

WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE

**FZR-357**

Oktober 2002

ISSN 1437-322X

**Archiv-Ex.:**



*Ulrich Grundmann, Sören Kliem, Ulrich Rohde*

**Qualifizierung des Kernmodells DYN3D im  
Komplex mit dem Störfallcode ATHLET als  
fortgeschrittenes Werkzeug für die  
Störfallanalyse von WWER-Reaktoren**

**Teil 2**

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

Als Manuskript gedruckt  
Alle Rechte beim Herausgeber

*Ulrich Grundmann, Sören Kliem, Ulrich Rohde*

**Qualifizierung des Kernmodells DYN3D im  
Komplex mit dem Störfallcode ATHLET als  
fortgeschrittenes Werkzeug für die  
Störfallanalyse von WWER-Reaktoren**

**Abschlußbericht - Teil 2**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für  
Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 0925A gefördert. Die Verantwortung  
für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

# **Abschlußbericht – Teil 2**

## **Final Report – Part 2**

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

**150 0925A**

Vorhabens-titel: **Qualifizierung des Kernmodells DYN3D im Komplex mit dem Störfallcode ATHLET als fortgeschrittenes Werkzeug für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren**

Project Title: **Qualification of the core model DYN3D coupled with the code ATHLET as an advanced tool for the accident analysis of VVER type reactors**

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

Dienststelle der Autoren /  
Performing Organisation:

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

Berichtsdatum / Publication Date: **Oktober 2002**

Berichts-Nr. / Report-No.: **FZR-357**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 0925A gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

## Kurzfassung

Im Bericht werden Benchmarkrechnungen zur Validierung des gekoppelten neutronenkinetisch-thermohydraulischen Programmkomplexes DYN3D-ATHLET vorgestellt. Es wurden zwei Benchmarkaufgaben zu hypothetischen Störfallszenarien mit Frischdampfleck für einen Reaktor vom Typ WWER-440 und den Reaktor TMI-1 gelöst. Die erste Benchmarkaufgabe wurde im Rahmen der internationalen Assoziation „Atomic Energy Research“ (AER) durch das FZR definiert, die zweite Aufgabe wurde unter der Schirmherrschaft der OECD organisiert. Während im ersten Fall von einem Bruch des Frischdampfsammlers im Zustand heisser Nulllast des Reaktors ausgegangen wurde, wurde im OECD-Benchmark der Betrieb des Reaktors bei Volllast angenommen und der Bruch einer der beiden Frischdampfleitungen unterstellt. Somit war hier die Vermischung des Kühlmittels aus der intakten und der defekten Schleife zu berücksichtigen, während es sich beim AER-Benchmark um eine homogene Absenkung der Kühlmitteltemperatur handelt. Im AER-Benchmark hatte jeder Teilnehmer eigene neutronenphysikalische Daten zu verwenden, während die Wirkungsquerschnitte für das OECD-Benchmark vorgegeben waren. In beiden Fällen war eine mögliche Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors infolge der Unterkühlung zu analysieren.

Für beide Benchmarkaufgaben wurde eine gute Übereinstimmung der DYN3D-ATHLET-Ergebnisse mit den Lösungen anderer Codes erzielt. Unterschiede im Zeitpunkt der Rekritikalität und der Höhe des Leistungspeaks beim AER-Benchmark konnten durch die unterschiedlichen Wirkungsquerschnittsdaten erklärt werden. Differenzen in der Thermohydraulik (Kühlmitteltemperatur, Druck) traten erst im späteren Prozessverlauf in der Phase der Einspeisung hochborierten Notkühlwassers auf. Im OECD-Benchmark traten grössere Differenzen in den thermohydraulischen Rechnungen mit Punktkinetik auf, während die Übereinstimmung in den 3D-Kinetikrechnungen mit vorgegebenen thermohydraulischen Randbedingungen gut war. Ursachen für die Differenzen sind in der schwierigen Modellierung des stehenden Geradrohr-Dampferzeugers mit Dampfüberhitzung zu vermuten.

Die DYN3D-ATHLET-Ergebnisse wurden mit Sensitivitätsuntersuchungen zur Nodalisierung und zum Einfluss der Kühlmittelvermischung beim OECD-Benchmark untermauert. Damit wurde ein Beitrag zur Validierung von ATHLET, gekoppelt mit dem 3D Reaktordynamikcode DYN3D sowohl für hexagonale als auch quadratische Brennelementgeometrie geleistet.

## Abstract

Benchmark calculations for the validation of the coupled neutron kinetics/thermohydraulic code complex DYN3D-ATHLET are described. Two benchmark problems concerning hypothetical accident scenarios with leaks in the steam system for a VVER-440 type reactor and the TMI-1 PWR have been solved. The first benchmark task has been defined by FZR in the frame of the international association „Atomic Energy Research“ (AER), the second exercise has been organised under the auspices of the OECD. While in the first benchmark the break of the main steam collector in the sub-critical hot zero power state of the reactor was considered, the break of one of the two main steam lines at full reactor power was assumed in the OECD benchmark. Therefore, in this exercise the mixing of the coolant from the intact and the defect loops had to be considered, while in the AER benchmark the steam collector break causes a homogeneous overcooling of the primary circuit. In the AER benchmark, each participant had to use its own macroscopic cross section libraries. In the OECD benchmark, the cross sections were given in the benchmark definition. The main task of both benchmark problems was to analyse the re-criticality of the scrammed reactor due to the overcooling.

For both benchmark problems, a good agreement of the DYN3D-ATHLET solution with the results of other codes was achieved. Differences in the time of re-criticality and the height of the power peak between various solutions of the AER benchmark can be explained by the use of different cross section data. Significant differences in the thermohydraulic parameters (coolant temperature, pressure) occurred only at the late stage of the transient during the emergency injection of highly borated water. In the OECD benchmark, a broader scattering of the thermohydraulic results can be observed, while a good agreement between the various 3D reactor core calculations with given thermohydraulic boundary conditions was achieved. Reasons for the differences in the thermohydraulics were assumed in the difficult modelling of the vertical once-through steam generator with steam superheating.

Sensitivity analyses which considered the influence of the nodalisation and the impact of the coolant mixing model were performed for the DYN3D-ATHLET solution of the OECD benchmark. The solution of the benchmarks essentially contributed to the qualification of the code complex DYN3D-ATHLET as an advanced tool for the accident analysis for both VVER type reactors and Western PWRs.

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>Seite</b>
<b>1 Einleitung und Zielstellung des Vorhabens</b>	<b>1</b>
<b>2 Fünftes Dynamisches AER Benchmark</b>	<b>3</b>
2.1 Definition des Fünften Dynamischen AER Benchmarks	3
2.1.1 Szenarium der Transiente	4
2.1.2 Eingabedaten	4
2.1.3 Anfangs- und Randbedingungen für die Rechnung	10
2.2 Auswertung der Ergebnisse	11
<b>3 OECD Frischdampfleck Benchmark</b>	<b>22</b>
3.1 Beschreibung der Reaktoranlage und der Benchmarkaufgabe	22
3.2 Rechnungen zur Phase 1 mit ATHLET	26
3.2.1 Modellierung und Nulltransiente	26
3.2.2 Transiente Rechnung	28
3.2.3 Vergleich mit anderen Teilnehmern	33
3.3 Rechnungen zu Phase 2 mit DYN3D	41
3.3.1 Anpassung an das Problem	41
3.3.2 Beschreibung der Ergebnisse für Szenarium 1 und 2	45
3.3.3 Effekt der Extrapolation der Querschnitte bei Überschreitung der Tabellengrenzwerte	51
3.3.4 Vergleichende Untersuchungen mit einer unterschiedlichen Anzahl von Kühlkanälen	53
3.4 Rechnungen zu Phase 3 mit DYN3D-ATHLET	57
3.4.1 Modellierung	57
3.4.2 Transiente Rechnungen zu Szenarium 1 und 2	57
3.4.3 Untersuchung des Einflusses der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter	60
<b>4 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen</b>	<b>63</b>
<b>Literatur</b>	<b>65</b>

# 1 Einleitung und Zielstellung des Vorhabens

Gekoppelten neutronenkinetisch-thermohydraulischen Rechenprogrammen kommt für die Analyse von Störfallabläufen für Kernreaktoren in den letzten Jahren weltweit eine wachsende Bedeutung zu. In Störfallablaufanalysen mit diesen Programmen können viele konservative Annahmen durch realistische Einschätzungen ersetzt werden. Die breite Anwendung der gekoppelten Codes wurde durch die rasante Entwicklung der Computertechnik ermöglicht. Mit den gekoppelten Codesystemen sind insbesondere solche Störfallabläufe konsistent zu behandeln, bei denen es zu einem Reaktivitätseintrag in den Reaktorkern infolge einer asymmetrischen Störung der Parameter in einer oder mehreren Kühlschleifen der Reaktoranlage kommt. Dazu gehören Unterkühlungsstörfälle, hervorgerufen z.B. Lecks im Frischdampfsystem oder Borverdünnungstransienten. Bei beiden Störfallklassen kann es unter ungünstigen Bedingungen entweder durch die Unterkühlung des Moderators oder die Deborierung zu einem so hohen Reaktivitätseintrag kommen, dass eine Rekritikalität des abgeschalteten Reaktors eintritt. Der Reaktivitätseintrag und somit die Energiefreisetzung werden stark von 3D-Effekten sowohl in der Neutronenkinetik (starke Asymmetrie der Leistungsfreisetzung, Einfluss hängengebliebener Absorberelemente) als auch in der Thermo- und Fluidodynamik (Vermischung des Kühlmittels innerhalb des Reaktordruckbehälters) beeinflusst.

3D-Kernmodelle werden derzeit weltweit mit den verbreiteten Thermohydraulikcodes, wie z.B. ATHLET, RELAP, TRAC und CATHARE gekoppelt. Im Forschungszentrum Rossendorf (FZR) wurde im Rahmen eines BMBF-Vorhabens [Gru95b] der eigenentwickelte Reaktordynamikcode DYN3D mit dem Thermohydraulikprogramm ATHLET der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gekoppelt. Dabei wurden zwei verschiedene Kopplungsstrategien umgesetzt: eine interne und eine externe Kopplung. Bei der internen Kopplung wurden die Neutronenkinetik-Module aus DYN3D in ATHLET integriert. Die Thermohydraulik wird vollständig durch ATHLET berechnet. Bei der externen Kopplung wird der Reaktorkern gewissermaßen aus dem ATHLET-Modell herausgeschnitten und komplett (einschließlich der Thermohydraulik) mit DYN3D berechnet. Zwischen beiden Codes werden die Randbedingungen am Kerneintritt und -austritt ausgetauscht.

Der Code DYN3D liegt in zwei Versionen für hexagonale und quadratische Brennelementgeometrie vor. Im abgeschlossenen Vorhaben wurde das Codesystem als anwendungsbereites Hilfsmittel für die Störfallablaufanalysen vor allem für russische WWER-Reaktoren, aber auch DWR westlicher Bauart qualifiziert. Das umfasste:

- 1 eine ergänzende Weiterentwicklung von DYN3D (Aktualisierung der verfügbaren Bibliotheken makroskopischer Wirkungsquerschnitte, Verbesserung des Regelstabmodells und Einbau eines Vermischungsmodells für Downcomer und unteres Plenum für WWER-Reaktoren, Berücksichtigung der Nachzerfallswärme, Entwicklung einer Option für Xenon-Berechnungen),



- 2 die Validierung des Programmkomplexes ATHLET/DYN3D anhand von Messdaten zu Transienten in Kernkraftwerken mit WWER-Reaktoren,
- 3 Beiträge zur Validierung von ATHLET durch Nachrechnung von Naturumlaufexperimenten an thermohydraulischen Versuchsständen für WWER-Reaktoren,
- 4 die Analyse von Störfallszenarien mit Frischdampfleck für WWER einschließlich Varianten- und Sensitivitätsuntersuchungen,
- 5 die Verifikation von ATHLET/DYN3D für DWR mit hexagonaler und quadratischer Brennelementgeometrie anhand von Benchmarkvergleichen.

Einen breiten Raum bei der Entwicklung der gekoppelten neutronenkinetisch-thermohydraulischen Programmsysteme nimmt die Validierung ein. Während die Teilmodelle, also Neutronenkinetik und Thermohydraulik, bereits einen guten Stand der Validierung anhand von Experimenten an thermohydraulischen Versuchsanlagen und Nullleistungsreaktoren erreicht haben, besteht für die Kopplung weiterer Validierungsbedarf. Das betrifft vor allem die Wechselwirkung des Reaktorkerns mit den übrigen Anlagenkomponenten. Für die Validierung der gekoppelten Codesysteme werden aber Experimente und Transienten benötigt, zu denen sowohl Thermohydraulik- als auch Neutronenkinetik-Messdaten verfügbar sind. Dafür kommen eigentlich nur Messdaten aus Kernkraftwerken in Frage, da thermohydraulische Versuchsanlagen keine Modellierung ortsabhängiger Neutronenkinetik ermöglichen und Nullleistungsreaktoren mit zuverlässigen Messdaten zur Neutronenkinetik die Thermohydraulik keine Bedeutung hat. Allerdings liegen Messdaten aus KKW meist nur für betriebsnahe Transienten vor. Deshalb ist auch der internationale Programmvergleich an Testaufgaben zur Störfallsimulation ein wichtiger Bestandteil der Validierungsstrategie für gekoppelte Codesysteme.

Die OECD/CSNI-Benchmarkaktivitäten für 3D Kernmodelle wurden um einen Fall für eine Frischdampfleitungsbruch im DWR erweitert. Dieses Benchmark wurde in drei Stufen durchgeführt: einer Anlagentransiente mit Punktkinetik, einer 3D-Kernrechnung mit vorgegebenen thermohydraulischen Randbedingungen und einer gekoppelten Berechnung des Störfallablaufs. Benchmarkprobleme zur Dynamik von WWER-Reaktoren wurden im Rahmen der internationalen Assoziation "Atomic Energy Research" (AER) definiert und nachgerechnet.

Während die ersten vier Anstriche der Zielstellung bereits im Teil 1 des Vorhabens bearbeitet wurden, umfasste Teil 2 die Definition und Lösung einer Benchmarkaufgabe zu einem Frischdampfleckszzenarium für WWER-440 sowie die Beteiligung am o.g. OECD-Benchmark zu einem Frischdampfleckszzenarium für einen Reaktor vom TMI-Typ.

Der Abschlußbericht zum Teil 1 des Vorhabens wurde bereits veröffentlicht [Gru98]. Im vorliegenden Bericht werden die Ergebnisse des Teil 2 des Vorhabens dargestellt.

## 2 Fünftes Dynamisches AER Benchmark

Im Rahmen der Arbeitsgruppe „VVER Safety Analysis“ der internationalen Vereinigung zur Reaktorphysik und –sicherheit von WWER-Reaktoren „Atomic Energy Research“ wurden in den letzten Jahren vier 3-dimensionale dynamische Benchmarks für Reaktorkerne mit hexagonaler Brennelementgeometrie definiert. Die ersten drei Benchmarks behandelten den Auswurf eines asymmetrischen Regelstabes bei geringer Leistung in einem WWER-440 Reaktorkern. Im vierten Benchmark wurde ein Borverdünnungsszenarium am gleichen Reaktorkern untersucht. Die Komplexität der Benchmarkaufgaben wurde Schritt für Schritt gesteigert. Im ersten Benchmark wurde nur die Neutronenkinetik ohne Rückkopplung betrachtet. In das zweite Benchmark wurde die Doppler-Rückkopplung mit einbezogen. Das dritte und vierte Benchmark beinhalteten eine vollständige thermohydraulische Modellierung des Reaktorkerns. Daten für die neutronenkinetischen Wirkungsquerschnitte wurden in den ersten beiden Benchmarks zur Verfügung gestellt, während im dritten und vierten die Verwendung eigener Bibliotheken gefordert war. Die Ergebnisse dieser Benchmarks wurden an verschiedener Stelle veröffentlicht (Tel93; Gru94; Kyr95; Kyr97; Kyr96; Kyr98).

### 2.1 Definition des Fünften Dynamischen AER Benchmarks

Dieses Benchmark ist das erste Benchmark für gekoppelte fortgeschrittene thermohydraulische Anlagen- und 3-dimensionale neutronenkinetische Kernmodelle. Es wurde noch vor dem Frischdampfleck-Benchmark der OECD durch das Forschungszentrum Rossendorf definiert. Es wird das Verhalten des Reaktorkerns bei einem Rekritikalitätsstörfall untersucht, der durch ein Frischdampfleck ausgelöst wird. Weiterhin gibt das Benchmark die Möglichkeit, den Einfluss verschiedener Bibliotheken für neutronenkinetische Wirkungsquerschnitte zu untersuchen, da jeder Teilnehmer seine eigene Datenbibliothek zu verwenden hatte.

Für dieses erste Benchmark wurden einige Vereinfachungen angenommen, um den Modellierungsumfang zu begrenzen und um die möglichen Ursachen für zu erwartende Unterschiede eingrenzen zu können. Die Position des Lecks wurde so gewählt, dass eine nahezu symmetrische Störung des Primärkreislaufes hervorgerufen wird. So wurde ausgeschlossen, dass es aufgrund der unterschiedlichen Modellierung der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter zu zusätzlichen Unterschieden in den Resultaten kommt. Diese Effekte können in einem späteren Benchmark Gegenstand der Untersuchung sein.

Als Referenzreaktor wurde der Druckwasserreaktor WWER-440/213 ausgewählt. Dieser Reaktor besitzt sechs Schleifen. Der Reaktorkern besteht aus 349 hexagonalen Brennelementen. Die nominale thermische Leistung beträgt 1375 MW.

### 2.1.1 Szenarium der Transiente

Das auslösende Ereignis ist ein doppelendiger Bruch in der Mitte des Frischdampfsammlers. Der Reaktor befindet sich im abgeschalteten Zustand am Ende des ersten Brennstoffzyklus. Die Öffnungszeit des Lecks beträgt 0.1 s. Das symmetrische Leck verursacht eine Druckentlastung aller Dampferzeuger. Aus diesem Grund wird das Speisewasser der einen verfügbaren Speisewasserpumpe symmetrisch auf alle sechs Dampferzeuger verteilt. Durch das Leck wird eine Auskühlung des Primärkreislaufes verursacht und der Primärdruck beginnt zu sinken. Die Auskühlung führt aufgrund des negativen Moderator-temperaturkoeffizienten zu einer Reaktivität des Reaktors. Das Druck- und Volumenregelsystem sind verfügbar und beginnen sofort, Primärdruck und Druckhalterhöhenstand zu korrigieren. Die Hochdrucknoteinspeisung beginnt 180 s nach Erreichen der entsprechenden Aktivierungspunkte hochboriertes Wasser in den Primärkreislauf zu fördern. Die Rechnung sollte fortgesetzt werden, bis dieses hochborierte Wasser den Reaktorkern erreicht und die Kettenreaktion zum Erliegen gebracht hat. Während der gesamten Transiente bleiben die Hauptkühlmittelpumpen in Betrieb.

### 2.1.2 Eingabedaten

Im folgenden werden die bereitgestellten Eingabedaten für die Ausführung der Rechnungen beschrieben. In der Definition werden die wesentlichen Parameter der Reaktoranlage dargestellt, ohne Hinweise auf die Umsetzung zu geben. Die Modellierung und vor allem auch die Nodalisierung hat von jedem Teilnehmer entsprechend den Anforderungen des verwendeten Rechenprogramms zu erfolgen.

#### 2.1.2.1 Geometrie des Primärkreislaufes

Die Anfangsposition des heißen Stranges ist auf die Höhenmarke von 0.0 m gesetzt. Alle in der Definition verwendeten Höhenangaben beziehen sich auf diesen Referenzpunkt.

Die Tabellen 2.1 und 2.2 enthalten die Geometriedaten der Kühlmittelschleifen außerhalb des Reaktordruckbehälters. Tabelle 2.1 schließt mit dem Dampferzeugereintritts- und Tabelle 2.2 beginnt mit dem Dampferzeugeraustrittssammler. Dazwischen sind pro Schleife 5536 U-Rohre mit einem Innendurchmesser von 13.2 mm und einem Außendurchmesser von 16.0 mm angeordnet. Die U-Rohre haben eine mittlere Länge von 9.02 m und sind an den Sammlern gleichmäßig zwischen den Höhenmarken  $z = 0.14$  m und  $z = 1.96$  m verteilt. Tabelle 2.4 enthält die Höhenangaben für den Reaktordruckbehälter und Tabelle 2.3 gibt einen Überblick über die volumenmäßige Aufteilung des Reaktordruckbehälters. Der Druckhalter ist an den heißen Strang einer Schleife bei der Position  $x = 7.37$  m (entsprechend Tabelle 2.1) mit zwei Druckhalterausgleichsleitungen der Länge 25.37 m und des Innendurchmessers

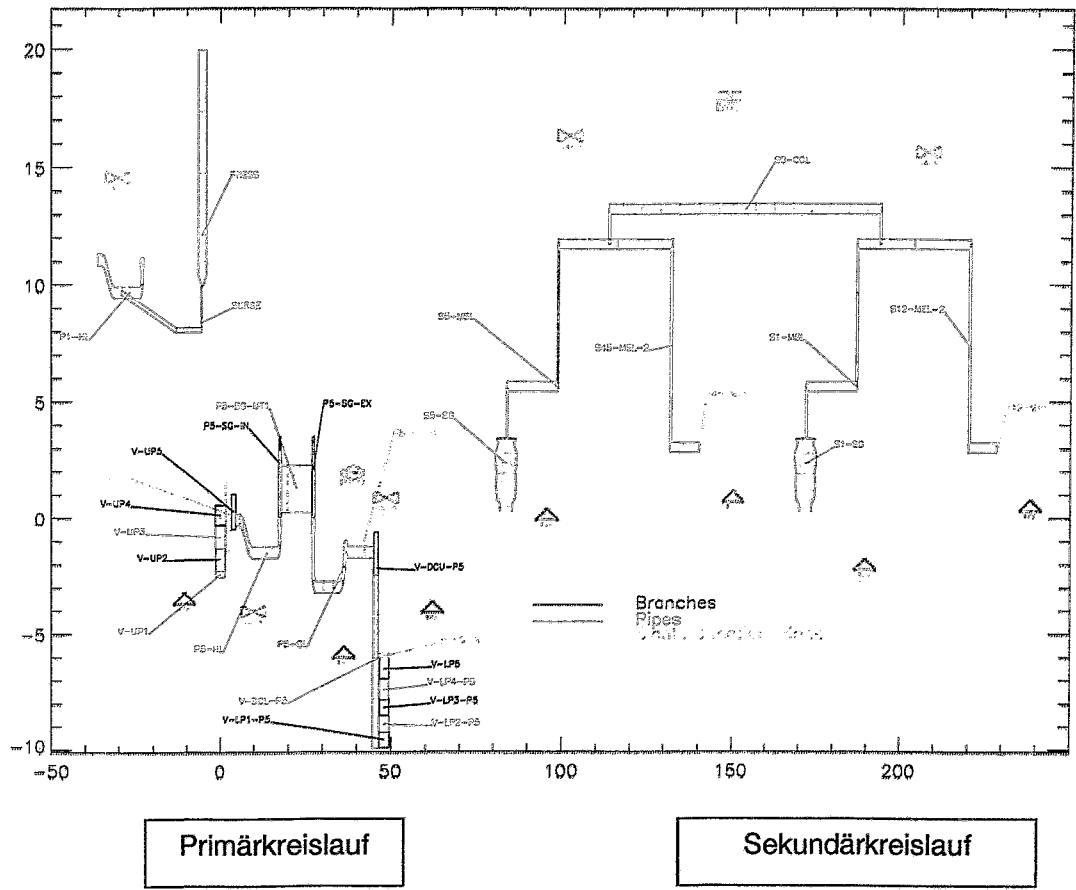


Abb.2.1: Modellierung des WWER-440 im ATHLET-Datensatz

**Tabelle 2.2: Heißstranggeometrie**

Höhe (z) [m]	Länge (x) [m]	Durchmesser (d) [m]
0.0	0.0	0.496
0.0	1.2	0.496
-1.40	5.28	0.496
-1.40	13.52	0.496
-0.45	14.47	0.496
-0.25	14.67	0.800
2.38	17.30	0.800
2.73	17.65	0.550
3.53	18.45	0.496

**Tabelle: 2.1 Kaltstranggeometrie**

Höhe (z) [m]	Länge (x) [m]	Durchmesser (d) [m]
3.53	0.0	0.496
2.73	0.80	0.550
2.38	1.15	0.800
-0.48	4.01	0.800
-0.60	4.13	0.496
-2.92	6.45	0.496
-2.92	15.76	0.496
-1.15	17.53	0.496
-1.15	18.43	0.496
-1.40	18.68	0.496
-1.40	26.28	0.496

0.21 m angeschlossen. Die Höhenausdehnung des Druckhalters erstreckt sich von  $z = -1.15$  m bis  $z = 8.85$  m. Im mittleren Bereich hat er einen Durchmesser von 2.40 m, das innere Gesamtvolumen beträgt  $44.0 \text{ m}^3$ .

Das Volumenregelsystem ist an alle sechs Schleifen bei der Position  $x = 8.45$  m (entsprechend Tabelle 2.2) angeschlossen. Die Hochdrucknoteinspeisung besteht aus drei Pfaden, von denen jeder symmetrisch an zwei kalte Stränge bei  $x = 21.66$  m (entsprechend Tabelle 2.2) angeschlossen ist.

### 2.1.2.2 Geometrie des Sekundärkreislaufes

Die Dampferzeuger haben einen Innendurchmesser von 3.21 m, die entsprechende Höhenausdehnung erstreckt sich von  $z = -0.025$  m bis  $z = 3.185$  m. Oben sind die

**Tabelle 2.3: Höhenausdehnung im Reaktordruckbehälter**

Höhe z [m]	
-9.86	Unterste Position
-6.02	Beginn der unbeheizten Kernzone
-5.38	Untere Brennstoffgrenze
-2.94	Oberere Brennstoffgrenze
-2.46	Ende der unbeheizten Kernzone
3.56	Oberste Position

**Tabelle 2.4: Volumenverteilung im Reaktordruckbehälter**

Objekt	Volumen [ $\text{m}^3$ ]
Ringraum	18.8
Unteres Plenum	23.1
Kernbereich	12.7
Oberes Plenum einschließlich Behälterkopf	40.9

Dampferzeuger direkt mit den Frischdampfleitungen verbunden, deren Höhen- und Längenverlauf in Tabelle 2.5 angegeben ist. Der Frischdampfsammler (Tabelle 2.6) hat einen Innendurchmesser von 0.425 m und eine Länge von 83.40 m. Er ist direkt mit den Frischdampfleitungen an der Position  $x = 51.25$  m (entsprechend Tabelle 2.5) verbunden. Die Frischdampfleitungen sind symmetrisch über beide Enden des Sammlers verteilt. Das Halbwerk ist nicht modelliert.

