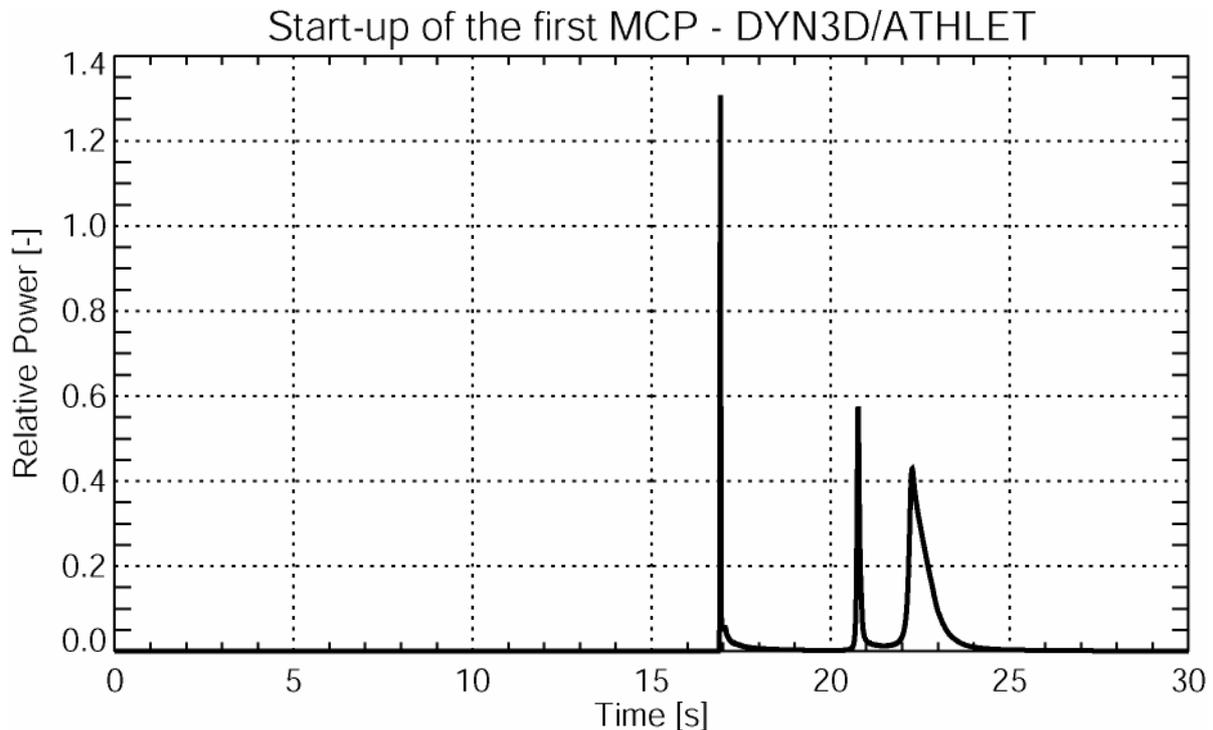


Abb. 5.4.23 Zeitverlauf des Reaktorleistung in der DYN3D/ATHLET-Rechnung

Der direkte Vergleich zwischen verschiedenen Größen der DYN3D-stand-alone und der gekoppelten DYN3D/ATHLET-Rechnung ist in den folgenden Abbildungen dargestellt. Es sind gewisse Unterschiede festzustellen, die nicht mit der unterschiedlichen Modellierung des Druckverlaufs erklärt werden können. So erreicht die mittlere Borkonzentration im Kern (gleiches trifft auch für den nicht dargestellten Verlauf der Borkonzentration am Kerneintritt) in der stand-alone-Rechnung ein geringeren Wert zum Zeitpunkt des Minimums (Abb. 5.4.24). Damit ist die eingetragene Störung größer, was sich in einem abweichenden Verlauf in Reaktivität und Kernleistung äußert (Abb. 5.4.25, Abb. 5.4.26). Die wesentliche Ursache für diese Abweichungen wurde in der Pfropfenmodellierung im kalten Strang gefunden: In der DYN3D/ATHLET-Rechnung wird der Pfropfen mit einer geringen numerischen Diffusion durch den kalten Strang transportiert. Daher hat er, wie in Abschnitt 5.3.2 ausgeführt, eine geringfügig vom idealen Rechteck abweichende Form (verschliffene Flanken). Im SAPR wird dagegen konservativ von einem rechteckförmigen Pfropfen im Kaltstrang bis zum Eintritt in den RDB ausgegangen. Die Berechnung der am Kerneintritt ankommenden Antworten auf diese geringfügig unterschiedlichen Formen führt zu den Abweichungen in der Borkonzentration am Kerneintritt und daraus folgend zu den Ab-

weichungen in Reaktivität und Leistung. Weiterhin gibt es auch geringe Unterschiede in der Massenstromrampe, die nicht genau angepasst werden konnten.

Das die unterschiedliche Form der Pfpfen wirklich die wesentliche Ursache ist, wurde durch eine DYN3D-Variationsrechnung bewiesen. Für die dafür notwendige Anwendung des SAPR-Modells wurde der mit ATHLET berechnete Verlauf der Borkonzentration am Austritt aus dem kalten Strang direkt vorgegeben. Die dritte Kurve in den entsprechenden Abbildungen für Borkonzentration und Reaktivität nähert sich der DYN3D/ATHLET-Rechnung deutlich an. Geringe Abweichungen nach dem ersten Leistungspeak sind durch die sehr sensible Wechselwirkung von Neutronenkinetik und Thermohydraulik während dieser Störfallphase bedingt. Eventuell könnte dies auch der Einfluss des Druckes sein, der in allen DYN3D-Rechnungen nicht variiert wurde.

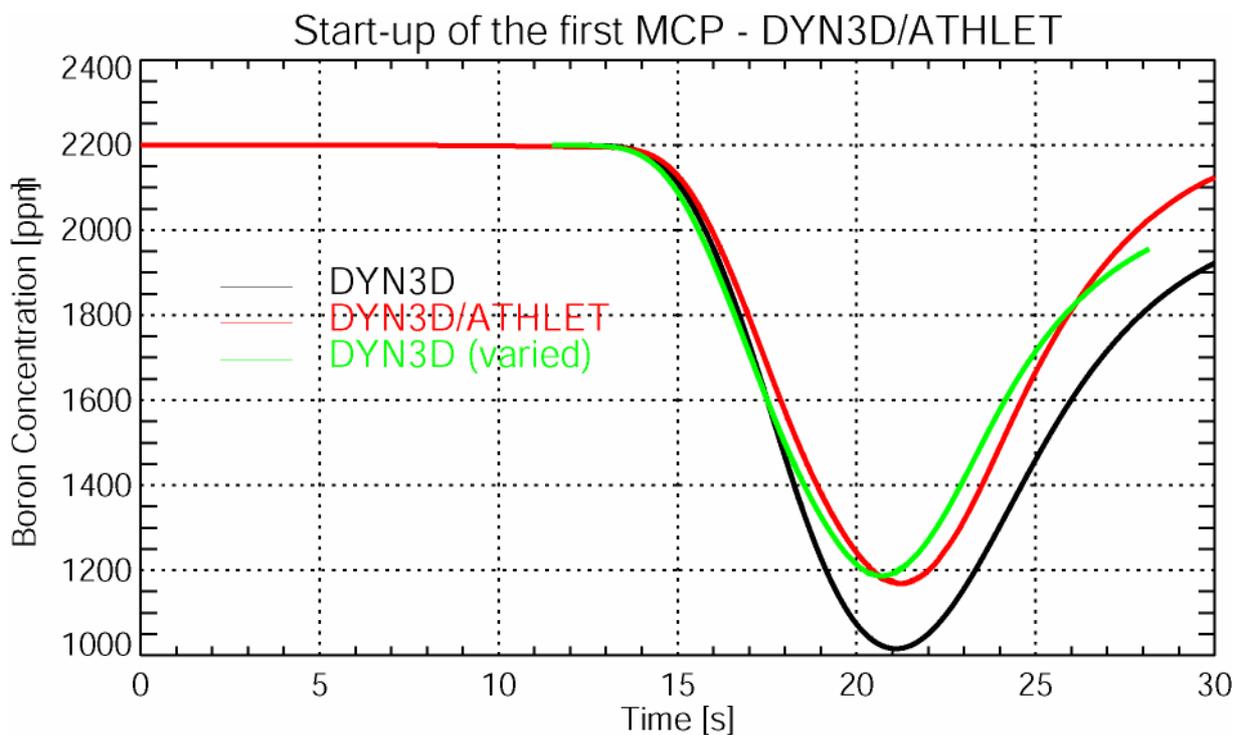


Abb. 5.4.24 Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung

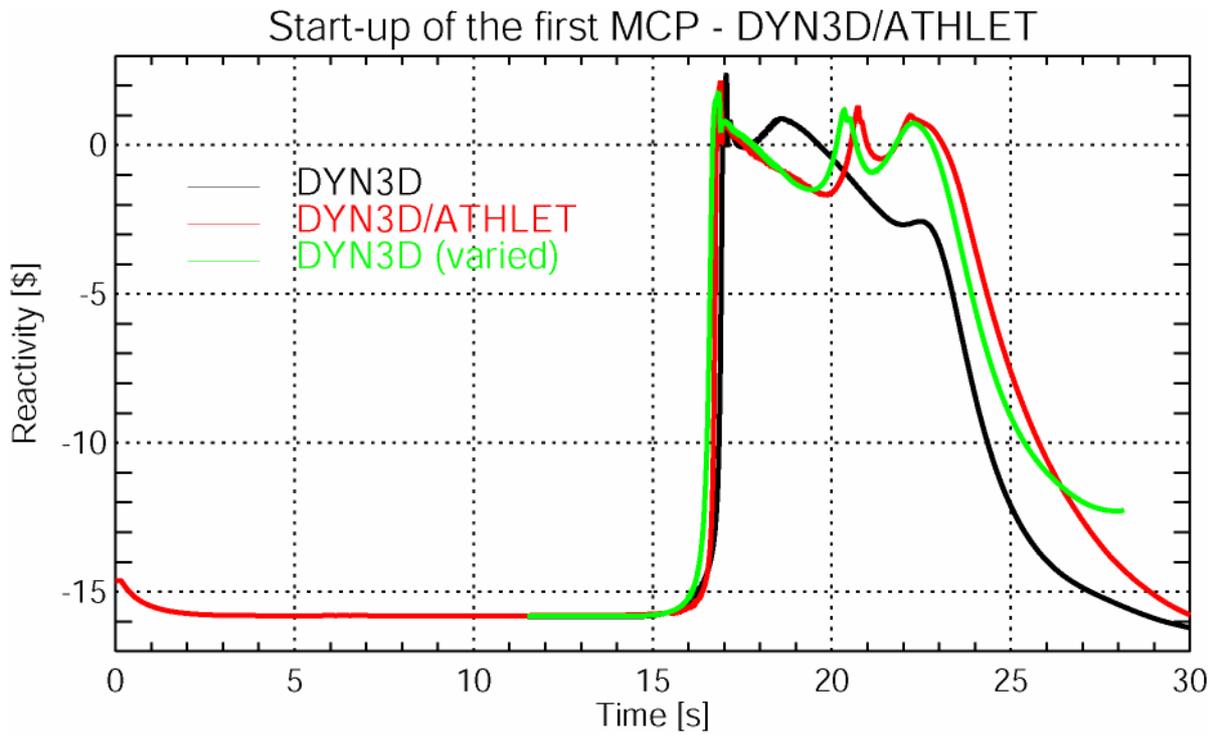


Abb. 5.4.25 Zeitverlauf der Reaktivität im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung

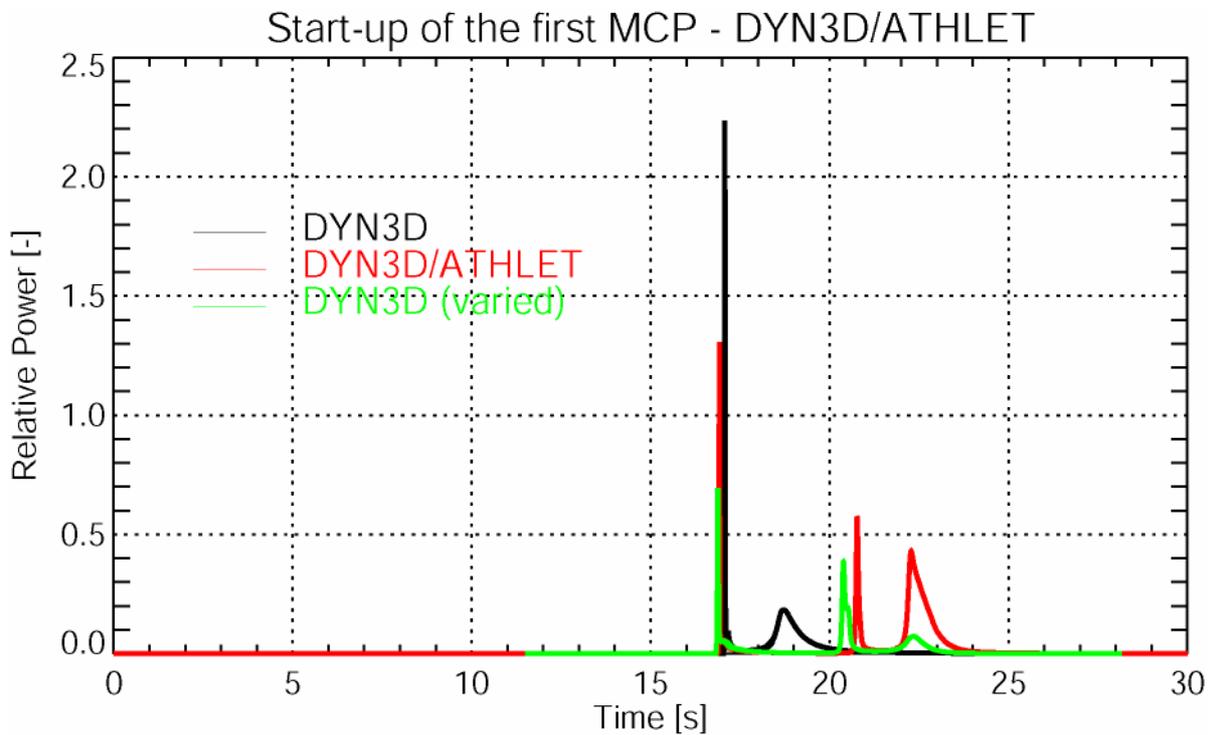


Abb. 5.4.26 Zeitverlauf der Reaktorleistung im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung

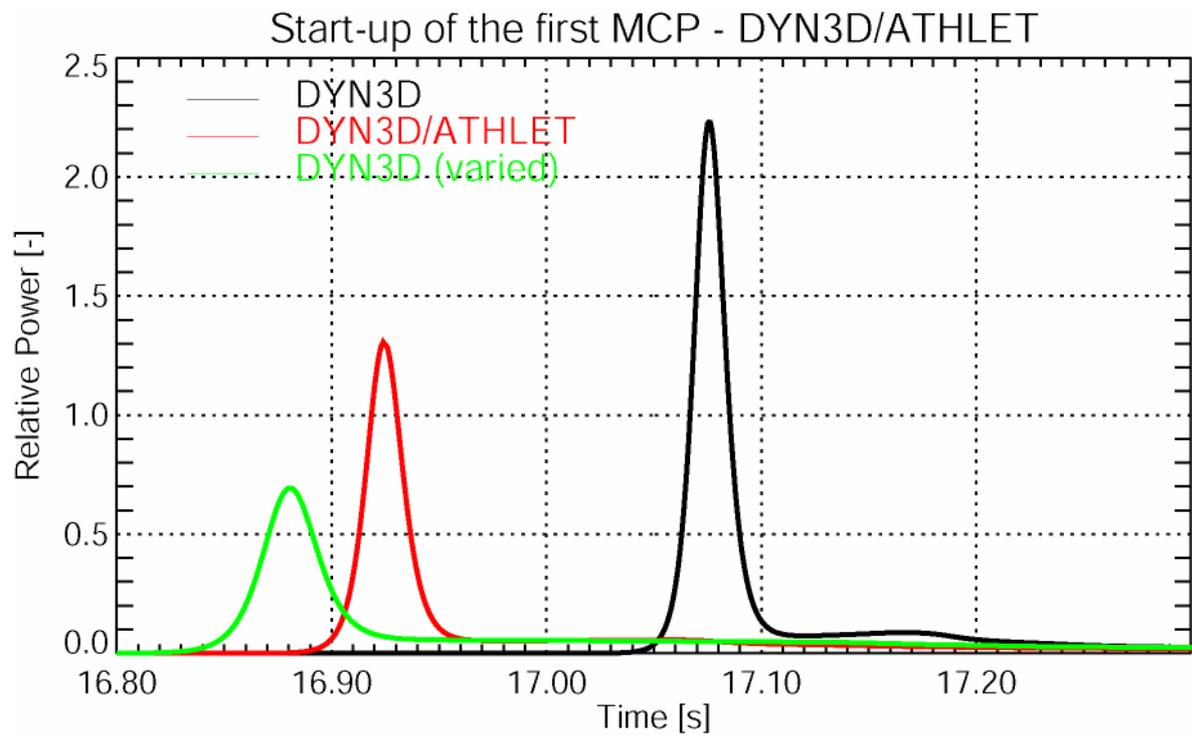


Abb. 5.4.27 Zeitverlauf der Reaktorleistung im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung (Zoom)

5.5 Zusammenfassung der Rechnungen zu hypothetischen Borverdünnungsstörfällen

Die off-line Ankopplung des SAPR-Modells an DYN3D und die Implementierung des Modells in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET machten es möglich, eine neue Qualität in der Analyse von Borverdünnungsstörfällen zu erreichen.

So war es erstmals möglich, Aussagen über den Verlauf von hypothetischen Borverdünnungsstörfällen auf der Basis experimentell abgesicherter zeitabhängiger Verteilung der Borsäurekonzentration am Eintritt in jedes Brennelement durchführen zu können.

Die entsprechenden Studien zeigten die großen Reserven, die beim konsequenten Abbau von Konservativitäten freigesetzt werden können.

Wesentliches Ergebnis ist, dass entsprechend den Rechenergebnissen selbst bei Vorgabe einer aus konservativen Abschätzungen stammenden maximalen Pfropfengröße für das Szenario des Zuschaltens der ersten HKMP die Integrität des Brennstoffs nicht gefährdet ist.

6. Rechnungen zu hypothetischen Szenarien mit Frischdampf-lecks

6.1 Auswahl des zu betrachtenden Szenarios

Ein Leck auf der Sekundärseite einer Schleife führt in den Fällen, in denen sich das Leck im nichtabsperrenden Bereich der Frischdampfleitung befindet, zu einer asymmetrischen Störung des Primärkreislaufes. Es kommt im Verlauf des angenommenen Störfalls zu einem signifikanten Temperaturunterschied zwischen den einzelnen Schleifen. Dieser Temperaturunterschied kann Werte bis zu 100 K erreichen [Gru98, Kli98, Gru02, Gru03a]. Ob es im weiteren Verlauf des Störfalls zu einer Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors kommt und wie hoch dabei das Leistungsniveau wird, hängt in entscheidendem Maße vom Grad der Vermischung des Kühlmittels der einzelnen Schleifen innerhalb des RDB ab. Aus diesem Grund ist der Modellierung der Kühlmittelvermischung bei Analysen von asymmetrischen Frischdampfleckts besondere Aufmerksamkeit zu schenken.

Mit dem SAPR-Modell wird ein Modell bereitgestellt, das genau diese Kühlmittelvermischung in realistischer Weise modelliert. Nach erfolgreicher Validierung und Anwendungstests kann es mit dem gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET in best-estimate Störfallanalysen zum Einsatz kommen.

Anhand eines Testfalls soll hier die Anwendbarkeit des SAPR-Modells demonstriert werden. Ein weiteres Ziel der Arbeiten bestand im Vergleich verschiedener Optionen für die Kühlmittelvermischung innerhalb des RDB.

Als auslösendes Ereignis wird der 2F-Bruch einer Frischdampfleitung zwischen Dampferzeuger und Schnellschlussarmatur bei Volleleistung in einem Vierschleifenreaktor postuliert. Da es sich bei den hier vorgestellten Rechnungen um methodische Tests handelt, wurde darauf verzichtet, die genauen Störfallablaufprozeduren eines bestimmten Kraftwerks nachzuvollziehen. Für die Analysen wurden folgende vereinfachte Annahmen getroffen:

Die Reaktorschnellabschaltung erfolgt entweder bei einer Leistungserhöhung auf über 108 % oder bei einem Abfall des Frischdampfdrucks um 7 bar. Die Reaktorschnellabschaltung führt zum Turbinenschnellschluss und zum Abfahren des Haupt-

speisewassersystems. In Anlehnung an die Annahmen einer ähnlichen Analyse [Iva99] wurde anstelle einer ausführlichen Modellierung der Hilfs- und Notspeisewassersysteme festgelegt, dass die Speisewasserzufuhr in den vom Leck betroffenen Dampferzeuger noch 60 s auf stationärem Niveau weiterläuft. Von der kurze Zeit nach Störfallbeginn startenden Hochdruckeinspeisung wird kein Kredit genommen. Auch diese Randbedingung wurde aus den Rechnungen zum OECD MSLB Benchmark [Iva99] übernommen. Die Hauptkühlmittelpumpen bleiben während der gesamten Transiente in Betrieb. Weiterhin wird angenommen, dass der effektivste Einzelstab während der Reaktorschnellabschaltung nicht einfährt.

6.2 Eingabedatensätze für den gekoppelten Programmkomplex ATHLET-DYN3D

Der ATHLET- und der DYN3D Datensatz für die Thermohydraulik entsprechen vollständig den Datensätzen, die für die Borverdünnungsanalysen (Abschnitte 5.2.1, 5.2.2) zur Anwendung kamen. Die Kernbeladung ist ebenso identisch (Abb. 5.2.1). Im Gegensatz zur Borverdünnungsanalyse wurde eine Abbrandverteilung für das Ende des Brennstoffzyklus verwendet, die in einer separaten Abbrandrechnung mit DYN3D erzeugt worden war.

