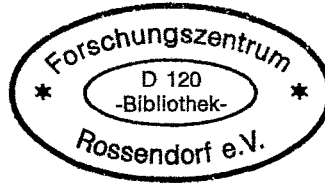


WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE

FZR-302

Oktober 2000

ISSN 1437-322X



Archiv-Ex.:

*Ulrich Grundmann, Sören Kliem, Siegfried Mittag,
Ulrich Rohde, André Seidel, Yaroslav Kozmenkov und
Vladimir Kumayev*

**Störfallablaufanalysen für neue
Reaktorkonzepte und WWER-Reaktoren
mit neuem Brennstoffdesign -
WTZ mit Russland**

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

Als Manuskript gedruckt
Alle Rechte beim Herausgeber

FORSCHUNGSZENTRUM ROSSENDORF



WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE

FZR-302

Oktober 2000

*Ulrich Grundmann, Sören Kliem, Siegfried Mittag,
Ulrich Rohde, André Seidel, Yaroslav Kozmenkov und
Vladimir Kumayev*

**Störfallablaufanalysen für neue
Reaktorkonzepte und WWER-Reaktoren
mit neuem Brennstoffdesign -
WTZ mit Russland**

Abschlußbericht

Final Report

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

150 1080

Vorhabentitel: **Störfallablaufanalysen für neue Reaktorkonzepte und
WWER-Reaktoren mit neuem Brennstoffdesign –
WTZ mit Russland**

Project Title: **Accident analysis for new reactor concepts and VVER
type reactor design with advanced fuel –
STC with Russia**

Autoren / Author(s): **U. Grundmann, S. Kliem, S. Mittag, U. Rohde, A. Seidel
Ya. Kozmenkov, V. Kumayev**

Dienststelle der Autoren /
Performing Organisation:

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

**Institute of Physics and Power Engineering
Obninsk**

Berichtsdatum / Publication Date: **Oktober 2000**

Berichts-Nr. / Report-No.: **FZR-302**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 150 1080 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Kurzfassung

Im Rahmen eines vom BMBF/BMWi geförderten WTZ-Vorhabens wurden der Transfer des im Forschungszentrum Rossendorf (FZR) entwickelten Programmcodes DYN3D und seine Integration in die programmtechnische Basis des Instituts für Physik und Energietechnik (IPPE) Obninsk realisiert. Das neutronenkinetische Programmmodul von DYN3D wurde von den russischen Experten genutzt, um den im IPPE verwendeten Thermohydraulikcode um die Funktion der 3D Neutronenkinetik zu erweitern. Zur Modernisierung der bisher bei Störfallanalysen verwendeten makroskopischen Wirkungsquerschnitte wurde mit dem Programmcode WIMS/D4 eine neue Datenbibliothek generiert, welche auch die bereits in WWER-Reaktoren umgesetzten Konzepte zu modifizierten Kernbeladungen (Einsatz von abbrennbaren Absorbern mit unterschiedlicher Borkonzentration) berücksichtigen kann. Diese Querschnittbibliothek wurde an DYN3D angeschlossen und in ersten Vergleichsrechnungen auf ihre Funktionstüchtigkeit sowie Genauigkeit überprüft.

Für das unter Beteiligung von IPPE erstellte integrale Reaktorkonzept ABV-67 wurden sowohl mit DYN3D als auch mit dem gekoppelten Programmkomplex erste ATWS-Analysen durchgeführt.

Der im IPPE entwickelte Fluidodynamikcode DINCOR wurde dem FZR zur Nutzung übergeben und durch gemeinsame Nachrechnungen von Modellaufgaben zum kurzzeitigen Schmelzeverhalten (CORVIS-Experimente) validiert.

Abstract

In the frame of a project on scientific-technical cooperation funded by BMBF/BMWi, the 3D reactor dynamics code DYN3D developed at Forschungszentrum Rossendorf (FZR), has been transferred to the Institute of Physics and Power Engineering (IPPE) Obninsk in Russia and integrated into the software package of IPPE. DYN3D has been coupled to a thermohydraulic system code used in IPPE making available 3D neutron kinetics within this software package.

A new macroscopic cross section library has been created using a modified version of the WIMS/D4 code. This library includes data for modernized fuel design containing burnable absorbers in different concentrations, which is tested in VVER-1000 type reactors. The cross section library has been connected to DYN3D. Calculations were performed to check the library in comparison with other data libraries and codes.

The code DYN3D and the coupled 3D neutron kinetics/thermal hydraulics code system were used to perform analyses of Anticipated Transients Without Scram (ATWS) for the reactor design ABV-67, an integral reactor concept with small power developed under participation of IPPE.

The fluid dynamics code DINCOR developed at IPPE was transferred to FZR. It was used in validation calculations on test problems for the short-term core melt behaviour (CORVIS experiments).

Inhalt

1. EINLEITUNG	2
2. AUFGABENSTELLUNG	3
3. WISSENSCHAFTLICHE ERGEBNISSE	3
3.1. Einarbeitung in die Nutzung des Programmcodes DYN3D	3
3.2. Datenbibliothek mit Wirkungsquerschnitten für WWER-Reaktoren	6
3.3. Störfallablaufanalysen mit Hilfe von DYN3D	9
3.4. Einbindung von DYN3D in den thermohydraulischen Systemcode RELAP	9
3.5. ATWS-Analysen für den Reaktor ABV-67	10
3.5.1. ABV-67	10
3.5.2. Ergebnisse aus Störfallanalysen für den ABV-67	13
3.6. Anwendung des Programms DINCOR im FZR	16
4. ZUSAMMENFASSUNG	17
5. LITERATUR	18
Anhang 1: "Computer simulation of reactivity initiated accidents without SCRAM for ABV reactor using DYN3D code" /Elo99a/	A1-1
Anhang 2: "Code Package DYN3D/RELAP5 based on 3-D neutron kinetics capability for the transient analysis of water cooled reactors" /Elo99b/	A2-1
Anhang 3: "DINCOR - Computercode zur numerischen Modellierung der zweidimensionalen Thermofluidynamik von Mehrkomponenten- systemen einschließlich von Schmelzprozessen" /IPPE98/	A3-1
Anhang 4: "DINCOR - a Code Simulating Melt Relocation and Phase Change – First Validation on the Basis of the CORVIS Experiments" /Efa99a/	A4-1

1. Einleitung

Im IPPE Obninsk werden umfangreiche Arbeiten zur Auslegung von neuen Reaktorkonzepten mit kleiner und mittlerer Leistung durchgeführt. In Zusammenarbeit mit dem Projektierungsbüro OKBM Nishnij Novgorod erfolgt eine verstärkte Orientierung auf die wissenschaftliche Begleitung der Auslegung wassergekühlter integraler Reaktorkonzepte kleiner Leistung (z.B. ABV) für den Einsatz in schwer zugänglichen geografischen Regionen und von wassergekühlten Reaktoren mittlerer Leistung (WPBER-600, AST-500, ATEZ-150). Die wichtigsten Auslegungsprinzipien dieser Reaktorkonzepte sind /IAEA95/:

- niedrige thermohydraulische Systemparameter und moderate Leistungsdichte,
- inhärente Sicherheit durch Selbstregelung der Reaktorleistung aufgrund von negativen Rückkopplungseffekten,
- integrale Bauweise mit effektivem Naturumlauf des Kühlmittels,
- passive Nachwärmeabfuhr und passive Sicherheitssysteme zur Reaktorschnellabschaltung z.B. bei Druckerhöhung.

Aufgrund der erhöhten Sicherheitsanforderungen bei der Reaktorauslegung (ATWS-Störfälle als Auslegungsstörfälle, bedeutende Rolle von thermohydraulisch-neutronenkinetischer Rückkopplung), aber auch der Neigung zu thermohydraulisch-neutronenkinetischen Instabilitäten im Naturumlaufbetrieb spielt die Neutronenkinetik eine bedeutende Rolle in den Sicherheitsanalysen. Dabei können auch bei kleinem Spaltzonenvolumen räumliche Effekte von Bedeutung sein, z.B. bei Parallelkanalinstabilitäten.

Der Programmcode DYN3D ist ein im FZR entwickelter 3D Reaktordynamikcode zur Analyse von RIA und Transienten in WWER-Reaktoren /Gru99/. Dieser Code umfaßt u.a. die Modellierung:

- der 3D Neutronenkinetik in Zweigruppen-Diffusionsnäherung mit einem nodalen Entwicklungsverfahren;
- der Thermohydraulik des Reaktorkerns mit ein- oder zweiphasiger Kühlmittelströmung;
- des transienten Brennstabverhaltens mit detaillierter Beschreibung des Wärmeübergangs im Gasspalt und Ermittlung der Kriterien für Brennstabversagen;
- der neutronenphysikalischen Rückkopplung über die Abhängigkeit der homogenisierten makroskopischen Wirkungsquerschnitte von Brennstofftemperatur, Moderatortemperatur und -dichte sowie der Borsäurekonzentration;
- der Kühlmittelvermischung in Downcomer und unteren Plenum für WWER-440-Reaktoren.

Über die Integration von DYN3D in vorhandene und in Entwicklung befindliche Programmpakete des IPPE für Störfallablaufanalysen zu neuen Reaktorkonzepten und WWER mit neuem Brennstoff wird eine Lücke bezüglich der ortsabhängigen Neutronenkinetik geschlossen. DYN3D ist für die Neutronenkinetik dieser Reaktorkonzepte geeignet, da zum großen Teil modifizierte WWER-Brennelemente mit hexagonaler Geometrie vorgesehen sind.

2. Aufgabenstellung

Das Ziel des Vorhabens besteht in der Vervollkommnung des Instrumentariums für Störfallablaufanalysen zu neuen integralen Reaktorkonzepten kleiner und mittlerer Leistung (ISWR) und WWER-Reaktorauslegungen mit fortgeschrittenem Brennstoffdesign (MOX, CERMET), die im IPPE Obninsk (Rußland) entwickelt worden sind. Das Vorhaben zielt auf eine Unterstützung des IPPE Obninsk bei der Implementierung des 3D Reaktorkernmodells DYN3D in ein Codesystem des IPPE und der Erstellung von Datensätzen sowie der Durchführung ausgewählter Störfallanalysen für die o.g. Reaktortypen ab. Weiterhin beinhaltet das Vorhaben die Übernahme des 2D/3D Fluidodynamikcodes DINCOR vom IPPE und die Untersuchung seiner Anwendbarkeit für sicherheitsrelevante Probleme (z.B. Kühlmittelvermischung, Kernschmelzen).

Die Schwerpunkte des Vorhabens bestehen in

- der Übergabe des Reaktorkernmodells DYN3D an das IPPE einschließlich der Durchführung eines Nutzertrainings anhand von Testbeispielen,
- der Anbindung einer makroskopischen Wirkungsquerschnittsdatenbibliothek für WWER-Reaktoren, die mit Hilfe des Programms WIMS im IPPE generiert wurde, an DYN3D,
- der Durchführung von Störfallablaufanalysen zu ausgewählten RIA-Szenarien für WWER-Reaktoren mit Hilfe von DYN3D durch IPPE mit Unterstützung durch das FZR,
- der Einbindung von DYN3D in ein Programmsystem des IPPE für Störfallablaufanalysen zu Reaktorkonzepten mittlerer und kleiner Leistung durch IPPE mit Unterstützung durch das FZR (Konsultationen, Definition von Schnittstellen),
- der Erarbeitung eines DYN3D-Eingangsdatensatzes für den Reaktor ABV-67 und die Durchführung von ATWS-Analysen,
- der Vervollkommnung des Programms DINCOR zur Erhöhung der Nutzerfreundlichkeit und Übergabe an das FZR, Nutzertraining für DINCOR,
- Untersuchungen zur Anwendbarkeit von DINCOR für die Modellierung von Kühlmittelvermischungsprozessen innerhalb des Druckbehälters von DWR, Testrechnungen zur Strömungssimulation in Störfallregimen.

3. Wissenschaftliche Ergebnisse

3.1. Einarbeitung in die Nutzung des Programmcodes DYN3D

In Vorbereitung des Einsatzes von DYN3D im IPPE wurde ein Nutzertraining zum Einzelcode DYN3D durchgeführt. Diese Einweisung der russischen Experten in die Anwendung des Programmcodes erfolgte anhand von Testbeispielen für die Abbrandberechnung, die Bestimmung von Albedokoeffizienten durch stationäre Rechnung sowie die Rechnungen zu folgenden transienten Prozessen:

- das Ausfahren einer Regelgruppe,
- der Auswurf eines Clusters und
- die Abschaltung einer Hauptkühlmittelpumpe.

Bei diesen Rechnungen wurde ein 60°-Symmetriesektor des Reaktorkerns eines WWER-1000 betrachtet, der eine Standardbeladung mit frischem Brennstoff aufwies (siehe Abbildung 3.1).

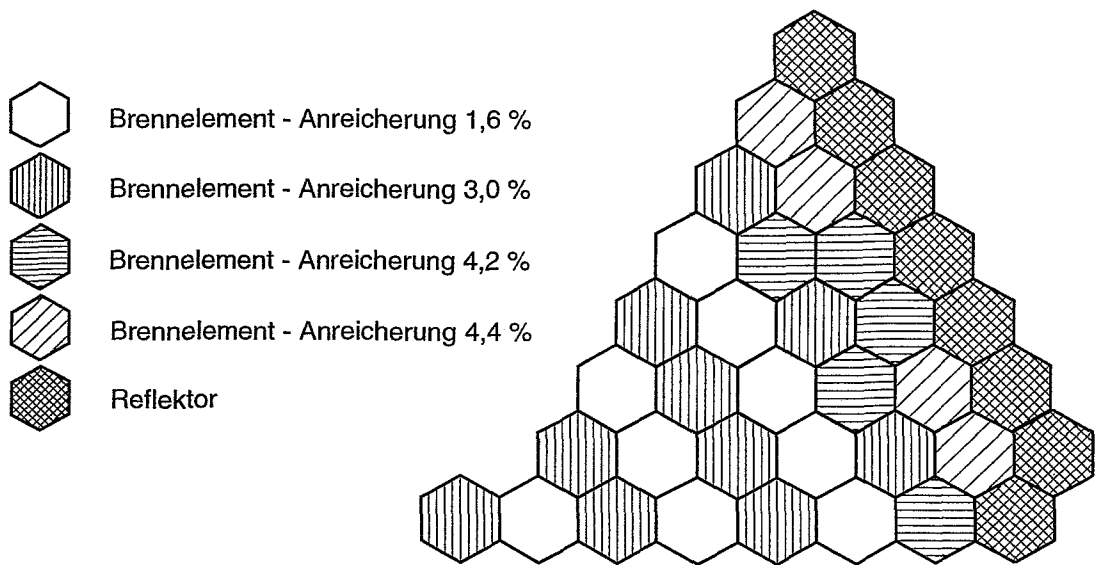


Abb. 3.1: Kernkonfiguration für Testrechnungen

Abbrandrechnung

Ausgehend von einer frischen Kernbeladung, erfolgte eine Abbrandrechnung über 320 Betriebstage. Dabei wurde angenommen, daß die Anlage im gesamten Zeitraum auf Vollast betrieben wird. Stationäre Reaktorzustände wurden für den 40. bzw. 320. Betriebstag als Ausgangszustände für die Untersuchung des Anlagenverhaltes während der o.g. Transienten am Beginn bzw. Ende eines Brennstoffzyklus bereitgestellt. Die entsprechenden kritischen Borsäurekonzentrationen wurden mit 6.403 g/kg nach 40 effektiven Tagen bzw. mit 0.27 g/kg nach 320 effektiven Tagen im Rahmen der Abbrandrechnung bestimmt.

Bestimmung der Albedokoeffizienten als neutronenphysikalische Randbedingungen für den Reaktorkern

Die Berücksichtigung der äußeren Randbedingungen für den Reaktorkern kann in DYN3D über radiale und axiale Reflektorschichten, aber auch über Albedokoeffizienten erfolgen. Aus einer Rechnung mit Reflektoren wurden äquivalente Albedokoeffizienten ermittelt, die in den nachfolgenden Berechnungen von transienten Prozessen angewendet werden (d.h. Rechnungen konnten ohne Reflektorelemente durchgeführt werden). Dadurch wird in der transienten Rechnung Rechenzeit gespart.

Ausfahren einer Regelgruppe

Die 70 cm eingefahrene Regelgruppe wurde bei Vollastbetrieb mit einer Geschwindigkeit von 2 cm/s ausgefahren. In den Abbildungen 3.2 und 3.3 sind die Zeitverläufe für die Reaktivitäts- bzw. Leistungsänderung während des Ausfahrprozesses dargestellt.

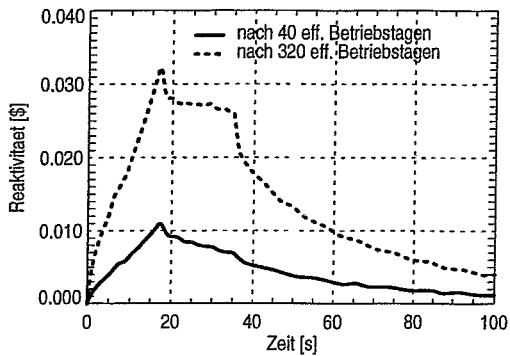


Abb. 3.2: Reaktivitätsänderung während des Ausfahrens einer Regelgruppe

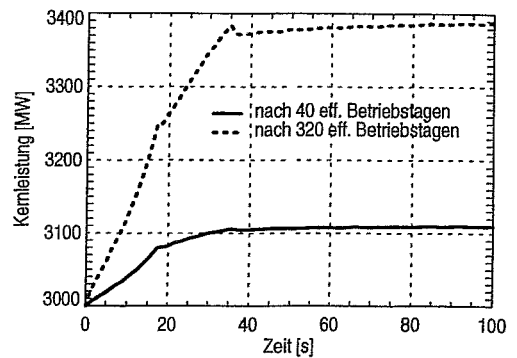


Abb. 3.3: Leistungsänderung während des Ausfahrens einer Regelgruppe

Der geringe Reaktivitätseffekt des Ausfahrens ist auf die geringe Eintauchtiefe und die langsame Ausfahrgeschwindigkeit zurückzuführen.

Auswurf eines Clusters

Der Auswurf eines Clusters der 70 cm eingefahrenen Regelgruppe innerhalb von 0.1 s wurde ebenfalls bei Vollastbetrieb initiiert. Die Abbildungen 3.4 und 3.5 zeigen die Reaktivitäts- bzw. Leistungsänderung während des Auswurfprozesses.

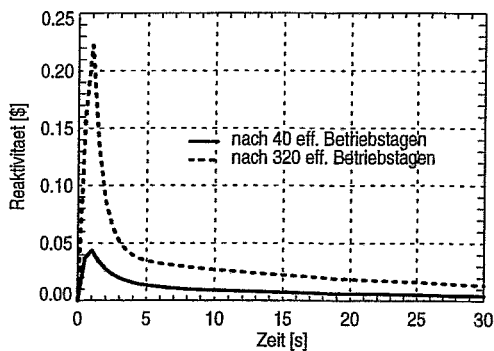


Abb. 3.4: Reaktivitätsänderung während des Auswerfens eines Clusters

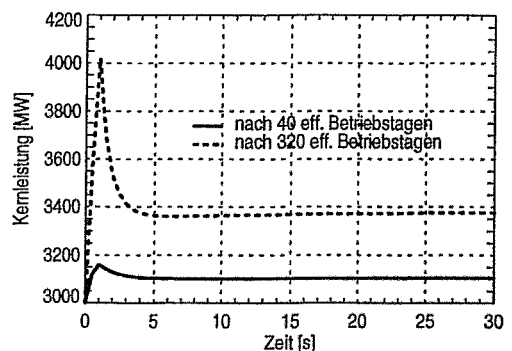


Abb. 3.5: Leistungsänderung während des Auswerfens eines Clusters

Die Regelstabwirksamkeit ist am Ende des Brennstoffzyklus höher, da in diesem Zustand sowohl eine geringere Borsäurekonzentration als auch eine Verlagerung des Maximums der Leistungsverteilung in Richtung obere Kernhälfte zu verzeichnen sind.

Pumpenabschaltung

Das Auslaufen einer von vier Hauptkühlmittelpumpen wurde unter der Annahme betrachtet, daß die Reaktorschutzsysteme nicht ansprechen. Der Kühlmittelmassenstrom im Kern wurde entsprechend der Tabelle 3.1 vorgegeben.

Tab. 3.1: Veränderung des Kühlmittelmassenstroms im Reaktorkern während der Transiente

Zeit, s	0	1	2	3	4	5	6	7
Rel. Massenstrom	1.0	0.97	0.94	0.91	0.88	0.85	0.82	0.79
Zeit, s	8	9	10	11	12	13	14	20
Rel. Massenstrom	0.77	0.75	0.73	0.72	0.71	0.70	0.70	0.70

Die Reaktivitäts- und Leistungsentwicklung sowie die Änderung der Kühlmitteltemperatur am Kernaustritt während der Transiente sind in den Abbildungen 3.6 - 3.8 dargestellt.

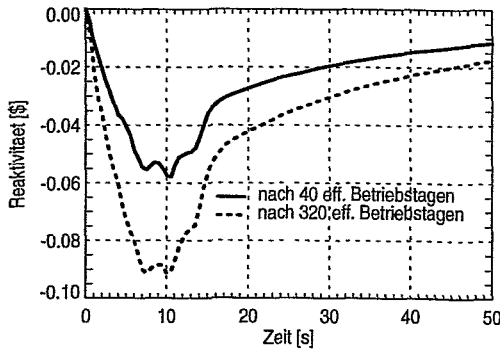


Abb. 3.6: Reaktivitätsänderung während der Pumpenabschaltung

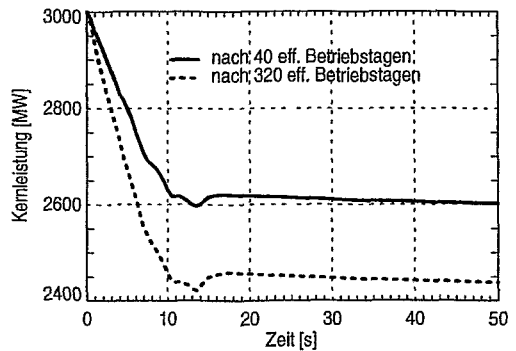


Abb. 3.7: Leistungsänderung während der Pumpenabschaltung

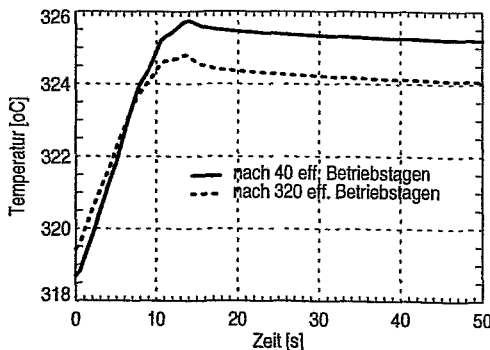


Abb. 3.8: Änderung der Kernaustrittstemperatur während der Pumpenabschaltung

Die Reaktivitätswirkung der Pumpenabschaltung ist bei Zyklusende größer, da der Rückkopplungskoeffizient der Moderatortemperatur stärker negativ ist.

Aufgrund der rechen-technischen Ausstattung im IPPE wurde eine für den Einsatz am PC modifizierte Programmversion von DYN3D übergeben. Außerdem erfolgte eine Einweisung zur Installation des Programmcodes.

3.2. Datenbibliothek mit Wirkungsquerschnitten für WWER-Reaktoren

Von Seiten des IPPE wurde dem FZR eine Querschnittsdatenbibliothek für Berechnungen des Normalbetriebes eines WWER-1000 einschließlich einer Kurzbeschreibung übergeben. Die Bibliothek wurde mit einer modifizierten Version des Programmes WIMS/D4 erstellt. Sie enthält bezüglich der Abbrandabhängigkeit und der Rückkopplungsparameter parametrisierte 2-Gruppen-Wirkungsquerschnitte für Brennelemente mit den Anreicherungen 1.6 %, 3.0 %, 4.0 % und 4.23 % (mit profilierter Anreicherung) einschließlich abbrennbarer Absorber und Cluster.

Außerdem wurde auf Bitte des FZR diese neutronenphysikalische Querschnittsdatenbibliothek für die Berechnungen von WWER-1000-Reaktoren um Datensätze für eine von der WWER-1000-Standardbeladung abweichenden Konzentration des abbrennbaren Absorbers (Absorber mit einer Borkonzentration von 0.065 g/kg) erweitert. Brennelemente mit dieser Borkonzentration kommen im KKW Balakovo, Block 4 zum Einsatz. Die Ergänzung der Datenbibliothek um diese Datensätze ermöglicht die Nachrechnung einer Transiente im KKW Balakovo, für die Meßdaten vorliegen. Die Abbrandabhängigkeit ist bis zu einem Bereich von ca. 60 MWd/t berücksichtigt, die Abhängigkeit von den Rückkopplungsparametern Brennstofftemperatur, Moderatortemperatur und -dichte sowie Borsäurekonzentration im Bereich normaler Betriebsregime und -transienten.

Von deutscher Seite erfolgte die Anbindung der Wirkungsquerschnittsdatenbibliothek an DYN3D, die über eine programminterne Routine mittels Steuerparameter (IWQS = 7) realisiert wird. Dabei werden die Informationen (Basiswerte der Makrokonstanten, Approximationsfaktoren, Mikrodaten) aus den bereitgestellten Datenfiles eingelesen und im Programmmodul "NDFBAS" entsprechend der Parametrisierungsmethode aufbereitet. Die Wirkungsquerschnitte werden aus den Basiswerten unter Berücksichtigung einer Rückkopplungs- sowie Abbrandkorrektur berechnet.

$$\text{Par} = \text{Par0} + \text{FeedBackCorrection} + \text{BurnUpCorrection} \quad (3.1)$$

Der Rückkopplungskorrekturkoeffizient "FeedBackCorrection" und der Abbrandkorrekturkoeffizient "BurnUpCorrection" werden entsprechend den folgenden Gleichungen aus 40 bzw. 23 Parametern bestimmt.

$$\begin{aligned} \text{FeedBackCorrection} = & a_1 X_1 + a_2 X_2 + a_3 X_3 + a_4 X_4 + a_5 X_5 + a_6 X_6 + \\ & a_7 X_1^2 + a_8 X_2^2 + a_9 X_3^2 + a_{10} X_4^2 + a_{11} X_5^2 + a_{12} X_6^2 + \\ & a_{13} X_1^3 + a_{14} X_2^3 + a_{15} X_3^3 + a_{16} X_4^3 + \\ & a_{17} X_1 X_2 + a_{18} X_1 X_3 + a_{19} X_1 X_4 + a_{20} X_1 X_5 + a_{21} X_1 X_6 + \\ & a_{22} X_2 X_4 + a_{23} X_2 X_5 + a_{24} X_2 X_6 + \\ & a_{25} X_4 X_5 + a_{26} X_4 X_6 + a_{27} X_5 X_6 + \\ & a_{28} X_1^2 X_2 + a_{29} X_1^2 X_4 + a_{30} X_2^2 X_1 + a_{31} X_4^2 X_1 + \\ & a_{32} X_2^2 X_4 + a_{33} X_4^2 X_2 + a_{34} X_1 X_2 X_4 + \\ & a_{35} X_1^2 X_5 + a_{36} X_5^2 X_1 + a_{37} X_2^2 X_5 + a_{38} X_5^2 X_2 + \\ & a_{39} X_4^2 X_5 + a_{40} X_5^2 X_4 \end{aligned} \quad (3.2)$$

wobei $a_{(i,\text{Jahr})}$ - Matrix der Rückkopplungsfaktoren mit $i = 1 \dots 40$ und Jahr = 1 ... 5 (oder kleiner)

$$\begin{aligned} \text{BurnUpCorrection} = & b_1 X_1 X_7 + b_2 X_2 X_7 + b_3 X_3 X_7 + b_4 X_4 X_7 + b_5 X_5 X_7 + b_6 X_6 X_7 + \\ & b_7 X_1^2 X_7 + b_8 X_2^2 X_7 + b_9 X_3^2 X_7 + b_{10} X_4^2 X_7 + b_{11} X_5^2 X_7 + \\ & b_{12} X_1 X_7^2 + b_{13} X_2 X_7^2 + b_{14} X_3 X_7^2 + b_{15} X_4 X_7^2 + b_{16} X_5 X_7^2 + \\ & b_{17} X_1 X_2 X_7 + b_{18} X_1 X_3 X_7 + b_{19} X_1 X_4 X_7 + b_{20} X_1 X_5 X_7 + \\ & b_{21} X_2 X_4 X_7 + b_{22} X_2 X_5 X_7 + b_{23} X_4 X_5 X_7 \end{aligned} \quad (3.3)$$

- wobei $b_{(i,\text{Jahr})}$ - Matrix der Abbrandfaktoren mit $i = 1 \dots 23$ und Jahr = 1 ... 5 (oder kleiner)
- x - normierte Rückkopplungsparameter
- x_1 - Kühlmitteldichte
 - x_2 - Kühlmitteltemperatur
 - x_3 - mittlere Brennstofftemperatur
 - x_4 - Borsäurekonzentration
 - x_5 - Konzentration Xe-135
 - x_6 - Konzentration Sm-149
 - x_7 - Abbrand des Brennstoffs

Die Normierung dieser Parameter erfolgte entsprechend der Gleichung

$$x = \frac{\text{Par} - \text{Par}_0}{\text{Par}_{\text{diap}}} \quad (3.4) \quad \text{wobei} \quad \begin{array}{l} \text{Par} - \text{aktueller Wert des Parameters} \\ \text{Par}_0 - \text{Basiswert des Parameters} \\ \text{Par}_{\text{diap}} - \text{Wertebereich für den Parameter} \end{array}$$

Diese Parametrisierung gewährleistet eine Genauigkeit von 0.1 % für k_{∞} im Vergleich mit direkten WIMS-Rechnungen.

Mit der neuen Querschnittsbibliothek wurden Testrechnungen durchgeführt. Dabei wurden die Ergebnisse aus Berechnungen des ersten Brennstoffzyklus eines WWER-1000 verglichen, die mit dem Programmcode DYN3D bzw. dem stationären Kernauslegungscode ACADEM des IPPE unter Verwendung der neuen IPPE-Bibliothek sowie mit dem Code BIPR-7 unter Verwendung der KASSETTA-Datenbibliothek erzielt wurden. Die Ergebnisse weisen eine gute Übereinstimmung auf. Die Tabelle 3.2 enthält eine Zusammenstellung der Werte der kritischen Borkonzentration am Zyklusbeginn $c_{b,\text{krit}}$, der Zykluslänge T_{zyk} sowie der radialen und nodalen Leistungsungleichmäßigkeit zu Zyklusbeginn und Zyklusende, die mit den drei genannten Codes berechnet wurden.

Tab. 3.2: Vergleich der Ergebnisse einer Zyklusberechnung für einen WWER-1000 mit verschiedenen Codes

Code	$c_{b,\text{krit}}$ [ppm]	T_{zyk} [d_{eff}]	$K_{\text{rad,beg}}$	$K_{\text{rad,end}}$	$K_{\text{nod,beg}}$	$K_{\text{nod,end}}$
DYN3D	1025	296	1.31	1.28	1.80	1.45
ACADEM	1031*)	296	1.30*)	1.28	1.74*)	1.39
BIPR-7	1028	299	1.34	1.27	1.86	1.44

*) Ergebnisse für $d_{\text{eff}} = 2$

Für die Untersuchung der Güte der im Rahmen dieses Vorhabens generierten Querschnittsdaten sind weitere Vergleichsrechnungen mit vorhandenen und teilweise bereits validierten Datenbibliotheken unter verschiedenen Anlagen- und Prozeßbedingungen erforderlich.