**Tabelle 2.5: Frischdampfleitung**

Höhe (z) [m]	Länge (x) [m]	Durchmesser (d) [m]
3.185	0.00	0.425
3.185	9.80	0.425
5.385	12.00	0.425
5.385	26.80	0.425
11.485	32.90	0.425
11.485	66.33	0.425
2.785	75.03	0.425
2.785	83.13	0.425

**Tabelle 2.6: Frischdampfsammler**

Höhe (z) [m]	Länge (x) [m]	Durchmesser (d) [m]
11.485	0.00	0.425
12.985	1.50	0.425
12.985	81.90	0.425
11.485	83.40	0.425

Als Beispiel der Umsetzung dieser Vorgaben ist in Abbildung 2.1 der im FZR verwendete ATHLET-Datensatz dargestellt.

### 2.1.2.3 Leck

Das Leck wird als doppelendiger Bruch in der Mitte des Frischdampfsammlers angenommen. Das Leck öffnet sich innerhalb von 0.1 s. Es wird empfohlen, für die Berechnung des Leckmassenstroms ein Modell für kritisches Ausströmen zu verwenden. Die maximale Leckmassenstromrate aus einer Leckhälfte, die während des Störfalls erreicht werden kann, ist ungefähr 600 kg/s. Es wird empfohlen, bei größeren Abweichungen von diesem Wert entsprechende Anpassungen vorzunehmen.

### 2.1.2.4 Kerngeometrie und Materialparameter

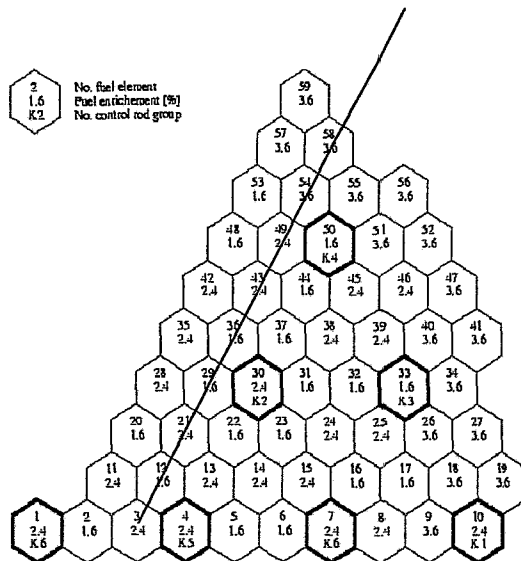
Ein 60°-Symmetriesektor mit drei verschiedenen Brennstoffanreicherungen ist vorgegeben (Abb. 2.2). Die Anordnung entspricht dem ersten Brennstoffzyklus eines WWER-440/213. Wie aus Tabelle 2.3 folgt, beträgt die aktive Länge der Brennelemente 2.44 m. Die Ein- und Austrittsteile unter bzw. über dem aktiven Teil haben die gleichen hydraulischen Parameter wie dieser aktive Teil. Tabelle 2.7 gibt eine Zusammenfassung über die für die Modellierung notwendigen Angaben. Alle drei Brennelementtypen haben die gleichen Wärmetransporteigenschaften. 97.5 % der erzeugten Leistung werden gleichmäßig im Brennstoffpellet verteilt freigesetzt, die anderen 2.5 % gehen als  $\gamma$ -Strahlung direkt in das entsprechende Brennelement umgebende Kühlmittel. Der Wärmeübertragungskoeffizient im

**Tabelle 2.7: Brennstoffparameter**

Schlüsselweite der Brennelemente (BE)	14.7cm
Anzahl der beheizten Brennstäbe pro BE	126
Brennstoffpellet Innendurchmesser	0.14cm
Brennstoffpellet Außendurchmesser	0.76cm
Hüllrohr Innendurchmesser	0.78cm
Hüllrohr Außendurchmesser	0.92cm
Freier Strömungsquerschnitt pro BE	89.0cm <sup>2</sup>
Equivalenter hydraulischer Durchmesser	0.86cm
Dichte des Hüllrohrmaterials	6.25g/cm <sup>3</sup>
Brennstoffdichte	10.4 g/cm <sup>3</sup>

Gasspalt zwischen Pellet und Hüllrohr ist während der gesamten Transiente mit 3000 W/m<sup>2</sup>\*K konstant zu halten. Die Wärmeleitfähigkeit und die thermischen Eigenschaften von Pellet und Hüllrohr sind mit den Daten des Teilnehmers zu beschreiben. Axialer Wärme-transport in Pellet und Hüllrohr ist zu vernachlässigen.

Für die Rechnungen sind eigene Bibliotheken für die neutronenkinetischen Wirkungsquerschnitte zu verwenden.



2.1.2.5 Die Modellierung der Wärmestruktur

In die Wärmestrukturmodellierung sind folgende Komponenten einzubeziehen: der Reaktordruckbehälter, die Kühlmittelleitungen im Primärkreislauf, der Druckhalter einschließlich Ausgleichleitungen sowie die U-Rohre in den Dampferzeugern.

Abb. 2.2: Vorgegebener Symmetriesektor für die Rechnungen

2.1.2.6 Charakteristiken der zu modellierenden Regel- und Sicherheitssysteme

In diesem Kapitel werden die Charakteristiken sowie Ansprechkriterien und -werte aller Regel- und Sicherheitssysteme, die in den Rechnungen zu modellieren sind, gegeben. Nur Systeme und Signale, die explizit aufgeführt sind, sind zu berücksichtigen. Alle anderen sind zu vernachlässigen.

Der Druckhalter hat vier Heizgruppen. Die Leistungen und die Ansprechdrücke der einzelnen Gruppen sind in Tabelle 2.8 aufgeführt. Es wird empfohlen, das Erreichen der vollen Heizleistung der einzelnen Gruppen nach dem Einschalten über einen Tiefpassfilter mit einer Zeitkonstante von 5 s zu modellieren. Wenn der Höhenstand

des Kühlmittels im Druckhalter, gemessen von dessen Unterkante, den Wert von

**Tabelle 2.8: Druckhalterheizer**

	Leistung [kW]	Ansprechdruck [MPa], gemessen im
Gruppe 1	180	12.0
Gruppe 2	180	11.9
Gruppe 3	540	11.8
Gruppe 4	540	11.5

2.56 m unterschreitet, werden alle Heizer automatisch abgeschaltet, modelliert über den gleichen Tiefpassfilter.

Das Volumenregelsystem wird aktiviert, wenn der Höhenstand im Druckhalter 6 cm unter den Nominalwert sinkt. Es wird wieder abgeschaltet, wenn der Höhenstand

den Nominalwert um den gleichen Wert überschreitet. Die Einspeisung aus diesem System steigt nach Aktivierung innerhalb von 0.6 s auf den Maximalwert, bei Deaktivierung fällt sie innerhalb der gleichen Zeit auf 0. Die maximale Einspeiserate dieses System liegt bei 2.96 kg/s pro Schleife. Das eingespeiste Wasser hat die gleiche Borkonzentration wie das Kühlmittel und eine Temperatur von 200 °C.

Die Hochdrucknoteinspeisung wird aktiviert, wenn die beiden folgenden Signale vorliegen: Der Druck im oberen Plenum, gemessen am Eintritt in den heißen Strang, ist gleich oder kleiner als 10.7 MPa und der Höhenstand im Druckhalter ist kleiner als 3.26 m. Das Notkühlwasser dieses Systems hat eine Borsäurekonzentration von 40 g/kg und eine Temperatur von 55 °C. Die Massenstromrate eines Systems hängt linear vom Druck am Einspeiseort ab und ist in Tabelle 2.9 definiert.

**Tabelle. 2.9: Massenstromrate der Hochdruckeinspeisung**

Druck [MPa]	Massenstromrate
0.1	31.7
13.16	0.0

Das Speisewassersystem ist folgendermaßen zu modellieren: Speisewasser- und Dampfmassenstrom im Anfangszustand sind an die Nachzerfallswärmefreisetzung im Reaktorkern anzupassen.

**Tabelle 2.10: Speisewassermassenstrom**

Während der Transiente ist nur eine Speisewasserpumpe verfügbar. Die Charakteristik des Speisewassermassenstroms ist in Tabelle 2.10 angeführt. Die Speisewasserpumpe wird vom Höhenstand im Dampferzeuger gesteuert. Wenn der Höhenstand in mindestens einem Dampferzeuger den Nominalwert um 7.5 cm unterschreitet, wird die Pumpe aktiviert, und beginnt Speisewasser aus dem Speisewassertank zu fördern. Wenn

Zeit [s]	Massenstromrate [kg/s]
0.0	0.0
5.0	1.0
10.0	10.0
15.0	30.0
20.0	60.0
23.5	100.0
28.5	150.0
32.25	187.5



der Höhenstand im Dampferzeuger den Nominalwert um 7.5 cm überschreitet, wird die Pumpe deaktiviert. Die Speisewassertemperatur beträgt 164 °C.

### **2.1.3 Anfangs- und Randbedingungen für die Rechnung**

#### 2.1.3.1 Abbrand

Die eigentliche Benchmarkrechnung wird für den Kernzustand zu Ende des ersten Brennstoffzyklus durchgeführt. Aus diesem Grund hat jeder Teilnehmer eine Abbrandrechnung bei Nominalleistung über den ersten Brennstoffzyklus durchzuführen. Die Rechnung ist beendet, wenn die kritische Borsäurekonzentration den Wert Null erreicht. Während dieser Rechnung befinden sich alle Absorbergruppen in oberster Position und werden nicht verschoben. Die zum Ende erhaltene Abbrandverteilung wird für die Benchmarkrechnung verwendet.

#### 2.1.3.2 Neutronenkinetische Anfangsbedingungen

Es wird angenommen, dass zu Beginn der transienten Rechnung sämtliches Xenon in den Brennelementen zerfallen ist. Alle Absorbergruppen sind vollständig in den Kern eingefahren, ausser der Gruppe K 4 (siehe Abb. 2.1), deren Steckenbleiben in vollständig ausgefahrener Position angenommen wird. Im Kühlmittel befindet sich keine Borsäure. Die thermische Leistung des Reaktors beträgt 10 MW, die durch Nachzerfallswärme produziert wird. Die Neutronenleistung, die aufgrund der spontanen Spaltung im unterkritischen Reaktor freigesetzt wird, beträgt 1 W. Die Anfangsunterkritizität für diesen Zustand wird mit  $-1534$  pcm vorgegeben. Es wird empfohlen, diesen Wert durch die Anpassung der Effektivität der Absorberstäbe einzustellen. Andere neutronenkinetische Daten werden nicht vorgegeben.

#### 2.1.3.3 Thermohydraulische Anfangsbedingungen

##### *Primärkreislauf:*

- Druck im oberen Plenum: 12.14 MPa
- Kerneintrittstemperatur: ~260 °C  
(Dieser Wert ist nur zur Information gegeben, der reale Wert ist in der Rechnung durch den Druck auf der Sekundärseite bestimmt.)
- Kühlmittelmassenstrom (einschließlich 3 % Bypass): 8718 kg/s  
(Der Massenstrom durch den Kern beträgt 97 % dieses Wertes und ist vollständig für die Kühlung der Brennelemente verfügbar.)
- Höhenstand im Druckhalter (gemessen vom Boden): 5.97 m

### Sekundärkreislauf:

- Druck am Dampferzeugeraustritt: 4.65 MPa
- Temperatur: Sättigungstemperatur
- Höhenstand im Dampferzeuger (gemessen vom Boden) 2.08 m
- Inventar im Dampferzeuger ~ 37000 kg

## 2.2 Auswertung der Ergebnisse

Fünf Organisationen aus fünf verschiedenen Ländern nahmen an den Bechmarkrechnungen teil. Tabelle 2.11 gibt einen Überblick über die Teilnehmer, die verwendeten gekoppelten Rechenprogramme und die neutronenkinetische Datenbibliothek.

**Tabelle 2.11: Teilnehmer und verwendete Programme**

Teilnehmer	Land	Gekoppeltes Programm	Neutronenkinetische Querschnittsdatenbibliothek
Kurchatov Institute Moscow	Russland	BIPR8/ATHLET	KASSETA
VTT Energy Espoo	Finnland	HEXTRAN/SMABRE	CASMO-HEX
NRI Rez	Tschechische Republik	DYN3D/ATHLET	KASSETA
KFKI AEKI Budapest	Ungarn	KIKO3D/ATHLET	KARATE-440
Forschungszentrum Rossendorf	Deutschland	DYN3D/ATHLET	MAGRU

Die Ergebnisse der Rechnungen der einzelnen Teilnehmer sind im Tagungsband des achten AER-Symposiums veröffentlicht (Kli98; Dan98; Häm98; Had98). Für die Rechnungen mit DYN3D/ATHLET im Forschungszentrum Rossendorf und im NRI Rez wurde jeweils die externe Kopplung der Programme verwendet.

Die Benchmarkdefinition verlangte eine Anpassung der Unterkritizität im Anfangszustand, um sicherzustellen, dass alle Teilnehmer ihre Rechnungen von den gleichen Anfangsbedingungen starten. Als Referenzwert wurde der Wert der DYN3D/ATHLET Rechnung vom FZR gewählt. Zeile 1 der Tabelle 2.12 zeigt die Werte der einzelnen Teilnehmer vor der Anpassung. Außer der BIPR8/ATHLET und der KIKO3D/ATHLET Rechnung liegen alle Werte ziemlich dicht beieinander. Weiterhin werden in Tabelle 2.12 die wichtigsten Eckdaten aus den Ergebnissen der transienten Rechnungen zusammengestellt.

**Tabelle 2.12: Vergleich globaler Parameter**

	DYN3D/ ATHLET	BIPR8/ ATHLET	HEXTRAN/ SMABRE	DYN3D/ ATHLET (Rez)	KIKO3D/ ATHLET
Unterkritizität vor Anpassung (pcm)	-1534	-2620	-1730	-1544	-2354
Rekritikalitäts- temperatur (°C)	228.2	218.3	221.2	225.1	222.0
Rekritikalitätszeit (s)	48.8	80.4	66.0	56.9	58.2
Zeit der max. Kernleistung (s)	232	233	237	233	226
Max. Kernleistung (MW)	686	547	534	658	586
Summierte Leckmasse bei $t=400s$ (t)	169	148	155	165	149
Aktivierung der Noteinspeisung (s)	230	230	236	231	225
Summierte Masse der Noteinspeisung bei $t=400s$ (kg)	2191	1767	2874	2421	3399
Borkonzentration bei $t=400s$ (ppm)	95.5	68.1	129.5	109.5	149.1

Zuallererst wurde der Einfluss der verschiedenen neutronenkinetischen Datenbibliotheken auf die Rekritikalitätstemperatur untersucht. Dazu wurden in einer Teilaufgabe des Benchmarks die  $k_{\text{eff}}$ -Werte aus stationären Kernrechnungen mit unterschiedlichen Kühlmitteltemperaturen am Kerneintritt angefordert. Abb. 2.3 zeigt die Abhängigkeit der  $k_{\text{eff}}$ -Werte von der Kerneintrittstemperatur in den verschiedenen Programmen/Datenbibliotheken. Die Rekritikalitätstemperaturen wurden dann durch Interpolation aus den gelieferten Daten ermittelt und sind in Zeile 2 der Tabelle 2.12 dargestellt. Die stationären Rekritikalitätstemperaturen aus den fünf verschiedenen Programmen/Datenbibliothek-Kombinationen weisen eine Streuung von fast 10 K auf (228.2 °C in der DYN3D/ATHLET-Rechnung bis 218.3 °C in der BIPR8/ATHLET-Rechnung). Diese Unterschiede resultieren allein aus der Verwendung unterschiedlicher Datenbibliotheken. Der in Tabelle 2.12 aufgeführte Rekritikalitätszeitpunkt ist der Zeitpunkt, an dem die Kerneintrittstemperatur den entsprechenden Wert aus Zeile 2 erreicht. Zusätzlich zu den Unterschieden aus den Datenbibliotheken hat hier der thermohydraulische Verlauf des Störfalls einen Einfluss auf die Streubreite. Hauptursache für die Unterschiede bleiben allerdings die Datenbibliotheken.

Der Druck im Frischdampfsammler zeigt in allen Rechnungen den gleichen qualitativen Verlauf (Abb. 2.4). Unterschiede gibt es kurz nach Lecköffnung. Drei Rechnungen (DYN3D/ATHLET, BIPR8/ATHLET und KIKO3D/ATHLET) zeigen einen relativ scharfen Druckabfall im Moment der Lecköffnung. In den Rechnungen mit

DYN3D/ATHLET (Rez) und HEXTRAN/SMABRE wird ein solcher Drucksprung nicht beobachtet (Abb. 2.4a). Ursache ist wahrscheinlich die unterschiedliche Modellierung der Reibungsverluste entlang des Stömungspfad in den einzelnen Rechnungen. Weiterhin ist aus Abb. 2.4a zu sehen, dass die Lecköffnung in der BIPR8/ATHLET-Rechnung um 2 s verzögert ist.

Abb. 2.5 zeigt die summierte Masse, die während des Störfalls aus dem Leck strömt. Auch hier ist eine sehr gute Übereinstimmung zu sehen, die Werte am Ende der Transiente liegen im Streubereich von 12 %.

Der Zeitpunkt der maximalen Kernleistung wird durch die Noteinspeisung bestimmt. Da sich die thermohydraulischen Parameter innerhalb der ersten 60 s nach Auslösung des Störfalls in allen Rechnungen sehr ähnlich verhalten, werden die Ansprechkriterien für die Noteinspeisung mit einer sehr geringen Streubreite erreicht (weniger als 6 s). Die Maximalwerte der Kernleistung unterscheiden sich jedoch sehr stark, sie liegen zwischen 534 MW und 686 MW. Der Zeitpunkt des signifikanten Leistungsanstiegs nach der Rekritikalität liegt im Bereich von 62 s (DYN3D/ATHLET) und 123 s (BIPR8/ATHLET), wie auf Abb. 2.6 zu sehen ist. Diese Unterschiede sind das Ergebnis der unterschiedlichen Reaktivitätsraten, die in den Reaktorkern in den einzelnen Rechnungen eingetragen werden. Deren Unterschiede wiederum resultieren aus den unterschiedlichen Reaktivitätskoeffizienten der Moderatorichte, wie aus Abb. 2.3 folgt und aus Unterschieden in der Absenkung der Kerneintrittstemperatur (Abb. 2.7), letzteres aber in geringerem Maße. Eine Leistungsspitze zu Beginn des Leistungsanstiegs nach der Rekritikalität ist nur in den beiden Rechnungen mit DYN3D als Kernmodell zu sehen. Dafür gibt es zwei mögliche Ursachen: Eine höhere Reaktivitätsrate zu Beginn des Leistungsanstiegs und ein niedrigerer Neutronenfluß zum Zeitpunkt der Rekritikalität. Je niedriger der Neutronenfluss zum Zeitpunkt der Rekritikalität ist, desto mehr Zeit vergeht, bis der Anstieg der Leistung zu einer signifikanten Aufheizung des Brennstoffs führt und es somit zu einer spürbaren Doppler-Rückkopplung kommt. In dieser Zeitspanne kann die Reaktivität höhere Werte erreichen, die dann in einer Leistungsspitze resultieren. Nach dem Wirksamwerden der Doppler-Rückkopplung steigt die Leistung nur noch langsam an. Die durch die fortschreitende Unterkühlung zugeführte positive Reaktivität befindet sich in einem quasistationären Gleichgewicht mit durch die langsam steigende Brennstofftemperatur freigesetzten negativen Reaktivität.

Das Anfangsneutronenlevel war zwar mit 1 W vorgegeben. In manchen Programmen, wie z.B. DYN3D, wird ein anfänglich kritischer Reaktor zu Beginn der transienten Rechnung unterkritisch gemacht, um die Anfangsbedingungen zu Beginn der Transiente einzustellen. Dadurch fällt natürlich das Neutronenlevel bis zum Erreichen der Rekritikalität. In anderen Programmen kann die spontane Spaltung modelliert werden. Mit einer konstanten Neutronenquelle wird der Neutronenfluss aufgrund der ständig wachsenden unterkritischen Multiplikation schon ansteigen, bevor Rekritikalität erreicht ist.

Die Signifikanz dieser ersten Leistungsspitze ist jedoch gering, da sie nur wenig Energie produziert. So gibt es in der maximalen Brennstofftemperatur keine Anfangsspitze, nur einen schnellen Anstieg, und das in allen Rechnungen (Abb. 2.8).

Der plötzliche Abfall der Kernleistung nach Beginn der Noteinspeisung ist in allen Rechnungen sehr gut zu beobachten. Die Effektivität der Noteinspeisung hängt vom Druck im Primärkreislauf ab. Diese Unterschiede im Druck (Abb. 2.9) sind verantwortlich für die unterschiedlichen Mengen an eingespeistem Notkühlwasser und auch der Borsäurekonzentration am Ende der Transiente. (siehe Tabelle 2.12). Aber in jedem Fall reicht die eingespeiste Menge an borierterem Notkühlwasser aus, die Kettenreaktion im Reaktorkern zu unterbrechen. In vier Rechnungen ist der Primärdruckverlauf und die eingespeiste Menge an Notkühlwasser konsistent. Das war leicht zu kontrollieren, da der Massenstrom des Notkühlsystems eine Funktion des Drucks im Primärkreislauf ist. Eine genauere Analyse des Druckverlaufs in der BIPR8/ATHLET Rechnung anhand einer Kontrollrechnung zeigt, dass die eingespeiste Menge an Notkühlwasser und somit auch die Borsäurekonzentration zum Ende der Transiente eigentlich zwischen den beiden DYN3D/ATHLET Rechnungen liegen müsste, die gelieferten Werte aber deutlich zu klein sind.

Der Verlauf der Kernaustrittstemperatur ist in allen Rechnungen ähnlich (Abb. 2.10). Der schnelle Temperaturabfall wird gestoppt, wenn die Kernleistung zu steigen beginnt. Je eher die Leistung ansteigt, desto höher ist dieses Temperaturniveau. Von diesem Zeitpunkt an bis zum Beginn der Noteinspeisung bleibt die Kernaustrittstemperatur weitgehend konstant, danach fällt sie erneut ab.

Der Vergleich der maximalen Brennstofftemperaturen, die während der Transiente erreicht werden, zeigt große Unterschiede (Abb. 2.8). Die Werte liegen zwischen 650 °C (BIPR8/ATHLET) und mehr als 1000 °C (DYN3D/ATHLET). Neben den unterschiedlichen Leistungsmaxima in den verschiedenen Rechnungen haben hier auch die Daten für die Modellierung der Wärmeleitfähigkeit im Brennstoffpellet, die ja entsprechend der Spezifikation mit eigenen Korrelationen zu erfolgen hatte, einen Einfluss auf die Streubreite dieser Temperatur.

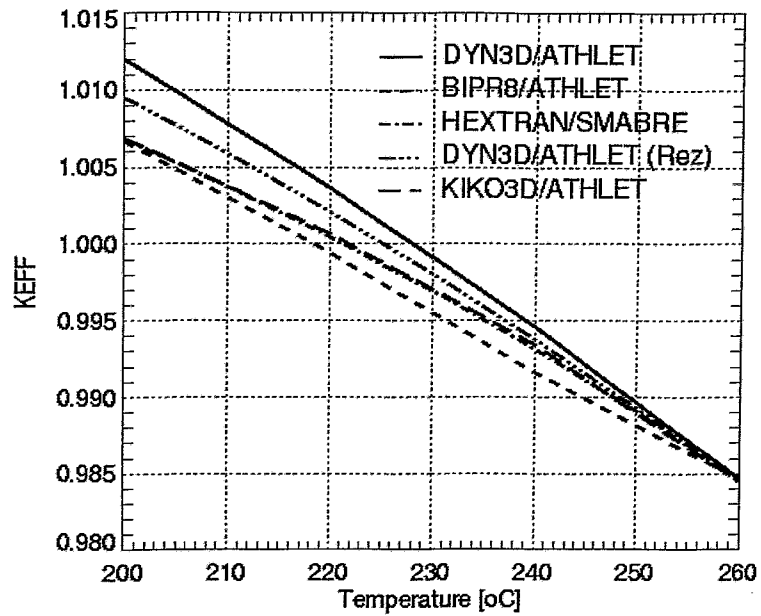


Abb.2.3 Temperaturabhängigkeit der  $K_{eff}$ -Werte

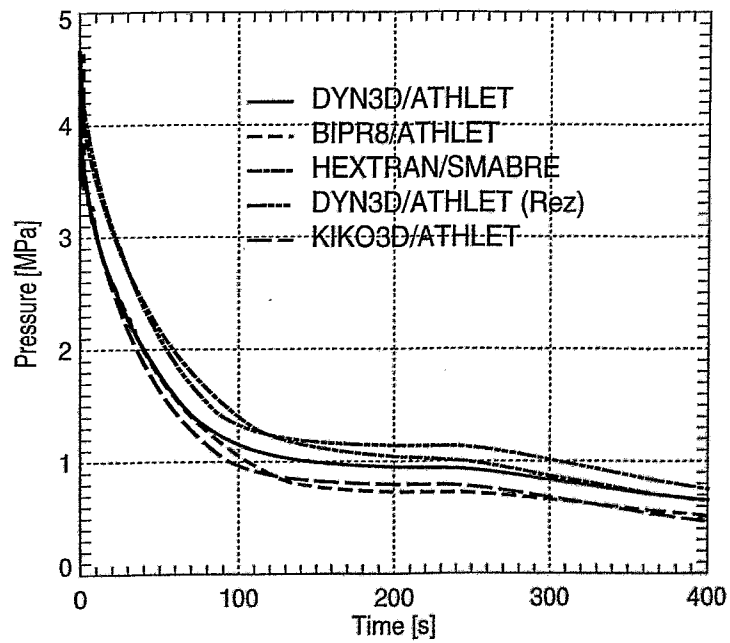


Abb. 2.4: Druck im Frischdampfsammler

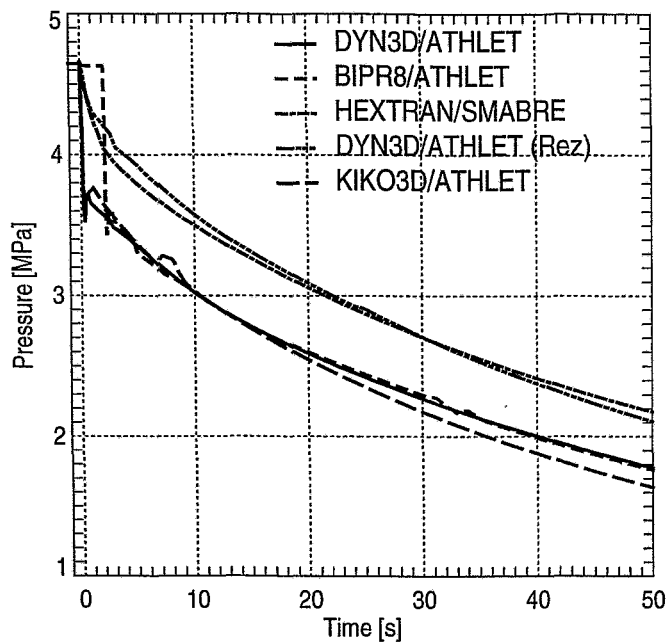


Abb. 2.4a: Druck im Frischdampfsammler (Teilausschnitt)