Obwohl die hier angenommene Störung in derselben Schleife ihren Ausgangspunkt hat wie die Borverdünnungstransienten, erreicht der größte Teil der Temperaturstörung auf Grund der vollständig unterschiedlichen Strömungsbedingungen einen anderen Kernsektor. Aus diesem Grund wurde die Position des nicht eingefahrenen Regelstabes angepasst (Abb. 6.2.1).

				P5	P6	P7	P8	P9	P10	P11				
				187	188	189	190	191	192	193				
		O3	O4	O5	O6	O7	O8	O9	O10	O11	O12	O13		
		176	177	178	179	180	181	182	183	184	185	186		
	N2	N3	N4	N5	N6	N7	N8	N9	N10	N11	N12	N13	N14	
	163	164	165	166	167	168	169	170	171	172	173	174	175	
	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12	M13	M14	
	150	151	152	153	154	155	156	157	158	159	160	161	162	
L1	L2	L3	L4	L5	L6	L7	L8	L9	L10	L11	L12	L13	L14	L15
135	136	137	138	139	140	141	142	143	144	145	146	147	148	149
K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9	K10	K11	K12	K13	K14	K15
120	121	122	123	124	125	126	127	128	129	130	131	132	133	134
J1	J2	J3	J4	J5	J6	J7	J8	J9	J10	J11	J12	J13	J14	J15
105	106	107	108	109	110	111	112	113	114	115	116	117	118	119
H1	H2	H3	H4	H5	H6	H7	H8	H9	H10	H11	H12	H13	H14	H15
90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	100	101	102	103	104
G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10	G11	G12	G13	G14	G15
75	76	77	78	79	80	81	82	83	84	85	86	87	88	89
F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7	F8	F9	F10	F11	F12	F13	F14	F15
60	61	62	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72	73	74
E1	E2	E3	E4	E5	E6	E7	E8	E9	E10	E11	E12	E13	E14	E15
45	46	47	48	49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59
	D2	D3	D4	D5	D6	D7	D8	D9	D10	D11	D12	D13	D14	
	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	
	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10	C11	C12	C13	C14	
	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	
		B3	B4	B5	B6	B7	B8	B9	B10	B11	B12	B13		
		8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18		
				A5	A6	A7	A8	A9	A10	A11				
				1	2	3	4	5	6	7				

Abb. 6.2.1 Verteilung der Regel- und Abschaltstäbe im Datensatz für die Frischdampfleckanalyse (der in vollständig ausgefahrener Position befindliche Stab ist durch das Kreuz gekennzeichnet)

6.3 Basisrechnung unter Verwendung des zeitabhängigen SAPR-Modells

Nach einer Einschwingrechnung von 50 s wird das Leck innerhalb von 0.1 s geöffnet. Aufgrund des Druckunterschiedes zur Umgebung steigt die Leckstromrate sehr schnell auf über 1500 kg/s an (Abb. 6.3.1). Diesem schnellen Anstieg folgt ein nahezu ebenso schneller Abfall auf rd. 300 kg/s, der durch den abfallenden Frischdampfdruck im betroffenen Dampferzeuger der Schleife 1 (Abb. 6.3.2) verursacht wird.

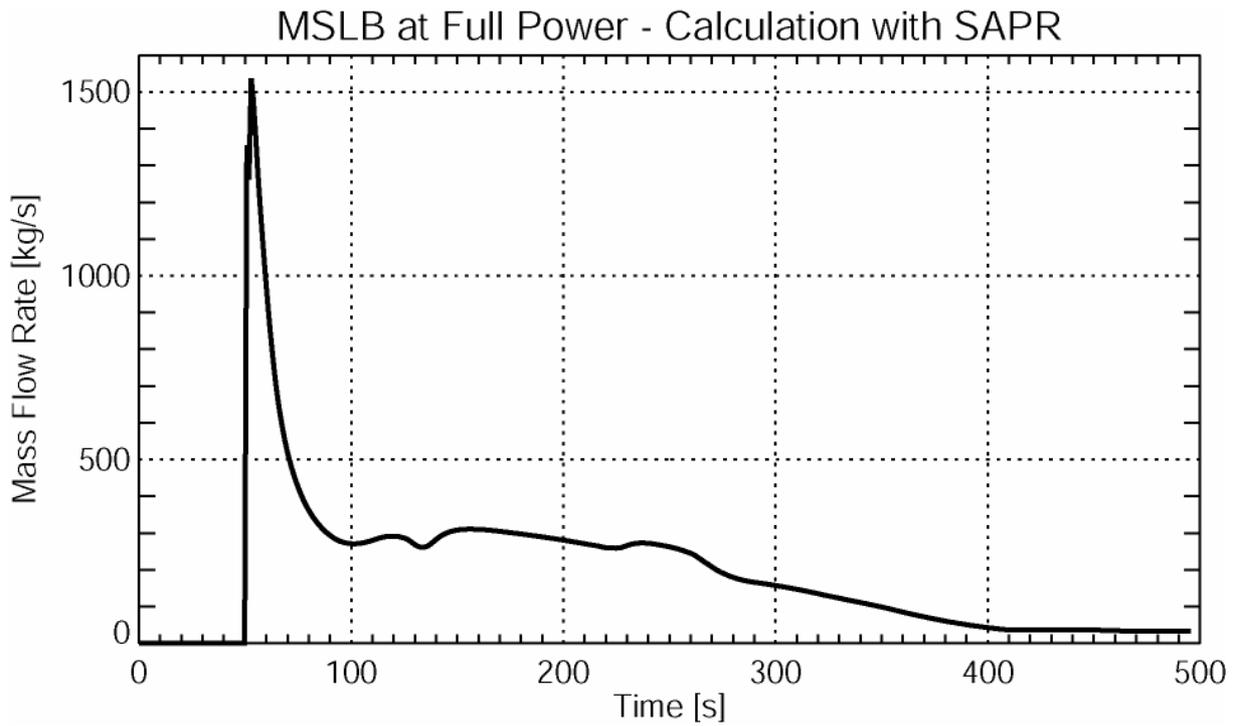


Abb. 6.3.1 Massenstromrate durch das Leck

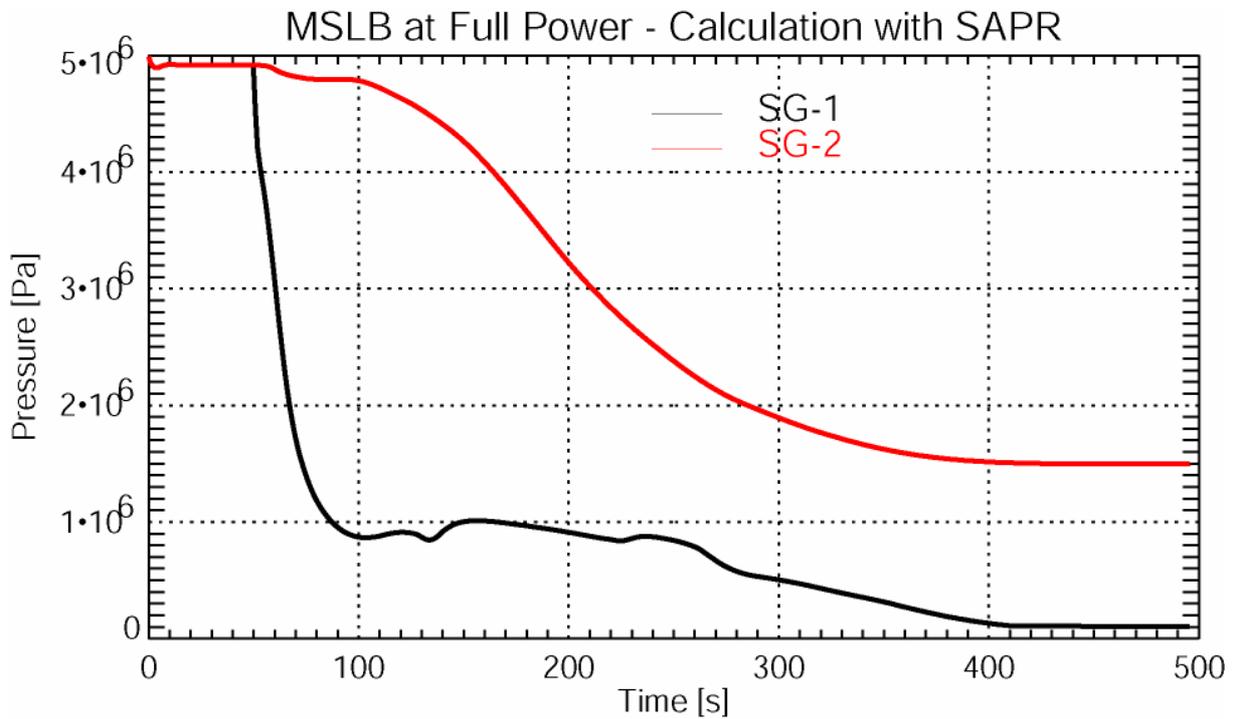


Abb. 6.3.2 Druck im Sekundärkreislauf

Tab. 6.1 gibt einen Überblick über die wesentlichen Ereignisse während der Rechnung. Auf Grund der Größe des Lecks fällt der Druck im betroffenen

Dampferzeuger in weniger als 2 s um 7 bar. Damit wird das Auslösekriterium für die Reaktorschnellabschaltung erreicht. Alle Stäbe bis auf den in Abb. 6.2.1 markierten effektivsten Stab fahren in den Reaktorkern ein. Die Kernleistung fällt ab, der Reaktor befindet sich in einem unterkritischen Zustand.

Tab. 6.1 Überblick über den Störfallablauf

Zeitpunkt [s]	Ereignis
0.0	Start der Rechnung
50.0	Öffnen des Lecks
50.1	Leck ist vollständig offen
51.8	Druck im Dampferzeuger um 7 bar gefallen
51.8	Auslösen der Reaktorschnellabschaltung
51.8	Schließen der Schnellschlussarmaturen in den Dampfleitungen
303.0	Rekritikalität
325.0	Minimum der Kaltstrangtemperatur (188°C)
386.0	Maximum der Leistung (2.2 %)
500.0	Ende der Rechnung

Da sich das Leck im nicht absperrbaren Bereich der Frischdampfleitung befindet, setzt sich das Ausdampfen des Dampferzeugers auch nach der Reaktorschnellabschaltung und der Isolation des intakten Dampferzeuger fort. Über einen längeren Zeitraum beträgt die durch das Leck verursachte Wärmeabfuhr aus dem Primärkreislauf rd. 50 % des Nominalwertes. In den intakten Dampferzeugern fällt die Wärmeübertragung nach der Reaktorschnellabschaltung sehr schnell auf Null ab, ab $t = 100$ s wird die Wärmeübertragung negativ, d.h., es wird nun Wärme aus dem Sekundär- in den Primärkreislauf übertragen, da die Temperatur auf der Primärseite in diesen Schleifen unter den Wert auf der Sekundärseite gefallen ist (Abb. 6.3.3). Dieser Effekt und die angenommene ideale Vermischung des Kühlmittels im oberen Plenum mildern den Temperaturunterschied zwischen den verschiedenen Schleifen des Primärkreislaufes. Zum Zeitpunkt $t = 325$ s wird mit $T = 188^\circ\text{C}$ das Minimum im kalten Strang der vom Leck betroffenen Schleife erreicht. Diese fortgesetzte Auskühlung führt zur Kompensation der bei der Reaktorschnellabschaltung eingebrachten negativen Reaktivität. 253 s nach Beginn

der Transiente ist die Abschaltreaktivität vollständig kompensiert, der Reaktor ist wieder kritisch (Abb. 6.3.6).

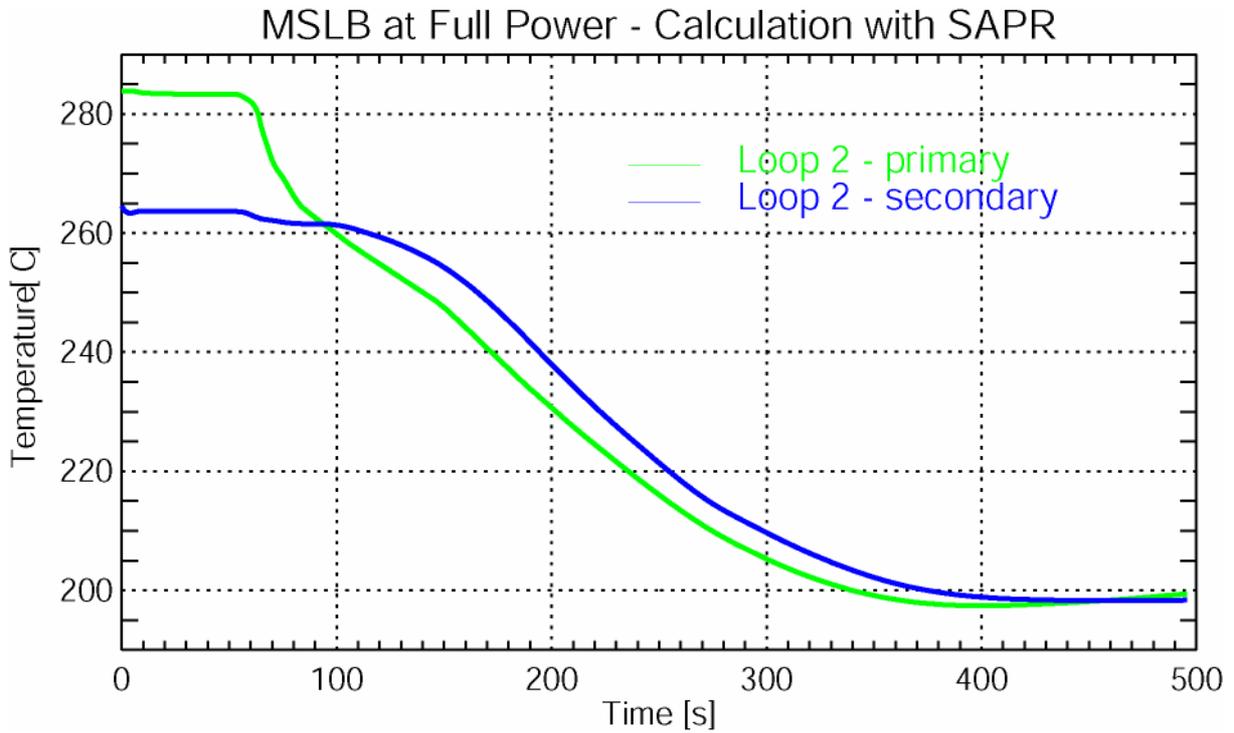


Abb. 6.3.3 Primär- und Sekundärtemperatur in der intakten Schleife

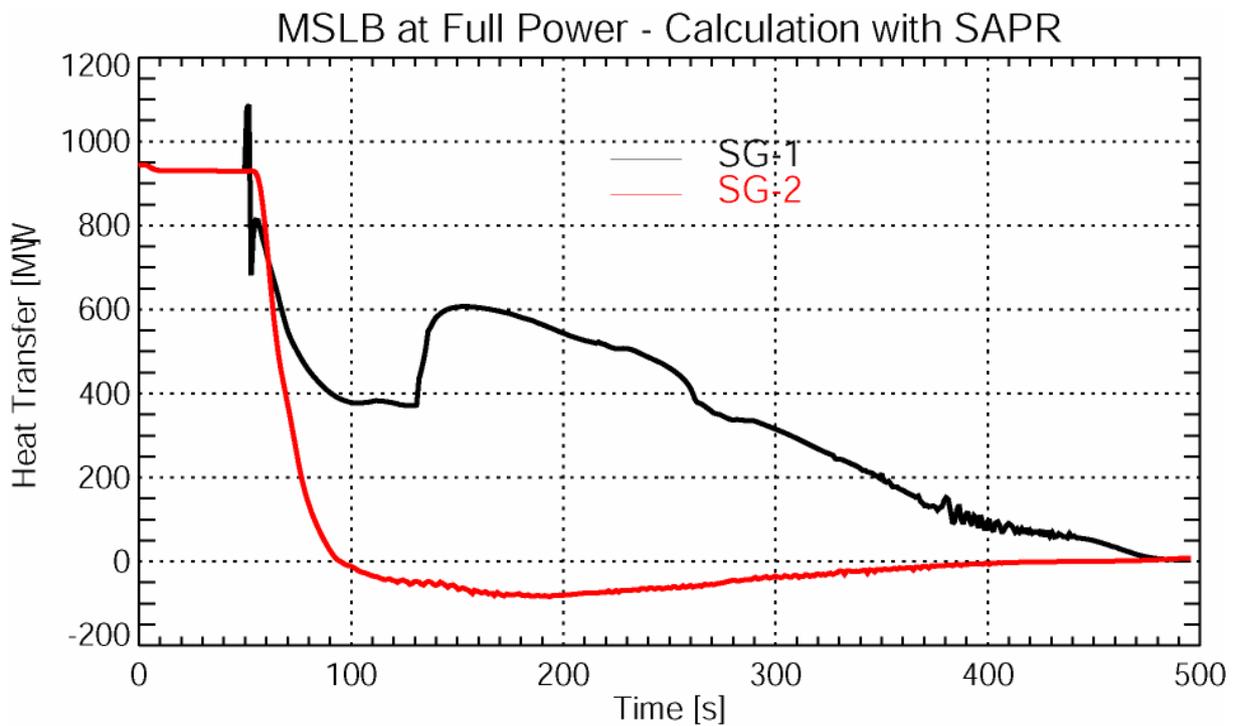


Abb. 6.3.4 Wärmeübertragung im defekten und intakten Dampferzeuger

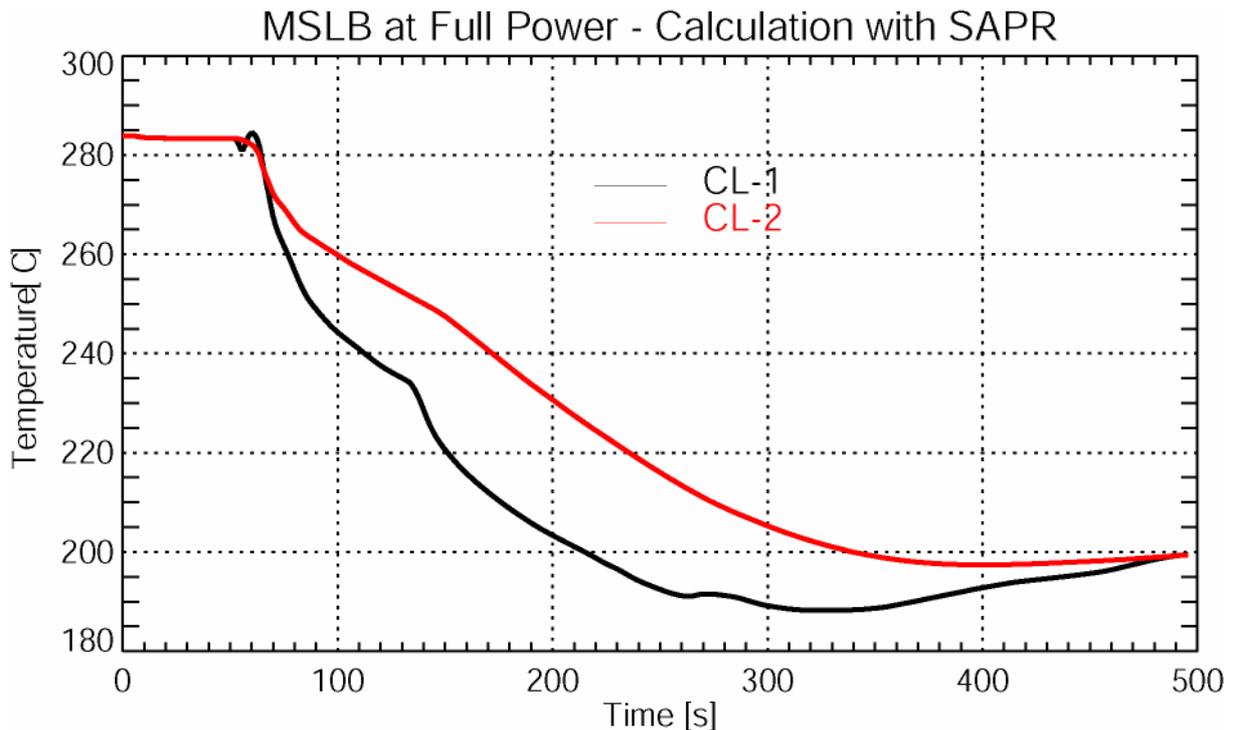


Abb. 6.3.5 Temperatur in den Kaltsträngen des Primärkreislaufes

Damit verbunden steigt auch die Reaktorleistung an, als Maximalwert dieser Leistungserhöhung nach der Rekritikalität werden 2.2 % des Ausgangswertes erreicht. Auf Grund der Verluste über das Leck verringert sich kontinuierlich das Masseninventar des Dampferzeugers der Schleife 1 (Abb. 6.3.8). Damit verbunden sinkt die Wärmeübertragungsrate in den Sekundärkreislauf, da immer größere Teile der Dampferzeugerheizrohre freigelegt werden. Das begrenzt den weiteren Abfall der Kaltstrangtemperatur. Rd. 400 s nach Beginn der Rechnung ist die im Kern produzierte Wärme größer als die über den Dampferzeuger abgeführte. Die Kaltstrangtemperatur beginnt wieder langsam zu steigen, was seinerseits zu einem Abfall der Leistung führt. Der Reaktor wird wieder unterkritisch, die Transiente ist faktisch beendet. Zum Zeitpunkt $t = 470$ s ist der defekte Dampferzeuger vollständig ausgedampft, es findet keine weitere Wärmeübertragung statt.