3.3. Störfallaufanalysen mit Hilfe von DYN3D

Im Rahmen einer Störfallrechnung mit DYN3D wurde der hypothetische Auswurf einer Clusterregelgruppe in einem WWER-1000 von der Position $z = 285$ cm innerhalb von 1s untersucht. Dabei wurde zum einen die an DYN3D standardmäßig angebundene MAGRU-Datenbibliothek, zum anderen die IPPE-Bibliothek verwendet. Somit konnte der Einfluß der neuen Querschnittsdaten dargestellt werden.

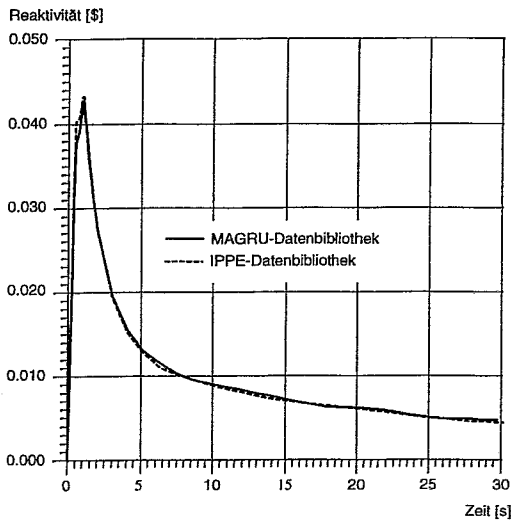


Abb. 3.9: Reaktivitätsänderung beim Auswurf der Clusterregelgruppe

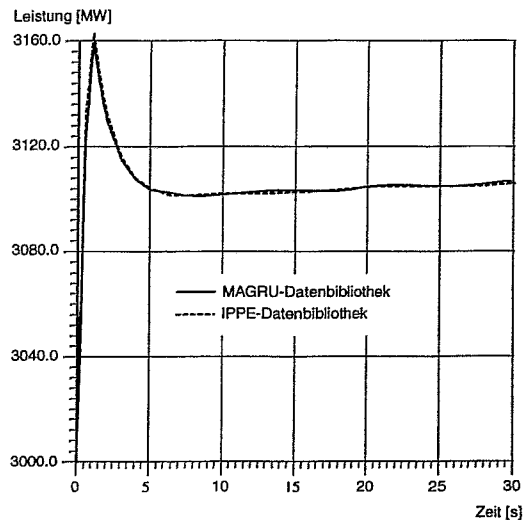


Abb. 3.10: Leistungsänderung beim Auswurf der Clusterregelgruppe

Die Ergebnisse dieser Analyse zeigten, daß durch den Einsatz der neu generierten Wirkungsquerschnitte keine signifikanten Abweichungen in den Zeitverläufen der den Prozeß charakterisierenden Parameter aufgetreten ist.

3.4. Einbindung von DYN3D in den thermohydraulischen Systemcode RELAP

Die Ankopplung der neutronenkinetischen Module von DYN3D an den thermohydraulischen Systemcode RELAP5/MOD3, der im IPPE für Störfallrechnungen eingesetzt wird, wurde in Anlehnung an die interne Kopplungsvariante ATHLET-DYN3D realisiert. Bei diesen Arbeiten wurde die russische Seite von den Experten des FZR unterstützt, die ihre Kenntnisse zur Programmstruktur von DYN3D sowie die während früherer Arbeiten zur Programmkopplung (z.B. ATHLET-DYN3D) gewonnenen Erfahrungen einbringen konnten /Gru95, Gru98/.

Bei der internen Kopplungsvariante werden vom Programmmodul DYN3D ausschließlich die neutronenphysikalischen Berechnungen ausgeführt.

Der Datenaustausch zwischen den gekoppelten Programmcodes ist so organisiert, daß vom thermohydraulischen Systemcode an DYN3D:

- für die hydrodynamischen Kontrollvolumen des Reaktorkerns die Kühlmitteldichte, die Borsäurekonzentration und die Temperatur sowie
- für jeden wärmeerzeugenden Node des Reaktorkerns die mittlere Brennstofftemperatur

übergeben werden. Nach den jeweiligen neutronenphysikalischen Berechnungen mit DYN3D erhält der thermohydraulische Systemcode:

- den Mittelwert der in einem Einzelnode des Reaktorkerns erzeugten Leistung,

- die normierte räumliche Leistungsverteilung im Kern sowie
- der Anteil der direkt im Kühlmittel freigesetzten Wärme für die Kontrollvolumen des Reaktorkerns.

Die Programmablauforganisation beruht auf der Verwendung von separaten Eingabedatensätzen für jedes der Programmmodule. Die Generierung von Ausgabe- bzw. Restart-Informationen wird ebenfalls getrennt für die gekoppelten Einzelprogramme behandelt. Dabei erfolgt eine vollständige Synchronisation von Lese- und Schreibprozessen.

Für die Eigenwertberechnung wird im Rahmen eines Starts des gekoppelten Programmkomplexes nur ein Variablenauschzyklus durchgeführt. Während dieses Zyklus werden nach Abschluß der EingabeprozEDUREN die Startwerte der Variablen aus dem thermohydraulischen Systemcode an DYN3D übermittelt. Diese Daten werden im stationären Flußberechnungsmodul von DYN3D verwendet, um eine neue normierte Leistungsdichteverteilung zu bestimmen. Die an den thermohydraulischen Systemcode übergebene Verteilung wird hier verwendet, um die Berechnung der stationären thermohydraulischen Reaktorparameter durchzuführen. Dabei sind mehrere Restarts des Programmkomplexes für das Konvergieren der Eigenwertlösung notwendig. Die Anzahl solcher Starts ist vom zu lösenden Problem abhängig.

Für transiente Neutronenflußberechnungen erfolgt der Variablenausch in jedem Zeitschritt. Nach jedem erfolgreichen Zeitschritt des Thermohydraulikmoduls werden die berechneten Größen an das transiente Modell im DYN3D-Kinetikmodul übertragen, um dort die integrale Kernleistung sowie die Leistungsverteilung zu bestimmen. Die Zeitschrittsteuerung übernimmt der thermohydraulische Systemcode. Die Kopplung ist explizit, eine Iteration ist nicht vorgesehen.

Der neue Programmkomplex kann im Rahmen von Störfallablaufanalysen für Druckwasserreaktoren mit hexagonaler Brennelementgeometrie eingesetzt werden.

Zur Validierung des Programmkomplexes wurden Vergleichsrechnungen zwischen diesem Programmkomplex und dem Programmcode DYN3D (mit konstanten thermohydraulischen Randbedingungen) durchgeführt (siehe Abschnitt 3.5.2).

3.5. ATWS-Analysen für den Reaktor ABV-67

3.5.1. ABV-67

Der ABV-67 ist ein integraler Druckwasserreaktor mit kleiner Leistung (38 MW_{th} bzw. 6 MW_{el}). Die Anordnung der Einzelkomponenten innerhalb des integralen Konzeptes ist in Abbildung 3.11 dargestellt.

Beim Primärkreislauf handelt es sich um ein sogenanntes Lecksicherheitssystem, welches durch die Integration des Hauptkühlkreislaufs innerhalb des Reaktordruckbehälters gekennzeichnet ist. Der Hauptkühlkreislauf besteht aus Reaktorkern, Riser und Downcomer mit Dampferzeuger. Außerhalb des Druckbehälters befinden sich das Druckhaltersystem, die Kühlmittelaufbereitung sowie das Nachwärmeabfuhrsystem.

Der Reaktorkern besteht aus 55 hexagonalen Brennelementen, die bei einer verkürzten Kernhöhe von 0.85 m in ihren übrigen Abmessungen den Brennelementen eines WWER-440-Reaktors entsprechen. Die Brennelemente können jeweils 102, 108 bzw. 114 Brennstäbe enthalten. Die verbleibenden Positionen in den Brennelementen sind für das Einbringen von Stäben (13, 7 bzw. 1) mit abbrennbaren Absorbem (Gd₂O₃) bestimmt. Die Regelung des Reaktors erfolgt durch B₄C-Regel-

stäbe. Im Betriebsregime des ABV finden lösliche Neutronenabsorber keine Anwendung.

Die Kernkühlung erfolgt durch Naturumlauf des Kühlmittels (Gesamtinventar 8 m³ Wasser) mit einem Massenstrom von 85 kg/s. Der Betriebsdruck der Anlage beträgt 15.4 MPa. Die Aufheizung des Kühlmittels mit einer Temperatur von 245 °C am Kerneintritt beträgt 82 °C.

Der Sekundärkreislauf der Reaktoranlage besteht aus Dampf- bzw. Speisewasserleitungen (einschließlich Armaturen und Instrumentierung) sowie den vier eingebauten Dampferzeugern. Die Dampfturbinenanlage umfaßt die Turbine mit kontrollierter Dampfantnahme, den Turbinenkondensator, die Kondensatpumpen, drei Speisewasserpumpen, ein Luftkondensator sowie ein Niederdruckdampferzeuger. Die Turbinenregelung erfolgt durch Dampfantnahme vor der Turbine, wobei der Frischdampfdruck geregelt wird.

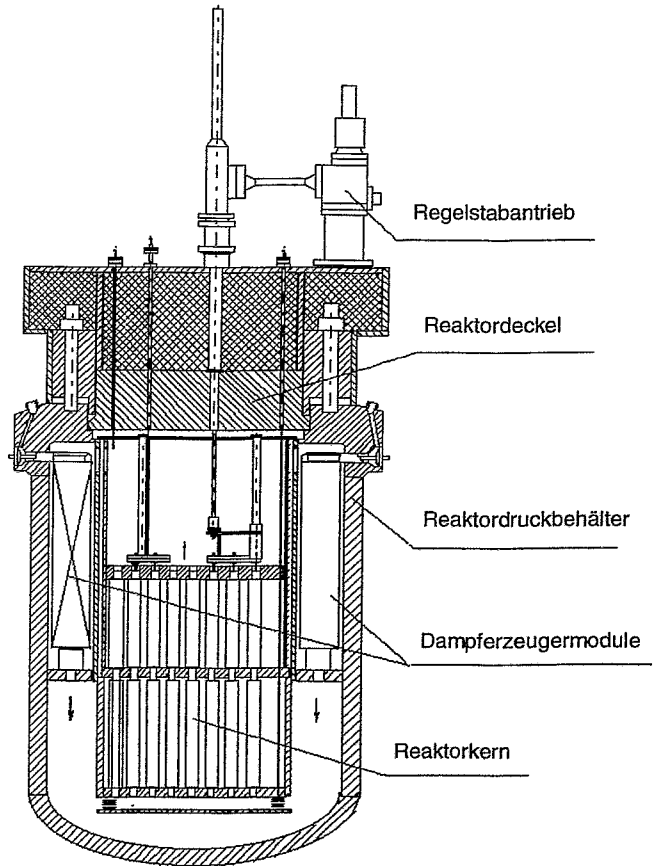


Abb. 3.11: Konstruktionsschema des ABV-67

In der Tabelle 3.3 sind einige grundlegende Anlagen- bzw. Betriebsparameter zusammengestellt.

Tab. 3.3: Anlagen- und Betriebsparameter des ABV-67

Reaktor		
Höhe des Druckbehälters	[m]	4.8
Innendurchmesser des Druckbehälters	[m]	2.6
Wandstärke des Druckbehälters	[mm]	103.5
Durchmesser des Reaktorkerns	[m]	1.225
Höhe des Reaktorkerns	[m]	0.85
Anzahl der Brennelemente	[-]	55
Anzahl der Brennstäbe pro Brennelement	[-]	99
Druck im Primärkreislauf	[MPa]	15.4
Temperatur am Kerneintritt	[°C]	245
Temperatur am Kernaustritt	[°C]	327

Tab. 3.3: Anlagen- und Betriebsparameter des ABV-67 (Fortsetzung)

Dampferzeuger		
Anzahl	[-]	4
Wärmeübertragungsfläche pro Dampferzeuger	[m ²]	101.25
Speisewasserdruck	[MPa]	3.87
Speisewassertemperatur	[°C]	106
Frischdampfdruck	[MPa]	3.14
Frischdampf Temperatur	[°C]	290
Druckhalter		
Gesamtvolumen	[m ³]	1.5
Stickstoffvolumen bei Nulllast / Vollast	[m ³]	0.3 / 1.2

Die wichtigsten Sicherheitssysteme der Anlage ABV-67 sind in der Tabelle 3.4 aufgezeigt.

Tab. 3.4: Sicherheitssysteme des ABV-67

Bezeichnung	Hauptmerkmale
Primärkreislauf	integraler Reaktor, alle Primärkomponenten sind lecksicher
Noteinspeisesystem	zwei Stränge der Noteinspeisung mittels Pumpen aus Vorratstank
Aktives Nachwärmeabfuhrsystem	zwei Leitungen durch den Betriebskondensator sowie eine Reserveleitung durch Kühlmittelaufbereitungssystem
Passives Nachwärmeabfuhrsystem	zwei Zuleitungen vom Druckspeicher zum Dampferzeuger
Steuer- und Schutzsystem	6 oder 7 Regelgruppen
Einspeisesystem für flüssigen Absorber	zwei Leitungen für Borsäureeinspeisung mit elektrischen Pumpen aus Vorratsbehälter
Druckabbausystem / Strahlungsreduziersystem	nacheinander geschaltete Sicherheitsventile und Membranen im mit Einperlbehälter und Filtern ausgestatteten Lecksicherheitsraum
Reaktordruckbehälterkühlung	Wasserzuführung aus Druckspeicher zum Reaktor
Containment	vorgefertigte lecksichere Stahlhülle

Detailliertere Angaben zur Reaktoranlage ABV-67 sind im Anhang 1 dargestellt.

3.5.2. Ergebnisse aus Störfallanalysen für den ABV-67

Zur Vorbereitung der Störfallanalysen wurde mit dem Programmcode KRATER eine Querschnittsdatenbibliothek für den Reaktor ABV erstellt. Diese Datenbibliothek berücksichtigt die verschiedenen Brennelementkonfigurationen im ABV und enthält 14 Datensätze (d.h. 6 Datensätze für Brennelemente mit unterschiedlicher Anzahl von abbrennbaren Absorberstäben bzw. Al_2O_3 -Stäben jeweils für die Zustände mit und ohne Regelstäben sowie 2 Datensätze für Reflektoren). Die Al_2O_3 -Stäbe dienen zur Vergleichmäßigung der radialen Leistungsverteilung im Kern des ABV. Die untersuchte Kernkonfiguration ist in der Abbildung 3.12 dargestellt.

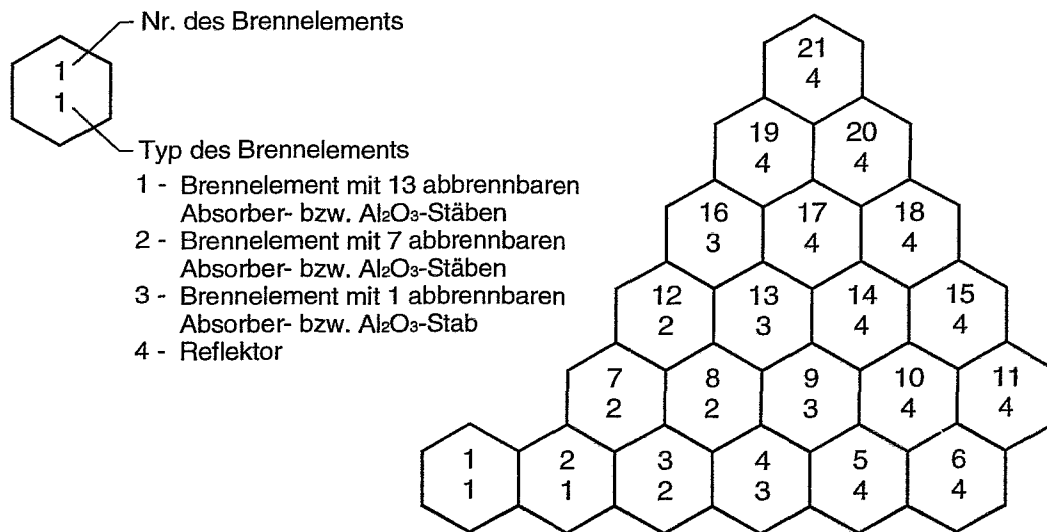


Abb. 3.12: Kernkonfiguration des ABV für Störfallanalysen

Für die ATWS-Analysen mit Hilfe von DYN3D wurden die Eingangsdatensätze erstellt und unter der Annahme von konstanten Kühlmittelmassenstrom, Kühlmittel-eintrittstemperatur und Druckabfall als Randbedingungen für den Reaktorkern:

- das Ausfahren der zentralen Regelgruppe mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/s (ohne SCRAM) und
- der Auswurf der zentralen Regelgruppe innerhalb von 0.159 s (ohne SCRAM) untersucht.

Nach Ausfahren der zentralen Regelgruppe aus der unteren Endlage wurde nach ca. 190 s ein Leistungsniveau von 120 % erreicht, welches auch den Schwellwert für das Ansprechen des SCRAM darstellt. Nachdem beim Erreichen dieses Leistungsniveaus das Ausfahren der Regelgruppe gestoppt wurde, stellte sich ohne weitere Nachregelungen ein stationärer Anlagenzustand ein. Mit dieser Modellrechnung konnte die Funktionstüchtigkeit von DYN3D mit den für ABV spezifischen makroskopischen Wirkungsquerschnittsdaten nachgewiesen werden.

Beim Auswurf der Regelgruppe kommt es zu einer erheblichen kurzzeitigen Leistungsexkursion infolge des Reaktivitätseintrags von ca. 1\$. Die Analyse des Auswurfes der zentralen Regelgruppe wurde mit dem gekoppelten thermohydraulisch-neutronenkinetischen Codesystem wiederholt. Mit Berücksichtigung der Rückwirkung der Dampferzeuger und der Druckerhöhung im Primärsystem liegt das berechnete asymptotische Leistungsniveau nach der Exkursion tiefer als in einer DYN3D-Rechnung mit konstanten Randbedingungen für den Reaktorkern.

Bei weiteren Analysen fand der entwickelte Programmkomplex (siehe Kapitel 3.4) Anwendung. Dabei wurden auch Parallelrechnungen mit dem stand-alone Code DYN3D zu Vergleichszwecken durchgeführt.

In dieser Aufgabenstellung wurden der partielle Auswurf (1) bzw. der vollständige Auswurf (2) der zentralen Regelstabgruppe unter Betriebsbedingungen untersucht. Dabei werden die Regelstäbe in den sieben zentralen Brennelementen (vgl. Abbildung 3.12) ausgeworfen. Die Zeit für den partiellen Auswurf beträgt 0.1 s und für den vollständigen Auswurf - 0.159 s. Für diese Variantenrechnungen erfolgte eine Modellierung des Reaktorkerns mit den folgenden Rand- bzw. Startbedingungen:

- konstanter Kühlmitteldruck am Kerneintritt / Kernaustritt [MPa] - 15.425 / 15.410
- konstante Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt [°C] - 245.4
- direkter Heizkoeffizient (Anteil der direkt im Kühlmittel freigesetzten Wärme) - 0.03
- stationäre Betriebsbedingungen (siehe Abschnitt 3.5.1)

Es wurde nur der Reaktorkern modelliert, einmal mit DYN3D allein und einmal mit DYN3D-Neutronenkinetik und RELAP-Thermohydraulik.

Während der zweiten Transiente ist der größere positive Reaktivitätseintrag zu verzeichnen. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 3.13 und 3.14 dargestellt.

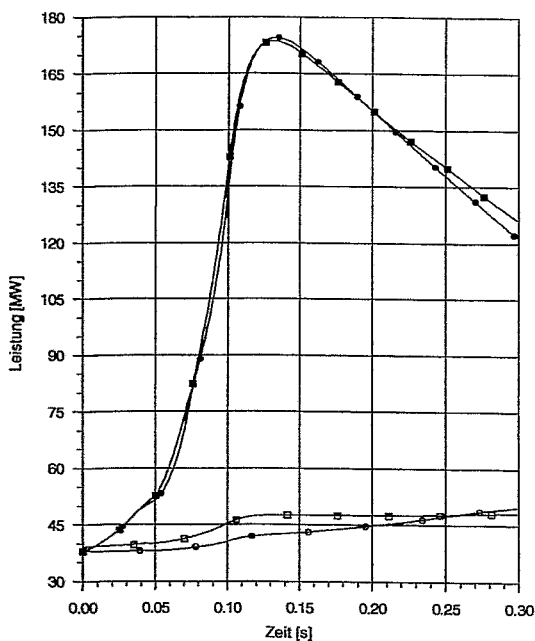


Abb. 3.13: Analyse des partiellen Auswurfs

- - Kernleistung (DYN3D/RELAP5)
- - Kernleistung (DYN3D)
- - Wärmeabgabe an das Kühlmittel (DYN3D/RELAP5)
- - Wärmeabgabe an das Kühlmittel (DYN3D)

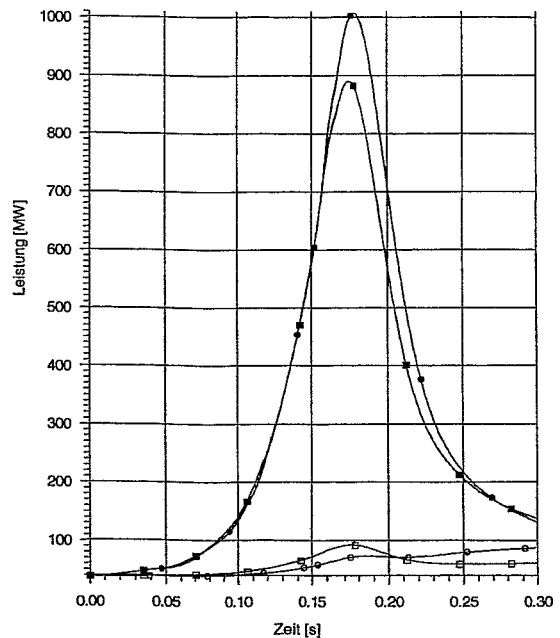


Abb. 3.14: Analyse des vollständigen Auswurfs

- - Kernleistung (DYN3D/RELAP5)
- - Kernleistung (DYN3D)
- - Wärmeabgabe an das Kühlmittel (DYN3D/RELAP5)
- - Wärmeabgabe an das Kühlmittel (DYN3D)

Die mit Hilfe von DYN3D bzw. des gekoppelten Programmkomplexes für den partiellen Regelstabauswurf berechneten Leistungsmaxima weisen eine gute Übereinstimmung auf. Der Maximalwert des entsprechenden Reaktivitätsanstieges beträgt ca. 0.78 \$. Für den vollständigen Auswurf berechnete der gekoppelte Programmcode ein Leistungsmaximum, welches ca. 11 % über dem mit DYN3D bestimmten Maximalwert liegt. Der Maximalwert des Reaktivitätszuwachses beträgt ca. 0.99 \$. Diese

Abweichungen der Ergebnisse sind auf die unterschiedlichen Thermohydraulikmodelle in den verwendeten Programmcodes zurückzuführen.

In einer weiteren Analyse des vollständigen Regelstabauswurfs mit dem gekoppelten Programmcode wurde die gesamte Anlage des ABV modelliert. Für den im Abschnitt 3.5.1 beschriebenen nominalen Betriebszustand wurden die stationären Anlagenparameter bestimmt, die den Startzustand für die zu untersuchende Transiente charakterisieren (d.h. Durchführung von Einschwingrechnungen).

Das Szenario für den transienten Prozeß wird durch folgende Ereignisse gekennzeichnet:

- vollständiger Auswurf der zentralen Regelstabgruppe innerhalb von 0.159 s;
- Unterstellung eines Versagens der Reaktorschnellabschaltung (SCRAM);
- Fortsetzung des Normalbetriebs der Systeme im Sekundärkreislauf während der Störfallentwicklung.

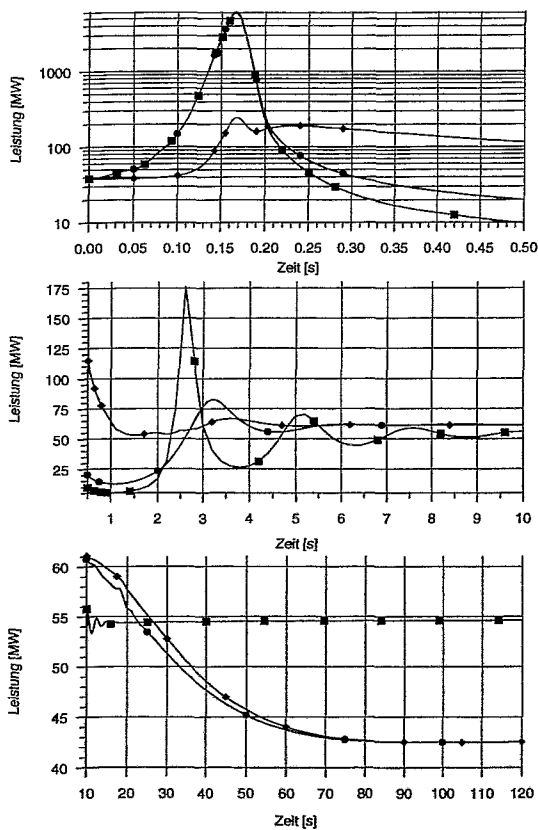


Abb. 3.15: Leistungsentwicklung während der Auswurftransiente

- - Kernleistung (bei Modellierung der gesamten Anlage)
- - Kernleistung (bei Modellierung eines separaten Reaktorkerns)
- ◆ - Wärmeabgabe an das Kühlmittel (bei Modellierung der gesamten Anlage)

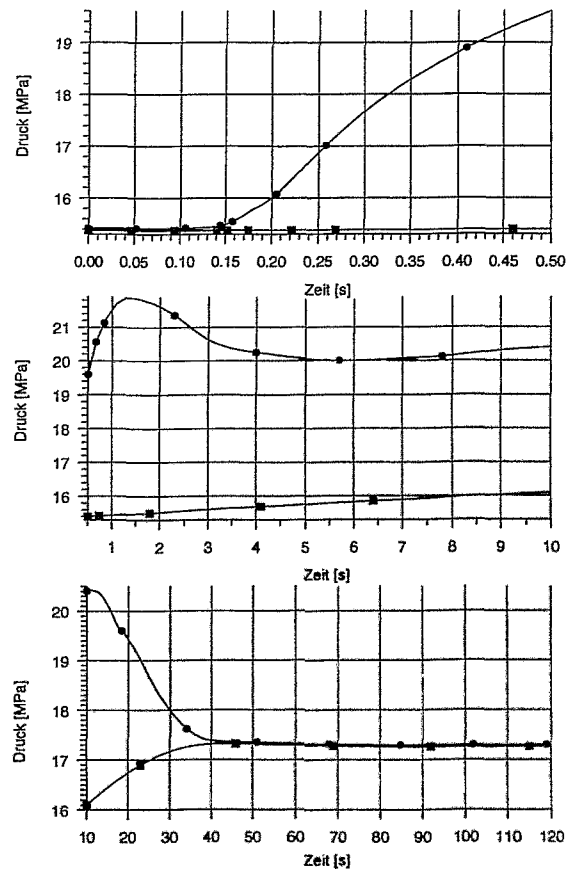


Abb. 3.16: Druckverläufe während der Auswurftransiente (bei Modellierung der gesamten Anlage)

- - Druck im Reaktordruckbehälter
- - Druck im Druckhalter

Zu Vergleichszwecken wurde der Transientenberechnung, in welcher die gesamte Anlage modelliert wurde, eine weitere Rechnung für einen separaten Reaktorkern

mit vorgegebenen Randbedingungen gegenübergestellt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in den Abbildungen 3.15 und 3.16 aufgezeigt.

Am Ende des betrachteten Zeitraumes (d.h. nach $t = 120$ s) befindet sich die Anlage in einem neuen stationären Zustand, der einem Anlagenzustand mit vollständig ausgefahrener zentraler Regelgruppe entspricht.

Die Schwankungen der Kernleistung ist in beiden Varianten der Modellierung zu erkennen (siehe Abbildung 3.15). Die bei der separaten Kernmodellierung erhaltene Leistungsschwankung weist ein höhere Frequenz sowie eine größere Amplitude auf. Dieses Verhalten könnte folgende Ursachen haben:

- die relativ geringe Kühlmittelträgheit beim Durchströmen des Reaktorkerns sowie
- der als Randbedingung vorgegebene konstante Kühlmitteldruck am Kerneintritt bzw. -austritt.

Der Kühlmittelmassenstrom im Kern ist hier vom Naturumlaufverhalten im Hauptkühlkreislauf entkoppelt.

Durch den bei einer separaten Kernmodellierung fehlenden Einfluß der Dampferzeuger auf den Störfallverlauf wird das stationäre Leistungsniveau am Ende der Transiente überschätzt.

Die Modellierung der gesamten Anlage ergibt einen signifikanten Druckanstieg im Reaktordruckbehälter (siehe Abbildung 3.16). Der Maximalwert wird nach ca. 1.5 s erreicht und er beträgt ungefähr das 1.4-fache des Ausgangswertes am Beginn der Transiente.

Mit den für den ABV-Reaktor durchgeführten Störfallanalysen konnte das Anlagenverhalten untersucht sowie die Funktionstüchtigkeit des Programmkomplexes nachgewiesen werden.

3.6. Anwendung des Programms DINCOR im FZR

DINCOR ist ein Programmcode, der Anwendung bei der Lösung von 2-dimensionalen instationären Gleichungen der Fluidodynamik und der Wärmeübertragung inkompressibler mehrphasiger Stoffe unter Berücksichtigung von Schmelz- und Erstarrungsprozessen findet.

Der Lösungsbereich stellt einen Kreiszyylinder mit einer Unterteilung in beliebige Konfigurationen dar. Dies ermöglicht die Modellierung von komplizierten Objekten sowohl in der Zusammensetzung als auch in der Geometrie.

Die verschiedenen Komponenten füllen ständig die einzelnen Teilbereiche im betrachteten Rechenbereich aus und besitzen eindeutige Struktur Grenzen.

Dabei können die einzelnen Komponenten an unterschiedlichen Punkten im Rechenbereich im festen oder flüssigen Zustand vorliegen. Das Programm kann den Transport von Flüssigkeiten mit freien Oberflächen unter Berücksichtigung von Wärmeübertragungsprozessen berechnen.

In erster Linie wurde das Programm zur:

- Berechnung der Schmelz- bzw. Erstarrungsprozessen von Komponenten aus Reaktoranlagen sowie
- Berechnung des Transports und der Wärmeübertragung von Schmelzen in komplizierten geometrischen Gebilden

entwickelt.

Der Anhang 3 zu diesem Bericht beinhaltet eine Übersetzung der übergebenen Programmbeschreibung von DINCOR.

Das Fluidodynamikprogramm DINCOR wurde an das FZR übergeben. Die Mitarbeiter des FZR erhielten eine Einweisung in die Programmnutzung.

Im Ergebnis der Fachgespräche wurde festgestellt, daß die Anwendbarkeit von DINCOR mit seinem gegenwärtigen Funktionsumfang für die Modellierung von Kühlmittelvermischungsprozessen innerhalb des DWR-Druckbehälters nicht gegeben ist, da es bislang keine Turbulenzmodelle enthält.