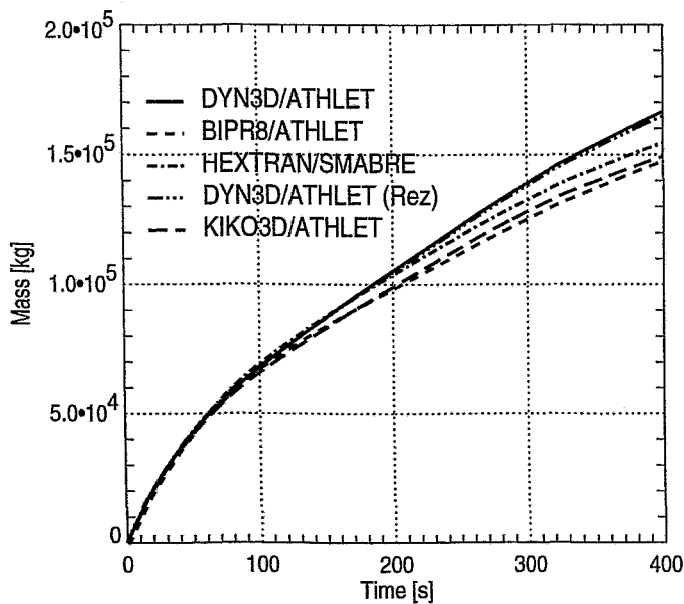


Abb. 2.5: Integrierter Leckmassenstrom

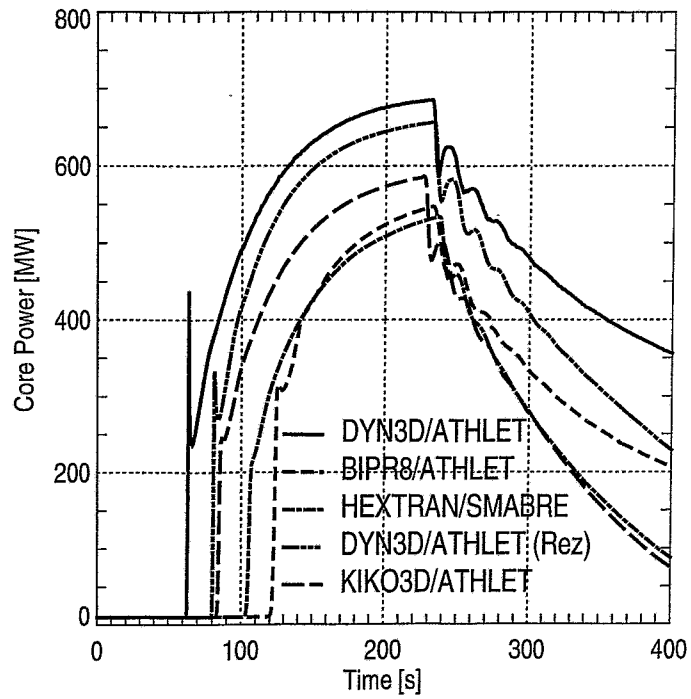


Abb.: 2. 6: Reaktorleistung

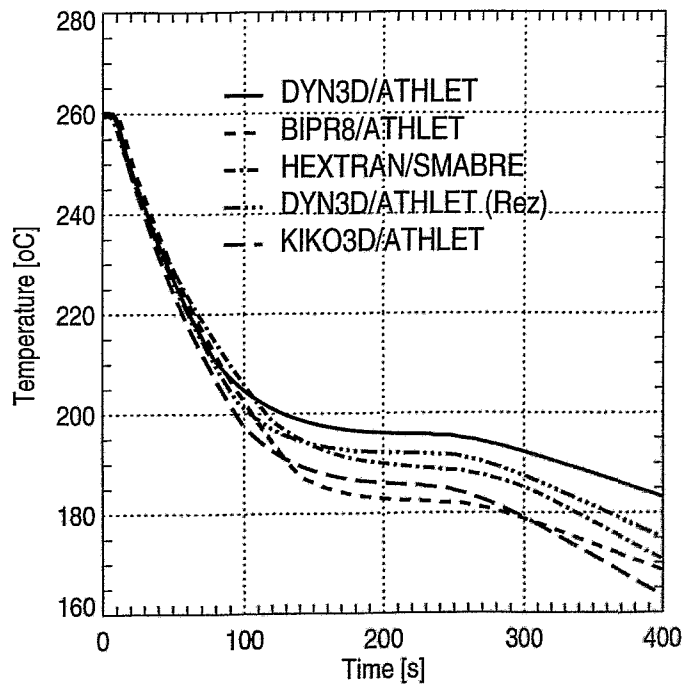


Abb.: 2.7: Kerneintrittstemperatur



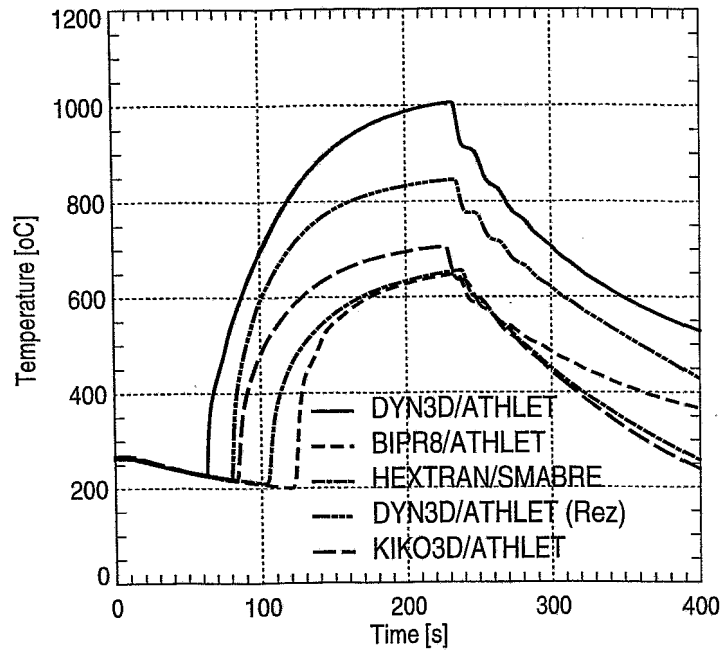


Abb. 2.8: Maximale Brennstofftemperatur

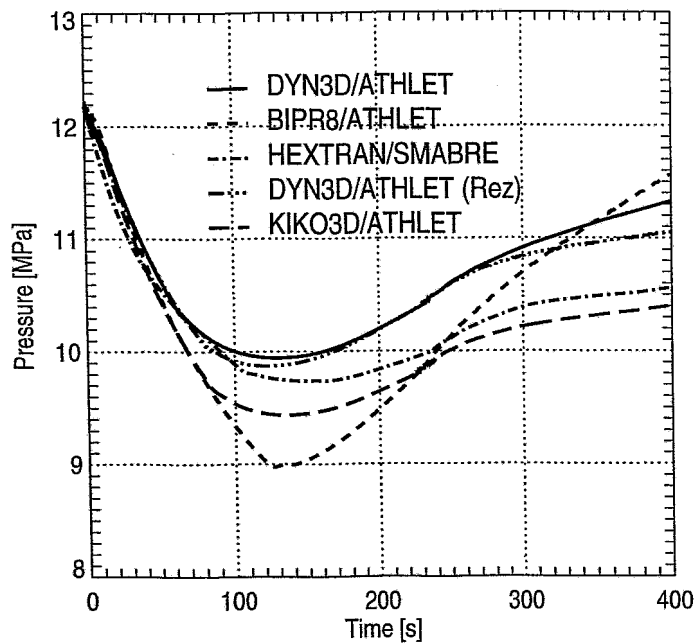


Abb. 2.9: Druck im Primärkreislauf

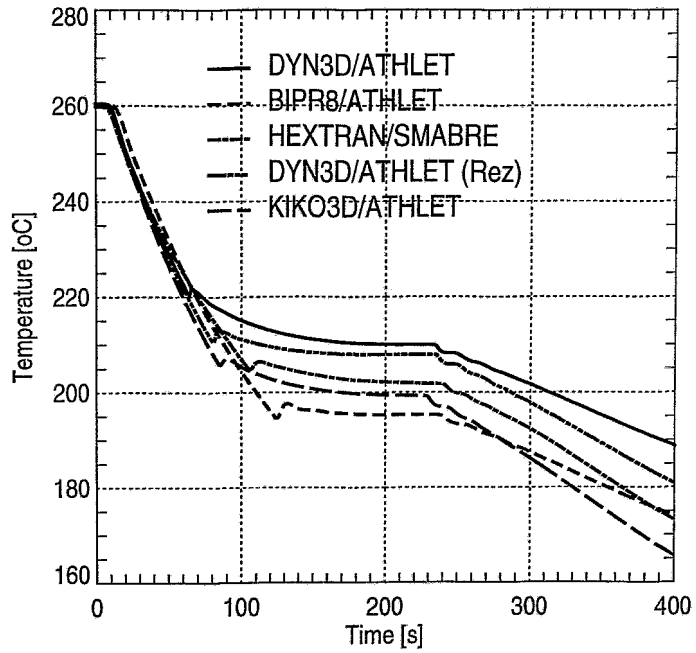


Abb.: 2.10 Kernaustrittstemperatur

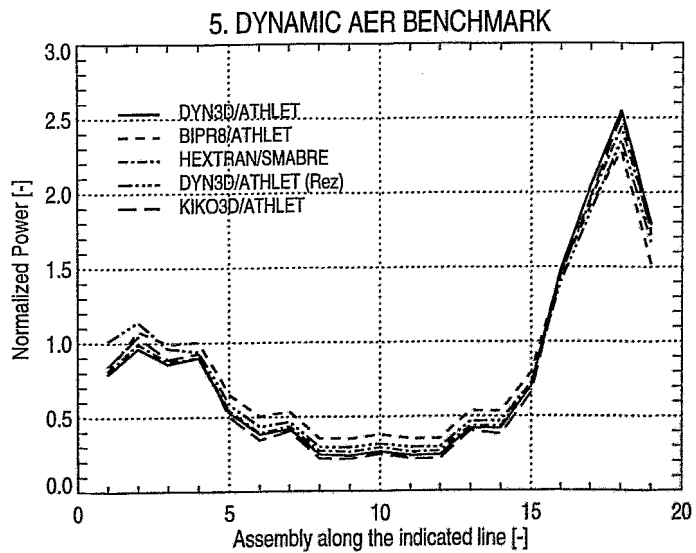


Abb.: 2.11 Verteilung der normierten Leistung entlang der ausgewählten Linie

Von den Teilnehmern am Benchmark waren neben den Zeitverläufen wichtiger Parameter 2-dimensionale normierte Brennelementbezogene Leistungsverteilungen angefordert worden. Zur Illustration der verschiedenen Leistungsverteilungen wurde eine Reihe von Brennelementen durch den gesamten Kern ausgewählt (Linie in Abb. 2.2). Die normierten Leistungsverteilungen der Brennelemente entlang dieser Linie sind in Abb. 2.11 verglichen. Diese Leistungsverteilungen beziehen sich auf den Rekritikalitätszeitpunkt. Im Bereich der eingefahrenen Absorbergruppen zeigen vier Rechnungen fast die gleichen Werte. Nur die BIPR8/ATHLET-Rechnung liefert geringfügig höhere Werte. In der Nähe der steckengebliebenen Absorbergruppe kann man keine klaren Unterschiede mehr erkennen. Sie sind vernachlässigbar klein.

Obwohl sich das Leck in symmetrischer Position in der Mitte des Frischdampfsammlers befindet und somit alle Dampferzeuger in gleicher Weise beeinflusst, gibt es im Primärkreislauf eine geringfügige Asymmetrie. Das hängt mit der Anbindung des Druckhalters an eine Schleife zusammen. Während der Auskühlung des Primärkreislaufes kommt es zu einer Kontraktion des Kühlmittels. So gelangt das heiße Kühlmittel aus dem Druckhalter in den heißen Strang der Schleife, an die er angeschlossen ist. Es wurde erwartet, dass die dadurch verursachte Erhöhung der Dampferzeugereintrittstemperatur ihrerseits einen höheren Wärmestrom in den Sekundärkreislauf zu Folge hat. Aus diesem Grund waren Ergebnisse aus der Schleife mit Druckhalter und gemittelt über alle anderen Schleifen angefordert worden. Abb. 2.12 und 2.13 zeigen die Wärmeübertragungsraten in den Dampferzeugern beider Schleifen. Die Maximalwerte, die während der Auskühlungsphase erreicht werden, sind in Tabelle 2.13 zusammengefasst.

**Tabelle 2.13: Maximalwerte der Wärmeübertragung in den Dampferzeugern während der Auskühlung**

	DYN3D/ ATHLET	BIPR8/ ATHLET	HEXTRAN/ SMABRE	DYN3D/ ATHLET (Rez)	KIKO3D/ ATHLET
Anzahl der modellierten Schleifen	4	2	6	2	2
Wärmeübertragung im Dampferzeuger der Schleife mit Druckhalter (MW)	158	134	148	124	132
Wärmeübertragung in den Dampferzeugern der Schleifen ohne Druckhalter (gemittelt) (MW)	109	116	118	106	115

Ein direkter Vergleich der beiden Werte jeweils einer Rechnung zeigt die erwarteten Unterschiede im Verhalten der beiden Schleifen. Zwei Rechnungen (DYN3D/ATHLET und HEXTRAN/SMABRE) zeigen aber höhere Werte für diese Differenz. Das hängt mit der größeren Anzahl von Schleifen, die in diesen Rechnungen modelliert wurden, zusammen. Der Einfluss des Druckhalters ist nicht auf mehrere Schleifen verteilt, wie es in Rechnungen mit zwei Dreifach-Schleifen der Fall ist.

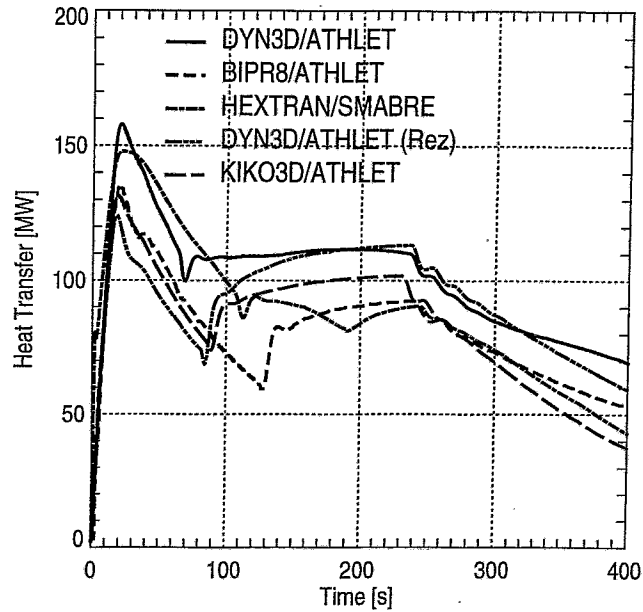


Abb. 2.12: Wärmeübertragung im Dampferzeuger der Schleife mit Druckhalter

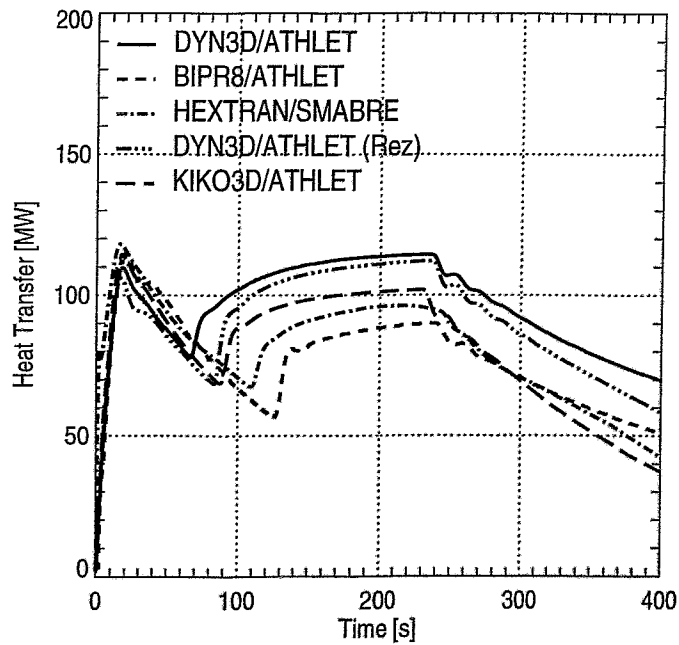


Abb. 2.13: Wärmeübertragung in den Dampferzeugern der Schleifen ohne Druckhalter (gemittelt)

### 3 OECD Frischdampfleck Benchmark

Zum Zwecke der Validierung gekoppelter thermohydraulisch-neutronenkinetischer Codes wurde ) vom Nuclear Science Committee (NSC), der Task Group on Thermo-Hydraulic Behaviour (TG-THA) und der Principle Working Group 2 (PWG2) of the Committee on Safety of Nuclear Installations (CSNI) der Nuclear Energy Agency (NEA) die Nachrechnung der OECD Frischdampfleck Benchmarkaufgabe (Main Steam Line Break [MSLB] Benchmark empfohlen. Die Nachrechnung dieser Benchmarkaufgabe mit Hilfe des Codesystems DYN3D/ATHLET war ein weiterer Schwerpunkt des abgeschlossenen Vorhabens. Damit wurde auch die DYN3D-Version mit quadratischer Brennelementgeometrie in Kopplung mit ATHLET für die Analyse von Unterkühlungstransienten in DWR verifiziert.

Die OECD MSLB Benchmarkaufgabe besteht in der Analyse eines hypothetischen Störfalls mit Bruch einer Frischdampfleitung vor der Schnellschlussarmatur im Block 1 des amerikanischen Kernkraftwerkes von Three Mile Island (TMI-1). Während der Transiente werden im Reaktorkern räumlich-zeitliche Effekte durch die asymmetrische Kühlung und die Annahme eines bei der Reaktorschnellabschaltung nicht einfahrenden Stabes hervorgerufen. Damit ist zur Analyse der Benchmarkaufgabe ein dreidimensionales Modell des Reaktorkerns und ein 1-dimensionales Modell für das Kühlmittelsystem erforderlich. Bezüglich der Codevalidierung sind folgende Aspekte von Interesse:

- Die Fähigkeit der gekoppelten Codes für die Untersuchung solcher komplexen Transienten
- Test der Kopplung
- Untersuchung der Streuung der Ergebnisse der verschiedenen gekoppelten Codes.

#### 3.1 Beschreibung der Reaktoranlage und der Benchmarkaufgabe

Die Spezifikation der Eingabedaten und der Vergleich der Resultate wurde von der amerikanischen Penn State University (PSU) übernommen. Alle Daten einschließlich der Bibliothek der makroskopischen Wirkungsquerschnitte, die zur Nachrechnung der Transiente erforderlich sind, wurden zur Verfügung gestellt [Iva99]. Die Reaktoranlage von TMI-1 ist eine Zweikreisanlage mit zwei Geradrohrdampferzeugern (siehe Abb. 3.1 und 3.2). Jeder Kühlkreislauf hat einen heißen und zwei kalte Stränge. Auf der Sekundärseite gehen von jedem Dampferzeuger zwei Frischdampfleitungen zur Turbine.

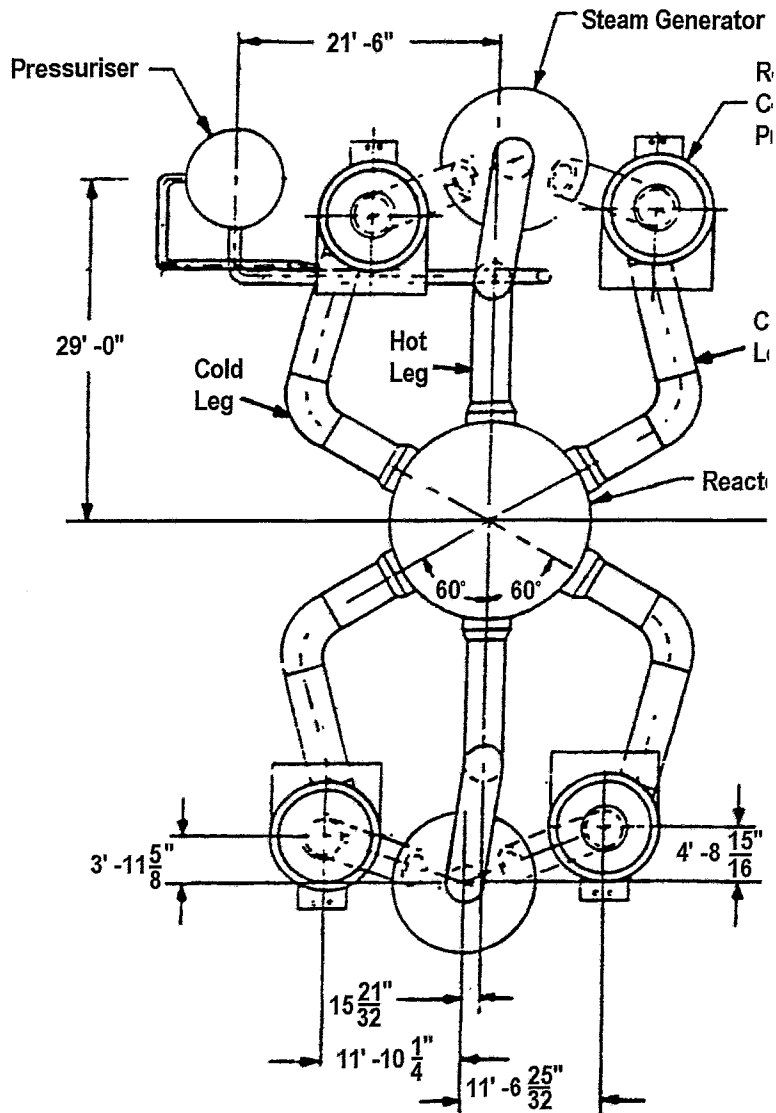


Abb. 3.1: Schema des Primärkreislaufes des Kernkraftwerkes TMI-1 (Draufsicht)

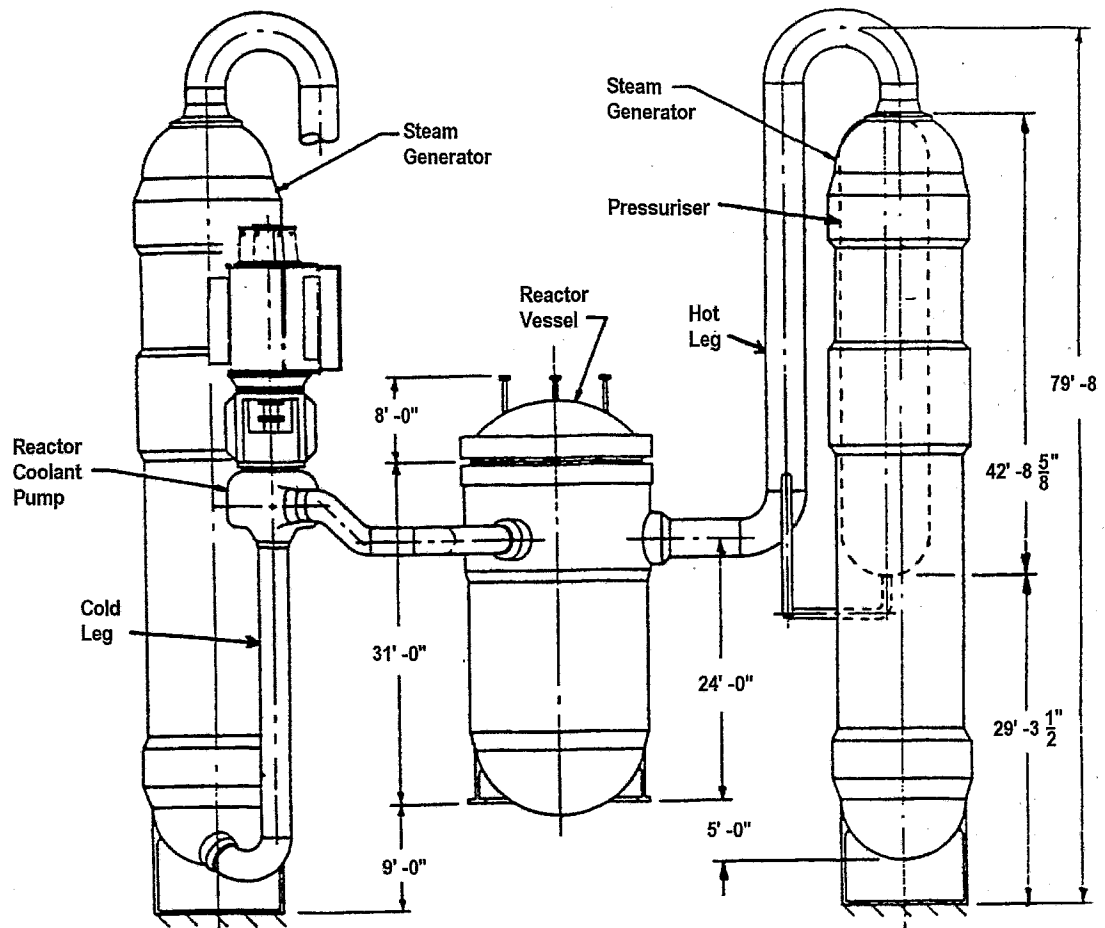


Abb. 3.2: Schema des Primärkreislaufes des Kernkraftwerkes TMI-1 (Seitenansicht)

Zu Beginn der Transiente befindet sich der Reaktor im Volllastzustand am Ende eines Brennstoffzyklus. Die Abbranddaten für diesen Zustand wurden vom KKW TMI-1 zur Verfügung gestellt.

Die Transiente hat im wesentlichen folgenden Verlauf:

- 2F-Bruch einer Frischdampfleitung bei  $t = 0$  s
- Ansteigen der Reaktorleistung durch Auskühlung des Kühlmittels in der havarierten Schleife
- Reaktorabschaltung durch Einfahren der Absorberstäbe bei Annahme eines nicht einfahrenden Stabes (Stuck Rod)
- Schließen der Turbinenventile
- Start der Hochdruckeinspeisung
- Weitere Auskühlung des Primärkreislaufes
- Mögliche Kompensation der Abschaltreaktivität und Rekritikalität

Im Unterschied zum FDL-Benchmark des AER für einen Reaktor vom Typ WWER-440 (siehe Kap. 2) wurde vom Volllastzustand des Reaktors ausgegangen. Die neutronenphysikalischen Daten waren gegeben, während für das AER-Benchmark die Teilnehmer eigene Daten verwenden sollten. IM OECD-Benchmark war jedoch die Kühlmittelvermischung aus den beiden Schleifen mit vorgegebenen Vermischungsanteilen zu berücksichtigen.

