

Abschlussbericht / Final Report

Reaktorsicherheitsforschung/
Reactor Safety Research-Project No.:
RS 1054

Vorhabens-titel / Project Title:

Validierung des gekoppelten
Programmsystems ATHLET mit
3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX
für Störfallberechnungen

Validation of the coupled code
system QUABOX/CUBBOX and
ATHLET for accident analysis

Autoren / Authors:
S. Langenbuch
K.-D. Schmidt
K. Velkov

GRS mbH, Garching

Berichtsdatum / Publication Date:
März 2001

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrundeliegende
FE-Vorhaben wurde im Auftrag des
Bundesministeriums für Wirtschaft und
Technologie unter dem Kennzeichen
RS 1054 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser
Veröffentlichung liegt beim Auftrag-
nehmer.

GRS - A - 2893

Kurzfassung

Die Weiterentwicklung der Rechenprogramme für sicherheitstechnische Bewertungen des Störfallverhaltens von Kernkraftwerken führte international zur Kopplung von thermo-fluiddynamischen Systemcodes mit 3D-Neutronenkinetikmodellen. In der GRS wurde der Systemcode ATHLET mit dem 3D-Neutronenkinetikmodell QUABOX/CUBBOX gekoppelt. Dieser Bericht beschreibt die durchgeführten Arbeiten und die Ergebnisse für den OECD/CSNI PWR Main Steam Line Break (MSLB) Benchmark mit dem gekoppelten Programmsystem ATHLET - QUABOX/CUBBOX. In Ergänzung zur Validierung des gekoppelten Programmsystems werden Ergebnisse für eine Anwendung zur Berechnung des Kernverhaltens bei Deborierungsstörfällen dargestellt. Mit den gekoppelten Programmsystemen sind die Voraussetzungen geschaffen, um realistische Berechnungen für Störfallbedingungen mit enger Kopplung zwischen Neutronenkinetik im Reaktorkern und Fluiddynamik im Primärkreislauf durchzuführen.

Abstract

The continuous improvement of computer codes for safety evaluations of accident conditions in nuclear power plants led internationally to the coupling of thermo-fluiddynamic system codes with 3D neutronics codes. Within GRS, the system code ATHLET was coupled with the 3D neutronics code QUABOX/CUBBOX. This report describes the work performed and the results for the OECD/CSNI PWR Main Steam Line Break (MSLB) Benchmark with the coupled code ATHLET - QUABOX/CUBBOX. In addition to the validation of the coupled code system, results are presented for a representative application for the analysis of core conditions during boron dilution accidents. The coupled code systems provide the capability to perform realistic calculations for accident conditions with a strong coupling of neutronics in the reactor core with fluid dynamics of the primary coolant circuit.

Inhaltsverzeichnis

| | | |
|----------------------------|--|-----------|
| Kurzfassung | I | |
| Abstract | II | |
| Inhaltsverzeichnis | III | |
| Tabellenverzeichnis | V | |
| Bilderverzeichnis | VI | |
| | | |
| 1 | Einleitung | 1 |
| | | |
| 2 | Berechnungen zum PWR Main Steam Line Break (MSLB)- Benchmark | 2 |
| 2.1 | Beschreibung des MSLB-Benchmarks und seine Bearbeitung | 2 |
| 2.1.1 | Spezifikation und Durchführung des Benchmarks | 2 |
| 2.1.2 | Modellerstellung für das gekoppelte Programmsystem ATHLET- QUABOX/CUBBOX | 6 |
| 2.2 | Beschreibung des Reaktoranlagenverhaltens aus der Berechnung mit Punktkinetik (Phase 1) | 7 |
| 2.2.1 | Nodalisierung des ATHLET-Modells | 7 |
| 2.2.2 | Beschreibung des Transientenablaufs | 8 |
| 2.2.3 | Diskussion des Transientenablaufs und Berechnung von Varianten | 9 |
| 2.2.4 | Vergleich der Ergebnisse für die Phase 1 des MSLB-Benchmarks | 11 |
| 2.3 | Berechnungen zum 3D-Kernverhalten und zum Transientenablauf mit 3D-Kernmodell | 12 |
| 2.3.1 | Zuordnung der Kühlkanäle | 12 |
| 2.3.2 | Ergebnisse zur Transientenberechnung mit 3D-Kernmodell | 13 |
| 2.3.3 | Ergebnisse zur Transientenberechnung mit 3D-Kernmodell für die Variante Return-to-Power | 13 |
| | | |
| 3 | Deborierungsstörfälle | 15 |
| 3.1 | Problemstellung für Deborierungsstörfälle | 15 |
| 3.2 | Beschreibung des Kernmodells | 16 |
| 3.3 | Ergebnisse der Berechnungen zur Deborierung | 17 |

| | | |
|---------------|------------------------------|-----------|
| 4 | Programmerweiterungen | 19 |
| 5 | Zusammenfassung | 20 |
| 6 | Literatur | 22 |
| Bilder | | 25 |

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Teilnehmerliste für die 1. Phase des PWR MSLB Benchmark

Tabelle 2.2: Unterschiede im stationären Zustand bei verschiedener Anzahl von TH-Kanälen

Tabelle 2.3: Ergebnisse für die Transiente Return-to-Power bei verschiedener Anzahl von TH-Kanälen

Bilderverzeichnis

- Bild 2.1 Nodalisierungsschema im Systemcode ATHLET für die TMI-1 Reaktoranlage
- Bild 2.2 Gesamte Spaltleistung aus ATHLET-Rechnung mit Punktkinetik
- Bild 2.3 Bruchmassenströme
- Bild 2.4 Integrierter Bruchmassenstrom für Dampf- und Wasseranteil
- Bild 2.5 Druck in den Dampfleitungen
- Bild 2.6 Druck auf der Primärseite
- Bild 2.7 Kühlmitteltemperatur im betroffenen Kühlkreislauf
- Bild 2.8 Kühlmitteltemperatur im intakten Kühlkreislauf
- Bild 2.9 Wassermasse in den beiden Dampferzeugern
- Bild 2.10 Wärmeübertragung in den beiden Dampferzeugern
- Bild 2.11 Reaktivitätsbeiträge der Punktkinetikrechnung
- Bild 2.12 Varianten des Speisewassermassenstroms
- Bild 2.13 Kühlmitteltemperatur in den kalten Leitungen bei Variation des Speisewassers
- Bild 2.14 Reaktorleistung bei Variation des Speisewassers
- Bild 2.15 Druck im Primärsystem bei Nodalisierung im oberen Plenum mit und ohne Zirkulationsströmung
- Bild 2.16 Kühlmitteltemperaturen im betroffenen Kreislauf für Varianten des Aspirator-Massenstroms und der Drift-Flux-Korrelation im Dampferzeuger
- Bild 2.17 Spaltleistung, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.18 Gesamter Bruchmassenstrom, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.19 Druck in der gebrochenen Dampfleitung, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.20 Druck in der intakten Dampfleitung, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.21 Kühlmitteltemperatur in der kalten Leitung des betroffenen Kühlkreislaufs, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.22 Kühlmitteltemperatur in der kalten Leitung des intakten Kühlkreislaufs, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.23 Gesamte Reaktivität, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.24 Wassermasse im betroffenen Dampferzeuger, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.25 Integrierter Bruchmassenstrom für Dampfanteil, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.26 Integrierter Bruchmassenstrom für Wasseranteil, Benchmarkergebnisse
- Bild 2.27 Zuordnung der 18 TH-Kanäle entsprechend Spezifikation
- Bild 2.28 Zuordnung der 178 TH-Kanäle mit 1:1 Zuordnung zu den Brennelementen

- Bild 2.29 Zuordnung mit 18 TH-Kanälen
- Bild 2.30 Zuordnung mit 14 TH-Kanälen
- Bild 2.31 Kernleistung mit 3D Kernmodell
- Bild 2.32 Bruchmassenströme mit 3D Kernmodell
- Bild 2.33 Druck in den Dampfleitungen mit 3D Kernmodell
- Bild 2.34 Druck auf der Primärseite mit 3D Kernmodell
- Bild 2.35 Kühlmitteltemperatur im intakten Kühlkreislauf mit 3D Kernmodell
- Bild 2.36 Kühlmitteltemperatur im betroffenen Kühlkreislauf mit 3D Kernmodell
- Bild 2.37 Vergleich der mittleren Reaktorleistung für Punktkinetik und 3D-Kernberechnung
- Bild 2.38 Zeitverlauf der Gesamtleistung für die drei Fälle
- Bild 2.39 Zeitverlauf der lokalen Brennstofftemperatur für die drei Fälle
- Bild 2.40 Axiales Leistungsprofil im stationären Zustand
- Bild 2.41 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des ersten Leistungspeaks ($t=7,42$ s)
- Bild 2.42 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des zweiten Leistungspeaks
- Bild 2.43 Axiales Leistungsprofil am Ende der Transiente ($t=100$ s)
- Bild 2.44 Axiales Leistungsprofil im stationären Zustand im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)
- Bild 2.45 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des 1. Leistungspeaks im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)
- Bild 2.46 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des 2. Leistungspeaks im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)
- Bild 2.47 Axiales Leistungsprofil am Ende der Transiente ($t=100$ s) im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)
- Bild 3.1 Parameter für eine stufen- oder rampenförmige Störung der Borkonzentration
- Bild 3.2 Zeitlicher Verlauf der mittleren Leistungsdichte für unterschiedliche Zeittrampen der Borkonzentrationsänderung
- Bild 3.3 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für unterschiedliche Zeittrampen der Borkonzentrationsänderung
- Bild 3.4 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Viertelkern mit 2,9 t Deionat
- Bild 3.5 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Viertelkern mit 2,9 t Deionat
- Bild 3.6 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Viertelkern mit 5,8 t Deionat
- Bild 3.7 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Viertelkern mit 5,8 t Deionat

- Bild 3.8 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Ganzkern mit 3,7 t Deionat
- Bild 3.9 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Ganzkern mit 3,7 t Deionat
- Bild 3.10 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Ganzkern mit 5,8 t Deionat
- Bild 3.11 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Ganzkern mit 5,8 t Deionat

1 Einleitung

Die Weiterentwicklung der Rechenprogramme für sicherheitstechnische Bewertungen des Störfallverhaltens führte international zur Kopplung von thermo-fluiddynamischen Systemcodes wie ATHLET, CATHARE oder RELAP mit 3D-Neutronenkinetikmodellen. In der GRS wurde der Systemcode ATHLET mit dem 3D-Neutronenkinetikmodell QUABOX/CUBBOX gekoppelt /LAN97a, LAN 97b/. In internationalen Kooperationen wurden weitere Kernmodelle wie BIPR-8 vom Kurchatov-Institut für WWER-Anlagen und KIKO-3D von KfKi Budapest für WWER- und LWR-Anlagen sowie auch DYN3D von FZ Rossendorf für WWER- und LWR-Anlagen mit dem Systemcode gekoppelt. Diese Entwicklung von gekoppelten Rechenprogrammen zeigt sich in gleicher Weise für die anderen bekannten Systemcodes. Der Einsatzbereich für diese gekoppelten Rechenprogramme sind Störfallbedingungen mit einer engen Kopplung zwischen der Neutronenkinetik im Reaktorkern und der Fluidodynamik im Primärkreis wie z. B. der Frischdampfleitungsbruch oder Deborierungsstörfälle im DWR, ATWS-Störfälle oder die Untersuchung der nuklear-thermohydraulischen Instabilitäten im SWR, insbesondere im instabilen Bereich /LAN 98, LAN00/. Der Einsatz von Systemcodes mit integrierter 3D-Neutronenkinetik kann entscheidend zu realistischeren Berechnungen von Störfallbedingungen beitragen, da dadurch sehr konservative Annahmen über die Schnittstellenbedingungen für die Neutronenkinetik und Fluidynamik des Reaktorkerns und der Fluidynamik im Primärkreis vermieden werden können. Vor dem Einsatz in Sicherheitsbewertungen sind jedoch diese Rechenprogramme zu validieren. Hierbei kann auf die vorliegende Validierungsbasis aufgebaut werden, denn die Modelle für die thermo-fluiddynamischen Effekte der Systemcodes wurden anhand der sogenannten Validierungsmatrizen überprüft und die 3D-Kernmodelle wurden durch Nachrechnung von stationären Kernzuständen aus dem Reaktorbetrieb oder für Bedingungen von Reaktivitätsstörfällen durch internationale Benchmarkaktivitäten überprüft. Trotzdem bleibt der Bereich der gewählten Kopplungsverfahren und der gegenseitigen Beeinflussung von Neutronenkinetik und Fluidynamik im Reaktorkern, die gezielt validiert werden müssen. Als Grundlage für die Validierung können aufgetretene Betriebstransienten oder der Vergleich mit anderen Rechenprogrammen im Rahmen von Benchmarkvergleichen für postulierte Störfallbedingungen genutzt werden. Von besonderer Bedeutung für gekoppelte Rechenprogramme ist der OECD/CSNI-PWR Main Steam Line Break (MSLB)-

Benchmark. Dieser Benchmark zur Berechnung des Reaktorkern- und Anlagenverhaltens für die Abkühlung des Primärkreises nach einem Bruch an einer Frischdampfleitung wurde mit großer internationaler Beteiligung durchgeführt. Der Vorteil eines Benchmarks gegenüber Betriebstransienten ist, dass hierbei wesentlich größere Abweichungen von betrieblichen Zuständen erreicht werden, und dadurch Eigenschaften der Modellierung stärker belastet werden.

Die durchgeführten Arbeiten und die Ergebnisse mit dem gekoppelten Programmsystem ATHLET - QUABOX/CUBBOX werden ausführlich beschrieben. In Ergänzung wird das gekoppelte Programmsystem für den Deborierungsstörfall eingesetzt. In aktuellen sicherheitstechnischen Untersuchungen wurden verschiedene Ereignisszenarien für eine heterogene Deborierung im Reaktorkern bestimmt. Die Auswirkungen dieser Deborierungsstörfälle im Reaktorkern, also Belastungen der Brennstäbe, oder zum Druckaufbau in der Reaktoranlage können nur mit den gekoppelten Rechenprogrammen bestimmt werden. Die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Berechnungen zum Kernverhalten werden beschrieben.

2 Berechnungen zum PWR Main Steam Line Break (MSLB)-Benchmark

2.1 Beschreibung des MSLB-Benchmarks und seine Bearbeitung

2.1.1 Spezifikation und Durchführung des Benchmarks

Für die Spezifikation des OECD/CSNI PWR Main Steam Line Break (MSLB) Benchmarks /IVA 97/ dient die Three Mile Island (TMI-1) DWR-Anlage als Referenzanlage. Diese Reaktoranlage von Babcock & Wilcox hat zwei Hauptkühlkreisläufe mit Geradrohrdampferzeugern. Sie unterscheidet sich dadurch von den Anlagen mit U-Rohr-Dampferzeugern; in Deutschland wurde eine vergleichbare Anlage in Mühlheim-Kärlich errichtet. Das auslösende Ereignis für den Störfall ist der Bruch der Hauptfrischdampfleitung an einem der beiden Dampferzeuger bei Nennleistung. Durch den Frischdampfleitungsbruch und die erhöhte Dampfabströmung kommt es zur Abkühlung des Reaktorkerns, das wiederum zum Anstieg der Reaktorleistung führt. Bei 114% der Nennleistung wird die Reaktorschnellabschaltung angeregt. Die einfallenden

Steuerstäbe schalten den Reaktor ab. Nach den üblichen Genehmigungsannahmen wird der Ausfall des wirksamsten Steuerstabs angenommen der in der asymmetrischen Nähe des Kernrandes positioniert ist. Der weitere Ereignisablauf wird dadurch bestimmt, dass der nicht betroffene Dampferzeuger isoliert wird und die Umwälzpumpen in beiden Kreisläufen weiterlaufen. Die wesentlichen sicherheitstechnischen Fragestellungen betreffen das Verhalten des Reaktorkerns. Die Fragen sind:

- Bleibt der Reaktorkern während des Abkühlvorgangs unterkritisch?
- Wenn Kritikalität erreicht wird, so ist die maximale mittlere Leistung des Reaktors und die maximale Leistungsdichte an den höchstbelasteten Brennstäben zu bestimmen.

Der Benchmark definiert drei Phasen für die Berechnungen und den Vergleich der Ergebnisse.

Phase 1: Berechnung des Reaktoranlagenverhaltens mit Punktkinetik

Phase 2: Berechnung des 3D-Reaktorkernverhaltens mit vorgegebenen Kernrandbedingungen

Phase 3: Berechnung des Reaktoranlagenverhaltens mit 3D-Neutronenkinetik

Für die jeweiligen Berechnungen sind in der Spezifikation vorgegeben:

Für die Reaktoranlage werden die Geometrie, die Betriebsbedingungen und die Ansprechwerte der Abblase- und Sicherheitsventile angegeben. Für die Nodalisierung der 2-Loop-Anordnung werden als Vorlage die Angaben eines RETRAN-Modells zur Verfügung gestellt. Für die Modellierung der Kühlmittelströmung im Kernbereich bei Einsatz der Punktkinetik wird eine 2-Kanal-Darstellung für jeweils eine Kernhälfte vorgeschrieben, zusätzlich wird ein Modell für die Kühlmitteldurchmischung im unteren und oberen Plenum vorgegeben.

Die Störung, also der Bruch der Frischdampfleitung, wird durch die Bruchlage und den Bruchquerschnitt vorgegeben. Als weitere Randbedingung der Reaktoranlage wird die Zeitfunktion für die Speisewasserversorgung des vom Bruch betroffenen Dampferzeugers angegeben.

Für die Punktkinetik werden die Parameter für die verzögerten Neutronen und die Reaktivitätsrückwirkungskoeffizienten angegeben. Das Einfallen der Steuerstäbe wird durch eine Reaktivitätsfunktion in Abhängigkeit der Zeit beschrieben.

Für die 3D-Kernberechnungen wird die Kernbeladung spezifiziert. Die nuklearen Wirkungsquerschnitte werden für jedes Brennelement als Funktion der Moderatorichte und der Brennstofftemperatur vorgegeben. Da in diese Funktionstabellen die Abbrandabhängigkeit einbezogen wurde, werden die Wirkungsquerschnitte sogar für jedes Volumenelement der Kerndiskretisierung vorgegeben. Für die Kernberechnungen der Phase 2 werden Zeitfunktionen für Kühlmitteldurchsatz und -temperatur angegeben.

Nachdem der MSLB-Benchmark in diesen drei Phasen strukturiert ist, ergeben sich daraus mehrere Vergleichsmöglichkeiten. In der Phase 1 können Unterschiede in der Modellierung der thermo-fluiddynamischen Bedingungen der Systemcodes ermittelt werden. Diese Berechnungen mit Punktkinetik ermöglichen auch, die Abhängigkeit der Ergebnisse von zeitlichen Randbedingungen oder Details der thermo-fluiddynamischen Modellierung zu bestimmen, wie z.B. Ausströmbedingungen von Dampf und Wasser am Bruch oder Einfluss der Modellierung im Geradrohrdampferzeuger auf Wärmeübergang.

Der Vergleich der Ergebnisse aus Phase 1 mit Punktkinetik und Phase 3 mit 3D-Neutronenkinetik erlaubt einen direkten Vergleich dieser Neutronenkinetikmodelle auf das gesamte Reaktoranlagenverhalten.

In Phase 2 können Unterschiede in den Kernberechnungen für verschiedene 3D-Kernmodelle bestimmt werden, ohne überlagerte Einflüsse des Anlagenverhaltens.

Die Teilnehmer an diesem OECD/CSNI-Benchmark, etwa 15 Teilnehmer aus sieben Ländern, sind in der Tabelle 2.1 zusammengestellt.

Tabelle 2.1: Teilnehmerliste für die 1. Phase des PWR MSLB Benchmark

| Teilnehmer | Firma | Land | Rechenprogramm |
|------------|---------------------------------|------------------|----------------|
| 1 | VTT-1 | Finnland | SMABRE |
| 2 | GRS | Deutschland | ATHLET |
| 3 | FZR | Deutschland | ATHLET |
| 4 | GPUN/CSA/EPRI | USA | RETRAN-3D |
| 5 | Universities of Pisa and Zagreb | Italien/Kroatien | RELAP5/MOD3.2 |
| 6 | BE | England | RELAP5 |
| 7 | IPSN/CEA | Frankreich | CATHARE2 |
| 8 | FZK/SKWU | Deutschland | RELAP5/MOD3.2 |
| 9 | NETCorp | USA | DNP/3D |
| 10 | Iberdrola | Spanien | RETRAN-3D |
| 11 | UPV | Spanien | TRAC-PF1/MOD3 |
| 12 | VTT-2 | Finland | APROS |
| 13 | Purdue/NRC | USA | RELAP5/MOD3 |
| 14 | PSU | USA | TRAC-PF1/MOD2 |

Die Koordination des Benchmarks wurde von der PennState University übernommen. Obwohl die vollständige Spezifikation frühzeitig vorlag, zeigte sich im Verlauf der Bearbeitung, dass sie von den Teilnehmern unterschiedlich in die Rechenmodelle umgesetzt wurde. Insbesondere zur Modellierung der Reaktoranlage in den verschiedenen Systemcodes und zur Vorgabe der Zeitfunktionen für die Kernberechnungen mussten Einzelfragen geklärt werden. Hierbei erwies sich die Diskussion der Teilnehmer in mehreren Workshops als wichtiger Beitrag zur erfolgreichen Durchführung des Benchmarkvergleichs. Diese zweitägigen Workshops fanden zu folgenden Zeitpunkten statt: 1. Workshop, 23.-25. April 1997 in Washington, 2. Workshop, 22.-23. Juni 1998 in Madrid, 3. Workshop, 24.-25. März 1999 in Garching und 4. Workshop, 24.-25. Januar 2000 in Paris.

Die Ergebnisse des MSLB-Benchmarks werden in OECD-Berichten veröffentlicht. Die dokumentierten Ergebnisse dieser internationalen Aktivität liefern einen wichtigen Beitrag zur Einsatzfähigkeit und Validierung von gekoppelten thermo-fluiddynamischen Systemcodes und integrierten 3D-Kernmodellen.

2.1.2 Modellerstellung für das gekoppelte Programmsystem ATHLET-QUABOX/CUBBOX

Für die Berechnung des MSLB-Benchmarks in den verschiedenen Phasen waren folgende Arbeiten durchzuführen.

