

FORSCHUNGSZENTRUM  
ROSSENDORF e.V.

FZR

---

Archiv-Ex.:

FZR-47

Juni 1994

*U. Grundmann und U. Rohde*

**Verifikation des  
3-dimensionalen Kernmodells  
DYN3D/M2**

# **Verifikation des 3-dimensionalen Kernmodells DYN3D/M2**

**U.Grundmann, U.Rohde**

**Juni 1994**

**Technischer Fachbericht  
zum Vorhaben**

**"Weiterentwicklung und Verifikation eines dreidimensionalen Kernmodells für  
Reaktoren vom Typ WWER und seine Ankopplung an den Störfallcode  
ATHLET"**

**Förderkennzeichen 150 0925**

**Forschungszentrum Rossendorf e.V.  
Institut für Sicherheitsforschung  
Postfach 510119, 01314 Dresden**

## **Kurzfassung**

Es wird eine Übersicht über die wesentlichsten Ergebnisse bisheriger Arbeiten zur Verifikation des dreidimensionalen Kernmodells DYN3D/M2 für Reaktoren mit hexagonalen Brennelementen gegeben. Verifikationsuntersuchungen für stationäre und instationäre Leistungsdichteberechnung, Thermohydraulik und Brennstabmodell sowie das Gesamtmodell werden beschrieben. Die Verifikation erfolgte durch Nachrechnung von Einzeleffekttests und Experimenten an WWER-spezifischen Versuchsanlagen, Vergleich mit anderen Codes und Benchmarklösungen sowie teilweise durch Vergleich berechneter Parameter mit Betriebsmeßdaten aus KKW mit WWER. Verifikationsbedarf besteht insbesondere noch für das Gesamtmodell und die Anwendung auf den WWER-1000.

## **Abstract**

An overview is given of significant results concerning previous verification activities for the three-dimensional core model DYN3D/M2 developed for reactors with hexagonal fuel elements. The investigations carried out for steady-state and time-dependent power density, thermohydraulics and fuel rod model as well as for the integral model are described. The validations are based on the calculation of single effect tests and experiments on VVER-specific test facilities, comparisons with other codes and benchmark solutions and partly on the comparison of calculated parameters with measured data from operating NPP with VVER. Further need of verification exists particularly for the integral model and the application to VVER-1000 reactors.

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministers für Forschung und Technologie (Förderkennzeichen 150 0925) gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieses Berichts liegt bei den Autoren.

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>Seite</b>
1. Einleitung	1
2. Die Verifikation der Neutronenflußberechnung	3
2.1 Stationäre Neutronenflußberechnung	3
2.1.1. Benchmarkproblem	3
2.1.2. Vergleich mit anderen Codes	4
2.1.3. Vergleich mit kritischen Experimenten	4
2.1.4. Stationäre Untersuchungen von Energoprojekt Prag	6
2.2 Instationäre Neutronenflußberechnung	10
2.2.1. Experimente am LR-0	10
2.2.2. AER-Benchmarkproblem	20
3. Verifikation der Thermohydraulik und des Brennstabmodells	26
3.1 Einzeleffekttests	26
3.1.1. Dampfgehalt bei unterkühltem Sieden	26
3.1.2. Kritische Wärmestromdichte	26
3.1.3. Nachkritischer Wärmeübergang	30
3.2. Die Nachrechnung von Experimenten zum Brennstabverhalten bei reaktivitätsinduzierten Störfällen	36
3.3. Vergleich mit anderen Codes und Empfindlichkeitsuntersuchungen	41
3.3.1. Vergleichsrechnungen mit dem Code INCO	41
3.3.2. Empfindlichkeitsuntersuchungen und Sinnfälligkeitstests am Testfall EXKURS	44
3.3.3. Rechnungen zu einem Benchmarkproblem - Vergleich mit ATHLET-Ergebnissen	46
4. Verifikation des Gesamtmodells	49
4.1. Konvergenzuntersuchungen	49
4.2. Stationäre Rechnungen und Vergleich mit Experimenten	52
5. Schlußfolgerungen	53
Referenzen	55

# Verifikation des 3-dimensionalen Kernmodells DYN3D/M2

## 1. Einleitung

Das Kernmodell DYN3D/M2 wurde zur Simulation von Reaktivitätstransienten in thermischen Kernreaktoren mit hexagonalen Brennelementen entwickelt /1.1/. Es beinhaltet die Lösung der Zwei-Gruppen-Neutronendifusionsgleichung zur Berechnung der stationären und instationären Neutronenfluß- bzw. Leistungsdichteverteilung mittels einer nodalen Entwicklungsmethode sowie ein Thermohydraulik- und Brennstabmodell für den Reaktorkern. Das Thermohydraulik- und Brennstabmodell FLOCAL umfaßt die Beschreibung der ein- oder zweiphasigen Kühlmittelströmung auf der Basis eines Systems von 4 differentiellen Bilanzgleichungen, eine geschlossene Berechnung des Wärmeüberganges von der Einphasenströmung bis zu überhitztem Dampf und die Simulation des Brennstabverhaltens bis zur Versagensgrenze im Hochtemperaturbereich. Jedes Brennelement wird durch einen separaten Kühlkanal modelliert. Es werden sicherheitsrelevante Parameter wie DNB-Verhältnis, Hülltemperaturen und gegebenenfalls Oxidschichtdicke sowie Brennstoffenthalpie berechnet. Die neutronenphysikalische Rückkopplung wird über die Abhängigkeit der Wirkungsquerschnitte von den Rückkopplungsparametern Brennstofftemperatur, Moderatortemperatur und -dichte sowie Borsäurekonzentration beschrieben. Der Code erlaubt die Berechnung stationärer Reaktorzustände mit Variation des effektiven Multiplikationsfaktors  $k_{\text{eff}}$ , der Borsäurekonzentration oder der Reaktorleistung zum Erreichen der Kritikalität und von Transienten, die durch folgende Störungen hervorgerufen werden:

- Bewegung von Regelstäben oder Regelgruppen,
- Störung der Kühlmiteleintrittstemperatur,
- Störung der Borsäurekonzentration,
- Veränderung des Kühlmittelmassenstromes oder des Druckverlustes über dem Reaktorkern,
- Variation des Kühlmitteldruckes.

Entsprechend dem Modellumfang des Codes muß die Verifikation folgender Teilkomplexe erfolgen:

- stationäre Leistungsdichteberechnung,
- Neutronenkinetik,
- Thermohydraulik,
- Brennstabmodell,
- Gesamtmodell mit Zusammenspiel von Leistungsdichteberechnung, Thermohydraulik und Rückkopplung.

Das Hauptanwendungsgebiet des Codes bilden zur Zeit die russischen Kernreaktoren vom Typ WWER-440 und WWER-1000, die in den osteuropäischen Ländern im Einsatz sind. Die Verifikationsaktivitäten beziehen sich deshalb auf diese Reaktoren

und Anordnungen, die zur Untersuchung dieser Reaktoren dienen. Die Verifikation erfolgte durch:

- Nachrechnung von Benchmarkproblemen und Vergleiche mit ähnlichen Codes,
- Rechnungen zu Einzeleffekttests für physikalische Teilmodelle,
- Simulation von Experimenten an WWER-spezifischen Versuchsanlagen,
- Vergleiche mit experimentellen Daten aus KKW mit WWER.

Da Experimente zur Simulation von Reaktivitätsstörfällen praktisch nicht durchführbar sind, wurden hauptsächlich Untersuchungen zu Teilmodellen und Vergleiche mit stationären Zuständen in KKW für das Gesamtmodell von DYN3D/M2 durchgeführt. Während zu den Teilmodellen relativ viele Vergleiche mit experimentellen Daten durchgeführt wurden, ist mit der Verifikation des Gesamtmodells erst begonnen worden. Neben Konvergenzuntersuchungen bei Verringerung der Zeitschrittweite beziehen sich die Verifikationsrechnungen hierbei hauptsächlich auf stationäre Zustände. Für das Gesamtmodell sind weitere Verifikationsarbeiten erforderlich.

Die Weitergabe des Codes durch die IAEO Wien an interessierte osteuropäische Länder, wie die Tschechische Republik, die Slowakische Republik, die Ukraine und Bulgarien, erhöhen den Anwenderkreis und machen es möglich, die dort gewonnenen Ergebnisse zum Nachweis der Anwendbarkeit des Codes heranzuziehen.