Zur Analyse der Ergebnisse der verschiedenen Rechenprogramme und den zu erwartenden Unterschieden wurde die Benchmarkaufgabe in 3 Phasen unterteilt:

- Phase 1: Simulation der Transiente mit einem Anlagenmodell einschließlich Punktkinetik des Kerns zur Überprüfung des Verhaltens des Primär- und Sekundärsystems. Die Parameter für die Punktkinetik werden vorgegeben.
- Phase 2: 3-dimensionale Simulation des Reaktorkerns bei vorgegebenen thermohydraulischen Bedingungen am Eintritt in den Kern. Bei der 3-dimensionalen Simulation tritt nach der Reaktorabschaltung keine Rekritikalität auf und die erzeugte Leistung wird im wesentlichen von der Nachzerfallswärme bestimmt. Die asymmetrische Eintrittstemperaturverteilung und der nicht eingefahrene Stab haben kaum Einfluss auf die Leistungsfreisetzung. Deutlichere 3D Effekte sind bei Rekritikalität zu erwarten. Deshalb wurden 2 Fälle betrachtet:
  - ◆ Szenarium 1: realistische Wirkungsquerschnitte  $\Rightarrow$  keine Rekritikalität
  - ◆ Szenarium 2: Wirkungsquerschnittssätze mit reduzierter Stabreaktivität  $\Rightarrow$  Rekritikalität
- Phase 3: Best-estimate-Analyse mit dem gekoppelten Code. Betrachtung der beiden Szenarien von Phase 2.

Im Vorhaben wurden die Rechnungen zu Phase 1 allein mit dem ATHLET-Code durchgeführt, der über ein punktkinetisches Modell des Reaktorkerns verfügt. In Phase 2 wurde das im FZR entwickelte 3D Kernmodell DYN3D/R [Gru95a, Gru00] für rechteckige Gitter verwendet. Der Code wurde bereits anhand verschiedener Benchmarks vor allem mit Auswurf bzw. Ausfahren von Regelementen verifiziert [Gru96, Gru97a, Gru97b]. Für die Rechnungen zu Phase 3 kam die externe Kopplung von ATHLET/DYN3D [Gru95b, c, d] zum Einsatz.

Zu jeder Phase werden die Ergebnisse der Rechnungen mit den verschiedenen Codes in gesonderten OECD-Publikationen veröffentlicht.



## 3.2 Rechnungen zu Phase 1 mit ATHLET

### 3.2.1 Modellierung und Nulltransiente

Von der GRS wurde ein ATHLET-CD Datensatz, der für das KKW TMI-2 erarbeitet worden war, zur Verfügung gestellt. Dieses KKW unterscheidet sich in einigen Komponenten vom Referenzkraftwerk für dieses Benchmark. Auch war der Modellierungsgrad der Sekundärseite im bereitgestellten Datensatz für die vorliegende Aufgabe unzureichend.

Auf der Grundlage der Benchmarkspezifikation und dem bereitgestellten Datensatz wurde ein ATHLET-Datensatz erstellt. Dabei wurde auf eine sehr genaue Modellierung der Sekundärseite mit allen verfügbaren Einzelheiten Wert gelegt.

Für die Modellierung der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter war in der Spezifikation eine Formel vorgegeben worden. Diese Formel beschreibt das Verhältnis der Temperaturdifferenz zwischen beiden kalten Strängen zur Temperaturdifferenz zwischen beiden heißen Strängen. Dieses Verhältnis war mit Hilfe von Experimenten an einem baugleichen Reaktor ermittelt worden. Die Formel lautet:

$$R = \frac{T_{cold_{int}} - T_{cold_{brok}}}{T_{hot_{int}} - T_{hot_{brok}}}$$

Das Verhältnis R wurde mit 0.5 vorgegeben. Zusätzlich wurde gefordert, dass 20 % der Energie im unteren und 80 % im oberen Plenum auszutauschen sind.

Die Anwendung dieser Formel verlangte eine völlige Aufteilung der zwei Schleifen des Reaktors nicht nur außerhalb sondern auch innerhalb des Reaktordruckbehälters. Um den Druckausgleich zwischen beiden Modellhälften zu gewährleisten, wurden im Bypass des Reaktorkerns und im Kopf des Reaktordruckbehälters zwei Querverbindungen mit Hilfe des ATHLET-Objekts „Cross Connection Object“ eingeführt. Die Reibungsbeiwerte wurden so gewählt, dass der Massenaustausch über diese Querverbindung vernachlässigbar gering blieb.

Die geforderte Vermischung wurde durch Energieaustausch zwischen jeweils zwei Kontrollvolumina im unteren und oberen Plenum realisiert. Der Reaktorkern wird in der hier beschriebenen Punktkinetikrechnung durch zwei thermohydraulische Kanäle repräsentiert. Die angegebene Vermischungsformel liefert genau zwei Eintrittstemperaturwerte, für jede Kernhälfte einen. Aus diesem Grund war es nicht sinnvoll, in der Punktkinetikrechnung mehr als zwei thermohydraulische Kanäle zu modellieren.

Die Koeffizienten für die neutronenkinetische Rückkopplung im Punktkinetikmodell wurden der Spezifikation entnommen. Diese Koeffizienten waren von der PSU aus 3D-Kernrechnungen mit den gleichen Querschnittsdaten, die für die Rechnungen in Phase 2 und 3 zu verwenden waren, erzeugt worden.

Mit dem Datensatz wurden stationäre und Nulltransientenrechnungen durchgeführt. Ziel dieser Rechnungen war es, die in der Spezifikation vorgegebenen Anfangsbedingungen einzustellen. Es erwies sich als notwendig, einen zusätzlichen Regler einzuführen, der während der Nulltransiente das Dampferzeuger-Inventar auf den in der Spezifikation vorgegebenen Wert einregelt. Nach der stationären Rechnung war der Dampfanteil im Dampferzeuger zu groß, was zu einer zu geringen Wassermasse im Dampferzeuger im Vergleich mit der Spezifikation führte. Diese Probleme hängen einerseits mit der Modellierung von Geradrohr-Dampferzeugern in ATHLET zusammen. Andererseits wurde aber auch aus Konservativitätsgründen in der Spezifikation ein größerer Wert (im Vergleich zum realen Kraftwerk) für das Dampferzeuger-Inventar vorgegeben. Dieser zusätzliche Regler erhöhte künstlich den Speisewassermassenstrom während der Nulltransiente um den vorgegebenen Wert für das Dampferzeuger-Inventar zu erreichen. Im Verlaufe der Nulltransiente wurde dieser Regler deaktiviert, so dass er keinen Einfluss auf die eigentliche Benchmarkrechnung hat.

Zum Ende der Nulltransiente ergaben sich folgende Werte, die im Vergleich zur Spezifikation in Tabelle 3.1 dargestellt sind.

**Tabelle 3.1: Anfangsbedingungen für die Benchmarkrechnung**

Parameter		Spezifikation	Rechnung
Kernleistung	MW	2772	2760
Temperatur (heißer Strang)	°C	318.3	318.0 (A) 318.4 (B)
Temperatur (kalter Strang)	°C	290.6	290.0 (A) 290.4 (B)
Druck (oberes Plenum)	MPa	15.17	15.21
Massenstrom (PKL)	Kg/s	17602	17620
Dampfmassenstrom (pro DE)	Kg/s	761.6	762.9 (A) 762.3 (B)
Dampferzeuger-Inventar	Kg	26000	26077 (A) 25945 (B)
Druck am DE-Austritt (sekundär)	MPa	6.41	6.42 (A) 6.42 (B)

Der Vergleich zeigt, dass die Parameter in der Rechnung gut mit den Vorgaben aus der Spezifikation übereinstimmen. Geringfügige Unterschiede gibt es in der Rechnung zwischen den beiden Schleifen des Reaktors (gekennzeichnet mit A und

B). Diese Unterschiede stellten sich im Verlauf der Nulltransiente ein. Ursache dafür ist der Druckhalter, der nur an eine Schleife angeschlossen ist und einen Einfluss auf die Thermohydraulik dieser Schleife hat. Aber diese Unterschiede sind nicht relevant für die zu betrachtende Benchmarkrechnung.

### 3.2.2 Transiente Rechnung

Auslösendes Ereignis ist der 2F-Bruch einer Frischdampfleitung stromaufwärts der Schnellschlussarmatur am Verbindungsstück zur parallel verlaufenden Frischdampfleitung des gleichen Dampferzeugers. Aufgrund der Leckposition kann der Dampferzeuger nicht vom Leck isoliert werden. Es entstehen zwei unabhängige Lecks, eines über den vollen Querschnitt der betroffenen Frischdampfleitung ( $\varnothing = 0.56 \text{ m}$ ) und ein zweites aus der Verbindungsleitung zur zweiten Frischdampfleitung ( $\varnothing = 0.20 \text{ m}$ ). Die einzelnen Leckmassenströme und deren Summe sind in Abb. 3.3 dargestellt. Dieser Leckmassenstrom führt zu einem schnellen Druckabfall im betroffenen Dampferzeuger (Abb. 3.4). Das wiederum führt zu einem Ansteigen der Wärmeübertragung aus dem Primärkreislauf und folglich zu einer Auskühlung der entsprechenden Schleife im Primärkreislauf. Aufgrund des stark negativen Temperaturkoeffizienten für die Moderatorrückkopplung bewirkt diese Auskühlung einen Anstieg der Reaktorleistung (Abb. 3.5). 4.61 s nach Lecköffnung erreicht die Leistung einen Wert von 114 % der Anfangsleistung. Dadurch wird die Reaktorschnellabschaltung ausgelöst. Die Leistung fällt schnell bis auf Restwärmeniveau ab.

Auch nach der Reaktorschnellabschaltung geht die Auskühlung weiter. Abb. 3.6 zeigt die Temperatur im kalten Strang beider Schleifen. Der Temperaturunterschied steigt bis auf 40 K an. Abb. 3.7 und 3.8 zeigen die Temperatur im heißen und kalten Strang jeweils einer Schleife. In Abb. 3.8 ist zu sehen, dass in der intakten Schleife die Temperatur im heißen Strang unter die Temperatur im kalten Strang fällt. Ursache dafür ist die ab  $t \approx 25 \text{ s}$  einsetzende Umkehr der Wärmeübertragung im Dampferzeuger. Jetzt wird Wärme aus dem Sekundär- in den Primärkreislauf übertragen. Dieses heißere Kühlmittel wird dann entsprechend der Vermischungsformel teilweise mit dem Kühlmittel aus der dem defekten Dampferzeuger zugeordneten Schleife vermischt. Zusammen mit der beim Durchgang durch den Reaktorkern zugeführten Restwärme führt das zu einer „Aufheizung“ von ungefähr 18 K in der betroffenen Schleife (Abb. 3.7). Die Auskühlung im Dampferzeuger dieser Schleife ist aber größer als die soeben beschriebene „Aufheizung“, so dass die Eintrittstemperatur für beide Kernhälften kontinuierlich sinkt. Diese fortlaufende Auskühlung führt zu einer Kompensation der negativen Reaktivität, die bei der Reaktorschnellabschaltung in den Reaktorkern eingebracht worden war. Von  $t = 40 \text{ s}$  an beginnt die Reaktorleistung wieder zu steigen (Abb. 3.5).

Entsprechend der Spezifikation wird 55 s nach Lecköffnung der betroffene Dampferzeuger von der Speisewasserzufuhr isoliert. Das führt dazu, dass dieser Dampferzeuger nach ungefähr 80 s völlig ausgedampft ist (Abb. 3.10). Wärmeübertragung und die damit einhergehende Auskühlung werden gestoppt. Dadurch wird auch der durch die Auskühlung verursachte Leistungsanstieg beendet. Der Maximalwert, der während dieses zweiten Leistungsanstiegs erreicht wurde, beträgt 28.4 % der Nominalleistung.

Die Rechnung wurde entsprechend der Spezifikation bis 100 s nach Lecköffnung fortgesetzt.

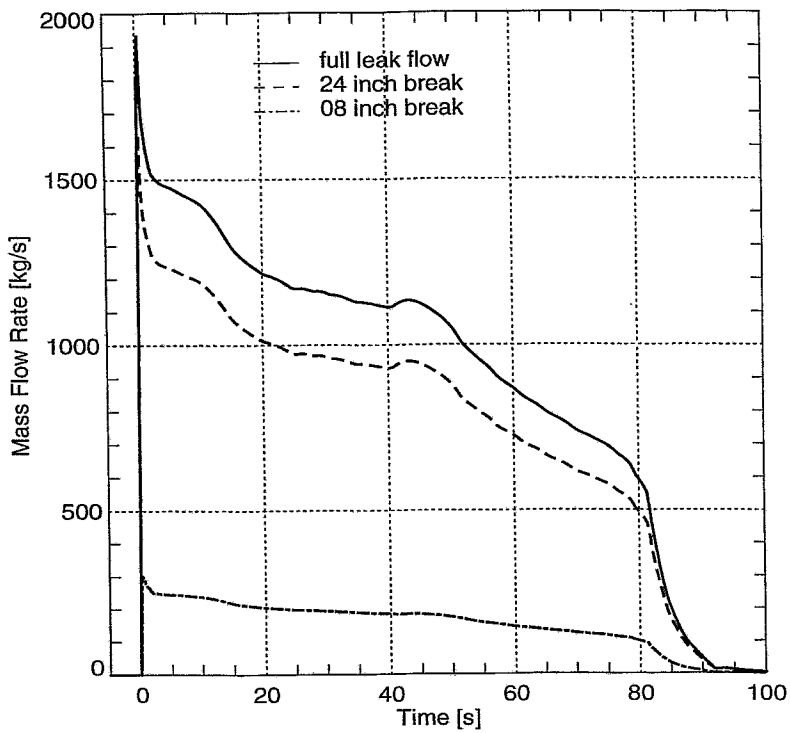


Abb. 3.3: Leckraten

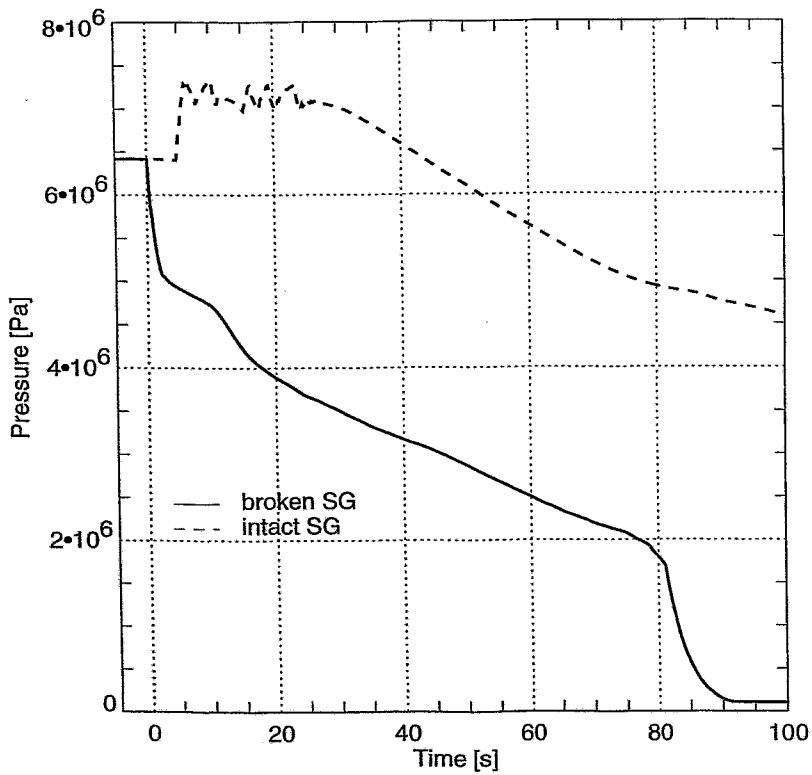


Abb. 3.4: Druck in den Dampferzeugern

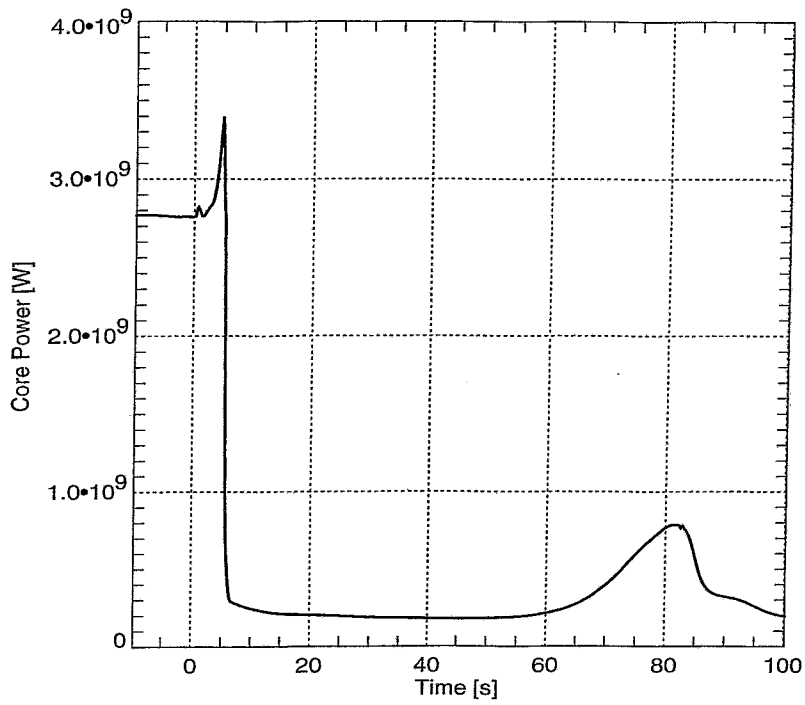


Abb. 3.5: Reaktorleistung

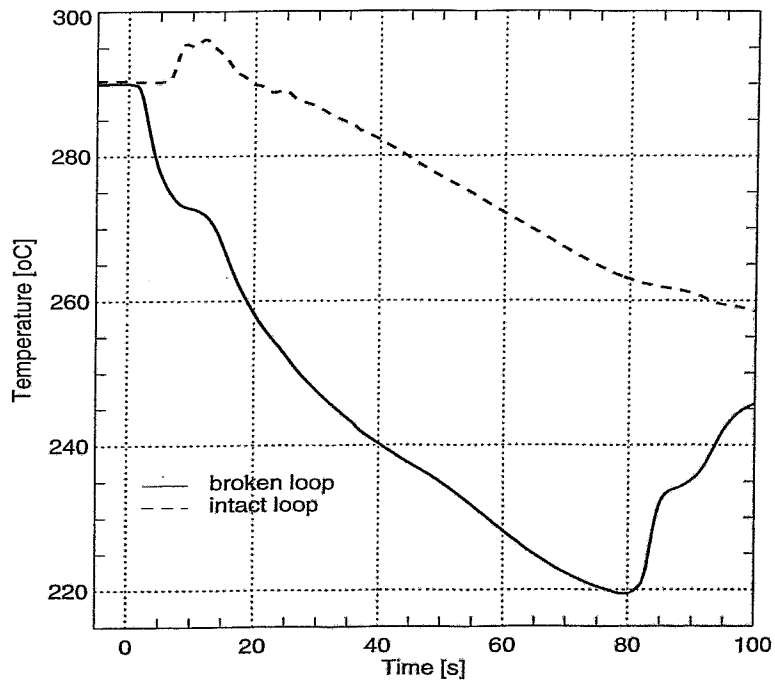


Abb. 3.6: Kaltstrangtemperaturen

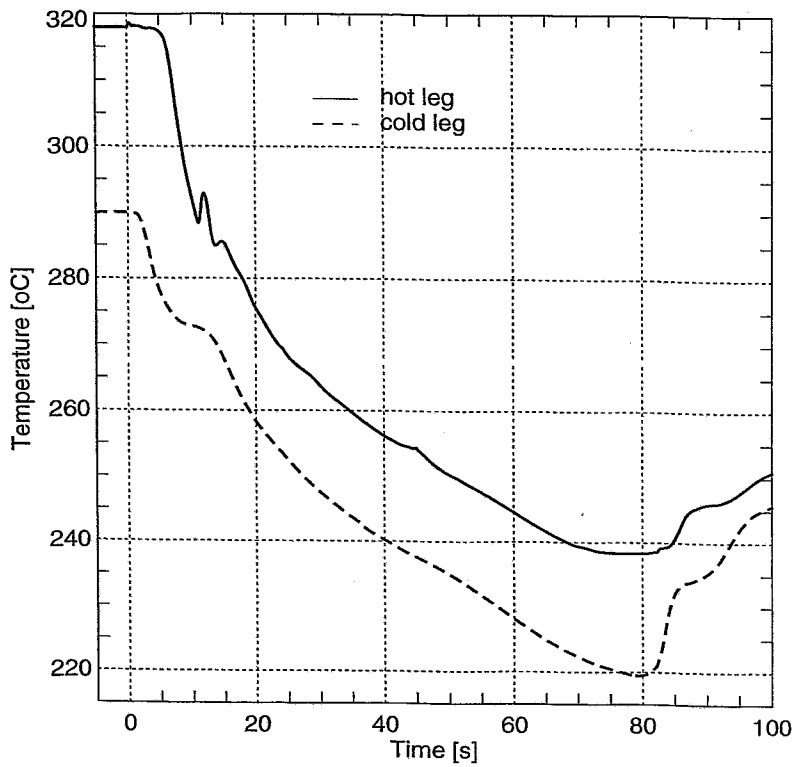


Abb. 3.7: Temperaturen in der defekten Schleife

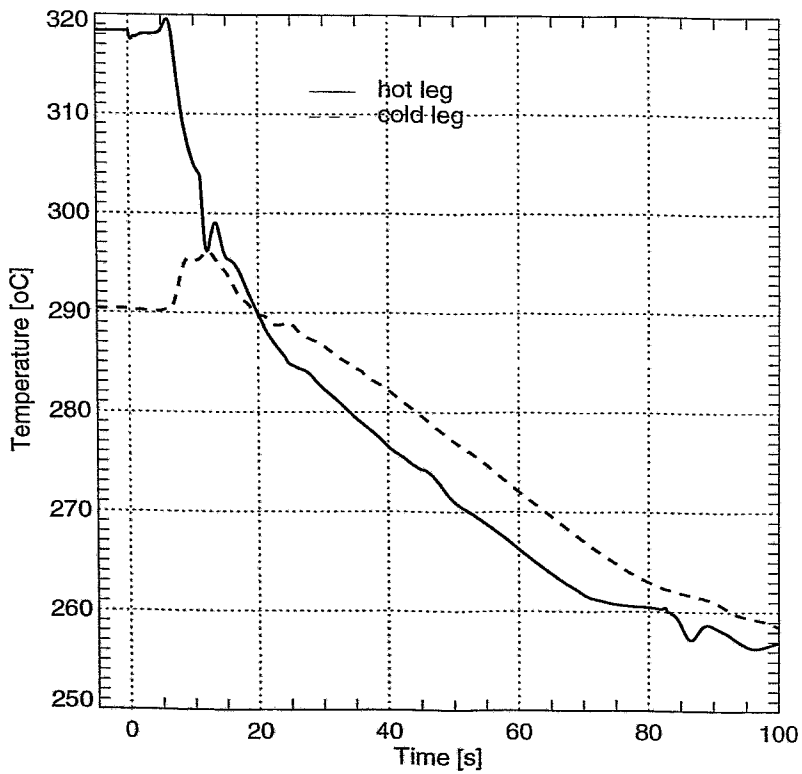


Abb. 3.8: Temperaturen in der intakten Schleife

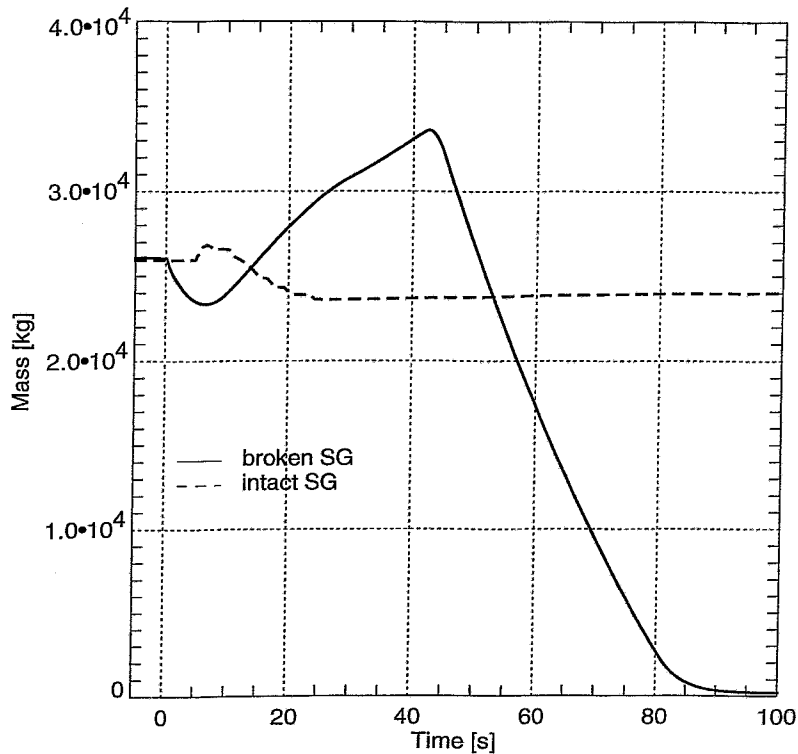


Abb. 3.10: Masseninventar der Dampferzeuger

### 3.2.3 Vergleich mit anderen Teilnehmern

Zu den Teilnehmern an diesem Benchmark gehörte auch die GRS. Für die Rechnungen zu Phase 1 wurde auch dort das Anlagenmodell ATHLET verwendet. Dadurch ergibt sich die Möglichkeit, die Rechnungen mit ein und demselben Programm in verschiedenen Organisationen zu vergleichen.

Abb. 3.10 zeigt den Leckmassenstrom und Abb. 3.11 den Druckverlauf im defekten Dampferzeuger im Vergleich zwischen FZR und GRS-Rechnungen. Zwei Dinge fallen auf. In den ersten fünf Sekunden nach Lecköffnung ist der Leckmassenstrom in der GRS-Rechnung höher, während der Druck in der FZR-Rechnung schneller fällt. Im mittleren Teil der Transiente ist der Leckmassenstrom in der GRS-Rechnung bei gleichem oder nur geringfügig höherem Druck im Dampferzeuger signifikant höher. Letzteres hat natürlich zur Folge, dass der Dampferzeuger in der GRS-Rechnung schneller ausdampft.

Die Wärmeübertragung im defekten Dampferzeuger, dargestellt in Abb. 3.12, ist zu Beginn und im Mittelteil der Transiente in der FZR-Rechnung höher. Eine Aufsummierung über die gesamten 100 s der Rechnung ergibt, dass die integrale Wärmeübertragung in der FZR-Rechnung 11.5 % höher als in der GRS-Rechnung



ist. Diese höhere Wärmeübertragung führt natürlich auch zu einer stärkeren Auskühlung des Primärkreislaufes (Abb. 3.13). Das Temperaturminimum im kalten Strang der defekten Schleife beträgt in der GRS-Rechnung 223.2 °C und in der FZR-Rechnung 219.5 °C. Trotz dieses geringen Temperaturunterschiedes von weniger als 4 K unterscheiden sich die Maximalwerte der Reaktorleistung während des zweiten Leistungsanstiegs signifikant (Abb. 3.14). Eine Erklärung dafür liefert die Reaktivitätskurve (Abb. 3.15). Während in der GRS-Rechnung die Nullmarke nicht erreicht wird, der Leistungsanstieg also nur durch unterkritische Multiplikation verursacht wird, wird die Reaktivität in der FZR-Rechnung geringfügig positiv. Deshalb ist das Leistungsmaximum in dieser Rechnung höher.