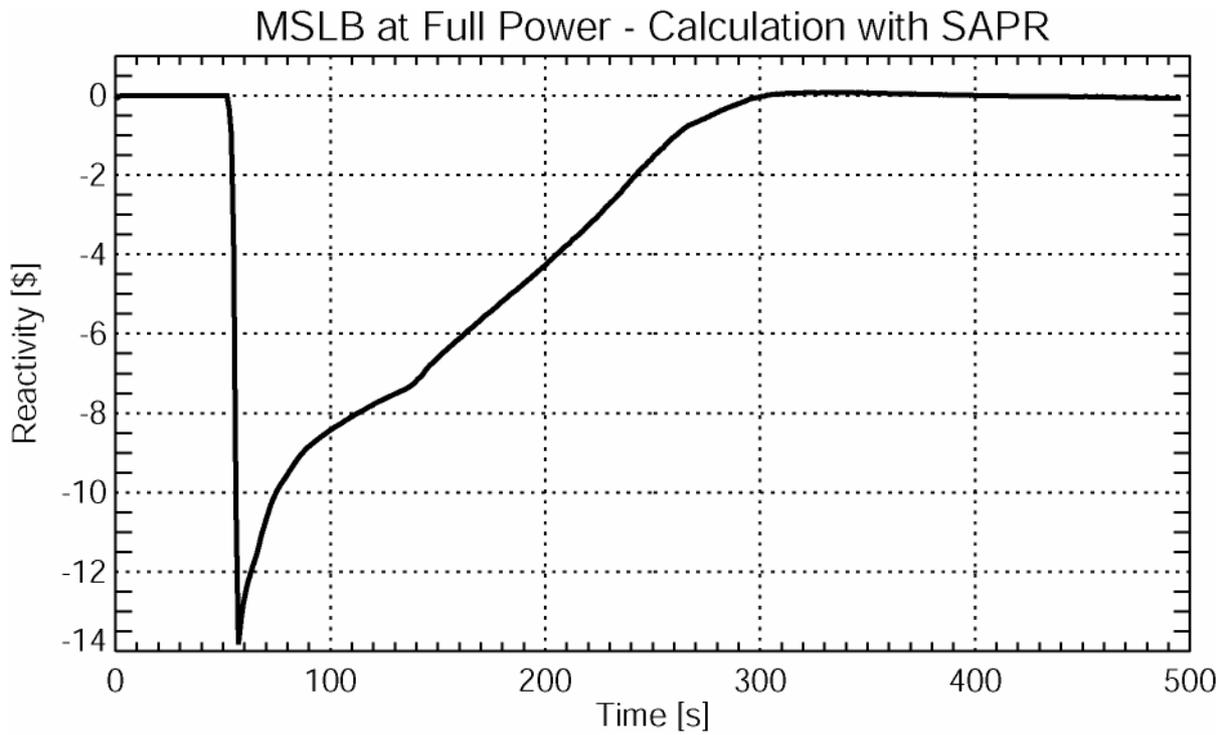


Abb. 6.3.6 Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität (Rechnung mit SAPR)

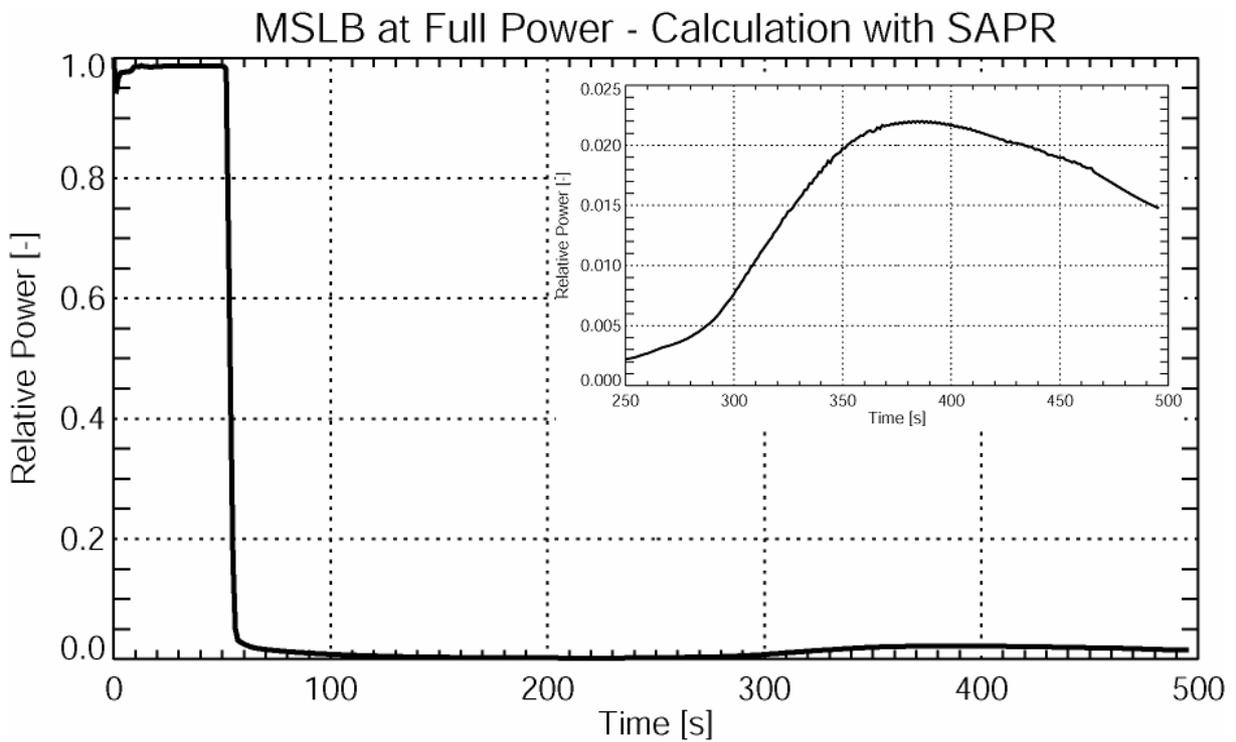


Abb. 6.3.7 Zeitverlauf der Reaktorleistung (Rechnung mit SAPR)

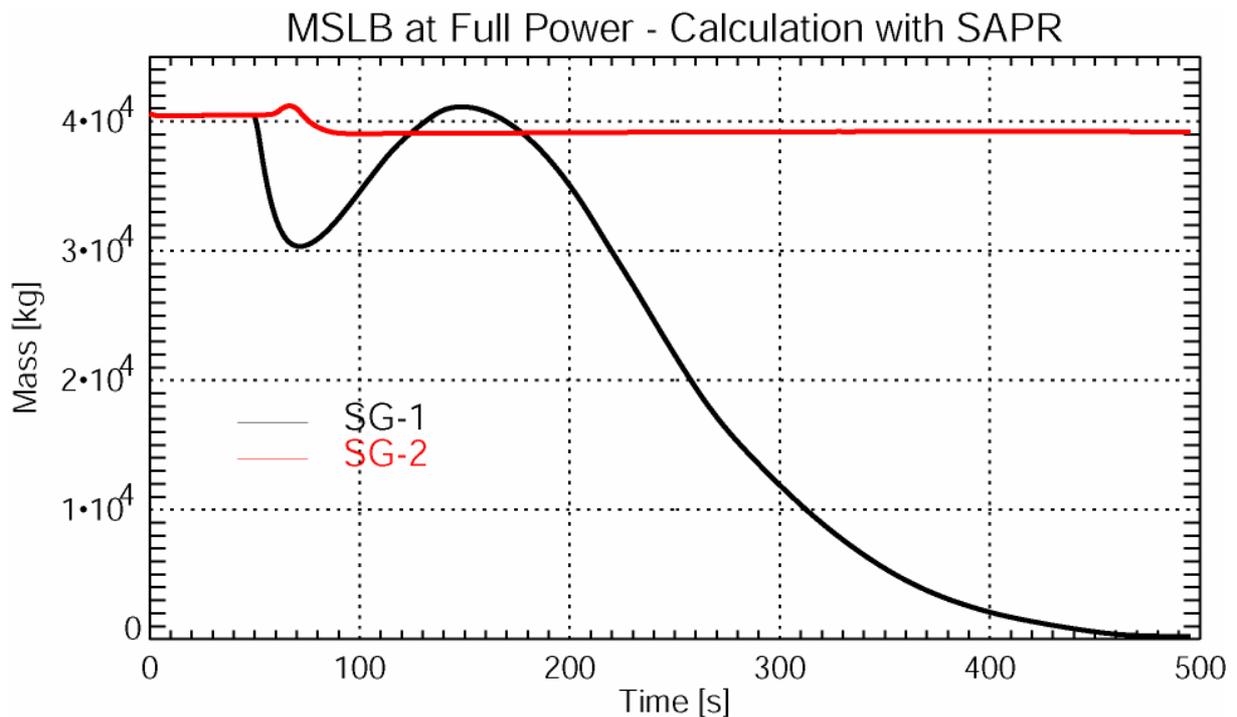


Abb. 6.3.8 Masseninventar der Dampferzeuger

Abb. 6.3.9 zeigt Verteilungen der Temperatur am Kerneintritt während der Auskühlungsphase. Deutlich ist zu sehen, wie die Störung an den Außenseiten des betroffenen Sektors zuerst wirksam wird. Mit fortschreitender Zeit füllt sich der gesamte Bereich dieses Kernsektors mit Kühlmittel geringerer Temperatur. Deutlich ist auch zu sehen, dass die Temperaturstörung nicht auf den 90°-Sektor beschränkt bleibt. Auf Grund der Vermischung wird ein Teil der Temperaturstörung in die benachbarten Bereiche transportiert. Das SAPR-Modell reproduziert damit genau die Verhältnisse, wie sie an der Versuchsanlage ROCOM beobachtet wurden.

Abb. 6.3.10 zeigt die lineare Stableistung im oberen Bereich des Reaktorkerns zu verschiedenen Zeitpunkten. Im ersten Bild ist die Stableistung zu Beginn der Transiente zu sehen, danach kurz nach der Reaktorschnellabschaltung. Nach der Rekritikalität konzentriert sich die Leistungsproduktion im Bereich um den nicht eingefahrenen Regelstab, im Maximum wird während der Rekritikalitätsphase ein Wert von rd. 25 % des Nominalwertes erreicht.

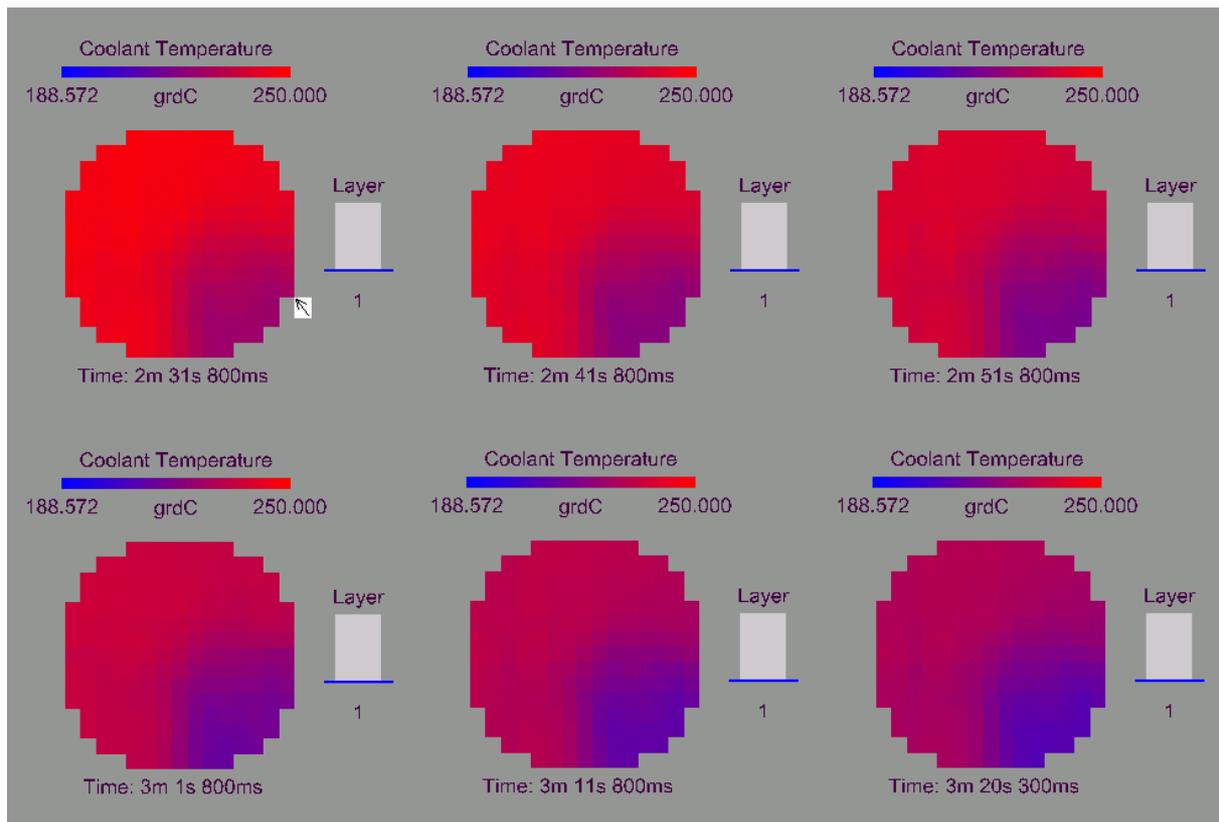


Abb. 6.3.9 Zweidimensionale Verteilungen der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt während der Auskühlungsphase (Position der Schleife mit Frischdampfleck durch Pfeil gekennzeichnet)

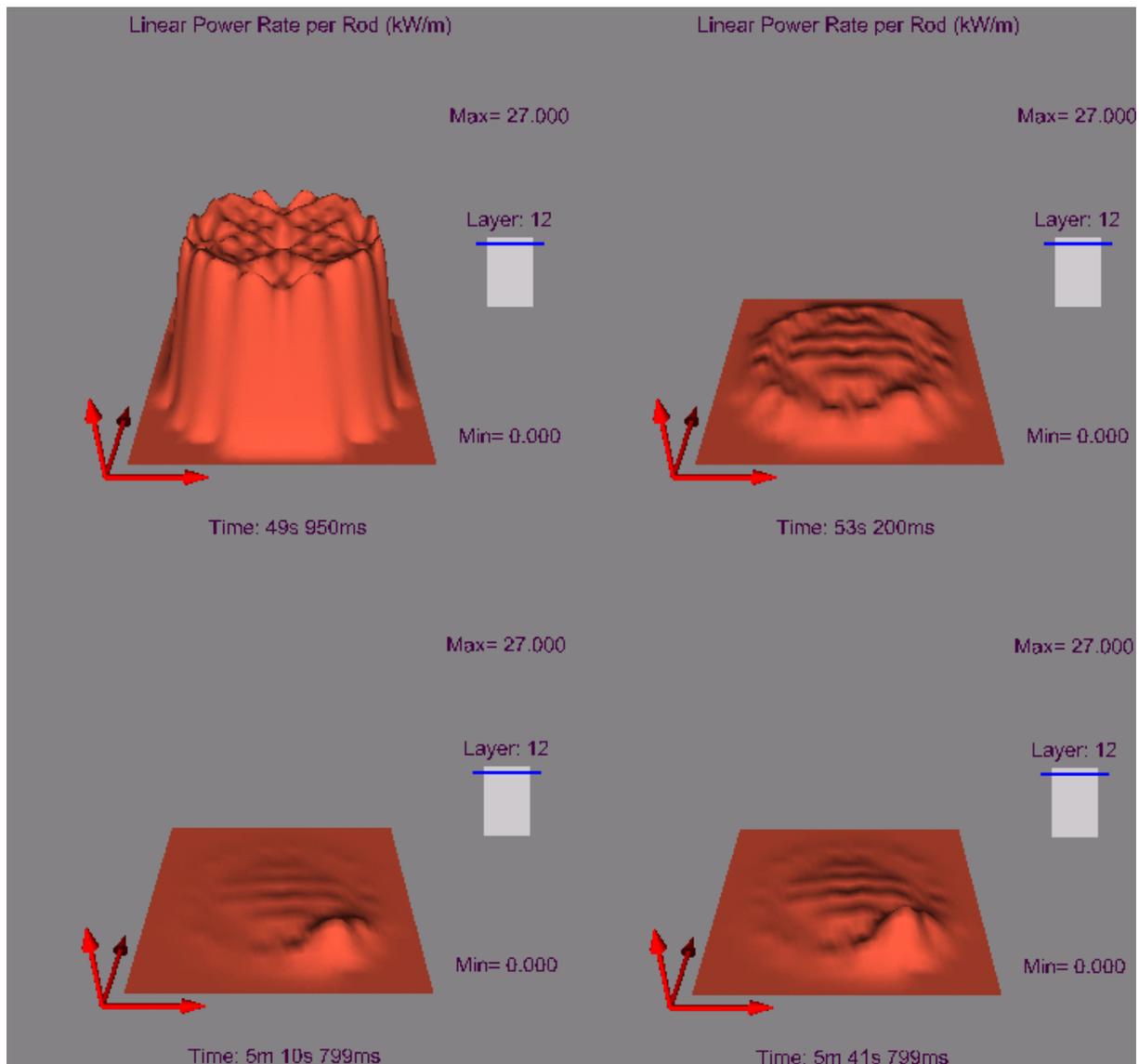


Abb. 6.3.10 Lineare Stableistung im oberen Bereich des Reaktorkerns zu verschiedenen Zeitpunkten der Transiente

6.4 Variationsrechnungen zum Einfluss verschiedener Modellansätze für die Kühlmittelvermischung

6.4.1 Annahme idealer Vermischung des Kühlmittels im Ringraum und unterem Plenum

In der ersten Variationsrechnung wird das Kühlmittel im unteren Plenum vollständig vermischt, bevor es in den Reaktorkern eintritt. Die integrale Störung ist identisch, da sich die Thermohydraulik des Primärkreislaufes in beiden Rechnungen bis zur Rekritikalität auch identisch verhält. Im Reaktorkern hat die Verteilung der Kühlmitteltemperatur natürlich einen Einfluss auf das Verhalten des Kerns. Auf Grund der durch

den nicht eingefahrenen Stab hervorgerufenen Asymmetrie spielen Ortseffekte eine Rolle. Die im wesentlichen auf den 90°-Sektor des Kerns konzentrierte Auskühlung in der Rechnung unter Verwendung des SAPR-Modells führt dazu, dass der Reaktorkern zu einem früheren Zeitpunkt wieder kritisch wird als in der Rechnung mit idealer Vermischung, in der die Störung gleichmäßig auf den gesamten Kern verschmiert wird (Abb. 6.4.1). Die Kernleistung steigt auch in der Rechnung mit SAPR-Modell schneller wieder an (Abb. 6.4.2). Interessanterweise ist der erreichte Maximalwert identisch mit dem der Rechnung mit idealer Vermischung, der Zeitversatz von rd. 50 s hat keinen Einfluss auf die erreichte Höhe. Die Leistungserhöhung wird in beiden Fällen durch den Dopplereffekt begrenzt.

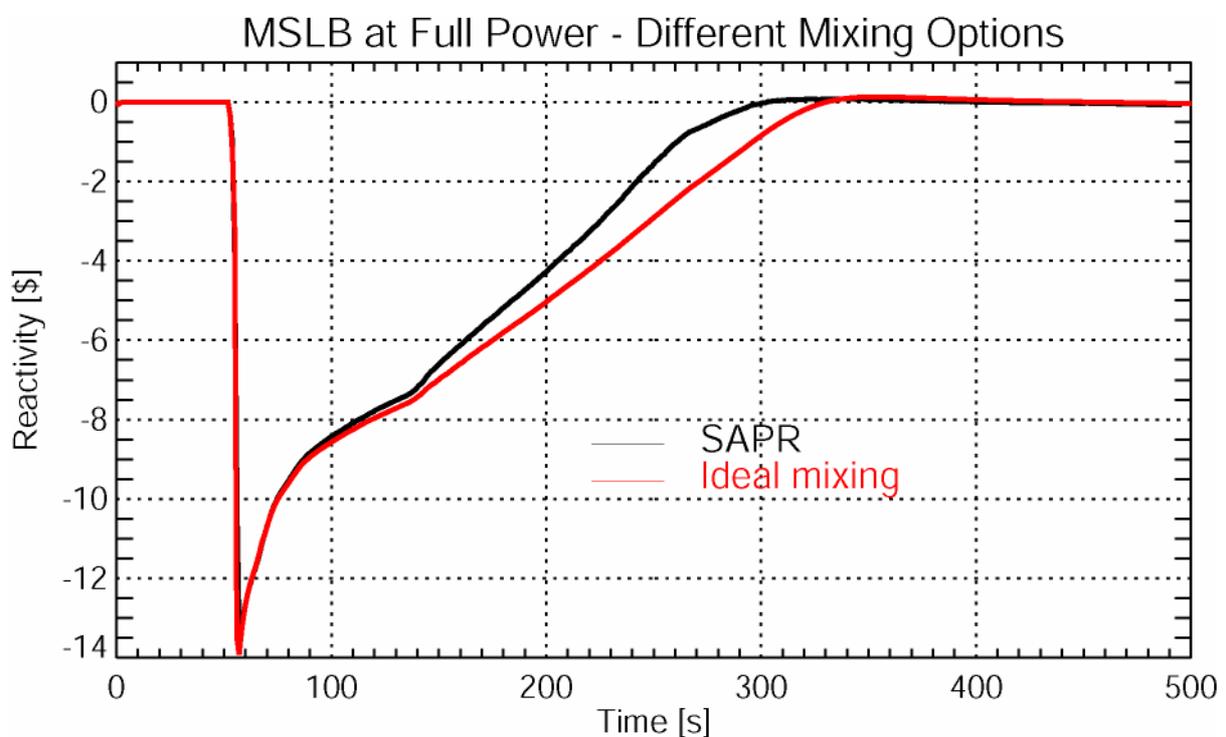


Abb. 6.4.1 Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität im Vergleich zwischen SAPR-Modell und idealer Vermischung im unteren Plenum