Erstellung des ATHLET-Eingabedatensatzes:

Auf der Grundlage der Anlagenbeschreibung für TMI-1 wurde in der Spezifikation ein Modell mit zwei Primärkreisläufen mit je einem Geradrohrdampferzeuger erstellt. Die Einstellung der Nennbetriebsbedingungen, insbesondere der Dampfaustrittsbedingungen der Dampferzeuger, erforderte umfangreiche Untersuchungen über die notwendige Detaillierung des Modells im Dampferzeuger. In ATHLET wurde ein Modell ergänzt, um die vorgegebene Kühlmitteldurchmischung für die beiden Kernkühlkanäle im unteren und oberen Plenum zu beschreiben. Dieses Modell wurde mit dem General Control Simulation Modell (GCSM) von ATHLET realisiert. Des Weiteren wurde für die Berechnung der Brennstofftemperaturrückwirkung in den Wirkungsquerschnitten die Wichtung aus Zentraltemperatur und Pellet-Randtemperatur ergänzt.

Erstellung des QUABOX/CUBBOX-Eingabedatensatzes:

Die Kernanordnung wurde für das 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX entsprechend der Spezifikation nachgebildet. Für die Wirkungsquerschnittsberechnung aus den vorgegebenen Funktionstabellen wurde das Unterprogramm lint4d implementiert. Die erforderlichen Anpassungen für die neue Wirkungsquerschnittsbibliothek wurden durchgeführt und getestet. Während der Berechnungen wurde festgestellt, dass im Verlauf der Transiente bezüglich der Kühlmitteldichte über die Grenzen der Funktionstabellen extrapoliert werden musste. Dies führte zu einer Erweiterung des Unterprogramms lint4d mit linearer Extrapolation, während zuvor der Randwert beibehalten wurde. Für die Kernberechnungen in Phase 2 wurde das Neutronenkinetikmodell durch ein Parallelkanalmodell aus ATHLET-Modellen erweitert. Für das Referenzmodell wurde eine 1:1 Zuordnung von Brennelementen und thermofluidynamischen (TH) Kanälen gewählt, was zu 177 Kernkanälen und einem zusätzlichen Reflektorkanal führt. Für Vergleichsrechnungen wurden zusätzliche TH-Kanalzuordnungen mit 18- und 14-TH-Kanälen erstellt. In diesem Kernmodell können die Kerneintrittsbedingungen entsprechend der Spezifikation in 18 Zonen durch Zeitfunktionen vorgegeben werden.

Erstellung des Eingabedatensatzes für das gekoppelte Rechenprogramm:

Die Berechnungen für die Phase 3 berücksichtigten alle Erfahrungen aus den Reaktoranlagenberechnungen mit Punktkinetik (Phase 1) und den Kernberechnungen (Phase 2). Im ATHLET-Eingabedatensatz wurde die Punktkinetik durch die 3D-Neutronenkinetik QUABOX/CUBBOX ersetzt. Für die Berechnungen wurde ein Modell für die Nachzerfallsleistung nach Abschaltung ergänzt.

2.2 Beschreibung des Reaktoranlagenverhaltens aus der Berechnung mit Punktkinetik (Phase 1)

2.2.1 Nodalisierung des ATHLET-Modells

Die im ATHLET-Eingabedatensatz beschriebene Nodalisierung für die Kühlkreislaufdarstellung der Reaktoranlage mit Geradrohrdampferzeuger ist in Bild 2.1 dargestellt. Es werden die beiden Kreisläufe mit Umwälzpumpe und Geradrohrdampferzeuger modelliert. Die Sekundärseite des Dampferzeugers mit der Frischdampfleitung, an welcher der Bruch eintritt, wird detailliert modelliert, mit Einspeisung des Speisewassers, abfallende Leitung, Aufstiegszone mit Aufheizung des Speisewassers bis zum überhitzten Dampf und Abströmung in der abfallenden Leitung zur Frischdampfleitung. In diesem Dampferzeuger kann durch eine Verbindung der Aufstiegszone zur Speisewassereinspeisung die Vorwärmung des Speisewassers durch eine interne Rezirkulationsströmung beschrieben werden. Dieser Vermischungsmassenstrom baut die Unterkühlung des Speisewassers ab und führt somit zur höheren Überhitzung des erzeugten Dampfes. Der zweite Geradrohrdampferzeuger, der nach Eintreten des Bruches isoliert wird, ist auf der Sekundärseite durch einen einfachen Behälter mit Wasservorlage dargestellt. Im Reaktordruckgefäß wird jeder Kühlkreislauf durch eine Leitung für Downcomer und unteres Plenum beschrieben. Im Kernbereich werden für die Berechnungen mit Punktkinetik zwei parallele Kühlkanäle modelliert, die in das obere Plenum münden. Das obere Plenum wird durch mehrere Volumina dargestellt, zwischen denen Ausgleichsströmungen möglich sind. Die beiden Kühlmittelströme aus den Kreisläufen und durch den Kern vermischen sich vollständig im oberen Plenum, so dass die Eintrittsbedingungen für die heißen Leitungen in beiden Kühlkreisläufen gleich sind.

2.2.2 Beschreibung des Transientenablaufs

Die Ergebnisse der Transientenberechnung mit ATHLET sind in den Bildern 2.2 - 2.11 dargestellt. Ausgangszustand für die Berechnungen ist der Nennbetriebszustand bei 100% Leistung. Der Störfall wird durch den Bruch der Frischdampfleitung zur Zeit $t=0$ ausgelöst, wobei die Frischdampfleitung mit 24 inch Durchmesser und gleichzeitig eine Verbindungsleitung mit 8 inch Durchmesser als gebrochen angenommen werden. Die erhöhte Frischdampfabgabe führt zur erhöhten Wärmeabfuhr aus dem Primärsystem und damit zur Abkühlung des Kerns. Aus dieser Abkühlung im Kern ergibt sich ein Leistungsanstieg, so dass bei 114 % die Reaktorschnellabschaltung angeregt wird und damit der Reaktor abgeschaltet wird. Der zeitliche Verlauf der Gesamtleistung ist in Bild 2.2 dargestellt. Die Massenströme aus den beiden Bruchstellen in Bild 2.3 zeigen, dass im Zeitbereich bis 40 s an der Verbindungsleitung etwa 100 kg/s abströmen und an der Frischdampfleitung selbst zunächst ein starker Massenstromanstieg bis zu 2 t/s eintritt, der sich ab 10 s auf einen Wert von 1,3 t/s einstellt. Ab etwa 45 s fallen die Massenströme bis auf Null ab. In Bild 2.4 ist die Verteilung der Leckmassenströme auf Dampf- und Wasserphase dargestellt. Bis zu 52 s ergibt sich ein wesentlicher Beitrag vom Wassermittels im Leckmassenstrom. In Bild 2.5 für den Druck auf der Sekundärseite der beiden Geradrohrdampferzeuger zeigt sich der Druckabfall im betroffenen Dampferzeuger, bis 20 s auf 4 MPa, bis 52 s auf 3 MPa, bei 80 s wird die vollständige Druckentlastung erreicht. Im nicht betroffenen Geradrohrdampferzeuger, der isoliert wird, steigt der Druck bis zum Ansprechdruck der Abblaseventile, sie öffnen und schließen mehrmals, und begrenzen den Druckanstieg. Im weiteren Verlauf fällt der Druck langsam ab.

Der Primärdruck ist in Bild 2.6 dargestellt. Ausgehend vom Nennbetriebsdruck von 15 MPa fällt der Druck bis 30 s auf 7,5 MPa ab, anschließend ist der Druckabfall etwas geringer. Diese Druckverläufe sind verbunden mit den Kühlmitteltemperaturen im betroffenen Kreislauf B und dem nicht betroffenen Kreislauf A (Bilder 2.7 und 2.8). Im Kreislauf B mit dem Bruch wird das Minimum der Kühlmitteltemperatur bei etwa 70 s erreicht, anschließend steigt die Kühlmitteltemperatur wieder an. Die Bilder zum Dampferzeugerverhalten, Bild 2.9 mit der Masse des Dampferzeugers und Bild 2.10 mit der übertragenen Wärmeleistung, zeigen, dass bei 80 s der Geradrohrdampferzeuger sekundärseitig ausgetrocknet ist und bereits ab 60 s die Wärmeübertragung im Dampferzeuger stark abfällt. Dies führt dazu, dass bei etwa 70 s die minimale Kühlmitteltemperatur in diesem Kreislauf erreicht wird. Diese Zeitverläufe der physikalischen Größen im Kühlkreislauf und im Reaktorkern führen zur folgenden

Reaktivitätsbilanz, die in Bild 2.11 dargestellt ist. Der Reaktor ist im Ausgangszustand kritisch; durch die Auslösung der Schnellabschaltung wird der Reaktor unterkritisch. Durch den Übergang vom Leistungszustand zum leistungslosen Zustand verringern sich die Brennstofftemperaturen und dies führt zu einem positiven Beitrag der Dopplerreaktivität. Die Abkühlung des Kühlmittels führt durch den negativen Moderator temperaturkoeffizienten zu einer kontinuierlichen positiven Reaktivitätszufuhr bis bei 70 s das Minimum der Temperaturabkühlung erreicht wird. Der Reaktivitätszustand des Reaktorkerns ergibt sich aus der Summe dieser Reaktivitätsbeiträge. Tatsächlich bleibt die gesamte Reaktivität negativ und der Reaktor bleibt unterkritisch. Trotzdem zeigt sich im Zeitverlauf der Leistung ein geringer Anstieg. Wegen des geringen Abstands zur Kritikalität ergibt sich eine starke Abhängigkeit von Einzelheiten der Modellierung. Geringfügige Änderungen der minimalen Kühlmitteltemperatur oder eine erhöhte Reaktivitätsdifferenz des Dopplereffektes zwischen Nennleistung und Nulllast können zur Kritikalität führen und einen größeren Leistungsanstieg auslösen. Diese Einflüsse sind bei der Bewertung der Ergebnisse von verschiedenen Rechenprogrammen zu berücksichtigen.

2.2.3 Diskussion des Transientenablaufs und Berechnung von Varianten

Die vorher beschriebenen Berechnungsergebnisse zeigen, dass folgende Prozesse den Ablauf des Frischdampfleitungsbruchs bestimmen.

- Der Bruch an der Frischdampfleitung verursacht eine Druckentlastung des betroffenen Dampferzeugers.
- Der Druckabfall auf der Sekundärseite des Dampferzeugers wird durch den Bruchmassenstrom und die Speisewasserversorgung bestimmt.
- Der Bruchmassenstrom hat einen Anteil von Wasser und Dampf beim Ausströmen aus dem Bruch. Ein erhöhter Wassermittress führt zu einem langsameren Druckabfall als ein hoher Dampfmassenstrom.
- Dieser Druckabfall bestimmt die Sättigungstemperatur im Geradrohrdampferzeuger.
- Im Dampferzeuger ergibt sich eine effiziente Wärmeübertragung solange der Dampferzeuger ausreichend Wasser enthält.

- Die primärseitige Kühlmitteltemperatur im kalten Loop folgt deshalb direkt der abfallenden Sättigungstemperatur in der Sekundärseite des Dampferzeugers.
- Die Kühlmitteltemperatur im Kern ergibt sich aus der Vermischung der beiden Loops, für die ein bestimmtes Mischungsverhältnis vorgegeben ist.
- Die Abkühlung des Primärkreises ist abgeschlossen und der minimale Wert der Kühlmitteltemperatur wird erreicht, wenn sich der Wärmeübergang im Dampferzeuger verschlechtert, weil das Wasserinventar sehr gering wird und der Dampferzeuger austrocknet. Dieser Zeitpunkt ist hauptsächlich von der Menge und zeitlichen Dauer der Speisewasserversorgung abhängig.
- Die Kritikalität des Reaktorkerns hängt im abgeschalteten Zustand im wesentlichen davon ab, wie viel positive Reaktivität durch die Kühlmitteltemperaturabkühlung zugeführt wird. In der Reaktivitätsbilanz spielt auch die genaue Größe des Dopplereffekts zwischen Nennlast und Nulllast-heiss eine Rolle. Ab einem gewissen Wert der Unterkritikalität beginnt die Reaktorleistung wieder anzusteigen. Bei der geringen Differenz zum kritischen Zustand ist der Leistungsverlauf eine sehr empfindliche Größe.

Um die diskutierten Einflüsse genauer zu untersuchen, wurden folgende Varianten zum Störfallverlauf berechnet:

- Verschiedene Zeitfunktionen für die Speisewasserversorgung.
Eine Variante mit einer zusätzlichen Speisewassereinspeisung von 16,1 t nach 40 s ist in Bild 2.12 dargestellt. Für die Kühlmitteltemperatur ergibt sich eine Absenkung des Minimums und eine Verschiebung zum späteren Zeitpunkt bei etwa 80 s, Bild 2.13. In der Leistungserzeugung, Bild 2.14, zeigt sich damit ein deutliches Maximum.
In der endgültigen Fassung der Spezifikation des Benchmarks wurde die Speisewasserfunktion so abgeändert, dass im Zeitintervall von 30 s - 42 s ein konstanter Speisewassermassenstrom von 1,36 t ergänzt wurde.
- Varianten der Nodalisierung im oberen Plenum mit und ohne Zirkulationsströmung im oberen Deckelvolumen. Falls durch die Nodalisierung keine Mischungsströmung zum oberen Deckenvolumen möglich ist, bleibt der Primärdruck bei einem höheren Wert, da sich oben ein Dampfvolument bildet. Mit Zirkulationsströmung zwischen den Volumina im oberen Plenum kommt es

nicht zu dieser Dampfbildung und der Druck fällt weiter ab. Diese Effekt ist in Bild 2.15 zu sehen.

- Im Geradrohrdampferzeuger wurden verschiedene Modellparameter variiert, um deren Einfluss auf die Wärmeübertragung zu bestimmen. Es wurde der Aspirator Massenstrom zwischen Aufstiegszone und Downcomer von 100 kg/s auf 20 kg/s geändert und ebenso die Driftflux-Korrelation abgeändert, um die Wasserabscheidung an den internen Platten zu erfassen, was zu einem höheren Dampfgehalt und einer erhöhten Überhitzung am Riser-Austritt führt. Die Auswirkungen auf die minimale Kühlmitteltemperatur im betroffenen Kühlkreislauf ist in Bild 2.16 dargestellt.

2.2.4 Vergleich der Ergebnisse für die Phase 1 des MSLB-Benchmarks

Für den Vergleich der Berechnungsergebnisse für die Phase 1 des OECD/CSNI-Benchmarks liegt ein Bericht vor /BEA 00/. Aus diesem Bericht werden ausgewählte Bilder wiedergegeben, um die Ergebnisse der verschiedenen Rechenprogramme zum Reaktoranlagenverhalten darzustellen. Eine quantitative Auswertung des Vergleichs ist in dem Bericht /BEA 00/ versucht. Zur Übersicht sind folgende Größen in den Bildern 2.17 bis 2.26 dargestellt:

- Die gesamte Spaltleistung im Reaktorkern als Hauptergebnis der Berechnungen,
- Der gesamte Bruchmassenstrom als wesentliche Randbedingung für den Störfallablauf. Die großen Unterschiede in dieser Größe für die verschiedenen thermo-fluiddynamischen Systemcodes sind überraschend. Es könnte sein, dass sich dies aus der Kombination des Bruches und der Modellierung des Geradrohrdampferzeugers ergibt.
- Der Druck auf der betroffenen und nicht betroffenen Dampferzeugerseite
- Die Kühlmitteltemperaturen in der kalten Leitung des betroffenen und nicht betroffenen Kreislaufs
- Die gesamte Reaktivität des Reaktorkerns als Maß für die Unterkritikalität und den Abstand zum kritischen Zustand.

Des Weiteren zur Beschreibung des Geradrohrdampferzeugerverhaltens die Größen: Masse im betroffenen Dampferzeuger sowie die integrierte Dampf- und Wassermasse im Bruchmassenstrom.

2.3 Berechnungen zum 3D-Kernverhalten und zum Transientenablauf mit 3D-Kernmodell

2.3.1 Zuordnung der Kühlkanäle

Für die Berechnungen zum 3D-Kernverhalten wurden entweder die zeitlichen Randbedingungen für den Kerneintritt entsprechend der Spezifikation vorgegeben (Phase 2) oder in der Transientenberechnung das Punktkinetikmodell in ATHLET durch das 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX (Phase 3) ersetzt. Die Referenzberechnungen mit QUABOX/CUBBOX oder mit dem gekoppelten Systemcode ATHLET - QUABOX/CUBBOX wurden mit einer 1:1 Zuordnung der Kühlkanäle zu den Brennelementen durchgeführt. Daraus ergibt sich eine Gesamtzahl von 177 Kühlkanälen im Kern und einem zusätzlichen Reflektorkanal. Da es für die Berechnungen mit gekoppelten Rechenprogrammen von Interesse ist, den Einfluss der Anzahl der Kühlkanäle auf die Lösung zu bestimmen, wurden verschiedene Varianten der Kühlkanalzuordnung untersucht. Mit der Anzahl der Kühlkanäle kann die Rechenzeit deutlich verringert werden. In der Spezifikation ist eine Kühlkanalzuordnung mit 18 thermo-hydraulischen (TH)-Kanälen vorgegeben. Da durch die vorgegebene Zuordnung Brennelemente auf der Mittellinie halbiert werden, Bild 2.27, muss diese Zuordnung für die QUABOX/CUBBOX-Berechnungen angepasst werden, dies ist in Bild 2.28 dargestellt. Als Varianten für QUABOX/CUBBOX-Berechnungen wurde eine Zuordnung mit 18 TH-Kanälen, Bild 2.29, und mit 14 TH-Kanälen, Bild 2.30, gewählt. Die Zuordnung mit 14 TH-Kanälen berücksichtigt folgende Regeln. Eigenen TH-Kanälen werden zugeordnet: Brennelemente mit Steuerstäben, Brennelemente mit stark unterschiedlichem Abbrand oder unterschiedlicher Anreicherung. Die Umgebung des Stuck-rod, wo sich eine starke lokale Leistungserhöhung ergibt, wird mit feiner TH-Zuordnung erfasst.

Die durchgeführten Berechnungen für den stationären Zustand ergeben geringe Unterschiede für den k_{eff} -Wert und die lokale Brennstofftemperatur. Die Werte sind in der Tabelle 2.2 zusammengestellt.

Tabelle 2.2: Unterschiede im stationären Zustand bei verschiedener Anzahl von TH-Kanälen

| | 14 TH | 18 TH | 177 TH |
|--|-----------------------------------|-----------------------------------|-----------------------------------|
| K_{eff} | 1.00354 | 1.00439 | 1.00291 |
| Leistungsdichte [W/cm ³], Mittlere Brennstofftemperatur [K], Max. Brennstofftemperatur [K] Mittlere Kühlmitteldichte [g/cm ³] | 91.237 838.6 968.8 0.711 | 91.254 837.4 946.6 0.712 | 91.232 839.5 979.1 0.711 |

Auch für das axiale Leistungsprofil zeigen sich Unterschiede für die verschiedene Anzahl von TH-Kanälen. Das radial gemittelte axiale Leistungsprofil ist sehr ausgeglichen und hat einen geringen Peak im unteren und oberen Kernbereich. Das Verhältnis dieser beiden Leistungspeaks verändert sich in Abhängigkeit der Anzahl der Kühlkanäle. Für die Referenzberechnung mit 177 TH-Kanälen ist der Leistungspeak im unteren Kernbereich etwas höher. Die Änderungen der axialen Leistungsdichteverteilung sind in Bild 2.40 dargestellt.

2.3.2 Ergebnisse zur Transientenberechnung mit 3D-Kernmodell

Die Ergebnisse zur Berechnung des Frischdampfleitungsbruches mit 3D-Kernmodell sind in den Bildern 2.32 - 2.37 dargestellt. Insgesamt ist festzustellen, dass sich der zeitliche Verlauf der mittleren thermo-fluiddynamischen Größen der Reaktoranlage in guter Übereinstimmung mit der punktkinetischen Berechnung ergibt. Im Leistungsverlauf zeigt sich im Vergleich zur Punktkinetik ein abgeschwächter Leistungsanstieg. Der Vergleich ist in Bild 2.38 dargestellt.

2.3.3 Ergebnisse zur Transientenberechnung mit 3D-Kernmodell für die Variante Return-to-Power

Die beschriebenen Zuordnungen von TH-Kanälen zu den Brennelementen der Kernbeladung wirken sich für die Standardtransiente der Benchmarkspezifikation des Frischdampfleitungsbruchs bis auf die Unterschiede im stationären Ausgangszustand kaum aus. Es wurde jedoch auch eine Variante Return-to-Power definiert, für welche die Wirksamkeit der Steuerstäbe um 13% verringert wurde. Dies führt dazu, dass die

Leistung während der Kühlmitteltemperaturabkühlung deutlich höher ansteigt und somit Unterschiede in den lokalen Größen verstärkt werden. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in den Bildern 2.39 - 2.47 dargestellt. Es zeigt sich wiederum gute Übereinstimmung im Zeitverlauf der mittleren Leistung. In den axialen Verteilungen für die Leistungsdichte und für die lokalen Brennstofftemperaturen zeigen sich im Bereich des Stuck-rod deutliche Unterschiede. Es wird insbesondere sichtbar, dass die Zuordnung mit 18 TH-Kanälen, welche die Stuck-rod Position nicht besonders berücksichtigt, die größten Abweichungen ergibt.

Eine Übersicht über die Ergebnisse in der Transientenberechnung ist in Tabelle 2.3 gegeben.