Detailliert wurde versucht, die Ursache für die Unterschiede in der Wärmeübertragung zu finden. Dazu wurde in beiden Rechnungen die Zusammensetzung des Leckmassenstroms untersucht. Es wurde festgestellt, dass in der FZR-Rechnung 70 % der ausgetragenen Masse das Leck als Dampf verließ. Der entsprechende Wert der GRS-Rechnung wurde mit 63 % ermittelt. Das bedeutet, dass in der FZR-Rechnung ein um 11 % höherer Anteil des Speisewassers erst im Dampferzeuger verdampfte, bevor er aus dem Leck ausgetragen wurde. Das erklärt den Unterschied in der integralen Wärmeübertragung. Auch ist damit klar, warum in den ersten fünf Sekunden in der FZR-Rechnung der Sekundärdruck schneller fällt. Ein höherer Volumenstrom, bedingt durch einen höheren Dampfanteil, führt anfänglich zu einem schnelleren Druckabfall, der erst später durch das schnellere Aufsieden des verbliebenen Speisewassers kompensiert wird. Das ist auch die Ursache dafür, dass in der FZR-Rechnung die Reaktorschnellabschaltung schneller ausgelöst wird.

Ein Vergleich der Dampfgehaltswerte vor dem Leck in beiden Rechnungen bestätigt die oben beschriebene Kausalkette. Der Dampfgehalt in der FZR-Rechnung war während der Transiente bis zum Ausdampfen des Dampferzeugers grundsätzlich höher. Beide Rechnungen starteten aber bei einem Wert von 1.0 (kein Wasser in der Dampfleitung zu Beginn der Transiente).

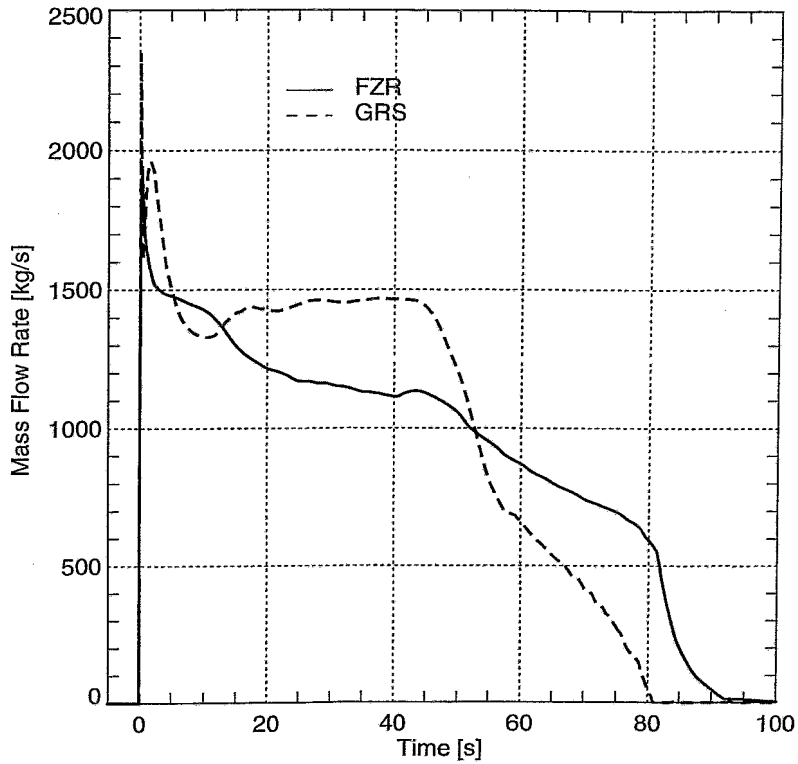


Abb. 3.10: Leckmassenstrom im Vergleich der ATHLET-Rechnungen

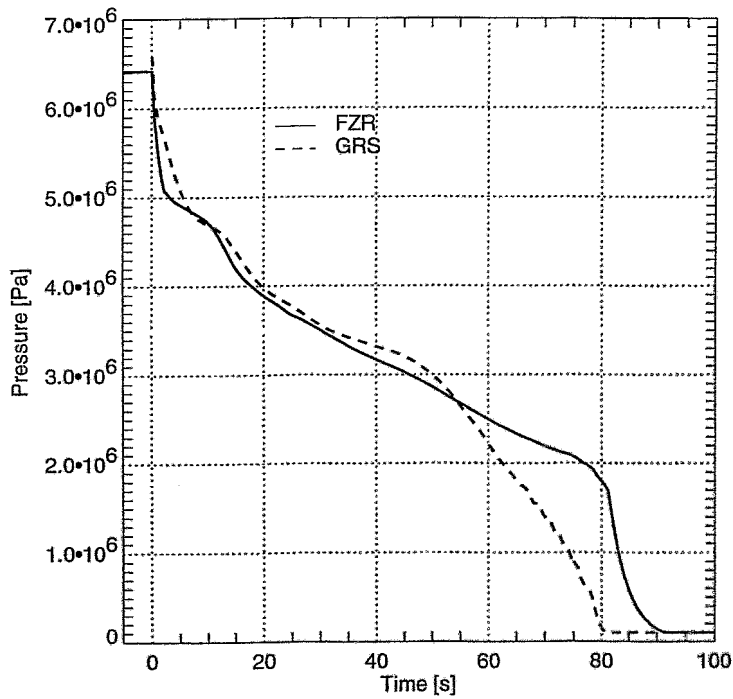


Abb. 3.11: Druck im defekten Dampferzeuger im Vergleich der ATHLET-Rechnungen

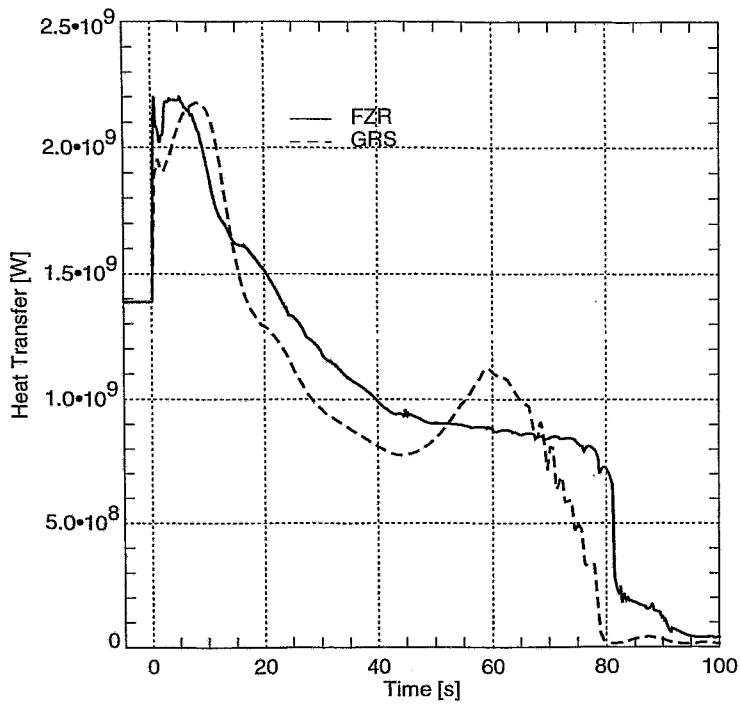


Abb. 3.12: Wärmeübertragung im defekten Dampferzeuger im Vergleich der ATHLET-Rechnungen

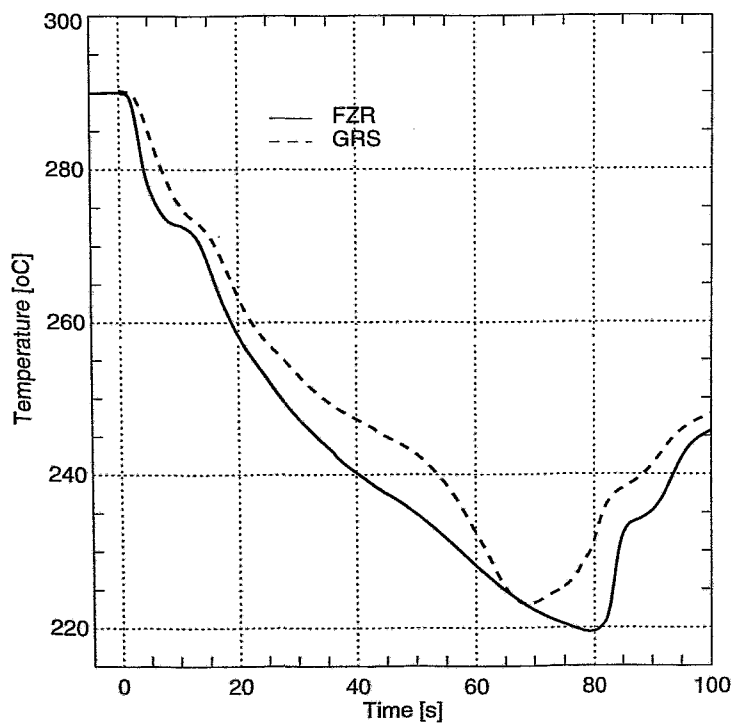


Abb. 3.13: Temperatur in der defekten Schleife im Vergleich der ATHLET-Rechnungen

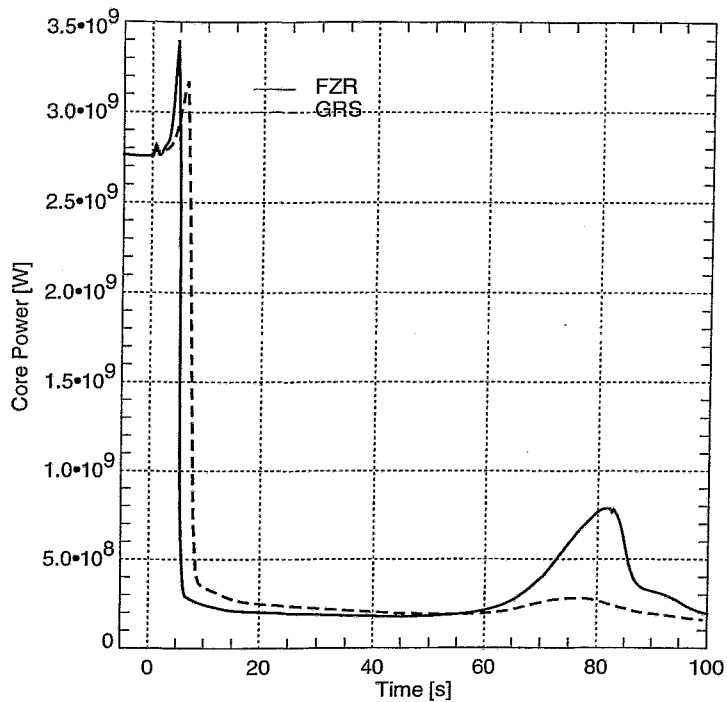


Abb. 3.14: Reaktorleistung im Vergleich der ATHLET-Rechnungen

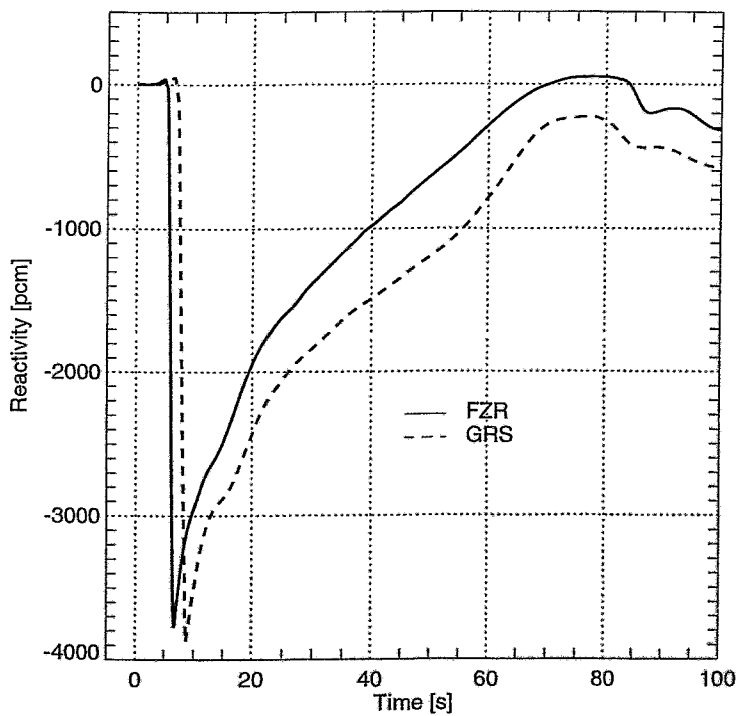


Abb. 3.15: Reaktivität im Vergleich der ATHLET-Rechnungen

Die eben beschriebenen Untersuchungen gingen weit über das im Arbeitsplan vorgesehene Programm hinaus. Zwischen beiden Partnern wurden wesentlich mehr Parameter verglichen als zum Vergleich mit den restlichen Teilnehmern in der Spezifikation angefordert worden waren. Trotzdem gelang es nicht, die primäre Ursache für die Unterschiede im Dampfgehalt zu finden. Eine weitere Ursachenforschung sollte erfolgen (außerhalb dieses Vorhabens).

An Phase 1 des Benchmarks nahmen 13 Organisationen mit acht verschiedenen Programmen teil. Die Auswertung der Ergebnisse durch die Pennsylvania State University ist noch nicht abgeschlossen. Diese stellt sich aufgrund der Komplexität der ablaufenden Prozesse als außerordentlich schwierig dar. In Kürze wird ein Vergleichsbericht erwartet, in dem wahrscheinlich auch auf die Unterschiede eingegangen wird. Vorab wurden Abbildungen mit den Zeitverläufen der angeforderten Parameter den Teilnehmern zur Verfügung gestellt.

Um einen Eindruck von der Bandbreite der Ergebnisse zu vermitteln, sind exemplarisch für zwei Parameter (Leckmassenstrom und Reaktorleistung) die Ergebnisse aller Teilnehmer auf den Abb. 3.16-3.19 dargestellt. Von einer Interpretation der Ergebnisse wird an dieser Stelle abgesehen. Ein Blick auf diese Abbildungen macht aber deutlich, dass eine Aufklärung der Unterschiede noch wesentlich schwieriger als der oben dargestellte Vergleich der beiden ATHLET-Rechnungen ist.

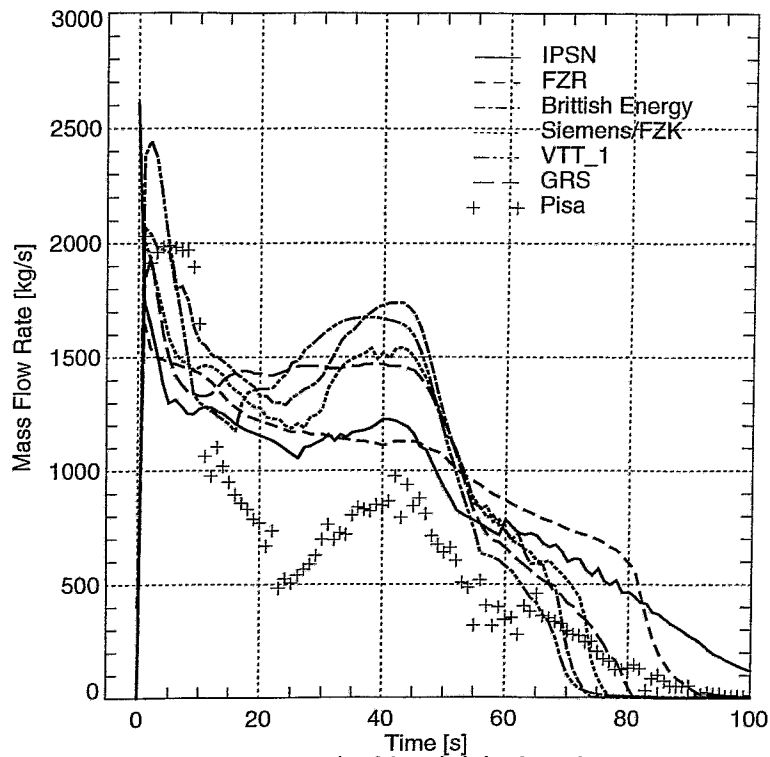


Abb. 3.16: Leckmassenstrom im Vergleich der eingereichten Lösungen (Teil 1)

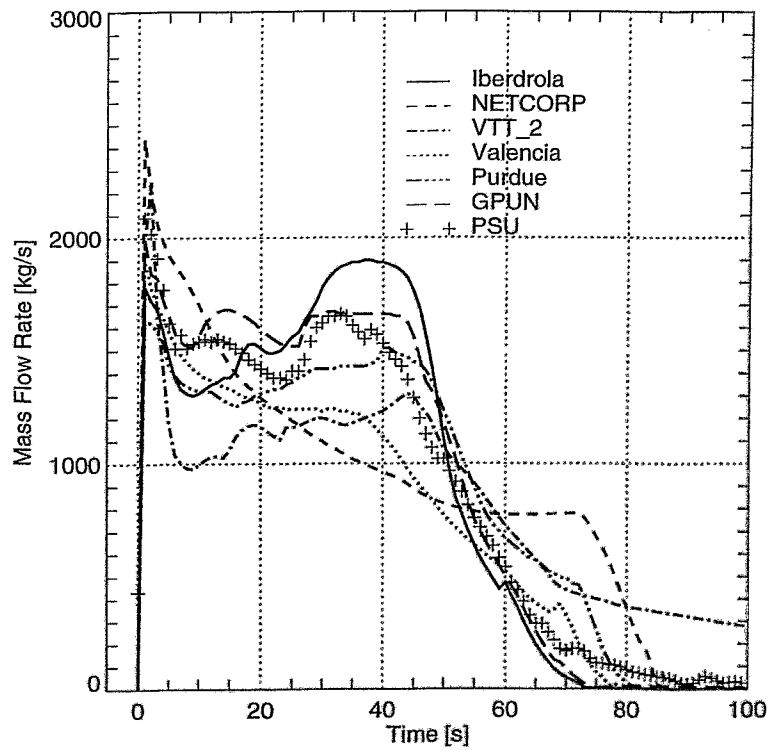


Abb. 3.17: Leckmassenstrom im Vergleich der eingereichten Lösungen (Teil 2)

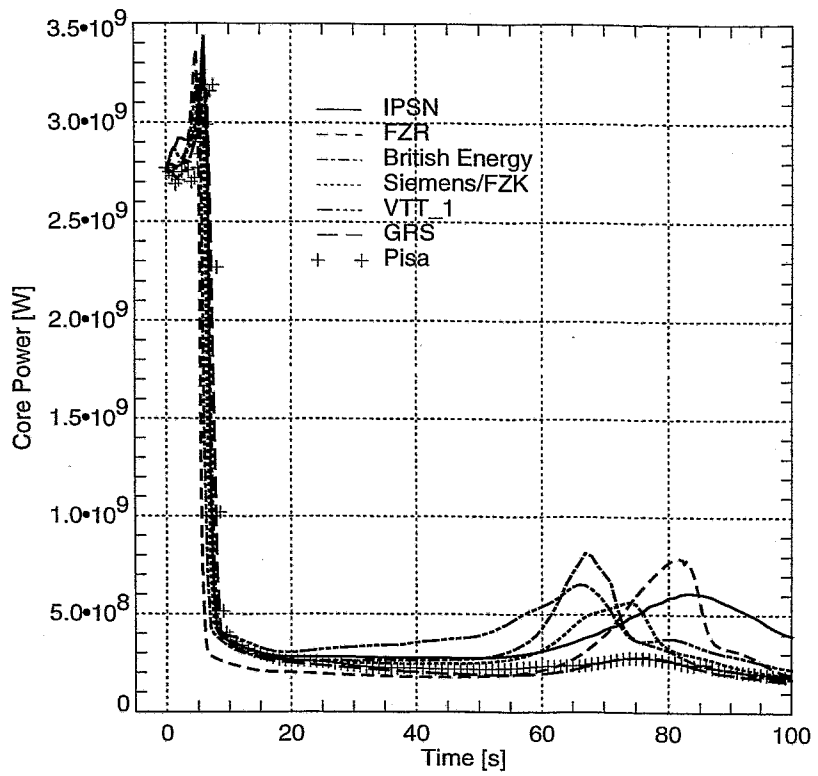


Abb. 3.18: Reaktorleistung im Vergleich der eingereichten Lösungen (Teil 1)

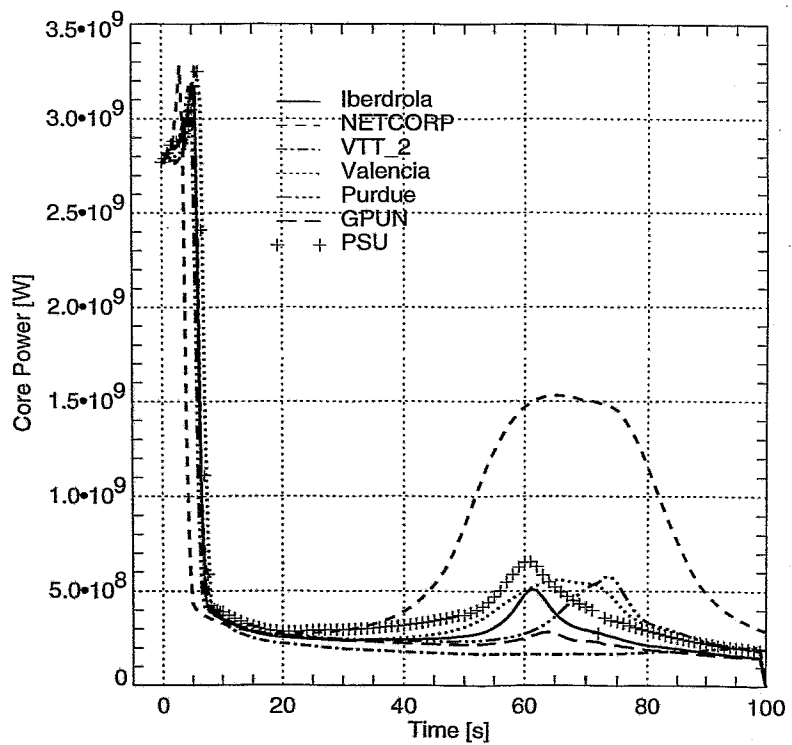


Abb. 3.19: Reaktorleistung im Vergleich der eingereichten Lösungen (Teil 2)

### 3.3 Rechnungen zu Phase 2 mit DYN3D

#### 3.3.1 Anpassungen an das Problem

Die Untersuchungen zu Phase 2 dienten allein dem Vergleich der verschiedenen Kernmodelle. Die Daten zur Berechnung der Transiente mit einem 3D Kernmodell wurden von der Penn State University (PSU) zusammen mit der Spezifikation [Iva99] bereitgestellt:

- geometrische Beschreibung des Reaktorkerns
- zeitlicher Verlauf und Verteilung des Kühlmitteldurchsatzes durch den Kern
- zeitlicher Verlauf und Verteilung der Kühlmittelintrittstemperatur in den Kern
- Zeit des Auslösen der Reaktorschnellabschaltung
- Wirkungsquerschnittsbibliothek für Szenarium 1 und 2
- zeitlicher Verlauf der integralen Nachzerfallswärme für Szenarium 1 und 2

Die vorgegebenen Bedingungen waren teilweise nicht von Anfang an eindeutig definiert. Die von der OECD veranstalteten Workshops waren zur Klärung der Randbedingungen für die verschiedenen Rechenprogramme erforderlich.

Die Bibliothek der Wirkungsquerschnitte musste an die Programme angeschlossen werden. Dabei konnte eine mitgelieferte Routine zur Interpolation benutzt werden. Da die Routine zur Interpolation in einer 4-dimensionale Tabelle vorgesehen war, die Wirkungsquerschnitte aber nur von der Kühlmitteldichte und der Brennstofftemperatur abhängen, war die Verwendung eines eigenen Unterprogrammes sinnvoll. Normalerweise sollten sich die auftretenden thermohydraulischen Parameter während der Transiente innerhalb des Interpolationsgebietes bewegen. Es kam aber teilweise zu Überschreitungen, z. B. war die Kühlmitteldichte am Kerneintritt in einigen Bereichen höher als der obere Grenzwert der Tabelle. Da die Überschreitung kleiner war als die Maschenweite zwischen den Stützstellen, ist eine Extrapolation der Wirkungsquerschnitte sinnvoll. Die mitgelieferte Routine verwendete bei Überschreitungen die Randwerte. Die mit DYN3D durchgeführten Analysen zeigten für das Szenarium 2 (mit Rekritikalität) eine Abhängigkeit des 2. Maximums (nach der Reaktorabschaltung) von der Art der Behandlung der Wirkungsquerschnitte außerhalb des vorgesehenen Bereiches. Bei der Diskussion des Effektes auf dem Workshop in Paris [NEA00] wurde vorgesehen, in den Rechnungen zu Phase 3 die Extrapolation zu verwenden. Da die Rechnungen zu Phase 2 nahezu abgeschlossen waren und die meisten Teilnehmer die mitgelieferte Routine benutzt hatten, werden die ohne Extrapolation erzielten Ergebnisse verglichen und veröffentlicht.

Die thermohydraulischen Bedingungen am Kerneintritt, d.h. die Temperatur- und Durchsatzverteilung sowie deren zeitlicher Verlauf wurden von der Penn State University (PSU) aus Rechnungen mit TRAC-PF1/NEM vorgegeben. Dabei wird die



gesamte Thermohydraulik von TRAC-PF1 beschrieben. Mit TRAC-PF1 können im Kern nur wenige thermohydraulische Zonen berücksichtigt werden. Insgesamt wurden 18 radiale Zonen berücksichtigt. Die Zuordnung der Brennelemente (BE) zu diesen 18 Zonen wurde nach einigen Missverständnissen eindeutig festgelegt [Iva99]. In DYN3D und den meisten anderen Rechnungen zu Phase 2 wurde der Reaktorkern mit einem mittleren Kanal pro Brennelement simuliert.

Abb. 3.20 zeigt einen Querschnitt des Reaktorkerns mit den Positionen der Steuer- und Abschaltstäbe. Gleichzeitig sind die Zonen ersichtlich, in denen für die einzelnen Brennelemente gleiche Werte für die Kühlmiteleintrittstemperatur und den Massenstrom in der DYN3D-Rechnung angenommen wurden. Die Brennelemente in den Zonen 1 - 18 haben die Bedingungen von den 18 Zonen in TRAC/PF-1/NEM. Die Elemente in radialen Reflektorzonen 19 – 24 erhalten die gleichen Werte wie in der angrenzenden Zone des Reaktorkerns. Die BE in den Regionen 25 – 33 der mittleren horizontalen Reihe erhalten die Mittelwerte der benachbarten Zonen. Abbildung 3.21 zeigt als Beispiel den Verlauf der Kühlmiteleintrittstemperaturen in 3 Zonen. Zone 8 kann der intakten und die gegenüberliegende Zone 11 der defekten Schleife zugeordnet werden. Die angenommene Stuck Rod befindet sich in Zone 18, die ebenfalls von der havarierten Schleife beeinflusst wird.