Im vorliegenden Bericht wird ein Überblick über die wesentlichsten Ergebnisse der Verifikationsarbeiten gegeben. Im ersten Teil des Berichtes werden die Vergleiche zur Verifizierung der Neutronenflußberechnung beschrieben, die sich in stationäre und transiente Rechnungen gliedern. Die Resultate wurden mit Benchmarklösungen anderer Programme und zum Teil auch mit Experimenten verglichen.

Die Verifikation des Thermohydraulik-Moduls FLOCAL von DYN3D erfolgte anhand der Nachrechnung von Einzeleffekttests zu bestimmten relevanten Phänomenen, von Experimenten zum Brennstabverhalten bei reaktivitätsinduzierten Störfällen und durch Vergleiche mit anderen Codes sowie Benchmarklösungen.

Das Gesamtmodell erfolgten methodische Untersuchungen zur Konvergenz der Ergebnisse bei der Berechnung eines extremen Reaktivitätsstörfalles, der durch einen exzentralen Einzelstabauswurf hervorgerufen wurde. Weiterhin erfolgte der Vergleich mit einer experimentellen Leistungsverteilung, die am Block 5 des KKW Greifswald für einen Teillastzustand gemessen wurde.

Obwohl in verschiedenen Punkten, besonders das Gesamtmodell betreffend, noch Verifikationsbedarf besteht, kann das Kernmodell mit gewissen Einschränkungen für die Berechnung von Transienten in den erwähnten Reaktortypen eingesetzt werden.

## 2. Die Verifikation der Neutronenflußberechnung

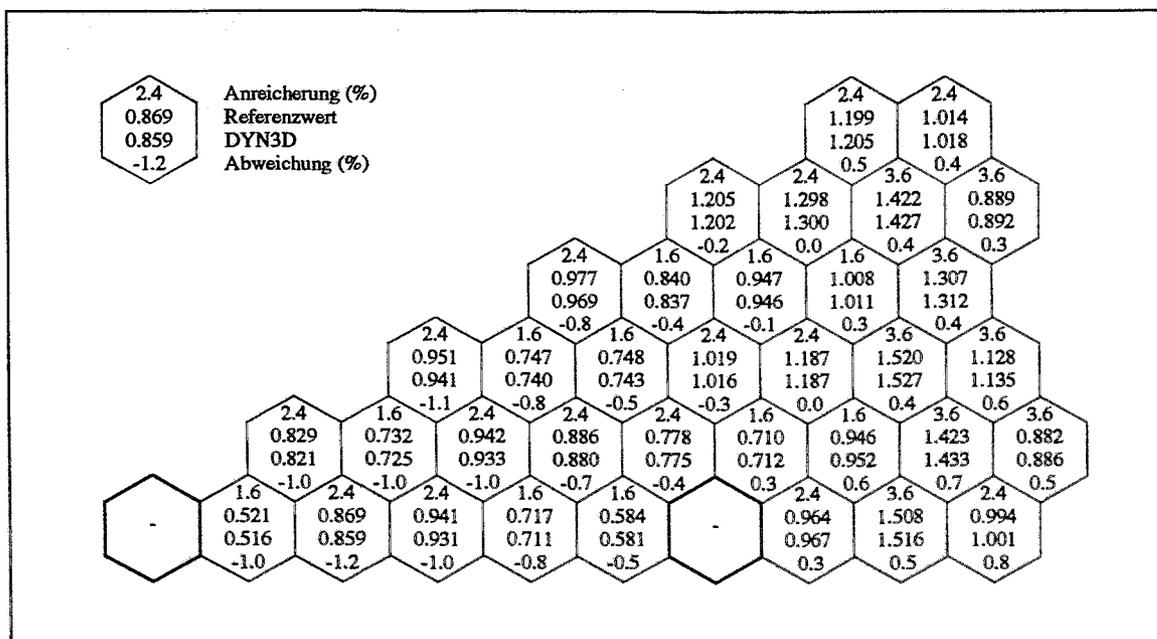
### 2.1. Stationäre Neutronenflußberechnung

#### 2.1.1. Benchmarkproblem

Es handelt sich um ein 2-dimensionales Benchmarkproblem für den WWER-440 mit frischem Brennstoff und eingetauchter Regelgruppe K6. Die Rechnungen wurden mit dem stationären Code HEXNOD23 durchgeführt, der dem Programm DYN3D zugrunde liegt.

Die Lösung, die aus den Ergebnissen des endlichen Differenzenprogramms MNATA für verschiedene Gitterschrittweiten durch Extrapolation auf die Schrittweite  $h = 0$  gewonnen wurde, konnte als Benchmarklösung verwendet werden [2.1]. Der maximale Fehler der Leistungsverteilung der Benchmarklösung ist kleiner als 0,2 %. Dies ergab sich aus Untersuchungen mit extrapolierten Lösungen anderer Differenzenprogramme, die ein zentrales Differenzenverfahren verwenden und deshalb bei Verringerung der Gitterschrittweite aus der entgegengesetzten Richtung gegen die Lösung mit der Gitterschrittweite  $h = 0$  konvergieren.

Abb. 2.1 zeigt die Konfiguration und die Ergebnisse des Vergleichs mit der Referenzlösung. Die relative Abweichung von  $k_{\text{eff}}$  zum Referenzwert beträgt 0,05 % und die maximale Abweichung in der Leistungsdichte 1,2 %. Ähnliche Genauigkeit wurde auch für das TRIGON-Testbeispiel erzielt [2.1]. Bei Berechnungen realer Systeme sind die Fehler der Neutronengruppenkonstanten größer, so daß die erreichte Genauigkeit zur Berechnung dieser Systeme ausreichend ist.



### 2.1.2. Vergleich mit anderen Codes

Das Beispiel von Abb. 2.1 wurde auch als 3-dimensionales Problem behandelt, wobei die Regelgruppe K6 halb in den Kern eingetaucht ist. Infolge der damaligen Rech-nerausstattung konnte keine Benchmarklösung hergestellt werden, da die benötigte Rechenzeit und der Speicherplatzbedarf für die notwendige kleine Gitterschrittweite zu groß war. Tabelle 2.1 zeigt Vergleiche der Eigenwerte  $k_{\text{eff}}$  für Rechnungen mit verschiedenen Rechenprogrammen. OSCAR ist ein vom damaligen Kombinat für Kraftwerksanlagenbau entwickeltes Programm auf Basis endlicher Differenzen. Die Rechnungen mit OSCAR wurden für verschiedene Gitterschrittweiten durchgeführt. Die großen Unterschiede im Eigenwert zeigen, daß noch keine Konvergenz erreicht ist. Der Eigenwert bewegt sich aber bei Verringerung der Gitterschrittweite in Richtung von  $k_{\text{eff}}$  des nodalen Programms HEXNOD23. Die Ergebnisse des ungarischen Codes KIKO3D bestätigen den Eigenwert von HEXNOD23, der auch bei Verkleinerung des axialen Gitterschrittes nur geringe Verschiebungen zeigt.

Tabelle 2.1: Eigenwerte für die 3-dimensionale Testaufgabe VVER-440 mit eingetauchter Regelgruppe K6.

Code	Gitterpunkte pro Hexagon	Gitterpunkt- abstand in hexagonaler Ebene (cm)	axialer Gitter- punkt- abstand (cm)	Eigenwert $k_{\text{eff}}$	Referenz
OSCAR	3	8.487	25.0	1.0169	/2.1/
OSCAR	12	4.2435	12.5	1.0133	/2.1/
OSCAR	27	2.829	5.0/10.0	1.0124	/2.1/
HEXNOD23	1	14.7	25.0	1.01172	/2.1/
HEXNOD23	1	14.7	12.5	1.01164	/2.1/
HEXNOD23	1	14.7	6.25	1.01164	/2.1/
KIKO3D	1	14.7	25.0	1.0120	/2.2/

### 2.1.3. Vergleich mit kritischen Experimenten

Tabelle 2.2 zeigt den Vergleich gemessener und berechneter Regelstabreaktivitäten für den frischen Zustand der Blöcke 2 und 3 des Kernkraftwerkes Greifswald. Zum Vergleich sind die mit dem Feingitterprogramm FLEX berechneten Reaktivitäten in der Tabelle mit enthalten, die zusammen mit den Messungen in /2.3/ veröffentlicht wurden.