Tabelle 2.3: Ergebnisse für die Transiente Return-to-Power für verschiedene Anzahl von TH-Kanälen

| | 14 TH | 18 TH | 177 TH |
|--|------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|
| Zeit des ersten Leistungspeaks [s] | 7.420 | 7.4196 | 7.4201 |
| Leistungsdichte [W/cm ³], Mittlere Brennstofftemperatur [K], Max. Brennstofftemperatur [K] Mittlere Kühlmitteldichte [g/cm ³] | 106.375 847.9 978.6 0.714 | 106.935 847.1 961.0 0.714 | 105.830 848.6 992.3 0.714 |
| Zeit des 2. Leistungspeaks [s] | 67.345 | 67.892 | 67.24 |
| Leistungsdichte [W/cm ³], Mittlere Brennstofftemperatur [K], Max. Brennstofftemperatur [K] Mittlere Kühlmitteldichte [g/cm ³] | 22.120 585.4 1017.7 0.752 | 22.841 586.6d 861.0 0.753 | 21.708 584.4 987.9 0.752 |
| t = 100 s | | | |
| Leistungsdichte [W/cm ³], Mittlere Brennstofftemperatur [K], Max. Brennstofftemperatur [K] Mittlere Kühlmitteldichte [g/cm ³] | 7.457 562.0 654.4 0.768 | 7.215 561.7 616.3 0.768 | 7.655 562.3 654.5 0.768 |

Aus diesen Berechnungsergebnissen kann geschlossen werden, dass die Zuordnung der TH-Kühlkanäle an die Problemstellung angepasst werden muss, um auch die lokalen Parameter mit ausreichender Genauigkeit zu erfassen. Der mittlere Zeitverlauf der Leistung während der Transiente wird von allen betrachteten TH-Kanalzuordnungen gut wiedergegeben.

3 Deborierungsstörfälle

3.1 Problemstellung für Deborierungsstörfälle

In Sicherheitsstudien zum Nichtleistungsbetrieb von Kernkraftwerken wurden verschiedene Ereignisse ermittelt, bei denen eine Verringerung der Borkonzentration im Kühlkreislauf zu einer Rekritikalität des Reaktorkerns führen kann /CLM95, TUO99/. Diese Verringerung der Borkonzentration wird verursacht durch ein sich im Kühlkreislauf bildendes Deionatvolumen. Dies erfolgt entweder durch externe Einspeisung oder intern durch Verdampfungs- und Kondensationsvorgänge während des sogenannten Reflux-Condensator Betriebs im Dampferzeuger. Die externe Einspeisung kann erfolgen z.B. durch Zuschalten von fehlerhaft entborierten Leitungsabschnitten des Nachwärmeabfuhrsystems oder durch Einspeisung aus Behältern, deren Borkonzentration nicht den Vorgaben entspricht. Diese Fehlerursachen können durch Überprüfungen und betriebliche Verriegelungen ausgeschlossen werden. Die interne Entborierung ist mit der Rückhaltung des Bors in der Wasserphase während der Verdampfung direkt verbunden und kann im Zusammenhang mit der notwendigen Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis nicht vermieden werden. Für dieses Ereignis stellt sich zunächst die Frage, welche Deionatvolumina im Primärkreis gebildet werden, und im weiteren die Fragen, welche Durchmischungsvorgänge ergeben sich auf dem Transportweg zum Kern. Das Deionat bildet sich auf der kalten Seite des Dampferzeugers und sammelt sich am Dampferzeugeraustritt und im Pumpenbogen. Der Transport zum Kern über kalte Leitung, Downcomer und unterem Plenum erfolgt beim Wiederanlaufen des Naturumlaufes. Der Fall des Zuschaltens einer Hauptkühlmittelpumpe kann durch betriebliche Maßnahmen und Verriegelungen bei Eintritt eines kleinen Leckstörfalls ausgeschlossen werden. Um die Durchmischungseffekte auf dem Transportweg zum Kern zu bestimmen, sind sowohl experimentelle Ergebnisse als auch Berechnungen mit CFD-Codes auszuwerten. Für die Bestimmung der Borkonzentration am Eintritt der Brennelemente im Kern werden jedoch durchaus Unsicherheiten verbleiben, deren Auswirkungen für den Reaktorkern geeignet zu berücksichtigen sind.

Für das Kernverhalten maßgebend sind die räumliche Verteilung der Borkonzentration zusammen mit der Kühlmittelströmungsgeschwindigkeit sowie die Gesamtmenge des Kühlmittels, die mit verringerter Borkonzentration in den Kern einströmen. Der Reaktorkern ist im Ausgangszustand unterkritisch, da die Steuerstäbe voll eingefahren

sind. Die Größe der Unterkritikalität ergibt sich aus der Kernbeladung und dem Abbrandzustand sowie der anfänglichen Borkonzentration und der Kühlmitteltemperatur, wenn diese unter die Kühlmitteltemperatur des Nulllast-heiss-Zustands abgesenkt wurde. Die wesentlichen Einflussgrößen für die Leistungstransiente sind die zugeführte Reaktivitätsrate, insbesondere wenn der kritische Zustand wieder erreicht wurde, und die maximale Überschussreaktivität, die sich aus der gesamten Reaktivitätszufuhr und der wirksamen Rückwirkungsreaktivität ergibt. Wie üblich für Reaktivitätsstörfälle, können erhöhte Belastungen der Brennstäbe erreicht werden, wenn im Kern promptkritische Reaktivitätszustände erreicht werden.

3.2 Beschreibung des Kernmodells

Für die verschiedenen Szenarien der Deborierungsstörfälle sind lokale Verteilungen der Borkonzentration am Kerneintritt von besonderer Bedeutung. Im Rechenmodell müssen diese lokalen Effekte erfasst werden. In einer Modellierung des Primärkreislaufes mit dem 3D Reaktorkern innerhalb des gekoppelten Systemcodes ATHLET und QUABOX/CUBBOX wäre hierfür eine mehrdimensionale Beschreibung der Fluidodynamik im Downcomer und im unteren Plenum erforderlich. Da ein 2D/3D-Modul hierfür noch nicht zur Verfügung steht, würde die Borkonzentration am Downcomer-Austritt gleichmäßig verteilt am Kerneintritt auftreten. Aus diesem Grund wurde für die Berechnungen ein Kernmodell erstellt, bei dem die Brennelemente und die Kühlmittelströmung im Kern nachgebildet werden. Die Kernrandbedingungen werden am Kerneintritt durch Zeitfunktionen für Kühlmitteldurchsatz, Kühlmitteltemperatur und Borkonzentration vorgegeben. Der Vorteil dieser reinen Kernberechnung ist die freie Vorgabe der Kerneintrittsbedingungen, so dass systematische Untersuchungen zu den Einflussgrößen möglich sind.

In dem erstellten Kernmodell wird die Neutronenkinetik durch das 3D-Kernmodell QUABOX/CUBBOX beschrieben, dabei wird jedes einzelne Brennelement der Kernbeladung beschrieben. Die Rückwirkungen von der Kühlmittelströmung (Temperatur, Dichte) und der Brennstabtemperatur werden durch ATHLET-Modelle beschrieben, wobei jedem Brennelement ein Kühlkanal zugeordnet wird. Für die Berechnungen des Kernverhaltens wird also das gekoppelte Programmsystem ATHLET - QUABOX/CUBBOX eingesetzt. Für die durchgeführten Berechnungen wird der Ausgangszustand festgelegt, also Ausgangsborkkonzentration, Kühlmitteltemperatur und Kerndurchsatz. In diesem Ausgangszustand wird angenommen, dass der Reaktor

kritisch ist und anschließend durch Einfahren aller Steuerstäbe abgeschaltet wird. Der spezielle Rechenfall wird definiert, durch die vorgegebenen Zeitfunktionen am Kerneintritt für Kühlmitteldurchsatz, Kühlmitteltemperatur und Borkonzentration. Da diese Zeitfunktionen für jeden Kühlkanal mit zugeordnetem Brennelement vorgegeben werden können, können verschiedene Störfallbedingungen beschrieben werden. Im allgemeinen werden die Störungen der Eintrittsbedingungen auf einen Viertelkern bezogen oder für homogene Störungen auf den Ganzkern. Für einige Berechnungen werden die Störfunktionen auch für benachbarte Brennelementgruppen mit 5 - 8 Brennelementen vorgegeben.

3.3 Ergebnisse der Berechnungen zur Deborierung

Mit dem beschriebenen Kernmodell wurden verschiedene Störfallbedingungen berechnet, um die Phasen der Leistungsexkursion infolge der Deborierung zu bestimmen. Die wesentlichen Phasen sind:

- Der Reaktorkern ist noch unterkritisch.
- Wenn die Reaktivitätszufuhr durch die Deborierung den Reaktorkern wieder kritisch macht, so erfolgt ein schneller Leistungsanstieg. Das Maximum der Leistung wird bestimmt durch die Reaktivitätsrate und die maximale Überschussreaktivität, die sich aus der gesamten Reaktivitätszufuhr und der wirksamen Rückwirkungsreaktivität ergibt.
- Nach dem ersten Leistungspeak stellt sich ein neues Leistungsniveau für den kritischen Reaktor ein.
- Nach Ablauf der Deborierungsstörung wird der Reaktor wieder unterkritisch und die Leistung fällt ab.

Typische Ergebnisse für die Berechnungen eines Deborierungsstörfalls sind in folgenden Bildern dargestellt.

In Bild 3.1 ist zunächst beschrieben, wie die Änderung der Borkonzentration vorgegeben wird: entweder wird sie am Kerneintritt stufenförmig verringert und nach einer vorgegebenen Zeitspanne wieder auf den Ausgangswert erhöht oder die Verringerung und Erhöhung der Borkonzentration erfolgt rampenförmig innerhalb eines Zeitintervalles. Die jeweilige Menge des Deionats zur Erreichung der

Borkonzentrationsänderung ergibt sich aus der Dichte und der Strömungsgeschwindigkeit des Kühlmittels. In Bild 3.2 ist die Abhängigkeit der Leistungstransiente von der Steilheit der Rampe dargestellt. Der Leistungsverlauf zeigt, dass der Leistungsanstieg früher erfolgt, wenn die Verringerung der Borkonzentration schneller erfolgt. Da der erreichte Maximalwert der Leistung bei vorgegebener Gesamtänderung der Borkonzentration unverändert bleibt, ergibt sich insgesamt nur eine zeitliche Verschiebung des Zeitablaufes. Dies zeigt sich auch im zeitlichen Verlauf der Reaktivität des Reaktorkerns, Bild 3.3, die in den drei Fällen den gleichen Wert der Überkritikalität erreicht. Nach Durchlauf der Borkonzentrationsstörung ist der Reaktorkern wieder im unterkritischen Bereich.

Die Deborierungsstörung für unterschiedlich große Mengen von Deionat und unterschiedlicher Verteilung im Kern ist in den Bildern 3.4 bis 3.11 dargestellt. Im Zustand Nulllast heiß mit einer Strömungsgeschwindigkeit von 0,11 m/s durchströmt ein Deionatpfropfen innerhalb von 26 s, entsprechend 2,9 t, bzw. innerhalb von 52 s, entsprechend 5,8 t, ein Viertel des Reaktorkerns oder 41 Brennelemente. Diese Störung führt jeweils zu einer Überkritikalität von etwa 2 % und einem Anstieg der mittleren Reaktorleistung bis zur Nennleistung, Bild 3.4 bis Bild 3.7. In den Vergleichsfällen ist die Deionatstörung gleichmäßig über den Kernquerschnitt verteilt. Eine Dauer von 7 s entspricht einer Deionatmenge von 3,7 t. Der Zeitverlauf von Leistung und Kritikalität zeigt, dass der Reaktor kurzfristig kritisch wird und die Leistung einen beginnenden Anstieg zeigt. Beim Durchlauf des Pfropfens durch den Kern ist der gestörte axiale Bereich zu klein, um tatsächlich eine größere Reaktivitätszufuhr zu verursachen. Der zweite Peak im Kritikalitätszustand, Bild 3.9, ist eine Folge des Abbrandverzuges im oberen Kernbereich. Im zweiten Fall entspricht eine Dauer von 11 s einer Deionatmenge von 5,8 t. In diesem Fall wird bei einer Überkritikalität von etwa 2 % eine mittlere Reaktorleistung erreicht, die dem 10-fachen der Nennleistung entspricht.

Diese Berechnungen zeigen, dass unterschiedliche Deionatmengen in Abhängigkeit der Verteilung über den Kernquerschnitt zu sehr unterschiedlichen Auswirkungen für die erzeugte Leistung führen. Der Einsatz des gekoppelten Rechenmodells ATHLET-QUABOX/CUBBOX bietet jedoch die Möglichkeit, spezielle Störfallszenarien im Detail zu berechnen und Abhängigkeiten zu untersuchen. Die Untersuchungen zu den Deborierungsereignissen sind fortzuführen, um die Auswirkungen von speziellen Störfallabläufen für den Reaktorkern und die Reaktoranlage zu untersuchen.

4 Programmiererweiterungen

In Ergänzung zu den Berechnungen wurden einige Programmiererweiterungen durchgeführt.

Durch die Kopplung mit einem Standardgrafikpaket wurde eine verbesserte Ergebnisdarstellung erreicht. Ausgehend von den 3D-Datenfeldern für die Variablen des Reaktorkerns können auf ausgewählten Schnittebenen räumliche Darstellungen erzeugt werden. Es wurde die Datenkopplung mit AVS und mit FIELDVIEW erstellt. Beide Systeme bieten standardmäßig einfache Bedienungsoberflächen, um Schnittebenen zu definieren und die Verteilung grafisch darzustellen. Es ist auch möglich, Zeitabfolgen für vorgegebene Zeitintervalle darzustellen und diese in Standard-Videoformaten abzuspeichern, so dass die Ergebnisse unabhängig vorgeführt werden können. Diese Darstellungen haben sich als sehr nützlich gezeigt, um eine Übersicht über die Änderungen im Reaktorkern zu erhalten.

Zu Beginn der Programmentwicklung war es offen, wieweit sich aus der Anzahl der Kühlkanäle, die durch ATHLET-Modelle beschrieben werden, eine Einschränkung für den Programmeinsatz ergeben wird. In den durchgeführten Berechnungen zeigte sich jedoch, dass die Rechenzeit auch für Zuordnungen von je einem Kühlkanal zu einem Brennelement akzeptabel ist. Für ATHLET-Modelle handelt es sich um Probleme mit großer Anzahl von Nodes und Variablen. Die Anordnung der Kühlkanäle im Reaktorkern, die jeweils in unteren und oberen Plenum verknüpft sind, führt zu einer vereinfachten Matrixstruktur im Vergleich zu einem Netzwerk mit zahlreichen internen Verbindungen. Die durchgeführten Optimierungen in der Numerik von ATHLET haben diese Eigenschaften der Matrixgleichungen berücksichtigt. Nach den Erfahrungen mit den Berechnungen mit einer unterschiedlichen Anzahl von Kühlkanälen steigt die Rechenzeit weitgehend linear mit der Anzahl der Kühlkanäle an.

Im Zusammenhang mit den Berechnungen wurden weitere Programmergänzungen durchgeführt: Die Zeitschrittsteuerung in den zeitabhängigen Berechnungen wurde verbessert. Es wurde ein Modell zur Berücksichtigung der Nachzerfallsleistung ergänzt. Die Kopplung zu GCSM-Signalen wurde hergestellt. Des Weiteren wurden die Wirkungsquerschnittsbibliotheken erweitert. Insgesamt hat sich das gekoppelte Rechenprogramm bei den sehr unterschiedlichen Berechnungen bewährt.

5 Zusammenfassung

Es ist derzeit eine internationale Entwicklung, dass thermo-fluiddynamische Systemcodes mit 3D-Neutronenkinetikmodellen gekoppelt werden. In der GRS wurde der Systemcode ATHLET mit dem 3D-Neutronenkinetikmodell QUABOX/CUBBOX gekoppelt. Die bekannten Systemcodes wie CATHARE, RELAP, TRAC oder RETRAN wurden allesamt mit 3D-Neutronenkinetikmodellen erweitert. Für die Validierung dieser gekoppelten Rechenprogramme ist der OECD/CSNI PWR Main Steam Line Break (MSLB)-Benchmark von besonderer Bedeutung und wurde mit großer internationaler Beteiligung durchgeführt. Dieser Bericht beschreibt die mit dem gekoppelten Rechenprogramm ATHLET - QUABOX/CUBBOX erzielten Ergebnisse. Ergänzend wurden in vertieften Untersuchungen die wesentlichen Einflussgrößen bestimmt. Der Vergleich der Ergebnisse für den Benchmark zeigt, dass einige der Teilnehmerergebnisse deutlich vom Mittelwert abweichen. Die Ursachen für diese Abweichungen müssten gesondert ausgewertet werden. Die meisten Ergebnisse stimmen jedoch innerhalb einer Bandbreite gut überein, dies gilt auch für die Ergebnisse von ATHLET und QUABOX/CUBBOX. Die erzielten Ergebnisse können deshalb als erfolgreiche Validierung des Rechenmodells angesehen werden.

Der Einfluss der Zuordnung von Brennelementen und thermo-fluiddynamischen (TH)-Kanälen wurde ausführlich untersucht. Es wurde aufgezeigt, dass bei Verringerung der TH-Kanäle zur Verringerung der Rechenzeiten eine problemspezifische Zuordnung gewählt werden muss, um lokale Parameter ausreichend genau zu bestimmen.

Die Auswertung der Benchmarkergebnisse zeigt jedoch auch, dass für die Bewertung des Transientenablaufs mit den festgestellten Abhängigkeiten der Ergebnisse von Einzelheiten der Modellierung (Nodalisierung, Modellparameter) wie auch der externen Randbedingungen eine Sensitivitätsanalyse unerlässlich ist. Die Quantifizierung der Auswirkungen für sicherheitstechnische Größen kann nur im Rahmen einer systematischen Unsicherheitsanalyse erfolgen.

Die für den Deborierungsstörfall durchgeführten Kernberechnungen mit dem gekoppelten Rechenprogramm zeigen die verbesserten Einsatzmöglichkeiten. Für die Berechnung dieser Störfälle ist die Beschreibung der Transport- und Vermischungseffekte für die Borkonzentration im Kühlmittel von besonderer Bedeutung. Eine geschlossene Berechnung des Störfallablaufs erfordert die Erweiterung des Systemcodes durch mehrdimensionale thermo-fluiddynamische

Modelle für die Kühlmittelströmung im Downcomer und im unteren Plenum. Mit geeigneten Annahmen über die Verteilung der Borkonzentration am Kerneintritt können der zeitliche Verlauf der Leistungstransiente und die wesentlichen Einflussgrößen während eines Deborierungsstörfalls mit dem verfügbaren Rechenmodell bestimmt werden. Auf der Grundlage der vorliegenden Ergebnisse sind die Untersuchungen fortzuführen, um fallspezifische Deborierungsereignisse in ihren Auswirkungen für den Reaktorkern und die Reaktoranlage zu bewerten.

Die erzielten Ergebnisse für die Validierung durch das OECD/CSNI PWR MSLB-Benchmark und die Anwendung für Deborierungsstörfälle zeigen, dass das gekoppelte Rechenprogramm ATHLET mit dem 3D-Neutronenkinetikmodell QUABOX/CUBBOX eine verbesserte Modellierung für Störfallbedingungen mit enger Kopplung zwischen Neutronenkinetik und Fluidodynamik im Primärkreis bietet.

6 Literatur

- /BEA00/ T. Beam, K. Ivanov, B. Taylor, A. Baratta
Ergebnisbericht MSLB Phase 1: Pressure Water Reactor Main Steam Line Break (MSLB) Benchmark, Volume II: Results of Phase I on Point Kinetics
NEA/NSC/DOC(2000)21, December 2000
- /CLM 95/ M. Clemente, S. Langenbuch
Determination of Reactivity Insertion Effects due to Local Boron Dilution,
OECD/CSNI Specialists Meeting on Boron Dilution Reactivity Transients,
State College, PA, USA, October 18-20, 1995
- /IVA00/ K.N. Ivanov et al.: PWR MSLB Benchmark, VOL. 2: Summary of Results 1
(Point kinetics); NEA/NSC/DOC, Draft, Oct. 2000
- /IVA97/ K.N. Ivanov, T. Beam and A. Baratta, PWR MSLB BENCHMARK, Final
Specification, October 1997, US NRC, OECD NEA.
- /LAN00/ S. Langenbuch, K.-D. Schmidt, K. Velkov: Analysis of Different Mapping
Schemes of Thermo-Hydraulic Channels for the OECD PWR Main Steam
Line Break Benchmark Phase 3; Proc. of ICONE 8, April 2-6, 2000,
Baltimore, USA
- /LAN00/ S. Langenbuch, K.-D. Schmidt, K. Velkov: Analysis of Different Mapping
Schemes of Thermo-Hydraulic Channels for the OECD PWR Main Steam
Line Break Benchmark Phase 3; Proc. of ICONE 8, April 2-6, 2000,
Baltimore, USA
- /LAN77a/ S. Langenbuch, W. Maurer, W. Werner, Coarse Mesh Flux Expansion
Method for the Analysis of Space-Time Effects in Large LWR Cores,
Nuclear Science and Engineering, 63, 437-356, 1977
- /LAN77a/ S. Langenbuch, W. Maurer, W. Werner, Coarse Mesh Flux Expansion
Method for the Analysis of Space-Time Effects in Large LWR Cores,
Nuclear Science and Engineering, 63, 437-356, 1977

- /LAN77b/ S. Langenbuch, W. Maurer, W. Werner: High-Order Schemes for Neutron Kinetics Calculation based on a Local Polynomial Approximation; Nuclear Science and Engineering 64, pp 508-516, 1977
- /Lan77b/ S. Langenbuch, W. Maurer, W. Werner: High-Order Schemes for Neutron Kinetics Calculation based on a Local Polynomial Approximation; Nuclear Science and Engineering 64, pp 508-516, 1977
- /LAN96a/ S. Langenbuch, M. Lizorkin, U. Rohde, K. Velkov, 3D Neutronic Codes coupled with Thermal-Hydraulic System Codes for PWR, BWR and VVER Reactors. OECD/CSNI Workshop on Transient Thermal-Hydraulic and Neutronic Codes Requirements, Annapolis, Md., U.S.A., November 5-8, 1996
- /Lan96a/ S. Langenbuch, M. Lizorkin, U. Rohde, K. Velkov, 3D Neutronic Codes coupled with Thermal-Hydraulic System Codes for PWR, BWR and VVER Reactors. OECD/CSNI Workshop on Transient Thermal-Hydraulic and Neutronic Codes Requirements, Annapolis, Md., U.S.A., November 5-8, 1996
- /LAN96b/ S. Langenbuch, H. Austregesilo, P. Fomitchenko, U. Rohde, K. Velkov, Interface Requirements to Couple Thermal-Hydraulic Codes to 3D Neutronic Codes. OECD/CSNI Workshop on Transient Thermal-Hydraulic and Neutronic Codes Requirements, Annapolis, Md., U.S.A., November 5-8, 1996
- /LAN96b/ S. Langenbuch, H. Austregesilo, P. Fomitchenko, U. Rohde, K. Velkov, Interface Requirements to Couple Thermal-Hydraulic Codes to 3D Neutronic Codes. OECD/CSNI Workshop on Transient Thermal-Hydraulic and Neutronic Codes Requirements, Annapolis, Md., U.S.A., November 5-8, 1996
- /LAN97a/ S. Langenbuch, K.-D. Schmidt, K. Velkov
Die Kopplung des 3D-Kernmodells QUABOX/CUBBOX mit ATHLET,
Programmtechnische Beschreibung
GRS-A-2514, Oktober 1997