Da das Programm inkompressible Mehrphasen-Mehrkomponenten-Strömungen unter Berücksichtigung von Phasenübergängen bzw. chemischen Reaktionen simulieren kann, entwickelte sich eine intensive Zusammenarbeit bei der Anwendung von DINCOR bei der Nachrechnung von Modellaufgaben zum Schmelzeverhalten in Druckbehältern. Das Programm DINCOR stellt somit eine sinnvolle Ergänzung von Berechnungsmethoden zur Analyse von Kernschmelzszenarien dar. Es wurden Nachrechnungen von Modellaufgaben zum Schmelzeverhalten in Druckbehältern (u.a. CORVIS-Experimente) mit dem Programm DINCOR durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind im Anhang 4 dargestellt und wurden auszugsweise in /Efa99b/ veröffentlicht.

4. Zusammenfassung

Der im FZR entwickelte Programmcode DYN3D wurde mit der Übergabe, der Einweisung in seine Nutzung sowie einer kontinuierlichen fachlichen Unterstützung der russischen Experten im Rahmen dieses WTZ-Vorhabens erfolgreich im IPPE Obninsk eingeführt.

Die Arbeiten zu den ABV-Analysen sowie die Ankopplung des neutronenkinetischen Programmmoduls von DYN3D an RELAP5 belegen die sehr intensive Nutzung des zur Verfügung gestellten Programmcodes. Im Rahmen der Zusammenarbeit wurde DYN3D/RELAP5 als gekoppeltes Programmsystem mit 3D Neutronenkinetik und thermohydraulischer Modellierung der Reaktoranlage verfügbar gemacht. Solche gekoppelten Codesysteme werden international in zunehmendem Maße für Störfallanalysen, aber auch für die Berechnung von Betriebstransienten angewandt /Ro99/. Die Eignung sowohl von DYN3D, als auch des gekoppelten Codekomplexes für die Analyse von Transienten in Reaktoren kleiner Leistung in integraler Bauweise wurde demonstriert. Massenstromoszillationen bei Naturumlauf des Kühlmittels werden beherrscht.

Mit der Erstellung der neuen Datenbibliothek mit Wirkungsquerschnitten durch das IPPE, welche auch den neuen in bestehenden WWER-Anlagen zunehmend angewandten Brennstoffkonzepten (z.B. mit abbrennbaren Absorbern) gerecht werden, und seine Anbindung an den Programmcode DYN3D konnte die neutronenphysikalische Datenbasis von DYN3D erweitert werden.

Mit der Übergabe und der gemeinsamen Nutzung des Fluidodynamikcodes DINCOR konnten die programmtechnische Basis im FZR um ein sinnvolles Berechnungstool erweitert sowie der Erfahrungsaustausch zur Untersuchung von Schmelz- und Erstarrungsprozessen intensiviert werden.

In gemeinsamen Fachgesprächen äußerten beide Seiten ihr Interesse, die im Rahmen dieses BMBF/BMWi-Vorhabens realisierte Zusammenarbeit auch bei der Umsetzung künftiger Forschungsaufgaben fortzusetzen.

5. Literatur

- /Efa99a/ Efanov A., V. Kumayev, H.-G. Willschütz: „DINCOR – a Code Simulating Melt Relocation and Phase Change – First Validation on the Basis of the CORVIS Experiments“, Interner Bericht, Juni 1999
- /Efa99b/ Efanov A., V. Kumayev, H.-G. Willschütz: „DINCOR code for reactor elements melting and corium relocation modeling: Verification by ZIRCON and CORVIS experiments“, SAM'99 Information Exchange Forum on „Severe Accident Management“, Obninsk (Russian Federation), October 18 – 22, 1999
- /Elo99a/ Elovskaya L., Ya. Kozmenkov, Yu. Orekhov: „Computer simulation of reactivity initiated accidents without SCRAM for ABV reactor using DYN3D code“, Interner Bericht, Obninsk, Januar 1999
- /Elo99b/ Elovskaya L., Ya. Kozmenkov, Yu. Orekhov: „Code Package DYN3D/RELAP5 based on 3-D neutron kinetics capability for the transient analysis of water cooled reactors“, 10th Annual Engineering and Science Conference of the Nuclear Society of Russia, Obninsk (Russian Federation), June 28 – July 2, 1999
- /Gru95/ Grundmann U., D. Lucas, S. Mittag, U. Rohde: „Weiterentwicklung und Verifikation eines dreidimensionalen Kernmodells für Reaktoren vom Typ WWER und seine Ankopplung an den Störfallcode ATHLET“, Forschungszentrum Rossendorf, Report FZR-84, April 1995
- /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 für die Störfallanalyse von WWER-Reaktoren“, Forschungszentrum Rossendorf, Report FZR-216, März 1998
- /Gru99/ Grundmann U., S. Mittag, U. Rohde: „The 3-Dimensional Core Model DYN3D“, Forschungszentrum Rossendorf, Report FZR-248, Januar 1999
- /IAEA95/ IAEA Technical Committee Meeting on „Integral Design Concepts of Advanced Water-cooled Reactors“, Obninsk, 9 – 12 October, 1995
- /IPPE98/ „DINCOR - Computercode zur numerischen Modellierung der zwei-dimensionalen Thermofluiddynamik von Mehrkomponentensystemen einschließlich von Schmelzprozessen“, Obninsk 1998, Übersetzung aus dem Russischen
- /Ro99/ Rohde U., S. Langenbuch: „Gekoppelte Berechnungen von Thermohydraulik und Neutronenkinetik“, Jahrestagung Kerntechnik 1999, Fachsitzung „Neue Ergebnisse aus F+E zur Fluiddynamik und Reaktorphysik“, Inforum Verlags- und Verwaltungsgesellschaft, Bonn, Juni 1999

Anhang 1

**Computer simulation of reactivity initiated accidents
without SCRAM for ABV reactor using DYN3D code**

STATE SCIENTIFIC CENTER OF RUSSIAN FEDERATION
INSTITUTE OF PHYSICS AND POWER ENGINEERING

L. Elovskaya, Ya. Kozmenkov, Yu. Orekhov

**COMPUTER SIMULATION OF REACTIVITY INITIATED
ACCIDENTS
WITHOUT SCRAM FOR ABV REACTOR USING DYN3D CODE**

Obninsk, January 1999

CONTENTS

I.	General description of the ABV reactor	A1-3
	1.1. Design description	A1-3
	1.2. Safety concepts	A1-8
	1.3. Design data questionnaire (Water cooled reactors for ABV)	A1-12
II.	Preparation of input data files for the simulations of ABV reactor accidents using DYN3D computer code	A1-19
	2.1. Preparation of macroscopic constants	A1-19
	2.2. DYN3D input files	A1-20
III.	Results of computer simulation	A1-27
	3.1. Steady-state parameters of the ABV reactor	A1-27
	3.2. ABV reactor accident simulation using DYN3D code	A1-28

I. General description of the ABV reactor

Basic objectives and features

Unified small power reactor plants of ABV-type are designed as steam supply systems for autonomous nuclear power sources intended for electricity, steam and fresh water production in the little-developed regions as well as for heating industrial plants and settlements.

There is a possibility to use the ABV reactor plant for the combined production of electricity and sea water desalination.

ABV plants were designed using the most studied, technically proven design decisions and technologies from the AST plants and nuclear powered ships, the operational properties of which were confirmed by long-term successful operation experience, first of all of KLT-40 plants.

1.1. Design description

1.1.1 NSSS

Reactor vessel

The reactor vessel is a welded cylindrical vessel with elliptical bottom. In the upper part of the vessel the following nozzles are located:

1. One primary circuit nozzles for the pressurizing system
2. Two nozzles for the purification and residual heat removal circuit
3. One primary circuit nozzle for the gas removal

Besides, 4 nozzles and 4 headers for the feed water supply and steam removal are located at flange section of the vessel.

Vessel height is 4.8 m

Vessel diameter is 2.6 m.

Core

A heterogeneous core on thermal neutrons is used in the reactor. It consists of 55 hexagonal FAs of 144.2 mm width across flats, located in the in-vessel reactor cavity in triangular grid with 147.5 mm pitch. The FAs are spaced by lower cavity plate and upper plate of guide tubes-connecting devices units, into the orifices of which FA end plugs are inserted.

Fuel rods in FAs are spaced by grids.

Primary circuit

The primary circuit is a completely leak-tight system including main circulation circuit: core-upstream flow, section-steam generator-downstream flow section, all located in the integral reactor, outside pressurizing system, reactor coolant purification and residual heat removal system.

Water of high purity is used as primary coolant. The volume of primary coolant is 12 m³.

Secondary circuit The secondary circuit includes:

feed water and steam pipelines, valves;
instrumentation;
four built-in steam generators (SGs).

In case of leak each of the four SG sections is isolated on steam and feed water sides by double shut-off valves. The pipelines before shut-off valves are designed for primary circuit pressure.

To prevent an overpressurizing of the isolated untight SG section automatic safety valves are used on the secondary circuit side.

1.1.2. Balance of plant system

The steam-turbine plant includes:

- turbine generator with controlled steam extraction;
- turbine generator condenser of surface type;
- main condensate pumps;
- feed turbine pumps (3 in number) for feed water supply to SG;
- atmospheric condenser for residual heat removal, for provision of plant's start-up and shut down, as well as for emergency make-up of feed water.
- low pressure steam generator.

The ABV steam-turbine plant includes a specially designed turbogenerator. The distinctive feature of the turbogenerator is controlled steam extraction which is accomplished by provision before the turbine of regulating rotary diaphragm allowing to maintain constant pressure of steam being extracted in main operation modes. Optimized condenser and water circulation system are provided. The extracted steam is supplied as heating medium to water reheaters heating the water up to 120°C

1.1.3. Instrumentation, control and electrical systems

The control system provides:

- automatic and remote control of the plant's equipment and systems at normal operation and in case of emergencies;
- protection of the plant at the emergencies;
- control of the plant's parameters, equipment and systems state;
- recording of information under normal operation and emergency conditions.

The ABV is equipped with a radioactive waste treatment system, and other supporting systems of standard design needed for other nuclear power plants operation.

1.1.4. Safety considerations and emergency protection

The main factors, ensuring the ABV RP safety are:

1. Comprehensive development of inherent self-protection.

Plant's self-protection is provided by the application of integral reactor design, all-mode natural convection of primary coolant, by self-regulation and self-limitation of reactor power due to negative reactivity coefficients (power, void, temperature for fuel and coolant) over the whole range of reactor variation and by the high heat accumulating capability of the plant's circuits, and absence of large-diameter nozzles in the reactor, and by long grace period sufficient for corrective actions.

2. In-depth protection and redundancy, different safety systems principles.

The reactor shut-down system includes 6 or 7 independent compensating groups (CGs) which can be inserted into the core both by electric drives or under gravity in case of CPS drive deenergization. The drives are equipped with a device for manual insertion. In addition, the liquid absorber injection is provided.

The decay heat is removed via two channels of the steam turbine plant, one channel via the purification and residual heat removal system consisting of two passive trains. The water inventory in one storage tank provides residual heat removal for 4 hours, after that the reactor is in safe state for unlimited period of time due to heat dissipation to the environment.

The core cooling at the accidents with primary circuit leaks includes a two-channel system for water make-up and injection with three feed water pumps, two standby pumps and one recirculation system.

Regarding the possible release of radioactive materials and their propagation, there is a series of independent physical barriers: fuel-matrix, fuel element cladding, leak-tight integral reactor and primary circuit systems, leak-tight containment with the bubbler and pressure suppression system.

3. Application of self-actuated devices and safety systems, which do not require for their operation external power sources and personnel intervention.

At the accidents with unauthorized addition of reactivity and loss of heat removal, complete failure of reactivity control systems and operator inaction at primary circuit pressure increase the plant will be tripped from direct-acting pressure-actuated power breaker to reactivity compensating groups.

4. Availability of engineering means and ample time for control of severe accidents.

In the event of reactivity accidents, even in case of postulated hanging up all CGs following on emergency protection signal, core damage is excluded by virtue of the inherent self protective properties of the reactor.

At heat-removal accidents with complete loss of engineered heat removal means (reactor scrammed) the primary circuit remains leak-tight during approximately 5 hours. At loss-of-

integrity accidents with complete failure of water injection means there is time reserve of min. 3 hours. To prevent these accidents the systems described in item 2 may be used, as well as the system of water supply to the reactor caisson, intended for reactor vessel cooling from outside at severe accidents with loss of all means, providing emergency residual heat removal from the core.

Reactor Shutdown Features

1. Reactor shutdown by actuation of the electromechanical drives with insertion of absorber rods into the core.
2. Reactor shutdown by simultaneous insertion of the absorber rods into the core under gravity at the drives de-energization. The drives de-energization is provided automatically and remotely due to actuation of direct-acting devices at deviation of key parameter (at pressure rise in the primary circuit).
3. Reactor shutdown by injection of the liquid absorber (boric acid solution) at multiple failures of the drives.
4. Power self-limitation of the "hot" reactor at the balance of the reactor power and emergency heat removal channels capacity in beyond design accidents.
5. Power self-reduction during the emergencies owing to the negative void reactivity effect in beyond design accidents.
6. Hand-driven insertion of the CGs.

Means for Residual Heat Removal

The residual heat is removed by the following channels:

1. Through SGs by supplying feed water to them and dumping heat to the condenser of steam-turbine plant.
2. Through SGs by supplying feed water to them and dumping heat to the process condenser of steam-turbine plant.
3. Through SGs by supplying feed water to them and dumping heat to the grid heaters (into the heating system).
4. Through the heat exchanger of the primary coolant purification system.
5. Through SGs when following failure of the residual heat removal system.
6. Dissipation of heat from the reactor to the environment (through the reactor vessel cooling system).

One of four SG sections or one of two sections of purification system heat exchanger is sufficient to remove residual heat.

Radioactive Products Confinement Means

1. Matrix fuel with reduced working temperature
2. Leak-tight fuel element cladding (their integrity is continuously monitored).
3. Leak-tight integral reactor and primary circuit.
4. Limitation of all primary pipelines diameter in the reactor pressure vessel penetration (ND 25).
5. Quick-acting valves in primary circuit pipelines in combination with self-actuated localizing devices.
6. Isolation valves in pipelines of the systems relating to accident localizing circuit.

7. Leak-tight containment designed for excess pressure - with filters, bubbler of the emergency pressure suppression system and isolation valves in pipelines penetrating the module vessel.

Insensitivity of the plant to operator errors and CPS failures is attained owing to passive principle of the reactor shutdown and residual heat removal in combination with primary coolant natural circulation, reactor power self-regulation, and availability of self-actuated devices. The reactor will be shutdown and brought into a safe state irrespectively of the estimation of the plant state by the operator and his actions.

The multi-barrier functional and physical protection of the plant, self-protection properties, passive redundant safety systems exclude the accident with core melt and severe radiological consequences.

The estimated core damage probability does not exceed 10^{-7} per reactor-year.

Taking account of such accident does not introduce any noticeable contribution to the risk for population and excludes completely the necessity in evacuation of population.

The ABV reactor is a reactor of enhanced safety.

1.1.5. Buildings and Structures

Structurally the ABV RP consists of compact units, which allow to use the plant depending on the customer demand-both for land based and floating NPPs.

The estimated time for the floating NPP construction is approximately 3 years, while that for land based NPP is 5 years if the site is ready.

1.2. Safety Concepts

TABLE 1.2.1: MAIN SAFETY RELATED SYSTEMS IN THE ABV

Name	Safety graded	Main characteristics
Primary circuit	X	Integral reactor, all primary components are leak-tight
Emergency water injection system (EWIS)	X	Two channels for water injection by pumps from the water storage tank
Active residual heat removal system (ARHRS)	X	Two channels through a process condenser and one back-up channel through reactor coolant purification system
Passive RHRS	X	Two channels for water supply from hydroaccumulator to SG
Control and protection system (CPS)	X	6 or 7 control rod groups
System of liquid absorber injection	X	Two channels of boric acid solution injection by electric pumps from the storage tank
Pressure suppression/rad. mitigation system (PSRMS)	X	Sequentially connected through safety valves and membranes leak-tight rooms, equipped with bubbler and filters
Reactor vessel cooling system	X	Water supply from hydroaccumulator to the reactor cavity in metal-water shielding tank
Containment	X	Prefabricated leak-tight steel shell

TABLE 1.2.2: MAIN ACCIDENT INITIATORS FOR THE ABV

- LOCA (primary: Loss of Primary Coolant Accident
- LOCA (Secondary): Secondary Pipe Rupture (water or steam)
- LOCA (Interfacing): e.g.: SGTR Steam Generator Tube Rupture
- ATWS: Anticipated Transients Without Scram,
- Primary Transients,
- Secondary Transients (turbine trip),
- Loss of electric sources (all AC sources),
- Total loss of the cold sources,
- Total loss of the steam generator feedwater,
- Station blackout.

TABLE 1.2.3: DESIGN FEATURES FOR PREVENTION AND PROTECTION LEVELS THAT REDUCE (R), SUPPRESS (S), THE INITIATORS FREQUENCY OR LIMIT THE POTENTIAL ACCIDENT CONSEQUENCES (L)

PREVENTION LEVEL

LOCA (Primary):

- Fluence decrease R
- Leak before break S
- Decrease of number and extent of primary pipelines R
- Decrease of primary pipeline diameters R,S
- Coolant pressure control using passive means S
- Decrease of thermocyclic stresses in primary pipelines by design modification R

LOCA (Secondary):

- A part of secondary pipelines is designed for primary circuit pressure R
- System of secondary pipeline over pressure prevention R

LOCA (Interfacing):

- Corrosion-resistant alloys for steam generator R
- Decreased temperatures of equipment R

Primary transient: - Increased design margin: reduced initiator frequency R

Secondary transients: - Increased design margin: reduced initiator frequency R

Total loss of the source (Water):

- Passive ultimate decay heat removal (air): suppress initiator S

Total loss of the SG feedwater:

- Redundancy of feed water supply means R

Station blackout: Availability of auxiliary power sources R

PROTECTION LEVEL

LOCA (Primary):

- Leak limitation due to passive restrictors L
- Increased water inventory in reactor vessel L
- Multichannel system of emergency water injection L

LOCA (Secondary):

- Possibility and simplicity of SG leaky section isolation L

LOCA (Interfacing):

- Possibility and simplicity of SG leaky section isolation L

ATWS: Increased values of negative temperature reactivity coefficients, passive ERHR systems L

Primary transients: Greater primary inertia L

Secondary transient: multichannel shutdown and RHR systems L

Loss of electric sources: - Implementation of passive systems (battery power sources) L

Total loss of heat sink: non-critical – Passive heat removal to ambient air L

Total loss of S.G. feedwater: non-critical – Passive residual heat removal L

Station Blackout: non-critical – Passive shutdown and RHR systems L

TABLE 1.2.4: DESIGN FEATURES FOR MITIGATION LEVEL OF ABV

Safety Functions	Systems (Cf. Tab. 1)	Passive/Active	Design features/Remarks
Design Basis Fission Product Containment	Primary Circuit PSRMS Containment	Passive Passive Passive	Self actuates at containment pressure of 0.4 MPa Bubbler volume is 25 m3
Coolant inventory	Emergency water injection system	Active	
Decay Heat Removal	PRHRS ARHRS RVCS	Passive Active Passive	Self-actuates at Psec=0.6MPa, 2x2.5m3 Water storage tank of 40m3 capacity P=12 MPa hydroaccumulator
Reactivity control	Control rods, CPS Liquid absorber injection system	Active/Passive Active	
Primary Circuit Pressure Control	ARHRS PRHRS	Active Passive	Primary pressure self actuating system
Severe Accident Containment temperature and pressure control	PSRMS RVCS	Passive Passive	Operator-actuated system
Heat Removal	EWIS/ARHRS/PRHRS Reactor vessel cooling system	Active/Passive Passive	Final heat removal is completely passive
Tightness control	Containment PSRMS	Passive Passive	
Inflam. gas control	Igniters	Passive	
Fission product containment	PSRMS/Containment	Passive	
Corium management	Reactor vessel cooling system	Passive	Need of manual actuation
Others			

1.3. DESIGN DATA QUESTIONNAIRE (Water-Cooled Reactors for ABV)**I. GENERAL INFORMATION**

1. Design name - ABV
2. Designer/Supplier address - OKBM
3. Reactor type - Integral PWR Number of modules/per plant -2 (or more)
4. Gross thermal power (MW-th) per reactor - 38
5. Net electrical output (MW-e) per reactor - 6
6. Heat supply capacity (MW-th) - Up to 12 G cal/hr

II. BASIC DESIGN DESCRIPTION**A. CORE AND REACTIVITY CONTROL**

7. Fuel material – Uranium-aluminium alloy or uranium dioxide
8. Fuel inventory (tones of heavy metal) - 81.7 Kg, U235
9. Average core power density (kW/liter)- 43
10. Average fuel power density (kW/kgU) - 80
11. Maximum linear power (W/m)
12. Average discharge burnup (MWd/t) - 72,5 for U-Al alloy
13. Initial enrichment or enrichment range (Wt%) - 17
14. Reload enrichment at the equilibrium (Wt%) - 11
15. Refueling frequency (months) - 48-60
16. Type of refueling (on/off power) - Off power
17. Fraction of core withdrawn (%) - 100
18. Moderator material and inventory - Water, 8 m³
19. Active core height (m) - 0,85
20. Core diameter (m) - 1,225
21. Number of fuel assemblies - 55
22. Number of fuel rods per assembly - 99
23. Rod array in assembly - Triangular
24. Clad material - Zirconium alloy
25. Clad thickness (mm) - 2,1
26. Number of control rods or assemblies - 10-16
27. Type - Cluster
28. Additional shutdown systems - Boric acid
29. Control rod neutron absorber material - B₄C
30. Soluble neutron absorber
31. Burnable poison material and form - Rods on gadolinium basis

B. REACTOR COOLANT SYSTEM**B1. Coolant**

32. Coolant medium and inventory - Water
33. Design coolant mass flow through core (kg/s) - 85
34. Cooling mode (forced/natural) - Natural circulation
35. Operating coolant pressure (bar)- 15,4 MPa
36. Core inlet temperature (°C) - 245
37. Core outlet temperature (°C) - 327

B2. Reactor pressure vessel/tube

- 38. Overall length of assembled vessel/tube (m) - 4,8
- 39. Inside vessel/diameter (m/mm) - 2,6
- 40. Average vessel/tube thickness (mm) - 103,5
- 41. Vessel/tube material - Heat resistant steel
- 42. Lining material - Austenitic steel
- 43. Design pressure (bar) - 17,6 MPa
- 44. Gross weight (tone/kg) - 86 t

B3. Steam generator

- 45. Number of steam generators - 4
- 46. Type - Once-through
- 47. Configuration (horizontal/vertical) - Vertical
- 48. Tube material - Titanium alloy
- 49. Shell material
- 50. Heat transfer surface per steam generator (m²) - 101,25
- 51. Thermal capacity per steam generator (MW) - 9,5
- 52. Feed water pressure (bar) - 3,87 MPa
- 53. Feed water temperature (°C) - 106
- 54. Steam pressure (bar) - 3,14 MPa
- 55. Steam temperature (°C) - 290

B4. Pressurizer

- 56. Pressurizer total volume (m³) - 1,5
- 57. Steam volume (full power/zero power, m³) - 0,3/1,2 gas (N₂)

B5. Main coolant pumps NO

- 58. Number of cooling or recirculation pumps
- 59. Type
- 60. Pump mass flow rate (kg/s)
- 61. Pump design rated head
- 62. Pump nominal power (kW)
- 63. Mechanical inertia (kg m²)

C. CHEMICAL AND VOLUME CONTROL SYSTEM (CVCS)

- 64. Number of extraction lines - 1
- 65. Number of pumps - 1
- 66. Number of injection points - 1
- 67. Feed and bleed connections

D. CONTAINMENT

- 68. Type - Welded steel
- 69. Overall form (spherical/cyl.) - Rectangular
- 70. Structural material - Steel
- 71. Liner material
- 72. Simple/double wall - Simple
- 73. Dimensions (diameter, height) (m) - 5,1 x 4 x 14 (length x width x height)
- 74. Design pressure (bar) - 0,8 MPa

75. Design temperature (°C) - 150
 76. Design leakage rate (% per day) - 1%

III. SAFETY RELATED SYSTEMS

A. DESIGN CONDITIONS

A1. Fission product retention

77. Containment spray system (Y/N) - No
 a. Duration (h)
 b. Flow rate (m³/h)
 c. Mode of operation (active/passive)
 d. Safety graded (Y/N)
 78. F.P. sparging (Y/N) - Yes
 79. Containment tightness control (Y/N) - Yes
 80. Leakage recovery (Y/N) - Yes
 81. Guard vessel (Y/N) - No

A2. Reactivity control

82. Absorber injection system (Y/N) - Yes
 a. Absorber material - H₃BO₃ Solution
 b. Mode of operation (active/passive) - Active
 c. Redundancy - Two channels
 d. Safety graded - Yes
 83. Control rods (Y/N) - Yes
 a. Maximum control rod worth (pcm)
 b. Mode of operation (active/passive) - Active/Passive
 c. Redundancy – Cold shut down is provided without one most effective control group
 d. Safety graded - Yes

A3. Decay heat removal

A3-1 Primary Side

84. Water injection
 a. Actuation mode (manual/automatic) - Automatic
 b. Injection pressure level (bar) – 17.5 MPa
 c. Flow rate (kg/s) - 0,67
 d. Mode of operation (active/passive) - Active
 e. Redundancy - Two channels, 3 pumps
 f. Safety graded (Y/N) - Yes
 85. Water recirculation and heat removal
 a. Intermediate heat sink (or heat exchanger) - Bubbler
 b. Mode of operation (active/passive) - Active
 c. Redundancy - Two channels
 d. Self sufficiency (h) - unlimited
 e. Safety graded - Yes

A3-2 Secondary side

86. Feed water
 a. Actuation mode (manual/automatic) - Automatic
 b. Flow rate (kg/s) – 0.42/variable

- c. Mode of operation (active/passive) – Active/Passive
 - d. Redundancy - Two channels
 - e. Self sufficiency (h) – 26/4
 - f. Safety graded - Yes
87. Water recirculation and heat removal
- a. Ultimate heat sink (cold source) - Atmosphere
 - b. Mode of operation (active/passive) - Passive
 - c. Redundancy
 - d. Self sufficiency (h) - unlimited
 - e. Safety graded – Yes

A3-3 Primary pressure control

88. Implemented system (Name) – ARHRS, PRHRS
- a. Actuation mode (manual/automatic) – manual/automatic
 - b. Side location (primary/secondary circuit) – secondary circ.
 - c. Maximum depressurization rate (bar/s)
 - d. Safety graded - Yes

B. SEVERE ACCIDENT CONDITIONS*

B.1 Fission products retention

- 89. Containment spray system (Y/N) - No
- 90. F.P. Sparging (Y/N) - No
- 91. Containment tightness control (Y/N) - Yes
- 92. Leakage recovery (Y/N) - Yes
- 93. Risk of recriticality (Y/N) - No

B.2 Recriticality control

94. Encountered design feature
- a. Mode of operation (A/P)
 - b. Safety graded

B.3 Debris confining and cooling

- 95. Core debris configuration (core catcher) - Localization in reactor vessel
- 96. Debris cooling system (name) – Reactor vessel cooling system
 - a. Mode of operation (A/P) – Passive, operator activated
 - b. Self sufficiency - Unlimited
 - c. Safety graded (Y/N) - Yes

B.4 Long term containment heat removal

97. Implemented system - Natural heat dissipation
- a. Mode of operation (A/P) - Passive
 - b. Self sufficiency (h) - Unlimited

* All systems must be qualified to operate under the accident conditions.

- c. Safety graded (Y/N) – Yes
98. Intermediate heat sink - Air in containment, shielding water tank, bubbler
- a. Self sufficiency (h) - unlimited
 - b. Safety graded (Y/N) - Yes

99. External coolant recirculation – No
- Implemented components
 - Mode of operation (A/P)
 - Self sufficiency (h)
 - Safety graded (Y/N)
100. Ultimate heat sink - Atmosphere
- Self sufficiency (h) - Unlimited
 - Safety graded (Y/N) - No

B.5 Combustible gas control

101. Covered range of gas mixture concentration
102. Modes for the combustible gas control
- Containment inertation – Yes (N2)
 - Gas burning - Yes
 - Gas recombining
 - Others

B.6 Containment pressure control

103. Filtered vented containment (Y/N) - Yes
- Implemented system - PSRMS
 - Mode of operation (A/P) - Passive
 - Safety graded - Yes
104. Pressure suppression system (Y/N) - Yes
- Implemented system - PSRMS
 - Mode of operation - Passive
 - Safety graded (Y/N) - Yes

C. SAFETY RELATED I&C SYSTEM

Automatic load following (Y/N) - Yes

* range (% power) - 20-100

* maximum rate (%/min) - 30

Load rejection without reactor trip (Y/N) - Yes

Full Cathode Ray Tubes (CRT) display (Y/N) - Yes

Automated start-up procedures (Y/N) - Yes

Automated normal shutdown procedures (Y/N) - Yes

Automated off normal shutdown procedures (Y/N) - Yes

Use of field buses and smart sensors (Y/N)

Expert systems or artificial intelligence advisors (Y/N) - Yes

Protection system backup (Y/N) - Yes

D. EMERGENCY POWER SUPPLY SYSTEM

105. Type (diesel, gas, grid connection) - Diesel

106. Number of trains - 4

E. AC/DC SUPPLY SYSTEM

107. Type (rectifier, converter, battery) – Converter, battery

108. Estimated time reserve (hr) – 1 month for DG

IV. CONVENTIONAL THERMAL CYCLE**A. TURBINE SYSTEM**

- 109. Type - With regulated steam extraction for heating
- 110. Overall length (m)
- 111. Width (m)
- 112. Number of turbines/reactor - 1
- 113. Number of turbine sections per unit (e.g. HP/LP/LP) - 1
- 114. Speed (rpm) - 3000

B. STEAM CHARACTERISTICS

- 115. H.P. inlet pressure - 3 MPa
- 116. H.P. inlet temperature - 285°C
- 117. H.P. inlet flowrate - 13 Kg/S
- 118. L.P. inlet pressure
- 119. L.P. inlet temperature
- 120. L.P. inlet flowrate (per section)

C. GENERATOR

- 121. Type (3-phase synchronous, DC) - Asynchrone three phase
- 122. Apparent power (MVA)
- 123. Active power (MW) - 6 MW
- 124. Frequency (hz) - 50
- 125. Output voltage (kV) - 6.3
- 126. Total generator mass (t)
- 127. Overall length
- 128. Stator housing outside diameter

D. CONDENSER

- 129. Number of tubes
- 130. Heat transfer area
- 131. Flowrate (m³/s) - Up to 14.7 KG/S
- 132. Pressure (m/bar) - 0.1 bar
- 133. Temperature (°C) - 160

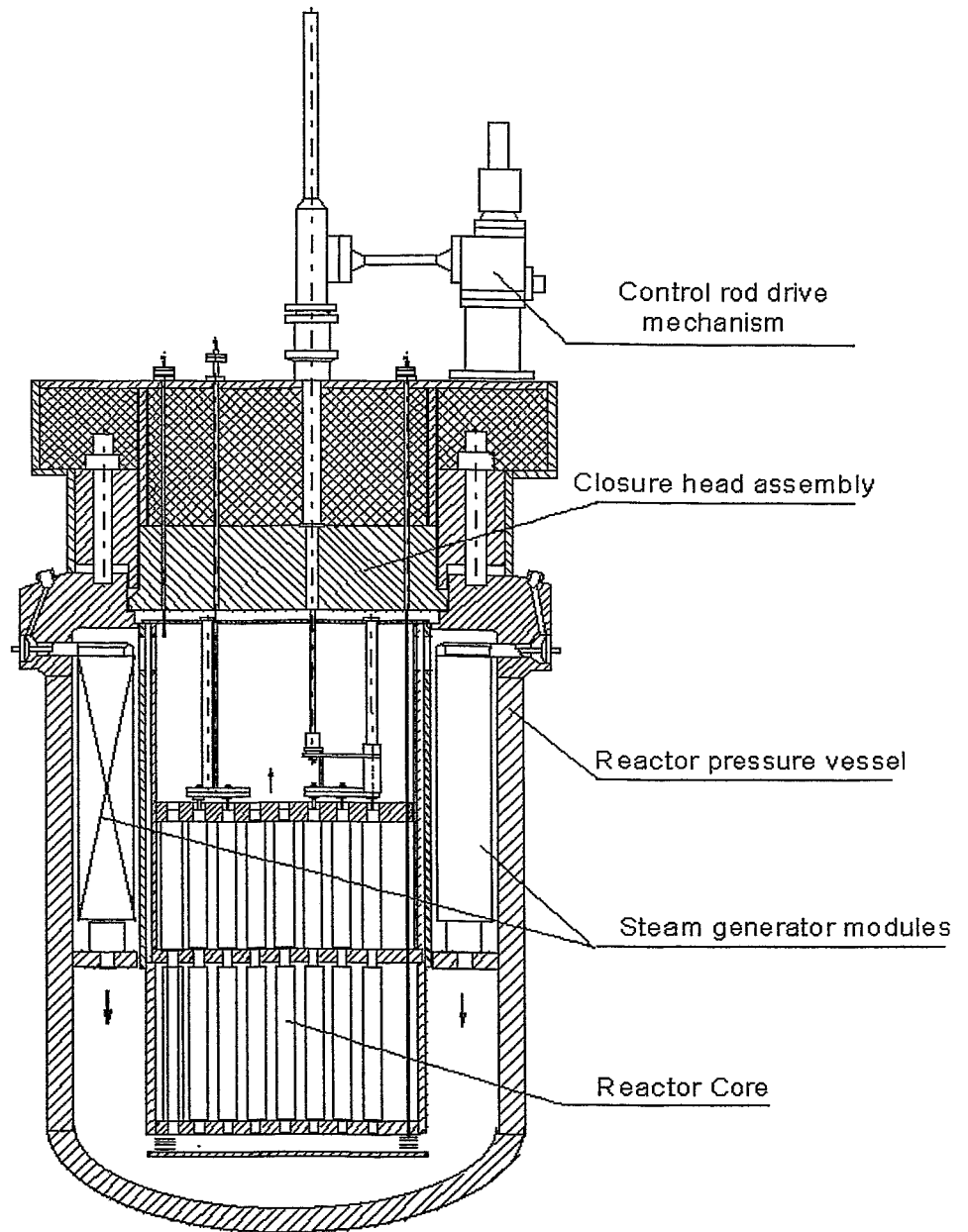


Fig. 1 ABV REACTOR

II. Preparation of input data files for the simulations of ABV reactor accidents using DYN3D computer code.

2.1 Preparation of macroscopic constants.

All macroscopic constants necessary for subsequent calculations were obtained using computer code KRATER and related to the beginning of the reactor fuel cycle (fresh fuel with zero burnout). Uranium dioxide type of fuel is considered. The code KRATER was developed in the Institute of Power Engineering Problems of the Belarus Academy of Sciences (IPEP BAS) in the frame of IPEP-IPPE contract.