Tabelle 2.2: Integrale Reaktivitäten der Absorberstabgruppen für den WWER-440 in %

Absorber- gruppe	Experiment Nord 2	Experiment Nord 3	DYN3D (HEXNOD23)	FLEX
K6	1,80 ± 0,10	1,83 ± 0,13	1,74	1,64
K5	0,48 ± 0,01	0,49 ± 0,005	0,44	0,49
K3 + K4	5,40 ± 0,53	5,12 ± 0,35	5,14	4,65
K2	1,39 ± 0,19	-	1,20	1,33
K1	-	-	3,90	3,18

Es ergibt sich eine ausreichende Übereinstimmung mit dem Experiment. Die verbleibenden Ungenauigkeiten sind hier auf die verwendeten Eingabedaten für die Absorber zurückzuführen und müssen bei Sicherheitsrechnungen beachtet werden, wenn konservative Ergebnisse erzielt werden sollen.

Abbildung 2.2 zeigt den Vergleich von DYN3D-Ergebnissen mit Experimenten zur Abhängigkeit der kritischen Borsäurekonzentration von der Stellung der Regelgruppe K6/2.4/. Die Experimente wurden an frischen Beladungen in verschiedenen WWER-440 bei Nulleistung und einer Temperatur von 260°C durchgeführt. Die Anreicherung der Brennelemente (BE) entspricht der von Abb. 2.1. In DYN3D wurden äquivalente Neutronengruppenkonstanten für die Beschreibung der Absorber verwendet. Die Benutzung der Daten aus der MAGRU-Bibliothek für die Absorber ist ungeeignet und führt zu größeren Abweichungen. Ursache ist die Fluß-Volumen-Mittelung der Konstanten der einzelnen Gebiete in Absorber bzw. Reflektor zur Erzeugung der gemittelten Gruppenkonstanten. Deshalb verwendet man bei Benutzung der MAGRU-Bibliothek im allgemeinen Gruppenkonstanten für Absorber und Reflektor, die auf anderem Wege erzeugt wurden. Angepaßte Absorberdaten liefern eine Kurve, die im Bereich der experimentellen Genauigkeit von 0.15 g/kg H<sub>3</sub>BO<sub>3</sub> liegt.

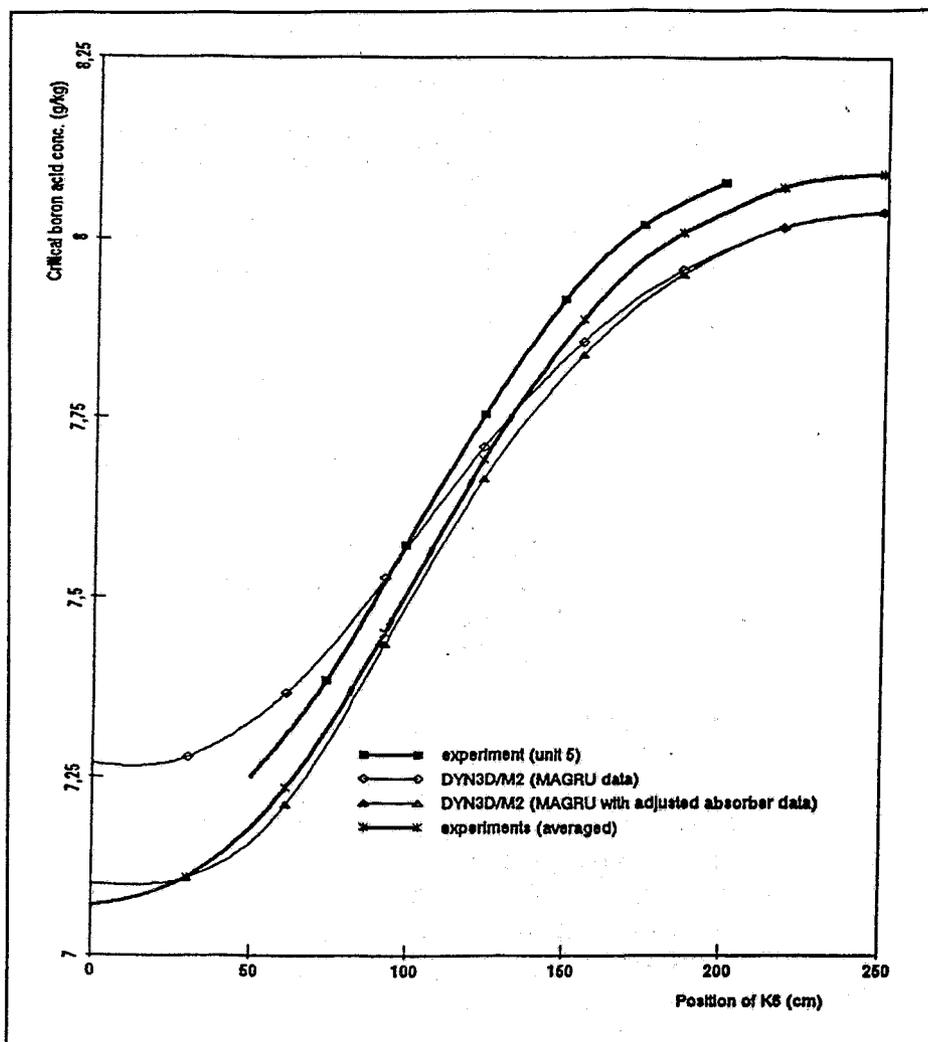


Abb. 2.2: WWER-440: C-E Vergleich der kritischen Borsäure in Abhängigkeit von der Stellung der Regelgruppe K6 (heiße Nullast,  $T=260^{\circ}\text{C}$ )

#### 2.1.4. Stationäre Untersuchungen von Energoprojekt Prag

Wie schon erwähnt, wird das Rechenprogramm DYN3D/M2 den osteuropäischen Länder Tschechien, Slowakei, Bulgarien und Ukraine mit Unterstützung der IAEA für die Sicherheitsanalyse zur Verfügung gestellt. Erster Nutzer war Energoprojekt Prag. Dort wurden bereits verschiedene Rechnungen zu kritischen Zuständen und Reaktivitäten des WWER-440 bei heißer Nulleistung durchgeführt, deren Ergebnisse mit Experimenten verglichen wurden /2.4/. Dabei verwendete man Neutronengruppenkonstanten, die mit dem russischen Code KASSETA erzeugt wurden.

Einige Resultate dieser Rechnungen werden im folgenden dargestellt. Die von

KASSETA erzeugten Gruppendaten wurden in DYN3D ohne Modifikation verwendet.

Tabelle 2.3: WWER-440: Kritische Borsäure  $c_B$  (in g/kg) bei Nulleistung (Moderator-temperatur  $T_M$ , Druck P)

Position der Regelgruppen (cm)	$T_M$ (°C)	P (MPa)	Experiment	DYN3D	Abweichung vom exp. Mittelwert (%)
K6 : 173	201,0	12,1	8,02 - 8,12	8,04	-0,4
K4 : 69	200,1	12,1	6,47 - 6,63	6,76	3,2
K6: 181,4	261,3	12,2	7,95 - 8,08	8,00	-0,2
K4: 54,3	258,9	12,3	5,93 - 6,07	6,17	2,8

Tabelle 2.4: WWER-440: Integrale Regelstabwirksamkeiten (Nulleistung,  $T_M = 255 - 259^\circ\text{C}$ , Borsäurekonz. 8,04 g/kg, Anfangsposition K6 zwischen 208,5 - 213,0 cm)

Regelstabgruppen	Exp. Reaktivität (%)	DYN3D (%)
K6	$1,52 \pm 0,23$	1,48
K6 + K5	$1,82 \pm 0,27$	1,93
K6 + K5 + K4	$3,86 \pm 0,58$	3,85
K6 + K5 + K4 + K3 + K2 + K1	$11,58 \pm 1,74$	10,18

Tabelle 2.3 zeigt die kritische Borsäurekonzentration für verschieden Reaktorzustände. Beim Vergleich der DYN3D-Ergebnisse mit dem Experiment wurde der mittlere gemessene Wert zugrunde gelegt.

Tabelle 2.4 zeigt den Vergleich gemessener und berechneter integraler Regelstabwirksamkeiten. Die berechneten Werte liegen im Bereich der experimentellen Fehlergrenzen.

Die integralen Reaktivitäten der Regelgruppen in Abhängigkeit von der Position der Stäbe zeigen die folgenden Abbildungen 2.3 bis 2.6. Die Reaktivitäten der Regelgruppe K6 wurden neben der üblichen Methode mittels Kompensation durch Borsäure zusätzlich mit der Rod-Drop Methode gemessen (Abb. 2.4). Zum Vergleich enthalten die Abbildungen die Ergebnisse des Codes BIPR-5, der bisher für die Auslegungsrechnungen in den WWER-Betreiberländern eingesetzt wurde.