- /LAN97b/ S. Langenbuch, K.-D. Schmidt, K. Velkov, W. Zwermann
 Reaktorphysik-Kopplung des 3D-Neutronenkinetikmodells
 QUABOX/CUBBOX mit ATHLET
 GRS-A-2515, Oktober 1997
- /LAN98/ S. Langenbuch
 The coupling of the thermalhydraulic system code ATHLET with 3D
 neutronics models
 Kerntechnik, 63 (1998) 1-2, S 47
- /LAN99/ S. Langenbuch, K.-D- Schmidt, K. Velkov: The Coupled Code System
 ATHLET - QUABOX/CUBBOX, Model Features and Results for the Core
 Transients of the OECD PWR MSLB Benchmark; Mathematics and
 Computation, Reactor Physics and Environmental Analysis in Nuclear
 Applications, Vol. 1, Madrid, Spain, Sept. 1999
- /LAN99/ S. Langenbuch, K.-D- Schmidt, K. Velkov: The Coupled Code System
 ATHLET - QUABOX/CUBBOX, Model Features and Results for the Core
 Transients of the OECD PWR MSLB Benchmark; Mathematics and
 Computation, Reactor Physics and Environmental Analysis in Nuclear
 Applications, Vol. 1, Madrid, Spain, Sept. 1999
- /LAN00/ S. Langenbuch, K. Velkov
 Das Codesystem ATHLET - QUABOX/CUBBOX
 KTG-Fachtagung, Wechselwirkungen Neutronenphysik und
 Thermofluidodynamik, FZ Rossendorf, 31. Jan. - 1. Feb. 2000
- /LER98/ G.Lerchl, H.Austregesilo, ATHLET Mod 1.2 Cycle A, User's Manual, March
 1998, GRS-P-1/Vol.1,Rev.1
- /TUO99/ H. Tuomisto,
 EUBORA Final Report of Concerted Action on Boron Dilution Experiments,
 AMM-EUBORA (99)- P002