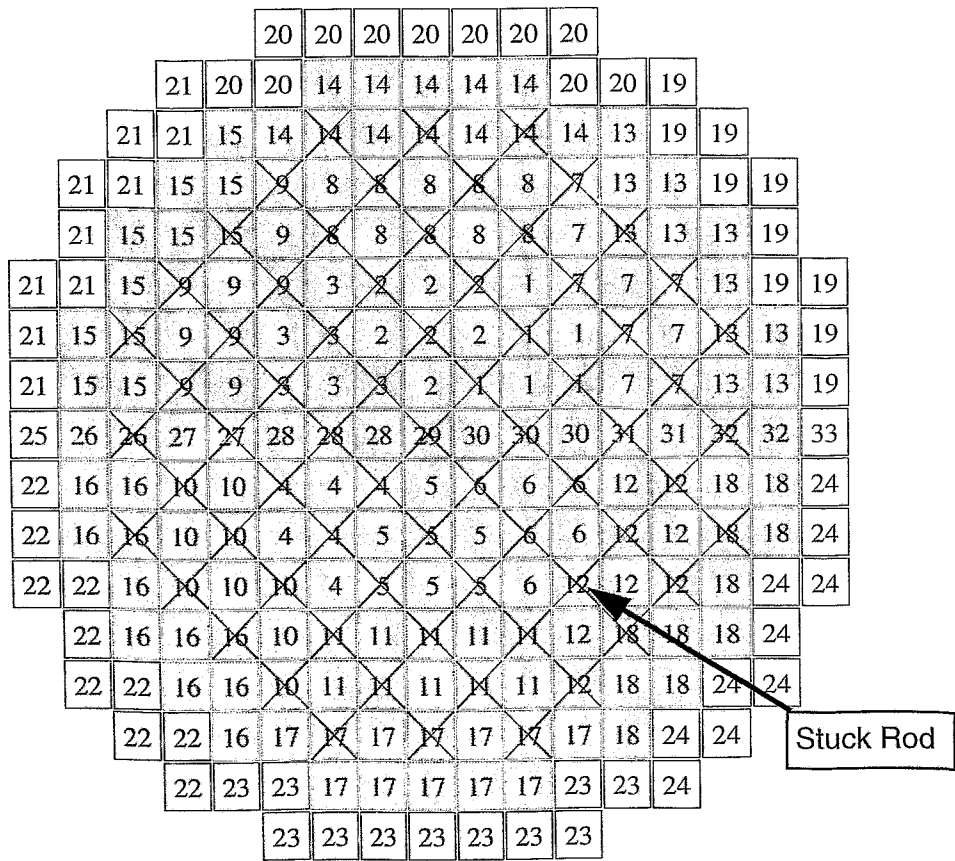


Abb. 3.20: Reaktorkern mit den Positionen der Steuer- und Abschaltstäbe. Zuordnung der thermohydraulischen Bedingungen am Kerneintritt zu den Brennelementen

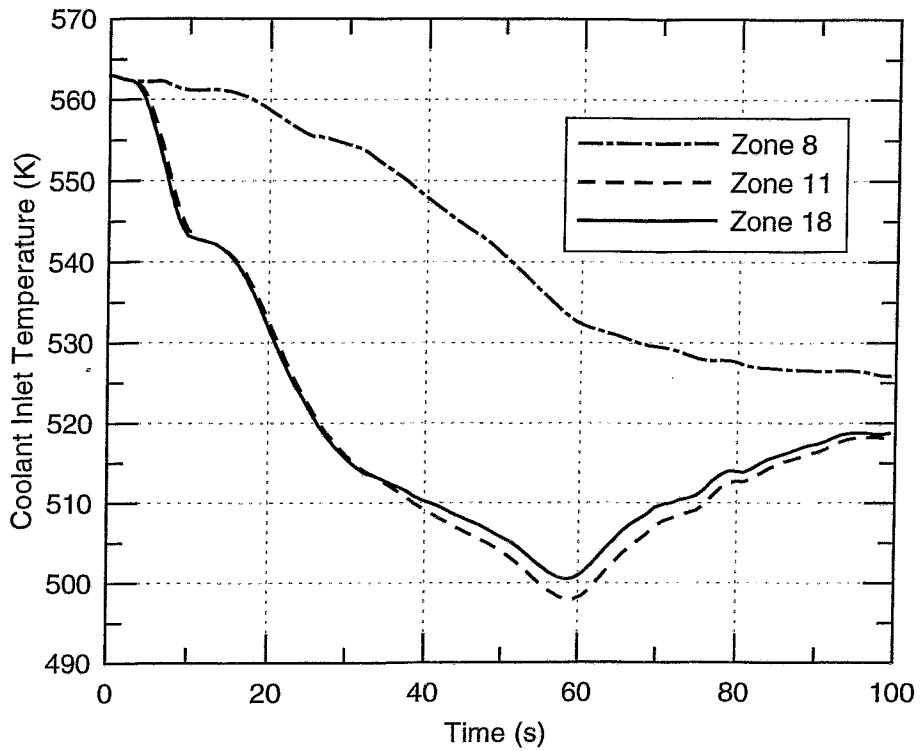


Abb. 3.21: Verlauf der Kühlmiteleintrittstemperaturen aus der TRA-PF1/NEM-Rechnung für 3 Zonen.

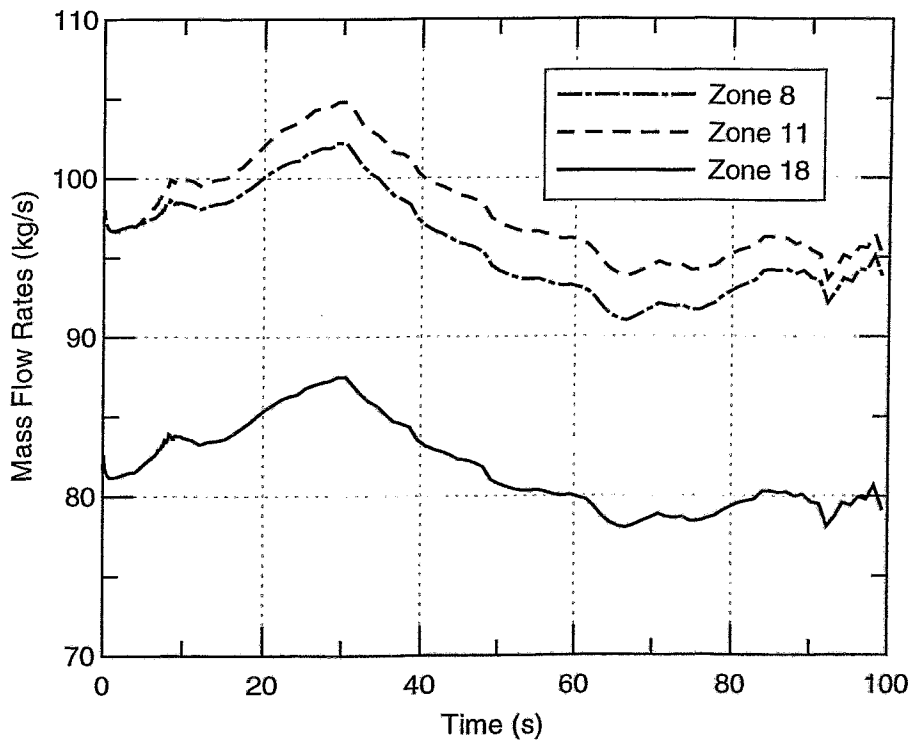


Abb. 3.22: Verlauf der BE-Massenströme aus der TRA-PF1/NEM-Rechnung für 3 Zonen

Die Verläufe des BE-Durchsatzes in Abb. 3.22 zeigen keine gravierende zeitliche Variation. Auch ist der Durchsatzunterschied zwischen der intakten Schleife und der defekten Schleife gering. In Zone 18, die sich näher am Rand des Kerns befindet, ist der Durchsatz geringer als in den beiden Zonen 8 und 11.

Für die Wirkungsquerschnitte im radialen Reflektor wurde die Brennstofftemperatur von 600 K und die Kühlmitteldichte gleich der Eintrittsdichte festgelegt. Im axialen Reflektor wird die Brennstofftemperatur gleich der Kühlmitteltemperatur gesetzt. Die Kühlmitteldichte entspricht im unteren Reflektor der Kühlmittelintrittstemperatur und im oberen Reflektor der Kühlmittelaustrittstemperatur. Für die Berechnung der Brennstofftemperaturen im Reaktorkern wurden die vorgegebenen Beziehungen für die Wärmeleitfähigkeit und -kapazität von Brennstoff und Hülle in das Programm implementiert. Im Gasspalt zwischen Brennstoff und Hülle war eine konstante Wärmeübergangszahl definiert worden. Die Dopplertemperatur  $T_{Dopp}$  zur Berechnung der Rückkopplung ergibt sich aus den Brennstofftemperaturen  $T_{f,c}$  im Zentrum und  $T_{f,s}$  an der Oberfläche des Pellets unter Verwendung von

$$T_{Dopp} = (1 - \alpha)T_{f,c} + \alpha T_{f,s}$$

mit  $\alpha = 0.7$ .

Weitere Besonderheiten sind die Berücksichtigung der Nachzerfallswärme. DYN3D besitzt ein detailliertes Nachzerfallswärmemodell, das die Nachzerfallswärme auf Basis der Leistungsgeschichte berechnet und auch den transienten Verlauf der Leistungsverteilung berücksichtigt. In Phase 2 des Benchmarks sollte die Verteilung der Nachzerfallswärme proportional der stationären Leistungsverteilung sein. Dafür und für die Implementierung des vorgegebenen Verlaufes der integralen Nachzerfallswärme wurden spezielle Codeanpassungen vorgenommen. Ansonsten erfolgten keine speziellen Anpassungen des Programms DYN3D.

### 3.3.2 Beschreibung der Ergebnisse für Szenarium 1 und 2

Es werden einige Ergebnisse der Rechnungen mit DYN3D für die Szenarien 1 und 2 dargestellt. Abb. 3.23 zeigt den Verlauf der thermischen Gesamtleistung und Abb. 3.24 den Verlauf der Reaktivität für beide Szenarien. Man sieht, dass im Szenarium 1 nach der Reaktorabschaltung keine Rekritikalität auftritt. Die Leistung bleibt gering und ihr Verlauf wird hauptsächlich von der Nachzerfallsleistung bestimmt. Anders ist das Verhalten für das Szenarium 2. Nach der Reaktorabschaltung kommt es infolge der geringeren Unterkritizität zur Rekritikalität und die Leistung hat ein zweites Maximum. Infolge des nicht eingefahrenen Stabes, dessen Position konservativ in dem Teil des Reaktors angenommen wird, wo die größte Unterkühlung auftritt, ist eine starke Deformation der Leistungsverteilung im 2. Leistungsmaximum zu verzeichnen. Abb. 3.25 zeigt die maximale lineare Stableistung der BE zu Beginn des Störfalls und Abb. 3.26 im Moment des 2. Leistungsmaximums. Man sieht, dass trotz der geringen Gesamtleistung im zweiten Maximum die maximale Stableistung höher ist als zu Beginn der Transiente. Betrachtet man den Verlauf der maximalen Dopplertemperatur für das Szenarium 2, so wird die Maximaltemperatur im 2. Leistungsmaximum erreicht (siehe Abb. 3.27) und ist damit höher als im stationären Volllastzustand.

Diese Resultate unterstreichen die Notwendigkeit eines 3-dimensionalen Kernmodells für die Untersuchung derartiger Transienten mit Rekritikalität. Für das Szenarium 1 ist die detaillierte Modellierung nach der Reaktorabschaltung von untergeordneter Bedeutung.

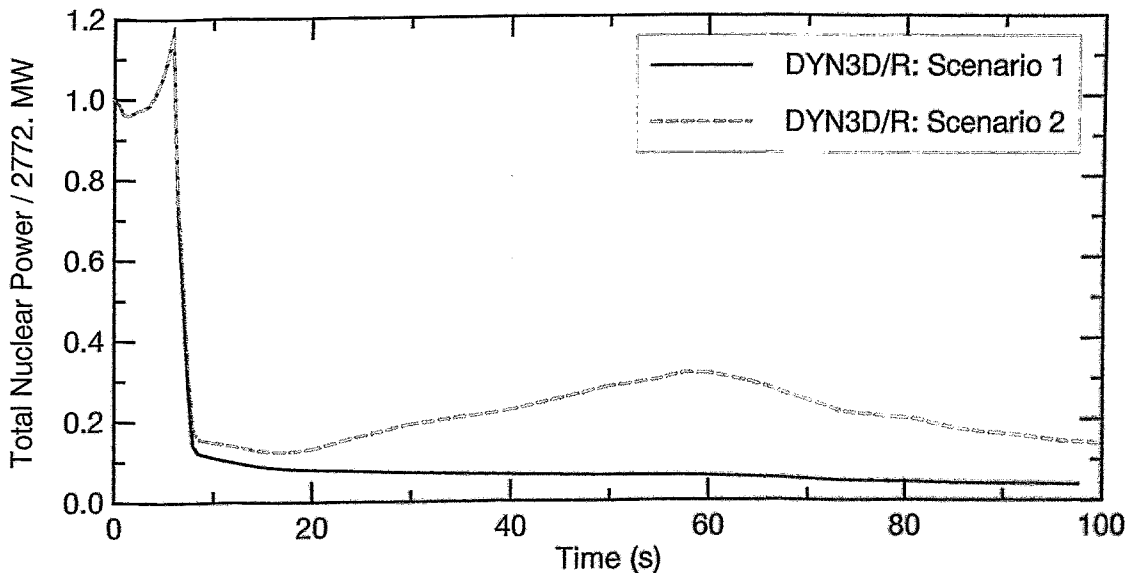


Abb. 3.23: OECD MSLB Benchmark: Verlauf der totalen Leistung für die Szenarien 1 und 2

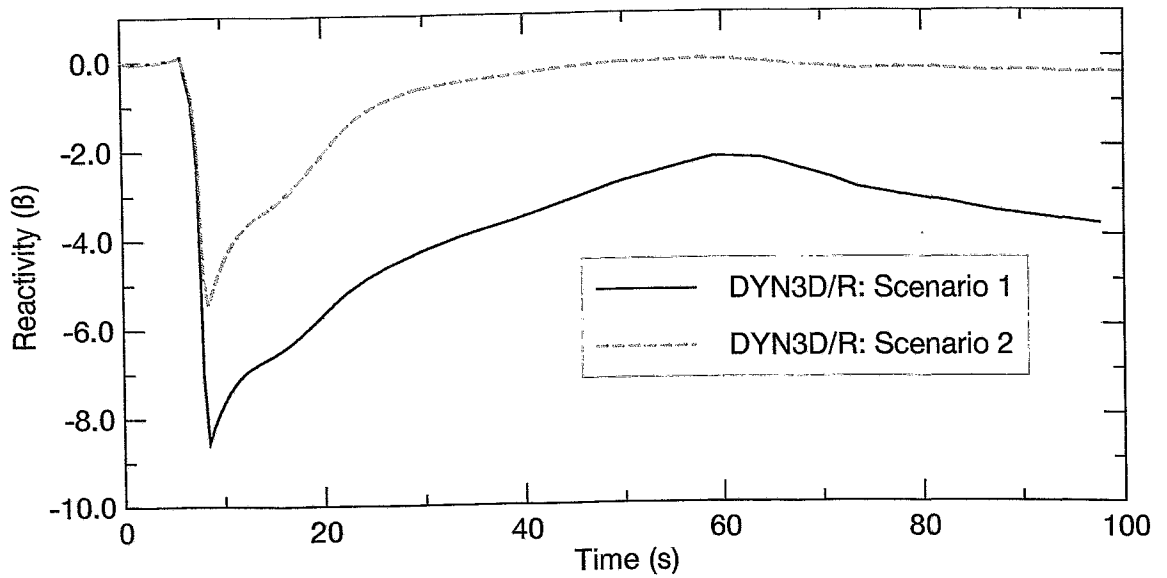


Abb. 3.24: OECD MSLB Benchmark: Verlauf der Reaktivität für die Szenarien 1 und 2

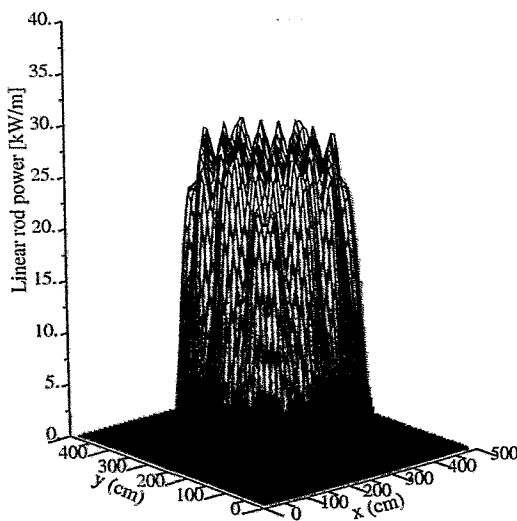


Abb. 3.25: OECD MSLB Benchmark: maximale Stableistung bei  $t = 0.0$  s.

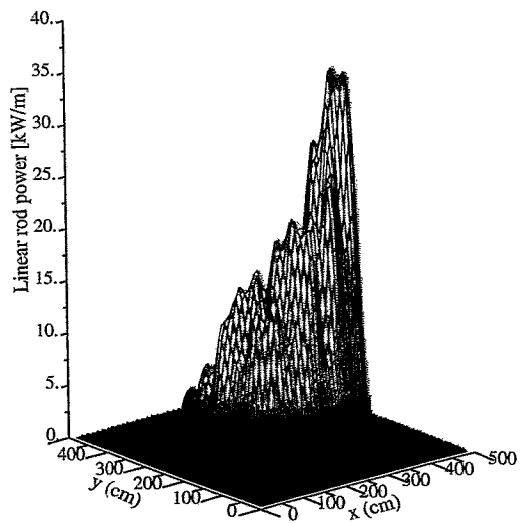


Abb. 3.26: OECD MSLB Benchmark: maximale Stableistung im Moment des 2. Maximums.

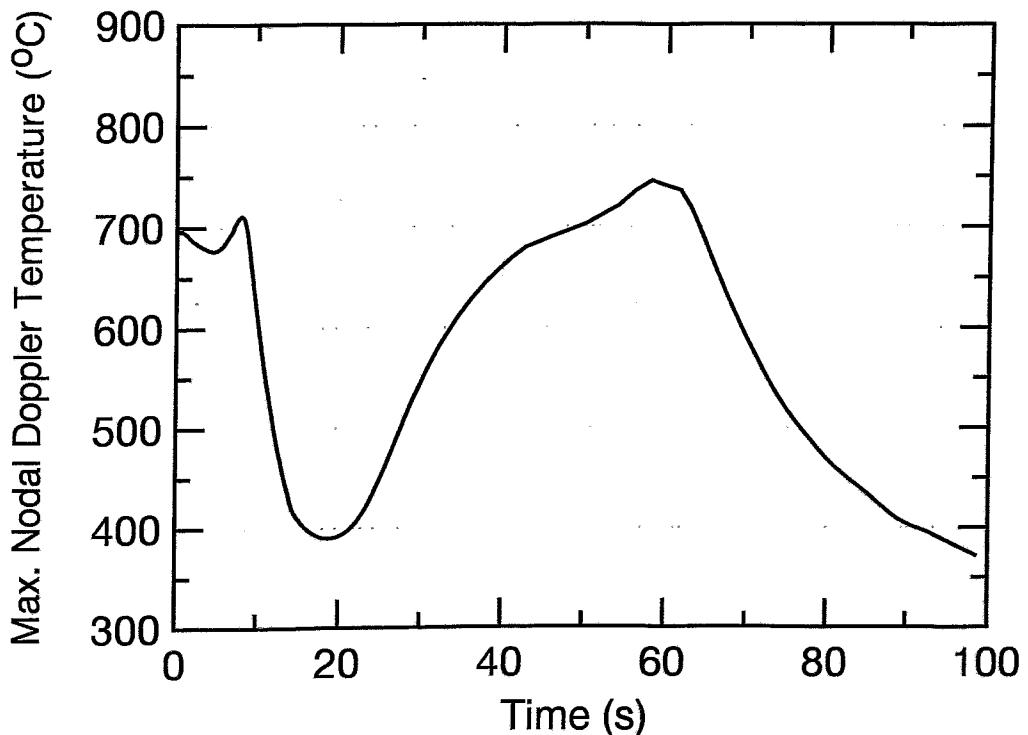


Abb. 3.27: OECD MSLB Benchmark: Verlauf der maximalen nodalen Dopplertemperatur für Szenarium 2

Die erzielten Ergebnisse zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit denen anderer Rechenprogramme. Da eine OECD-Veröffentlichung in Vorbereitung ist, werden hier nur einige Vergleiche dargestellt. Besonders der transiente Verlauf für Szenarium 2 ist für die Vergleiche der verschiedenen 3D Kernmodelle interessant. Abbildung 3.28 zeigt den axialen Verlauf der radial gemittelten nuklearen Leistung im stationären Vollastzustand. Es ist zu erkennen, dass sich die DYN3D-Ergebnisse (Kurve FZR) gut in das Spektrum der Ergebnisse der anderen Teilnehmern einordnen. Ähnlich gut wird der Verlauf der nuklearen Leistung beschrieben (Abb. 3.29). In Abbildung 3.30 ist der axiale Verlauf der Leistung im Brennelement mit dem Stuck Rod dargestellt. Die auftretenden Differenzen zwischen den Codes sind offensichtlich auf Modellunterschiede zurückzuführen. Ähnlich sind dann auch die Unterschiede im axialen Verlauf der Dopplertemperatur und der Kühlmitteldichte zu diesem Zeitpunkt (Abb. 3.31 und Abb. 3.32).

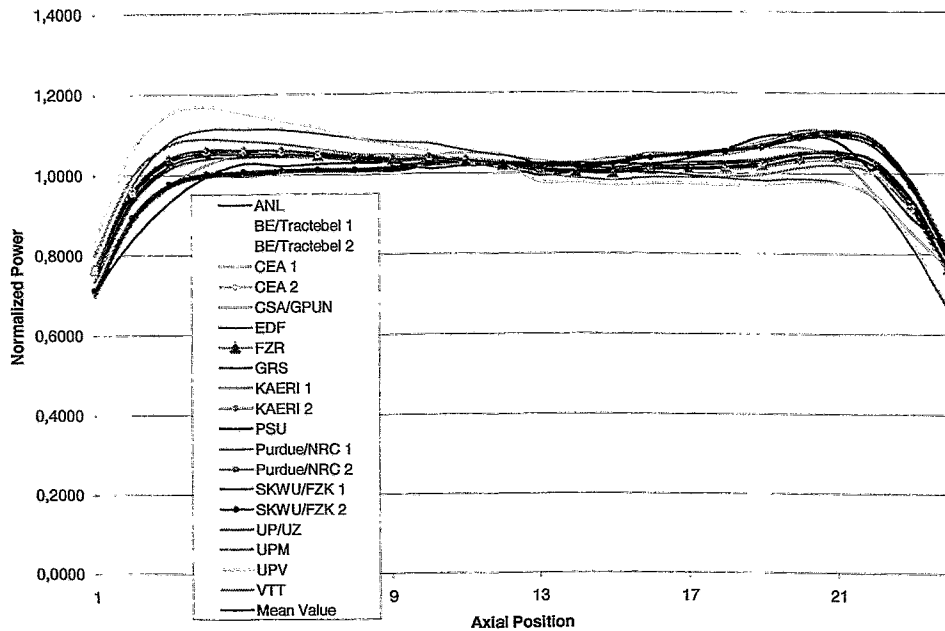


Abb. 3.29: Vergleich der Resultate der Teilnehmer: Axialer Verlauf der radial gemittelten Leistung für den stationären Ausgangszustand.