Insgesamt kann eingeschätzt werden, daß diese ersten Vergleiche der DYN3D-Rechnungen eine ausreichende Übereinstimmung mit den experimentellen Werten zeigen.

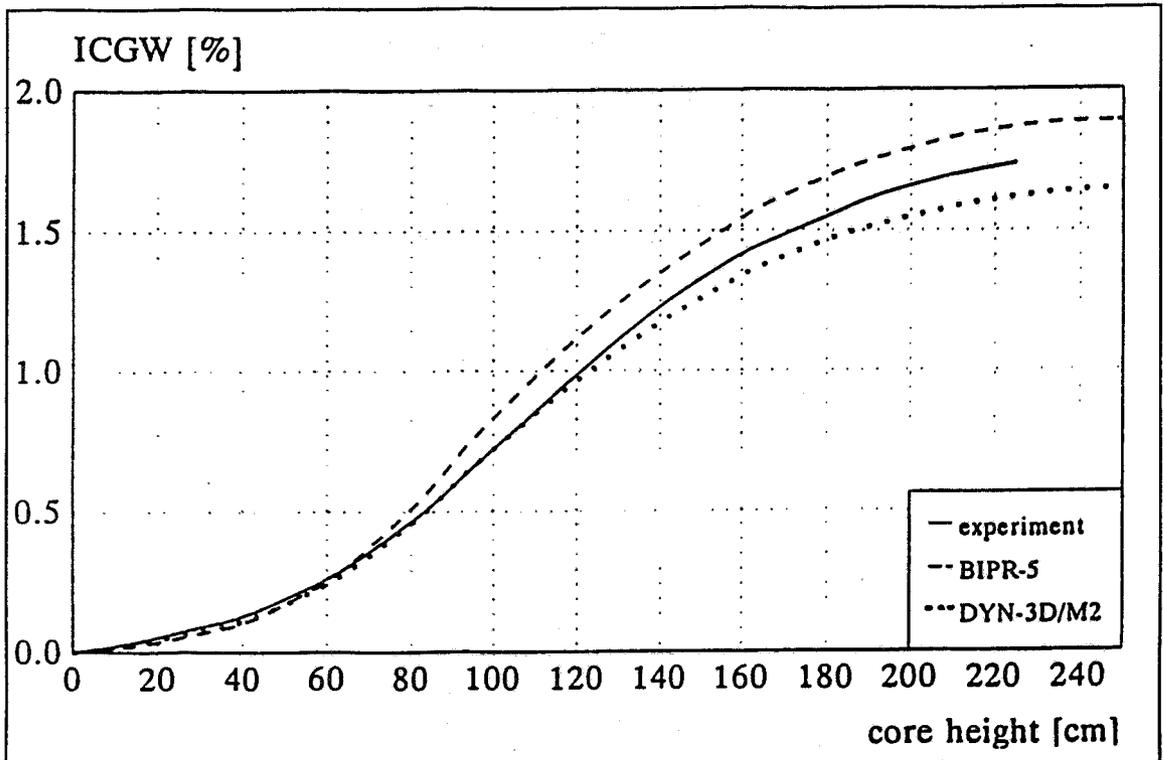


Abb. 2.3. WWER-440: Integrale Reaktivität der Gruppe K6 in Abhängigkeit von der Position (Nulleistung, 257 °C, 6,17 g/kg H<sub>3</sub>BO<sub>3</sub>)

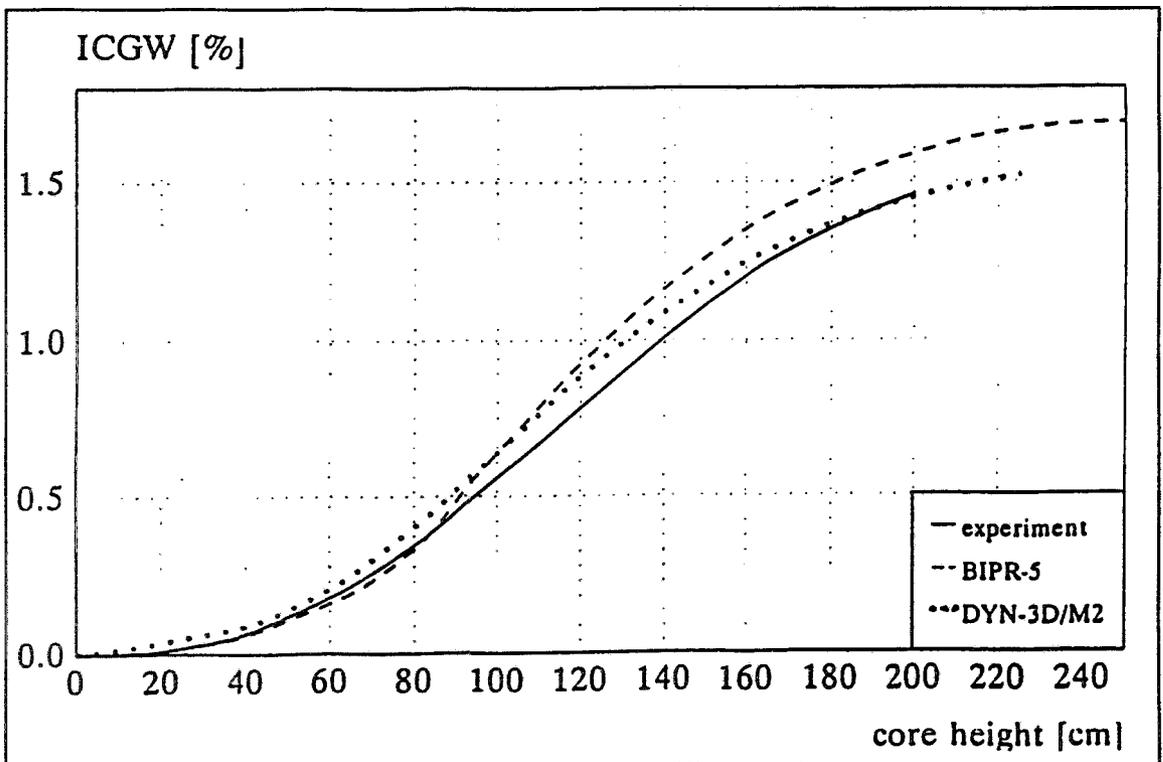


Abb. 2.4: WWER-440: Integrale Reaktivität der Gruppe K6 in Abhängigkeit von der Position (Nulleistung, 255 °C, 8,04 g/kg H<sub>3</sub>BO<sub>3</sub>). Messung mit Rod-Drop.