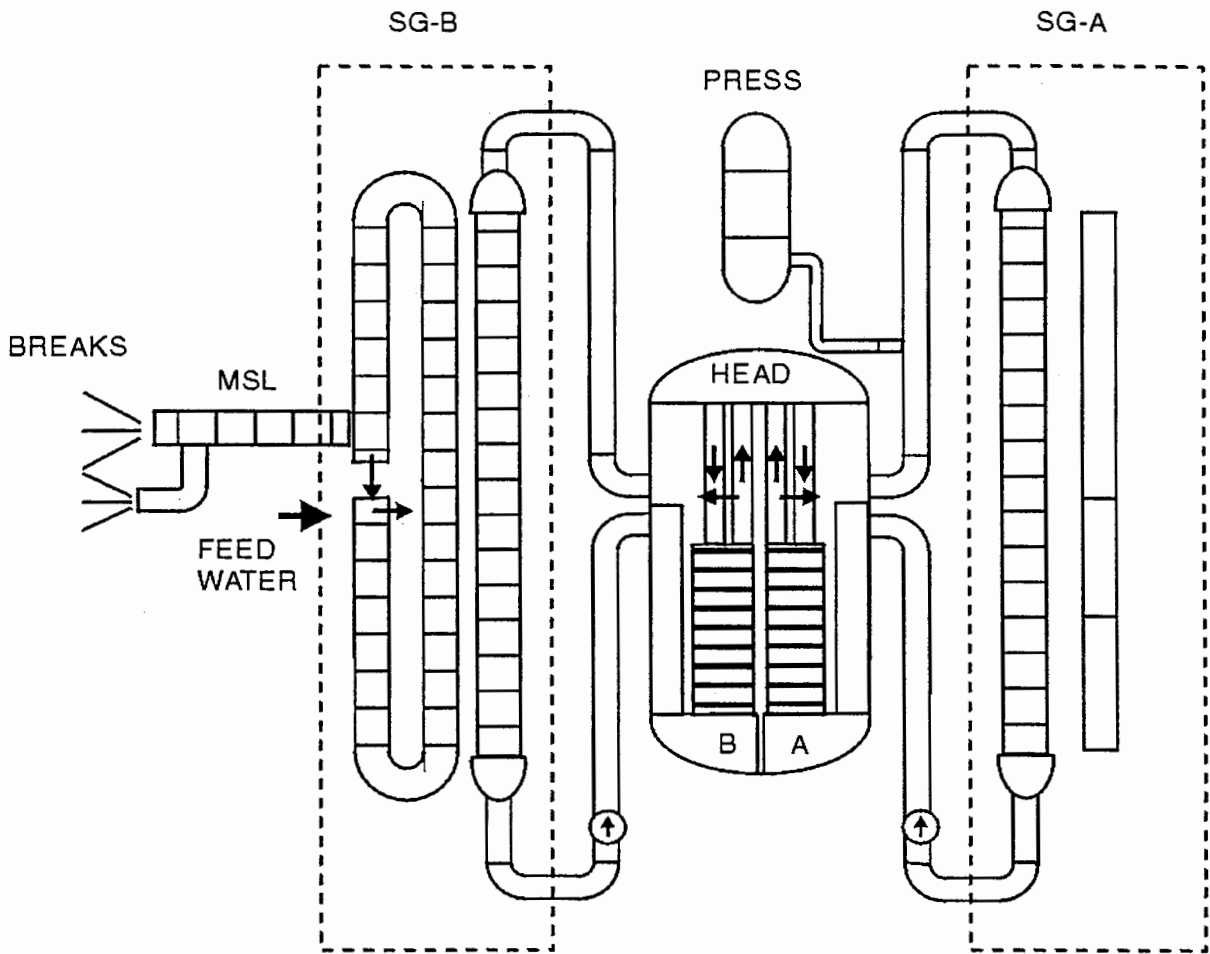


Bild 2.1 Nodalisierungsschema im Systemcode ATHLET für die TMI-1 Reaktoranlage

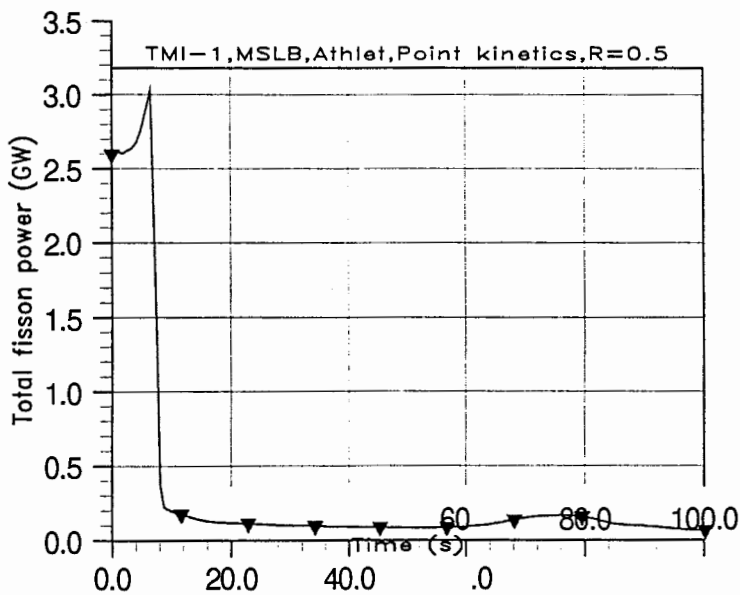


Bild 2.2 Gesamte Spaltleistung aus ATHLET-Rechnung mit Punktkinetik

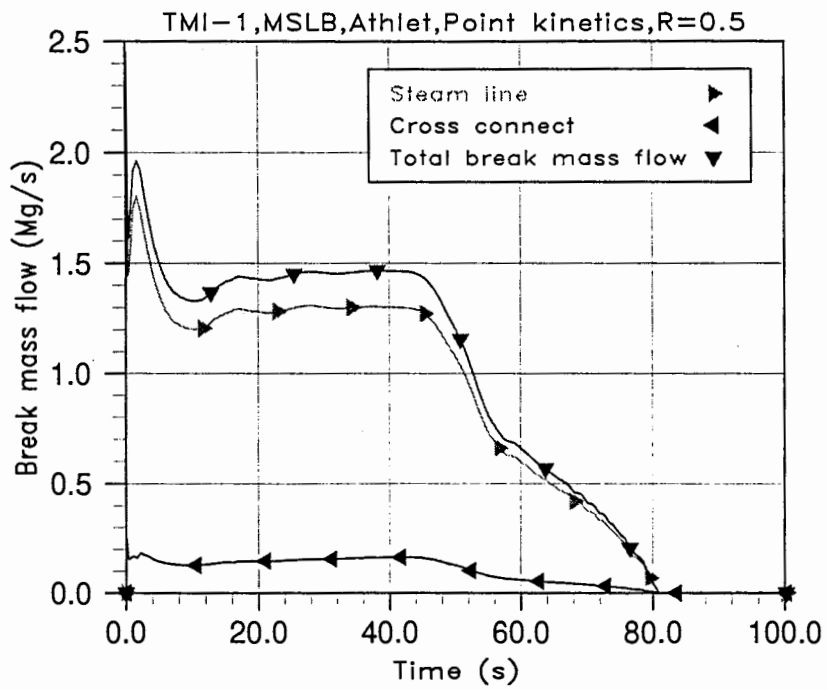


Bild 2.3 Bruchmassenströme

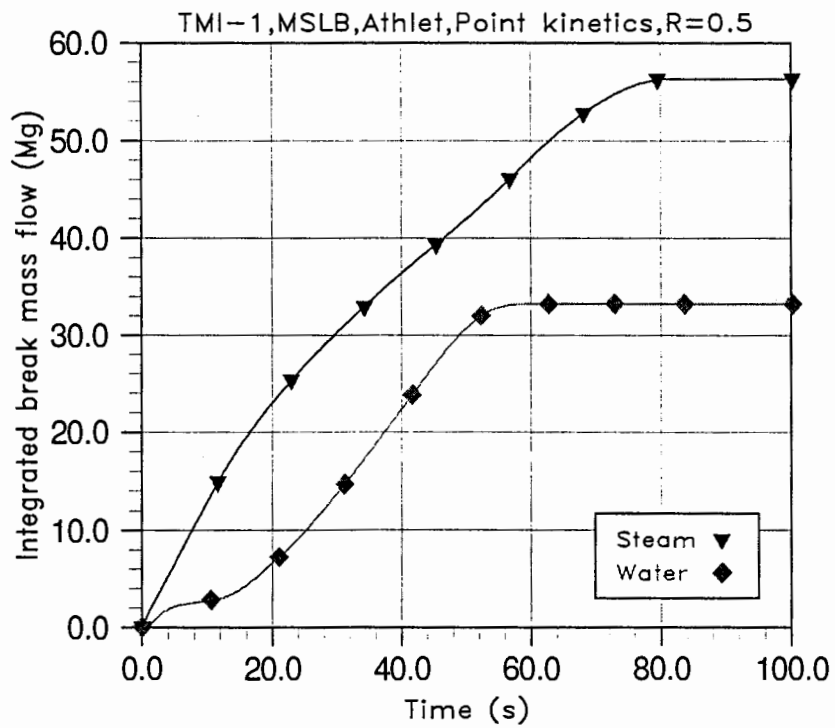


Bild 2.4 Integrierter Bruchmassenstrom für Dampf- und Wasseranteil

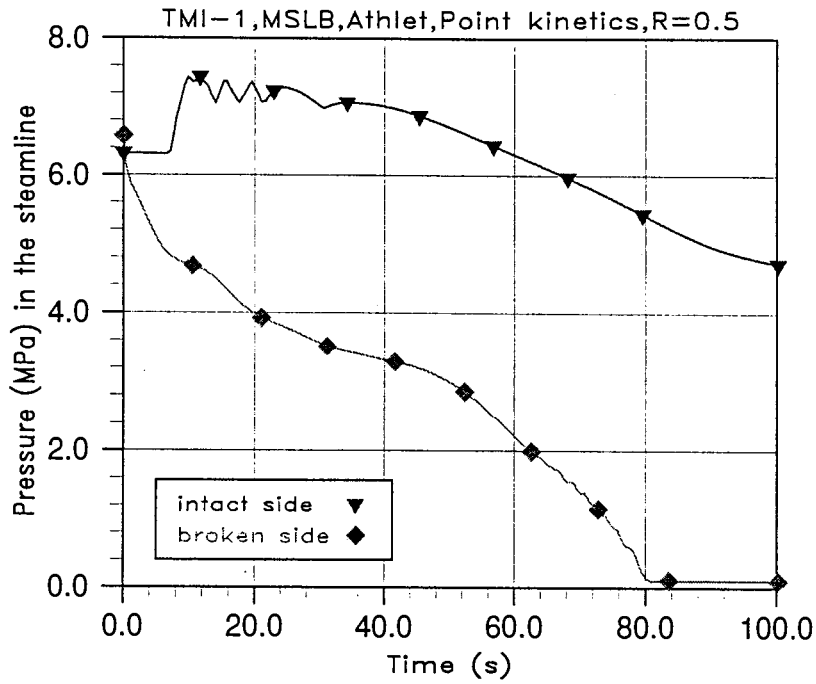


Bild 2.5 Druck in den Dampfleitungen

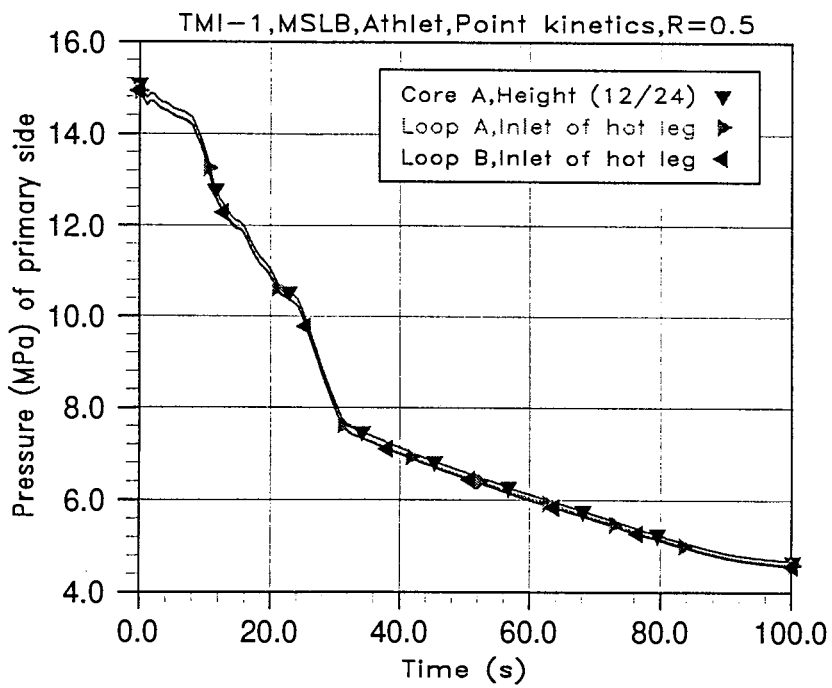


Bild 2.6 Druck auf der Primärseite

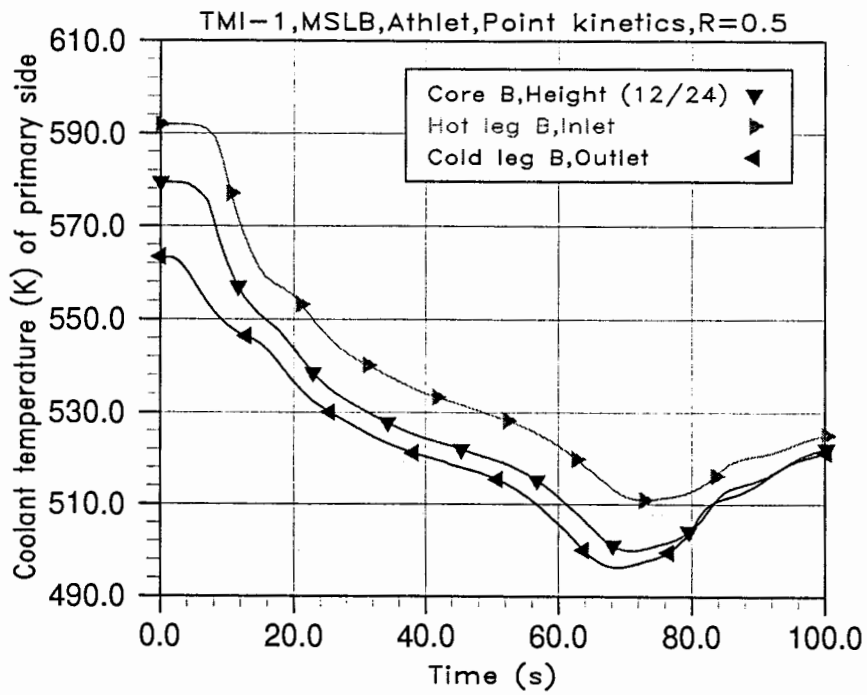


Bild 2.7 Kühlmitteltemperatur im betroffenen Kühlkreislauf

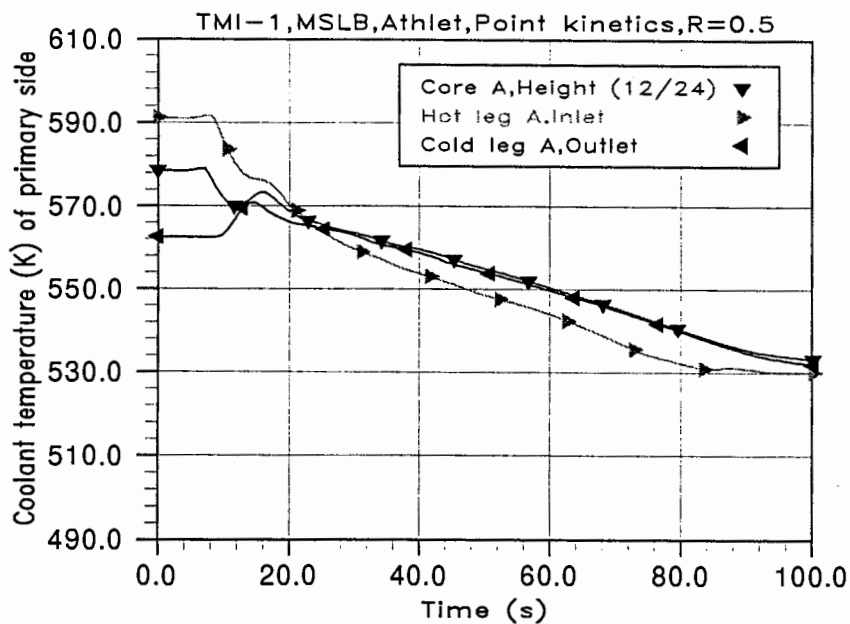


Bild 2.8 Kühlmitteltemperatur im intakten Kühlkreislauf

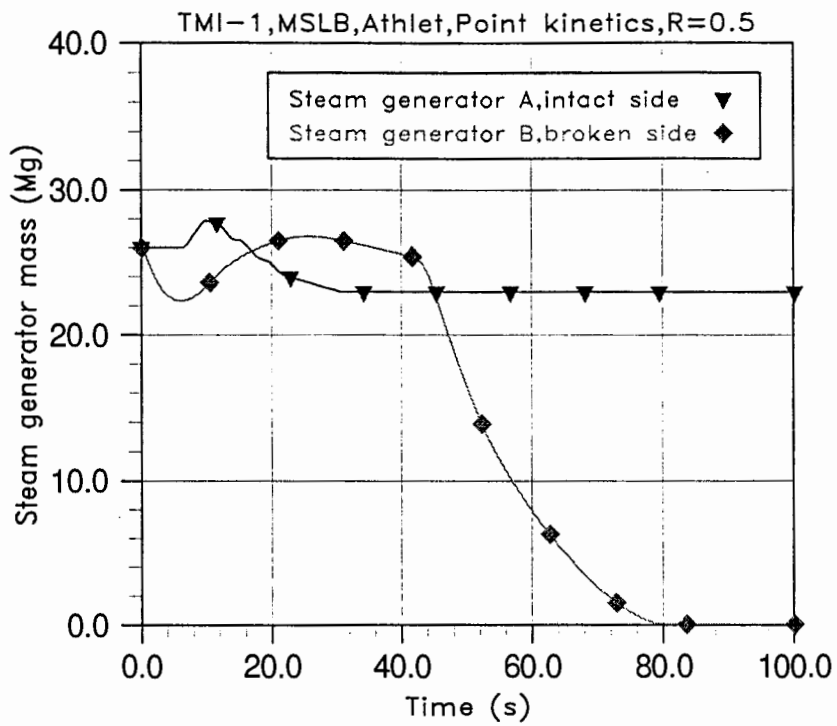


Bild 2.9 Wassermasse in den beiden Dampferzeugern

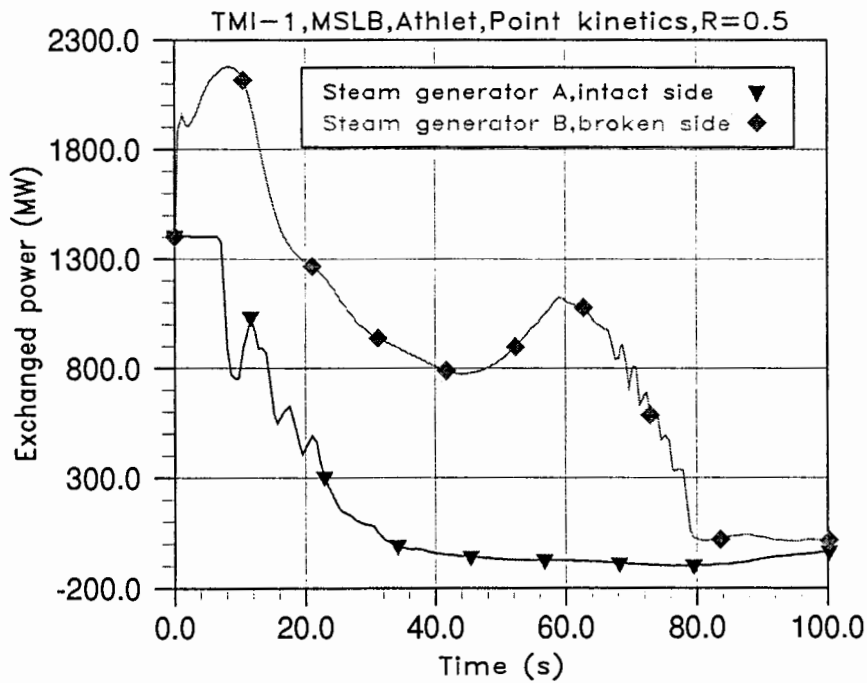


Bild 2.10 Wärmeübertragung in den beiden Dampferzeugern

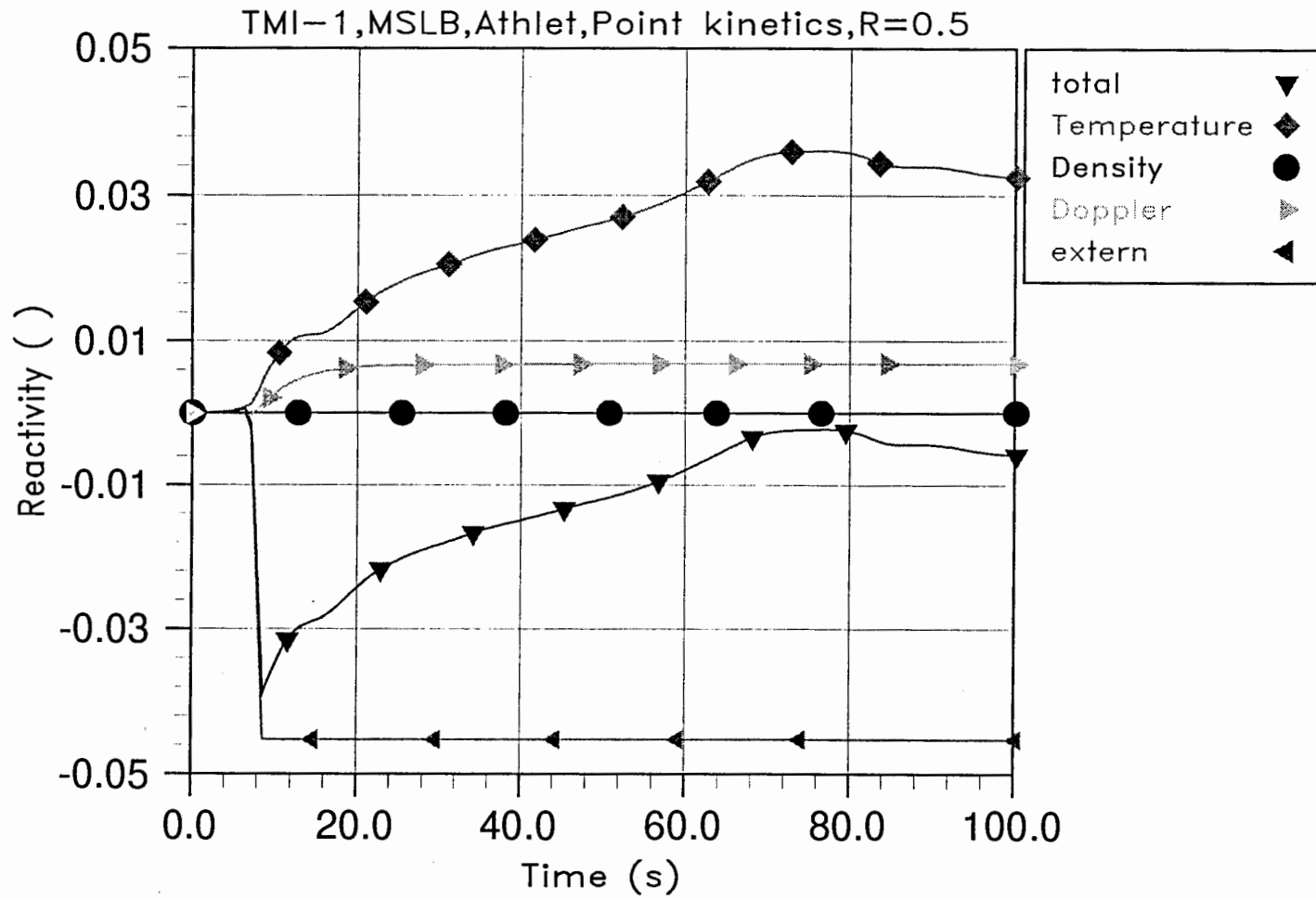


Bild 2.11 Reaktivitätsbeiträge der Punktkinetik

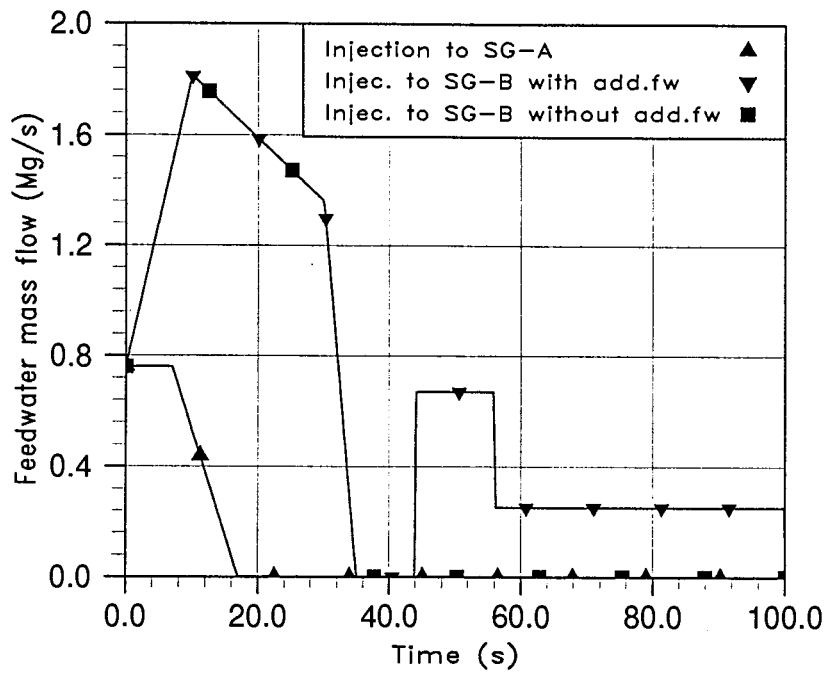


Bild 2.12 Varianten des Speisewassermassenstroms

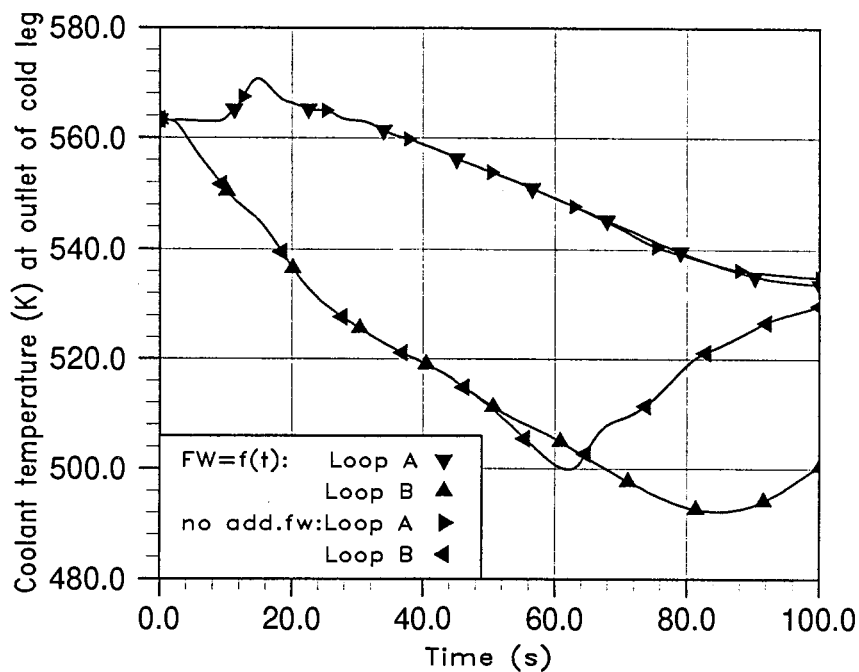


Bild 2.13 Kühlmitteltemperatur in den kalten Leitungen bei Variation des Speisewassers

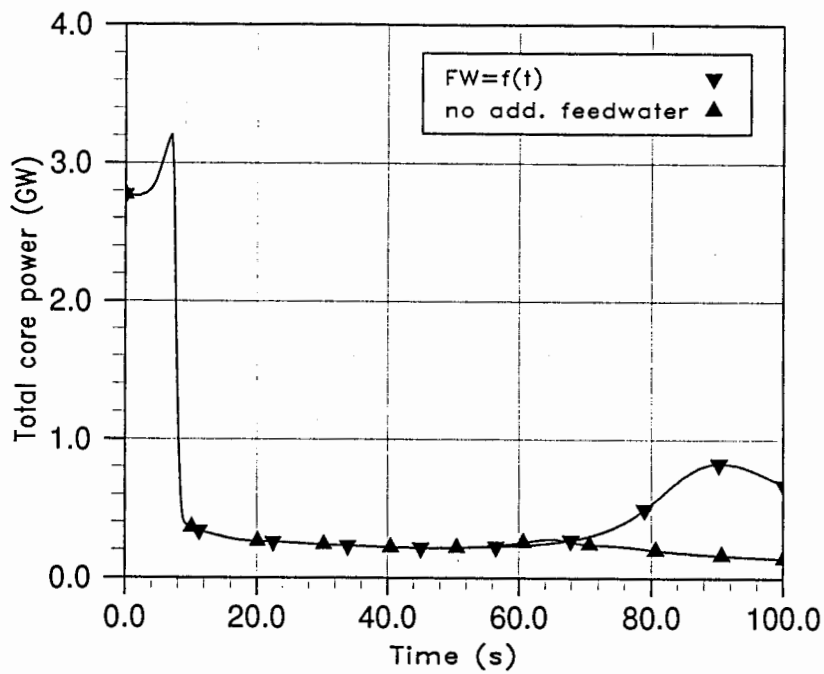


Bild 2.14 Reaktorleistung bei Variation des Speisewassers

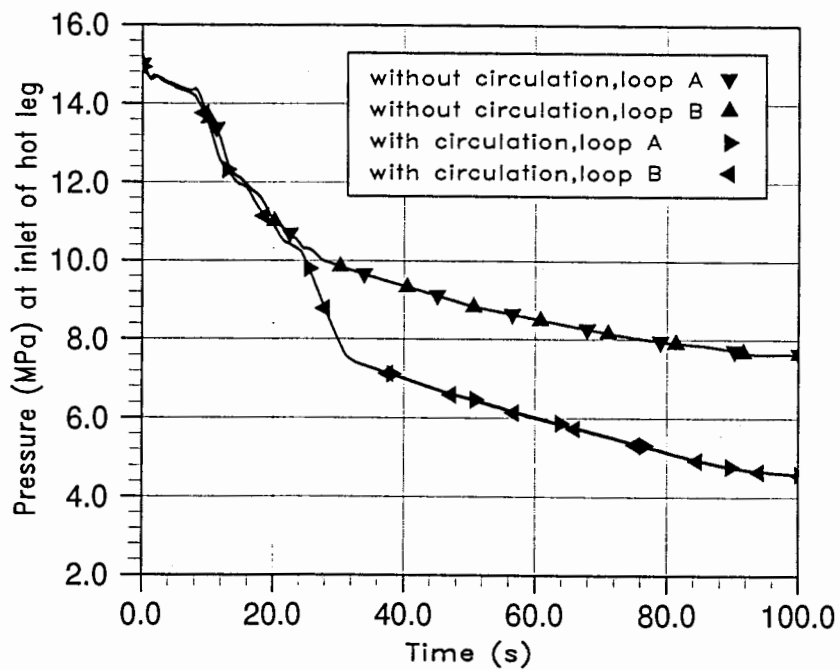


Bild 2.15 Druck im Primärsystem bei Nodalisierung im oberen Plenum mit und ohne Zirkulationsströmung

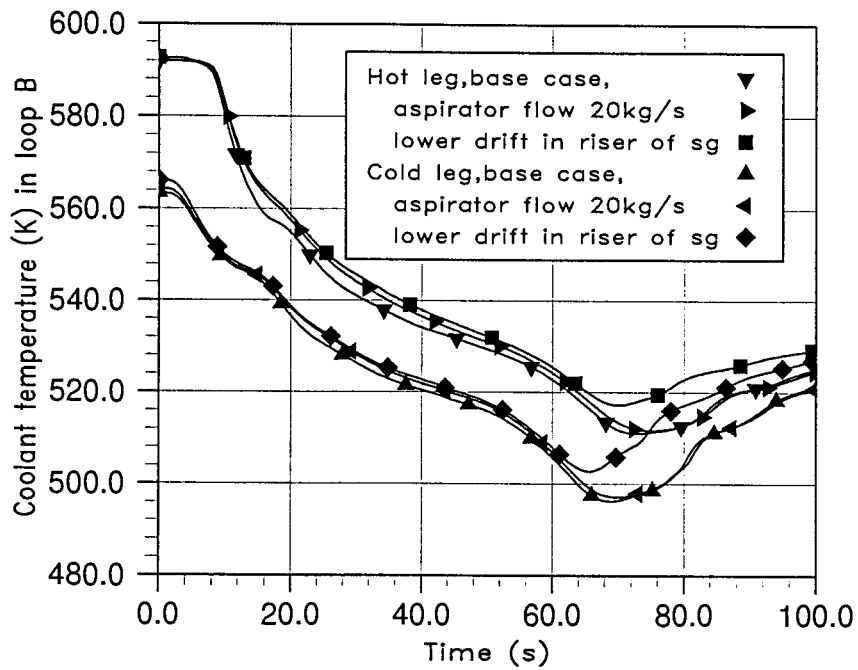


Bild 2.16 Kühlmitteltemperaturen im betroffenen Kreislauf für Varianten des Aspirator-Massenstroms und der Drift-Flux-Korrelation im Dampferzeuger

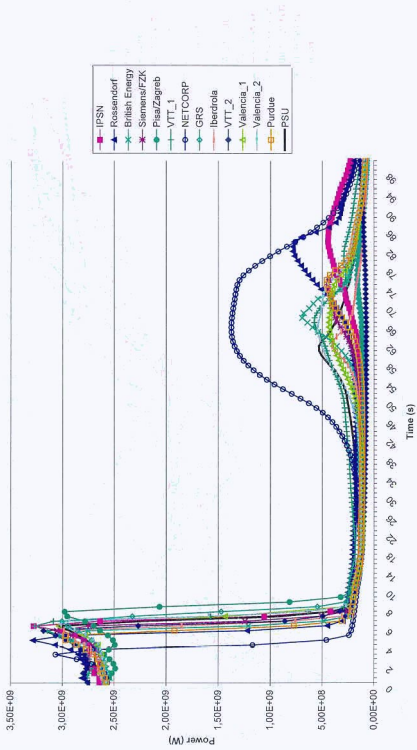


Bild 2.17 Spatleistung, Benchmarkergebnisse

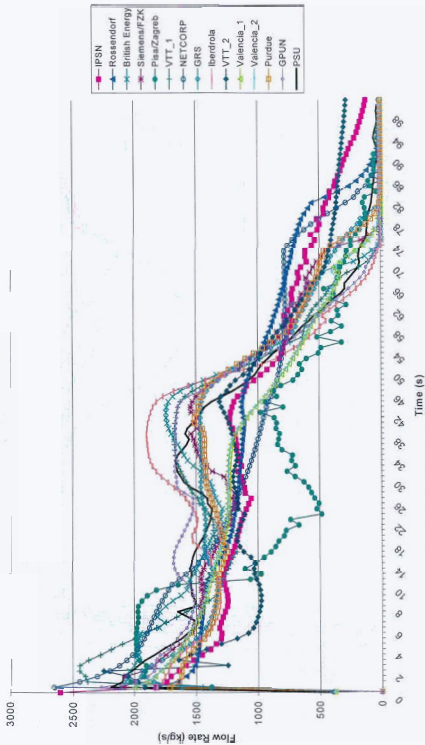


Bild 2.18 Gesamter Bruchmassenstrom, Benchmarkergebnisse

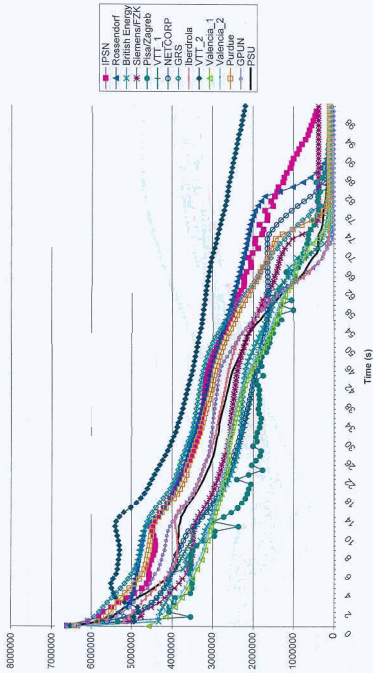


Bild 2.19 Druck in der gebrochenen Dampfleitung, Benchmarkergebnisse

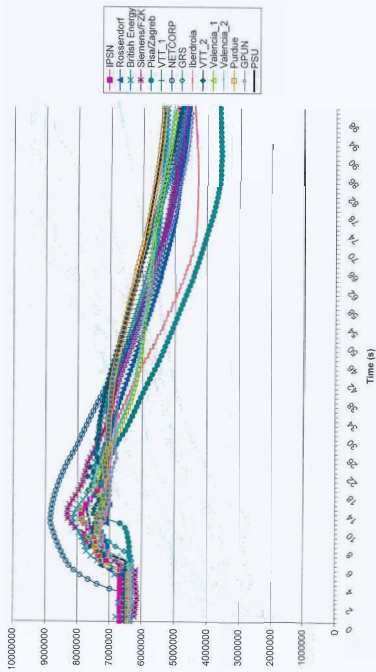


Bild 2.20 Druck in der intakten Dampfleitung, Benchmarkergebnisse

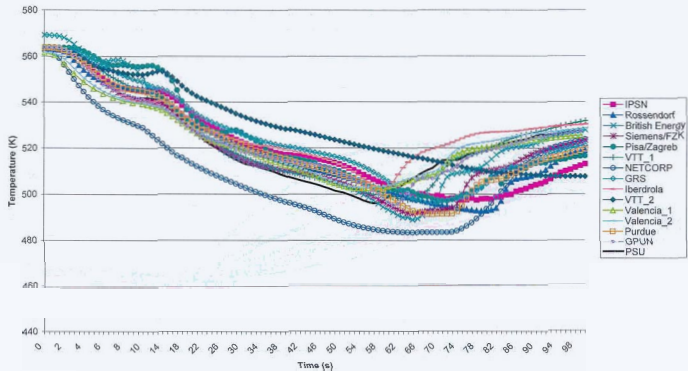


Bild 2.21 Kühlmitteltemperatur in der kalten Leitung des betroffenen Kühlkreislaufs, Benchmarkergebnisse



Bild 2.22 Kühlmitteltemperatur in der kalten Leitung des intakten Kühlkreislaufs, Benchmarkergebnisse