The following modules are included in the KRATER code package:

- the module to calculate macroscopic constants,
- the module to calculate 1-, 2-, and 3-D distribution of neutron flux for up to 10 energy groups,
- the module to calculate reactor kinetics parameters,
- the module to calculate isotope composition of the fuel at any moment of the reactor operating cycle for U-Th and U-Pu fuel cycles.

The library of microscopic constants is prepared on the base of ENDF/B-6 data set for 60 elements and consists of 10 energy groups.

Obtained table data for the whole set of macroscopic cross sections were approximated by the following 12-term formula:

$$\begin{aligned} \Sigma = & A_1 + \\ & A_2 \sqrt{\gamma} + \\ & A_3 \gamma + A_4 t + A_5 T + \\ & A_6 t \sqrt{\gamma} + A_7 T \sqrt{\gamma} + \\ & A_8 t \gamma + A_9 T \gamma + A_{10} t T + \\ & A_{11} t T \sqrt{\gamma} + \\ & A_{12} t T \gamma, \text{ where} \end{aligned} \quad (2.1)$$

γ , t – coolant density and temperature,
 T – fuel temperature.

Reduced to 6 terms formula was used to approximate reflector constants:

$$\Sigma = A_1 + A_2 \sqrt{\gamma} + A_3 \gamma + A_4 t + A_5 t \sqrt{\gamma} + A_6 t \gamma \quad (2.2)$$

The constants were prepared for 6 different zones of the ABV reactor core and also for 2 zones (side and top/bottom) of the reflector. These 6 zones differ in the number of fuel pins, burnable absorber pins or imitators of burnable absorber pins. The full macroscopic constant set consists of 14 subsets:

12 – for above mentioned 6 zones of the core (with and without control rods) and 2 – for reflectors.

Approximation coefficients A_1 - A_{12} are contained in the file TZZ of the directory A:\DYN3D of enclosed floppy disk. Subroutines INPSTA and NDFBAS of DYN3D code were modified for the code to read and use prepared macroscopic constant set.

2.2. DYN3D input files.

The following files of the DYN3D input deck were used for simulations of the ABV reactor accidents (see also directory A:\DYN3D of the enclosed floppy disk):

Fast_kin.dat

```

$-----
~
$ DRESDEN TRAINING COURSE ON USE OF COMPUTER CODE DYN3D/H1.1
$ CONFIGURATION OF ABV CORE
$-----
$ 60 GRAD SECTOR
$ BURNUP DISTRIBUTION GIVEN AFTER 00 DAYS
$-----
$ EJECTION OF CENTRAL CLUSTER
$-----
$
$
$ ICON IWQS IREWIN TOTIM      DTPREST
  0  2  1  18000.0      10.0
$ ISTART
  1
ABV_CORE 60 GRAD CENTRAL CLUSTER INSERTED
$ IBKTYP
  2
CONTROL OF CALCULATION
$ ITIM IOINP IH1  IH2  IH3  IH4  IH5
  1  1  0  0  0  0  0
DIMENSIONS OF ARRAYS
$ ISYM NJMAX NIMAX NCAS  NZ  NOBOU NOSYMS NOMAS NOBT
  60  6  6  21  12  13  25  14  1
CONTROL OF ITERATION
$ EPSBES      EPSK      EPSF
  .00002      .0000001  .000001
$ EKEFF
  1.0
$ ITOUMA ITINMA ITSCH
  500  3  5
$ IOPT
  4
TOTAL POWER
$ TOTPOW
  38.00
$ IBOR INDXE INDSM  KRIPAR ITKRIM
  0  0  0  1  30
$  EP SKRI  EPSTF  EPSRH  THETA
  .0000001  .001  .02  .5
$  BW  EKEFF0  CBLIM
  .022  1.0  0.
$ ICSTYP
  1
$ NOFUEL
  4
$ IBURN
  1
$ FUEL ELEMENTS
  14  1  1  1  1  1  1  1  1  1  2  14
  14  4  3  3  3  3  3  3  3  3  4  14
  14  6  5  5  5  5  5  5  5  5  6  14
  14 13 13 13 13 13 13 13 13 13 14

```

MATERIAL MAP

\$ JMIN JMAX

0 5

\$ ILEFT(J) record 21

0 1 1 1 1 1

\$ IRIGHT(J) record 22

5 5 4 3 2 1

\$ Typ 1 - 13 BA pins

\$ Typ 2 - 13 imitators

\$ Typ 3 - 7 BA pins

\$ Typ 4 - 7 imitators

\$ Typ 5 - 1 BA pin

\$ Typ 6 - 1 imitator

\$ Typ 7 - 13 BA pins + control rods

\$ Typ 8 - 13 imitators + control rods

\$ Typ 9 - 7 BA pins + control rods

\$ Typ 10 - 7 imitators + control rods

\$ Typ 11 - 1 BA pin + control rods

\$ Typ 12 - 1 imitator + control rods

\$ Typ 13 - side reflector

\$ Typ 14 - top/bottom reflector

\$ NSHUFF

0

\$ IMAT(I) record 24

1 1 2 3 4 4

2 2 3 4 4

2 3 4 4

3 4 4

4 4

4

GEOMETRICAL PARAMETERS

\$ SW

14.75

\$ AN(IZ)

20.00 8.000 8.125 8.125 8.1250 8.125

8.125 8.125 8.125 8.125 12.000 20.00

\$ IZBOT IZTOP

2 11

CONTROL RODS

\$ NOBANK NOW

2 0

\$ NUMBER OF RODS

2

\$ I J ITYP

0 0 1

1 0 1

\$ NUMBER OF RODS

8

\$ I J ITYP

2 0 1

3 0 1

1 1 1

2 1 1

3 1 1

1 2 1

2 2 1

1 3 1

\$CONTROL ROD POSITIONS

\$ IBK ZRPOS2

1 37.000

2 77.600

BOUNDARY RELATIONS

```

$ ALF11      ALF12      ALF22
  0.0        0.0        0.0
$ IBR(I)
$ INDC
$  -1
$   1   2   3   4   5   6   7   8   8   7   6   5   4   3   2
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ INDC
$   0
$ IREFU(I)
$   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9
$   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9   9
$ IREFO(I)
$  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10
$  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10  10
$ CORRECTION COEFFICIENT
  0.0  0.0  0.0  0.0
$ NHYCHA
  0
ALBEDOS
  4
  4  9  13  16
END OF DATA FOR STATIONARY CALCULATION
DATA FOR TRANSIENT CALCULATION
TIME STEP CONTROL
$  TE      DTNK      DTNKMI  DTNKMA
  00.30    0.0030    .00010  0.003
$  EPSF
  .00001
$ ITOUMA ITOUMI ITSCH      record 57
  250    3    5
$ EPDOMM EPDOMR      EPOM      record 58
  .025   .025   .25
$ ITOUHA ITOUDB      record 59
  120   40
$ DTP      NPKL      record 60
  0.0030   1.
$ DPTH      DPTHMI  DPTHMA
  0.0030   .00010   0.0030
$ TBEGTH      TTHEND  DTCTH  NSTEP
  00.000      00.000   .0030   1
$ EPSTF      EPSRH   EPSQ      record 62
  .025       .025   .025
$ ITHMAX      record 63
  2

```

```

$ EPSPOW      record 64
.001
CONTROL ROD MOTION
$ MOVBK
2
$ INUMBK NTIMP
1      5
$ TIMP(I)    ZPOS(I)
00.0  0.050  0.100  0.150  0.159
37.0  41.98  56.58  79.91  85.00
$ 00.0  0.050  0.100  0.150  0.159
$ 37.0  37.0  37.0  37.0  37.0
$ INUMBK NTIMP
2      3
$ TIMP(I)    ZPOS(I)
00.000  0.4850  8.9850
77.600  77.600  77.600
DELAYED NEUTRONS
$ NODN NOBET          record 72
6      1
$ RLAM(I)          record 73
.0124      .0305      .111      .301      1.14      3.01
$ BETAF(I)          record 74
.000207    .00161    .00163    .00358    .00158    .000542
$ BETAT(I)          record 75
.000214    .00142    .00126    .00257    .000749    .000272
$ RLIFE          record 77
1.00000E-05
$ RLAM(I)          EFFECTIVE
.0124      .0305      .111      .301      1.14      3.01
$ BETAFF(I)          record 78
.000214    .00142    .00126    .00257    .000749    .000272
NEUTRON VELOCITIES
$ NOVET          record 80
7
$ VEF          VET          record 81
1.465E07  3.815E05
1.578E07  3.938E05
1.661E07  4.090E05
1.651E07  4.074E05
1.535E07  3.638E05
1.649E07  3.763E05
1.350E07  3.740E05
-1
1      1      1      1      1      1
1      1      1      1      1
1      1      1      1
1      1      1
1      1
1
$ INDC
0
$ INDC
0
$ INDC
0
$ INDC
0
$ INDC
0
$ INDC
0
$ INDC
0

```

0
 \$ INDC
 0
 \$ INDC
 0
 \$ INDC
 0
 \$ INDC
 0
 \$ INDC
 0
 FINE

Fast_thy.dat

```

-----
$ DRESDEN TRAINING COURSE ON USE OF COMPUTER CODE DYN3D/H1.1
$ CONFIGURATION OF ABV
-----
$ THERMOHYDRAULIC DATA
-----
$
$ NST0 NST1 NSTD
  1 1 0
$ NST2 NR NTYP
 -1 2 3
$ NST3
  0
$ MISCH
  1
$ NS IKL IGR
  0 1 0
$ DBI DBA FB RLB ROB CB
  0.0000001 0.00755 0.97 0.0039 10400. 0.32
$ DHI DHA FH RLH ROH CH
  0.00772 0.00915 0.0 0.0200 6550. 0.3
$ DHYD S AST RPIN
  0.00879 0.01220 0.00806 102.
$ QR(1,NR)
  1.0 1.0
$ ALSP
  5.0
$ DO TB0 TH0 PGAS XHE
  0.00715 20. 20. 1.1 1.0
$ RAUB RAUH
  0.00025 0.00015
$ DBI DBA FB RLB ROB CB
  0.0000001 0.00755 0.97 0.0039 10400. 0.32
$ DHI DHA FH RLH ROH CH
  0.00772 0.00915 0.0 0.0200 6550. 0.3
$ DHYD S AST RPIN
  0.00879 0.01220 0.00806 108.
$ QR(1,NR)
  1.0 1.0
$ ALSP
  5.0
$ DO TB0 TH0 PGAS XHE
  0.00715 20. 20. 1.1 1.0
$ RAUB RAUH
  0.00025 0.00015
$ DBI DBA FB RLB ROB CB
  0.0000001 0.00755 0.97 0.0039 10400. 0.32
  
```


\$	DHI	DHA	FH	RLH	ROH	CH
	0.00772	0.00915	0.0	0.0200	6550.	0.3
\$	DHYD	S	AST	RPIN		
	0.00879	0.01220	0.00806	114.		
\$	QR(1,NR)					
	1.0	1.0				
\$	ALSP					
	5.0					
\$	DO	TB0	TH0	PGAS	XHE	
	0.00715	20.	20.	1.1	1.0	
\$	RAUB	RAUH				
	0.00025	0.00015				
\$	HE	HA	ZA			
	.0	.0	10.63			
\$	P	DP				
	15.41	10.7				
\$	PLENUM					
	0.0					
\$	ZD(1,NH)					
	0.00	0.0	0.00	0.0	2.63	0.00
	0.00	0.0			0.00	2.63
					0.00	0.00
\$	TOTAL MASS FLOW RATE, INCLUDING FORMAL PORTION OF REFLECTOR ASSEMBLIES:					
\$	TFR0					
\$	17120. (WITH REFLECTORS)					
\$	88.550 (WITHOUT REFLECTORS)					
\$	ZE(1,NK)					
	43.	43.	43.	43.	1.e6	1.e6
	43.	43.	43.	43.	1.e6	1.e6
	43.	1.e6	1.e6	1.e6	1.e6	1.e6
\$	ITYP(1,NK)					
	1	1	2	2	1	1
	1	1	2	2	3	1
	1	1	2	3	1	1
	1	1	3	1	1	1
	1	1	1	1	1	1
\$	IZO(1,NS)					
\$	17 17					
\$	ITYP(1,NS)					
\$	1 1					
\$	RK(1,NS)					
\$	1.25 1.4375					
\$	HME(1,NS)					
\$	0. 0.					
\$	ZE(1,NS)					
\$	25.44 25.44					
\$	EPS1	EPS2	EPS3	EPS4	EPS5	
	0.002	0.0002	0.0004	0.0005	0.5	
\$	EPS6	EPS7	EPS8	EPS9	EPS10	
	0.001	0.001	1.0	0.5	0.5	
\$	MIXING MODEL					
\$	NUMBER OF LOOPS IN PRIMARY CIRCUIT					
\$	NSL					
	4					
\$	RMS	COOLANT TEMP	BORON ACID COOC.			
	1.0	245.4	0.000			
	1.0	245.4	0.000			
	1.0	245.4	0.000			
	1.0	245.4	0.000			
\$	IDRU					
	0					
\$	MIPG	MIP(NSL)				
	2	0	0	0	0	
	0.0	1.0	1.0			
	100.0	1.0	1.0			
\$	END					

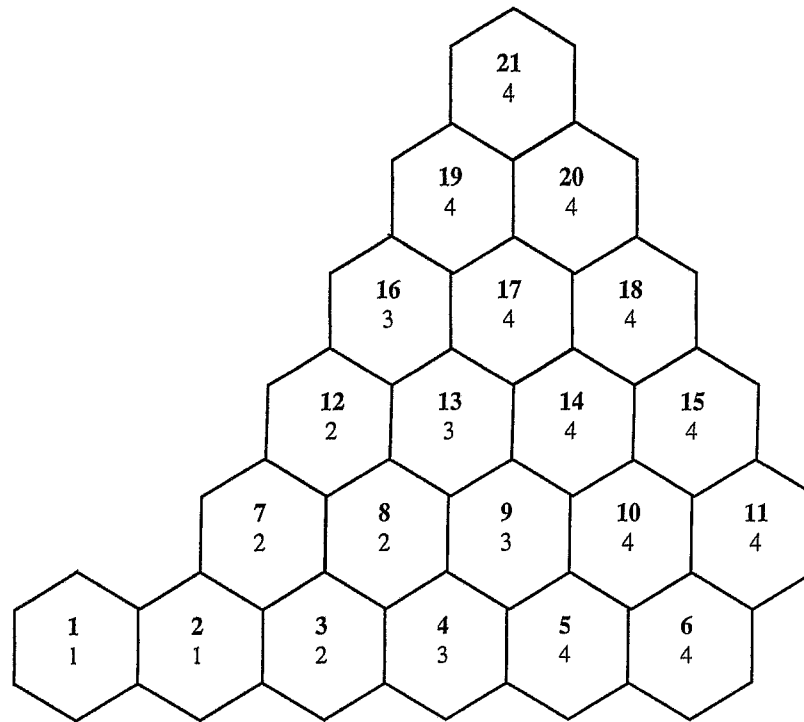


Fig. 2.1: Location of the fuel and reflector channels within the symmetry sector of 60° .

Top index – channel number within the symmetry sector.

Bottom index – channel type:

1 – assembly with 13 burnable absorber pins/imitators,

2 - assembly with 7 burnable absorber pins/imitators,

3 - assembly with 1 burnable absorber pin/imitator,

4 – side reflector channel.

III. Results of computer simulation.

3.1. Steady-state parameters of the ABV reactor.

The comparison of ABV reactor stationary parameters was performed using DYN3D and KRATER codes. It was assumed that all control rod banks have been withdrawn from the core. Stationary parameters were calculated for isothermal conditions (the temperature was assumed to be 285C for all reactor components and coolant) because of KRATER code restrictions. The same macroscopic constant set was used by both codes.

Comparison of obtained results is shown in table 3.1.

Table 3.1. Comparison of values of K_{eff} , K_a and peaking factor (K_v). DYN3D and KRATER calculations.

Parameter	Number of core axial nodes	K_{eff}	K_a	K_v
DYN3D	10	1.03809	1.1755	1.458
	20	1.03851	1.1748	1.460
KRATER One node in the assembly cross section	10	1.0815	1.230	1.667
	20	1.0488	1.258	1.574
	40	1.0464	1.263	1.590
	50	1.0464	1.264	1.588
6 nodes in the assembly cross section	10	1.0506	1.146	1.918
	20	1.0368	1.168	1.490
	40	1.0342	1.172	1.454
	50	1.0341	1.173	1.451

K_a = maximum power of the core assembly / average power of the core assembly

For further DYN3D calculations it is possible to use 10 axial layers for the core nodalization without significant loss of accuracy.

Also the comparison was performed for steady-state parameters of the ABV reactor which have been obtained using the DYN3D code and DYN3D coupled with RELAP5 (DYN3D/ RELAP5 code complex). The insertion depth of peripheral control rod banks was 18.4 cm, and the central control rod bank was 48.09 cm inserted. The results of comparison are presented in table 3.2.

Table 3.2. Comparison of ABV reactor stationary parameters (normal operation). DYN3D and RELAP5/DYN3D code complex calculations.

Code	DYN3D	Complex
Parameter, units	Value	
K_{eff}	1.000001	0.999242
Core pressure drop, kPa	10.69	10.70
K_v	1.783(4/5)	1.776(4/5)
K_a	1.232(4)	1.234(4)
Maximum fuel temperature, C	752	691
Maximum void fraction, %	3.6(4/9)	0
Maximum mass flow through fuel assembly, kg/s	1.69(4)	1.70(4)

NOTE: first figure inside brackets is fuel assembly number and the second one (after slash) is axial layer number.

Deviation in the void fraction prediction can be explained by different models used in the codes DYN3D and RELAP5 to describe subcooled water boiling. Deviation in the maximum fuel temperature is explained by different correlations for fuel and gap conductivities used by the codes. Remaining parameters have very close values.

3.2. ABV reactor accident simulation using DYN3D code.

Two accident situations (slow and fast) were simulated:

- withdraw of the central control rod bank with the speed of 2 mm/s during 195 s (without scram),
- ejection of the central control rod bank during 0.159 s (without scram).

It was assumed that the core boundary conditions (constant values of the mass flow rate at the core inlet and pressure at the core outlet) remain the same during accident progression.

Power change during the “slow” process is shown on figure 3.1. Withdrawal of the central control rod bank was stopped at ~190s of the process when reactor power has reached 120% of its initial value.

The “fast” accident was simulated under following assumptions:

- initial reactor power is 38 MWt,
- constant mass flow rate at the core inlet is 88 kg/s,
- coolant temperature at the core inlet is 245.4 C,
- initial positions of control rod banks (distance from the core bottom):
 - 77.6 for peripheral banks,
 - 39.9 for the central bank,
- the time of central bank ejection is 0.159 s,
- inserted reactivity is 2\$,
- direct heating rate is varied from 1% to 3% of reactor power.

The results of accident simulation are presented on figures 3.2-3.9.

The following features are typical for the process:

1. Maximum positive reactivity slightly exceeds 1\$ (fig 3.2).
2. Maximum reactor power is ~33 times higher than the power of reactor at normal operation, but the maximum power transferred to reactor coolant during the accident is only ~3 times higher than power transferred at normal operational regime (fig 3.3).
3. The peaking factor (K_v) is changing significantly (from 1.6 to 1.8) during the accident (fig. 3.4). K_v reaches its minimum at the maximum value of reactor power. It is a positive feature of reactor inherent safety. This feature can't be modeled using point neutron kinetics approach.
4. A significant redistribution of mass flow rates through fuel assemblies are detected during the accident simulation (fig 3.5).

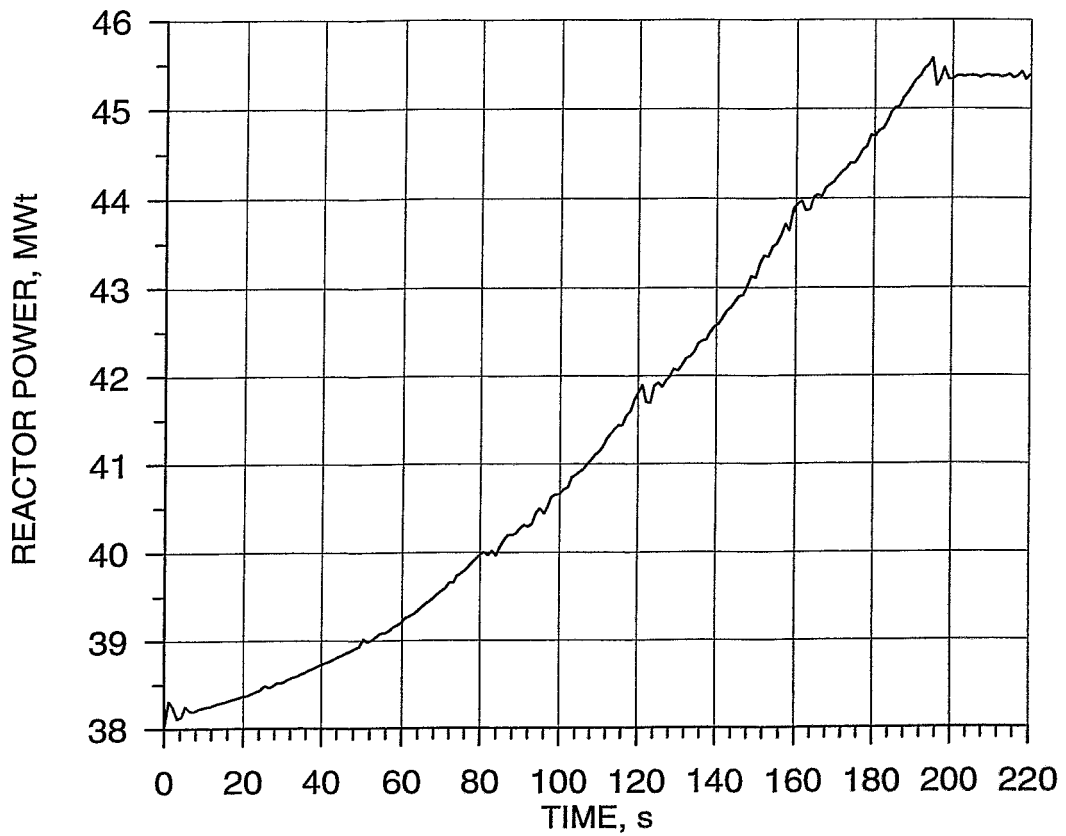


Fig. 3.1. Change of reactor power in the course of central control bank withdrawal from the totally inserted state with the speed of 2 mm/s. Bank withdrawal duration is 195 s.

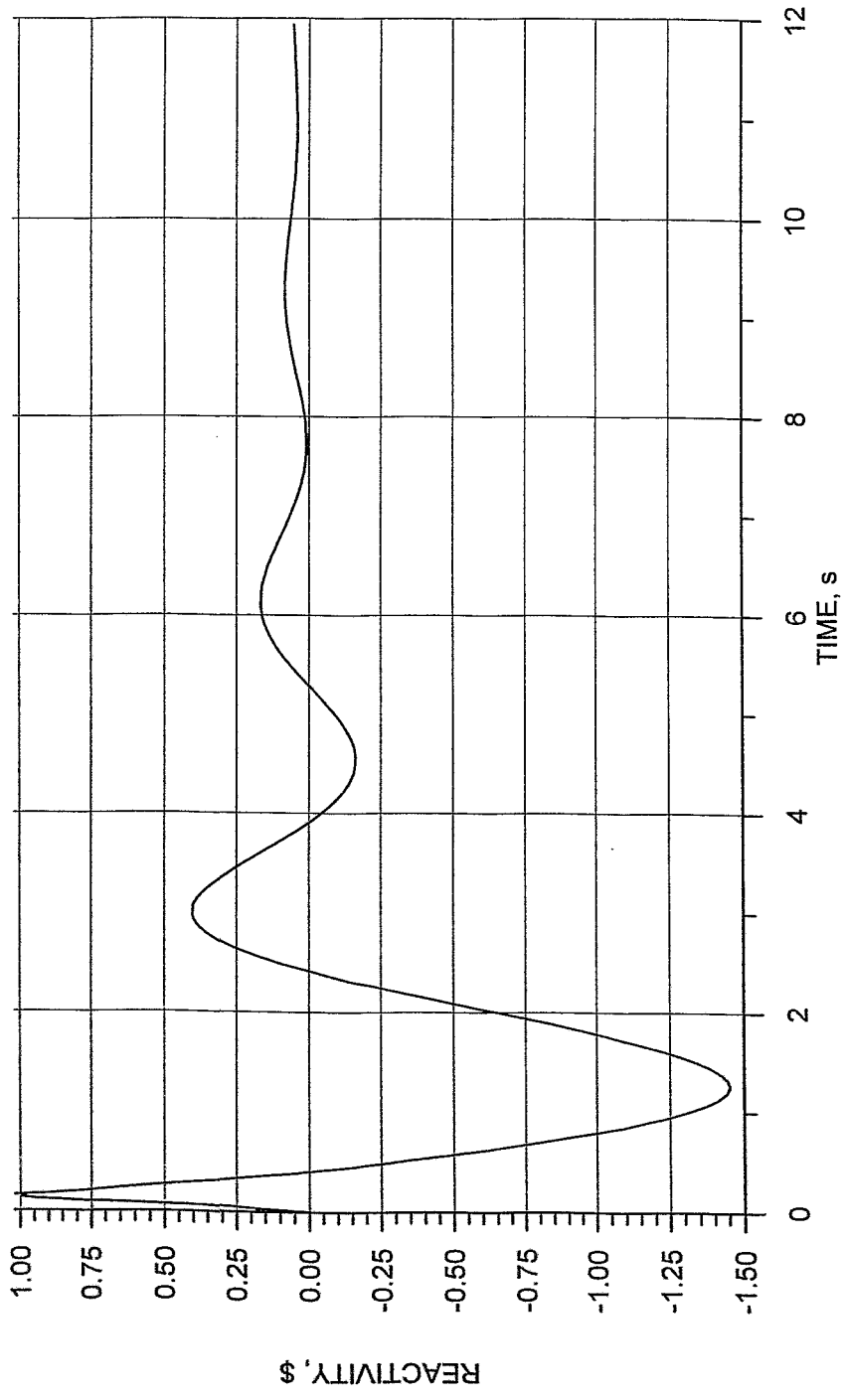


Fig. 3.2. Reactivity change during the accident.