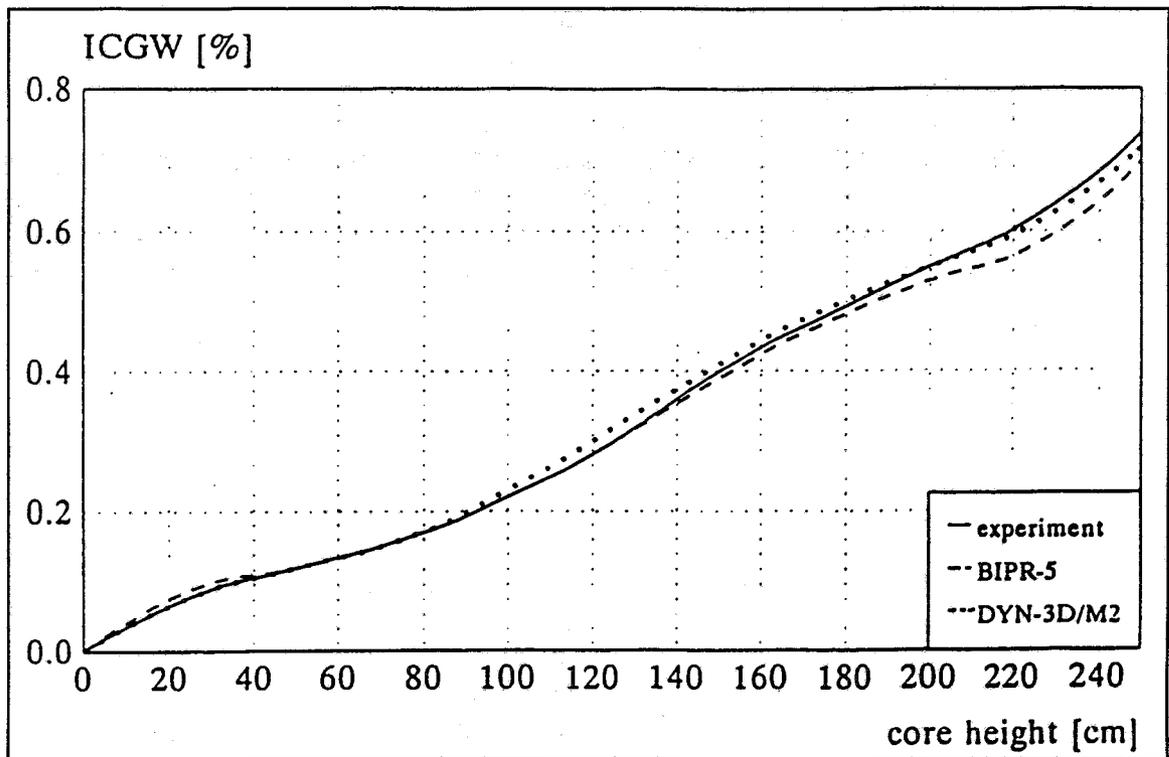


Abb. 2.5: WWER-440: Integrale Reaktivität der Gruppe K5 in Abhängigkeit von der Position (Nulleistung, 257 °C, 6.17 g/kg H<sub>3</sub>BO<sub>3</sub>).

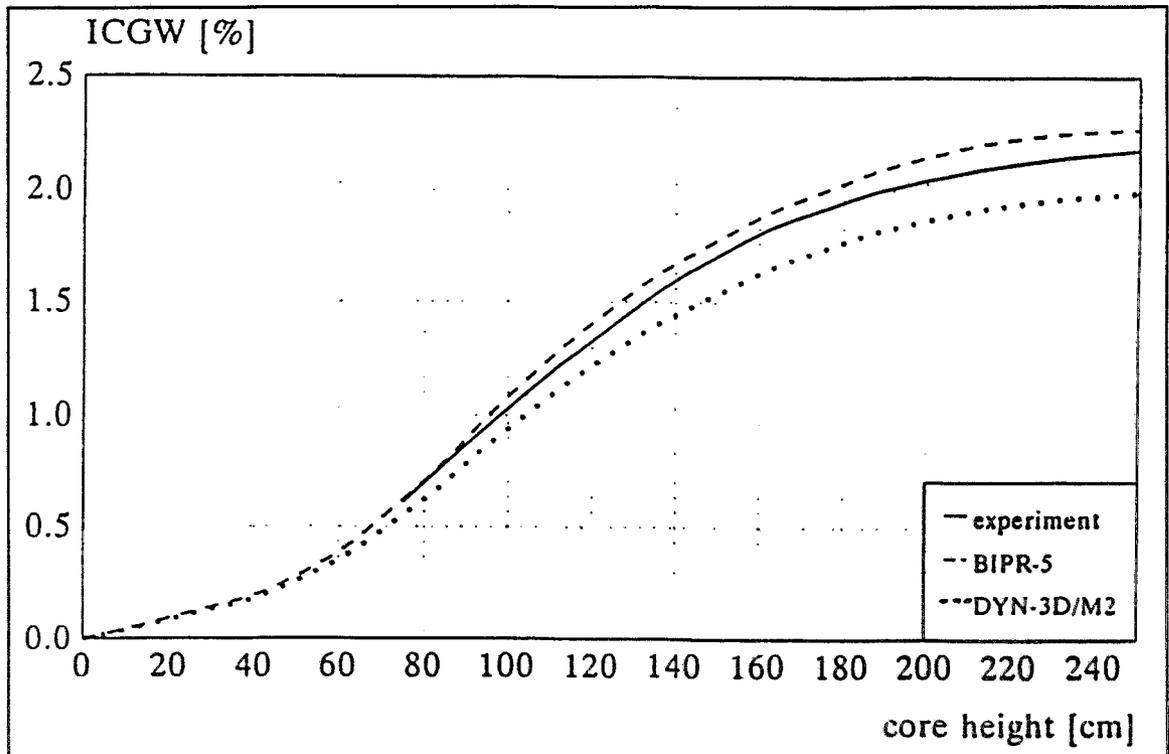


Abb. 2.6: WWER-440: Integrale Reaktivität der Gruppe K4 in Abhängigkeit von der Position (Nulleistung, 255 °C, 6.17 g/kg H<sub>3</sub>BO<sub>3</sub>).

## 2.2. Instationäre Neutronenflußberechnung

### 2.2.1. Experimente am LR-0

Zur Verifikation der instationären Neutronenflußberechnung ohne Berücksichtigung der Rückkopplung konnten die kinetischen Experimente an der tschechischen Nulleistungsanordnung LR-0 in Řež verwendet werden. Der LR-0 besteht aus verkürzten Brennelementen des WWER-1000, deren Schlüsselweite 23,6 cm beträgt. Die Länge der Brennelemente ist von 355 cm auf 125 cm verkürzt worden. In den Jahren 1986 bis 1988 wurden in jährlich einer Meßetappe mehrere kinetische Experimente durchgeführt, in denen jeweils ein einzelner Regelstab verfahren wurde. Während in der 1. Meßetappe (1986) eine Anordnung mit 31 Brennelementen verwendet wurde, bestand die Anlage in der 2. und 3. Meßetappe (1987 bzw. 1988) aus 55 Brennelementen.

Neben den zeitlichen Änderungen des Neutronenflusses aufgrund der Reaktivitätsänderungen lieferten die Meßergebnisse auch 3-dimensionale Effekte, die sowohl vom Ort der Störung als auch vom Ort des Detektors abhängen. Zur Messung wurden Mikrospaltkammern eingesetzt, die in den zentralen Rohren einiger BE angebracht waren. Außerdem standen bei einigen Versuchen Spaltkammern außerhalb des Kerns zur Verfügung, die ebenfalls für die Auswertung benutzt wurden. Da die Stabilität der Spaltkammern über längere Zeiträume nicht gewährleistet war, konnten keine stationären Flußverteilungen gemessen werden. Zur Auswertung der Experimente wurden relative Detektorraten bezogen auf den Anfangszustand verwendet, wobei eine Drift des Detektors über einen längeren Zeitraum keine Rolle spielt.

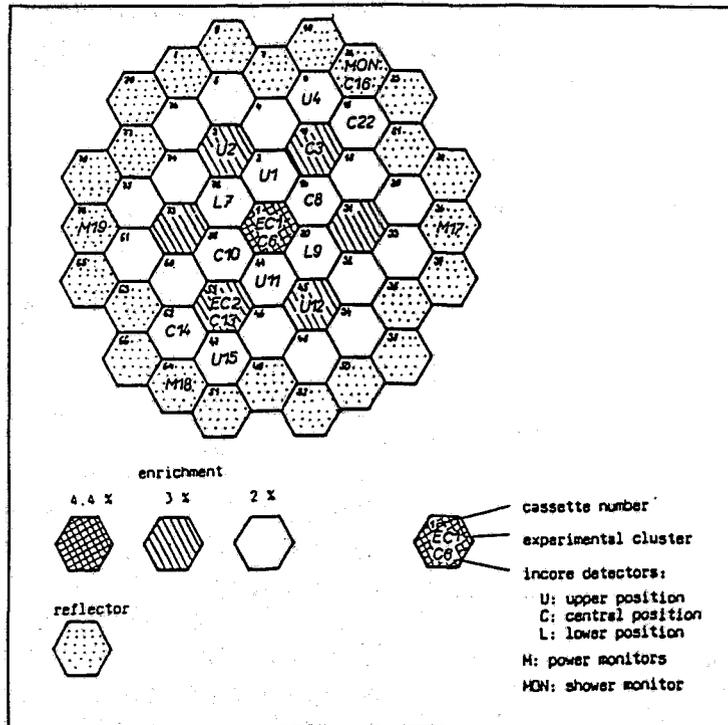
Tabelle 2.5: Charakteristik der in /2.10/ ausgewerteten Versuche in der LR-0 Anordnung

Messung	Etappe	BE	Art der Störung	Ort der Störung	Distanz der Stabbewegung (cm)	Reaktivität (Cent)
1	1986	31	trapezförmig	exzentral	24	-18,7
2	1987	55	trapezförmig	exzentral	40	-21,7
3	1987	55	Einfahren	zentral	40	-58,7
4	1988	55	Rod Drop	zentral	75	-57,7
5	1988	55	Rod Drop	zentral	125	-38,1

Die experimentellen Ergebnisse wurden mit Resultaten von Rechnungen verglichen, wozu HEXDYN3D, der kinetische Teil von DYN3D/M2, bzw. die Vorläuferversion DYN3D/M1 benutzt wurde. Die Rechnungen wurden teilweise unabhängig im Institut für Kernforschung (UJV) in Řež und im ZfK Rossendorf durchgeführt. Zu jeder Meßetappe wurde ein gemeinsamer Bericht erstellt /2.6/, /2.7/, /2.8/.