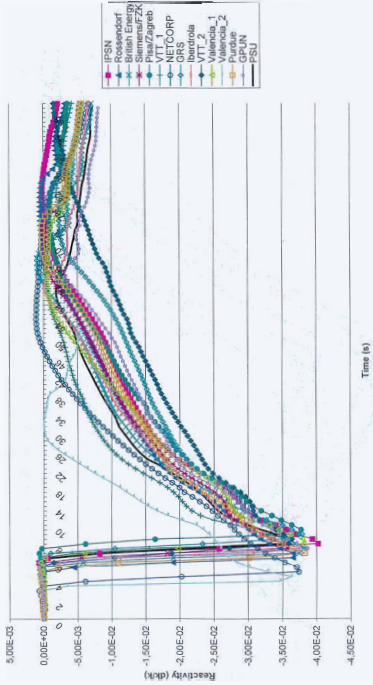


Bild 2.23 Gesamte Reaktivität, Benchmarkergebnisse

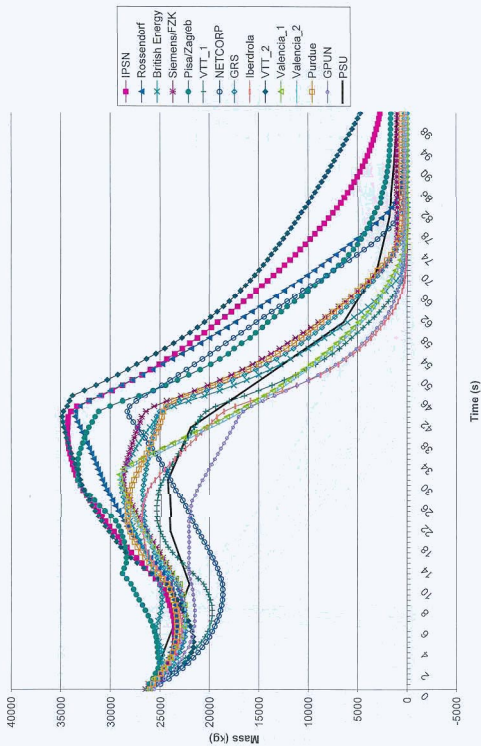


Bild 2.24 Wassermasse im betroffenen Dampferzeuger, Benchmarkergebnisse

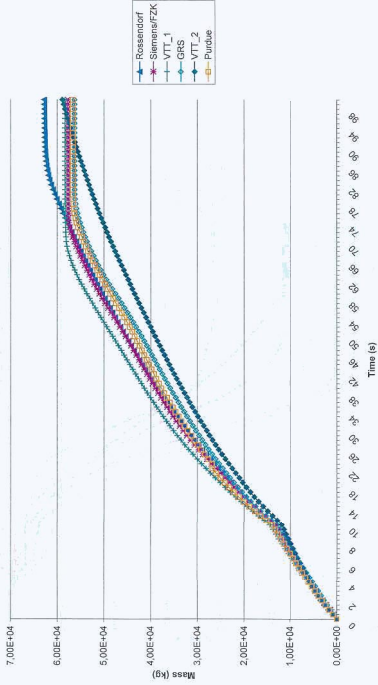


Bild 2.25 Integrierter Bruchmassenstrom für Dampfanteil, Benchmarkergebnisse

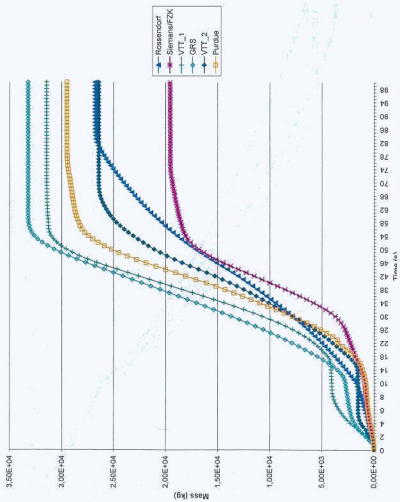


Bild 2.26 Integrierter Bruchmassenstrom für Wasseranteil, Benchmarkergebnisse

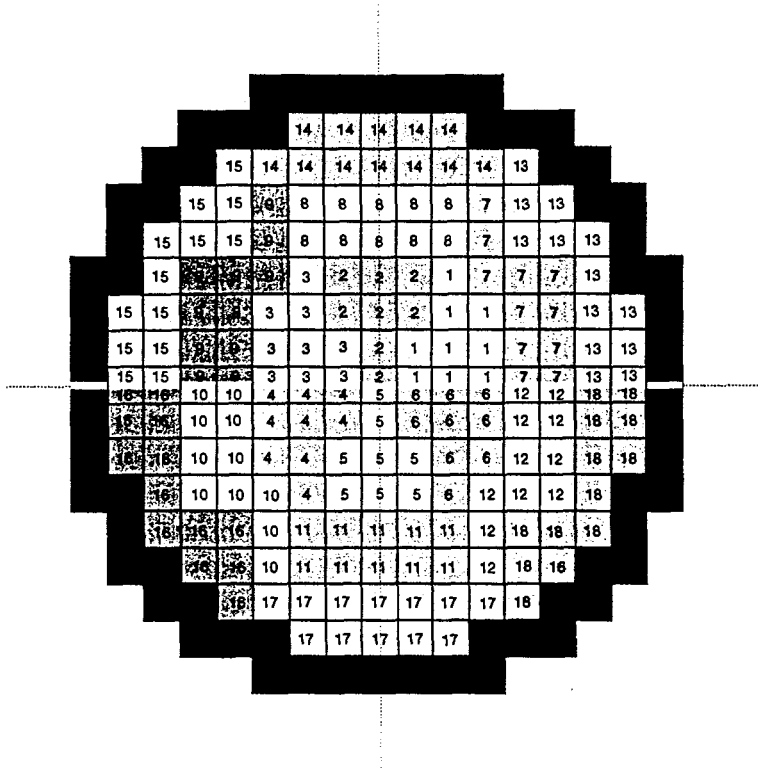


Bild 2.27 Zuordnung der 18 TH-Kanäle entsprechend Spezifikation

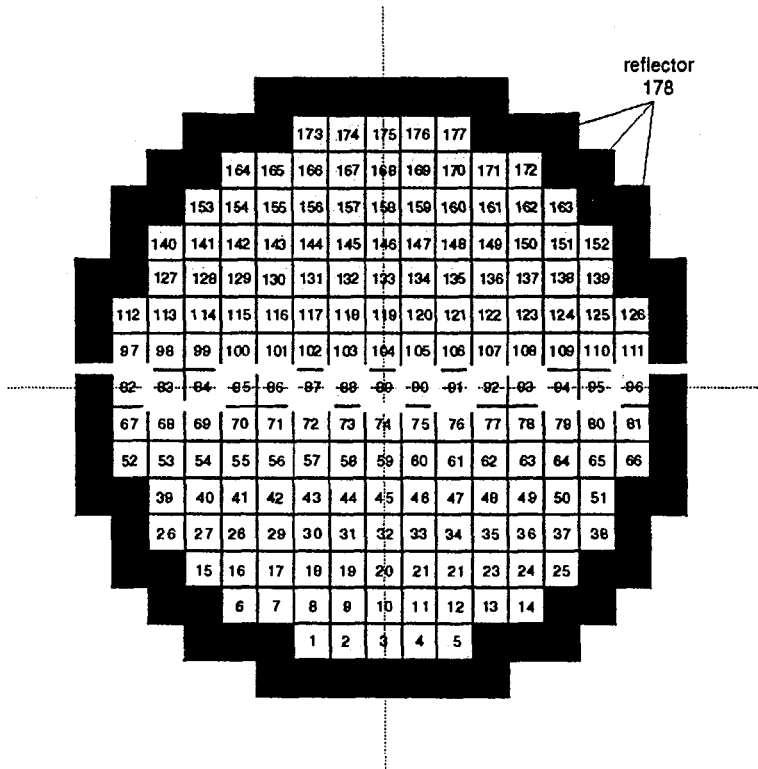


Bild 2.28 Zuordnung der 178 TH-Kanäle mit 1:1 Zuordnung zu den Brennelementen

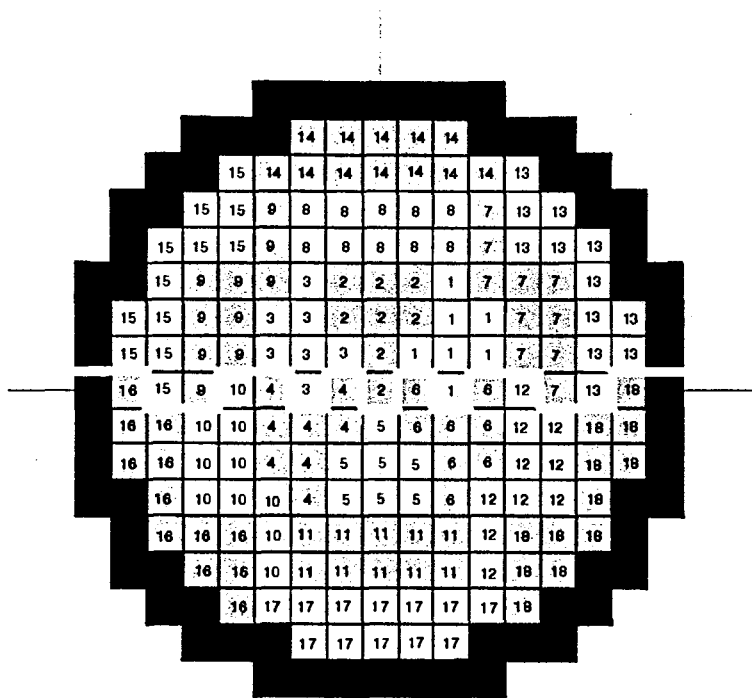


Bild 2.29 Zuordnung mit 18 TH-Kanälen

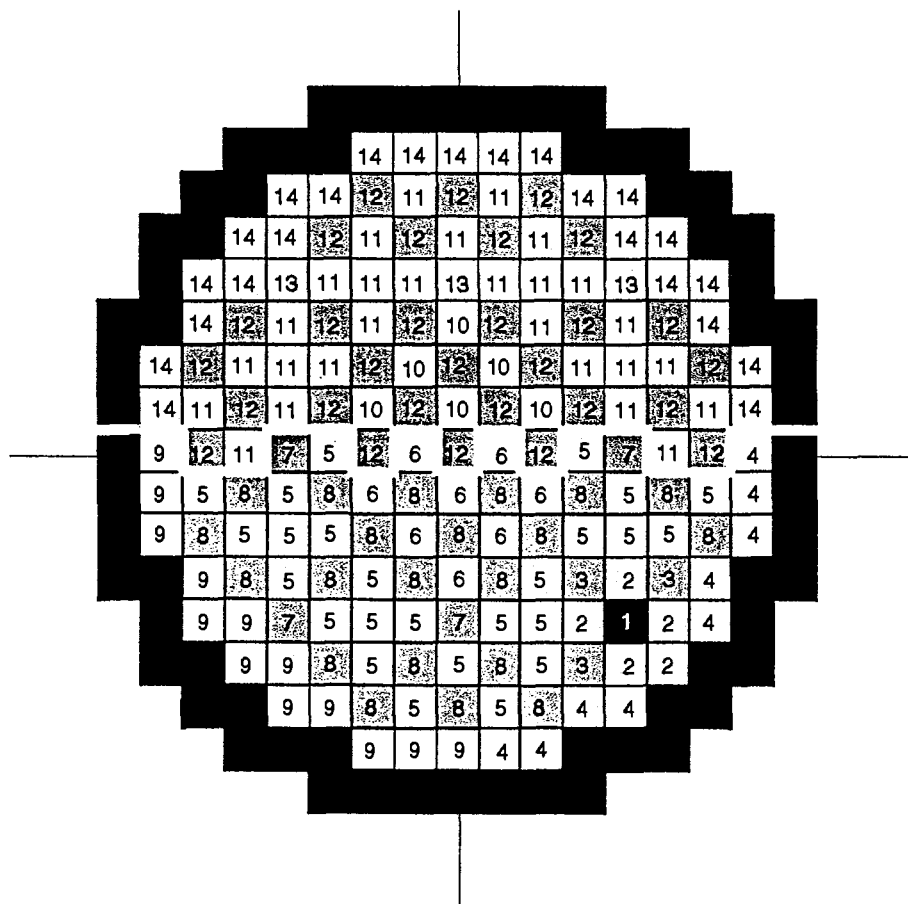


Bild 2.30 Zuordnung mit 14 TH-Kanälen

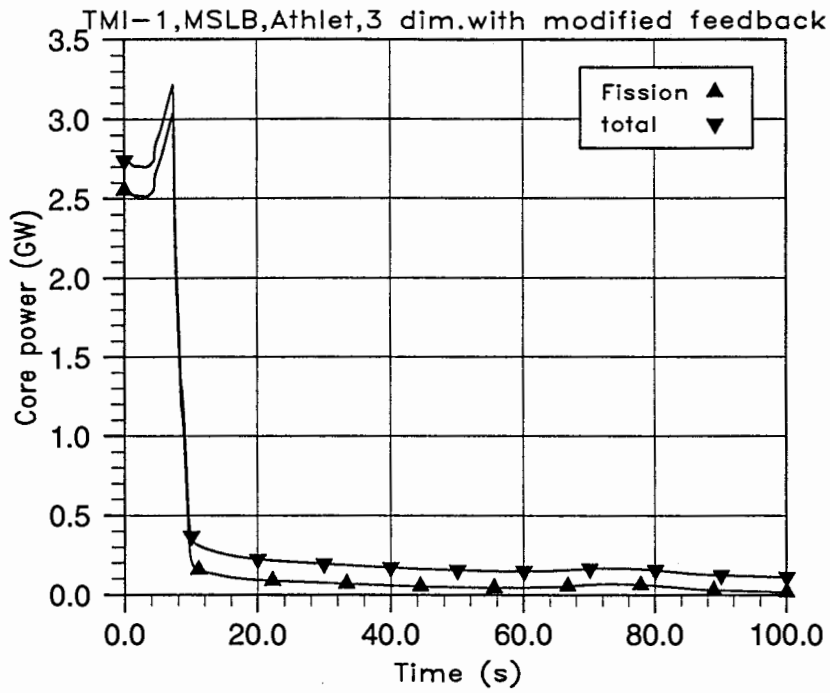


Bild 2.31 Kernleistung mit 3D Kernmodell

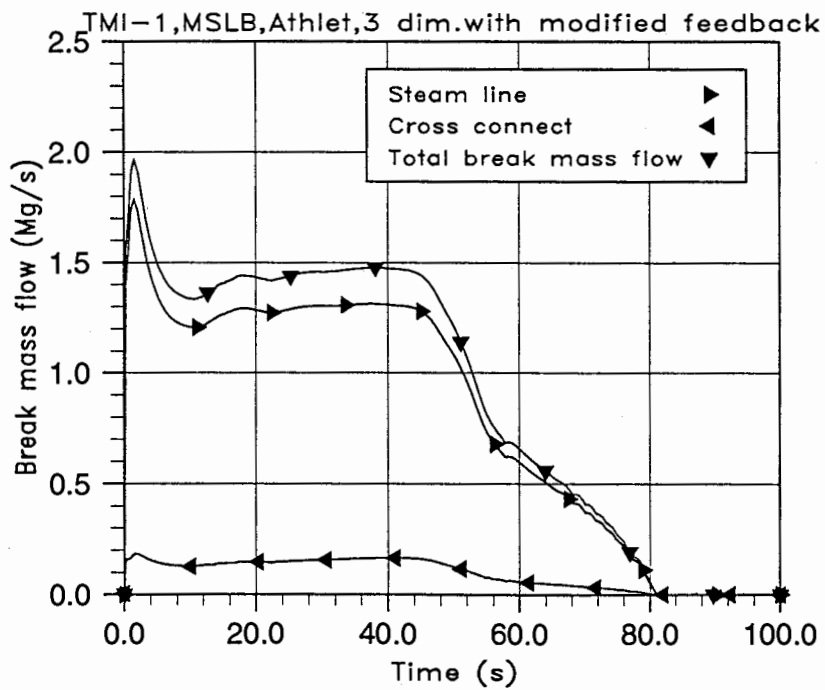


Bild 2.32 Bruchmassenströme mit 3D Kernmodell

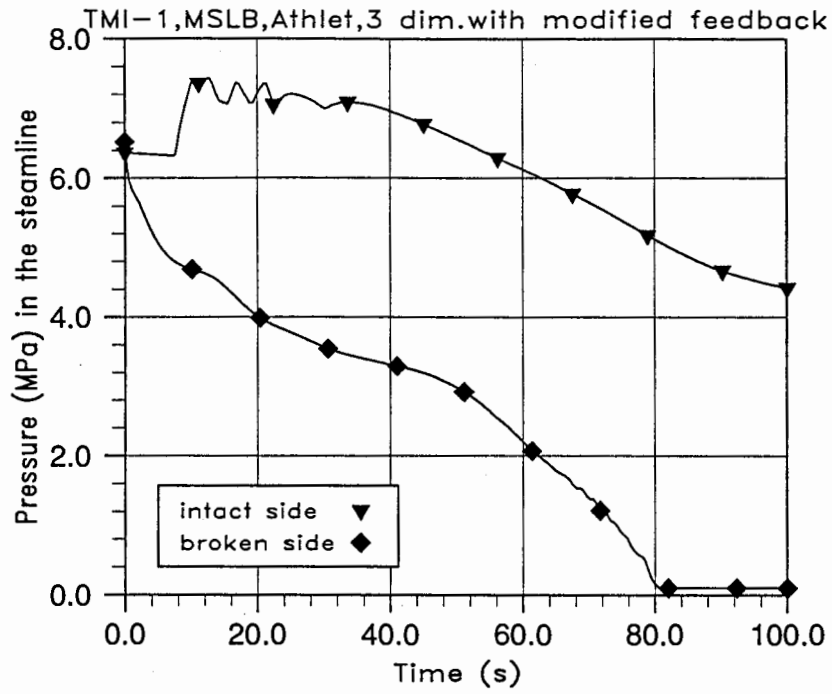


Bild 2.33 Druck in den Dampfleitungen mit 3D Kernmodell

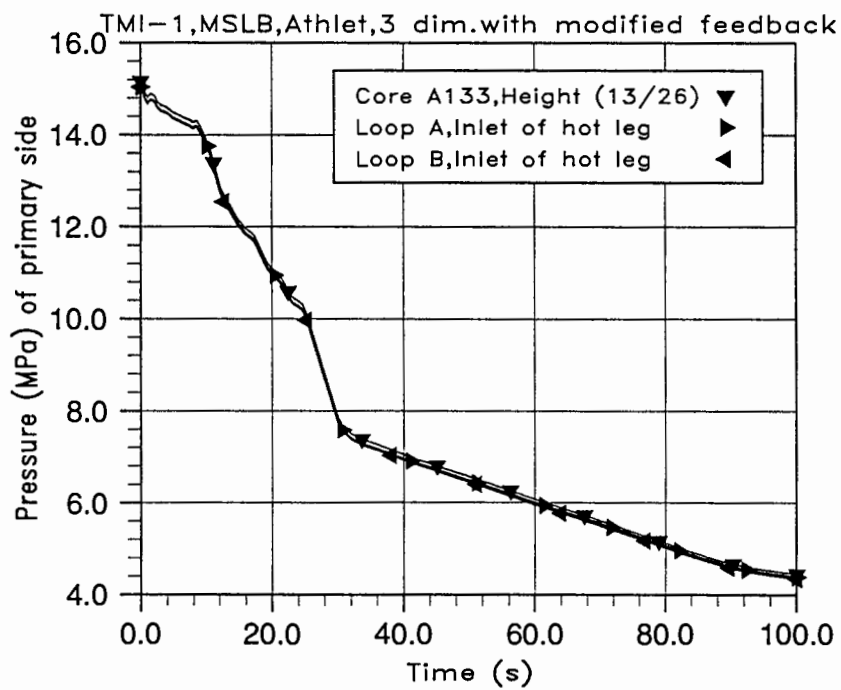


Bild 2.34 Druck auf der Primärseite mit 3D Kernmodell

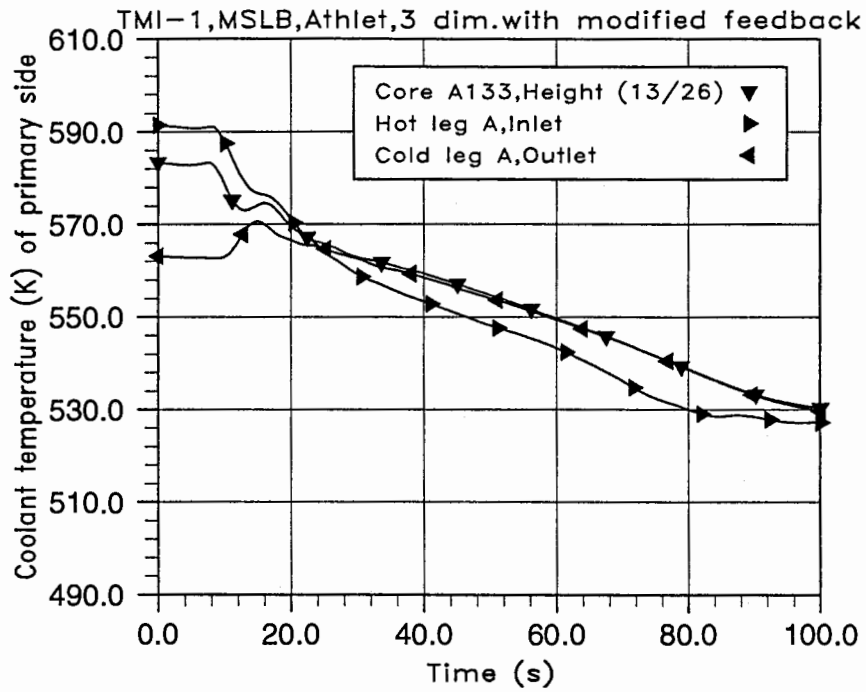


Bild 2.35 Kühlmitteltemperatur im intakten Kühlkreislauf mit 3D Kernmodell

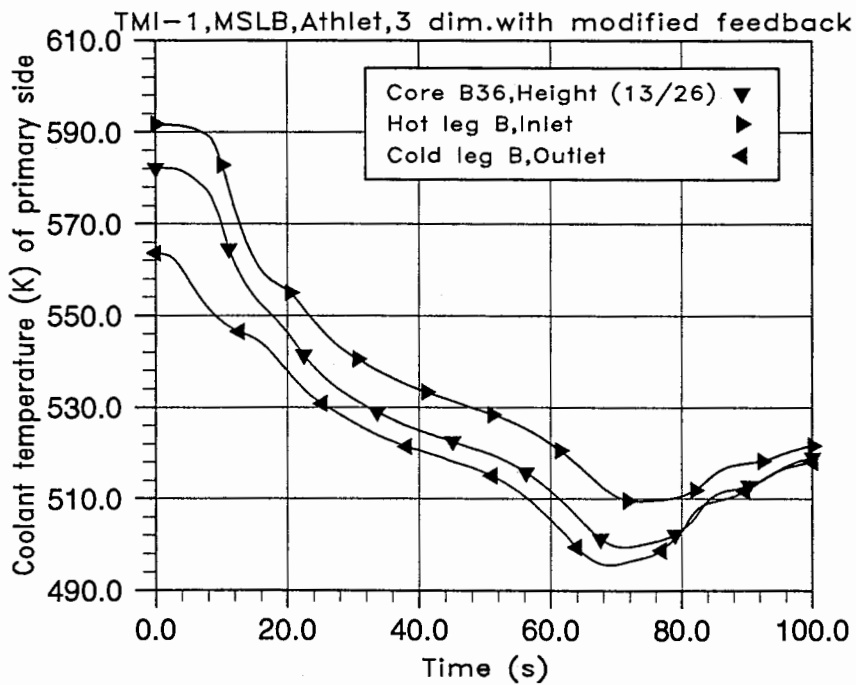


Bild 2.36 Kühlmitteltemperatur im betroffenen Kühlkreislauf mit 3D Kernmodell

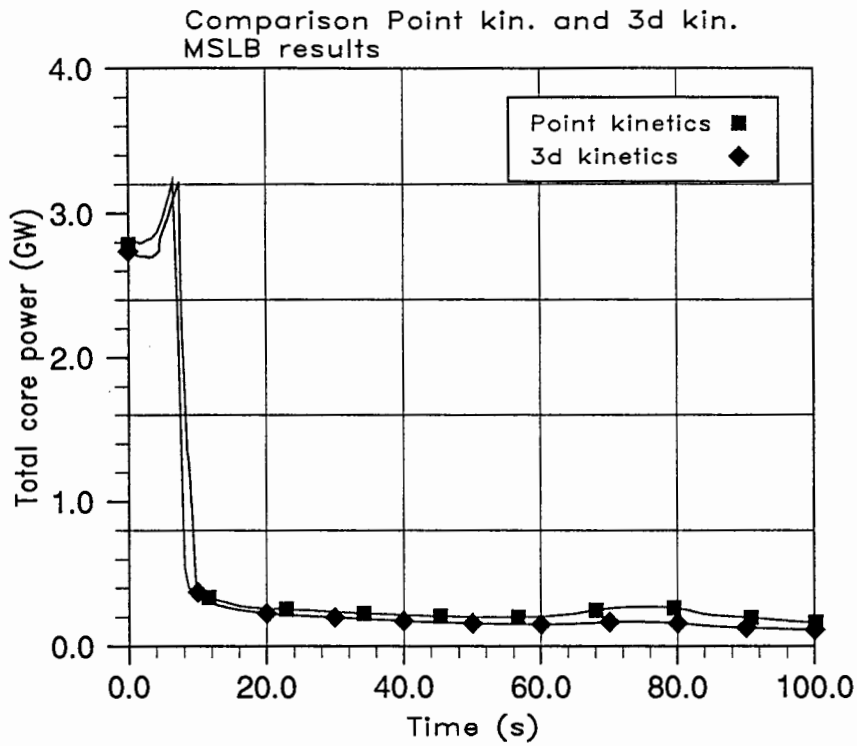


Bild 2.37 Vergleich der mittleren Reaktorleistung für Punktkinetik und 3D Kernberechnung