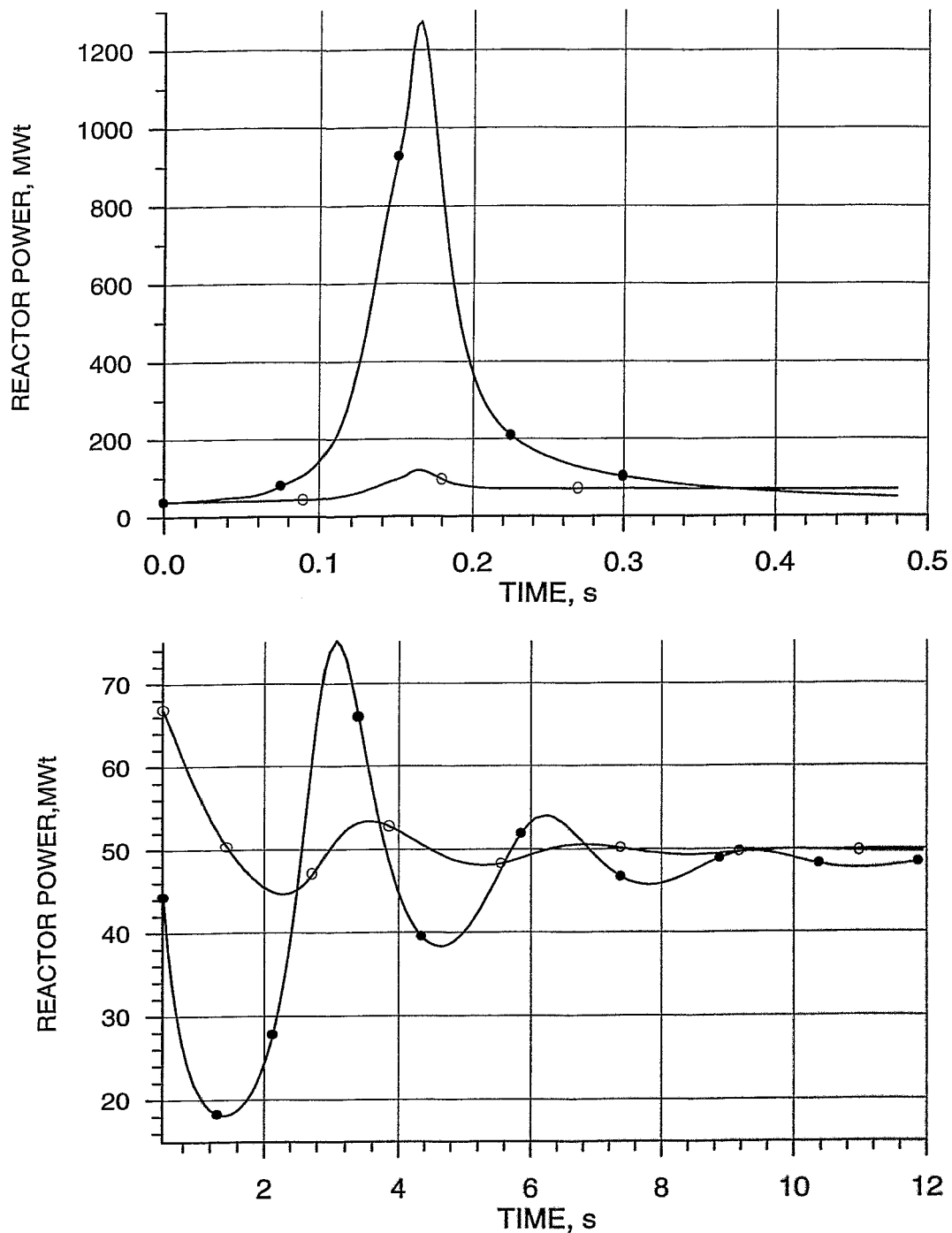


Fig. 3.3. Change of reactor power.
 The accident without scram with total withdrawal
 of the central bank of control rods during 0.159 s.
 Inserted reactivity is 2\$.
 Direct heating is 3% of the total reactor power.

- - reactor (nuclear) power
- - power transferred to the reactor coolant

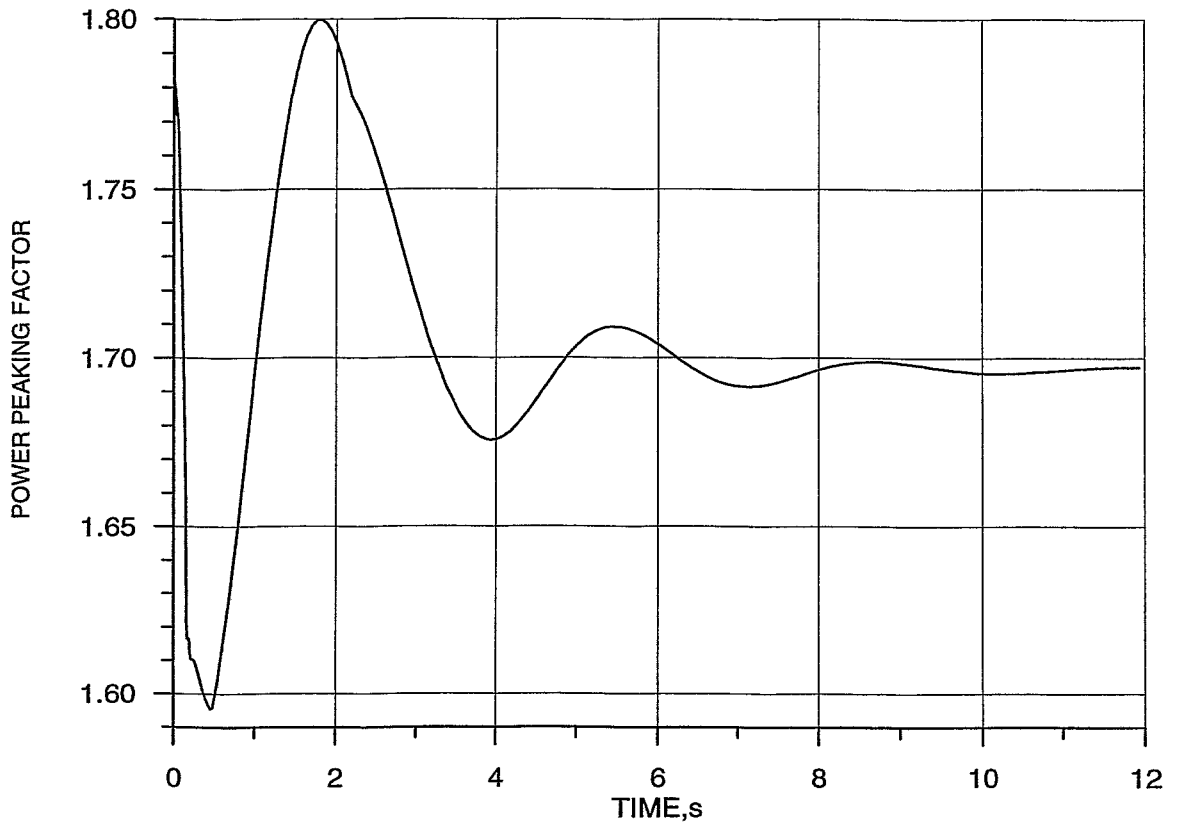


Fig.3.4. Change of power peaking factor during the accident

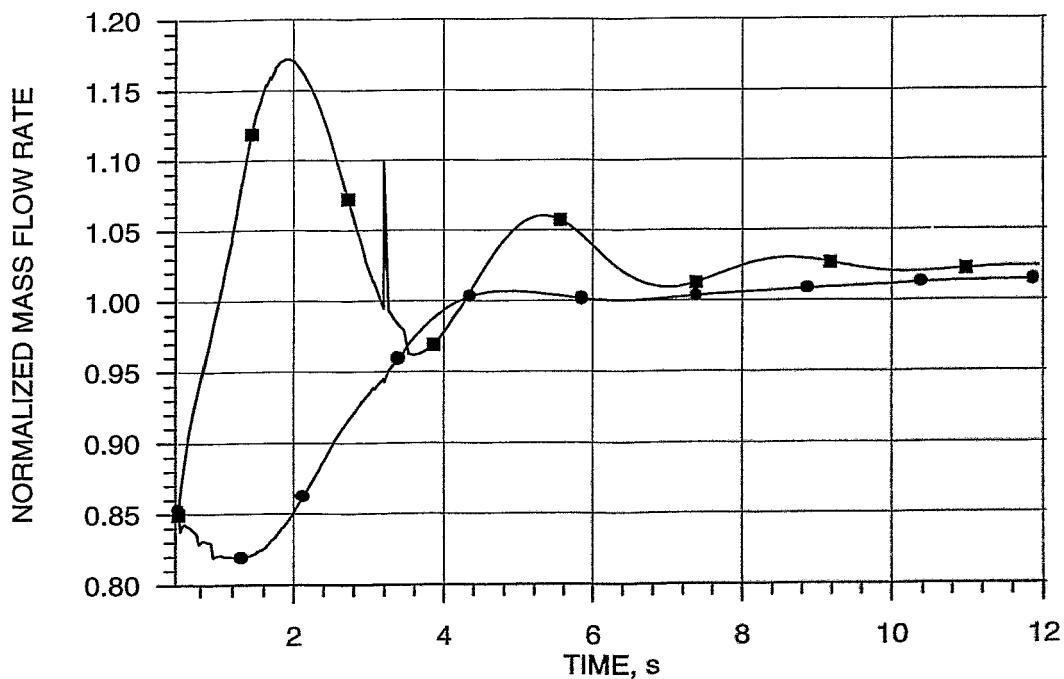
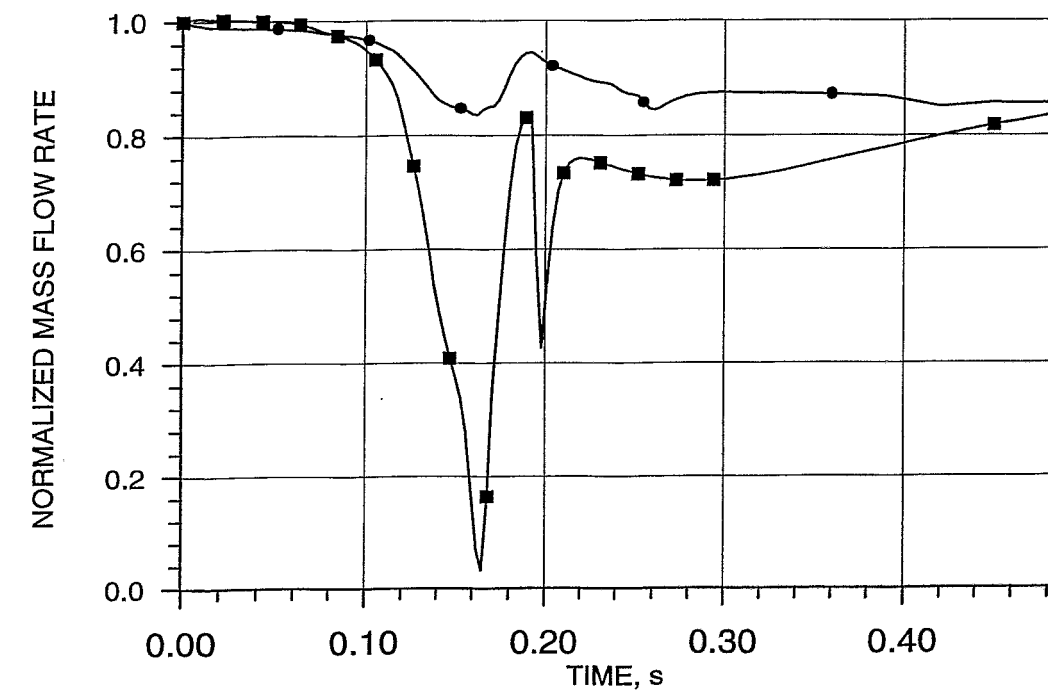


Fig. 3.5. Change of mass flow (normalized) through:
 ● - central assembly,
 ■ - maximum power assembly.

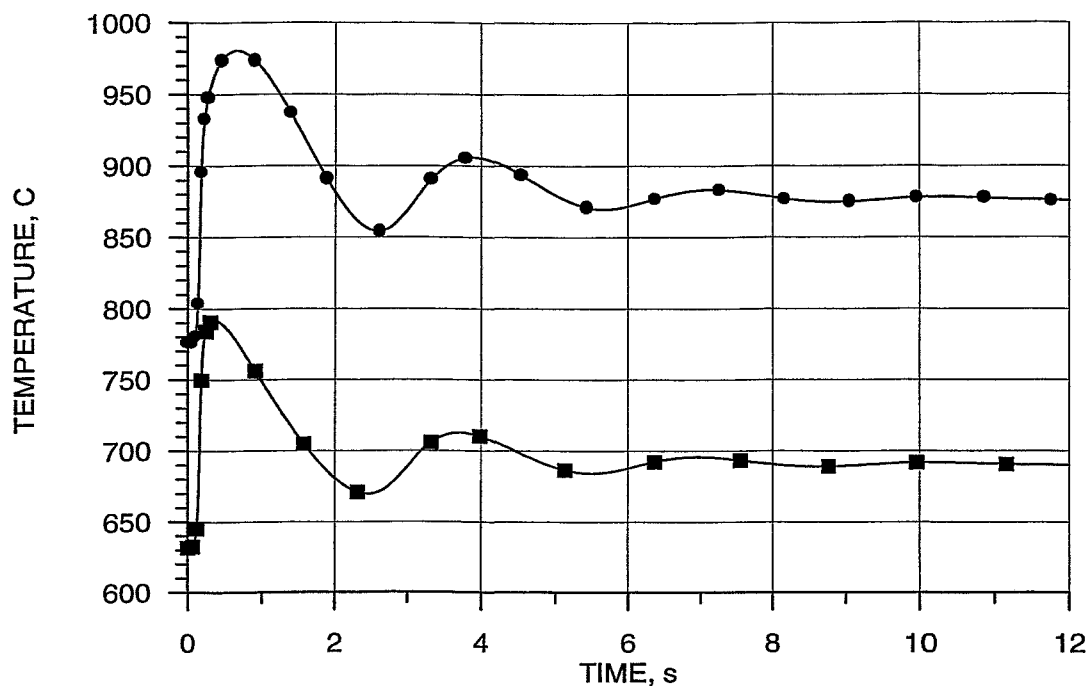


Fig.3.6. Fuel maximum temperature during the accident (5-th axial layer of the 4-th fuel assembly).

- - temperature at the center of fuel pellet
- - average fuel temperature

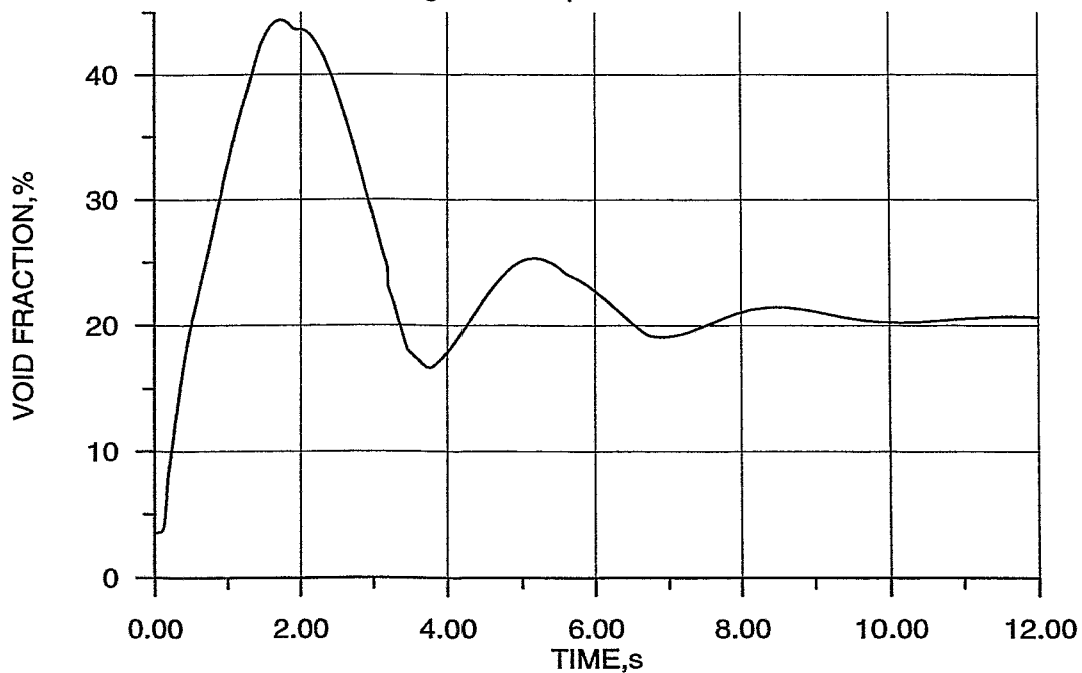


Fig. 3.7. Maximum void fraction in the core during the accident

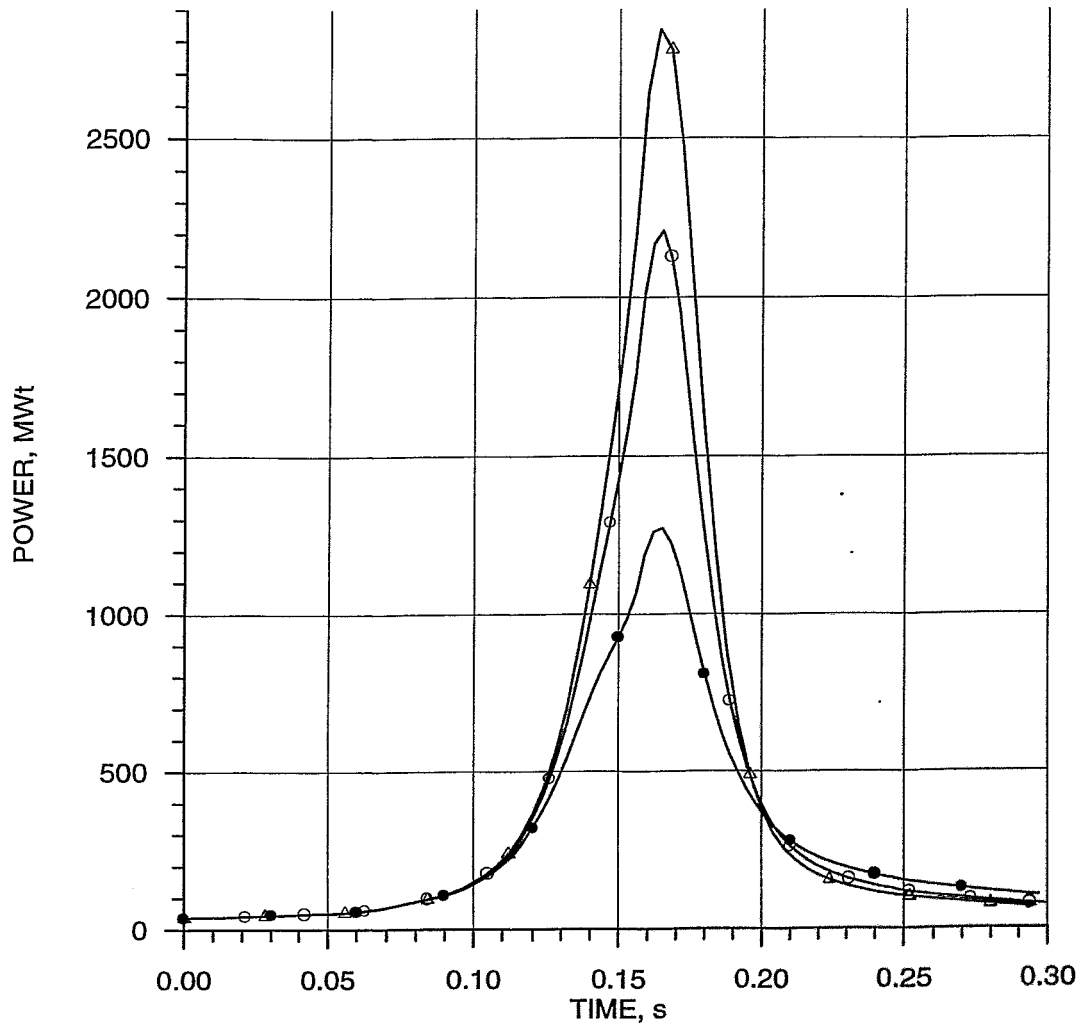


Fig. 3.8. Dependence of maximum power on the direct heating rate. The accident without scram with total withdrawal of the central bank of control rods during 0.159 s is considered. The reactivity of 2\$ is inserted.

- - direct heating rate is 3% of the total reactor power
- - direct heating rate is 1,5% of the total reactor power
- △ - direct heating rate is 1% of the total reactor power

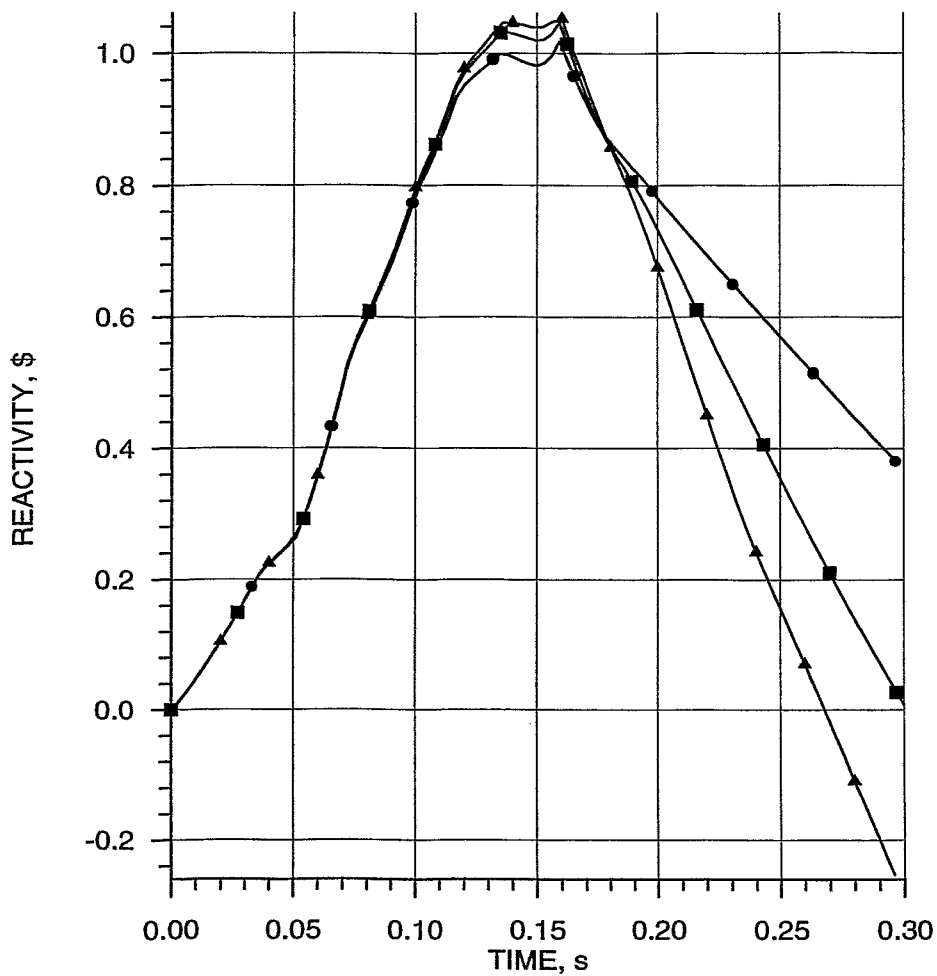


Fig.3.9. Dependence of reactor reactivity change on direct heating rate.

The accident without scram with total withdrawal of the central bank of control rods during 0.159 s.

Inserted reactivity is 2\$.

- - direct heating rate is 3% of the total reactor power
- - direct heating rate is 1,5% of the total reactor power
- ▲ - direct heating rate is 1% of the total reactor power

Anhang 2

**Code Package DYN3D/RELAP5
based on 3-D neutron kinetics capability
for the transient analysis of water cooled reactors**

Code Package DYN3D/RELAP5 based on 3-D neutron kinetics capability for the transient analysis of water cooled reactors

L. Elovskaya, Ya. Kozmenkov, Yu. Orekhov (SSC IPPE, Obninsk, Russia)

249020, Bondarenko sq. 1, Obninsk, Kaluga Region, Russia
E-mail: yaroslav@ippe.rssi.ru

U. Grundmann, U. Rohde, A. Seidel (FZR, Rossendorf, Germany)

FZ Rossendorf, P. O. Box 510119
D-01314 Dresden, Germany
E-mail:
U.Grundmann@fz-rossendorf.de
U.Rohde@fz-rossendorf.de
A.Seidel@fz-rossendorf.de

ABSTRACT

The paper presents a procedure description of coupling the system thermal-hydraulic code RELAP5/MOD3 (INEL) and the 3-dimensional neutron kinetics code DYN3D (FZR). Brief characteristics of both codes are also included with an emphasis on the advantages of their coupling. The internal method of coupling is implemented. As the result, a considerable expansion of each code application area is achieved, so that more detailed and correct determination of reactor transient parameters becomes possible. The mutual influence of integral reactor system behavior and localized core behavior can be considered. All original features of the RELAP5/MOD3 code remain unchanged and available within the DYN3D/RELAP5 code package.

The current version of code package can be used for the safety analysis of water-cooled reactors with hexagonal geometry of fuel assemblies. A wide class of transients can be analyzed, including transients of normal reactor operation; reactivity initiated accidents (RIA) initiated by rod ejection, bank withdrawal or boron dilution, heat removal accidents, and loss-of-coolant accidents (LOCA).

Several examples of test calculations were performed primarily to validate variable exchange interface between RELAP5 and DYN3D codes. The results of DYN3D/RELAP5 simulations of the ABV reactor transients are compared with the DYN3D standalone simulations (using constant thermal-hydraulic boundary conditions) and presented in this paper.

The next step of the DYN3D/RELAP5 testing is planned to be calculation of the first benchmark problem for the coupled thermal-hydraulic system (AER-5 problem for VVER-440).

Introduction

Best-estimate computer codes were extensively developed and assessed in different areas of the LWR safety analysis (thermal-hydraulics, neutron kinetics, etc.) during approximately two last decades. Today's level of computer technology permits to integrate codes from different safety analysis areas into code packages of expanded modeling capabilities and, thus, to remove practically any of restrictions on the applicability of such codes to the full range of LWR reactor transients and accidents. In parallel, constitutive models of the codes are being validated and improved continuously.

Commonly, a system code, i.e. the code for the simulation of the transient behavior of the entire nuclear steam supply system (NSSS), is coupled with a code (or several codes) intended for simulation of the behavior of selected reactor components. As a result, more detailed and accurate representation of NSSS structural components can be obtained for a greater variety of applications, including the analysis of beyond-design-basis (BDB) accidents. As a possible application, less conservative predictions of advanced codes are needed to elaborate more realistic BDB accident management strategies.

Integrated code packages are supposed to solve not only complicated safety problems for operating LWRs, but, also, opened questions of reactor safety related to the advanced reactor concepts. For example, in the field of fuel behavior and reactor physics, questions are arising related to the transient behavior of advanced fuels (so-called inert-matrix fuels or IMFs), being developed for the burning of plutonium in thermal reactors or improving safety features of LWRs. In that aspect, additional research programs are needed to improve the codes utilized for the analysis of transient fuel behavior for this new range of application.

The Institute of Physics and Power Engineering (IPPE) is participating in domestic and international research programs on advanced reactor concepts based on new fuel types for LWRs. In particular, the IPPE is a leader of the Russian R&D program on CERMET fuel development for WWERs. This program covers both fuel technology and analytical tool development areas and, as one of its points, envisages elaboration of the interface for coupling the US thermal-hydraulics code RELAP5/MOD3 [1] and the German 3-dimensional neutron kinetics code DYN3D [2]. The DYN3D code has been developed at the Institute for Safety Research of the Research Center Rossendorf (FZR), and hexagonal geometry version of the code became available at the IPPE in the frame of the joint research project [3].

As the result of this project implementation, the first version of the coupled code DYN3D/RELAP5 has been released. Both steady-state eigenvalue and time dependent neutron flux problems can be solved using the DYN3D/RELAP5 code package. All original capabilities of the RELAP5/MOD3 code are available within the integrated code package.

This paper briefly describes capabilities of the DYN3D/RELAP5 constitutive codes, the procedure of their coupling, considered test problems, and obtained results of computer simulations.

General capabilities of the coupled codes

DYN3D capabilities

The hexagonal geometry version of the DYN3D computer code has been developed at the FZR for the analysis of reactivity initiated accidents in WWER-type reactor cores. The code incorporates stationary and transient models of the 3-D neutron kinetics, core thermal-hydraulics, fuel rod, and coolant mixing within the lower plenum. A spatial burnup distribution over the core and albedo coefficients for formulation of the reflective boundary conditions can be calculated using special DYN3D modules prior to the transient simulations. Several core symmetry options

are available including 1/6, 1/3, 1/2, and full core options. An application area of the DYN3D code is restricted to the cases when the mutual influence of integral reactor system behavior and localized core behavior is not considered or could be neglected.

The neutron kinetics model is based on the solution of the 3-dimensional 2-group neutron diffusion equation by a nodal expansion method. It is assumed that the macroscopic cross sections are spatially constant within a node, which is a part of the hexagonal fuel assembly. The diffusion equation is solved in a process of inner and outer iterations. The outer iteration cycle represent fission source iterations accelerated by a Chebychev extrapolation procedure. In the hexagonal plane Bessel function expansion is used to obtain a solution of the Helmgoltz equation for the neutron fluxes. A polynomial expansion up to the 4-th order is used to solve the one-dimensional equation in axial direction.

The thermal-hydraulic model of the reactor core is represented by a set of parallel coolant channels containing one or more fuel elements per channel. The condition of equal pressure drop over all core channels is assumed. Additionally, so-called "hot channels" can be considered for the investigation of the spots and uncertainties in power density, coolant temperature or mass flow rate. The heat transfer regime map of the DYN3D covers a wide range from one-phase liquid up to post-critical and superheated steam regimes of heat transfer.

Mixing of coolant from different reactor loops before entering the core can be modeled by applying several DYN3D options. Homogeneous mixing can be assumed for each reactor type and number of loops. For WWER-440 type reactors, an analytical mixing model for the downcomer and lower plenum regions is implemented in the code.

A relocation of control rods (control rod banks) and/or perturbations of coolant parameters (pressures, temperatures, mass flow rates, and boron concentrations) at the core boundaries can be considered in DYN3D as RIA's initial events.

Hexagonal version of the DYN3D code is utilized for the safety analysis of WWERs in several European countries including, besides Germany and Russia, Bulgaria, Czech Republic, Slovak Republic, and Ukraine. It has been extensively validated using available experimental data and results of benchmark calculations, such as the results of kinetic experiments at the LR-0 zero power reactor at the Czech Nuclear Research Institute and the benchmarks of the Atomic Energy Research (AER) association.

RELAP5/MOD3 capabilities

The RELAP5/MOD3 is one of the most recent US codes developed at the Idaho National Engineering Laboratory (INEL) and used worldwide for best-estimate transient simulation of LWR coolant systems. Coolant systems are represented in the code by a series of control volumes and junctions. The RELAP5 code models the full range of LWR accidents and transients, such as large- and small-break loss-of-coolant accidents, RIAs, heat removal accidents initiated by loss-of-feedwater or loss-of-flow events, anticipated transients without scram (ATWS), and operational transients in which the entire balance-of-plant must be simulated (loss of offsite power).

The code employs a one-dimensional, two-fluid, nonequilibrium, nonhomogeneous, hydrodynamic model for transient simulation of the two-phase system behavior and solves six basic field equations for six primary dependent variables (seven if a noncondensable component is present). The semi-implicit numerical solution scheme uses a direct sparse matrix solution technique for time step advancement.

Constitutive relations of the RELAP5 code include models for defining flow regimes and flow-regime-related models for wall heat transfer, interphase heat and mass transfer, interphase and wall friction, etc. All constitutive relations, except for junction parameters, are evaluated using volume-centered conditions. Four different flow regime maps are used depending on the

type of the hydrodynamic component (vertical or horizontal pipe, pump, or emergency core coolant mixing component).

The reactor kinetics capability is available in RELAP5 to compute the power behavior in a nuclear reactor. In the NRC versions of the code the power is computed using the space independent or point kinetics approximation with thermal-hydraulic feedback. This approximation is adequate only for those cases in which the power space distribution remains nearly constant.

A considerable number of experimental programs and computation tests have been performed in many countries, including Germany and Russia, to validate and improve different thermal-hydraulics models of the RELAP5 code.

Coupling procedure

Incorporation of the DYN3D spatial kinetics model into the RELAP5 code results in elimination of the mentioned above application restrictions for both codes. Several code packages of similar capabilities have been developed on the base of ATHLET, RELAP5, and other system codes, on the one hand, and different 3-D neutron kinetics codes, such as DYN3D, BIPR8KN, NESTLE, etc., on the other [4-6]. A coupling interface has been realized individually for each case.