Weiterhin wurden die Experimente und durchgeführten Rechnungen vom UJV Řež und dem ZfK Rossendorf in 2 gemeinsamen Publikationen dargelegt /2.9/, /2.10/. In /2.10/ sind im wesentlichen die Versuche detailliert beschrieben, die für den Vergleich von Bedeutung sind. Im folgenden sollen einige Ergebnisse der Vergleiche dargestellt werden.

Tabelle 2.5 gibt einen groben Überblick über diese Versuche.



Die Reaktivitätsstörungen waren aus Sicherheitsgründen alle negativ, d. h. die Absorbercluster wurden eingefahren. Bei den trapezförmigen Störungen erfolgte nach dem Erreichen der untersten Stabstellung und nach einer gewissen Haltezeit in dieser Eintauchtiefe ein Ausfahren des Stabes auf die ursprüngliche Position. Für die Rechnungen mit DYN3D wurden homogenisierte Gruppenkonstanten benutzt, die mit den tschechischen Programmen MICROBE und BRETISLAV erzeugt wurden. Die mit dem Code MICROBE erzeugten Gruppendaten für die einzel-

Abb. 2.7: LR-0: Konfiguration mit 31 BE. Ring von Reflektorelementen. Positionen der Detektoren und Cluster.

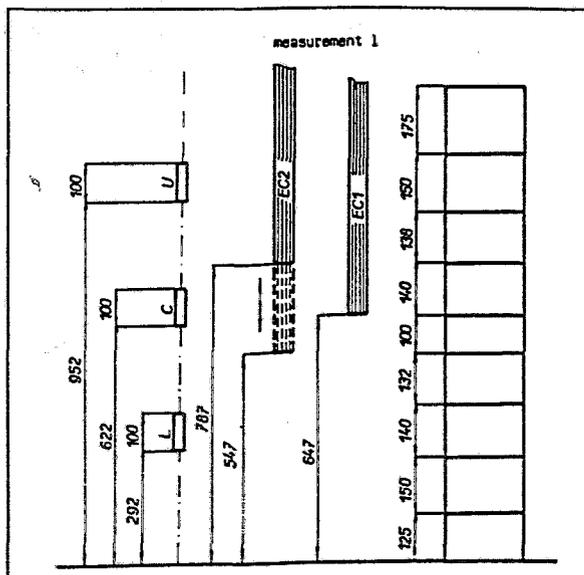


Abb. 2.8: LR-0: Axiale Positionen der Detektoren und Cluster. Axiale Gittereinteilung in der Rechnung (Maße in mm)

nen Bereiche des BE wurden mit dem Feingitterdiffusionscode BRETISLAV homogenisiert. Vergleichsrechnungen mit dem Monte-Carlo-Code MOCA zeigten, daß die Konstanten für BE mit eingetauchten Absorberstäben ungenau sind. Eine Verringerung der Multiplikationsfaktoren für die beiden BE mit eingetauchten Absorberclustern um 5.8 % bzw. 4 % wurde anhand der experimentellen Reaktivitäten zweier Versuche an der Anordnung mit 31 Brennelementen bestimmt und dann auch für die Nachrechnung der anderen Versuche verwendet. Abbildung 2.7 zeigt die Anordnung der Spaltzone mit 31 Brennelementen. In der Nachrechnung wurde das Core mit einem Ring von künstlichen Elementen umgeben,

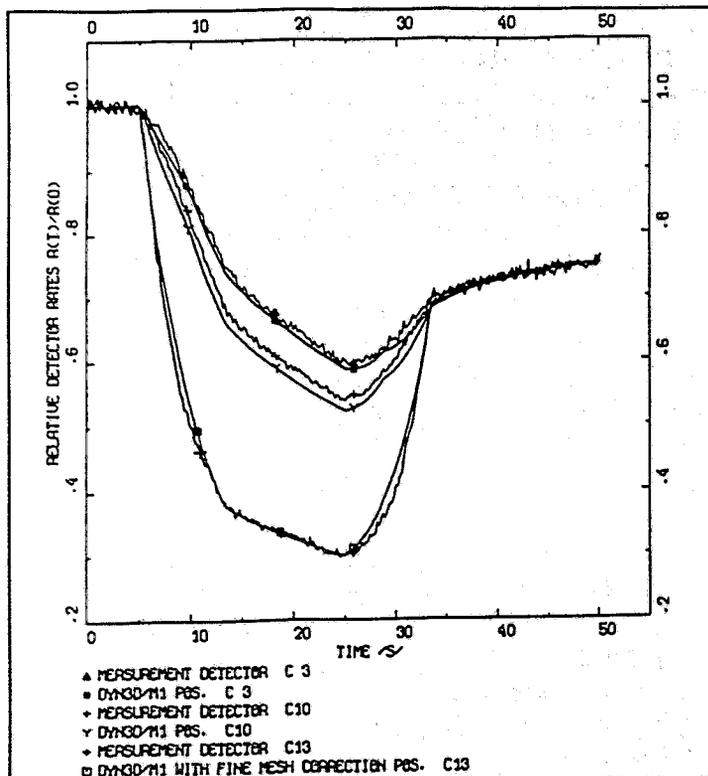


Abb. 2.9: LR-0: C-E Vergleich der relativen Detektorraten C3, C13 u. C10 von Messung 1.

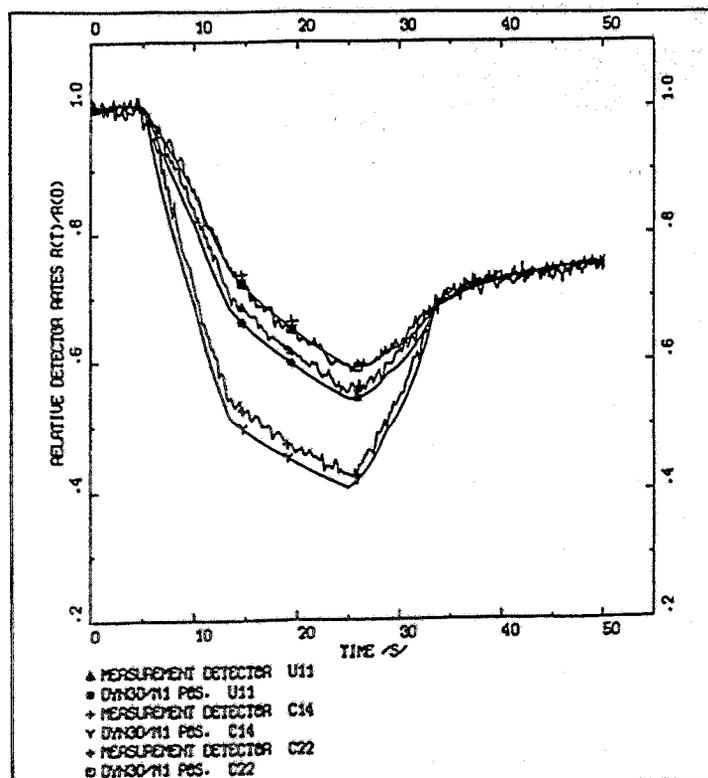


Abb. 2.10: LR-0: C-E Vergleich für die relativen Detektorraten U11, C14 u. C22 von Messung 1.