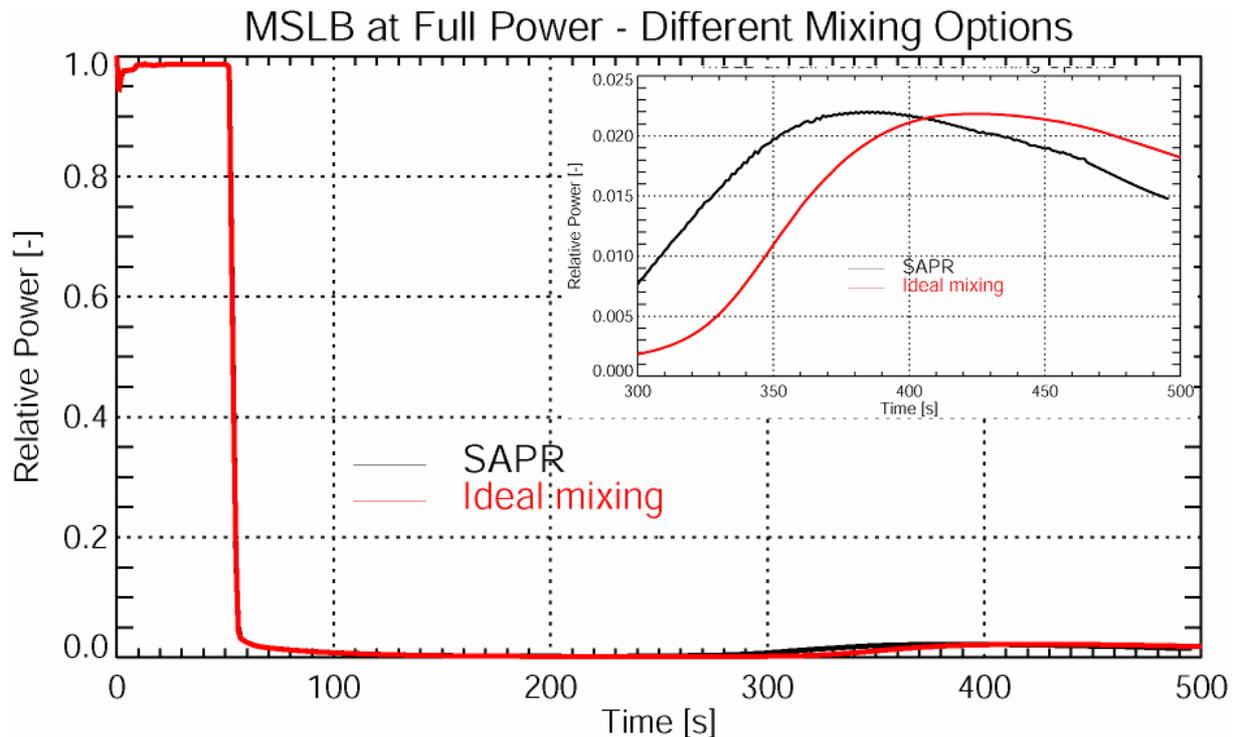


Abb. 6.4.2 Zeitverlauf der Kernleistung im Vergleich zwischen SAPR-Modell und idealer Vermischung im unteren Plenum

6.4.2 Annahme vollständiger Nichtvermischung des Kühlmittels im Ringraum und unterem Plenum

In einer weiteren Variationsrechnung wird die Vermischung des Kühlmittels im Downcomer und unteren Plenum vollständig ausgeschlossen, die Kühlmittelströme werden separat bis an den Kerneintritt herangeführt und den entsprechenden Sektoren zugeordnet. Wiederum ist die integrale Störung identisch mit der in den beiden oben vorgestellten Rechnungen. Auf Grund der Konzentration der Störung genau auf den 90°-Sektor, der der betroffenen Schleife zugeordnet ist, erreicht die Reaktivität des Reaktorkerns früher als in den beiden anderen Rechnungen die Nullmarke. Deshalb fängt auch die Leistung früher an zu steigen. Es wird mit rd. 3 % des Nominalwertes ein geringfügig höherer Wert erreicht. Auch hier begrenzt der Anstieg der Brennstofftemperatur den Leistungsanstieg (Abb. 6.4.5).

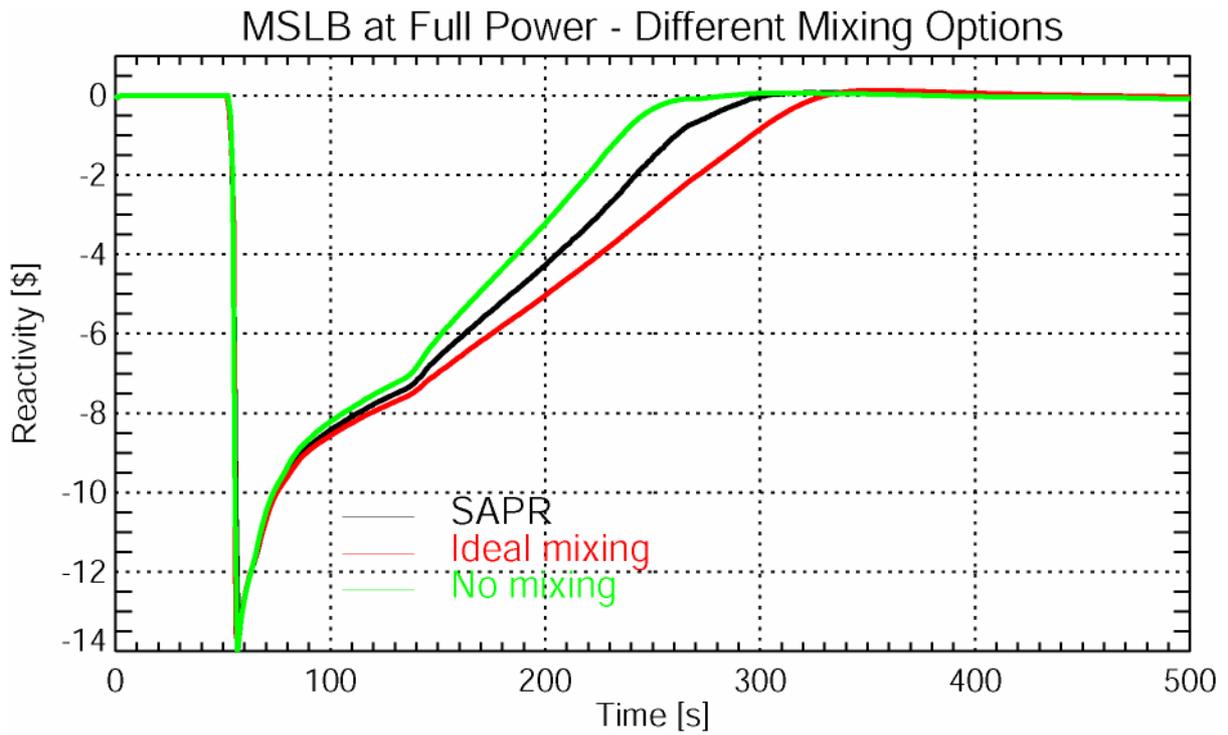


Abb. 6.4.3 Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität im Vergleich der verschiedenen Vermischungsoptionen im unteren Plenum

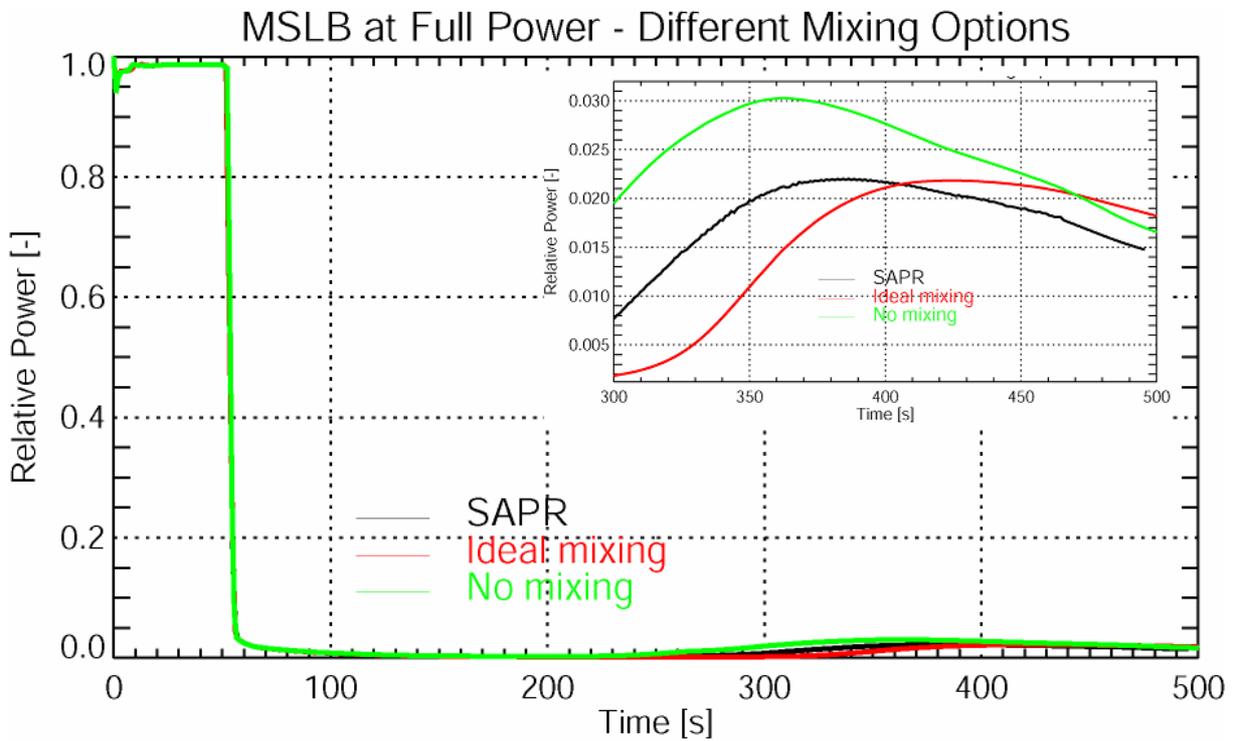


Abb. 6.4.4 Zeitverlauf der Kernleistung im Vergleich der verschiedenen Vermischungsoptionen im unteren Plenum

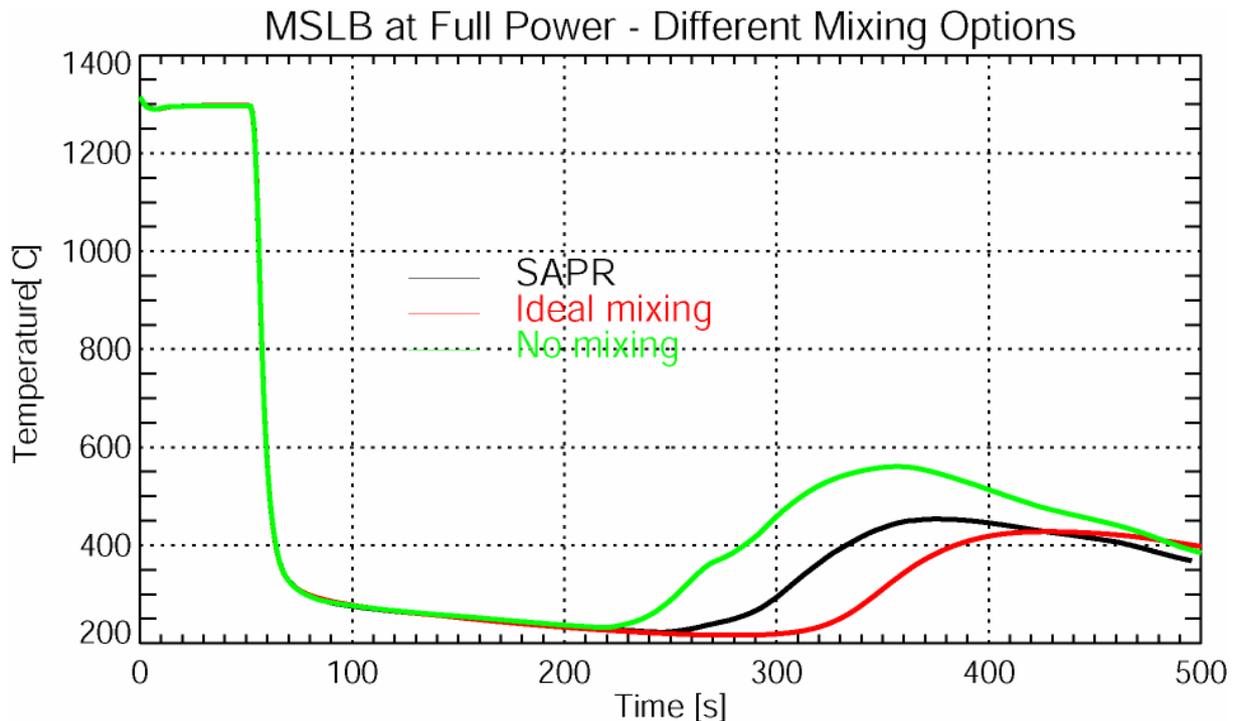


Abb. 6.4.5 Maximale Brennstofftemperatur im Vergleich der verschiedenen Vermischungsoptionen im unteren Plenum

6.5 Zusammenfassung der Rechnungen zu Störfällen mit Frischdampfleck

An Hand der Analysen zu einem generischen Frischdampflecksszenario wurde die Anwendbarkeit des SAPR-Modells im gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET auf die zweite Störfallklasse, in der die Kühlmittelvermischung eine wichtige Rollen spielt, demonstriert. Es wurde nachgewiesen, dass es möglich ist, den Einfluss der Kühlmittelvermischung auf den Störfallablauf in realistischer Weise zu berücksichtigen.

Die Gegenüberstellung der Rechnung unter Verwendung des SAPR-Modells mit den beiden Extremfällen bezüglich der Vermischung (ideale Vermischung und Ausschluss der Vermischung) zeigt, dass sich die Rechnung mit realistischer Modellierung der Vermischung bezüglich Rekritikalitätszeitpunkt und erreichtem Leistungsmaximum zwischen diesen Extremfällen einordnet (Tab. 6.2). Dabei fällt auf, dass das Leistungsmaximum nahezu mit dem aus der Rechnung mit idealer Vermischung übereinstimmt.

Tab. 6.2 Übersicht über die Rechnungen mit Variation der Vermischung

Vermischungsoption	Zeitpunkt der Rekritikalität [s]	Leistungsmaximum während der Rekritikalitätsphase [%]
SAPR	303	2.20
Ideale Vermischung	331	2.18
Ausschluss der Vermischung	286	3.00

Die Analysen zeigen einen sehr moderaten Verlauf des Störfalls in allen drei untersuchten Optionen. Diese Ergebnisse lassen sich aber nicht auf Frischdampfleck mit anderen Randbedingungen übertragen. Es soll noch einmal unterstrichen werden, dass es nicht das Ziel der Arbeiten war, ein abdeckendes Frischdampflecksszenario zu finden und zu analysieren. Aber aus früheren Arbeiten [Kli99, Gru02] und aus der Literatur [z.B. Pai94] ist bekannt, dass Frischdampfleck deutlich geringere Auswirkungen auf das Kernverhalten haben als Borverdünnungsstörfälle.

7. Untersuchung des Einflusses turbulenter Schwankungen des Geschwindigkeits- und Konzentrationsfeldes auf das Reaktivitätsverhalten im Nominalbetrieb und während hypothetischer Borverdünnungstransienten

7.1 Einleitung

Es war von Experimenten an anderen Versuchsanlagen bekannt und es wurde durch die Arbeiten an ROCOM bestätigt, dass das Zeitverhalten des Vermischungsskalars an identischen Messpositionen in der Versuchsanlage in einzelnen Realisierungen ein und desselben Experiments mit identischen Randbedingungen Unterschiede aufweist. Zur Untersuchung des Einflusses dieser statistischen Schwankungen auf die Leistungsverteilung im Reaktorkern wurden die folgenden zwei Arten von Experimenten:

- Quasistationärer Betrieb der HKMP und Temperaturstörung in einer Schleife
- Starten der ersten HKMP bei Vorliegen eines deborierten Pfropfens

ausgewählt und mit dem Computerprogramm DYN3D analysiert. Bei Betrieb der HKMP und quasistationären Verhältnissen konzentriert sich das aus der gestörten Schleife (d.h. der Schleife, in der entweder die Temperatur oder die Borsäurekonzentration vom Normalwert abweichen) kommende Kühlmittel auf einen annähernd über 90° ausgedehnten Sektor am Kerneintritt. Die Maximalwerte des gemessenen Vermischungsskalars zeigen an, dass es Brennelementpositionen gibt, an denen das Kühlmittel zu über 90 % aus Medium besteht, dass aus der gestörten Schleife stammt. Die Konzentration fällt vom Maximum aus, dessen azimutale Position annähernd mit der Position des betroffenen Eintrittsstützens zusammenfällt, kontinuierlich ab. Ein kleiner Teil des Kühlmittels aus der gestörten Schleife trifft auch in den den anderen Schleifen zuzuordnenden Sektoren am Kerneintritt ein. Hierdurch verteilt sich die Störung nach mehreren Kühlmittelumläufen gleichmäßig im gesamten Kühlmittelinventar des Primärkreises. Auf den Flanken der Verteilung am Kerneintritt zeigen sich starke Fluktuationen der Konzentration, die vorrangig auf Wirbelgebiete im Downcomer zurückzuführen sind. Dies konnte durch die an der Versuchsanlage installierten Gittersensoren und Messungen mit Laser-Doppler Anemometern im Downcomer [Gru01] nachgewiesen werden.

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

Ziel der nachfolgenden Untersuchungen war es, den Einfluss der turbulenten Schwankungen des Geschwindigkeits-, Temperatur- und Borkonzentrationsfeldes auf Leistungsschwankungen im stationären Betrieb bzw. den Leistungsverlauf bei Transienten zu untersuchen. Derartige turbulente Schwankungen sind auch an den Reaktoranlagen zu erwarten. Da sie in Transientenanalysen in der Regel nicht berücksichtigt werden, stellen sie eine Quelle von Unsicherheiten der berechneten Reaktorparameter dar. Bei Einhaltung der Strouhal-Zahl (wie an der ROCOM-Anlage) sind ähnliche Spektren der Fluktuationen wie an der realen Anlage zu erwarten. Deshalb wurden in den folgenden reaktordynamischen Analysen an ROCOM gemessene Schwankungsspektren zu Grunde gelegt.

7.2 Asymmetrische Temperaturfluktuationen im Nominalbetrieb

7.2.1 Randbedingungen für die Analysen

Ein typisches Beispiel für die an der Versuchsanlage gemessenen Fluktuationen ist in Abb. 7.2.1 dargestellt. Bei Nominalbetrieb in allen vier Schleifen wird durch Tracerzugabe in Schleife 1 (gekennzeichnet im Kernspiegel durch den Pfeil) eine Temperaturabsenkung simuliert. Die oben beschriebenen großflächigen Fluktuationen sind deutlich zu sehen.

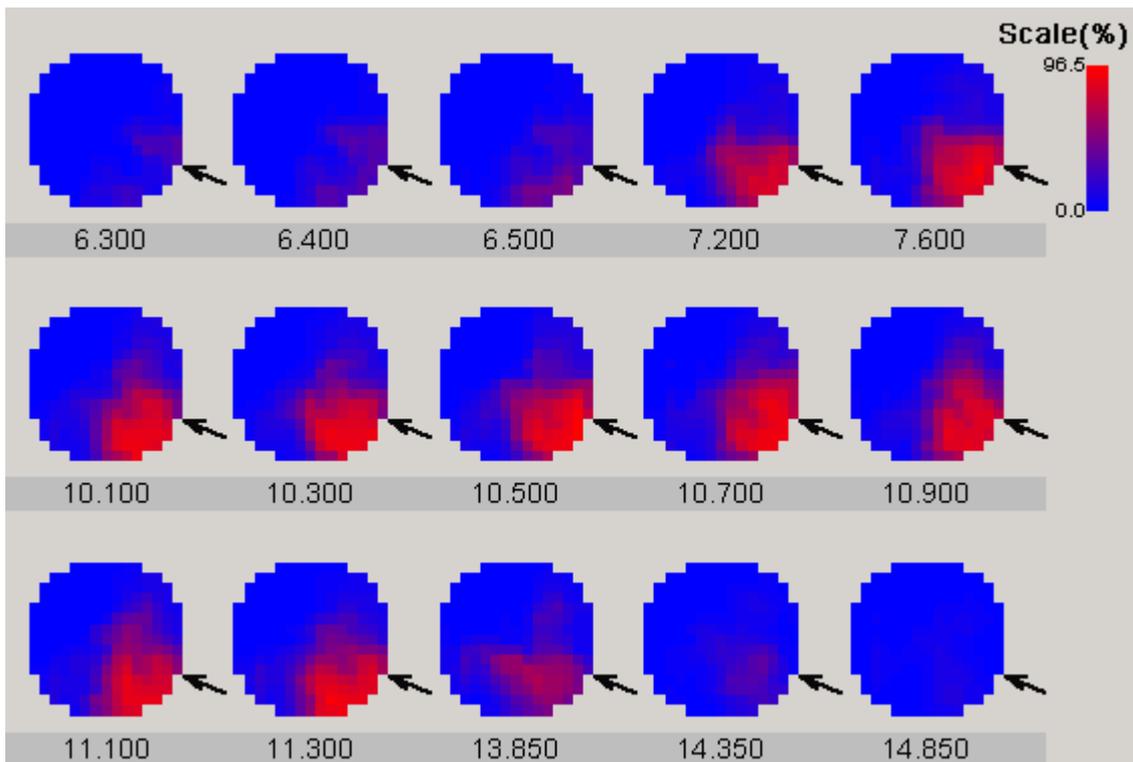


Abb. 7.2.1 Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt (Vier-schleifenbetrieb; Pfeil – Position der gestörten Schleife; Zeit in s)

Die experimentellen Schwankungen des Tracers wurden unter Zugrundelegung einer Temperaturabsenkung von 5 K in Schleife 1 gegenüber den Temperaturen in den anderen drei Schleifen in Zeitverläufe der Kühlmitteltemperatur am Eintritt in jedes Brennelement umgerechnet.