The procedure of integration of DYN3D and RELAP5 codes into the DYN3D/RELAP5 code package has been developed at the IPPE using FZR experience in elaboration of the external and internal methodologies of coupling the DYN3D and ATHLET codes [5]. Also, a modular organization of the RELAP5 code architecture has been taken into account. In the frame of external coupling approach, all physical phenomena in the core, including thermal-hydraulic processes, are simulated using modeling capabilities of the neutron kinetics code, but all phenomena outside the core are modeled using the system code. The internal coupling approach assumes that thermal-hydraulic models of the system code are employed for simulations of the entire coolant system, including core channels.

First released version of the DYN3D/RELAP5 code package is based on the internal coupling approach. The following considerations affect this selection:

- Present-day high and ever rising level of computer technologies
- Widespread acceptance of the RELAP5 code and accumulating experience of adaptation and validation of its thermal-hydraulic models to the safety analyses of WWER-type reactors
- Possibility to model additional (to fuel pins) structural components of the core using RELAP5 heat structure model
- Expanded modeling capabilities of the RELAP5 provided by control variable and trip logic models
- RELAP5 flexibility in selection of the initial hydrodynamic nodalization of the core and possibility of hydrodynamic component renodalization in restarts
- Solution of the thermal-hydraulic model equations of the RELAP5 code for the entire coolant system, including core channels
- Capability of the RELAP5 code to simulate reverse flow and mixture collapsed level in the core model (restrictions of the DYN3D thermal-hydraulic model)

The following approaches have been realized at the procedure of DYN3D-RELAP5 internal coupling:

1) Input/output organization

Separate DYN3D and RELAP5 input/output decks are used.

Input/output of thermal-hydraulic data is excluded from the DYN3D input/output deck.

Keyword SPACE should be entered on the card 30000000 of the RELAP5 input data deck to activate 3-D kinetics model of the DYN3D code. There is no input of the RELAP5 point kinetics data in this case. The card with keyword SPACE is required for both the NEW and RESTART problems.

In the case of 3-D kinetics initialization source type data should be entered in the heat source data cards of RELAP5 input deck using a modified format. This format is CCCNNN, where CCC is a RELAP5 control variable number, and NNN is a fuel assembly number within modeled symmetry sector of the core (as assumed in DYN3D input deck). The control variable of RELAP5 identified as CCC stores current value of the core node average power. Using these newly formatted data, the values of coolant density, temperature and boron concentration from the heat structure boundary volumes, as well as averaged fuel temperatures are passed on and written to the corresponding DYN3D arrays. Only single reflector layer can be modeled at the core inlet and outlet end when these reflector layers are simulated directly by DYN3D (albedo coefficients are not entered).

The value of direct heating coefficient for the core volumes should be entered through the kinetics-input file of the DYN3D code.

2) Restart organization

Separate DYN3D and RELAP5 restart files are used. Operations of reading/writing data from/to the restart files of DYN3D and RELAP5 are fully synchronized. It means that calculations can be performed starting from any of available synchronized restart data blocks stored in restart files. Renodalization of the core hydrodynamic channels is allowed for restart problems.

3) Variable exchanges between DYN3D and RELAP5

The variables calculated by RELAP5 and passed on to DYN3D are: (1) coolant densities, boron concentrations, and temperatures from the core hydrodynamic volumes, (2) average fuel temperatures from each heat generating node of the core.

The variables calculated by DYN3D and passed on to RELAP5 are: (1) averaged (arithmetical mean) value of power generated in a single core node, (2) normalized spatial profile of the core power distribution, and (3) normalized direct heating coefficients for the core volumes.

For the eigenvalue problems only one variable exchange cycle is performed during each run of the DYN3D/RELAP5 code. In this cycle initial values of the RELAP5 variables are transmitted to DYN3D right after completion of the input processing procedure, and the steady-state kinetics model of DYN3D uses received values to calculate new profile of the normalized core power distribution. Being transmitted to RELAP5, new power distribution data are used by this code to perform the steady-state-mode or transient-mode calculations of the reactor stationary parameters. Several restart runs of the DYN3D/RELAP5 code package are needed for eigenvalue to converge. The number of such runs depends on the problem to be solved.

For the transient neutron flux problems the variable exchange cycle occurs at every time step. After each successful time step RELAP5 passes on its variables to the transient model of DYN3D kinetics in order to update the value of core integral power and power distribution profile. Time step control is provided by the means of RELAP5 code.

Test calculations

Test calculations were performed primarily in order to validate variable exchange interface between DYN3D and RELAP5 codes. Results of three test simulations are presented in this paper.

Reactor plant and core description

The model of the ABV reactor plant (Fig.1) has been selected as an object for test simulations. The main reasons for this choice are IPPE's experience in adaptation of the RELAP5 code for the analysis of ABV reactor accidents and availability of the RELAP5 input deck and the set of macroscopic constants for ABV reactor plant model.

The following data represent general description of the ABV reactor plant:

I. GENERAL INFORMATION

- Reactor type - Integral PWR
- Gross thermal power (MW-th) – 38

II. BASIC DESIGN DESCRIPTION

A. CORE

- Fuel material – uranium dioxide
- Active core height (m) - 0,85
- Fuel assembly type – WWER-440
- Number of fuel assemblies - 55
- Number of fuel rods per assembly – 102, 108, 114
- Control rod neutron absorber material - B_4C
- Burnable poison material and form - Rods on gadolinium basis
- Soluble neutron absorber – no

B. REACTOR COOLANT SYSTEM

B1. COOLANT

- Coolant medium and inventory - Water, 8 m³
- Cooling mode (forced/natural) - Natural circulation
- Design coolant mass flow rate through core (kg/s) - 85
- Operating coolant pressure (bar)- 15,4 MPa
- Core inlet temperature (°C) - 245
- Core outlet temperature (°C) - 327

B3. STEAM GENERATOR

- Type - Once-through
- Feed water pressure (bar) - 3,87 MPa
- Feed water temperature (°C) - 106
- Steam pressure (bar) - 3,14 MPa
- Steam temperature (°C) - 290

B4. Pressurizer

- Pressurizer total volume (m³) - 1,5
- Steam volume (full power, m³) - 0,3 (N₂)

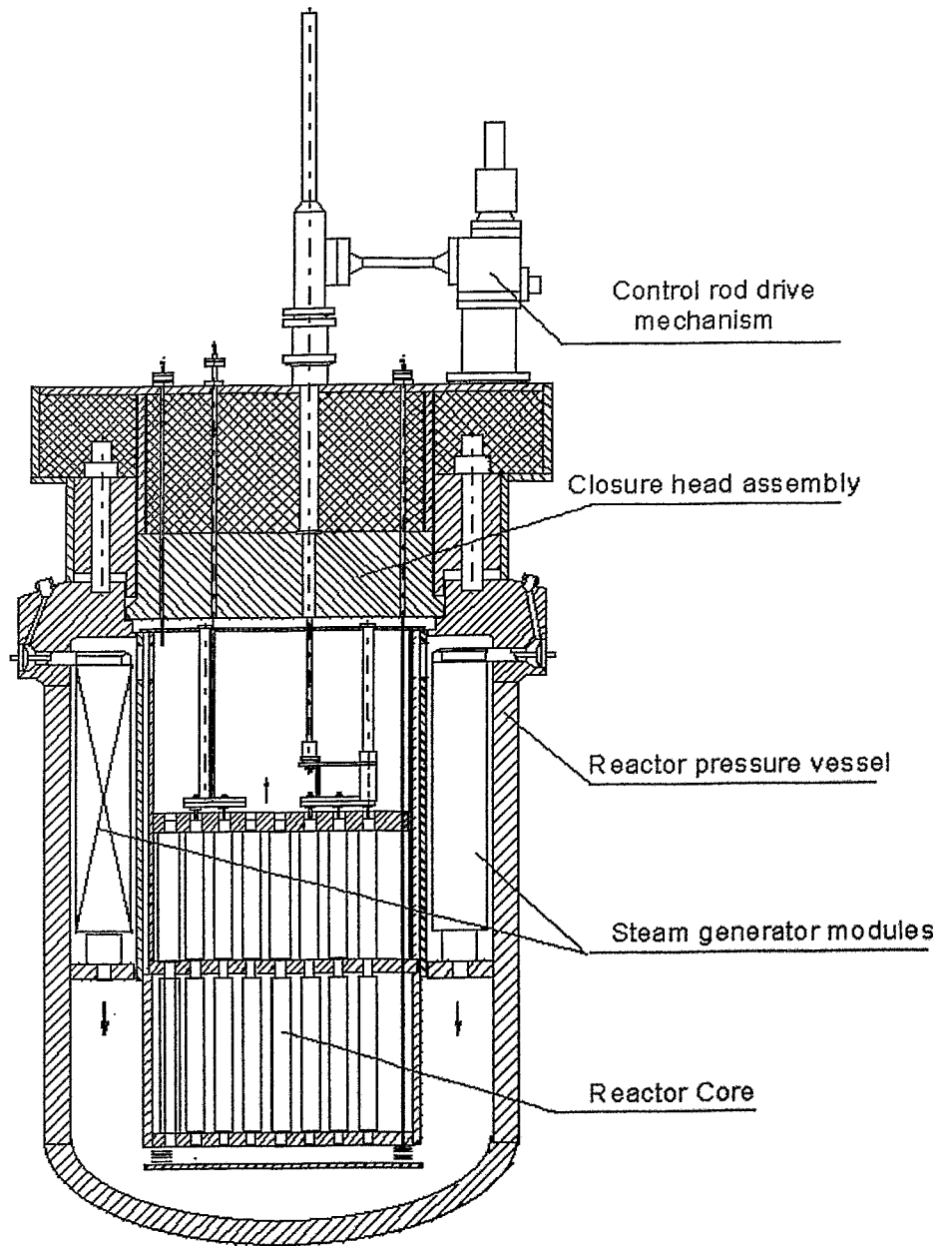


Fig. 1 ABV REACTOR

Macroscopic constants for the test calculations have been obtained using computer code KRATER [7] developed at the Institute of Power Engineering Problems of the Belarus Academy of Sciences (IPEP BAS). The constant set is related to the beginning of the reactor fuel cycle (fresh fuel with zero burnout).

Obtained macroscopic cross section data have been approximated by the following 12-term formula:

$$\Sigma = A_1 + A_2 \sqrt{\gamma} + A_3 \gamma + A_4 t + A_5 T + A_6 t \sqrt{\gamma} + A_7 T \sqrt{\gamma} + A_8 t \gamma + A_9 T \gamma + A_{10} t T + A_{11} t T \sqrt{\gamma} + A_{12} t T \gamma, \quad (1)$$

where

- A_i – approximation coefficients,
- γ, t – coolant density and temperature,
- T – fuel temperature.

Reduced 6-term formula has been used to approximate reflector constants:

$$\Sigma = A_1 + A_2 \sqrt{\gamma} + A_3 \gamma + A_4 t + A_5 t \sqrt{\gamma} + A_6 t \gamma \quad (2)$$

The constants have been prepared for 6 different zones of the ABV reactor core and also for 2 zones (side and top/bottom) of the reflector. These 6 zones differ in the number of fuel rods, burnable absorber rods or imitators of burnable absorber rods. The full macroscopic constant set consists of 14 subsets: 12 – for above mentioned 6 zones of the core (with and without control rods) and 2 – for reflectors.

Figure 2 shows location of the fuel and reflector channels within 60°-symmetry sector.

Channel types (bottom indexes):

- 1 – assembly with 13 burnable absorber pins/imitators
- 2 - assembly with 7 burnable absorber pins/imitators
- 3 - assembly with 1 burnable absorber pin/imitator
- 4 – side reflector channel

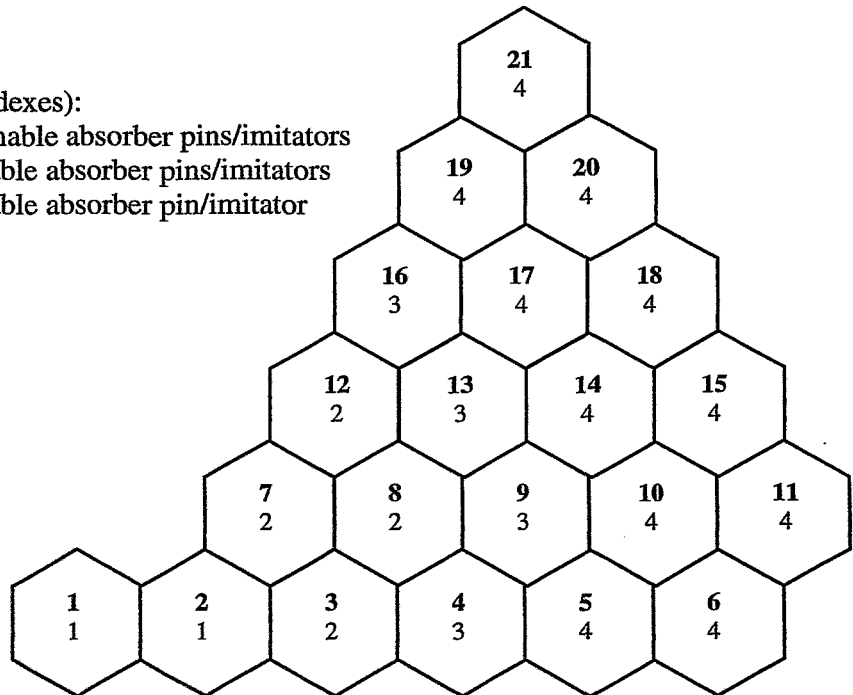


Fig. 2. Numeration of fuel and reflector channels within the symmetry sector of 60°.

Simulation results

Within the framework of the 1-st and 2-nd test variant a separate (from other primary system components) behavior of the ABV core model is simulated using both original DYN3D code and DYN3D/RELAP5 code package. The following, common for these two test variants, boundary and initial conditions are assumed:

- Coolant pressure at the core inlet/outlet boundary (constant) – 15.425/15.410 MPa
- Coolant temperature at the core inlet boundary (constant) – 245.4 C
- Direct heating coefficient – 0.03
- Initial steady-state parameters – see the *Reactor Plant and Core Description* section of the paper

The transient initiator is a *partial* (for the 1-st test variant) or *full* (for the 2-nd test variant) ejection of the central control rod bank. Control rods from 7 central fuel assemblies of the core (see fig.2) move upward during ejection of this bank. Time of the bank relocation is 0.1 s for the 1-st test variant or 0.159 s for the 2-nd one. A greater positive reactivity is inserted at the 2-nd case. The transient is simulated during 0.3 second.

Figures 3 and 4 present a comparison of obtained results.

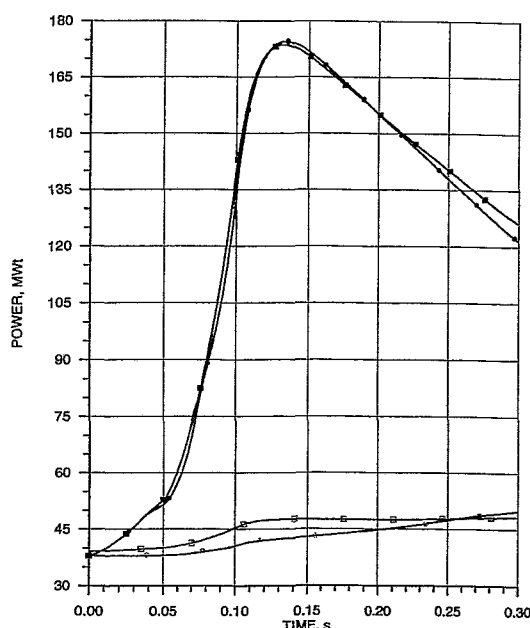


Fig.3. Results of the 1-st test simulation

- - generated core power (DYN3D/RELAP5)
- - generated core power (DYN3D)
- - heat transfer to coolant (DYN3D/RELAP5)
- heat transfer to coolant (DYN3D)

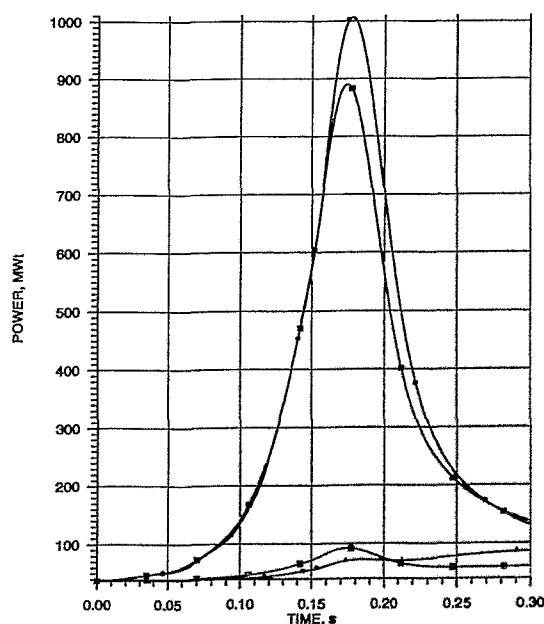


Fig.4. Results of the 2-nd test simulation

- - generated core power (DYN3D/RELAP5)
- - generated core power (DYN3D)
- - heat transfer to coolant (DYN3D/RELAP5)
- heat transfer to coolant (DYN3D)

Magnitudes of the power peak predicted by the codes for the 1-st test calculations are in close agreement (Fig.3). Maximum magnitude of reactivity excursion for this case is ~ 0.78 \$.

For the 2-nd test variant DYN3D/RELAP5 code package predicts the maximum power has a magnitude $\sim 11\%$ higher (more conservative) than the DYN3D calculation (Fig.4). The maximum magnitude of reactivity excursion is as high as ~ 0.99 \$ for this case. Different thermal-hydraulic models employed by the codes are responsible for the difference between obtained magnitudes of the maximum power. Figure 4 shows, that during 0.2s after transient initiation DYN3D/RELAP5 code package predicts lower heat transfer rates to coolant than DYN3D code calculation.

The value of direct heating coefficient is found to have a significant impact on the power excursion magnitude, especially when the core reactivity is near to 1 \$. Power peak prediction for the 2-nd test variant increases approximately by a factor of 1.7, when the direct heating of coolant is not modeled.

A transient behavior of the *full* ABV reactor plant model is simulated within the framework of the 3-rd test problem. Steady-state calculations have been performed prior to the transient analysis in order to obtain initial distributions of the core-generated power and thermal-hydraulic parameters throughout primary and secondary systems of the reactor plant. Basic steady-state parameters of the ABV reactor plant are presented at the *Reactor Plant and Core Description* section of the paper.

The following BDB accident scenario is simulated:

- Full ejection of the central control rod bank initiates the accident; the time of ejection is 0.159 s
- Reactor scram failure is postulated
- Normal operation of the reactor plant secondary system continues in the course of accident progression

According to this accident scenario, two transient simulations have been performed using DYN3D/RELAP5 code package: (1) simulation of the *full* ABV reactor plant model, (2) simulation of the *separate* ABV reactor core model in the assumption of constant core boundary conditions. Obtained results (Fig. 5 and 6) show mutual influence of the core and integral reactor plant behavior during 120 seconds of the simulated transient progression.

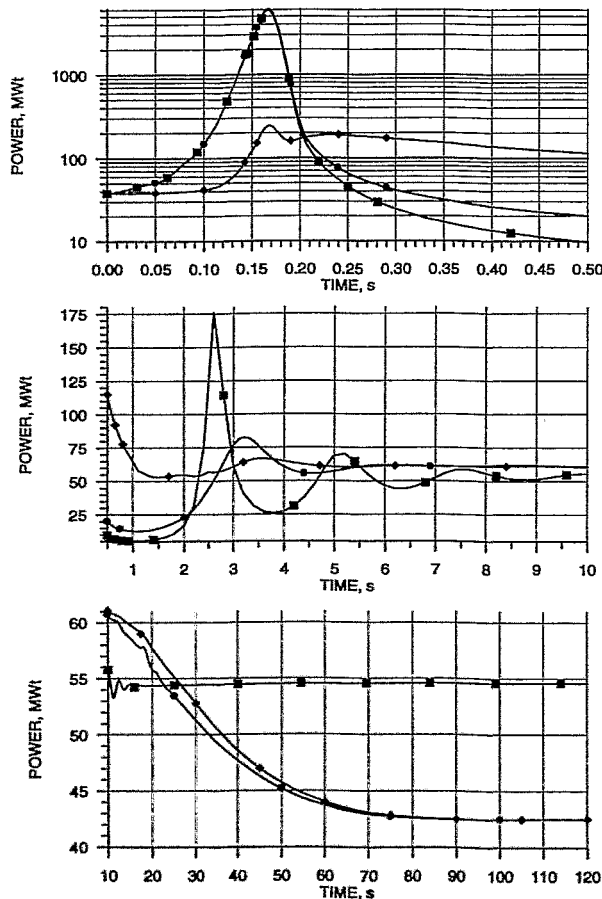


Fig.5. Results of the 3-rd test simulations: power predictions
 ● - generated core power (full reactor plant model)
 ■ - generated core power (separate core model)
 ◇ - heat transfer to coolant (full reactor plant model)

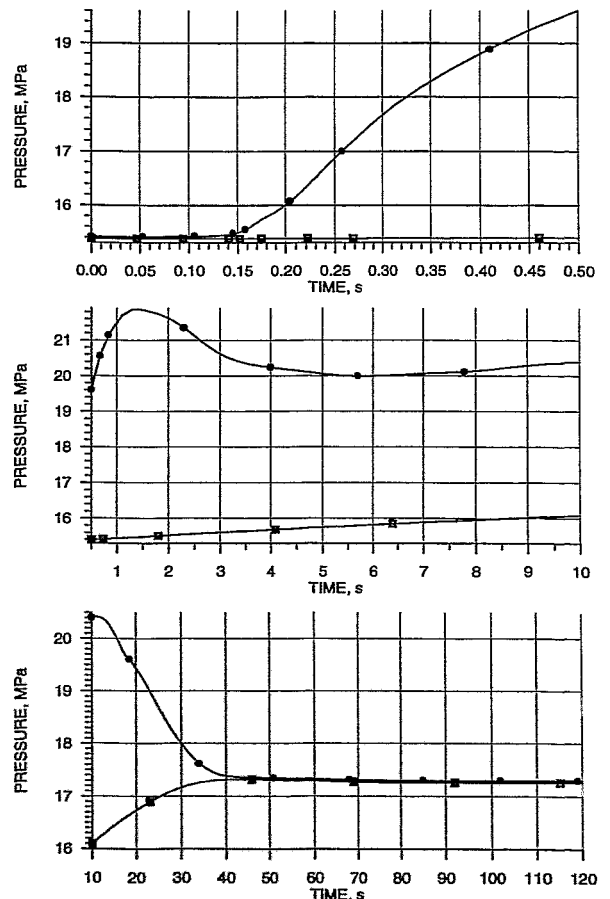


Fig. 6. Results of the 3-rd test simulations: pressure predictions for the full reactor plant model
 ● - pressure inside reactor pressure vessel
 ■ - pressure inside pressurizer

Towards the end of this time interval, the ABV reactor plant reaches its new steady-state parameters, which correspond to the fully withdrawn position of the central control rod bank.

Dumped oscillations of the core-generated power are observed for both considered simulations (Fig.5). Power oscillations related to the separate core model behavior have a higher frequency and larger amplitude (except for the maximum power peak). The following features of the separate core model can explain such behavior: (1) relatively small flow inertia of the coolant passing through the core, (2) constant coolant pressures at the inlet and outlet boundaries of the core. In the absence of steam generator influence on the accident progression, separate core model simulation overpredicts the steady-state level of core power at the end of considered time interval.

Simulation of the full power plant model predicts a significant increase of the pressure inside reactor pressure vessel (Fig.6). DYN3D/RELAP5 predicts the maximum pressure occurs ~1.5 seconds after accident initiation and exceeds initial pressure level by a factor of 1.4.

Conclusions and future activities

The internal coupling procedure has been developed and used for integration of the DYN3D and RELAP5 computer codes into the DYN3D/RELAP5 code package. Test calculations for the ABV reactor plant have been performed in order to validate the interface of variable exchanges between the codes. Simulation results confirm a proper operation of the developed interface within the DYN3D/RELAP5 code package.

The directions of future activities regarding application of the DYN3D/RELAP5 code package include:

- Calculation of benchmark problems including the 5-th AER benchmark problem for the coupled thermal-hydraulic system
- DYN3D/RELAP5 code package validation on the base of available experimental data for WWERs
- Accident analysis for the operating WWERs and advanced WWER-type reactors

References

1. C.M. Allison, SCDAP/RELAP5/MOD3.1 CODE MANUAL, INEL, 1992.
2. U. Grundmann, S. Mittag, U. Rohde, «The 3-Dimensional Core Model DYN3D», Information Exchange Forum on Safety Analysis for NNPs, Obninsk, October 26-30, 1998.
3. Joint project of scientific cooperation between IPPE and FZR on the code and data exchange and accident analysis for the advanced water-cooled reactor concepts.
4. U. Grundmann, D. Lucas, U. Rohde, "Coupling of the Thermohydraulic Code ATHLET with the 3-dimensional Core Model DYN3D", International Topical Meeting on VVER Safety, September 21-23 1995, Prague, Czech Republic.
5. "ATHLET/BIPR8KN code package licensing materials", KIAE, Moscow, 1998.
6. J.L. Judd, et. al., "A Tree Dimensional Nodal Neutron Kinetics Capability for Relap5", Proceedings of the 1994 Topical Meeting on Advances in Reactor Physics, Knoxville, April 11-15, 1994, Vol. II, pp. 269-280.
7. E.I. Rubin, et. al., "Capabilities of the KRATER code package related to computation of neutronic characteristics of thermal reactors", News of the Belarus Academy of Sciences, the series of Physical and Technical Sciences, 1996, Vol. 1, pp. 101-105.

Anhang 3

DINCOR

**Computercode zur numerischen Modellierung
der zweidimensionalen Thermofluiddynamik
von Mehrkomponentensystemen
einschließlich von Schmelzprozessen**

Übersetzung aus dem Russischen

Staatliches wissenschaftliches Zentrum der Russischen Föderation

Institut für Physik und Energetik

DINCOR

**Computercode zur numerischen Modellierung
der zweidimensionalen Thermofluiddynamik
von Mehrkomponentensystemen
einschließlich von Schmelzprozessen**

Obninsk, 1998

1. Bestimmung des Programmcodes

Das Programm DINCOR ist für die numerische Lösung von zweidimensionalen instationären Gleichungen der Fluidodynamik und der Wärmeübertragung inkompressibler mehrphasiger Systeme unter Berücksichtigung von Schmelzprozessen bestimmt.

Der Lösungsbereich stellt einen Kreiszyylinder mit einer Unterteilung in beliebige Konfigurationen dar, die eine Modellierung von komplizierten Objekten sowohl in der Zusammensetzung als auch in ihrer Geometrie ermöglichen. Die verschiedenen Komponenten füllen ständig die einzelnen Teilbereiche im betrachteten Rechenbereich aus und besitzen eindeutige Strukturgrenzen.

Die einzelnen Komponenten können an verschiedenen Punkten des Rechenbereiches im festen oder flüssigen Zustand vorliegen. Das Programm kann den Transport von Flüssigkeiten mit freien Oberflächen unter Berücksichtigung von Wärmeübertragungsprozessen berechnen. Das Programm ist für die Berechnung der Schmelz- bzw. Erstarrungsprozesse von Komponenten aus der Reaktoranlage sowie für die Berechnung des Transports und der Wärmeübertragung von Schmelzen in komplizierten geometrischen Gebilden bestimmt.

2. Mathematische Aufgabenstellung und numerische Methode zur Lösung der Bestimmungsgleichungen

2.1. System der Bestimmungsgleichungen

Die mathematische Modellierung der Prozesse basiert auf der realen Konstruktion von Reaktorkomponenten und -anlagen aus mehrphasigen inkompressiblen kontinuierlichen Stoffen. Jede dieser Stoffkomponenten wird als Material mit bestimmten physikalischen Eigenschaften im festen bzw. flüssigen Zustand betrachtet. Die Stoffkomponenten können ihren Zustand während der Schmelz- bzw. Erstarrungsprozesse infolge von Wärmeübertragungsprozessen verändern. Es wird angenommen, dass zwischen den festen und flüssigen Phasen bzw. zwischen den einzelnen Stoffkomponenten eindeutige Trenngrenzen bestehen.

Eine der Beschränkungen des mathematischen Modells ist die Annahme über die Inkompressibilität der Komponenten. In der Realität kann die Kompressibilität einzelner Komponenten von wesentlicher Bedeutung sein. Das Hauptaugenmerk wird auf die thermischen und fluidodynamischen Wechselwirkungen zwischen den Komponenten gelegt. In dieser Formulierung werden die chemischen Prozesse sowie das Sieden nicht betrachtet.

Das die Thermofluidynamik der Komponenten beschreibende Gleichungssystem kann in Form der Transportgleichung, der Gleichung für den Massenerhalt sowie der Gleichung für den Wärmeenergieerhalt für einen kontinuierlichen Stoff dargestellt werden. Wegen der besseren Handhabung wird eine Schreibweise in kartesischen Koordinaten verwendet.

Die Materialeigenschaften werden mit Hilfe der Stufenfunktionen $\varepsilon^n(x,y,z)$ für den gesamten Rechenbereich dargestellt:

$$\varepsilon^n(x,y,z) = \begin{cases} 1, & \text{wenn } x,y,z \in \Omega_n \\ 0, & \text{wenn } x,y,z \notin \Omega_n \end{cases}$$

$\rho^n(x, y, z) = \rho_0^n \varepsilon^n(x, y, z)$ - Dichte der Komponente n

$\lambda^n(x, y, z) = \lambda_0^n \varepsilon^n(x, y, z)$ - Wärmeleitfähigkeitskoeffizient der Komponente n

$c_p^n(x, y, z) = c_{p,0}^n \varepsilon^n(x, y, z)$ - effektive Wärmekapazität, einschließlich der spezifischen Wärmekapazität sowie der Schmelzwärme

$\mu^n(x, y, z) = \mu_0^n \varepsilon^n(x, y, z)$ - dynamische Viskosität der Komponente n

wobei $\rho_0^n, \lambda_0^n, c_{p,0}^n, \mu_0^n$ - temperatur- (oder enthalpie-) abhängige Materialeigenschaften sind.