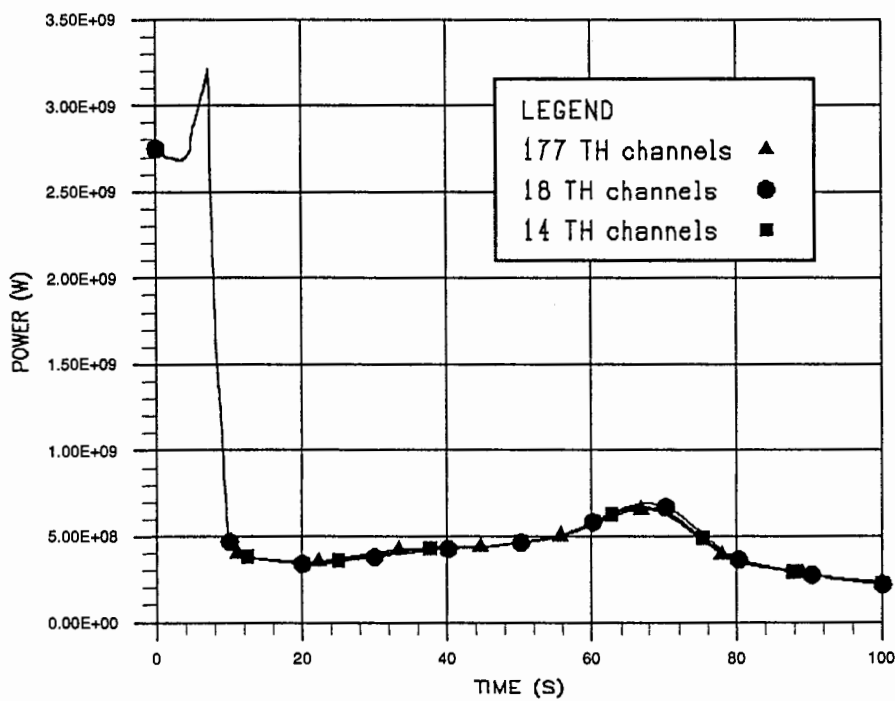


Bild 2.38 Zeitverlauf der Gesamtleistung für die drei Fälle

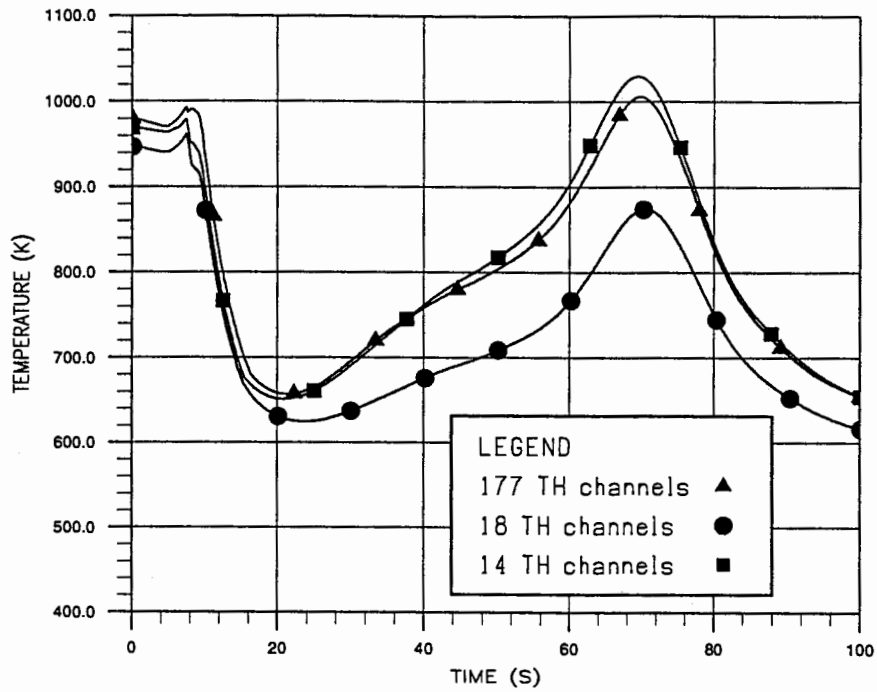


Bild 2.39 Zeitverlauf der lokalen Brennstofftemperatur für die drei Fälle

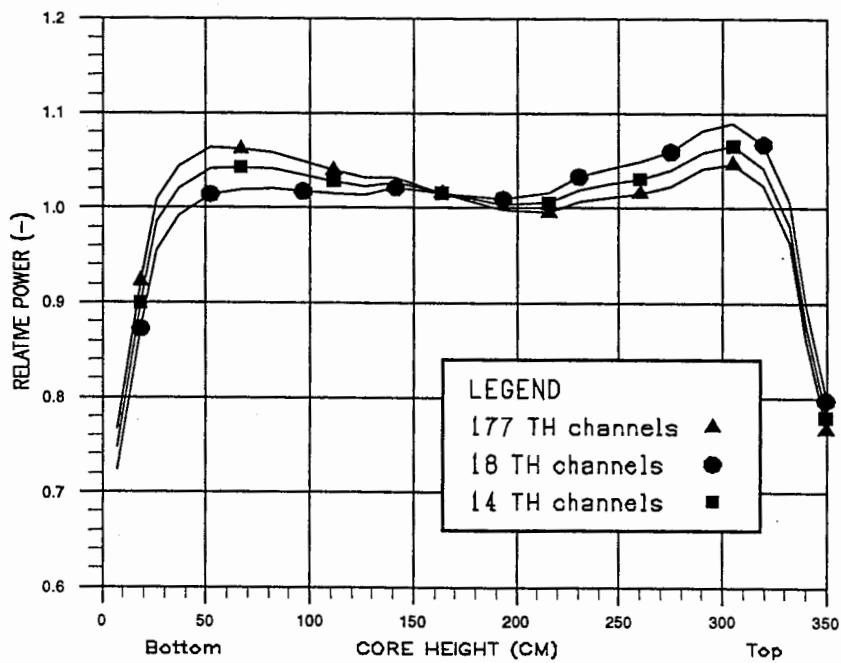


Bild 2.40 Axial Leistung im stationären Zustand

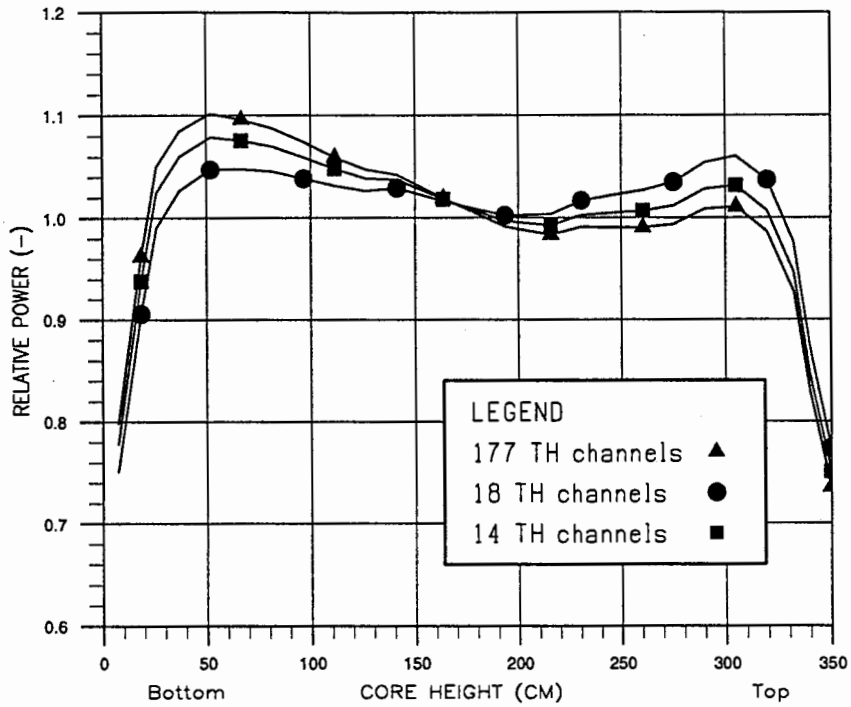


Bild 2.41 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des ersten Leistungspeaks ($t=7.42$ s)

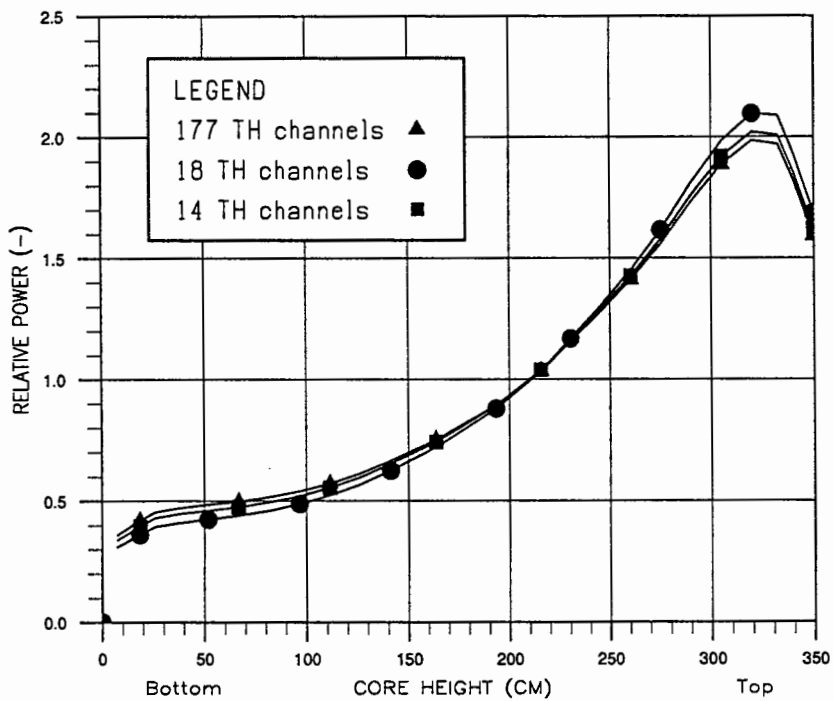


Bild 2.42 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des zweiten Leistungspeaks

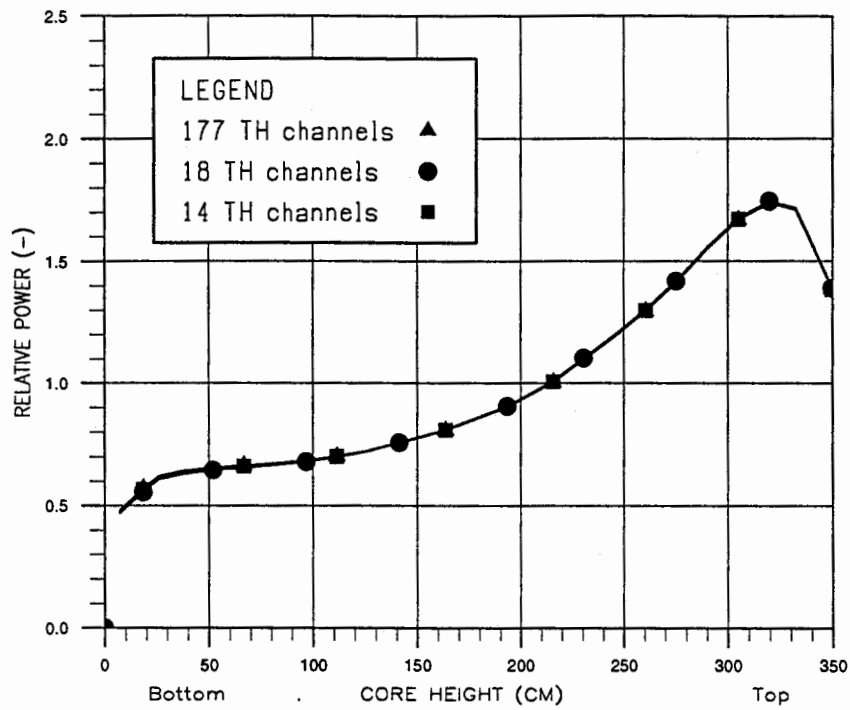


Bild 2.43 Axiales Leistungsprofil am Ende der Transiente (t=100 s)

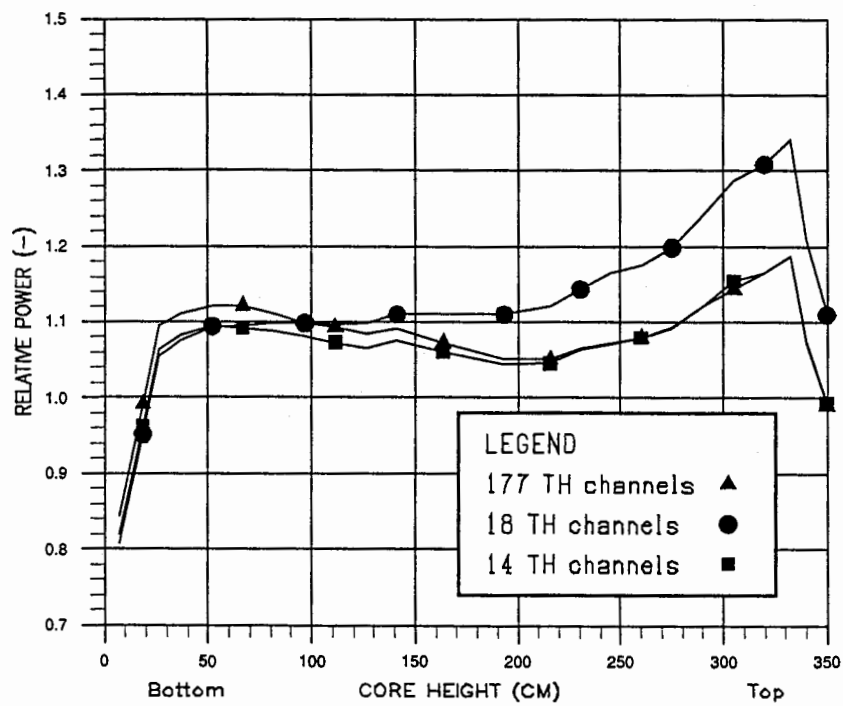


Bild 2.44 Axiales Leistungsprofil im stationären Zustand im TH-Kanal des Stuck-rods

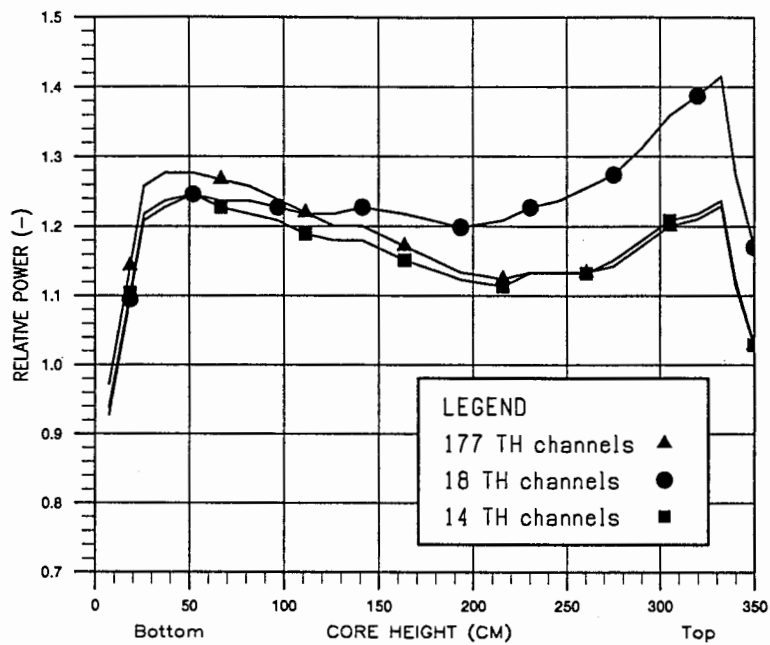


Bild 2.45 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des 1. Leistungspeaks im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)

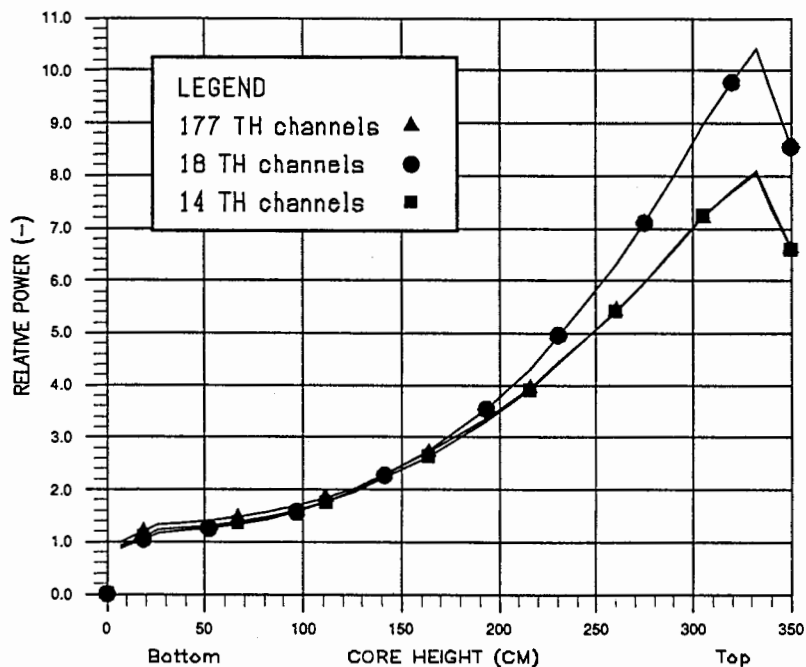


Bild 2.46 Axiales Leistungsprofil zum Zeitpunkt des 2. Leistungspeaks im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)

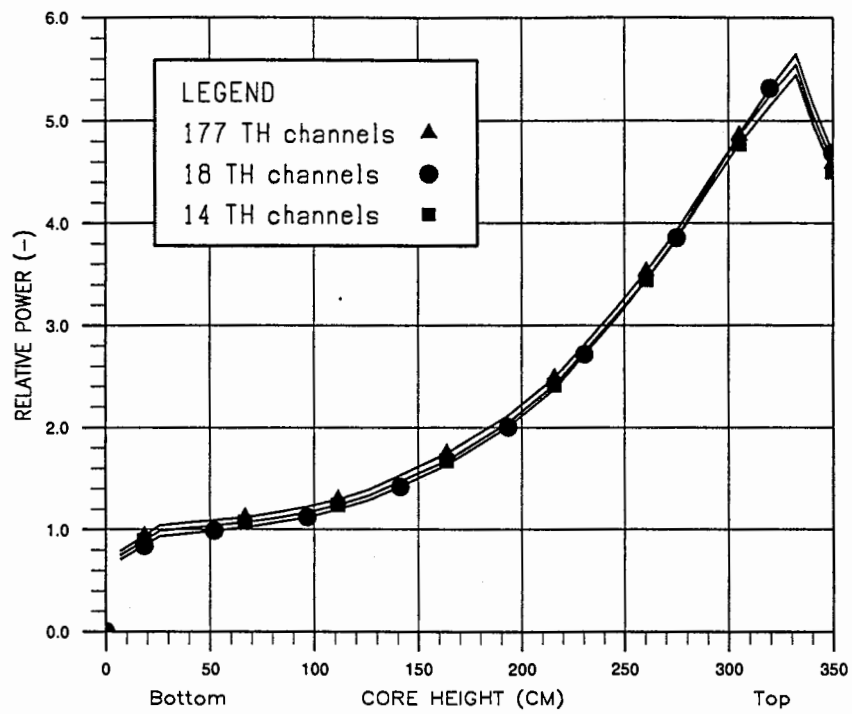


Bild 2.47 Axiales Leistungsprofil am Ende der Transiente ($t=100$ s) im TH-Kanal des Stuck-rods (N12)