7.2.2 DYN3D Rechnungen

Der Einfluss der nun vorliegenden Temperaturfluktuationen auf den Zustand des Reaktorkerns wurde mit dem Rechenprogramm DYN3D [Gru00a] untersucht. Die Untersuchungen sind generischer Natur und dienen zur Abschätzung der Auswirkungen auf den Verlauf von Transienten. Die gemessenen Fluktuationen der Kühlmitteltemperatur am Eintritt in jedes Brennelement wurden als Randbedingungen für eine zeitabhängige DYN3D Rechnung benutzt. Es wurde der in Abschnitt 5.2.2 beschriebene Gleichgewichtskern eines generischen Druckwasserreaktors am Ende des Zyklus betrachtet. Die Wirkungsquerschnittsbibliothek wurde mit dem Zellprogramm CASMO-4 erstellt [Mit02]. Es wurde eine Vollkernrechnung durchgeführt. In axialer Richtung wurde der Kern durch 13 Schichten von je 30 cm Dicke modelliert. Zur Vermei-

dung der numerischen Diffusion wurde der Zeitschritt so gewählt, dass das Courant Kriterium (siehe Abschnitt 5.3.2) in der transienten Rechnung eingehalten wird. Bei einer Kühlmittelgeschwindigkeit von $v = 4.3 \text{ m/s}$ und der gewählten Schichtdicke von 30 cm wurde deshalb mit einem thermohydraulischen Zeitschritt von $\Delta t = 0.07 \text{ s}$ gerechnet.

Das Kühlmittel mit einer um 5 K niedriger angenommenen Temperatur gelangt vorwiegend in die BE im unteren rechten Sektor in Abb. 7.2.1 (entspricht der Anordnung im Kernspiegel in Abb. 5.2.1). Die Temperaturfluktuationen in dem BE 28 mit der niedrigsten mittleren Eintrittstemperatur, dem diametral gegenüberliegenden BE 166 und den im Grenzbereich des Wassers aus der kälteren Schleife und den anderen Schleifen befindlichen BE 25 und BE 97 wurden untersucht. Abb. 7.2.2, Abb. 7.2.3, Abb. 7.2.4 und Abb. 7.2.5 zeigen die Kühlmitteltemperaturschwankungen für diese 4 BE am Eintritt und an 3 verschiedenen Höhenpositionen.

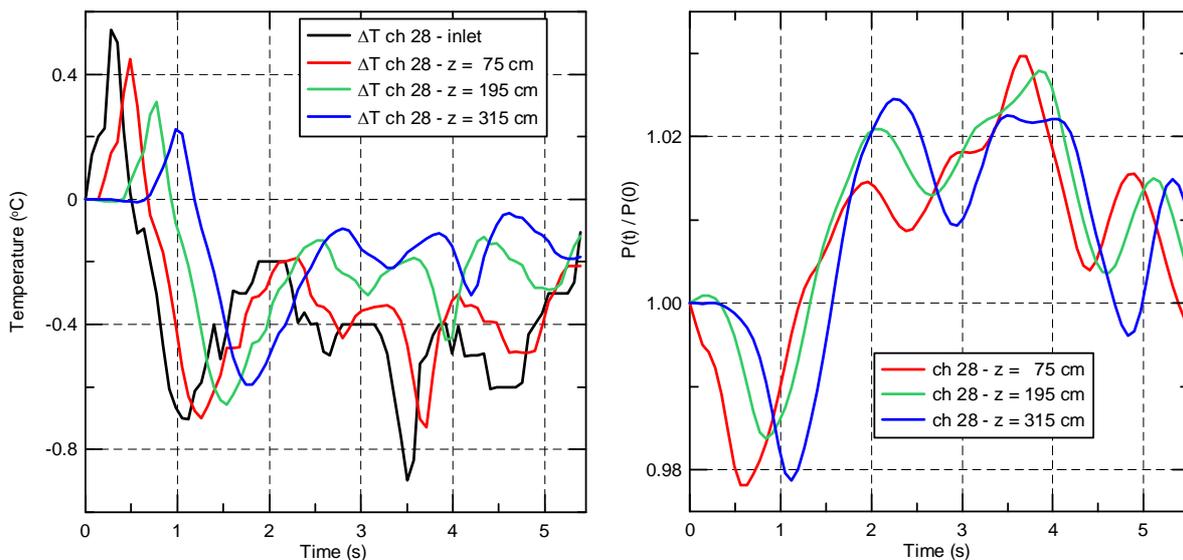


Abb. 7.2.2 Temperatur-(links) und Leistungsfluktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 28

Die BE 25 und 97 zeigen die stärksten Schwankungen der Kühlmitteltemperatur. Das BE 166 im Bereich der 3 Schleifen gleicher Temperatur zeigt nur geringe Temperaturschwankungen, welche die Grenze der Messbarkeit erreichen. Dies ist an den Eintrittstemperaturschwankungen zu erkennen, die sich teilweise sprunghaft um 0.1 K verändern. Die Temperaturschwankungen werden beim Transport durch den Kanal etwas gedämpft, da die Leistungsschwankungen, die durch die Schwankungen der Moderation hervorgerufen werden, den Temperaturschwankungen entgegen-

gerichtet sind. Die rechten Abbildungen zeigen jeweils die Leistungsschwankungen in den entsprechenden Kanälen. Die Leistungsschwankungen in den BE sind nicht nur durch die Schwankungen der Kühlmitteltemperatur in dem betreffenden Kanal bedingt, sondern hängen infolge der neutronenkinetischen Kopplung auch von den Schwankungen in den umgebenden BE ab.

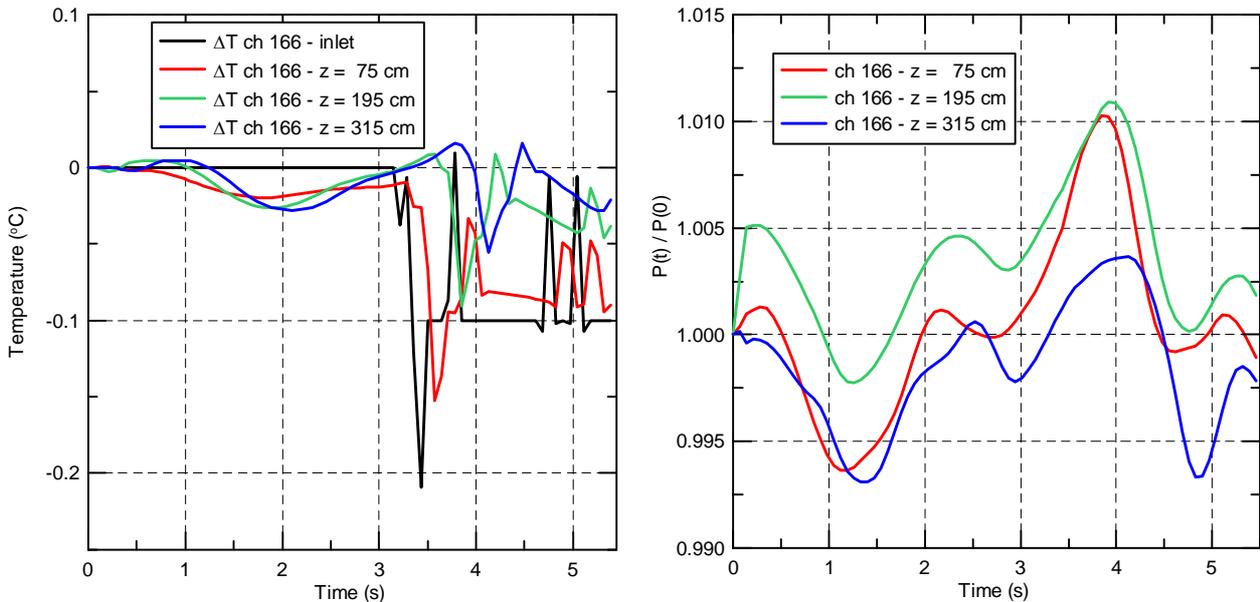


Abb. 7.2.3 Temperatur-(links) und Leistungsfuktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 166

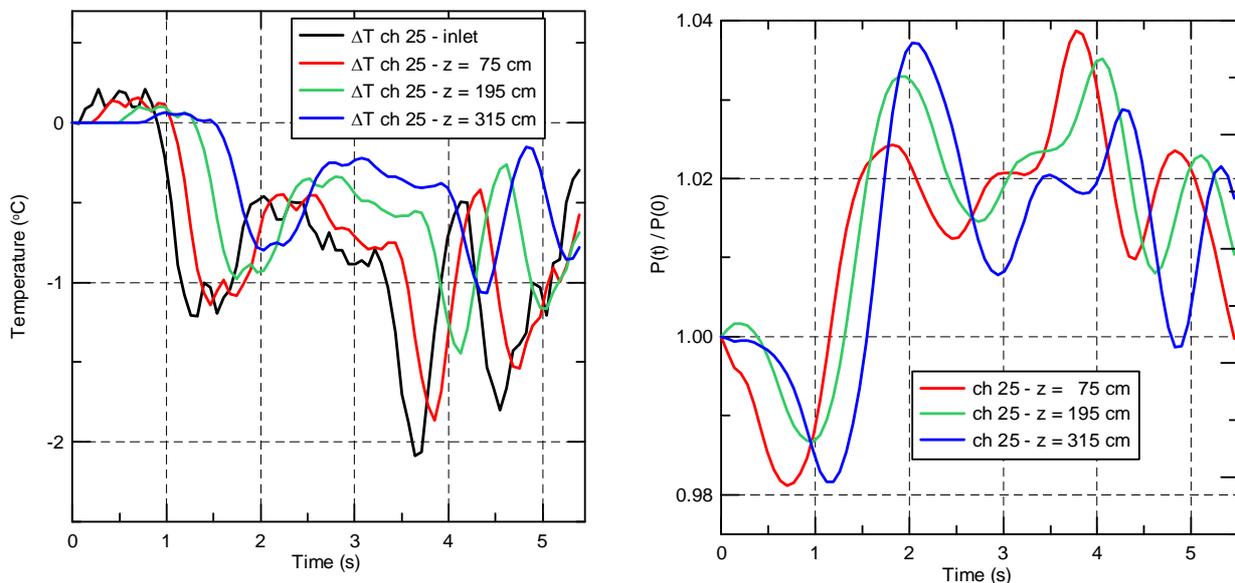


Abb. 7.2.4 Temperatur-(links) und Leistungsfuktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 25

Im BE 166 betragen die Leistungsschwankungen maximal 1 % und sind im wesentlichen auf die Umgebung zurückzuführen. Die größten Leistungsschwankungen von 4 % treten im Grenzbereich zwischen der kälteren Schleife und den restlichen Schleifen auf (BE 25). Im BE 28 und BE 97 liegen die Leistungsschwankungen im Bereich von 2 %.

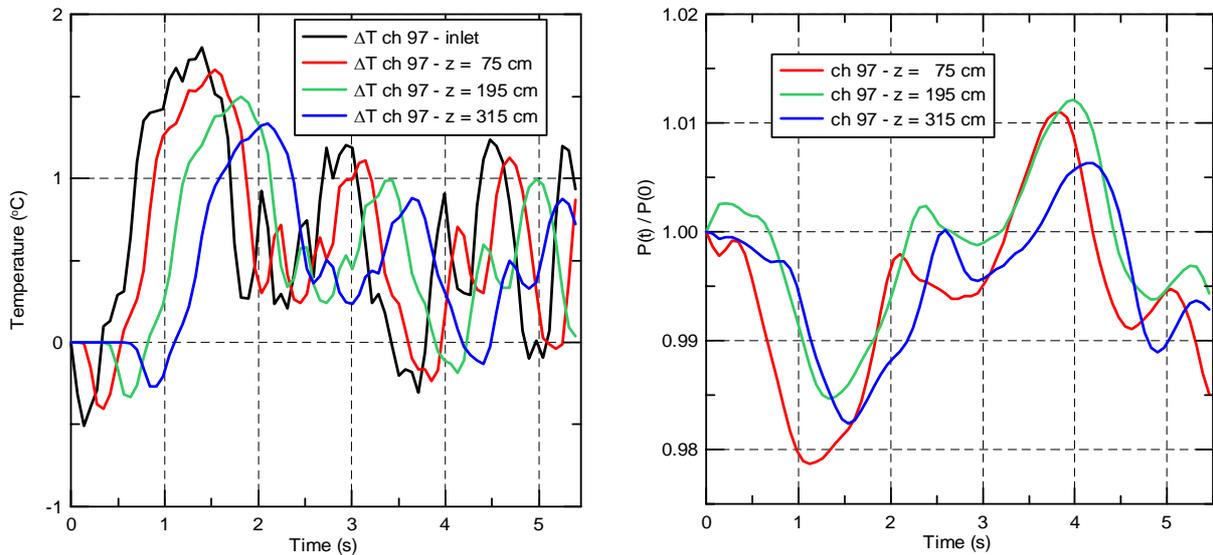


Abb. 7.2.5 Temperatur-(links) und Leistungsfuktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 97

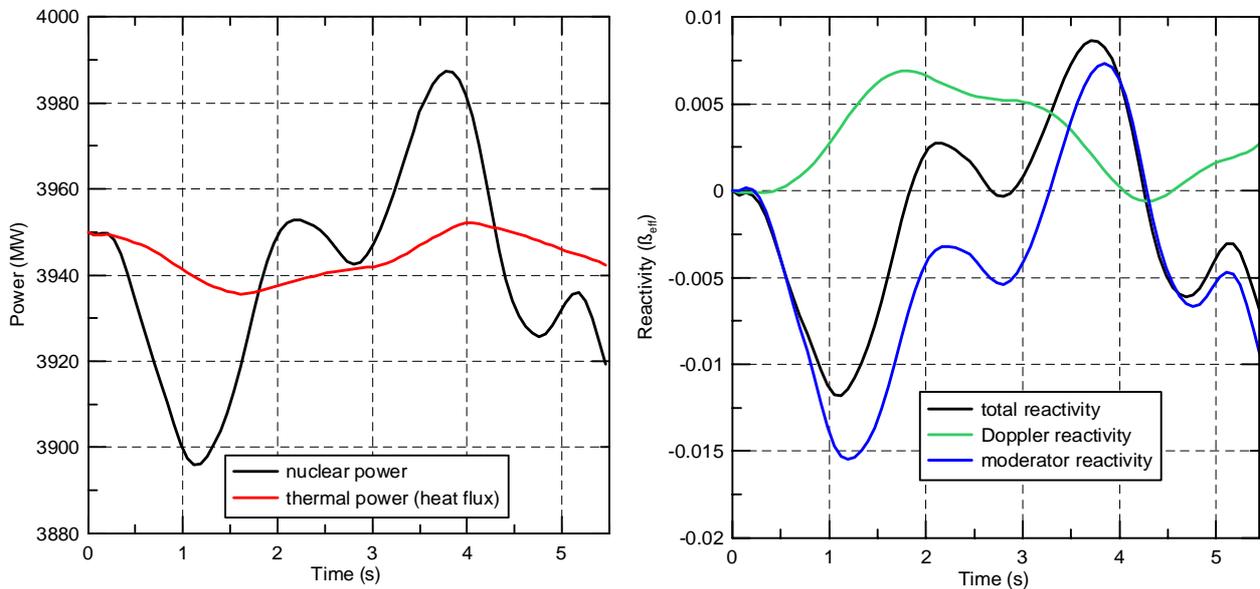


Abb. 7.2.6 Fluktuationen der nuklearen und thermischen Reaktorleistung (links) und der Reaktivitäten (rechts)

Die maximale Schwankung der mittleren nuklearen Leistung des Reaktors ist kleiner als 1 % (Abb. 7.2.6). Die Schwankungen der thermischen Leistung, die aus der

Wärmeübertragung in das Kühlmittel berechnet wird, sind kleiner als 0.4 %. Die dynamische Reaktivität, die ebenfalls eine kerngemittelte Größe darstellt, zeigt Schwankungen kleiner als $0.015 \beta_{\text{eff}}$ (Abb. 7.2.6). Dabei erfährt die durch die Schwankungen der Moderator-temperatur hervorgerufene Reaktivitätsänderung eine geringe Abschwächung durch die Dopplerrückwirkung.

7.2.3 Zusammenfassung der Untersuchungen zu den Temperaturfluktuationen

Die Untersuchung der Fluktuationen der Vermischung des Kühlmittels einer um 5 K kälteren Schleife zeigt unterschiedliche große Schwankungen der Eintrittstemperatur des Kühlmittels in den Reaktorkern in Abhängigkeit von der Position des Brennelementes. Die Schwankungen sind im Grenzbereich zwischen der kälteren Schleife und den restlichen Schleifen am größten. Die Fluktuationen beeinflussen die Moderation und erzeugen Schwankungen der Leistung in den Brennelementen, die durch das Rechenprogramm DYN3D gut beschrieben werden. Die Leistungsschwankungen sind in den einzelnen Bereichen des Kerns unterschiedlich groß und bewirken eine Dämpfung der Temperaturfluktuationen während des Kühlmitteltransports durch den Reaktorkern. In den kerngemittelten Größen wie Reaktorleistung oder dynamische Reaktivität können ebenfalls kleine Schwankungen beobachtet werden.

Der Einfluss der gemessenen Fluktuationen der Kühlmittelintrittstemperaturen auf die Leistungs- und Temperaturverteilung im Reaktorkern zeigt sich in den Rechenergebnissen. Der Verlauf von Reaktivitätstransienten, bei denen die Kühlmittelvermischung von Bedeutung ist, kann durch diese Schwankungen beeinflusst werden.

7.3 Heterogene Borverdünnung

7.3.1 Fluktuationen der experimentellen Daten

Wie auch im Fall des quasistationären Nominalbetriebes gibt es bei Einzelrealisierungen der Experimente zum Start der ersten HKMP durch das turbulente Geschwindigkeitsfeld hervorgerufene Unterschiede in den Vermischungsergebnissen. Im Rahmen des Projekts 150 1216 wurde eine Methode entwickelt, um die Schwankungen der Einzelrealisierungen in statistische Vertrauensintervalle zu überführen. Dazu wurden sämtliche Experimente grundsätzlich mehrmals durchgeführt, die Ein-

zelrealisierungen wurden überlagert und gemittelt. Weiterführende Arbeiten, so auch die Entwicklung des SAPR-Modells wurden unter Verwendung der gemittelten Daten durchgeführt. Die Einzelrealisierungen selbst wurden zur Bestimmung der Vertrauensintervalle nach folgenden Formeln verwendet:

Aus den Experimenten wurde der Zeitverlauf der dimensionslosen Störung $\bar{\theta}_{ROCOM}(x, y, t)$ an jeder Messposition bestimmt. Daraus wurde die zeitabhängige Varianz $\sigma_{\theta}^2(x, y, t)$ an jeder Position (x, y) unter Zuhilfenahme der Summe der quadratischen Abweichungen der Einzelrealisierungen vom gemittelten Wert berechnet:

$$\sigma_{\theta}^2(x, y, t) = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n (\theta_{ROCOM,k}(x, y, t) - \bar{\theta}_{ROCOM}(x, y, t))^2 \quad (\text{Gl. 7.1})$$

Die entsprechenden Vertrauensintervalle $u_{\theta}(x, y, t)$ werden dann bei Festlegung einer bestimmten Wahrscheinlichkeit P für das Auftreten der Werte in dem Intervall nach

$$u_{\theta}(x, y, t) = \bar{\theta}_{ROCOM}(x, y, t) \pm t_p \frac{\sigma_{\theta}(x, y, t)}{\sqrt{n-1}} \quad (\text{Gl. 7.2})$$

berechnet.

t_p ist hierbei der Student-Faktor, der von der Anzahl der durchgeführten Einzelrealisierungen abhängt [Her95]. Für die den hier verwendeten Analysen zugrundeliegenden fünf Einzelrealisierungen und den angegebenen Wahrscheinlichkeiten beträgt der entsprechende Faktor:

$$P = 68.3 \% \dots\dots\dots t_p = 1.11$$

$$P = 95.4 \% \dots\dots\dots t_p = 2.57$$

$$P = 99.5 \% \dots\dots\dots t_p = 4.03.$$

Unter Verwendung von (Gl. 7.2) wurden die zeitabhängigen Vertrauensintervalle für alle Messpositionen am Kerneintritt berechnet.

7.3.2 DYN3D Rechnungen und Ergebnisse

Für die Untersuchungen wurde wiederum das Rechenprogramm DYN3D eingesetzt. Die verwendeten Wirkungsquerschnittsdaten wurden mit dem Zellprogramm HELIOS [Mit02] für denselben Kern, der auch für die Parameterstudie zum hypothetischen Borverdünnungsszenario eingesetzt wurde (Abschnitt 5.4.2), erzeugt. Daraus wurde eine Bibliothek von Wirkungsquerschnittsdaten für das Programm DYN3D erstellt [Mit02]. Der Abbrandzustand wurde für einen Gleichgewichtskern am Beginn des Zyklus berücksichtigt. Die angenommene Beladung des Reaktors mit den verwendeten Bezeichnungen der BE ist in Abb. 5.2.1 zu sehen. Es wurde wiederum der volle Kern mit je einem Kühlkanal pro BE modelliert. In axialer Richtung wurde mit 13 Schichten der Dicke von 30 cm gerechnet. Da bei dieser Art von Störfällen schnelle Änderungen der Amplitude und Verteilung der Reaktorleistung auftreten, müssen in der Rechnung kleine thermohydraulische Zeitschritte ($\Delta t = 0.01$ s) verwendet werden. Mit der gewählten Schichtdicke von 30 cm wird das in Abschnitt 7.2.1 erwähnte Courant-Kriterium verletzt. Deshalb wurde in DYN3D zur Vermeidung der numerischen Diffusion die Particle-in-cell Methode zur Berechnung des Bortransportes angewandt.