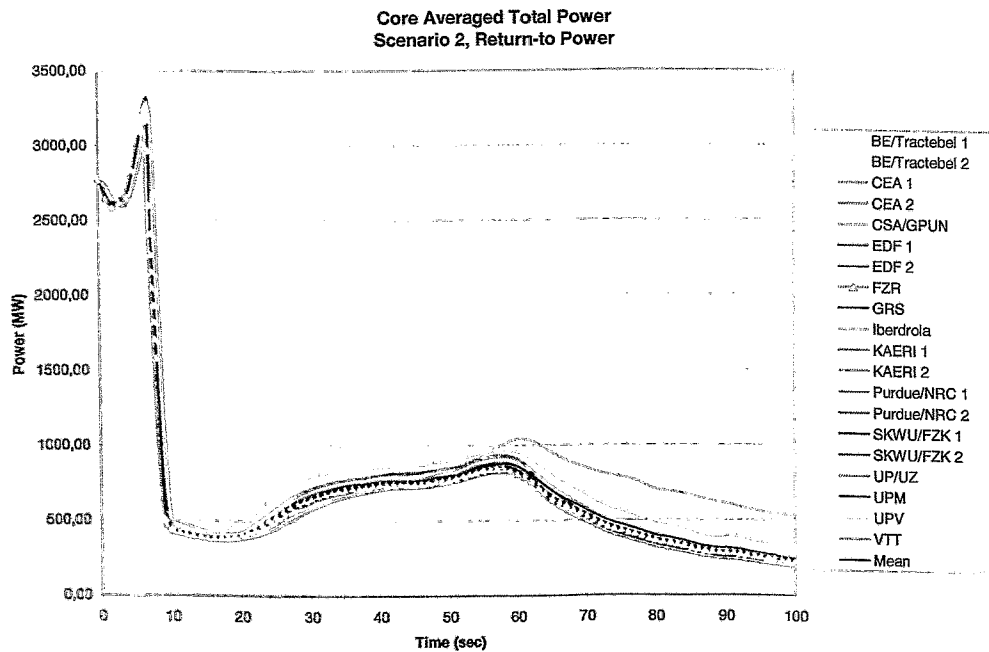


Abb. 3.30: Vergleich der Resultate der Teilnehmer: Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung für Szenarium 2

Scenario 2 - Return-to-Power, State 6  
 Relative Axial Power in Stuck Rod, N12  
 at Time of Highest Power After Scram  
 (177 Channels)

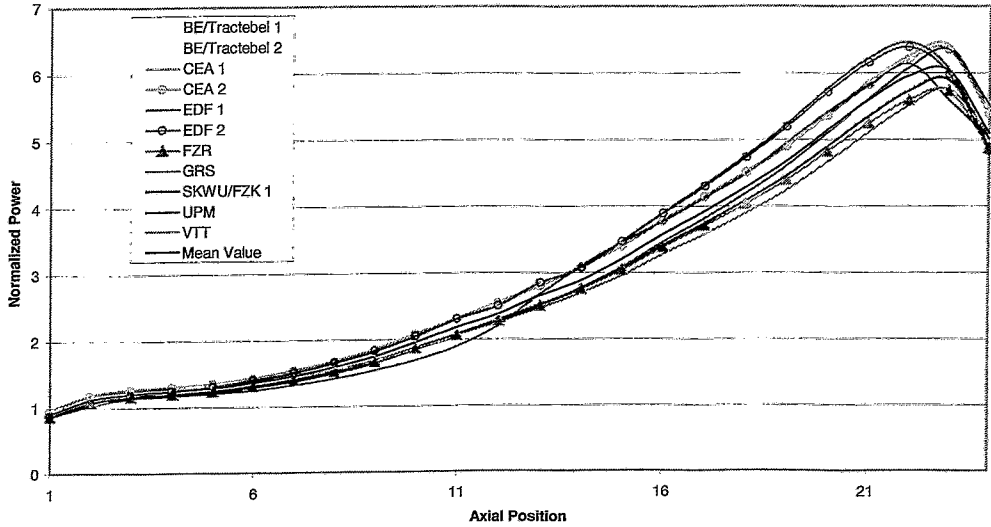


Abb. 3.31: Vergleich der Resultate der Teilnehmer: Axialer Verlauf der nuklearen Leistung im BE mit dem Stuck Rod für Szenarium 2 im Moment des 2. Leistungsmaximums

Scenario 2 - Return-to-Power, State 6  
 Doppler Temperature in Stuck Rod, N12  
 at Time of Highest Power After Scram  
 (177 Channels)

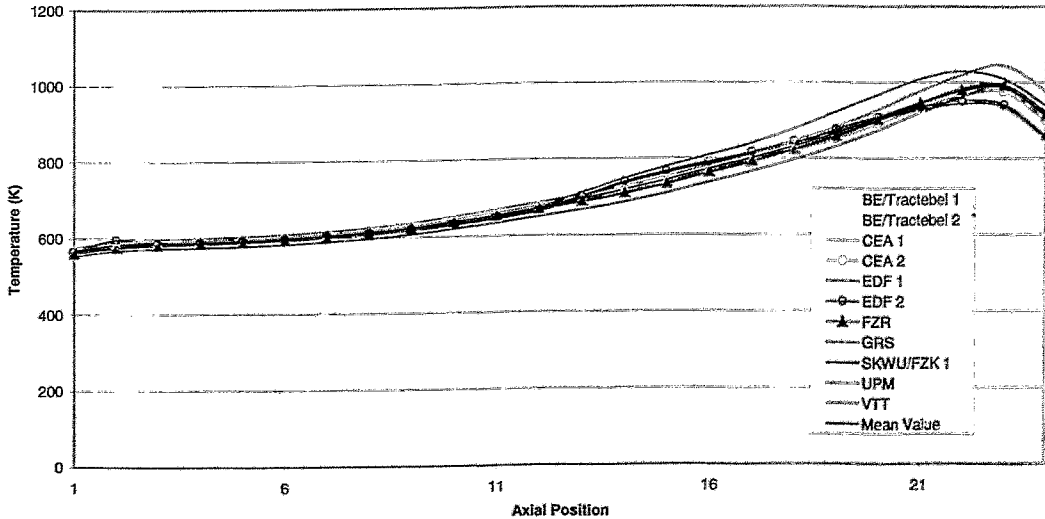


Abb. 3.32: Vergleich der Resultate der Teilnehmer: Axialer Verlauf der Dopplertemperatur im BE mit dem Stuck Rod für Szenarium 2 im Moment des 2. Leistungsmaximums



Scenario 2 - Return-to-Power, State 6  
 Coolant Density in Stuck Rod, N12  
 at Time of Highest Power After Scram  
 (177 Channels)

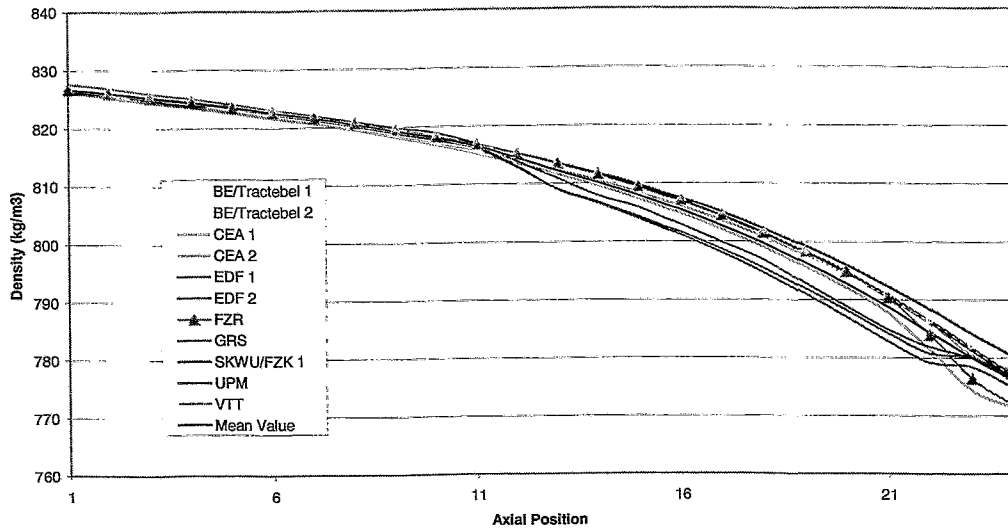


Abb. 3.33: Vergleich der Resultate der Teilnehmer: Axialer Verlauf der Kühlmitteldichte im BE mit dem Stuck Rod für Szenarium 2 im Moment des 2. Leistungsmaximums

### 3.3.3 Effekt der Extrapolation der Querschnitte bei Überschreitung der Tabellengrenzwerte

Die Grenzwerte der Moderatorndichte  $\rho$  in der vorgegebenen Tabelle der Wirkungsquerschnitte liegen bei  $810.1 \text{ kg/m}^3 > \rho > 641.4 \text{ kg/m}^3$ . Dieser Bereich der Dichte wurde für die Transiente als ausreichend betrachtet. Es kommt allerdings im Bereich der Brennelemente, die der defekten Schleife zugeordnet werden können, zu Überschreitungen des oberen Wertes von  $810.1 \text{ kg/m}^3$  bzw. zu Unterschreitungen der zugehörigen Temperatur von  $T = 524.4 \text{ K}$  (siehe auch Abb. 3.21). In der von der PSU gelieferten Subroutine wurden in diesem Falle die Grenzwerte der Wirkungsquerschnitte benutzt. In den DYN3D-Rechnungen wurde eine eigene Subroutine verwendet. Hierin wurde bei Überschreitung der Tabellengrenzen eine Extrapolation verwendet. Die minimale Moderatortemperatur in diesem Benchmark liegt bei  $497.4 \text{ K}$ . Die Extrapolation erscheint bei den hier vorliegenden geringen Überschreitungen als gerechtfertigt. Rechnungen mit DYN3D zeigten einen Einfluß zwischen den 2 Vorgehensweisen auf das 2. Leistungsmaximum für das Szenarium 2 (siehe Tabelle 3.2)

Tabelle 3.2: Vergleich der Leistung im 2. Leistungsmaximum bei unterschiedlicher Berechnung der Wirkungsquerschnitte

Verfahren	Leistung im 2. Maximum (in MW)
Ohne Extrapolation	846.5
Mit Extrapolation	904.5

Die Leistung im 2. Maximum ist ohne Extrapolation der Querschnitte niedriger, da die Unterkühlung unter den Grenzwert und die damit verbundene zusätzliche Reaktivitätserhöhung nicht berücksichtigt wird. Betrachtet man dagegen den zeitliche Verlauf des Leistungspeakfaktors (Abb. 3.34), so ist dieser ohne Extrapolation höher. Mit Extrapolation ist der Reaktor am Kerneintritt reaktiver. Dadurch erhöht sich die Leistungsverteilung am Kerneintritt etwas. Entsprechend verringert sich der Peak der normierten Leistungsverteilung im oberen Teil des Reaktors (siehe Abb. 3.35).

Da die Unterschiede klein waren, die meisten Teilnehmer die PSU-Routine verwendet hatten und der Vergleich der Ergebnisse schon sehr weit fortgeschritten war, wurden in Phase 2 Rechnungen ohne Extrapolation der Wirkungsquerschnitte verglichen. Für Phase 3 wurde von der PSU dagegen eine Routine geliefert, die die Wirkungsquerschnitte bei Überschreitung der Grenzen extrapoliert.

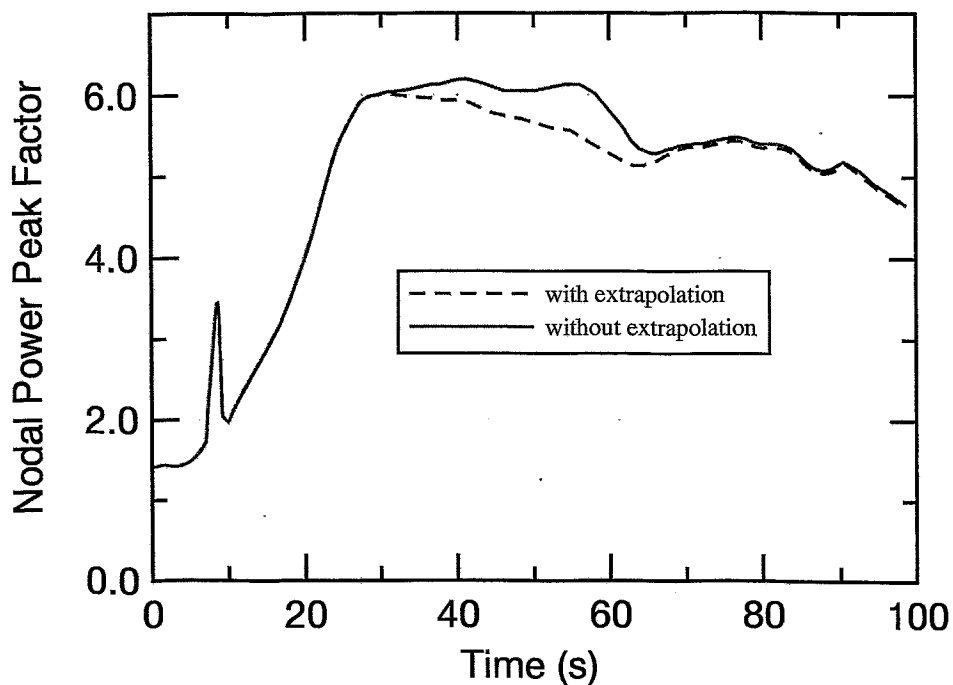


Abb. 3.34: Leistungspeakfaktor für das Szenarium 2: Vergleich der DYN3D-Ergebnisse mit und ohne Extrapolation der Wirkungsquerschnitte.

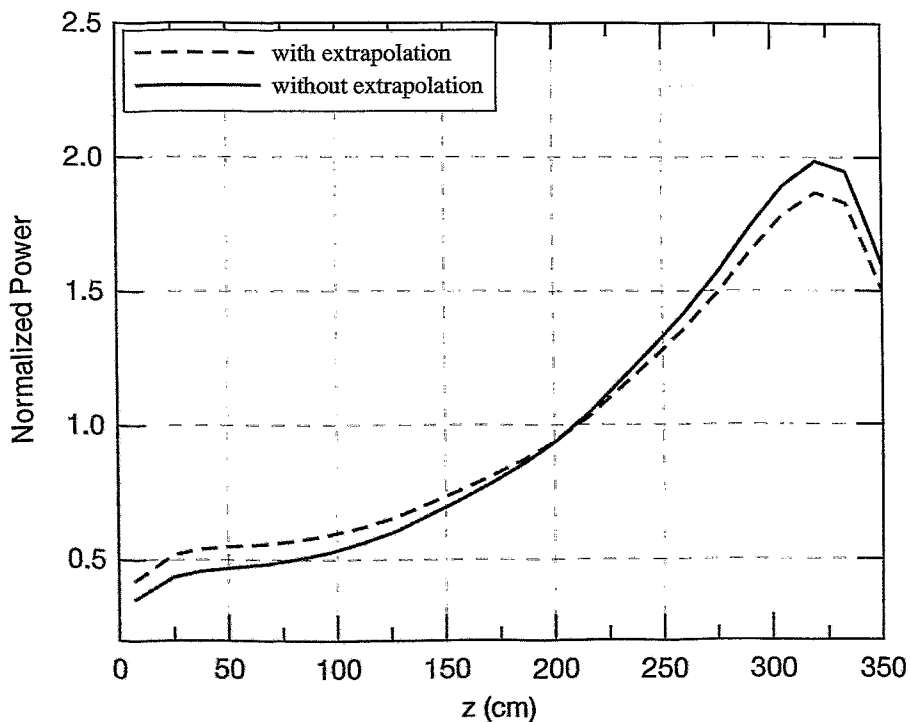


Abb. 3.35: Axiale Verteilung der radial gemittelten Leistung im Moment des 2. Leistungsmaximums von Szenarium 2: Vergleich der Ergebnisse mit und ohne Extrapolation der Wirkungsquerschnitte

### 3.3.4 Vergleichende Untersuchungen mit einer unterschiedlichen Anzahl von Kühlkanälen

Mit der externen Kopplung von ATHLET/DYN3D bereitet die Modellierung des Kerns mit einem Kühlkanal pro BE für die Rechnungen zu Phase 3 keine Probleme. Einige gekoppelte Codes konnten aus verschiedenen Gründen den Reaktorkern nur mit einer gröberen thermohydraulischen Nodalisierung behandeln. Deshalb wurden unter Verwendung von DYN3D für das Szenarium 2 von Phase 2 zur Untersuchung der Unterschiede vergleichende Analysen zwischen der Simulation mit 241 Kühlkanälen (1 Kühlkanal pro BE) und mit 33 Kühlkanälen für den Reaktorkern durchgeführt. Im letzten Fall wurden die Kanäle so ausgewählt, dass jede der 33 Regionen in Abb. 3.20 mit einem Kühlkanal modelliert wurde. Die neutronenkinetische Nodalisierung ist in beiden Fällen die gleiche. Die Analysen ergaben, dass sich die integralen Größen wie  $k_{eff}$ , Leistung im 1. Maximum vor der Abschaltung und Höhe des 2. Leistungsmaximums nur wenig unterscheiden (siehe Tabelle 3.3).

Tabelle 3.3: DYN3D Ergebnisse für das OECD MSLB Benchmark – Phase 2 (Szenarium 2)

Anzahl der Kanäle	Eigenwert $k_{eff}$	1. Leistungsmaximum (MW)	2. Leistungsmaximum (MW)
241	1.00478	3222	846.5
33	1.00640	3256	813.7

Abbildung 3.36 und 3.37 zeigen den Verlauf von Reaktorleistung und Reaktivität für die beiden Analysen. Auch hier ergeben sich nur geringe Unterschiede. Interessant ist der Vergleich lokaler Größen. Betrachtet man den Leistungsformfaktor des prompten Anteils der nuklearen Leistung, so ergibt sich für die Analyse mit 33 Kühlkanälen ein höherer Wert (siehe Abb. 3.38). Dies ist durch die geringere örtliche Dopplerrückkopplung im Bereich des Stuck Rod bedingt, da für die thermohydraulischen Berechnungen eine Leistungsmittelung über die zu dem Kanal gehörenden BE durchgeführt wird. Dies führt trotz des höhern lokalen Leistungsmaximums zu einer insgesamt geringeren lokalen Rückkopplung als in der detaillierteren Rechnung (siehe Abb. 3.39). In der Neutronenkinetik, die in beiden Fällen mit der gleichen Detailliertheit gerechnet wird, führt dies zu einem höheren lokalen Maximum.

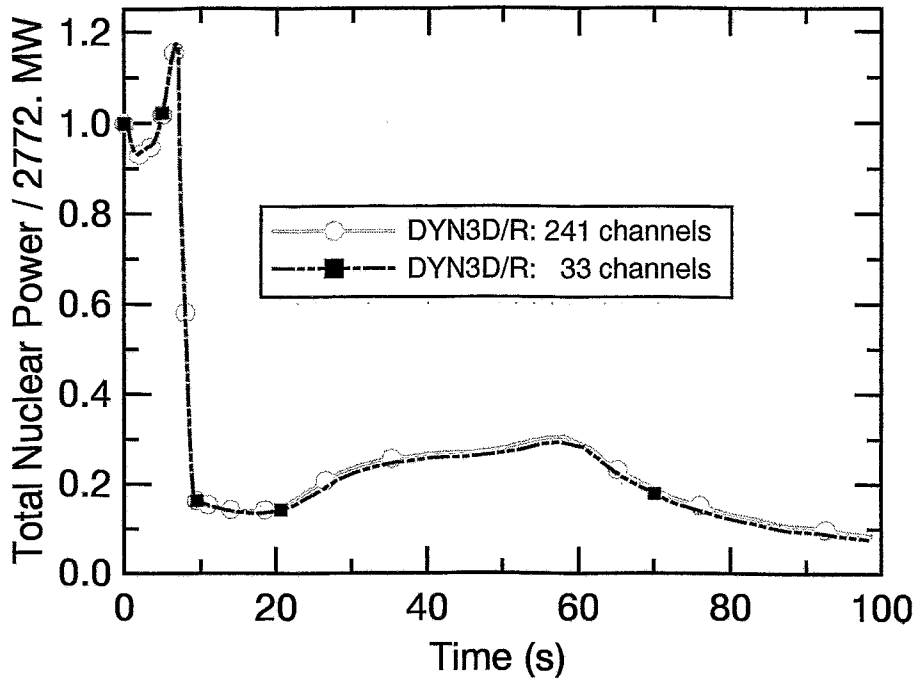


Abb. 3.36: Verlauf der nuklearen Leistung für Szenarium 2 – Vergleich 241 und 33 thermohydraulische Kanäle

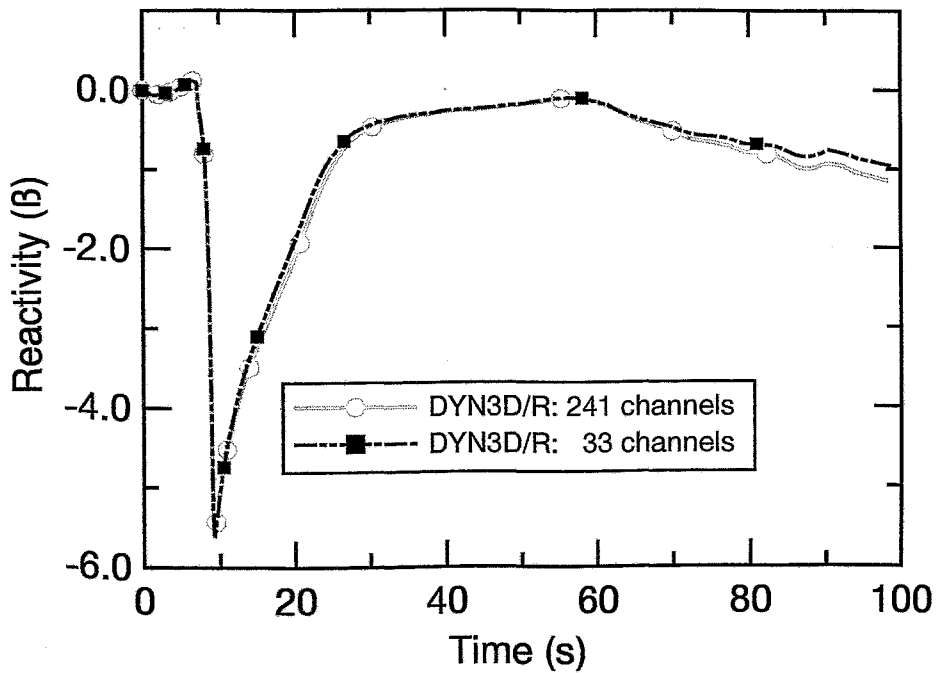


Abb. 3.37: Verlauf der Reaktivität für Szenarium 2 – Vergleich 241 und 33 thermohydraulische Kanäle

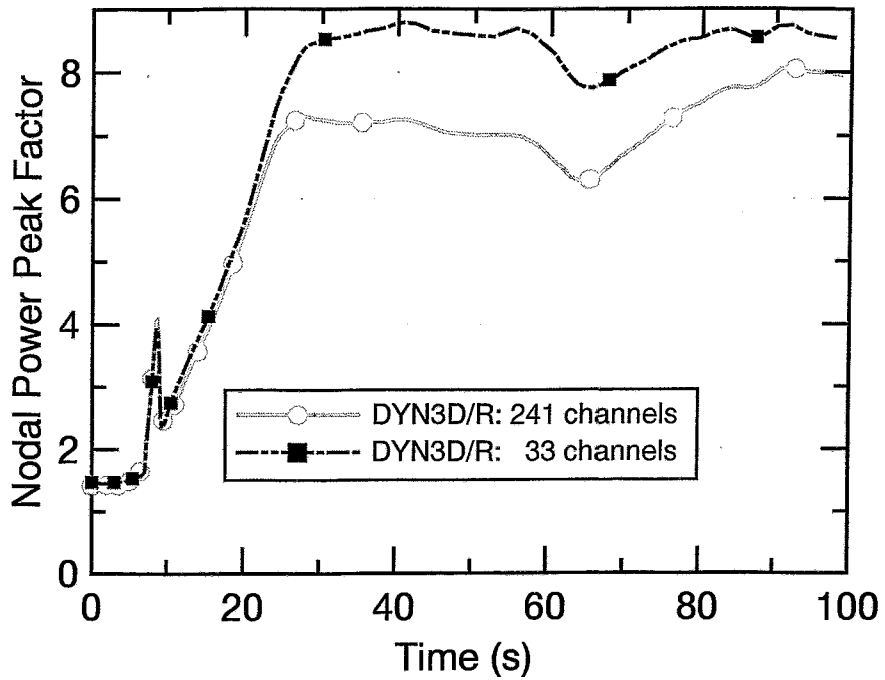


Abb. 3.38: Verlauf des Peakfaktors der prompten Leistung für Szenarium 2 – Vergleich 241 und 33 thermohydraulische Kanäle

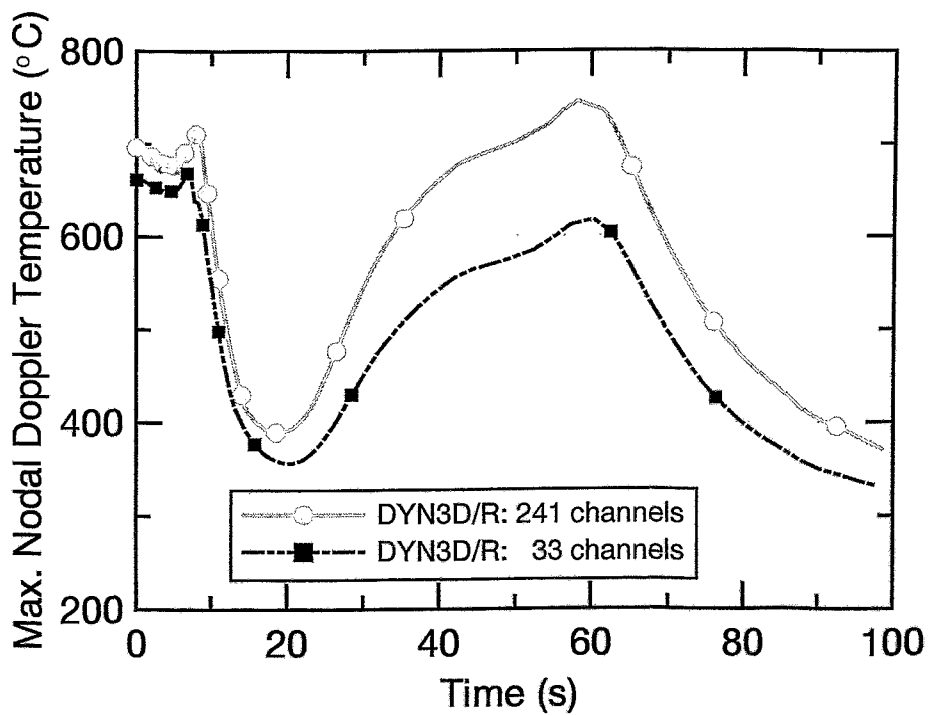


Abb. 3.39: Verlauf der maximalen nodalen Dopplertemperatur für Szenarium 2 – Vergleich 241 und 33 thermohydraulische Kanäle

Die Ergebnisse der Untersuchungen wurden in [Gru99] veröffentlicht. Die vergleichenden Analysen zeigen, dass trotz der guten Übereinstimmung der integralen Parameter größere Abweichungen in den lokalen Größen auftreten. Diese können eventuell durch eine geschickte Wahl der Kühlkanäle im groben Modell verringert werden. So kann man in dem hier betrachteten Fall in der Rechnung mit weniger Kühlkanälen die thermohydraulische Modellierung in der Umgebung des Stuck Rod detaillierter gestalten und in dem Bereich geringer Leistung weniger Kühlkanäle verwenden. Wie schon für den Fall des Auswurfs eines Steuerstabes gezeigt wurde [Gru93], läßt damit eine bessere Genauigkeit der lokalen Größen erreichen. Insgesamt ist aber der detaillierten Modellierung der Vorzug zu geben.

### **3.4 Rechnungen zu Phase 3 mit DYN3D/ATHLET**

#### **3.4.1 Modellierung**

Die Phase 3 des OECD Benchmarks ist eine Kombination der Rechnungen zu Phase 1 und Phase 2. Das in Phase 1 verwendete Punktkinetikmodell war dabei durch das 3D neutronenkinetische Kernmodell, das in Phase 2 zur Anwendung kam, zu ersetzen.

Für die im FZR mit dem Programmkomplex DYN3D/ATHLET durchgeführten Rechnungen kam die externe Kopplung zur Anwendung. Die verschiedenen Arten der Kopplung mit ihren Vor- und Nachteilen sind ausführlich im Abschlussbericht beschrieben [Gru95b]. Ausschlaggebend für die Verwendung der externen Kopplung waren hauptsächlich folgende zwei Gründe: Alle notwendigen Modifikationen für die Rechnungen zum Benchmark mit DYN3D waren schon im Rahmen der Phase 2 durchgeführt worden. Aus früheren Arbeiten ist bekannt, dass die externe Kopplung erhebliche Rechenzeitvorteile bei der Behandlung vieler paralleler Kanäle (> 100) hat. Im Rahmen der Rechnungen war vorgesehen, jeden der 177 Kühlkanäle des Reaktorkerns einzeln zu modellieren.

Die Modellierung des Primär- und Sekundärkreislaufes wurde vollständig aus Phase 1 übernommen, ebenso kam die in Phase 2 benutzte Modellierung des Reaktorkerns ohne Modifikationen zur Anwendung.

Vor Beginn der eigentlichen Benchmarkrechnung wurde auch hier eine Nulltransientenrechnung durchgeführt. Ursache waren die gleichen Anfangsprobleme im thermohydraulischen Bereich wie in den Rechnungen zu Phase 1.

#### **3.4.2 Transiente Rechnungen zu Szenarium 1 und 2**

Wie auch in Phase 2 waren hier zwei Rechnungen auszuführen. Szenarium 2 unterscheidet sich nur durch eine geringere Abschaltreaktivität von Szenarium 1.