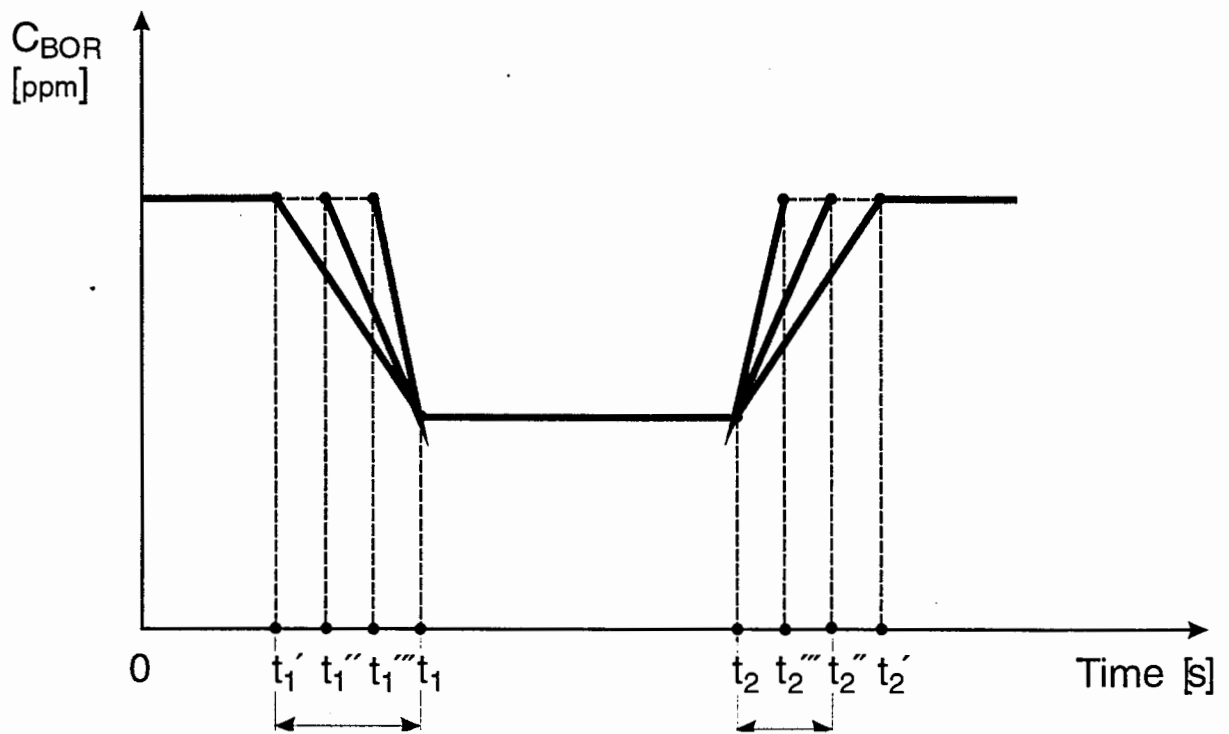
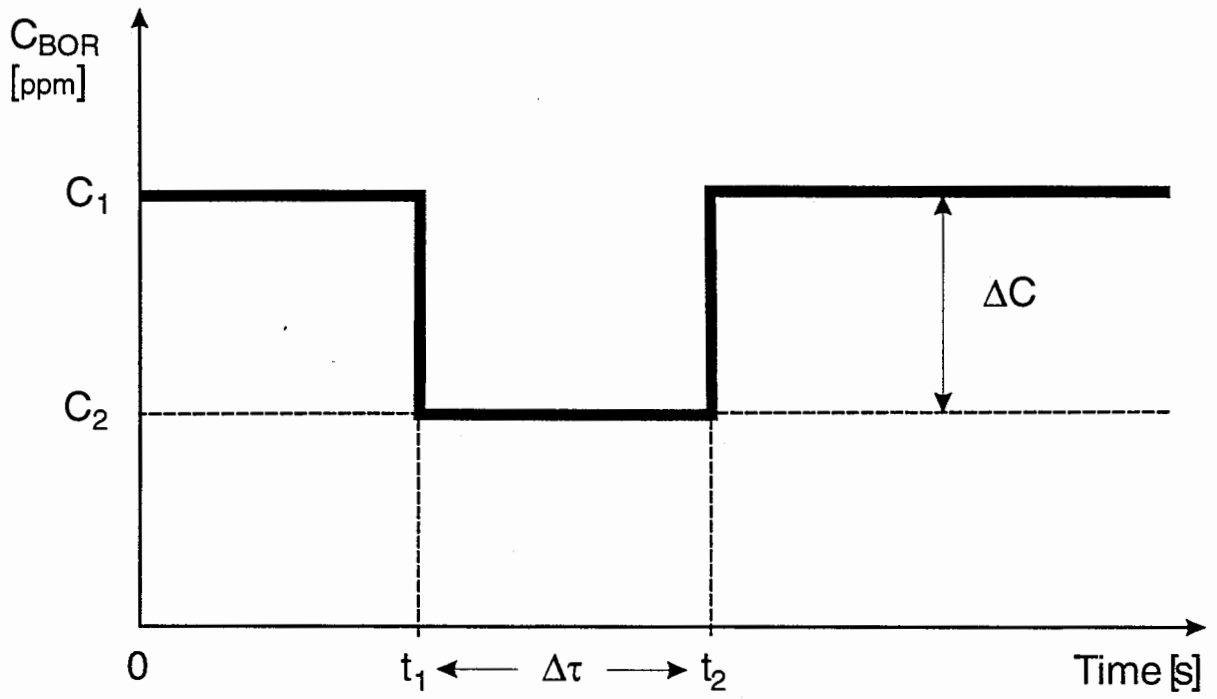


Bild 3.1 Parameter für eine stufen- oder rampenförmige Störung der Borkkonzentration

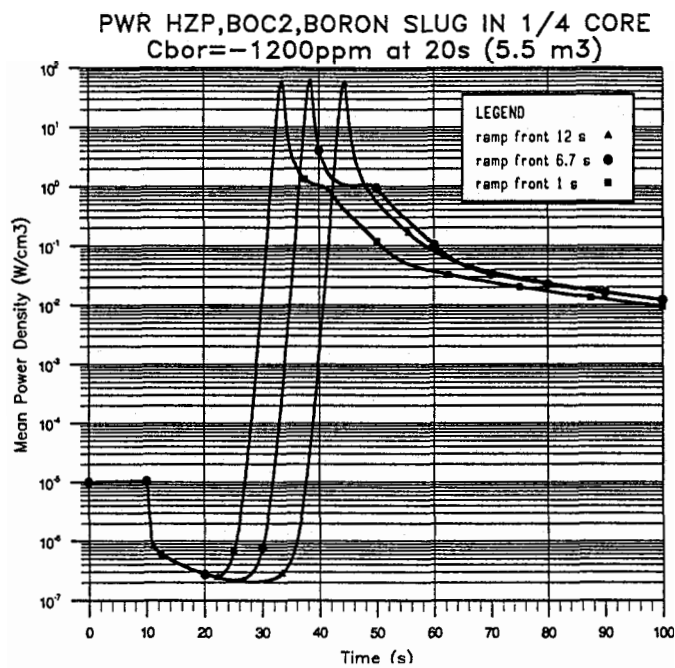


Bild 3.2 Zeitlicher Verlauf der mittleren Leistungsdichte für unterschiedliche Zeitrampen der Borkonzentrationsänderung

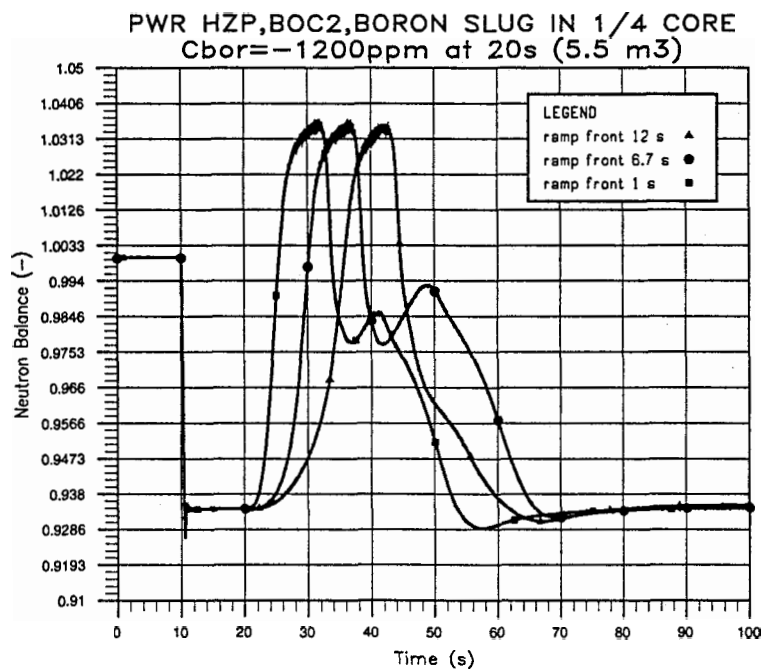


Bild 3.3 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für unterschiedliche Zeitrampen der Borkonzentrationsänderung

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in QUARTER CORE (41 assembl.)
 Cbor=-700ppm at 30s (dur.26 s.,V=0.11,BOR700JUMP2a)

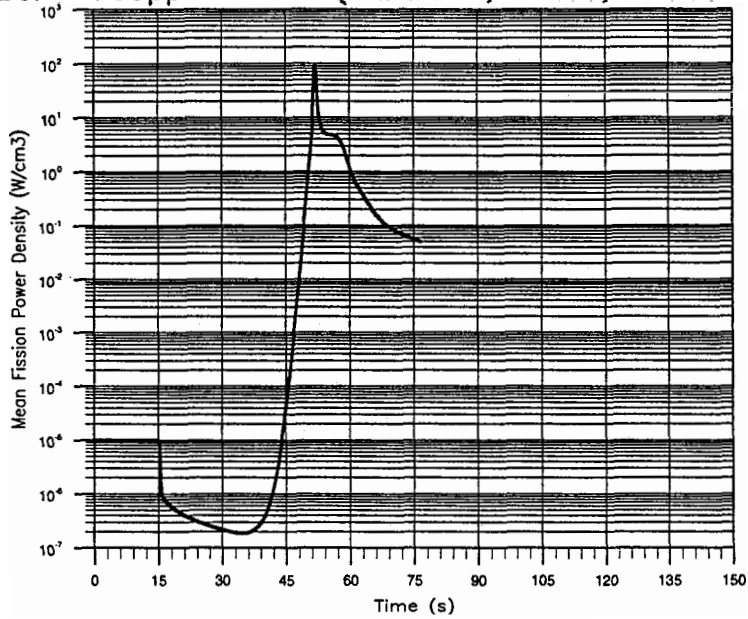


Bild 3.4 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Viertelkern mit 2,9 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in QUARTER CORE (41 assembl.)
 Cbor=-700ppm at 30s (dur.26 s.,V=0.11,BOR700JUMP2a)

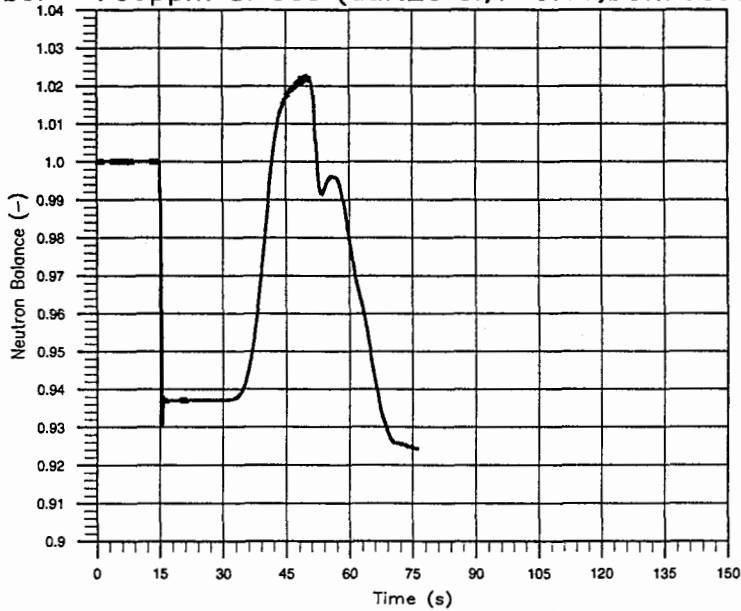


Bild 3.5 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Viertelkern mit 2,9 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in QUARTER CORE (41 assembl.)
 $C_{bor} = -700\text{ppm}$ at 30s (dur.52 s., $V=0.11$,BOR700JUMP1a)

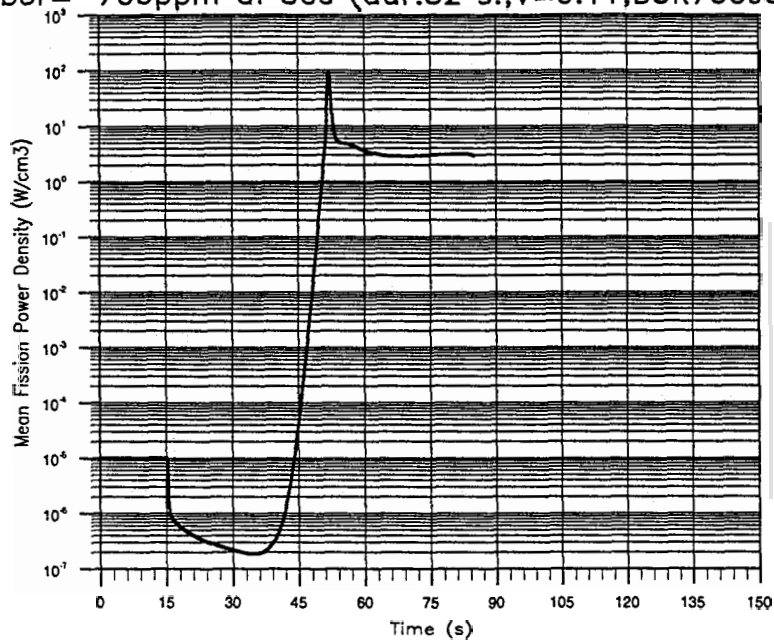


Bild 3.6 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Viertelkern mit 5,8 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in QUARTER CORE (41 assembl.)
 $C_{bor} = -700\text{ppm}$ at 30s (dur.52 s., $V=0.11$,BOR700JUMP1a)

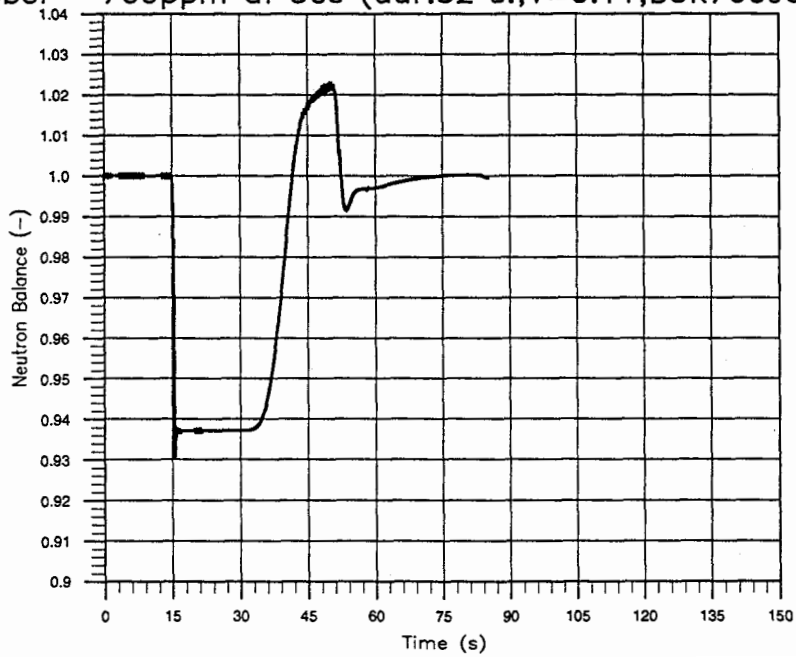


Bild 3.7 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Viertelkern mit 5,8 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in FULL CORE (193 assembl.)
 Cbor=-700ppm at 30s (dur.7 s.,V=0.11,BOR700JUMP3a)

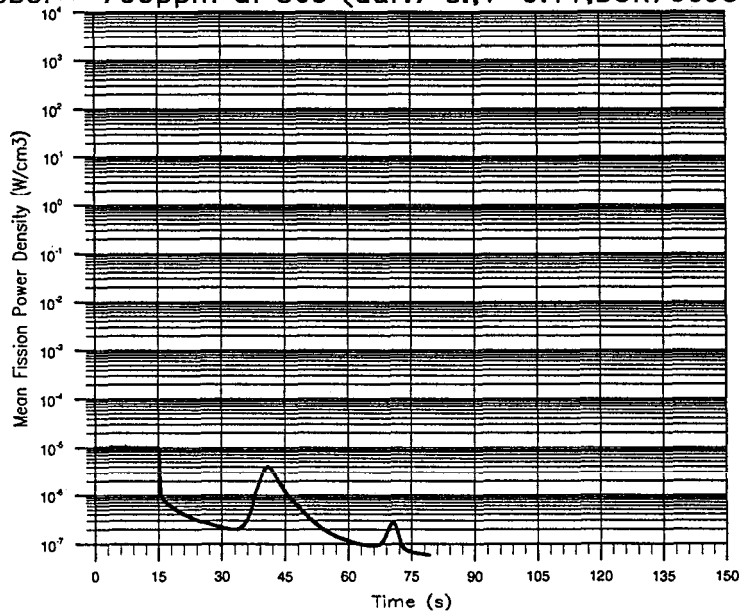


Bild 3.8 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Ganzkern mit 3.7 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in FULL CORE (193 assembl.)
 Cbor=-700ppm at 30s (dur.7 s.,V=0.11,BOR700JUMP3a)

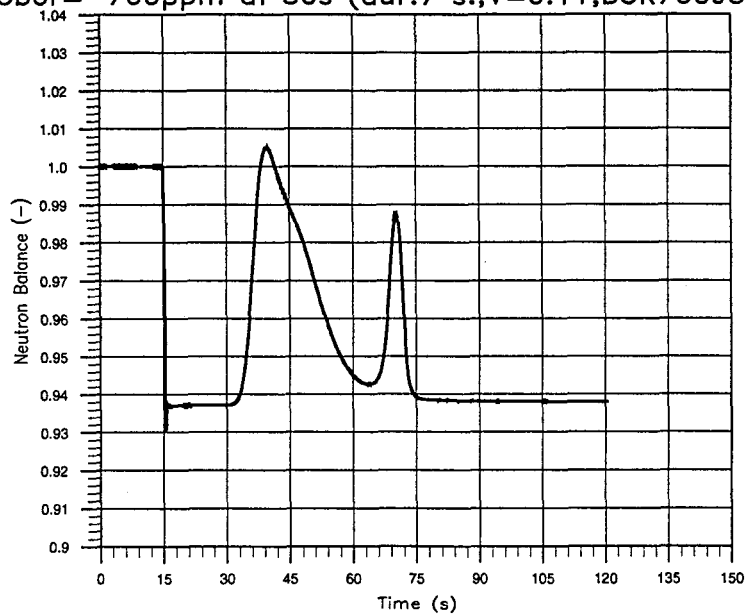


Bild 3.9 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Ganzkern mit 3.7 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in FULL CORE (193 assembl.)
 $C_{bor} = -700\text{ppm}$ at 30s (dur.11 s., $V=0.11$,BOR700JUMP4a)

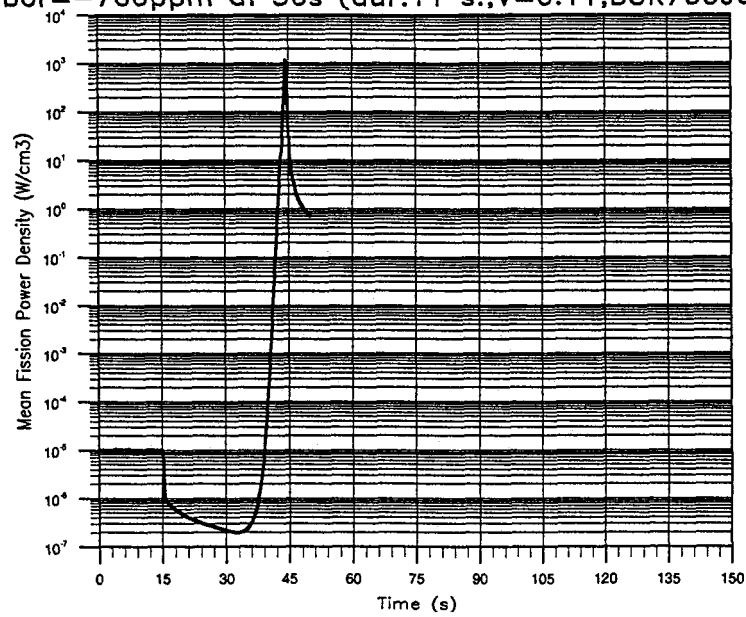


Bild 3.10 Zeitlicher Verlauf der Reaktorleistung für Störung im Ganzkern mit 5,8 t Deionat

PWR HZP,BOC2 BORON SLUG in FULL CORE (193 assembl.)
 $C_{bor} = -700\text{ppm}$ at 30s (dur.11 s., $V=0.11$,BOR700JUMP4a)

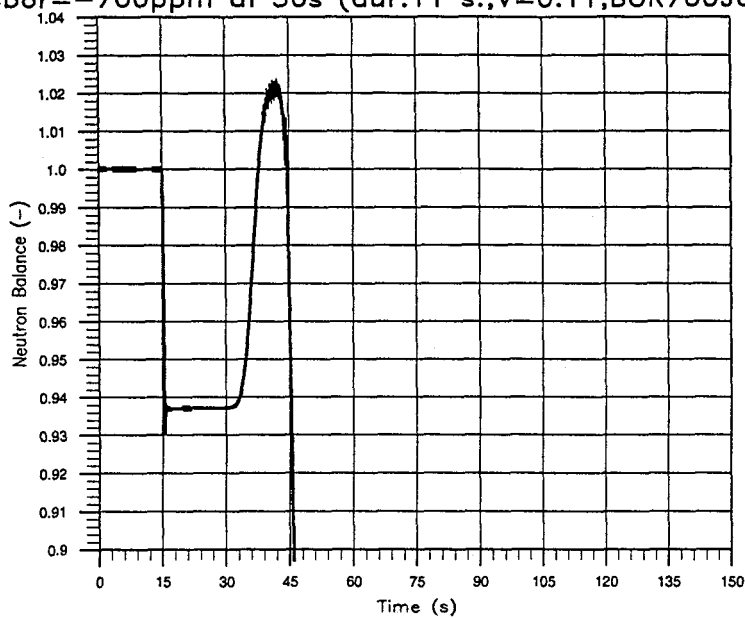


Bild 3.11 Zeitlicher Verlauf der Kritikalität für Störung im Ganzkern mit 5,8 t Deionat