deren Gruppenkonstanten den Reflektor beschreiben. Die mit je einem Detektor bestückten Brennelemente sind gekennzeichnet. Die Detektoren befinden sich in 3 verschiedenen Höhenpositionen, die aus Abb. 2.8 entnommen werden können. Weiterhin sind die BE mit verschiebbaren Clustern EC1 und EC2 in Abbildung 2.7 gekennzeichnet. In dem mit Messung 1 bezeichneten Versuch wurde der exzentrale Cluster EC2 von seiner Anfangsposition in Abb. 2.8 um 24 cm in das Core hineingeschoben. Nachdem er 22,6 s in dieser Stellung verharrete, erfolgte die Bewegung in die ursprüngliche Position. Abb. 2.9 und 2.10 zeigen gemessene und berechnete relative Detektorraten für die 6 Detektoren C3, C10, C13, U11, C14 und C22. Für den Vergleich wurden die nodalen Mittelwerte benutzt. Der Detektor C13 in Abb. 2.9 wurde während des Experimentes durch Einfahren der Clusterstäbe von diesen umgeben, so daß der Neutronenfluß an der Detektorposition eine zusätzliche Einsenkung erfuhr, die nicht von den nodalen Mittelwerten beschrieben wird. Zur Korrektur wurde der Fluß an der Detektorposition für diesen Detektor mit Hilfe der Ergebnisse von Feingitterdiffusionsrechnungen korrigiert. Die Abbildungen zeigen eine gute Übereinstimmung von Rechnung

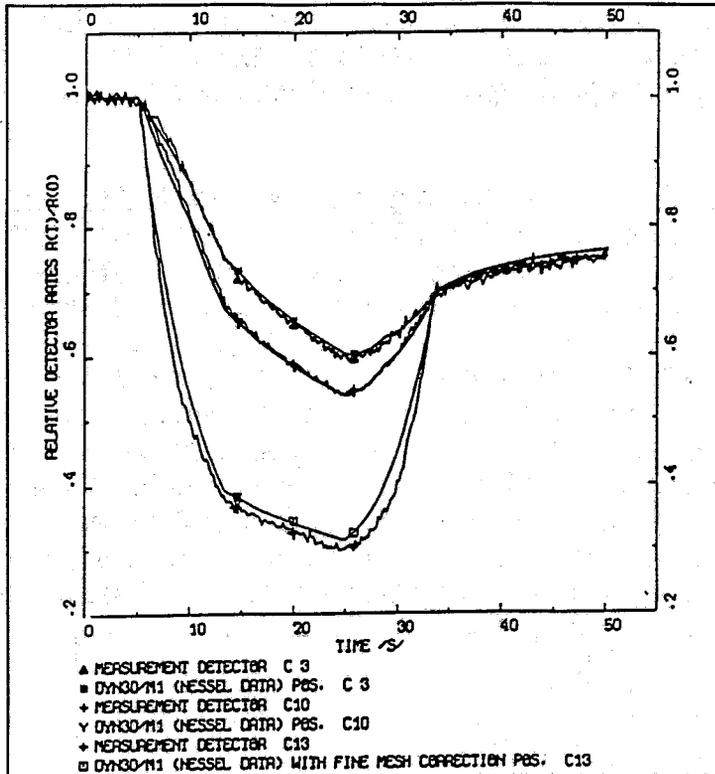


Fig. 2.11: LR-0: C-E-Vergleich entsprechend Abb. 2.9 unter Verwendung von NESSEL-Daten.

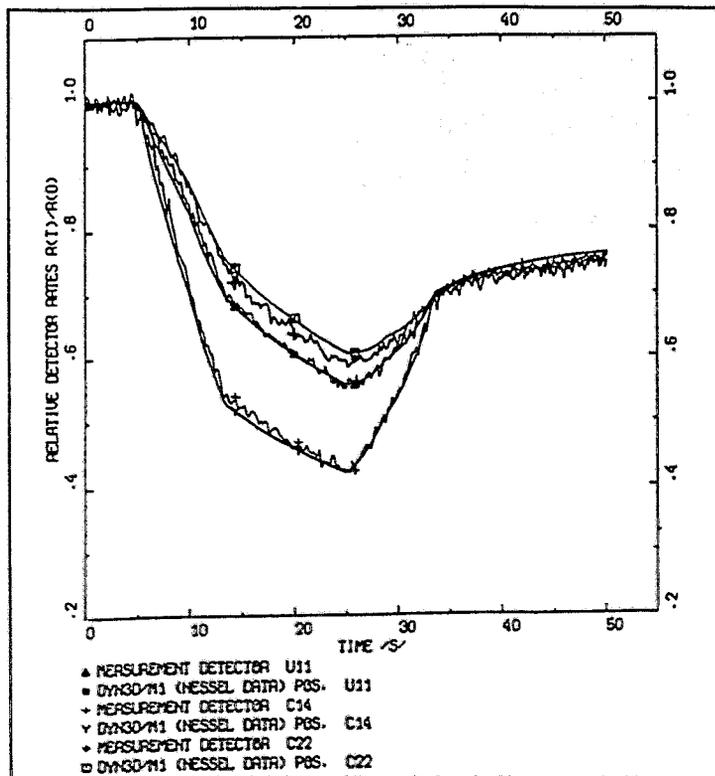


Abb. 2.12: LR-0: C-E-Vergleich entsprechend Abb. 2.10 unter Verwendung von NESSEL-Daten.

und Messung. Abb. 2.11 und 2.12 zeigen die Vergleiche für Rechnungen mit Gruppendaten, die mit dem Programm NESSEL erzeugt wurden. Hierbei ist keine Korrektur der Multiplikationsfaktoren für die Brennelemente mit eingetauchten Clustern durchgeführt worden.

In 2 weiteren Meßetappen 1987 und 1988 wurde an einer Anordnung mit 55 Brennelementen gemessen. Die einzelnen Experimente unterscheiden sich in den Detektorpositionen, die nur von Meßetappe zu Meßetappe verändert wurden, und in der Art der Störung.

Abb. 2.13 zeigt die Konfiguration der 55 BE-Anordnung von 1987 und die Positionen der Detektoren. Die Outcoremonitore M16, M17 und M19 wurden den in der Rechnung verwendeten Reflektorelementen zugeordnet und mit in die Vergleiche einbezogen. In den hier mit Messung 2 und 3 bezeichneten Experimenten der Meßetappe 1987 wurden der Cluster EC2 trapezförmig bewegt und der Cluster EC1 nur in die Spaltzone hineingeschoben. Abb. 2.14 zeigt wieder die axialen Positionen der Cluster und Detektoren sowie die in den Rechnungen gewählten axialen Gittereinteilungen. Da keine NESSEL-Daten für diese Anordnung zur Verfügung standen, wurden die tschechischen Daten mit den zuvor ermittelten Korrekturen verwendet. Abb. 2.15 zeigt ein Beispiel für Vergleiche in Messung 2, wobei der exzentrale Cluster EC2 trapezförmig bewegt wurde. Es wurde eine ähnliche Übereinstimmung wie in Messung 1 an der 31-BE Anordnung erhalten. Dies betrifft auch die Outcoremonitore. In Messung 3