Die globalen thermohydraulischen Parameter in beiden Rechnungen zu Phase 3 zeigen die gleichen Zeitverläufe wie in Phase 1. Sichtbare Unterschiede gibt es in den neutronenkinetischen Parametern Reaktivität und Reaktorleistung (Abb. 3.40 und 3.41). Ursache für die Unterschiede ist die durch die Reaktorschnellabschaltung eingebrachte Abschaltreaktivität. Der Wert aus der Rechnung „3D-Kinetik Szenarium 1“ ist ein „best-estimate“ Wert, wie er sich aus der Querschnittsdatenbibliothek ergibt. Für Szenarium 2 wurde der Wert künstlich verringert, um für den Vergleich zwischen den verschiedenen Programmen einen deutlichen Leistungsanstieg mit ausgeprägten räumlichen Effekten zu erhalten. Die Abschaltreaktivität der Punktkinetikrechnung wurde konservativ aus



HZP-Rechnungen unter Annahme einer Ungenauigkeit von 10% ermittelt. Damit ist der Wert geringer als in der 3D-Rechnung zu Szenarium 1 (siehe Abb. 340).

In allen drei Rechnungen steigt die Reaktivität durch die Auskühlung des Primärkreislaufes bis zum völligen Ausdampfen des defekten Dampferzeugers an. Obwohl in der 3D-Kinetik-Rechnung für Szenarium 1 die Reaktivität nicht an die Nullmarke herankommt, gibt es doch bei  $t \approx 80$  s einen kleinen Leistungsanstieg bis auf 9 % der Nominalleistung. Davon sind ungefähr 6 % Restwärme und 3 % Leistungsfreisetzung aus der Kernspaltung. Diese ergibt sich durch den Zerfall von Mutterkernen verzögerter Neutronen bei verringerter Unterkritizität. Deutlich höhere Werte werden erwartungsgemäß in Szenarium 2 erreicht.

An der Auswertung und dem Vergleich der eingereichten Lösungen der einzelnen Teilnehmer wird an der Pennsylvania State University gearbeitet. Auch dazu soll in nächster Zeit ein Bericht veröffentlicht werden. Vorabinformationen zu den Ergebnissen liegen noch nicht vor.

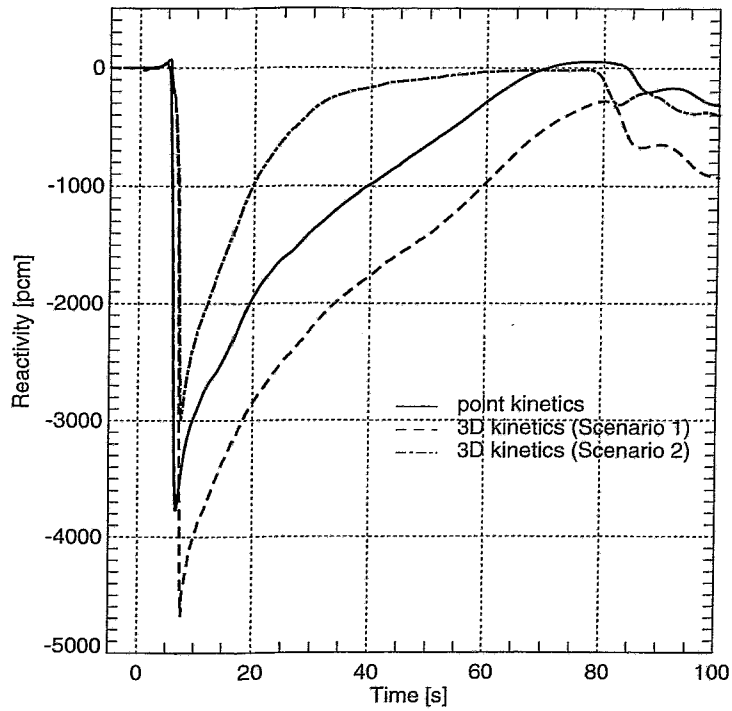


Abb. 3.40: Reaktivität im Vergleich zwischen Punktkinetik- und 3D Rechnungen

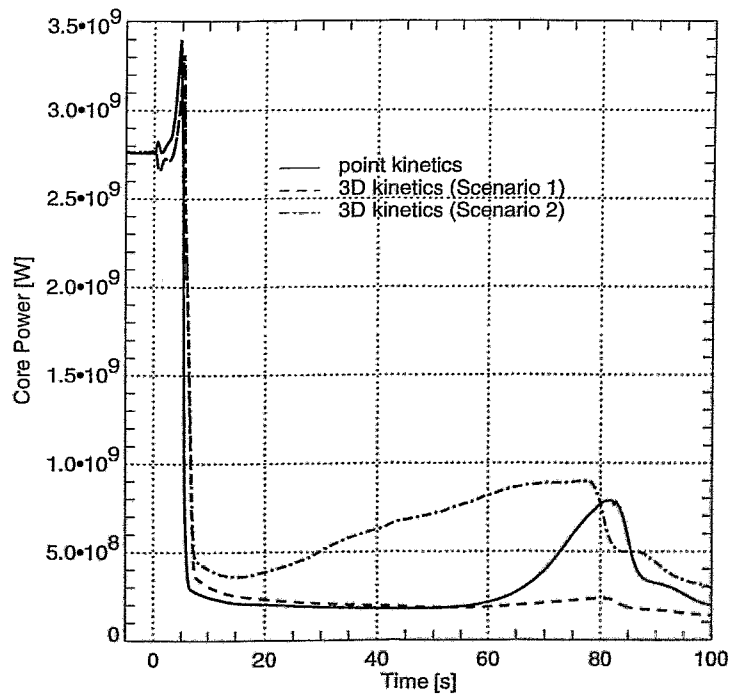


Abb. 3.41: Reaktorleistung im Vergleich zwischen Punktkinetik- und 3D Rechnungen

### 3.4.3 Untersuchung des Einflusses der Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter

Für die Lösungen zu Phase 1 und 3, die für den Vergleich mit den anderen Teilnehmern eingereicht wurden, kam die in der Spezifikation vorgegebene Formel für die Kühlmittelvermischung im Reaktordruckbehälter zur Anwendung.

Um den Einfluss der Vermischung auf den transienten Leistungsverlauf zu untersuchen, wurden Sensitivitätsanalysen am Beispiel von Szenarium 1 durchgeführt. In zusätzlichen Rechnungen wurde die Vermischung im Reaktordruckbehälter völlig ausgeschlossen.

Bei fehlender Vermischung im Reaktordruckbehälter wird der Temperaturunterschied zwischen kaltem und heißem Strang der vom Leck betroffenen Schleife nur durch die Aufheizung im Reaktorkern und damit die Restwärmefreisetzung bestimmt. Das bedeutet, dass die Wärmeabfuhr in den Sekundärkreislauf in dieser Schleife kleiner ist (siehe Abb. 3.42). Das wiederum hat zur Folge, dass die globale Auskühlung des Primärkreislaufes geringer ist. Andererseits strömt das Kühlmittel aber aus dem vom Leck betroffenen kalten Strang unvermischt in die zugeordnete Kernhälfte, in der sich (lt. Spezifikation) auch der steckengebliebene Absorberstab befindet. Aufgrund der Nichtvermischung ist die Kühlmitteltemperatur am Eintritt in diese Kernhälfte trotz geringerer mittlerer Auskühlung des Primärkreislaufes niedriger. Der Reaktivitätseintrag ist größer und aus diesem Grund steigt die Reaktorleistung bis zum Ausdampfen des Dampferzeugers auf einen höheren Wert an, der 15 % der Nominalleistung beträgt (siehe Abb. 3.43).

Die maximale Brennstofftemperatur, ein sicherheitsrelevanter Parameter, steigt bis auf ungefähr 1200 °C an. Das entspricht dem Wert im stationären Zustand. In der Rechnung mit Vermischung war nur ein Wert von rund 650 °C erreicht worden.

Die gleiche Variationsrechnung wurde mit dem Punktkinetikmodell aus Phase 1 durchgeführt. Hier ergibt sich der umgekehrte Effekt: In der Rechnung ohne Vermischung ist der Leistungsanstieg geringer (siehe Abb. 3.44). Die Ursache dafür ist, dass die Reaktorleistung nur auf Basis einer mittleren Moderatortemperatur berechnet wird. Diese ist natürlich höher, wenn die Auskühlung des Primärkreislaufes kleiner ist. Die räumliche Verteilung der Kerneintrittstemperatur hat im Punktkinetikmodell keinen Einfluss auf die Rückkopplung.

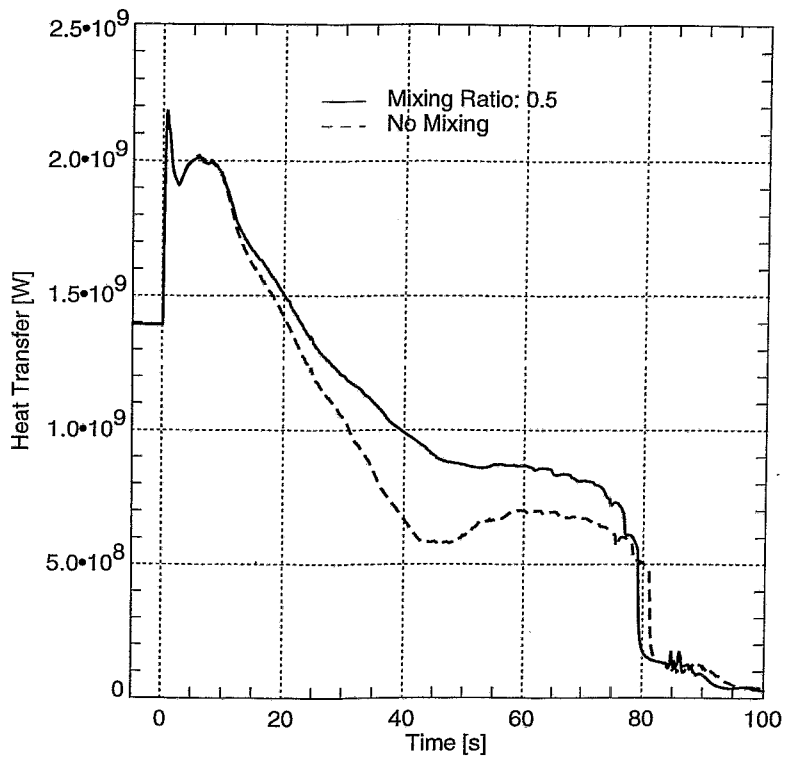


Abb. 3.42: Wärmeübertragung im Dampferzeuger im Vergleich der Vermischungsoptionen

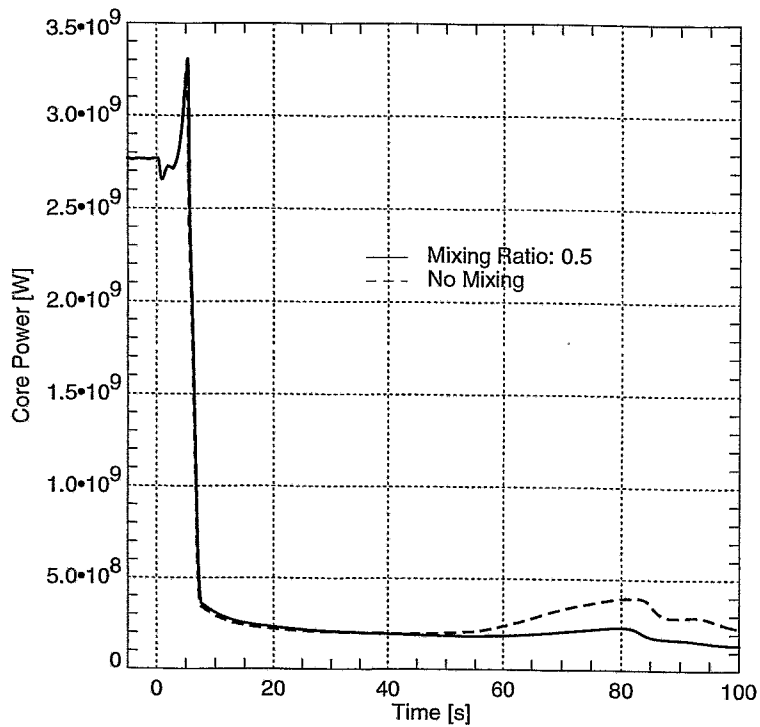


Abb. 3.43: Reaktorleistung (gekoppelte Rechnung) im Vergleich der Vermischungsoptionen

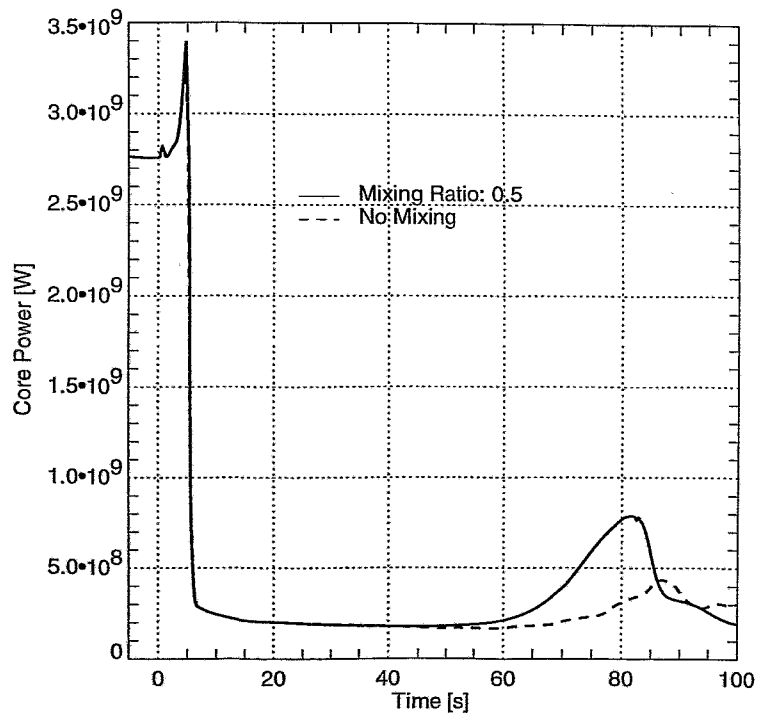


Abb. 3.44: Reaktorleistung (Punktkinetik-Rechnung) im Vergleich der Vermischungsoptionen

## 4 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Die Anwendung gekoppelter Codes für Störfallsimulationen und die Analyse betriebsnaher Transienten haben gezeigt, dass sich die gekoppelten Codesysteme als geeignetes und praktikables Werkzeug für die Simulation von Transienten mit enger Kopplung von Thermohydraulik der Reaktoranlage und Dynamik des Reaktorkerns etabliert haben [Wei00]. Aus den Benchmarkaktivitäten zur Validierung der gekoppelten Codes können aber auch Schlussfolgerungen über noch bestehende Defizite gezogen und erforderliche Entwicklungen zu ihrer Beseitigung abgeleitet werden.

Anhand des AER-Benchmarks zum Frischdampfleck hat sich gezeigt, dass Unterschiede zwischen den Lösungen der einzelnen Teilnehmer zumindest in der ersten Phase des Störfalls (bis zum Leistungsmaximum nach Rekritikalität) hauptsächlich dadurch bedingt waren, dass mit den verschiedenen Bibliotheken makroskopischer Wirkungsquerschnitte unterschiedliche Rekritikalitätstemperaturen berechnet wurden. Der Generierung von Wirkungsquerschnittsbibliotheken für Bedingungen, die stark vom Normalbetrieb abweichen, ist also weitere Aufmerksamkeit zu widmen. Darüber hinaus traten beim AER-Benchmark auch Unterschiede in den berechneten Brennstofftemperaturverläufen auf. Neben den unterschiedlichen Leistungsmaxima in den verschiedenen Rechnungen hat hier auch die Modellierung der Wärmeleitfähigkeit im Brennstoffpellet, die mit eigenen Korrelationen der Teilnehmer zu erfolgen hatte, einen Einfluss auf die Streubreite der Temperatur.

Beim OECD-Benchmark zum Frischdampfleck ist dagegen eine größere Bandbreite in den Ergebnissen der rein thermohydraulischen Rechnungen (Phase I des Benchmarks) zu erkennen. Die größere Streubreite ist sowohl durch den Vergleich mit einer großen Anzahl verschiedener Thermohydraulik-Codes als durch Schwierigkeiten bei der Modellierung des Geradrohr-Dampferzeugers mit Dampfüberhitzung bedingt. Die große Bandbreite in den Ergebnissen für die Leckmassenströme ist wohl in erster Linie darauf zurückzuführen, dass es beim Ausdampfen des Dampferzeugers zu einem merklichen Fluidentrainment in die Dampfströmung kommt, das durch die verschiedenen Codes recht unterschiedlich modelliert wird. Die Differenzen in den Leckmassenströmen wirken sich dann auf die Geschwindigkeit der Auskühlung des Primärkreislaufs und somit auf den gesamten Störfallverlauf aus. Selbst zwischen den beiden ATHLET-Rechnungen der GRS und des FZR traten solche Unterschiede auf, deren Ursachen letztendlich nicht geklärt werden konnten. Dafür wären weitere, zusätzliche Untersuchungen erforderlich. Die Unterschiede zwischen den ATHLET-Rechnungen demonstrieren auch den Nutzereinfluss.

Die Ergebnisse der Rechnungen zur Phase II des Benchmarks, also der Kernrechnungen mit vorgegebenen thermohydraulischen Randbedingungen, weisen eine geringere Streubreite auf als die Thermohydraulikrechnungen zur Phase I.

Dabei wurde allerdings die Wirkungsquerschnittsbibliothek vorgegeben, während im AER-Benchmark jeder Teilnehmer mit eigenen Datenbibliotheken zu rechnen hatte. Das bestätigt, dass im AER-Benchmark die Unterschiede zwischen den Ergebnissen wesentlich durch die Wirkungsquerschnittsdaten verursacht werden.

In der Phase III des OECD-Benchmarks, den Rechnungen mit den gekoppelten neutronenkinetisch-thermohydraulischen Codesystemen, spiegelt sich die Streubreite der thermohydraulischen Analysen wider. In eigenen Sensitivitätsanalysen wurde der Einfluss der Modellierung der Kühlmittelvermischung auf die Ergebnisse untersucht. Es zeigte sich, dass bei Vernachlässigung der Vermischung in der Punktkinetikrechnung ein niedrigerer sekundärer Leistungspeak nach Rekritikalität des Reaktors berechnet wird, während in der gekoppelten Rechnung mit 3D Kinetik die Vernachlässigung der Vermischung im gesamten RDB einen höheren Peak bewirkt. Dies ist auf ortsabhängige Effekte in der Leistungs- und Temperaturverteilung zurückzuführen. Die Untersuchungen unterstreichen die Bedeutung einer genauen Modellierung der Vermischung in Reaktivitätstransienten, die durch Temperatur- oder Borkonzentrationsstörungen initiiert werden.

Mit der Beteiligung an den Benchmarkproblemen der OECD und des AER zu Frischdampfleckszszenarien wurde die Zielstellung des Vorhabens, den gekoppelten Programmkomplex DYN3D-ATHLET zu einem anwendungsbereiten Werkzeug für Störfallanalysen für WWER-Reaktoren zu qualifizieren, umgesetzt und erweitert. Nachdem im ersten Teil des Vorhabens der Schwerpunkt auf der Weiterentwicklung von DYN3D und der Validierung der Codes ATHLET und DYN3D für WWER-Reaktoren lag [Gru98], wurde mit der Beteiligung am OECD-Benchmark auch ein wesentlicher Beitrag zur Validierung von DYN3D-ATHLET für DWR westlicher Bauart geleistet. Die Qualifizierung des Programmkomplexes für Störfallanalysen zu DWR und SWR soll in weiteren Forschungsvorhaben vertieft werden. Das umfasst die Beteiligung an Benchmarkaktivitäten der OECD zu Transienten in SWR und die Entwicklung einer Methodik zur Modellierung der Kühlmittelvermischung bei Frischdampfleck und Borverdünnungsstörfällen.

## Literatur

- [Dan98] S. Danilin, M. Lizorkin and V. Pekhterev: „Solution of the fifth AER Benchmark with Code Package ATHLET/BIPR8KN“, *Proc. 8<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 405-420, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1998)
- [Gru93] Grundmann, U.; Rohde, U.; "3-D Simulation of Reactivity Transients in Cores of VVER-Reactors". Proceedings of the "1993 Simulation MultiConference", Washington D. C. ,1993.
- [Gru94] U. Grundmann: „Results of the Second Kinetic AER Benchmark“, *Proc. 4<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 397, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1994)
- [Gru95a] U. Grundmann, "The Code DYN3DR for Steady-State and Transient Analyses of Light Water Reactor Cores with Cartesian Geometry", Rep. FZR 114, Forschungszentrum Rossendorf (1995)
- [Gru95b] Grundmann, U.; Lucas, D. ; Mittag, S.; Rohde, U.; "Weiterentwicklung und Verifikation eines dreidimensionalen Kernmodells für Reaktoren vom Typ WWER und seine Ankopplung an den Störfallcode ATHLET“, Abschlußbericht zum BMBF-Vorhaben 150 0925, Report FZR-84, Rossendorf, April 1995.
- [Gru95c] Grundmann, U.; Lucas, D. ; Rohde, U.; "Coupling of the Advanced Thermohydraulic Code ATHLET with the 3D-Core Model DYN3D", Proceedings of the "International Topical Meeting on VVER Safety", pp. 197-200, Prague, September 21-23, 1995.
- [Gru95d] Grundmann, U.; Lucas, D. ; Rohde, U.; "Coupling of the Thermohydraulic Code ATHLET with the Neutron Kinetic Core Model DYN3D", Proceedings of the "International Conference on Mathematics and Computations, Reactor Physics and Environmental Analysis", Vol. 1, pp. 257-263, Portland, Oregon (USA), April 30 - May 5, 1995.
- [Gru96] Grundmann, U.; Rohde, U.; "DYN3D - A 3-dimensional Core Model for Steady State and Transient Analysis in Thermal Reactors", Proceedings of the International Conference on the Physics of Reactors "PHYSOR 96", Mito(Japan), 16-20 Sept. 1996.
- [Gru97a] Grundmann, U., U. Rohde:"The Reactor Code DYN3DR - Transient Calculations of NEACRP Benchmarks for PWR and BWR", Jahrestagung Kerntechnik'96,
- [Gru97b] U. Grundmann and U. Rohde,"Verification of the Code DYN3D/R with the Help of International Benchmarks", Rep. FZR 195, Forschungszentrum Rossendorf (1997)



- [Gru98] Grundmann, U., S. Kliem, E. Krepper, S. Mittag, U. Rohde, F. Schäfer, A. Seidel: „Qualifizierung des Kernmodells DYN3D im Komplex mit dem Störfallcode ATHLET als fortgeschrittenes Werkzeug für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren“, Abschlußbericht zum BMWi-Vorhaben 150 0925A (Teil 1), Report FZR-216, Rossendorf, März 1998
- [Gru99] U. Grundmann, S. Kliem and U. Rohde, “Analysis of the Exercise 2 of the OECD – MSLB Benchmark with the Code DYN3D/R”, Proceedings of the M&C’99- Conference on Mathematics and Computations in Nuclear Applications, Madrid, September, 27 – 30, 1999.
- [Gru00] U. Grundmann, U. Rohde, and Siegfried 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.
- [Had98] J. Hadek and R. Meca: „Results of the Fifth 3-Dimensional Dynamic AER Benchmark Problem Calculations“, *Proc. 8<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 389-403, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1998)
- [Häm98] A. Hämäläinen and R. Kyrki-Rajamäki: „The Fifth AER Dynamic Benchmark Calculation with HEXTRAN/SMABRE“, *Proc. 8<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 369-385, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1998)
- [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/NSC/DOC (99) 8, US Nuclear Regulatory Commission, OECD Nuclear Energy Agency, April 1999.
- [Kli97] S. Kliem: „Definition of the Fifth Dynamic AER Benchmark Problem - a Benchmark for Coupled Thermohydraulic System/ Three-Dimensional Hexagonal Neutron Kinetic Core Models“, *Proc. 7<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 429-438, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1997)
- [Kli98a] S. Kliem: „Comparison of the Results of the Fifth Dynamic AER Benchmark - A Benchmark for Coupled Thermohydraulic System/3D Hexagonal Neutron Kinetic Core Models“, *Proc. 8<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 429-469, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1998)
- [Kli98b] S. Kliem: „Solution of the Fifth Dynamic AER Benchmark Using the Coupled Code DYN3D/ATHLET“, *Proc. 8<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 357-367, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1998)
- [Kli00a] S. Kliem, U. Grundmann, U. Rohde „Analysis of the OECD MSLB Benchmark using the coupled code DYN3D/ATHLET“, *Proc. Annual Meeting on Nucl. Technology*, pp. 7-10, Inforum Verlag, Bonn (2000)

- [Kli00b] S. Kliem, U. Grundmann, U. Rohde „Analysis of the OECD MSLB Benchmark using the coupled code DYN3D/ATHLET“, *Proc. 8<sup>th</sup> Int. Conference on Nucl. Engineering*, Baltimore, USA (2000)
- [Kyr95] R. Kyrki-Rajamäki and E. Kaloinen: „Results of the Third Three-Dimensional Hexagonal Dynamic AER Benchmark Problem Including Thermal Hydraulics Calculations in the Core and a Hot Channel“, *Proc. 5<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 255, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1995)
- [Kyr96] R. Kyrki-Rajamäki, U. Grundmann and A. Kereszturi: „Results of Three-Dimensional Hexagonal Dynamic Benchmark Problems for VVER Type Reactors“, *Proc. Int. Conf. on the Physics of Reactors PHYSOR96*, pp. J-229 - J-238, Mito, Japan (1996)
- [Kyr97] R. Kyrki-Rajamäki: „Comparison of the First Results of the 4<sup>th</sup> Hexagonal Dynamic AER Benchmark, Boron Dilution in the Core“, *Proc. 7<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 321, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1997)
- [Kyr98] R. Kyrki-Rajamäki: „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*, v. 2, pp. 1537-1544, ANS, La Grange Park, IL (1998)
- [NEA00] OECD (NEA) “Summary of the 4<sup>th</sup> Pressurised Water Reactor Main Steam Line Break Benchmark Workshop (PWR-MSLB-4)”, Document NEA/NSC/DOC(2000)2, OECD/NEA, Paris (France), January, 24-25, 2000.
- [Tel93] M. Telbisz and A. Kereszturi: „Results of a Three-Dimensional Hexagonal Kinetic Benchmark Problem“, *Proc. 3<sup>th</sup> Symposium of AER*, pp. 217, KFKI Atomic Energy Research Institute, Budapest (1993)
- [Wei00] F.-P. Weiß, U. Rohde, U. Grundmann, V. Teschendorff, F. Burtak: “Aufgabenstellung – Validierung – Anwendung von gekoppelten 3D-Kernmodellen und Systemcodes”, *atw* Nr. 6, 2000, S. 379-383