Bewegungsgleichung in der Boussinesq-Näherung:

$$\frac{\partial u_i}{\partial \tau} + u_k \frac{\partial u_i}{\partial x_k} = - \frac{1}{\rho_0^n} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho_0^n} \frac{\partial}{\partial x_k} \mu^n \frac{\partial u_i}{\partial x_k} + g_i \frac{\tilde{\rho}^n(T)}{\rho^n} - \Lambda^n u_i$$

wobei u_k - Geschwindigkeit der Komponente in kartesischen Koordinaten

$\tilde{\rho}^n$ - temperaturabhängige Dichte

Transportgleichung:

$$\frac{\partial \varepsilon^n}{\partial \tau} + \frac{\partial \varepsilon^n u_k}{\partial x_k} = 0$$

Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\partial u_k}{\partial x_k} = 0$$

Energieerhaltungsgleichung:

$$\frac{\partial \rho c T}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho c u_k T}{\partial x_k} = \frac{\partial}{\partial x_k} \lambda \frac{\partial T}{\partial x_k} + q_v$$

Die effektive spezifische Wärmekapazität beinhaltet die spezifische Wärmekapazität selbst sowie die Umwandlungswärme der Phasenübergänge.

$$c_{p,0}^n = \begin{cases} c_{p,l}^n & ; \quad T \geq T_l^n \\ R^n / (T_s^n - T_l^n) + c_{p,m}^n & ; \quad T_s^n \leq T \leq T_l^n \\ c_{p,s}^n & ; \quad T \leq T_s^n \end{cases}$$

wobei T_s^n, T_l^n - Solidus- bzw. Liquidustemperatur

R^n - Schmelzenwärme

$c_{p,s}^n, c_{p,l}^n, c_{p,m}^n$ - spezifische Wärmekapazität der Materialien im festen und flüssigen Zustand sowie im Zwischenphasenzustand der Komponente n

Wenn man die oben dargestellten Gleichungen für alle Komponenten n summiert und die integralen Stoffcharakteristiken wie die volumengemittelte Dichte, die Wärmeleitfähigkeit, die Viskosität sowie die spezifische Wärmekapazität bestimmt, erhält man ein das Stoffverhalten beschreibendes Gleichungssystem:

Mittlere Stoffcharakteristiken:

$$\rho = \sum_n \rho_0^n \varepsilon^n, \quad \lambda = \sum_n \lambda_0^n \varepsilon^n, \quad \mu = \sum_n \mu_0^n \varepsilon^n, \quad c_p = \sum_n c_{p,0}^n \rho_0^n \varepsilon^n / \rho \quad (2.1.1)$$

Bewegungsgleichung:

$$\frac{\partial u_i}{\partial \tau} + u_k \frac{\partial u_i}{\partial x_k} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_k} \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_k} + g_i \frac{\tilde{\rho}(T)}{\rho} - \Lambda u_i \quad (2.1.2)$$

Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\partial u_k}{\partial x_k} = 0 \quad (2.1.3)$$

Energiegleichung:

$$\frac{\partial \rho c T}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho c u_k T}{\partial x_k} = \frac{\partial}{\partial x_k} \lambda \frac{\partial T}{\partial x_k} + q_v \quad (2.1.4)$$

Transportgleichung für die Stoffkomponenten:

$$\frac{d\varepsilon^n}{d\tau} = \frac{\partial \varepsilon^n}{\partial \tau} + \frac{\partial \varepsilon^n u_k}{\partial x_k} = 0 \quad (2.1.5)$$

Auf diese Weise wird das allgemeine Gleichungssystem für ein Mehrkomponentensystem in ein vereinfachtes Gleichungssystem überführt, welches die gewöhnlichen Bewegungsgleichungen für eine inkompressible Flüssigkeit beinhaltet, aber die starke räumliche Abhängigkeit der Stoffcharakteristiken berücksichtigt.

2.2. Numerische Lösungsmethode für die Bewegungsgleichungen

Zur Lösung des Systems von Differenzialgleichungen für Bewegung und Kontinuität verwendet man eine halbimplizite numerische Methode wie die SIMPLER-Methode nach Patankar. Die erste Version des numerischen DINCOR-Verfahren basiert vollständig auf diesem Differenzenverfahren, welches eine Variante der Methode von Kontrollvolumen in der zweidimensionalen Zylindergeometrie darstellt.

Die mit diesem Verfahren erzielten Ergebnisse zeigten eine Verschmierung der Trennungsgrenzen zwischen den beweglichen Stoffkomponenten aufgrund von Effekten der numerischen Diffusion. Hauptsächlich resultiert dies aus Fehlern, die bei der Approximation des konvektiven Terms der Transportgleichung mit Hilfe der Differenzgleichungen erster Ordnung auftraten. Deshalb wurde das numerische Verfahren zur Lösung der Transportgleichung durch eine Partikel-Zell-Methode ersetzt. Zusätzlich ermöglicht es diese Methode, die Verfahren zur Visualisierung der Rechenergebnisse hinreichend einfach zu erstellen.

Die Bewegungsgleichung für die Partikel kann man folgendermaßen darstellen:

$$\frac{dX_i(\tau, X_1, X_2, X_3)}{d\tau} = u_i(\tau, X_1, X_2, X_3)$$

wobei X_i - Partikelkoordinaten; x_i - Lagrangesche Partikelkoordinaten

Es wird angenommen, dass mit den Partikeln konstante Stoffvolumen übertragen werden, die mit bestimmten Materialien gefüllt sind. Diese Annahme ermöglicht es, mittlere Stoffeigenschaften mittels Berechnung der Partikelanzahl verschiedener Sorten innerhalb der Zellen des Differenzengitters zu erhalten.

Die Bewegungsgleichung im zylindrischen Koordinatensystem in der Boussinesq-Näherung hat folgende Form:

radiale Richtung

$$\frac{\partial u}{\partial \tau} + \frac{\partial uv}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial ru^2}{\partial r} = -\frac{1}{\bar{\rho}_0} \frac{\partial p}{\partial r} + \frac{1}{\rho_0} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r \mu \frac{\partial u}{\partial r} - \mu \frac{u}{r^2} + \frac{\partial}{\partial z} \mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) + g_r \frac{\rho(t)}{\bar{\rho}_0} - \Lambda_r u \quad (2.2.1)$$

axiale Richtung

$$\frac{\partial v}{\partial \tau} + \frac{\partial v^2}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial rvu}{\partial r} = -\frac{1}{\bar{\rho}_0} \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{\rho_0} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r \mu \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) + g_z \frac{\rho(t)}{\bar{\rho}_0} - \Lambda_z v \quad (2.2.2)$$

Die Kontinuitätsgleichung für inkompressible Stoffe:

$$\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial (ru)}{\partial r} = 0 \quad (2.2.3)$$

Für die Differenzialapproximation der Fluidodynamikgleichungen (2.2.1) – (2.2.3) wird das rechtwinklige Hauptgitter mit den Koordinatenlinien r_i, z_j sowie das gegenüber dem Hauptgitter um einen Halbschritt versetzte Hilfgitter mit den Koordinatenlinien, die durch eine Halbindizierung $r_{i+\frac{1}{2}}, z_{j+\frac{1}{2}}$ bezeichnet werden, eingeführt.

Die Ableitung der Komponenten des Geschwindigkeitsvektors nach der Zeit wird durch die Differenzen approximiert.

radiale Richtung:

$$\left(\frac{\partial u}{\partial \tau} \right)^{ij} = \frac{u_{ij}^{\tau+\Delta\tau} - u_{ij}^{\tau}}{\Delta\tau} \quad (2.2.4)$$

axiale Richtung:

$$\left(\frac{\partial v}{\partial \tau} \right)^{ij} = \frac{v_{ij}^{\tau+\Delta\tau} - v_{ij}^{\tau}}{\Delta\tau} \quad (2.2.5)$$

Die Differenzenapproximation der Viskositätsterme im System erfolgt durch zentrale Differenzen und wird durch folgende Gleichungen beschrieben:

radiale Richtung:

$$F_{\mu r}^{ij} = \frac{1}{\rho_{i+\frac{1}{2}j}} \left\{ \frac{1}{r_i(r_{i+\frac{1}{2}} - r_{i-\frac{1}{2}})} \left(\mu_{i+1j} r_{i+\frac{1}{2}} \frac{u_{i+1j} - u_{ij}}{r_{i+1} - r_i} - \mu_{ij} r_{i-\frac{1}{2}} \frac{u_{ij} - u_{i-1j}}{r_i - r_{i-1}} \right) - \mu_{i+\frac{1}{2}j} \frac{u_{ij}}{r_i^2} + \frac{1}{z_j - z_{j-1}} \left(\mu_{i+\frac{1}{2}j+\frac{1}{2}} \frac{u_{i+1j} - u_{ij}}{z_{j+\frac{1}{2}} - z_{j-\frac{1}{2}}} - \mu_{i+\frac{1}{2}j-\frac{1}{2}} \frac{u_{ij} - u_{i-1j}}{z_{j-\frac{1}{2}} - z_{j-\frac{3}{2}}} \right) \right\}$$

axiale Richtung:

$$F_{\mu z}^{ij} = \frac{1}{\rho_{i+\frac{1}{2}j}} \left\{ \frac{1}{r_{i-1}(r_i - r_{i-1})} \left(\mu_{i+\frac{1}{2}j+\frac{1}{2}} r_i \frac{v_{i+1j} - v_{ij}}{r_{i+\frac{1}{2}} - r_{i-\frac{1}{2}}} - \mu_{i-\frac{1}{2}j+\frac{1}{2}} r_{i-1} \frac{v_{ij} - v_{i-1j}}{r_{i-\frac{1}{2}} - r_{i-\frac{3}{2}}} \right) + \frac{1}{z_{i+\frac{1}{2}} - z_{i-\frac{1}{2}}} \left(\mu_{i+1j} \frac{v_{i+1j} - v_{ij}}{z_{j+1} - z_j} - \mu_{ij} \frac{v_{ij} - v_{i-1j}}{z_j - z_{j-1}} \right) \right\} \quad (2.2.6)$$

Die Konvektionsterme der Bewegungsgleichung im System (2.2.1), (2.2.2) werden durch einseitige Differenzen (Gegenstrom) approximiert (Upwind-Verfahren). Die Differenzendarstellung für die Konvektionsterme hat folgende Form:

radiale Richtung:

$$c_r^{ij} = \frac{1}{r_i} \left\{ r_{i+\frac{1}{2}} u_{i+\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} u_{ij} \\ u_{i+1j} \end{bmatrix} - r_{i-\frac{1}{2}} u_{i-\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} u_{i-1j} \\ u_{ij} \end{bmatrix} \right\} / (r_{i+\frac{1}{2}} - r_{i-\frac{1}{2}}) + \left\{ v_{i+\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} u_{ij} \\ u_{i+1j} \end{bmatrix} - v_{i-\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} u_{i-1j} \\ u_{ij} \end{bmatrix} \right\} / (z_j - z_{j-1}) \quad (2.2.7)$$

wobei

$$\begin{bmatrix} u_{i-1j} \\ u_{ij} \end{bmatrix} = \begin{cases} u_{i-1j}, u_{i-\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ u_{ij}, u_{i-\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases} \quad \begin{bmatrix} u_{i-1j} \\ u_{ij} \end{bmatrix} = \begin{cases} u_{i-1j}, v_{i+\frac{1}{2}j-1} \geq 0; \\ u_{ij}, v_{i+\frac{1}{2}j-1} < 0; \end{cases}$$

$$\begin{bmatrix} u_{ij} \\ u_{i+1j} \end{bmatrix} = \begin{cases} u_{ij}, u_{i+\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ u_{i+1j}, u_{i+\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases} \quad \begin{bmatrix} u_{ij} \\ u_{i+1j} \end{bmatrix} = \begin{cases} u_{ij}, v_{i+\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ u_{i+1j}, v_{i+\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases}$$

axiale Richtung:

$$c_z^{ij} = \frac{1}{r_{i-\frac{1}{2}}} \left\{ r_i u_{i+\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} v_{ij} \\ v_{i+1j} \end{bmatrix} - r_{i-1} u_{i-1+\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} v_{i-1j} \\ v_{ij} \end{bmatrix} \right\} / (r_i - r_{i-1}) + \left\{ v_{i+\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} v_{ij} \\ v_{i+1j} \end{bmatrix} - v_{i-\frac{1}{2}j} \begin{bmatrix} v_{i-1j} \\ v_{ij} \end{bmatrix} \right\} / (z_{j+\frac{1}{2}} - z_{j-\frac{1}{2}}) \quad (2.2.8)$$

wobei

$$\begin{bmatrix} v_{i-1j} \\ v_{ij} \end{bmatrix} = \begin{cases} v_{i-1j}, u_{i+\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ v_{ij}, u_{i+\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases} \quad \begin{bmatrix} v_{i-1j} \\ v_{ij} \end{bmatrix} = \begin{cases} v_{i-1j}, v_{i-\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ v_{ij}, v_{i-\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases}$$

$$\begin{bmatrix} v_{ij} \\ v_{i+1j} \end{bmatrix} = \begin{cases} v_{ij}, u_{i+\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ v_{i+1j}, u_{i+\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases} \quad \begin{bmatrix} v_{ij} \\ v_{i+1j} \end{bmatrix} = \begin{cases} v_{ij}, v_{i+\frac{1}{2}j} \geq 0; \\ v_{i+1j}, v_{i+\frac{1}{2}j} < 0; \end{cases}$$

Die Druckterme in den Gleichungen werden durch Differenzen der folgenden Form approximiert:

radiale Richtung:

$$p_r^{ij} = \frac{1}{\rho_{i+\frac{1}{2}j}} \frac{p_{ij} - p_{i+\frac{1}{2}j}}{r_{i+\frac{1}{2}} - r_{i-\frac{1}{2}}} \quad (2.2.9)$$

axiale Richtung:

$$p_z^{ij} = \frac{1}{\rho_{ij+\frac{1}{2}}} \frac{p_{ij} - p_{ij+\frac{1}{2}}}{z_{i+\frac{1}{2}} - z_{i-\frac{1}{2}}} \quad (2.2.10)$$

Die Differenzenapproximation der Kontinuitätsgleichung hat die Form:

$$\frac{u_{i-1j} r_{i-1} - u_{ij} r_i}{r_{i-\frac{1}{2}}(r_i - r_{i-1})} + \frac{v_{ij-1} - v_{ij}}{z_i - z_{i-1}} = 0 \quad (2.2.11)$$

Lösungsalgorithmus für das Differenzengleichungssystem

Der Lösungsalgorithmus für das System der Differenzengleichungen ist in der folgenden Weise aufgebaut.

Die Bewegungsgleichung in der Differenzenform (2.2.4) – (2.2.10) wird in die folgende Dreipunktform umgewandelt:

radiale Richtung:

$$\frac{u_{ij}^{\tau+\Delta\tau} - u_{ij}^{\tau}}{\Delta\tau} + a_{ij}^r \tilde{u}_{i-1j}^{\tau+\Delta\tau} + b_{ij}^r \tilde{u}_{ij}^{\tau+\Delta\tau} + c_{ij}^r \tilde{u}_{i+1j}^{\tau+\Delta\tau} = d_{ij}^r (P_{ij} - P_{i+1j}) + f_{ij}^r \quad (2.2.12)$$

axiale Richtung:

$$\frac{v_{ij}^{\tau+\Delta\tau} - v_{ij}^{\tau}}{\Delta\tau} + a_{ij}^z \tilde{v}_{ij-1}^{\tau+\Delta\tau} + b_{ij}^z v_{ij}^{\tau+\Delta\tau} + c_{ij}^z \tilde{v}_{ij+1}^{\tau+\Delta\tau} = d_{ij}^z (P_{ij} - P_{i+1j}) + f_{ij}^z \quad (2.2.13)$$

Die Koeffizienten der Gleichungen (2.2.12), (2.2.13) weisen eine Abhängigkeit von den Koordinaten und Komponenten des Geschwindigkeitsvektors auf. Die mit dem Symbol „~“ gekennzeichneten Größen stellen im Unterschied zu den nichtgekennzeichneten jene Größen dar, welche zu integrieren sind.

Das System der Differenzengleichungen (2.2.12), (2.2.13) wird bezüglich des Diagonalterms (d.h. $u_{ij}^{\tau+\Delta\tau}$ und $v_{ij}^{\tau+\Delta\tau}$) aufgelöst.

$$u_{ij}^{\tau+\Delta\tau} = \frac{u_{ij}^{\tau} + \Delta\tau (f_{ij}^r - a_{ij}^r \tilde{u}_{i-1j}^{\tau+\Delta\tau} - c_{ij}^r \tilde{u}_{i+1j}^{\tau+\Delta\tau})}{1 + \Delta\tau b_{ij}^r} + \Delta\tau \frac{d_{ij}^r}{1 + \Delta\tau b_{ij}^r} (P_{ij} - P_{i+1j}) \quad (2.2.14)$$

$$v_{ij}^{\tau+\Delta\tau} = \frac{v_{ij}^{\tau} + \Delta\tau (f_{ij}^z - a_{ij}^z \tilde{v}_{ij-1}^{\tau+\Delta\tau} - c_{ij}^z \tilde{v}_{ij+1}^{\tau+\Delta\tau})}{1 + \Delta\tau b_{ij}^z} + \Delta\tau \frac{d_{ij}^z}{1 + \Delta\tau b_{ij}^z} (P_{ij} - P_{i+1j}) \quad (2.2.15)$$

In komprimierter Schreibweise kann dieses System folgendermaßen dargestellt werden:

radiale Richtung:

$$u_{ij}^{r+\Delta r} = (EU)_{ij} + (EPU)_{ij} * (P_{ij} - P_{i+1j}) \quad (2.2.16)$$

axiale Richtung:

$$v_{ij}^{r+\Delta r} = (EV)_{ij} + (EPV)_{ij} * (P_{ij} - P_{i,j+1}) \quad (2.2.17)$$

wobei $(EU)_{ij}$, $(EPU)_{ij}$, $(EV)_{ij}$, $(EPV)_{ij}$ - von den Geschwindigkeitswerten abhängige Koeffizienten sind.

Die Bewegungsgleichung in der komprimierten Schreibweise (2.2.16), (2.2.17) wird in die Kontinuitätsgleichung (2.2.11) eingesetzt und man erhält folgende Druckgleichung:

$$\begin{aligned} & \frac{r_{i-1} (EU)_{i-1j} - r_i (EU)_{ij}}{\Delta r_{i-1/2}} + r_{i-1/2} \frac{(EV)_{i,j-1} - (EV)_{ij}}{\Delta z_{i-1/2}} + \\ & + \frac{r_{i-1} (EPU)_{i-1j} (P_{i-1j} - P_{ij}) - r_i (EPU)_{ij} (P_{ij} - P_{i+1j})}{\Delta r_{i-1/2}} + \\ & + r_{i-1/2} \frac{(EPV)_{i,j-1} (P_{i,j-1} - P_{ij}) - (EPV)_{ij} (P_{ij} - P_{i,j+1})}{\Delta z_{i-1/2}} = 0 \end{aligned} \quad (2.2.18)$$

Im Algorithmus des Programms DINCOR erfolgt die Lösung der Druckgleichung mit Hilfe der Methode des 1-dimensionalen Durchlaufs in eine (axiale) Richtung mit Iteration in die andere (radiale) Richtung. Zur Aufstellung des Lösungsalgorithmus für die Druckgleichung wird diese in folgender Form dargestellt:

$$a_{ij} P_{i,j-1} - b_{ij} P_{ij} + c_{ij} P_{i,j+1} = f_{ij} \quad (2.2.19)$$

wobei die Gleichungskoeffizienten a_{ij} , b_{ij} , c_{ij} , f_{ij} - Größen darstellen, die von der Geschwindigkeit und dem Druck in den Gitterknoten $(i-1, i+1)$ abhängig sind, welche auf jenen Gitterlinien liegen, die Benachbarte der Linien in Richtung des (i) -ten Durchlaufs sind.

Die Methode des 1-dimensionalen Durchlaufs (Gaußsches Eliminationsverfahren) führt beim direkten Durchlauf (d.h. bei der Änderung des Index j in axialer Richtung von j_{\min} nach j_{\max}) zur Berechnung der Eliminationskoeffizienten $(PL)_j$ und $(PM)_j$:

$$(PL)_j = -\frac{c_{ij}}{a_{ij}(PL)_{j-1} - b_{ij}} \quad ; \quad (PM)_j = \frac{f_{ij} - a_{ij}(PM)_{j-1}}{a_{ij}(PL)_{j-1} - b_{ij}} \quad (2.2.20)$$

Der Rücklauf besteht in der Berechnung der Druckwerte (bei Änderung des Index j von j_{\max} nach j_{\min}):

$$P_{i,j-1} = (PL)_{j-1} P_{ij} + (PM)_{j-1} \quad (2.2.21)$$

Die Startwerte für die Eliminationskoeffizienten (an den Grenzen des Rechenbereiches) werden aus der Kontinuitätsgleichung in Differenzenschreibweise (2.2.18) unter Verwendung der Randbedingungen für die Koeffizienten EU , EV , EPU , EPV bestimmt.

Der Lösungsalgorithmus für das Differenzgleichungssystem beinhaltet folgende Operationen:

1. Vorgabe der Startwerte für das Geschwindigkeits- und das Druckfeld sowie für die Stoffkomponentenverteilung
- 2.a) Direkter Durchlauf des 1-dimensionalen Eliminationsverfahrens. Berechnung der Koeffizienten der Bewegungsgleichungen (2.2.16) und (2.2.17), der Eliminationskoeffizienten der Druckgleichung (2.2.20) für den Radius r_i (beginnend mit r_1)
 - b) Umgekehrter Durchlauf. Die Werte der Eliminationskoeffizienten und der Koeffizienten der Bewegungsgleichung verwendend, werden die Druck- und Geschwindigkeitswerte berechnet.
 - c) Übergang zur nächsten Vertikalrichtung r_{i+1} . Wiederholung der Rechnungen für alle Vertikalrichtungen beginnend mit a).
3. Iteration des Geschwindigkeitsfeldes in jedem Zeitschritt bis die maximale Divergenz auf vorgegebenen Wert verringert wurde
4. Verschiebung der Stoffpartikel entsprechend dem erhaltenen Geschwindigkeitsfeld
5. Berechnung der neuen Verteilung der gemittelten Stoffcharakteristiken
6. Übergang zum nächsten Zeitpunkt des dynamischen Prozesses (d.h. die Verwendung der erhaltenen Geschwindigkeits- und Druckfelder sowie der Komponentenverteilungen als Anfangswerte für einen mittleren Zeitschritt)

2.3. Numerische Lösungsmethode für die Energiegleichung

Die numerische Lösung der Energiegleichung in zylindrischen Koordinaten basiert auf der Annahme, dass das Geschwindigkeitsfeld und das Feld der räumlichen Stoffkomponentenverteilung gegeben ist. Die Differenzenapproximation erfolgt am rechtwinkligen Eulerschen Berechnungsgitter, welches dem Gitter der fluiddynamischen Berechnungen entspricht.

Die Approximation der Konvektionsterme wird mit Hilfe des Upwind-Verfahrens durchgeführt, aber die der Gleichungsterme mit zweiten Ableitungen – mit Hilfe der zentralen Differenzen. Das System der Differenzgleichungen im zweidimensionalen Zylinderbereich hat folgende Form:

$$\frac{[(c_p)^* T]_{ij}^{\tau+\Delta\tau} - [(c_p)^* T]_{ij}^{\tau}}{\Delta\tau} = - \left[\frac{1}{r} \frac{\partial(c_p)^{\tau}}{\partial r} r u^{\tau} T^{\tau} \right]_{ij} - \left[\frac{\partial(c_p)^{\tau}}{\partial z} v^{\tau} T^{\tau} \right]_{ij} + \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} r \lambda^{\tau} \frac{\partial T^{\tau+\Delta\tau}}{\partial r} \right]_{ij} + \left[\frac{\partial}{\partial z} \lambda^{\tau} \frac{\partial T^{\tau}}{\partial z} \right]_{ij}^{\tau+\Delta\tau/2} + q_{vij}^{\tau+\Delta\tau/2} \quad (2.3.1)$$

Die Besonderheit des Systems (2.3.1) besteht darin, dass die Konvektionsterme aus der Zeitscheibe τ genommen werden (d.h. in explizierter Weise bezüglich der Zeit). Der Term $(c_p)^*$ wird in Abhängigkeit vom Geschwindigkeitswert und von der Volumenkonzentration bestimmt, die aus der Zeitscheibe $\tau+\Delta\tau$ genommen werden, jedoch im temperaturabhängigen Teil – aus der Zeitscheibe τ .

Als Beispiel wird nachfolgend die vollständige Darstellung der Differenzenapproximation des Konvektionsterms der Gleichung (2.3.1) aufgezeigt:

$$\left[\frac{1}{r} \frac{\partial c_p r u T}{\partial r} \right]_{ij} = \frac{1}{r_{i-\frac{1}{2}}} \frac{u_{ij} r_i c_{pj} \rho_{pj} T_{pj} - u_{i-1j} r_{i-1} c_{qj} \rho_{qj} T_{qj}}{r_i - r_{i-1}} \quad (2.3.2)$$

wobei

$$p = \begin{cases} i & , \text{ wenn } u_{ij} \geq 0 ; \\ i+1 & , \text{ wenn } u_{ij} < 0 ; \end{cases} \quad q = \begin{cases} i & , \text{ wenn } u_{ij} \geq 0 \\ i+1 & , \text{ wenn } u_{ij} < 0 \end{cases}$$

Als Randbedingungen werden Bedingungen für die Wärmeabgabe von den Grenzen des Rechenbereiches an eine Umgebung mit vorgegebener Temperatur festgelegt. Außerdem wird eine Temperaturverteilung als Anfangsbedingung für den gesamten Bereich entsprechend der zu lösenden Aufgabe vorgegeben.

Die Berücksichtigung der Wirkung der Wärmestrahlung in den Bereichen, die mit Gaskomponenten gefüllt sind, ist hinreichend kompliziert und stellt eine gesonderte Aufgabe dar, die während der folgenden Schritte bei der Erarbeitung von Methodik und Programm korrekt zu lösen ist. In einem ersten Schritt kann die Berücksichtigung dieser Strahlung ausgehend von konkreten Besonderheiten der Aufgabenstellung in einer Näherung erfolgen.

Die Lösung des Systems (2.3.2) erfolgt mit der Methode der alternierenden Richtungen, bei der das ursprüngliche Gleichungssystem in üblicher Weise in zwei Untersysteme aufgeteilt wird. Das erste Untersystem wird im ersten Zeithalbschritt mittels radialer Durchläufe gelöst, und das zweite – mittels axialer Durchläufe im zweiten Zeithalbschritt. In der zu betrachtenden Methode sind die Konvektionsterme der Gleichungen in freien Gleichungstermen enthalten.

Der Algorithmus zur numerischen Lösung des Wärmeproblems ist eng mit der Lösung des Fluidodynamikproblems verbunden und umfasst folgende Arbeitsschritte:

1. Vorgabe der Anfangsverteilungen für Temperatur, Geschwindigkeit, Druck und Partikel-Marker;
2. Berechnung der Verteilung der mittleren temperaturabhängigen thermophysikalischen Stoffeigenschaften sowie der Verteilung der Stoffkomponenten, welche durch die Position der Marker zum Zeitpunkt τ bestimmt wird;
3. Berechnung der Geschwindigkeits- und Druckverteilungen im Zeitschritt $\tau + \Delta\tau$ unter Verwendung des Fluiddynamikblockes;
4. Bestimmung der Verschiebung von Partikel-Markern und ihrer neuen Position entsprechend dem berechneten Geschwindigkeitsfeld sowie Berechnung der Werte für die mittleren thermophysikalischen Stoffeigenschaften im Zeitschritt $\tau + \Delta\tau$ entsprechend dieser Raumposition
5. Berechnung der Temperaturverteilung im Zeitschritt $\tau + \Delta\tau$ durch Lösung von (2.3.1) unter Verwendung der Geschwindigkeitsverteilungen
6. Durchführung eines Zeitschrittes und Wiederholung aller Berechnungen ab Punkt 3. Dies wird entsprechend der in der Rechnung vorgegebenen Anzahl von Zeitschritten wiederholt.

Die Schrittweite der numerischen Diskretisierung bei der gemeinsamen Lösung des Wärme- und Fluidodynamikproblems wird durch Stabilitätsbedingungen bestimmt, welche für das Fluidodynamikproblem wesentlich strenger sind. Deshalb beinhaltet der Algorithmus zur Lösung des Wärmeproblems ungeachtet einer bezüglich der Zeit expliziten Darstellungsweise des Konvektionsterms keine Begrenzung der Schrittgröße τ .

3. Programmalgorithmus

Der Programmalgorithmus beinhaltet die Berechnung des instationären Prozesses mit einem konstanten diskreten Zeitschritt $\Delta\tau$ für eine vorgegebene Anzahl von Zeitschritten. Er umfasst folgende Reihenfolge von Operationen.

3.1. Vorgabe der Ausgangsdaten

- Struktur des Berechnungsgitters
- Verteilung der Komponenten auf die Zellen des Berechnungsgitters
- Temperaturverteilung der Stoffe in den Zellen des Berechnungsgitters
- Geschwindigkeitsverteilung für den Stofftransport und Druckverteilung in den Zellen des Berechnungsgitters
- Randbedingungen für Stofftemperatur und –geschwindigkeit
- Verteilung der Partikel im Rechenbereich
- Berechnung der Anfangsverteilung von Volumenanteilen der Stoffkomponenten in den Zellen des Berechnungsgitters

3.2. Berechnung des Geschwindigkeits- und des Druckfeldes im Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$

- Bestimmung des Zustandes der Komponenten in den Zellen des Berechnungsgitters in Abhängigkeit von der Temperatur
- Bestimmung der thermophysikalischen Eigenschaften der Komponenten in den Zellen des Berechnungsgitters in Abhängigkeit von der Temperatur
- Berechnung der Komponenten des Geschwindigkeitsvektors und des Druckes im Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$
- Berechnung der Partikelkoordinaten im Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$
- Berechnung der Volumenanteile der Stoffkomponenten in den Zellen des Berechnungsgitters entsprechend der Partikelverteilung in den Gitterzellen im Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$

3.3. Berechnung der Temperaturverteilung im Rechenbereich im Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$

- Bestimmung der über die Komponenten gemittelten thermophysikalischen Stoffeigenschaften in den Zellen des Berechnungsgitters
- Bestimmung der über die Komponenten gemittelten Wärmefreisetzungsdichte in den Zellen des Berechnungsgitters
- Berechnung der Temperaturverteilung für den Stoff im Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$

3.4. Übergang zum nächsten Zeitschritt

- Zuweisung der Variablenwerte vom Zeitschritt $\tau+\Delta\tau$ für die Variablen, für welche eine Speicherung der Werte im Zeitschritt τ vorgesehen ist
- Wiederholung der Berechnungen ab Punkt 3.2

3.5. Wegschreiben der Variablenwerte nach einer vorgegebenen Anzahl von Zeitschritten für einen nachfolgenden Programm-Restart

4. Programmstruktur

Das Programm besteht aus dem Hauptprogramm DIN und dem Unterprogramm FRZIL – für die Berechnung der Felder von Geschwindigkeitsvektoren, der Volumenanteile von Komponenten und der Position von Partikel-Markern im Rechenbereich.