Fünf Rechenläufe mit DYN3D wurden für die folgenden zeitabhängigen Bedingungen der Borkonzentration und Kühlmitteltemperatur am Eintritt in die BE durchgeführt:

- Mittelwert (Referenzfall)
- Einzelrealisierung
- 68.3 % Vertrauensintervall
- 95.4 % Vertrauensintervall
- 99.5 % Vertrauensintervall

Die Abb. 7.3.1 und Abb. 7.3.2 zeigen den Verlauf der über den Kerneintritt gemittelten Borkonzentrationen und Temperaturen für die beschriebenen Fälle. Man sieht, dass für die 99.5 %-Intervall Rechnung der Abfall der Borkonzentration am stärksten ist. Hier sind auch die größten Auswirkungen zu erwarten. Entsprechend dem zugrundeliegenden Szenario ist die Kühlmitteltemperatur im Pfropfen um ungefähr

9 K erhöht. Diese Erhöhung der Kühlmitteltemperatur vermindert den Reaktivitätseintrag geringfügig.

Die den Experimenten zum Start der HKMP zugrundeliegende Pfropfeneinspeisetechnik erzeugt Pfropfen, die in ihrer Form von den bei hypothetischen Borverdünnungsstörfällen zu erwartenden Pfropfenformen abweichen. Bei den in den Abschnitten 5.3 und 5.4 beschriebenen Analysen wurden realistische Pfropfen vorgelegt und unter Verwendung des SAPR-Modells rekonstruiert. Der Reaktivitätseintrag in den Kern wäre bei identischer hydraulischer Größe unter Verwendung der experimentellen Pfropfenform geringer, da die Konzentration der Tracerlösung an der Einspeisestelle mit der Zeit abnimmt (konstanter Einspeisestrom bei zunehmendem Gesamtmassenstrom). Um den hier betrachteten Fall mit den Rechnungen aus Abschnitt 5.4.2 vergleichbar zu machen (d.h. eine identische positive Reaktivitätszufuhr zu erzeugen) und gleichzeitig die experimentellen Daten für die Analyse verwenden zu können, wurde die anfängliche Unterkritizität so verringert, dass die maximale Reaktivität der Borverdünnung die anfängliche Unterkritizität kompensiert und ein positiver Reaktivitätseintrag von ungefähr $1.6 \beta_{\text{eff}}$ erfolgt. Damit ergibt sich die Möglichkeit, den Effekt der turbulenten Schwankungen unter den Reaktivitätsbedingungen des realistischen Falls untersuchen zu können.

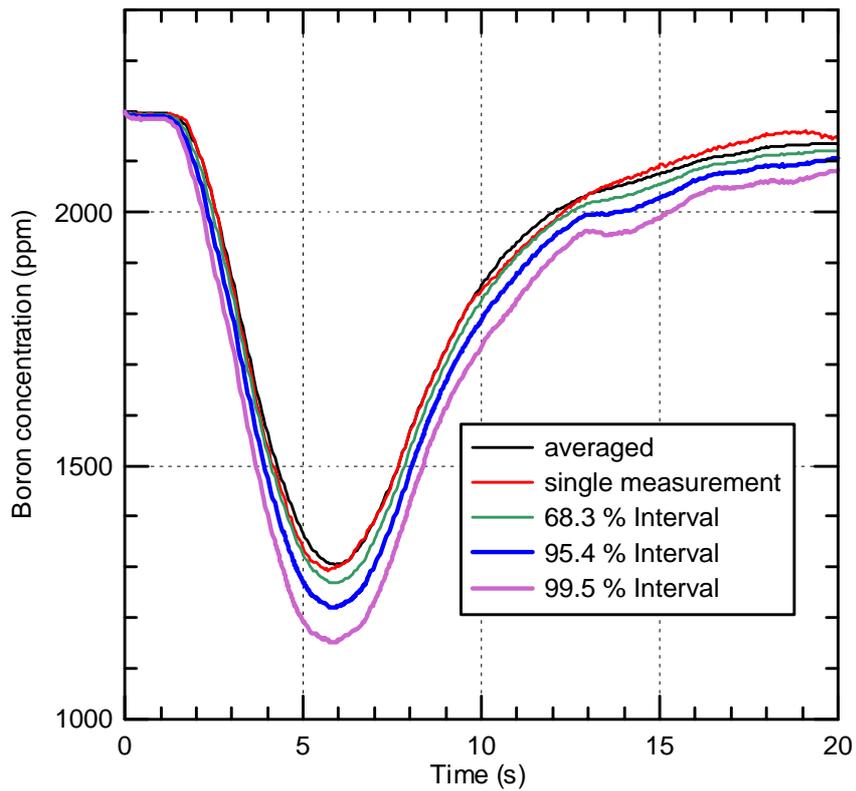


Abb. 7.3.1 Verlauf der gemittelten Borkonzentration am Kerneintritt

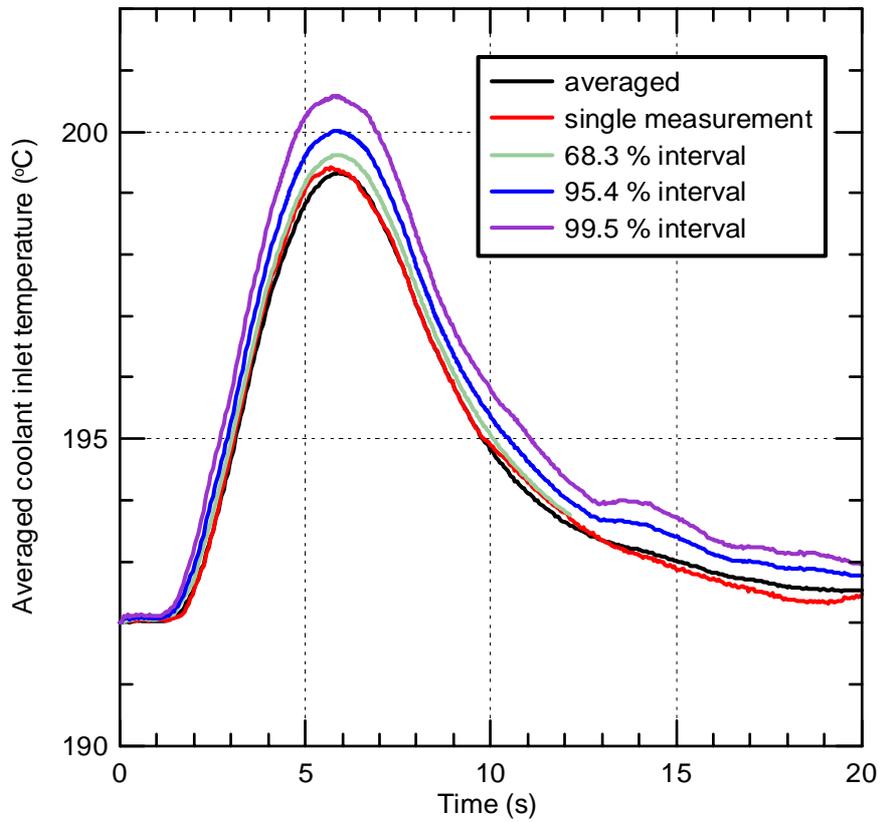


Abb. 7.3.2 Verlauf der gemittelten Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt

Zunächst werden die Ergebnisse des Referenzfalls beschrieben. Danach werden die Abweichungen der anderen Rechnungen diskutiert. Der Verlauf der nuklearen Leistung und der Gesamtreaktivität für den Referenzfall ist in Abb. 7.3.3 dargestellt. Die Abbildung zeigt einen schmalen ersten Leistungspeak bei $t=4.85$ s und danach ein zweites breiteres Leistungsmaximum bei $t = 8.0$ s. Die Gesamtreaktivität erreicht kurz vor dem ersten Leistungsmaximum den Maximalwert von $1.3 \beta_{\text{eff}}$. Bei $t = 7.9$ s hat die Reaktivität ein zweites Maximum mit einem Wert von $0.913 \beta_{\text{eff}}$. Der Reaktor wird nahezu prompt kritisch, weshalb die nukleare Leistung bei $t = 8.0$ s ein zweites Maximum erreicht. Abb. 7.3.4 zeigt den Verlauf der Beiträge zur Gesamtreaktivität der Borverdünnung, der Dopplerreaktivität und der Moderatorreaktivität im Bereich der beiden Leistungspeaks. Die Reaktivität der Borverdünnung ist um den Betrag der negativen Anfangsreaktivität reduziert worden. Man erkennt den Einfluss der Rückkopplung von Dopplerreaktivität und Moderatorreaktivität auf die Gesamtreaktivität. Bevor die Dopplerreaktivität im ersten Leistungsmaximum wirksam wird erfolgt eine geringe Reduktion der Reaktivität durch die Borverdünnung infolge der höheren Temperatur des eingebrachten Deionatpfropfens. Die Reaktivität des Deionatpfropfens selbst hängt nicht allein von der Borkonzentration ab, sondern auch von der Temperatur im Pfropfen. Dies ist die Ursache für die vorübergehende Abschwächung der Reaktivität des eingebrachten Pfropfens. Die Trennung der einzelnen Reaktivitätsbeiträge ist in gewisser Weise willkürlich, da die Reaktivitäten aus den Änderungen der Wirkungsquerschnitte, den zeitabhängigen Neutronenflüssen und den stationären adjungierten Flüssen ermittelt werden. Dadurch ist eine gegenseitige Beeinflussung vorhanden. Im Vergleich zu dem maximalen Reaktivitätseffekt der Borverdünnung von $9.7 \beta_{\text{eff}}$ sind die Effekte, die nach dem ersten Leistungsmaximum eine Reduktion des Reaktivitätseintrages bewirken, kleiner $0.5 \beta_{\text{eff}}$. Beim weiteren Eindringen des Pfropfens erhöht sich dessen Reaktivität noch um etwa β_{eff} . Für den Leistungsverlauf ist die Gesamtreaktivität entscheidend, welche auch durch die Dopplerrückwirkung und den Reaktivitätseffekt des Moderators beeinflusst werden. Während das schnelle Anwachsen der Leistung im ersten Peak durch eine überpromptkritische Gesamtreaktivität hervorgerufen wird, wird der weitere Verlauf der Leistung von der Reaktivität und dem Niveau der verzögerten Neutronen bestimmt. Bei $t = 7.9$ s erreicht die Gesamtreaktivität $0.91 \beta_{\text{eff}}$ und bewirkt ein Anwachsen der Leistung, die bei $t = 8.0$ s ein zweites Maximum besitzt. In diesem Bereich der Reaktivität ist der Leistungsverlauf empfindlich vom Reaktivitätsverlauf abhängig.

Die Transiente ist mit starken Veränderungen der örtlichen Leistungsverteilung verbunden, die von der Verteilung des Pfropfens im Kern beeinflusst wird. Während das erste Maximum am Rande des Kerns in der 2. unteren Schicht (30...60cm) des BE 179 auftritt, befindet sich die maximale Leistungsdichte des zweiten Leistungsmaximums in der 9. Schicht (240...270cm) des BE 111, das sich im zentralen Teil des Kerns befindet. Der Pfropfen ist dann weiter in den Kern hineingewandert. Die Rückkopplungsprozesse durch örtliche Temperaturerhöhungen spielen ebenfalls eine Rolle. Wenn der Pfropfen durch den Kern hindurchgewandert ist, kommt der Reaktor automatisch wieder in den unterkritischen Zustand.

Die Analyse der verschiedenen Fälle zeigt im wesentlichen, dass mit der stärkeren Absenkung der Borkonzentration im Pfropfen die maximalen Werte der Leistung höher sind (Abb. 7.3.5). Mit Ausnahme des konservativsten Falles (99.5 %-Intervall) zeigen die Rechnungen qualitativ den gleichen Verlauf. Die Analyse des Verlaufs der linearen Stableistungen der zweiten Schicht im Be 179 zeigt in allen Fällen nur den ersten Leistungspeak (Abb. 7.3.6). Die Analyse des zweiten Leistungspeaks ergibt, dass sich außer dem konservativsten Fall der Peak in der 9. Schicht des BE 111 befindet. Im letzten Fall tritt der Peak in der 3. Schicht (60...90cm) des BE 111 auf (Abb. 7.3.7). Bedingt durch die stärkere Deborierung im Pfropfen kommt nach dem ersten Leistungspeak die Reaktivität bald wieder dem promptkritischen Wert nahe (Abb. 7.3.8). Das Leistungsmaximum tritt eher und an einer tieferen Position auf. Die Prozesse im Kern sind auch durch die von der Position der BE abhängigen Bedingungen am Kerneintritt abhängig. Abb. 7.3.9 und Abb. 7.3.10 zeigen die Verläufe der Borkonzentration am Eintritt in die BE 179 und BE 111. Deutlich ist die unterschiedliche Breite des ankommenden Pfropfens zu sehen. Es ergeben sich auch unterschiedlich große statistische Schwankungen.

Für alle berechneten Fälle sind in Abb. 7.3.11 die maximale Brennstoffzentraltemperaturen dargestellt. Der bezüglich der Borverdünnung konservativste Fall (99.5%-Vertrauensintervall) liefert die höchsten Brennstofftemperaturen. Die Verläufe des maximalen Voidanteils zeigt Abb. 7.3.12. Man sieht, dass für einige Fälle ungefähr 70 % Void erreicht werden. Untersucht man das DNB-Verhältnis nach der Korrelation IAE-4, so stellen sich minimale Werte von ungefähr 3 ein (siehe Abb. 7.3.13). Die maximale Hüllrohrtemperatur bleibt unter 260 °C (siehe Abb. 7.3.14): Bezüglich des

Siedens, der maximalen Hüllrohrtemperatur und des minimalen DNB ist die Auswahl des konservativsten Falles nicht eindeutig.

Insgesamt kann man feststellen, dass bei der untersuchten Transiente keine kritischen Werte von Sicherheitsparametern erreicht werden. Betrachtet man die einzelnen untersuchten Fälle untereinander, so ist festzustellen, dass die Einflüsse der turbulenten Schwankungen nicht zu vernachlässigen sind. Die Untersuchungen zeigen, dass bei Transienten, bei denen die Sicherheitsparameter nahezu kritische Werte erreichen, die Unsicherheiten infolge der turbulenten Schwankungen berücksichtigt werden sollten.

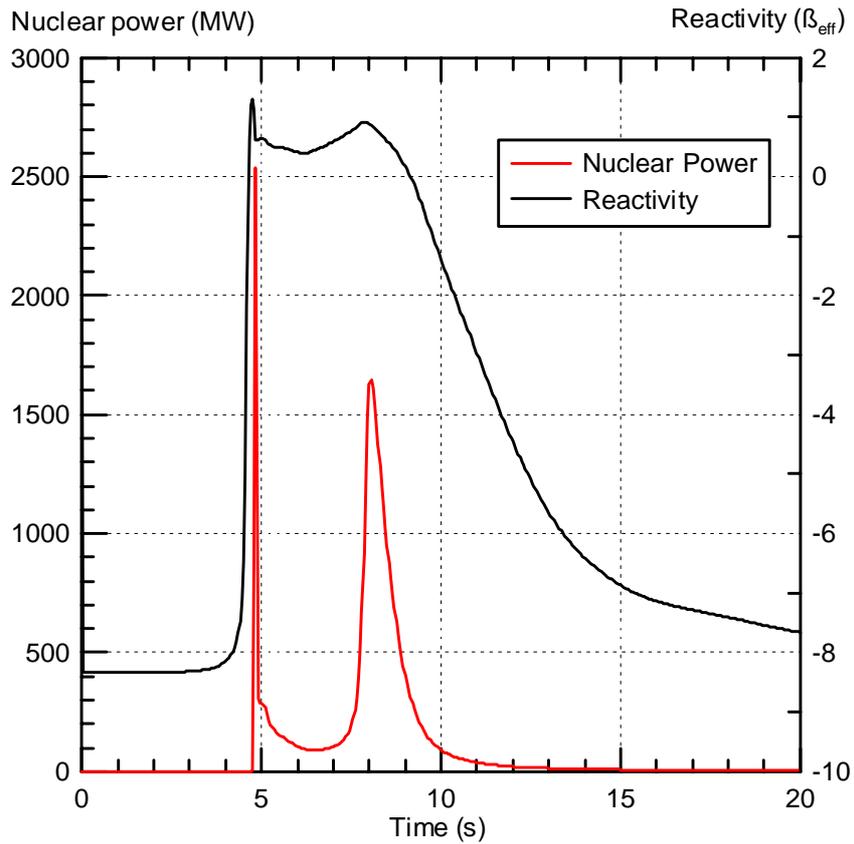


Abb. 7.3.3 Verlauf der nuklearen Reaktorleistung und der Reaktivität für den Referenzfall

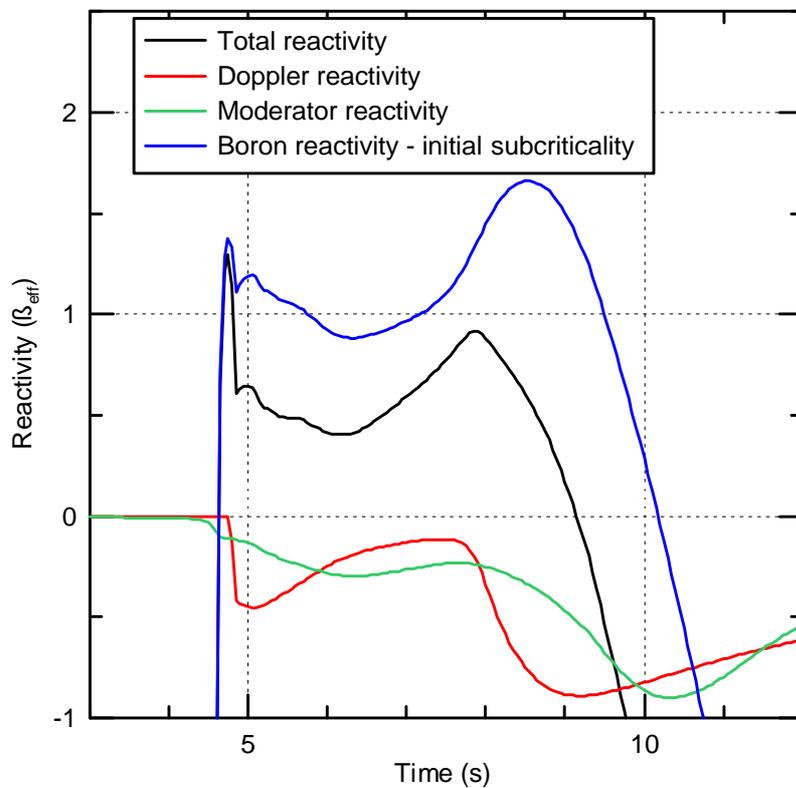


Abb. 7.3.4 Verlauf der Reaktivitäten für den Referenzfall

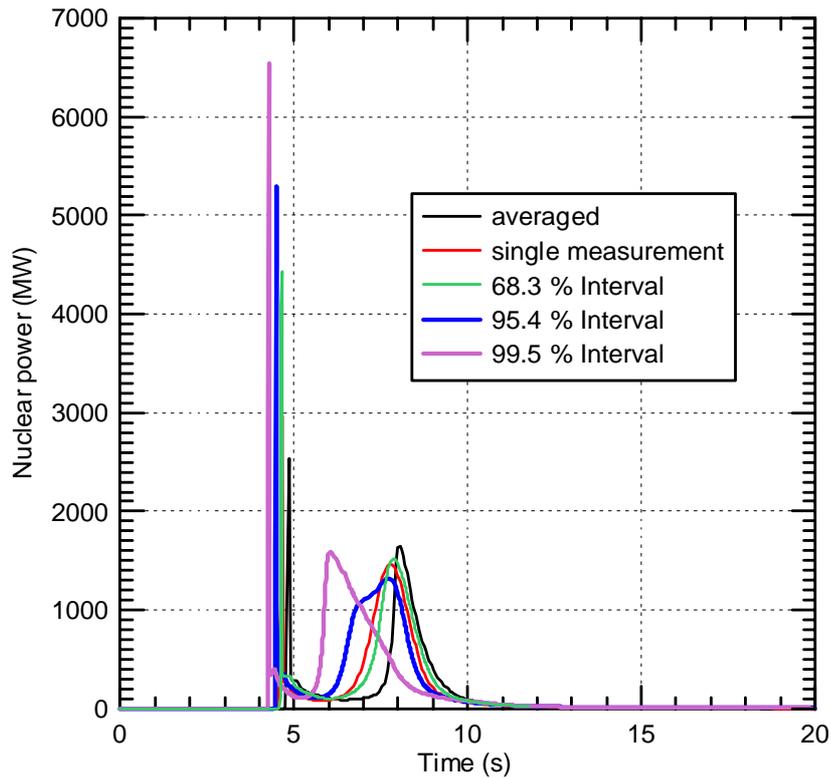


Abb. 7.3.5 Verlauf der totalen Reaktorleistung für die berechneten Fälle

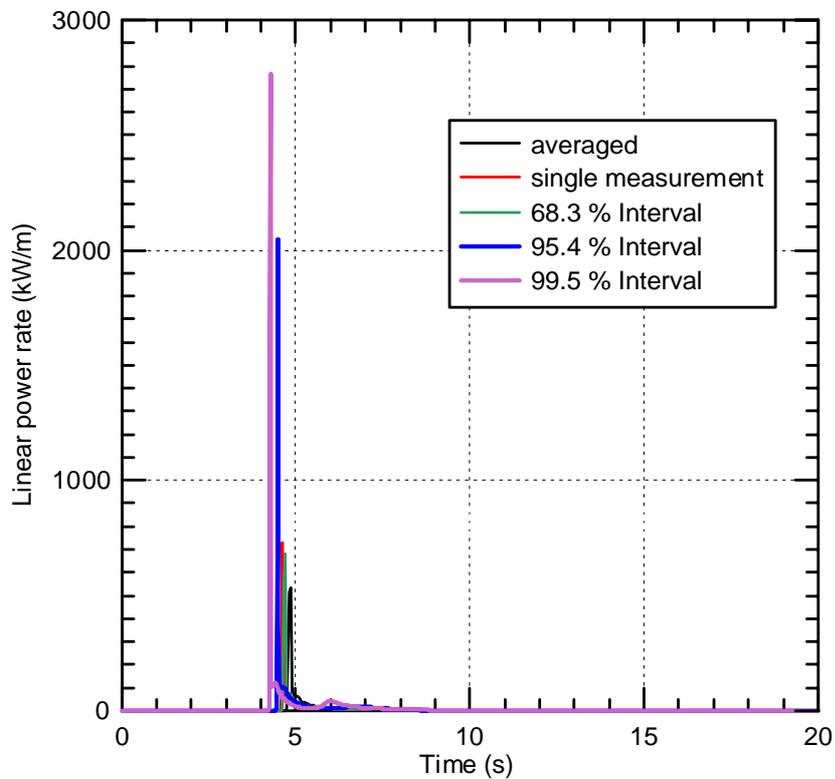


Abb. 7.3.6 Verlauf der linearen Stabileistung im Node mit der maximalen Leistung während des ersten Leistungsmaximums (BE 179 – 2. Schicht)