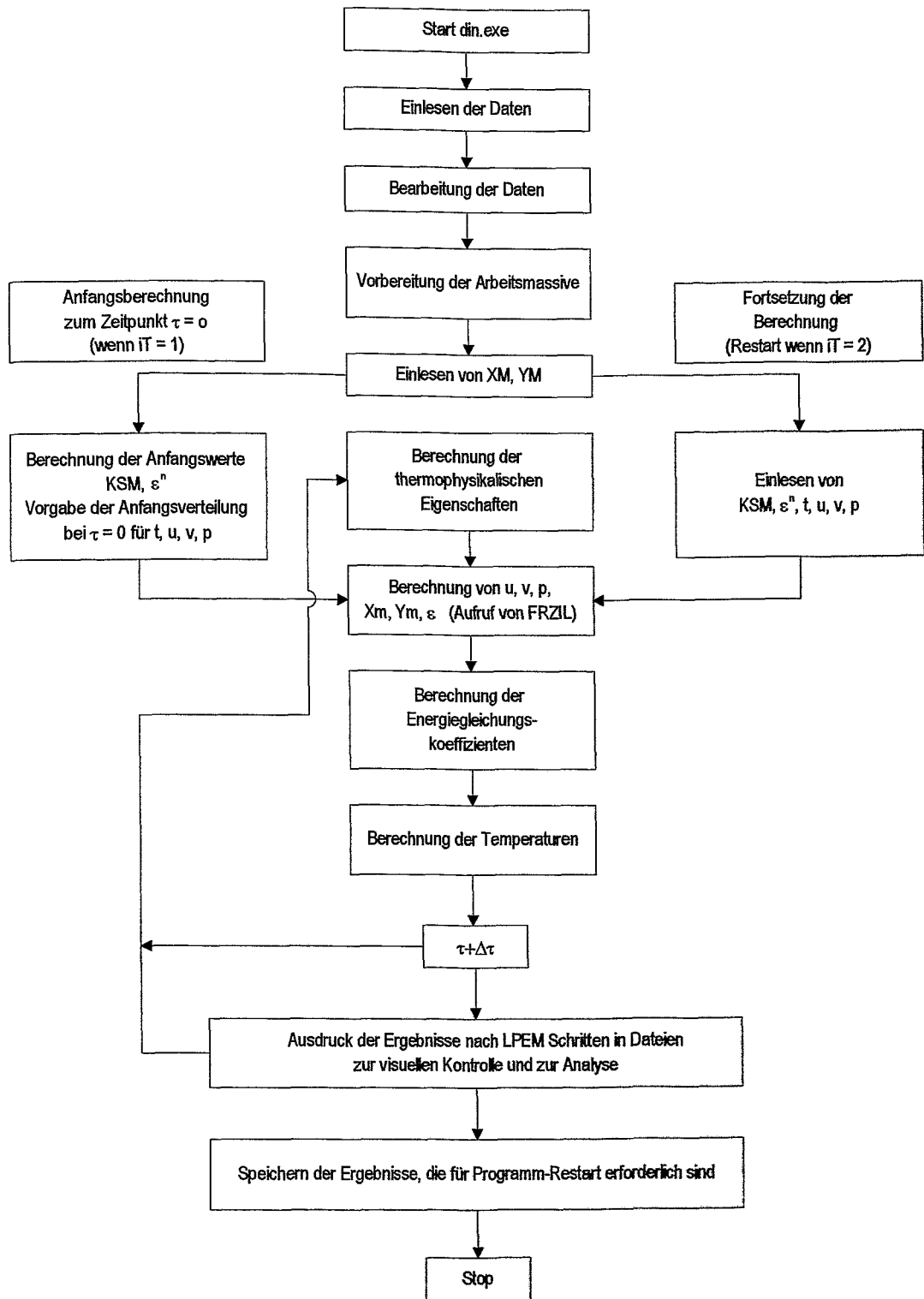
Das Hauptprogramm ist im Grunde genommen das Programm zur Lösung der Wärmetransportgleichungen in sich bewegenden Stoffen, die eine Abhängigkeit von der Bewegungsgeschwindigkeit und den thermophysikalischen Stoffeigenschaften aufweisen, welche die Verteilung der Stoffkomponenten bestimmen. Deshalb erfolgt der Aufruf des Unterprogramms FRZIL in jeden Zeitschritt zur Neuberechnung der Koeffizienten der Differenzgleichung für den Wärmetransport, die von der Bewegungsgeschwindigkeit abhängen.

Für Aufgabenstellungen, bei denen das Geschwindigkeitsfeld im Zeitverlauf unverändert bleibt, kann der Aufruf des Unterprogramms zur Berechnung der Geschwindigkeits- und Stoffkomponentenverteilung deaktiviert werden.

Für den Programmlauf ist der Start des Hilfsprogramms MAR erforderlich, das die Anfangsverteilung der Partikel im Rechenbereich realisiert. Außerdem werden zur Visualisierung der berechneten Geschwindigkeits- und Temperaturverteilung sowie zur Visualisierung der Partikelpositionen im Rechenbereich die grafischen Hilfsprogramme RIMAR, RSK, REST und ARROW eingesetzt, die in der gleichen Umgebung wie das Hauptprogramm arbeiten.

5. Hauptprogramm DIN

Das Blockschaltbild zur Struktur des Hauptprogramms ist in der folgenden Abbildung dargestellt.



6. Hauptvariablen

Physikalische Variable	Identifikator der physikalischen Variable	Bemerkungen
	iG wird gegeben	Anzahl der Berechnungszellen in radialer Richtung des Rechenbereiches
	KM wird gegeben	KM-1 - Anzahl der Berechnungszellen des Gitters in axialer Richtung des Rechenbereiches
	N1 wird berechnet	$N1 = iG + 2$
	N2 wird berechnet	$N2 = KM + 2$
K_{max}	KMAX wird gegeben	Anzahl der Partikel-Marker des Rechenbereiches im Anfangszustand
l_{max}	LMY wird gegeben	Anzahl der Partikel-Marker in axialer Richtung des Rechenbereiches im Anfangszustand
Δt	DTSU wird gegeben	Diskretisierungsschritt für den Prozess bezüglich der Zeit
	DT wird berechnet	Hilfsgröße
n_{max}	KSRM wird gegeben	Anzahl der Komponenten im Rechenbereich
g_r	GX	Projektion des Fallbeschleunigungsvektors in radiale Richtung
g_z	GY	Projektion des Fallbeschleunigungsvektors in axiale Richtung
$(div \bar{u})_{max}$	DIVMAX wird gegeben	Maximalwert der Geschwindigkeitsdivergenz im Rechenbereich
	DRP wird gegeben	Diskretisierungsschritt für die Berechnungszellen im Gitter in radialer Richtung
	DZP wird gegeben	Diskretisierungsschritt für die Berechnungszellen im Gitter in axialer Richtung
	iT wird gegeben	Parameter, der den Start und Restart des Programms steuert
	LMAX wird gegeben	Anzahl der Zeitintervalle (Schritte) zwischen den Speicherungen in eine Datei
	LPEM wird gegeben	Anzahl der Zeitschritte ohne Speicherung der Zwischenergebnisse
	TF wird gegeben	Temperatur des den Rechenbereich umgebenden Stoffes
	TH1 wird gegeben	Anfangstemperatur der Komponente №1
	⋮	
	TH5 wird gegeben	Anfangstemperatur der Komponente №5

7. Massive, die als Eingangsdaten gegeben werden

RS(i), Z(k), KP(i,j), GAM(k), CG(k), TP(k), RR(k), TMS(k), TML(k), VMU1(k), VMU2(k), QVAZ(k)

8. Hauptmassive

Massiv	Identifikator des Massives	Bemerkungen
$u_{ij}^{\tau+\Delta\tau}$	u1(i,j)	Radiale Komponente der Geschwindigkeitsvektoren; $i=1,\dots,N1+1, j=1,\dots,N2+1$
$v_{ij}^{\tau+\Delta\tau}$	u2(i,j)	Vertikale (axiale) Komponente der Geschwindigkeitsvektoren; $i=1,\dots,N1+1, j=1,\dots,N2+1$
p_{ij}	p(i,j)	Druck des Stoffes; $i=1,\dots,N1+1, j=1,\dots,N2+1$
ε_{ij}	V(KSRT,i,j)	Volumenanteile der Komponente № KSRT in den Zellen des Berechnungsgitters; $i=1,\dots,N1+1, j=1,\dots,N2+1$
$u_{ij}^{\tau}, v_{ij}^{\tau}, \varepsilon_{ij}^{\tau}$	u1T(i,j), u2T(i,j), VT(KSRT,i,j)	Volumenanteile der Komponente № KSRT im vorangegangenen Zeitschritt; $i=1,\dots,N1+1, j=1,\dots,N2+1$
$t_{ij}^{\tau+\Delta\tau}$	TK(i,j)	Stofftemperatur; $i=1,\dots,iG+1, j=1,\dots,KM+1$
$\bar{c}_{ij} \bar{\rho}_{ij}$	Cgam(i,j)	Produkt aus Wärmekapazitätskoeffizient und Stoffdichtekoeffizient
$r_{l,m}$	XM(K,l)	Radiale Koordinate des Markers mit № K, L; wobei $K=1,\dots,KMAX; l=1,\dots,LMY$
$z_{l,m}$	YM(K,l)	Vertikale (axiale) Koordinate des Markers mit № K, L; wobei $K=1,\dots,KMAX; l=1,\dots,LMY$
	KSM(K,l)	Parameter, welcher der Stoffkomponenten-№ KSRT entspricht
	VX0(K,l)	Anfangsvolumen des Stoffes des zu transportierenden Markers mit der № K,L
	LS(i,j)	Parameter, der für Zellen mit garantiert unbeweglichen (starrten) Komponenten den Wert „1“ hat und in allen anderen Fällen – „0“
	MS(i,j)	Parameter für Zellen mit unbeweglichen Komponenten im festen Zustand (wird mittels speziellem Algorithmus bestimmt); MS=0 für Zellen, die mit Komponenten im flüssigen Zustand gefüllt sind
	MSPL(i,j)	Parameter, der für Zellen mit Komponenten im festen Zustand, welche die Möglichkeit einer Verschiebung besitzen, den Wert „1“ und in allen anderen Fällen – „0“ hat
	VNORM(i,j)	Größe, die dem Reziproken des durch die Zahl π geteilten Zellvolumens entspricht

Massiv	Identifikator des Massives	Bemerkungen
$r_i(i)$	RS(i)	Radiale Koordinate der vertikalen Linie des Berechnungsgitters (M)
$z_j(j)$	Z(j)	Vertikale Koordinate der horizontalen Linie des Berechnungsgitters (M)
"K"	KP(i,j)	№ der Stoffkomponente, welche das Berechnungsgitter an der Stelle i,j im Anfangszustand ausfüllt
$c^k \rho^k$	CG(k)	Produkt aus spezifischer Wärmekapazität der Komponente mit № k und ihrer Dichte [J/m ³ K]
ρ^k	GAM(k)	Dichte der Komponente mit № k
λ^k	TP(k)	Wärmeleitfähigkeitskoeffizient der Komponente mit № k [W/mK]
R^k	R(k)	Umwandlungswärme des Phasenübergangs (Schmelzen – Erstarren) der Komponente mit № k [J/kg]
t_s^k	TMS(k)	Solidustemperatur der Komponente mit № k [°C]
t_l^k	TML(k)	Liquidustemperatur der Komponente mit № k [°C]
μ_1^k	VMU1(k)	Dynamische Viskosität der Komponente mit № k im ersten Temperaturintervall
μ_2^k	VMU2(k)	Dynamische Viskosität der Komponente mit № k im zweiten Temperaturintervall
q_v^k	QVAZ(k)	Volumenbezogene Wärmefreisetzungsdichte in der Komponente k [W/m ³]
λ_{ij}	TLAM(i,j)	Massiv der aktuellen Werte der über die Komponenten gemittelten Wärmeleitfähigkeitskoeffizienten in der Berechnungszelle i,j
q_{vij}	QVKS(i,j)	Massiv der aktuellen Werte der über die Komponenten gemittelten volumenbezogenen Wärmefreisetzungsdichten in der Berechnungszelle i,j
$\bar{c}_{ij} \bar{\rho}_{ij}$	CGAMT(i,j)	Massiv der aktuellen Werte des über die Komponenten gemittelten Produkts aus spezifischer Wärmekapazität und Dichte in der Berechnungszelle i,j
	iR(m)	Arbeitsmassiv
	jZ(m)	Arbeitsmassiv

9. Hilfsmassive

Massiv	Identifikator des Massives	Bemerkungen
$t_{ij}^{t+\Delta t/2}$	TR1(i,j)	Massiv der Stofftemperaturwerte in der Zelle i,j
	QVISL(i,j)	Massiv der Korrekturzugaben zu den Werten der volumenbezogene Wärmefreisetzungsichten durch die Wärmestrahlung in Gasspalten
	B1(i,j), B2(i,j), B3(i,j), C1(i,j), C2(i,j), C3(i,j)	Massive der aktuellen Werte für die Koeffizienten der Differenzgleichung für die Energie
	VSS(i,j)	Hilfsmassiv
	TM(j), TL(j)	Hilfsmassive für Eliminationskoeffizienten
	EPS(j)	Hilfsmassiv zur Kontrolle der Volumenanteile einer Komponente in der Berechnungszelle

Anhang 4

**DINCOR - a Code Simulating Melt Relocation and Phase Change –
First Validation on the Basis of the CORVIS Experiments**

DINCOR – a Code Simulating Melt Relocation and Phase Change –

First Validation on the Basis of the CORVIS Experiments

A.D.Efanov, V.Y.Kumayev

State Scientific Center RF-Institute of Physics and Power Engineering
Obninsk
Russia

H.G.Willschuetz

Institute of Safety Research
Forschungszentrum Rossendorf e.V.
01314 Dresden, Germany
H.G.Willschuetz@fz-rossendorf.de

KEYWORDS

Melt Relocation, Melting and Solidification, Numerical Simulation

ABSTRACT

Assuming the loss-of-coolant scenario for a common LWR with subsequent core melt down and melt relocation into the RPV lower head, the melt will attack the vessel wall and after a possible vessel failure the corium relocates into the reactor pit. In order to develop preventive procedures for accident mitigation advanced numerical methods and computer codes are necessary.

This paper presents the stage of the development and validation of the computer code DINCOR [1,2] for the numerical simulation of thermal hydraulic problems including solid-liquid phase change processes for large geometries. The model formulation and the numerical method for solving the two dimensional differential equations governing the transient hydrodynamics and the heat transfer in a multicomponent, incompressible medium with phase change processes are presented.

As a first step of DINCOR code validation calculations of the CORVIS experiments at the Paul-Scherrer-Institute, Switzerland, have been performed. The CORVIS experiments – now completed - investigated the melting behavior of a simplified drain line model of a

BWR pressure vessel [3,4]. The numerical simulation shows a good agreement between the experimental and the calculated failure time of the drain line.

1. INTRODUCTION

During a hypothetical accident scenario in a common Light Water Reactor (LWR) with subsequent core melt down a corium pool can establish in the lower head of the Reactor Pressure Vessel (RPV). Experiments are performed throughout the world to study and analyze the behaviour of the corium and the surrounding structures. Simultaneously computer codes are developed in order to model the melt attack to the vessel wall, the vessel wall ablation during the melt relocation and the melt distribution in the reactor pit or in different core catcher designs. One of these codes is DINCOR developed at the Institute of Physics and Power Engineering, Obninsk. The goal is to perform investigations about the corium relocation and distribution. The temperature and the ablation behaviour of the surrounding solid structures is also of interest.

In the following sections the present stage of the code development and validation is presented.

2. MODEL FORMULATION

The mathematical model for the processes is based on a representation of realistic reactor media as multicomponent systems. Every component of the system is considered as a substance with given physical properties depending on its state of aggregation and temperature. The components can flow and change their state by melting-solidification processes due to heat transfer and internal heat generation. Emphasis is placed on the thermal hydraulic interaction between components. At the present stage of program development no chemical interaction or boiling phenomena are considered.

The set of the equations governing the thermal hydrodynamics of the components is represented by equations of conservation of momentum, mass and energy for a continuous medium in an one-velocity approach.

Specifying integral characteristics of medium as a volume averaged density ρ , conductivity λ , viscosity μ and specific heat capacity C we obtain the set of equations governing the medium behavior.

Conservation of momentum equation (Boussinesq approach):

$$\frac{\partial u_i}{\partial \tau} + u_k \frac{\partial u_i}{\partial x_k} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_k} \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_k} + g_i \frac{\tilde{\rho}(T)}{\rho} - \Lambda u_i. \quad (1)$$

Continuity equation:

$$\frac{\partial u_k}{\partial x_k} = 0. \quad (2)$$

Conservation of energy equation:

$$\frac{\partial C\rho T}{\partial \tau} + \frac{\partial C\rho u_k T}{\partial x_k} = \frac{\partial}{\partial x_k} \lambda \frac{\partial T}{\partial x_k} + q_v. \quad (3)$$

Component transport equation:

$$\frac{\partial \varepsilon^n}{\partial \tau} + \frac{\partial \varepsilon^n u_k}{\partial x_k} = 0. \quad (4)$$

Volume averaged medium characteristics:

$$\rho = \sum_n \rho_0^n(\bar{T}) \varepsilon^n; \quad \tilde{\rho}(T) = \sum_n \rho_0^n(T) \varepsilon^n; \quad \lambda = \sum_n \lambda_0^n(T) \varepsilon^n;$$

$$\mu = \sum_n \mu_0^n(T) \varepsilon^n; \quad C = \sum_n \varepsilon^n \rho_0^n(T) c_{p0}^n(T) / \rho. \quad (5)$$

Where: u_k - components of the velocity vector in Cartesian coordinates; T - temperature; \bar{T} - mean temperature of numerical region; p - pressure; ε^n - volume fraction of a component n; ρ_0^n , λ_0^n , μ_0^n , c_{p0}^n - temperature dependent density, conductivity, viscosity and specific heat capacity of the materials.

The last term in the right side of the momentum equation (1) $\Lambda \cdot u_i$ is a kind of distributed resistance forces served for accounting solid-liquid states of different parts of media. For the regions in liquid state $\Lambda=0$, for the regions in solid state $\Lambda=\infty$.

Accounting melting- solidification processes in the model is realized with effective specific heat capacity. The effective specific heat capacity C incorporates the specific heat capacity of the materials and the latent heat liberated in phase transition:

$$c_{p0}^n(T) = \begin{cases} c_{pl}^n(T) & T \geq T_l^n \\ R^n / (T_s^n - T_l^n) + c_{pm}^n & T_s^n \leq T \leq T_l^n \\ c_{ps}^n(T) & T \leq T_s^n \end{cases} \quad (6)$$

Where: T_s^n, T_l^n - solidus and liquidus temperatures respectively; R^n - specific latent

heat of melting for component n; $c_{ps}^n, c_{pl}^n, c_{pm}^n$ - specific heat capacities of the materials in solid, liquid and intermediate phase state of component n respectively.

Integral inner heat source q_v (volumetric heat deposition) is:

$$q_v = \sum_n \varepsilon^n q_{v0}^n, \quad (7)$$

where q_{v0}^n - inner heat source of a component n.

It is assumed that each component occupies different regions of the medium, separated by moving interfaces from other components. Furthermore components can also form mixtures.

3. NUMERICAL METHOD

Numerical method for solving the set of differential equations governing the processes is based on a control-volume scheme coupled with "particles-in-cells" method in two-dimensional cylinder geometry. Semi-implicit numerical procedure has been used to solve the finite differences equations of the continuity and momentum conservation.

The particles-in-cells method is used for solving the materials transport equation (4) only to reduce numerical diffusion on the interfaces between moving parts of the medium components.

Particles relocation equation is

$$\frac{dX_i(\tau, x_1, x_2, x_3)}{d\tau} = u_i(\tau, X_1, X_2, X_3). \quad (8)$$

Where X_i - particles coordinates; x_i - Lagrange coordinates of the particles; u_i - components of a velocity vector.

It is assumed that every particle with number i carries fixed volume portion of component n - ΔV_i^n . This suggestion allows determining mean properties of medium by

calculation of an integral volume of the particles within every control volume

$V_{k,l}$ of the numerical grid:

$$\varepsilon_{k,l}^n = \sum_{\Delta V_l \in V_{k,l}} \Delta V_l^n / V_{k,l} \quad (9)$$

This numerical procedure based on particles-in-cell method allows practically to avoid numerical 'spreading' of the interfaces between different components of a medium.

The developed computer code was tested by calculations of two different processes:

- WWER-1000 pressure vessel melting by a corium;
- corium flowing through the vessel opening to a dry or wet porous core catcher placed inside of the WWER-1000 reactor cavity.

Examples of the calculations are presented in Figs. 1 and 2, where a corium relocation in a dry VVER-1000 reactor cavity with a porous core catcher (porosity-0.25; element size 300x200 mm) is assumed. This demonstrates the capabilities of the code through the application to the simulation of melting and solidification of a multicomponent system relocating in a reactor cavity.

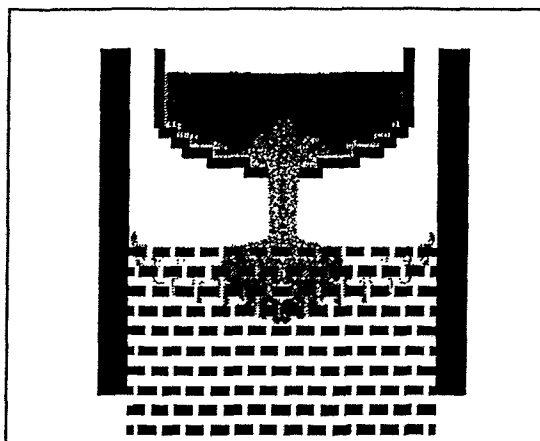


Fig.1: Corium relocation in a VVER-1000 reactor cavity with core catcher after $t=0.2$ sec.

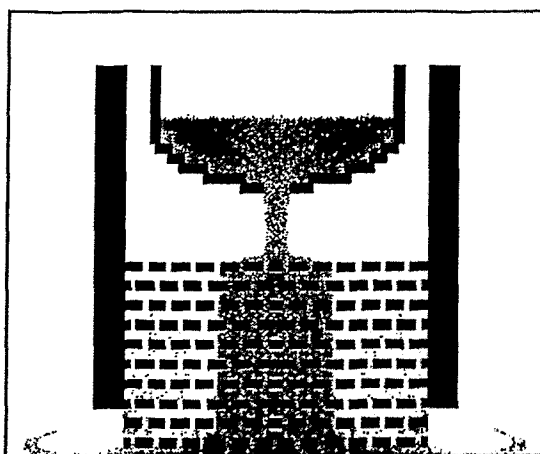


Fig.2: Corium relocation in a VVER-1000 reactor cavity with core catcher after $t=6.6$ sec.

4. RESULTS OF THE CALCULATIONS BY DINCOR

At present the validation and verification of DINCOR code by means of CORVIS experiments is in progress. The CORVIS project was performed to investigate several phenomena concerning melt-through in a Reactor Pressure Vessel during core melt down accidents [3]. As a first step of code validation on CORVIS experimental data the calculations of the iron melt flow through a simplified drain line model of a BWR pressure vessel and melt interaction with the test plate have been performed. The main goal of the calculations was a comparison of the experimental and calculated melting time of the drain line tube. The results for the ablation of drain line nozzle and test plate were also of interest.

The region simulated in the numerical investigation (fig.3) included the lower part of experimental vessel filled with molten materials, the drain line nozzle and tube, and the melt catcher below the experimental vessel. It should be remarked that the length of drain tube in calculations was shorter than actual length. In order to simulate real hydraulic resistance of drain tube the effective local resistance at outlet of the tube was accounted. Hence the full hydraulic resistance of drain line in calculations was equal actual resistance.

For the calculations the initial temperature distribution (fig.4) was assumed as follows : iron melt - 2200 °C; bottom plate and walls of a test vessel - 1400 °C; surrounding air of the experimental vessel - 1000 °C. Additionally an adiabatic boundary condition was assumed for the full

considered region. At initial state the components of media were supposed motionless then starting flow by gravity forces through the drain line to the melt catcher under the experimental vessel. The postulated initial conditions were expected to correspond to the experimental event of the melt arrival in the experimental vessel after the ignition of the thermite charge and the melt flow through the pouring channel.

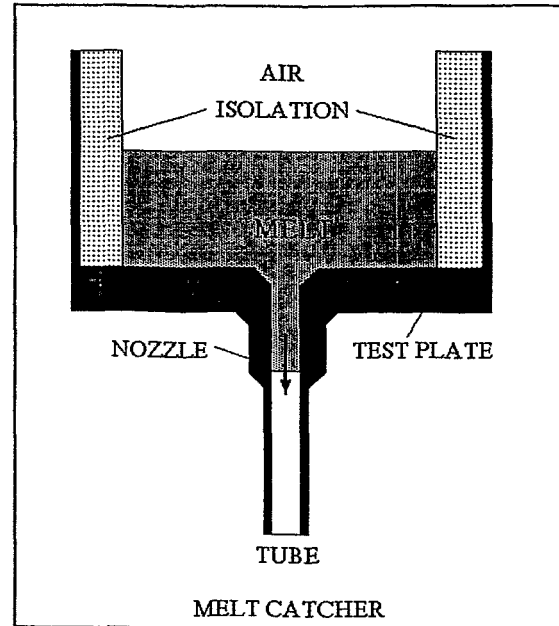


Fig.3: Calculation domain of the melting processes in the CORVIS experiments.

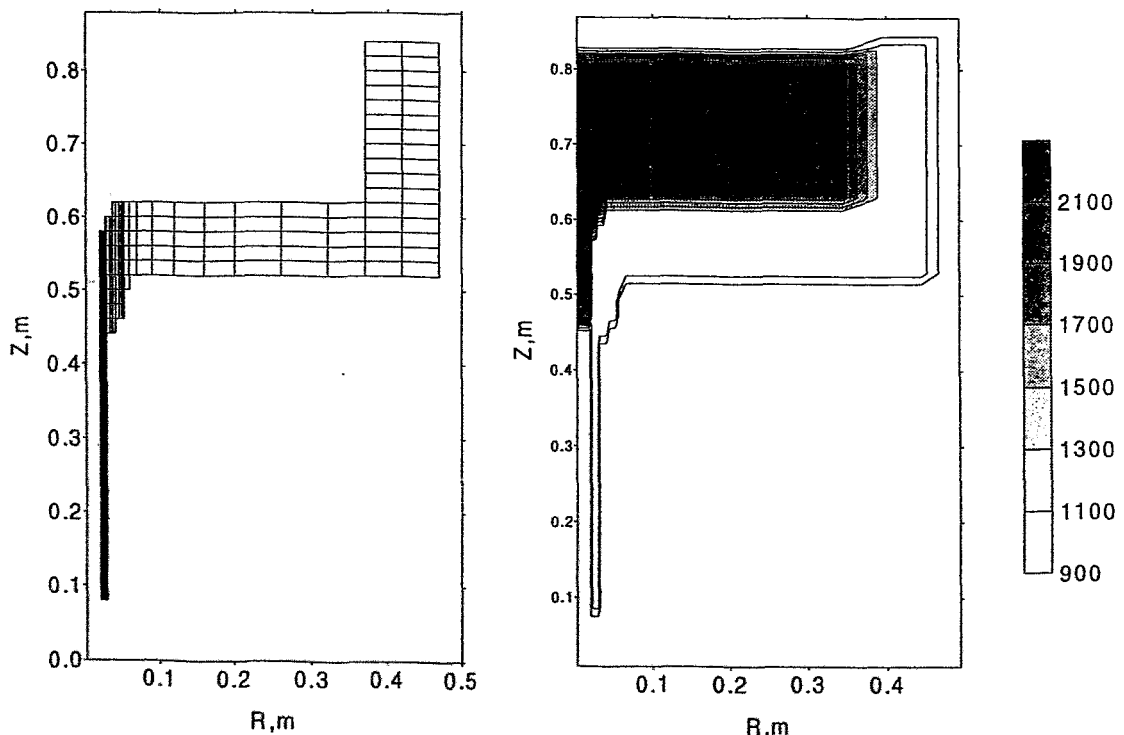


Fig. 4: Initial configuration and temperature distribution of test vessel and drain line for CORVIS.

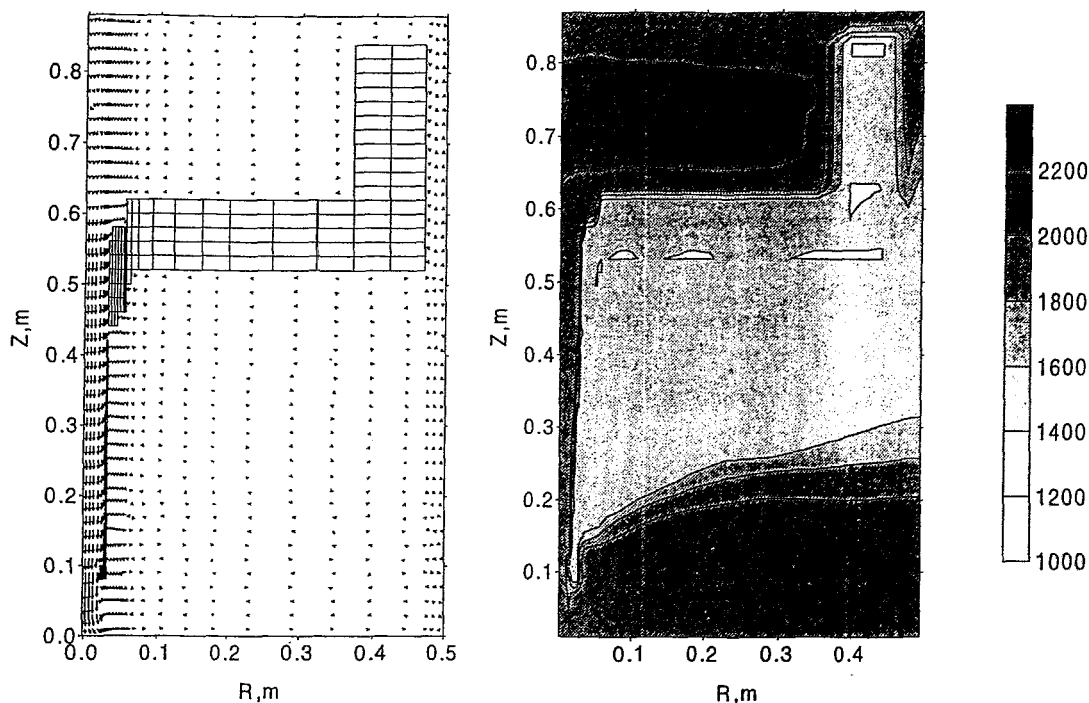


Fig.5: Velocity vector field and temperature distribution at the moment of drain line rupture after $t=7.0$ sec.

As it has been observed by DINCOR calculations and during experiments the melt flow heated the materials of test vessel, drain line nozzle and tube to the melting temperatures. After that molten materials started flow down to the catcher together with the original iron melt. The process ran very quickly due to the high density and low viscosity of the melt. After a short time from the beginning the melt through of the drain tube near the weld to the nozzle was observed (fig.5). This event is considered as a rupture of the drain line tube and the time from the postulated initial state to the moment when tube rupture occurs as 'failure time'.

The failure time 7.0 seconds has been obtained by calculation this is in a satisfactory agreement with the experimental value of a failure time of 6.2 seconds.

Important for a practical application point for comparison is the melt mass that passed the central hole of the test plate at the time of line rupture. The experiments had shown that mass about 200 kg but by calculation the mass of passed molten materials had been obtained equal 210 kg. Hence a good agreement with experiments is also observed.

5. CONCLUSIONS

The capability of the code DINCOR has been demonstrated through application to numerical calculations of melting and solidification of a multi-component system simulating the reactor elements' geometry.

It was found that a "particles-in-cells" method used for solving transport equation enables an essential reduction of the effects of numerical "spreading" interfaces caused by grid diffusion between moving parts of components.

Testing calculations of the CORVIS experiments on investigation of BWR drain line melting demonstrated a good agreement with experimental results for the drain line failure time and mass rate of melt discharge through the central hole of the test plate.

REFERENCES

1. Kumayev V.Y.. Investigation of Spatial Thermal Hydrodynamics of Reactor Elements Melting, Corium Formation and Cooling for VVER-type Reactors. // IAEA-J7-TC-779.2, Working Material of Technical Committee Meeting on Accident Management Procedures, Garching, Germany, 5-9 September, 1994.
2. Dedoul A.V., Kumayev V.Y., Leonchuck M.P., Skorikov D.E.. Complex code TPAKT-5/CD/DINCOR for numerical simulation of water cooled reactor severe accidents.// ,Transactions of IPPE, 1996, p.161-174.
3. CORVIS PROJECT-State of Progress.//PSI, CORVIS-Report No.6, April 1996.
4. CORVIS PROJECT-State of Progress.//PSI, CORVIS-Report No.7, February 1997.