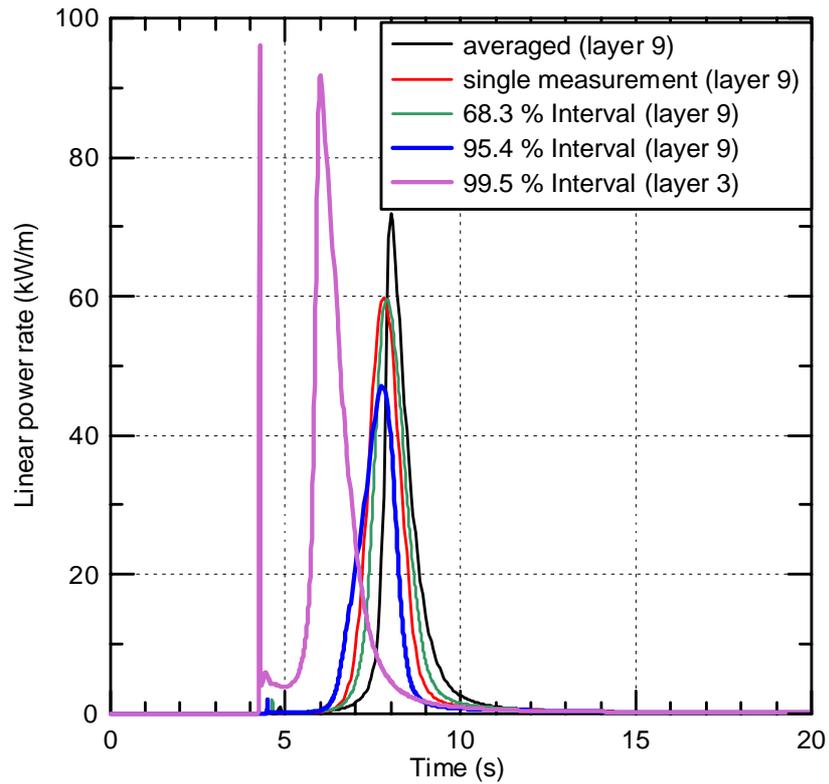


Abb. 7.3.7 Verlauf der linearen Stabileistung im Node mit der maximalen Leistung während des zweiten Leistungsmaximums (BE 111)

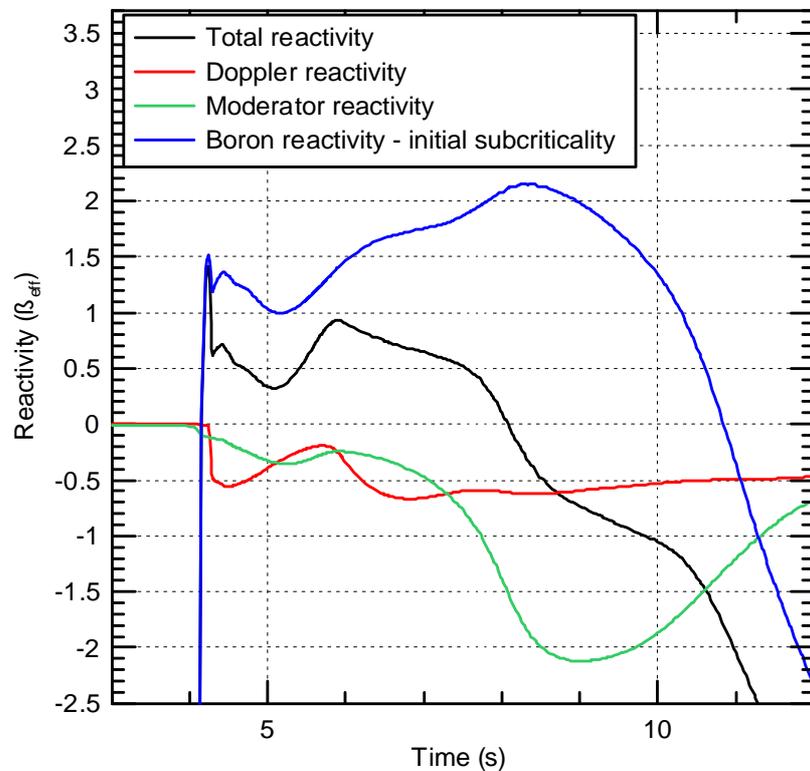


Abb. 7.3.8 Verlauf der Reaktivitäten für den konservativsten Fall (99.5 % Vertrauensintervall)

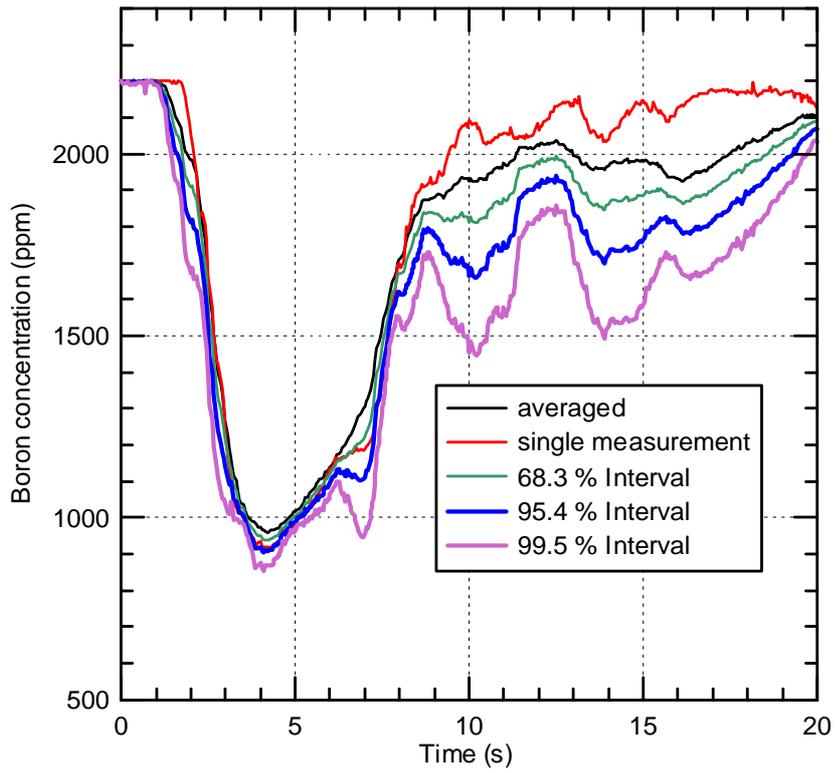


Abb. 7.3.9 Verlauf der Borkonzentration am Eintritt in das BE 179

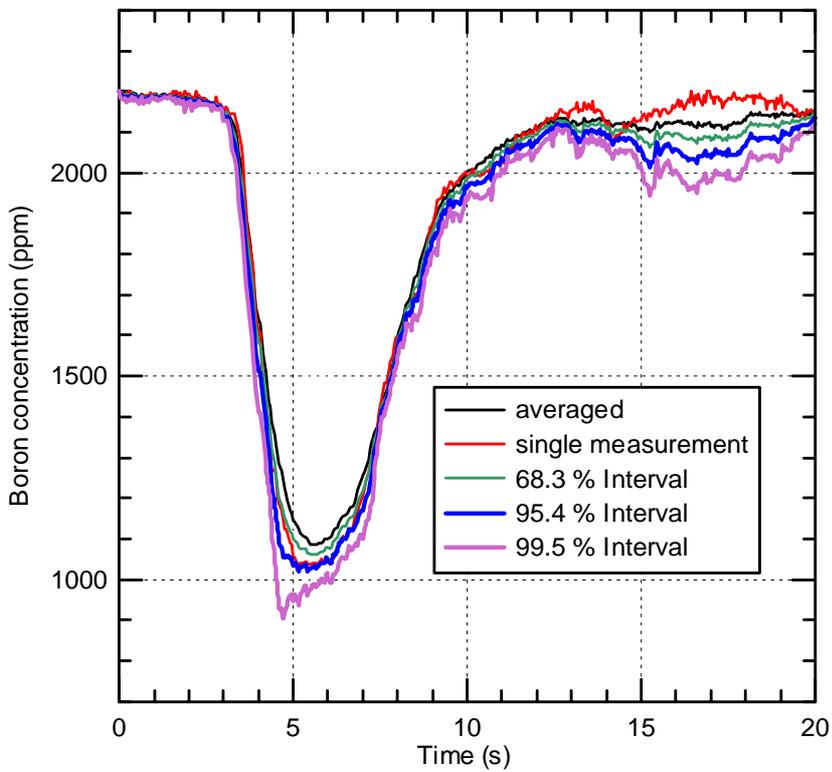


Abb. 7.3.10 Verlauf der Borkonzentration am Eintritt in das BE 111

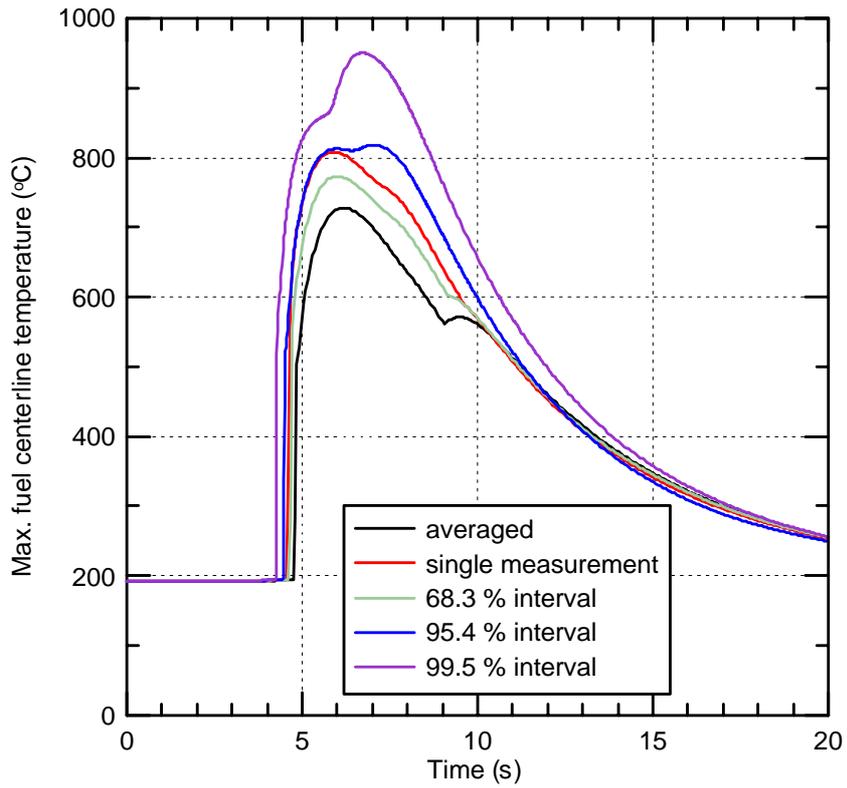


Abb. 7.3.11 Verlauf der maximalen Brennstoffzentraltemperaturen

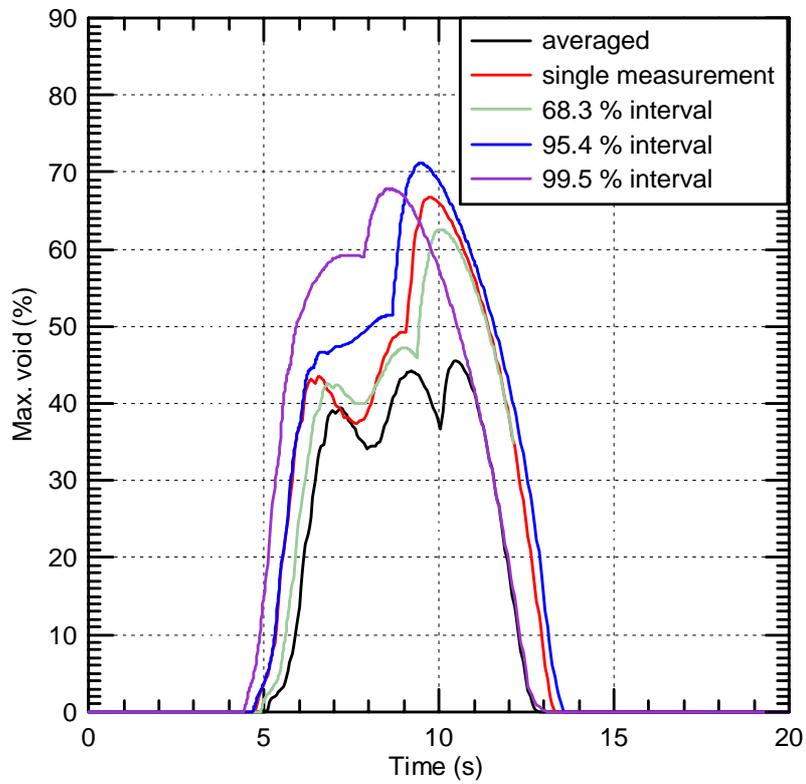


Abb. 7.3.12 Verlauf des maximalen nodalen Voidgehaltes

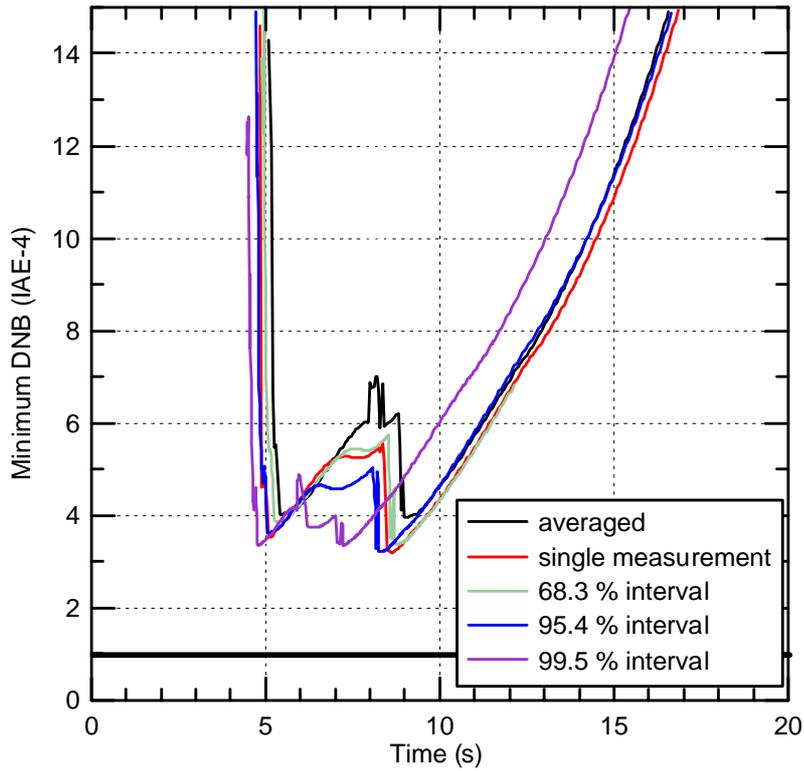


Abb. 7.3.13 Verlauf des minimalen DNB Verhältnisses

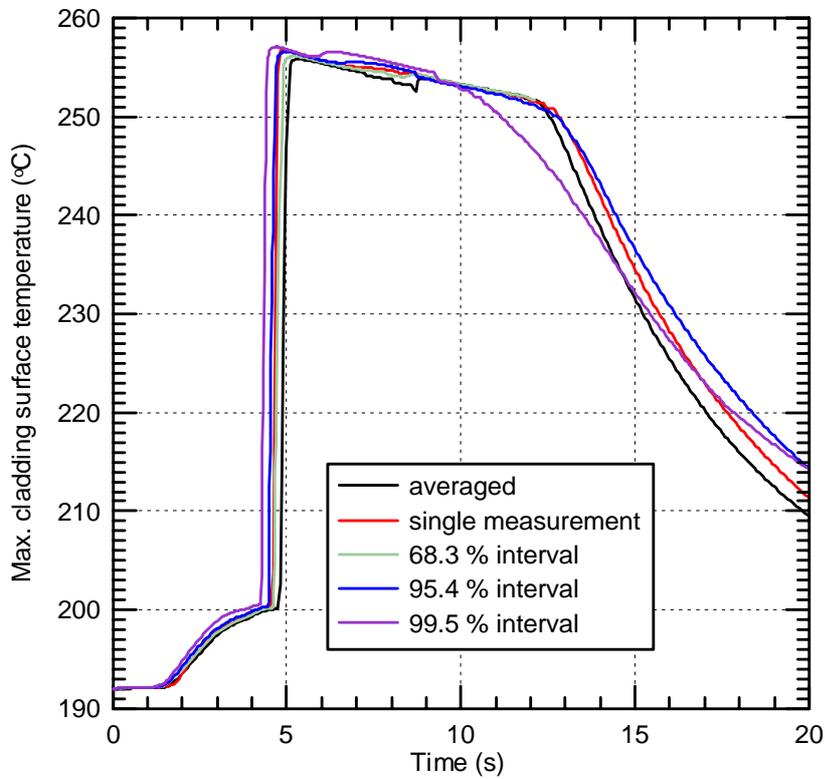


Abb. 7.3.14 Verlauf der maximalen nodalen Hüllrohrtemperatur

8. Zusammenfassung

Im Rahmen der Arbeiten des Projekts 150 1225 wurde ein Modell zur realistischen Beschreibung der Kühlmittelvermischung innerhalb des Reaktordruckbehälters eines Druckwasserreaktors in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET eingebunden. Dieses in früheren Arbeiten (Projekt 150 1216) entwickelte und validierte schnellrechnende Modell basiert auf dem Prinzip der linearen Superposition Dirac-Impuls-ähnlicher Störungen. Es bildet eine Schnittstelle zwischen dem eindimensionalen thermohydraulischen Systemcode ATHLET und dem dreidimensionalen neutronenkinetischen Kernmodell DYN3D und simuliert in effizienter Weise die Vermischung des Kühlmittels innerhalb des Reaktordruckbehälters.

Die Implementierung dieses Modells in den gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET machte es möglich, eine neue Qualität in der Analyse von Borverdünnungsstörfällen zu erreichen. Erstmals war es möglich, Aussagen über den Verlauf von hypothetischen Borverdünnungsstörfällen auf der Basis experimentell abgesicherter zeitabhängiger Verteilungen der Borsäurekonzentration am Eintritt in jedes Brennelement durchführen zu können. Für den Fall „Start der ersten Hauptkühlmittelpumpe bei Vorhandensein eines minderborierten Pfropfens im kalten Strang“ zeigten die Ergebnisse einer Parameterstudie, dass es selbst bei Annahme des maximal möglichen Pfropfenvolumens nicht zu einer Schädigung des Brennstoffes kommt. Es wurde auch gezeigt, dass die zeitabhängige Verteilung der Borsäurekonzentration am Eintritt in den Reaktorkern entscheidenden Einfluss auf die Ergebnisse hat.

An Hand der Analysen zu einem generischen FrischdampfleckszENARIO wurde die Anwendbarkeit des implementierten Vermischungsmodells im gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET auf die zweite Störfallklasse, in der die Kühlmittelvermischung eine wichtige Rolle spielt, demonstriert. Es wurde auch für diese Störfallklasse nachgewiesen, dass es möglich ist, den Einfluss der Kühlmittelvermischung auf den Störfallablauf in realistischer Weise zu berücksichtigen.

Für beide Analysen kam dabei die im ersten Teil des Projekts entwickelte und an das Kernmodell DYN3D bzw. den gekoppelten Code DYN3D/ATHLET angeschlossene Bibliothek von Zwei-Gruppen- Diffusionsparametern zum Einsatz.

Mit dem um das Vermischungsmodell erweiterten gekoppelten Programmkomplex DYN3D/ATHLET steht nach Abschluss des Projekts ein Instrument zur Verfügung, dass nun auch für best-estimate Analysen von Borverdünnungs- und Frischdampfleckstörfällen angewandt werden kann.

Weiterhin wurde der Einfluss der turbulenten Schwankungen des Geschwindigkeitsfeldes innerhalb des Reaktordruckbehälters auf neutronenkinetische Parameter im Nominalbetrieb und unter Störfallbedingungen untersucht. Die entsprechenden thermohydraulischen Eingangsdaten für die Analysen mit dem Kernmodell DYN3D entstammen der im Projekt 150 1216 geschaffenen Datenbasis der Experimente an der Versuchsanlage zur Kühlmittelvermischung ROCOM. Die Untersuchungen zeigten, dass der Einfluss der turbulenten Schwankungen des Geschwindigkeitsfeldes nicht zu vernachlässigen ist. Speziell bei Transienten, bei denen die Sicherheitsparameter nahezu kritische Werte erreichen, sollten diese Unsicherheiten berücksichtigt werden.

9. Literatur

- [Aus03] H. Austregesilo, C. Bals, A. Hora, G. Lerchl et al.: „ATHLET mod. 2.0 Cycle A- Model and Methods“, GRS-P-1/Vol. 4, 350 p. (2003)
- [Cas95] CASMO-4, A fuel assembly burn-up program, Methodology, Report Studsvik/SOA-95/2, Studsvik, (1995)
- [Gru95a] U. Grundmann, D. Lucas, S. Mittag, U. Rohde: „Weiterentwicklung und Verifikation eines dreidimensionalen Kernmodells für Reaktoren vom Typ WWER und seine Ankopplung an den Störfallcode ATHLET“, Report FZR–84, ISSN 1437-322X, Rossendorf (1995)
- [Gru95b] U. Grundmann, D. Lucas, U. Rohde: Coupling of the Thermohydraulic Code ATHLET with the Neutron Kinetic Core Model DYN3D, Int. Conf. on Mathematics and Computations, Reactor Physics, and Environmental Analyses, April 30 - May 4, 1995, Portland, Oregon, Proc. Vol. 1, p. 257
- [Gru98] U. Grundmann, S. Kliem, E. Krepper, S. Mittag et al.: "Qualifizierung des Kernmodells DYN3D mit dem Störfallcode ATHLET als fortgeschrittenes Werkzeug für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren“, Abschlußbericht Teil 1 zum BMBF–Vorhaben 150 0925A, Report FZR–216, Rossendorf (1998)
- [Gru00] U. Grundmann, S. Kliem, S. Mittag, U. Rohde, A. Seidel, Y. Kozmenkov, V. Kumayev: "Störfallablaufanalysen für neue Reaktorkonzepte und WWER-Reaktoren mit neuem Brennstoffdesign - WTZ mit Russland“, Report FZR–302, ISSN 1437-322X, Rossendorf (2000)
- [Gru00a] U. Grundmann, U. Rohde, S. Mittag, "DYN3D – Three Dimensional Core Model for Steady-State and Transient Analysis of Thermal Reactors“, Proceedings of the 2000 ANS International Topical Meeting on Advances in Reactor Physics and Mathematics and Computation into the Next Millennium (PHYSOR 2000), Pittsburgh (USA), May, 7 – 11, (2000)
- [Gru01] G. Grunwald, T. Höhne, H.-M. Prasser: „Geschwindigkeitsmessungen im Downcomer der ROCOM Versuchsanlage mittels Laser Doppler Anemometrie im Vergleich mit numerischen Berechnungen“, Report FZR–334, ISSN 1437-322X, 49 S., Rossendorf (2003)
- [Gru02] U. Grundmann, S. Kliem, U. Rohde: „Qualifizierung des Kernmodells DYN3D im Komplex mit dem Störfallcode ATHLET als fortgeschrittenes Werkzeug für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren - Teil 2“, Report FZR–357, ISSN 1437-322X, Rossendorf (2002)
- [Gru03] U. Grundmann, S. Kliem: "Validierung des gekoppelten neutronenkinetischen-thermohydraulischen Codes ATHLET/DYN3D mit Hilfe von Messdaten des OECD Turbine Trip Benchmarks“, Report FZR–384, ISSN 1437-322X, 67S., Rossendorf (2003)
- [Gru03a] U. Grundmann and S. Kliem: „Analyses of the OECD main steam line break benchmark wit the DYN3D and ATHLET codes“, Nuclear Technology, vol. 142 (2), pp. 146-153 (2003)
- [Gru03b] G. Grunwald, T. Höhne, S. Kliem, H.-M. Prasser, K.-H. Richter, U. Rohde, F.-P. Weiß: „Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren - Teil 2,

- Experimentelle Ausrüstung und Simulation der Vermischung“, Report FZR-367, ISSN 1437-322X, 164S., Rossendorf (2003)
- [Gru04] U. Grundmann, S. Kliem, U. Rohde: 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, (2004)
- [Häm02] A. Hämäläinen, R. Kyrki-Rajamäki, S. Mittag, S. Kliem, F.-P. Weiß, S. Langenbuch, S. Danilin, J. Hadek, G. Hegyi, : “Validation of coupled neutron kinetic / thermal-hydraulic codes Part 2: Analysis of a VVER-440 transient (Loviisa-1)”, Annals of Nuclear Energy, 29/5, pp.255-269 (2002)
- [Hel00] HELIOS System 1.6 (Documentation), Studsvik Scandpower AS (2000)
- [Hem97] B. Hemström, N.G. Andersson (1997), Physical modelling of a Rapid Boron Dilution Transient. Study for the Ringhals Case, using a more complete model. Report no. US 97:20. Vattenfall Utveckling AB
- [Her95] E. Hering, R. Martin, M. Stohrer, “Physikalisch-Technisches Taschenbuch”, 2. Auflage, ISBN 3-18-401431-2, VDI-Verlag Düsseldorf (1995).
- [Her03] R. Hertlein, K. Umminger, S. Kliem, H.-M. Prasser, T. Höhne, F.-P. Weiß: „Experimental and numerical investigation of boron dilution transients in pressurized water reactors“, Nuclear Technology, vol. 141 (1), pp. 88-107 (2003)
- [Iva99] K. Ivanov, T. Beam, A. Baratta, A. Irani, N. Trikouros, “Pressurized Water Reactor Main Steam Line Break (MSLB) Benchmark – Volume I: Final Specifications”, NEA/NRC/DOC (99) 8, US Nuclear Regulatory Commission, OECD Nuclear Energy Agency (1999)
- [Kli98] S. Kliem, U. Grundmann, U. Rohde: “Main Steam Line Break Analysis of a NPP with VVER by Means of the Coupled Code DYN3D/ATHLET“, Proc. Annual Meeting on Nuclear Technology ‘98, pp.15-19, INFORUM GmbH, Bonn (1998)
- [Kli98a] S. Kliem: “ 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, pp. 485-491, ANS, La Grange Park, IL (1998)
- [Kli99] S. Kliem, S. Danilin, R. Kyrki-Rajamäki, J. Hadek, A. Kereszturi, P. Siltanen,. „A Benchmark for Coupled 3D Neutron Kinetics/Thermohydraulics System Codes - Main Steam Header Break in a NPP with VVER-440 Reactor“, Proc. International Conference on Mathematics and Computation, Reactor Physics and Environmental Analysis in Nuclear Applications (MC ‘99), vol. 1, pp. 359-368, Senda Editorial, S.A., Madrid, Spain (1999)
- [Kli01] S. Kliem, H.-M. Prasser: “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 (2001)
- [Kli03] S. Kliem, U. Rohde, F.-P. Weiß: „Analysis of core behaviour after the entrance of underborated water“, Annual Meeting on Nuclear Technology ‘03, Proc. Topical Session: “Experimental and theoretical investigations on

- boron dilution transients in PWRs“, pp. 85-96, INFORUM GmbH, Berlin (2003)
- [Kli03a] S. Kliem: “Comparison of the updated solutions of the 6th dynamic AER benchmark - main steam line break in a NPP with VVER-440“, Proc. 13th Symposium of AER, pp. 413-444, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (2003)
- [Kli04] S. Kliem, U. Rohde, F.-P. Weiß: “Core response of a PWR to a slug of under-borated water“, Nucl. Eng. Desgin, vol. 230, pp. 121-132 (2004)
- [Kyr98] Kyrki-Rajamäki, R., 1998. Results of a 3D Reactor Dynamics Benchmark Problem on Boron Dilution in the Core, Proc. International Conference on the Physics of Nuclear Science and Technology, pp. 1537-1544, ANS, La Grange Park, IL
- [Log00] S.A. Logvinov., V.N. Ulyanovsky, Yu.A. Bezrukov, A.N. Kozlov (2000), Mixing of coolant with different boron concentration at the VVER-1000 core inlet during RCP start-up. Proc. Annual Meeting on Nuclear Technology '00, pp. 115-118, INFORUM GmbH, Bonn, Germany
- [Mit01] S. Mittag, S. Kliem, F.-P. Weiß, R. Kyrki-Rajamäki, A. Hämäläinen, S. Langenbuch, S. Danilin, J. Hadek, G. Hegyi, A. Kuchin, D. Panayotov: “Validation of coupled neutron kinetic / thermal-hydraulic codes Part 1: Analysis of a VVER-1000 transient (Balakovo-4)“, Annals of Nuclear Energy, 28/9, pp.857-873 (2001)
- [Mit02] S. Mittag, U. Grundmann, R. Koch, J. Semmrich: „Erzeugung und Nutzung von Bibliotheken von Zwei-Gruppen-Diffusionsparametern zur Berechnung eines KWU-Konvoi-Reaktors mit dem Reaktordynamik-Programm DYN3D“, Report FZR–346, ISSN 1437-322X, 26S., Rossendorf (2002)
- [Mul03] Th. Mull, K. Umminger: “Aktuelle PKL-Experimente zur Borverdünnung in DWR” , Annual meeting on Nuclear Technology '03; Proc. Topical Session: “Experimental an theoretical investigations on boron dilution transients in PWRs“, pp. 23-56, INFORUM GmbH, Berlin (2003)
- [Pai94] H.-J. Paik, P. Raymond, “PWR SLB Analysis by means of coupled 3D neutronic, 3D core thermohydraulics, and fast running system codes”, Nuclear Technology, vol. 107, p.103 (1994)
- [Pra98] H.-M. Prasser, A. Böttger, J. Zschau, “A new electrode-mesh tomograph for gas-liquid flows”, Flow Measurement and Instrumentation 9, 111-119 (1998)
- [Pra03] H.-M. Prasser, G. Grunwald, T. Höhne, S. Kliem, U. Rohde, F.-P. Weiss: „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 (2003)
- [Rei98] R. Reinders, Dreidimensionale Berechnung der Borkonzentration im RDB nach einem DE-Heizrohrleck, Proc. Annual Meeting on Nuclear Technology '98, pp. 107 – 110, INFORUM GmbH, Bonn (1998)
- [Roh97] U. Rohde, D. Lucas: “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, Hungary (1997)
- [Roh03] U. Rohde, F.-P. Weiss, R. Karlsson et al.: “Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit (FLOMIX-R)”, Symposium FISA-2003 - EU research in reactor safety; Pre-proceedings pp. 198-204 (2003)
- [Tie99] W. Tietsch, J. Tischer: „Analysis of Boron Dilution during Small Break LO-CAs in a 2x4 Loop B&W Type PWR”, In: K.G. Bauer (Ed.), Proc. Ann. Meeting on Nuclear Technology, pp. 143-147, Inforum GmbH, Bonn, Germany (1999)
- [Top04] T. Toppila: “Description of the experimental and numerical studies of flow distribution in the reactor primary circuit” – Final report on WP3, EU-projekt FLOMIX-R, Fortum Nuclear Services, Helsinki, 2004
- [Van05] T. Vanttola, A. Hämäläinen, S. Kliem, Y. Kozmenkov, F.-P. Weiß, A. Kereszturi, J. Hadek, C. Strmensky, S. Stefanova, A. Kuchin et al.: „Validation of coupled codes using VVER plant measurements“ , Nucl. Eng. Desgin, vol. 235, pp. 507-519 (2005)

10. Verzeichnisse

10.1 Formelzeichen und Abkürzungen

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
A	m ²	Fläche
a	-	Superpositionskoeffizienten (Gl. 2.2)
BE	-	Brennelement
CFD	-	Computational Fluid Dynamic
EU	-	European Union
FEBE	-	Forward Euler Backward Euler
FZR	-	Forschungszentrum Rossendorf
g	-	Konzentrationsverlauf eines Dirac-Impulses (Gl. 2.2)
GRS	-	Gesellschaft für Reaktorsicherheit
h	-	Systemantwort auf eine Sprungfunktion
HKMP	-	Hauptkühlmittelpumpe
K _{eff}	-	Multiplikationswert
MOX	-	Mischoxid
n	-	Anzahl der Impulse (Gl. 2.2)
NaCl		Natriumchlorid (Tracersalz)
R	-	Courant-Zahl
RDB	-	Reaktordruckbehälter
ROCOM	-	Rossendorf Coolant Mixing Model (Versuchsanlage zur Kühlmittelvermischung)
SAPR	-	Semi-analytical perturbation reconstruction model (Modell zur Beschreibung der Kühlmittelvermischung)
OECD	-	Organisation for economic co-operation and development
P	-	Wahrscheinlichkeit
PIC	-	Particle-in-cell
PKL	-	Primärkreislaufsversuchsanlage
T	°C	Temperatur
T, τ	s	Zeit
t _p		Student-Faktor (Gl. 7.2)
TMI-1	-	Druckwasserreaktor am Standort Three Miles Island
u	-	Vertrauensintervall (Gl. 7.2)
V	m ³	Volumen
w	-; m/s	Systemantwort auf einen Dirac-Impuls (Gl. 2.1); Geschwindigkeit
WQS	-	Wirkungsquerschnitte
WWER	-	Druckwasserreaktor russischer Bauart (water-water energetic reactor)

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
Griechisch		
β	-	Anteil der verzögerten Neutronen
Δ	-	Differenz
Θ	-	Dirac-Impuls (Gl. 2.1); dimensionslose Störung (Gl. 7.1)
σ	-	Varianz der Einzelwerte (Gl. 7.1)
Indizes		
0	-	Anfang
eff	-	effektiv
i,j	-	Laufindex
x,y,z	m	Ortskoordinaten

10.2 Abbildungen

Abb. 2.4.1	Demonstration der Rekonstruktionsmethode für den quasistationären Fall	18
Abb. 2.4.2	Normierte Geschwindigkeit während des Anlaufens der Zirkulation....	20
Abb. 2.4.3	Mittelwertverlauf verschiedener Dirac-Impuls-Experimente am Reaktoreintritt (oben) und gemessene Antworten an einer bestimmten Brennelementposition (unten)	21
Abb. 2.4.4	Beispiel für die Rekonstruktion eines Pfropfens aus experimentellen und interpolierten Impulsfunktionen	22
Abb. 4.2.1	Fließdiagramm des SAPR-Modells.....	28
Abb. 5.2.1	Beladungsschema des generischen Reaktorkerns	32
Abb. 5.2.2	Verteilung der Regel- und Abschaltstäbe im Datensatz (der in vollständig ausgefahrener Position befindliche Stab ist durch das Kreuz gekennzeichnet).....	33
Abb. 5.3.1	Massenstrom im Primärkreislauf	35
Abb. 5.3.2	Pfropfenvolumen in verschiedenen Bereichen des Primärkreislaufes (ATHLET-Rechnung)	36
Abb. 5.3.3	Zeitverlauf der Borkonzentration an verschiedenen Positionen im kalten Strang nach dem Austritt aus dem Pumpenbogen.....	37
Abb. 5.3.4	Minimal-, Mittel- und Maximalwert der Borkonzentration am Kerneintritt (berechnet mit SAPR)	38
Abb. 5.3.5	Zweidimensionale Verteilungen der Borkonzentration in der Kerneintrittsebene während des Pfropfendurchganges.....	39
Abb. 5.3.6	Zeitverlauf der Borkonzentration im Reaktorkern (berechnet in DYN3D)	40
Abb. 5.3.7	Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität.....	41
Abb. 5.3.8	Vergleich der Modelle für den Transport des Borkonzentrationsprofils durch den kalten Strang	44
Abb. 5.3.9	Transport des Borkonzentrationsprofils durch den Downcomer – Einfluss der Gitterschrittweite des „Profil“-Modells mit Interpolation....	46
Abb. 5.3.10	Transport des Borkonzentrationsprofils durch den Downcomer – Einfluss der ATHLET-Nodegröße bei Verwendung des „Profil“-Modells mit Interpolation.....	47
Abb. 5.3.11	Transport des Borkonzentrationsprofils durch den Downcomer – Vergleich der Modelle.....	49
Abb. 5.3.12	Transport des Borkonzentrationsprofils durch den kalten Strang der Schleife mit Rückströmung.....	51
Abb. 5.4.1	Minimale Borkonzentration am Kerneintritt bei Variation der Größe des im kalten Strang vorliegenden Pfropfens (berechnet mit SAPR)	53

Abb. 5.4.2	Verteilung der Borkonzentration am Kerneintritt zum Zeitpunkt des Minimums bei Variation des im kalten Strang vorliegenden Pfpfens (berechnet mit SAPR)	54
Abb. 5.4.3	Abhängigkeit der stationären Reaktivität vom Pfpfenvolumen	54
Abb. 5.4.4	Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern für das Pfpfenvolumen von 16 m ³	55
Abb. 5.4.5	Zeitverlauf der Reaktivität für das Pfpfenvolumen von 16 m ³	56
Abb. 5.4.6	Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern für die Pfpfenvolumina von 16 und 20 m ³	57
Abb. 5.4.7	Zeitverlauf der Reaktivität für die Pfpfenvolumina von 16 und 20 m ³	57
Abb. 5.4.8	Zeitverlauf der Kernleistung für das Pfpfenvolumen von 20 m ³	58
Abb. 5.4.9	Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern für die Pfpfenvolumina von 16, 20 und 36 m ³	58
Abb. 5.4.10	Zeitverlauf der Reaktivität für die Pfpfenvolumina von 16, 20 und 36 m ³	59
Abb. 5.4.11	Zeitverlauf der Kernleistung für die Pfpfenvolumina von 20 und 36 m ³	60
Abb. 5.4.12	Leistungsverteilung zum Zeitpunkt des Maximums (36 m ³ Pfpfen)	60
Abb. 5.4.13	Transport der Deborierungsfront im Kern (am Beispiel der Isofläche 800.0 ppm)	62
Abb. 5.4.14	Maximaler Dampfgehalt	63
Abb. 5.4.15	Void-Anteil (am Beispiel der Isofläche 0.1)	64
Abb. 5.4.16	Zeitverlauf der maximalen Brennstofftemperatur (Centerline)	65
Abb. 5.4.17	Zeitverlauf des Maximalwertes der in den Brennstoff eingetragenen Enthalpie	65
Abb. 5.4.18	Zeitverlauf der Reaktivität im Vergleich der verschiedenen Bibliotheken der Wirkungsquerschnitte (Rechnung für den Pfpfen von 36 m ³)	68
Abb. 5.4.19	Zeitverlauf der Kernleistung im Vergleich der verschiedenen Bibliotheken der Wirkungsquerschnitte (Rechnung für den Pfpfen von 36 m ³)	68
Abb. 5.4.20	Einfluss der numerischen Diffusion auf den Bortransport im Reaktorkern	70
Abb. 5.4.21	Zeitverlauf der Reaktivität bei Vorhandensein (ohne PIC) und Vermeidung (mit PIC) numerischer Diffusion beim Bortransport	70
Abb. 5.4.22	Zeitverlauf des Drucks im ersten Kreislauf in der DYN3D/ATHLET-Rechnung	71
Abb. 5.4.23	Zeitverlauf des Reaktorleistung in der DYN3D/ATHLET-Rechnung	72

Abb. 5.4.24	Zeitverlauf der mittleren Borkonzentration im Reaktorkern im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung	73
Abb. 5.4.25	Zeitverlauf der Reaktivität im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung	74
Abb. 5.4.26	Zeitverlauf der Reaktorleistung im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung	74
Abb. 5.4.27	Zeitverlauf der Reaktorleistung im Vergleich zwischen DYN3D und DYN3D/ATHLET-Rechnung (Zoom).....	75
Abb. 6.2.1	Verteilung der Regel- und Abschaltstäbe im Datensatz für die Frischdampfleckanalyse (der in vollständig ausgefahrener Position befindliche Stab ist durch das Kreuz gekennzeichnet)	79
Abb. 6.3.1	Massenstromrate durch das Leck.....	80
Abb. 6.3.2	Druck im Sekundärkreislauf.....	80
Abb. 6.3.3	Primär- und Sekundärtemperatur in der intakten Schleife	82
Abb. 6.3.4	Wärmeübertragung im defekten und intakten Dampferzeuger	82
Abb. 6.3.5	Temperatur in den Kaltsträngen des Primärkreislaufes.....	83
Abb. 6.3.6	Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität (Rechnung mit SAPR).....	84
Abb. 6.3.7	Zeitverlauf der Reaktorleistung (Rechnung mit SAPR).....	84
Abb. 6.3.8	Masseninventar der Dampferzeuger	85
Abb. 6.3.9	Zweidimensionale Verteilungen der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt während der Auskühlungsphase (Position der Schleife mit Frischdampfleck durch Pfeil gekennzeichnet)	86
Abb. 6.3.10	Lineare Stabileistung im oberen Bereich des Reaktorkerns zu verschiedenen Zeitpunkten der Transiente	87
Abb. 6.4.1	Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität im Vergleich zwischen SAPR-Modell und idealer Vermischung im unteren Plenum	88
Abb. 6.4.2	Zeitverlauf der Kernleistung im Vergleich zwischen SAPR-Modell und idealer Vermischung im unteren Plenum.....	89
Abb. 6.4.3	Zeitverlauf der dynamischen Reaktivität im Vergleich der verschiedenen Vermischungsoptionen im unteren Plenum.....	90
Abb. 6.4.4	Zeitverlauf der Kernleistung im Vergleich der verschiedenen Vermischungsoptionen im unteren Plenum	90
Abb. 6.4.5	Maximale Brennstofftemperatur im Vergleich der verschiedenen Vermischungsoptionen im unteren Plenum	91
Abb. 7.2.1	Sequenz von Momentanverteilungen des Tracers am Kerneintritt (Vierschleifenbetrieb; Pfeil – Position der gestörten Schleife; Zeit in s).....	95
Abb. 7.2.2	Temperatur-(links) und Leistungsfluktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 28	96
Abb. 7.2.3	Temperatur-(links) und Leistungsfluktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 166	97

Abb. 7.2.4	Temperatur-(links) und Leistungsfluktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 25	97
Abb. 7.2.5	Temperatur-(links) und Leistungsfluktuationen (rechts) am Eintritt und in 3 axialen Positionen im BE 97	98
Abb. 7.2.6	Fluktuationen der nuklearen und thermischen Reaktorleistung (links) und der Reaktivitäten (rechts)	98
Abb. 7.3.1	Verlauf der gemittelten Borkonzentration am Kerneintritt	103
Abb. 7.3.2	Verlauf der gemittelten Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt	103
Abb. 7.3.3	Verlauf der nuklearen Reaktorleistung und der Reaktivität für den Referenzfall	107
Abb. 7.3.4	Verlauf der Reaktivitäten für den Referenzfall	107
Abb. 7.3.5	Verlauf der totalen Reaktorleistung für die berechneten Fälle	108
Abb. 7.3.6	Verlauf der linearen Stableistung im Node mit der maximalen Leistung während des ersten Leistungsmaximums (BE 179 – 2. Schicht)	108
Abb. 7.3.7	Verlauf der linearen Stableistung im Node mit der maximalen Leistung während des zweiten Leistungsmaximums (BE 111)	109
Abb. 7.3.8	Verlauf der Reaktivitäten für den konservativsten Fall (99.5 % Vertrauensintervall)	109
Abb. 7.3.9	Verlauf der Borkonzentration am Eintritt in das BE 179	110
Abb. 7.3.10	Verlauf der Borkonzentration am Eintritt in das BE 111	110
Abb. 7.3.11	Verlauf der maximalen Brennstoffzentraltemperaturen	111
Abb. 7.3.12	Verlauf des maximalen nodalen Voidgehaltes	111
Abb. 7.3.13	Verlauf des minimalen DNB Verhältnisses	112
Abb. 7.3.14	Verlauf der maximalen nodalen Hüllrohrtemperatur	112

10.3 Tabellen

Tab. 4.1	Übersicht über die Routinen des SAPR-Modells	27
Tab. 5.1	Randbedingungen für die Analyse	34
Tab. 5.2	Statische Kernparameter im Vergleich beider Bibliotheken	66
Tab. 6.1	Überblick über den Störfallablauf	81
Tab. 6.2	Übersicht über die Rechnungen mit Variation der Vermischung	92