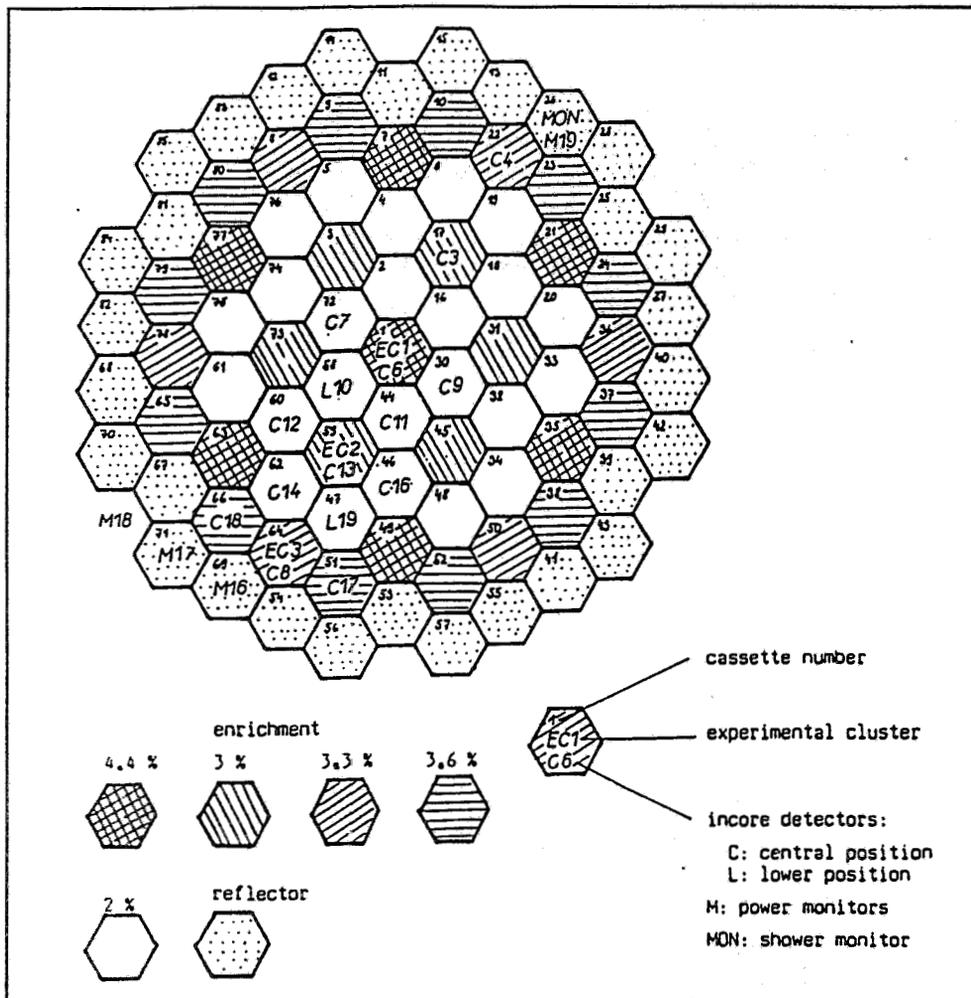


Abb. 2.13: LR-0: Konfiguration mit 55 BE (1987). Ring von Reflektorelementen. Positionen der Detektoren und Cluster.

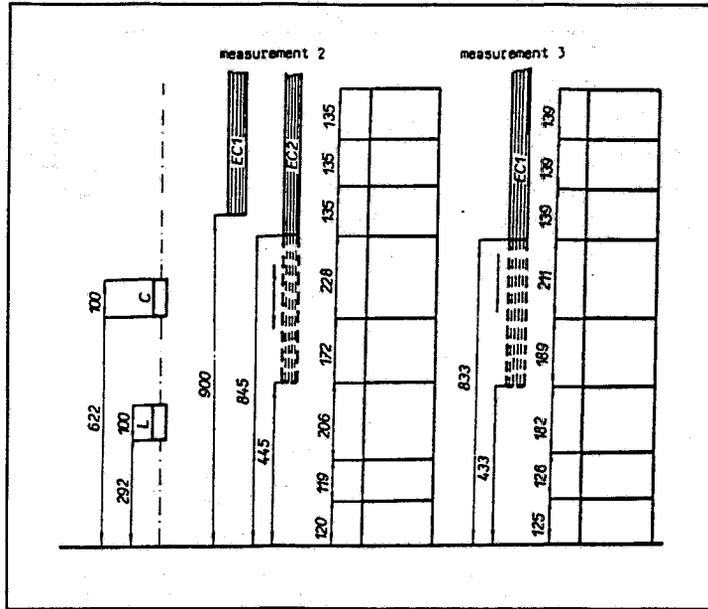


Abb. 2.14: LR-0: Axiale Positionen der Detektoren und Cluster. Axiale Gittereinteilung in den Rechnungen (Maße in mm).

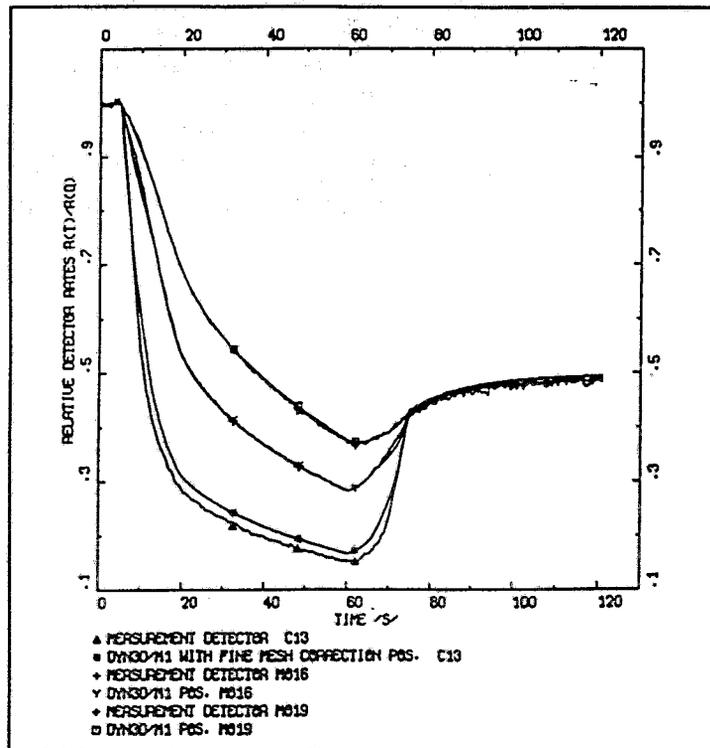


Abb. 2.15: LR-0: C-E Vergleich der relativen Detektorraten C13, MO16 und MO19 von Messung 2.

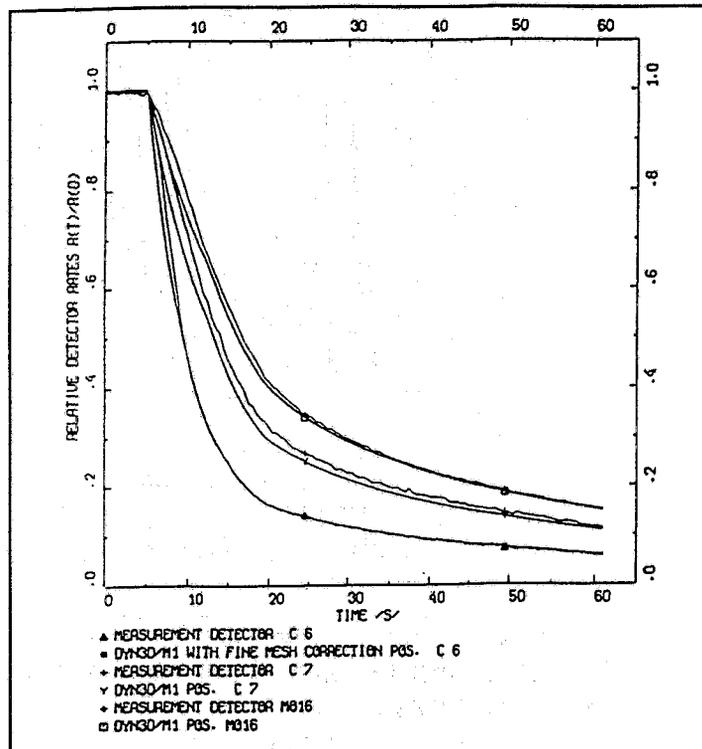


Abb. 2.16: LR-0: C-E Vergleich der relativen Detektorraten C6, C7 u. MO16 von Messung 3.

wurde der zentrale Cluster mit einer Geschwindigkeit von 2.5 cm/s 40 cm in die Spaltzone hineingeschoben. Abb. 2.16 zeigt den C-E-Vergleich für 3 Detektoren. Auch hier ist wieder eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment zu erkennen.

Die radialen Detektorpositionen der Meßetappe 1988 mit einer Anordnung von ebenfalls 55 Brennelementen sind in Abb. 2.17 dargestellt. Die Experimente sind durch ein schnelles Einfahren der Cluster EC1 (Experiment 4) und EC2 (Experiment 5) gekennzeichnet. Dabei wird der zentrale Cluster von seiner Position oberhalb der Mitte 73 cm eingefahren. Der exzentrale Cluster wird dagegen in Experiment 5 von seiner Position außerhalb des Kerns nahezu völlig in die Spaltzone hineingeschoben. Die axialen Positionen der Detektoren und Cluster sowie die das axiale Rechengitter zeigt Abb. 2.18. Der Zeitverlauf der Regelstabbewegungen ist in Abb. 2.19 dargestellt. Abb. 2.20 zeigt einige Resultate von Experiment 4. Die Ergebnisse des C-E-Vergleiches für 3 Detektoren von Experiment 5 sind in Abb. 2.21 zu sehen. Abb. 2.22 zeigt den Vergleich zwischen Rechnung und Experiment während des Fallens des Regelstabes in Experiment 5 für 3 Detektoren. Diese Detektoren befinden sich in verschiedenen axialen Positionen, so daß die axiale Deformation des Neutronenflusses während des Fallens beobachtet werden kann. Der Neutronenfluß fällt im oberen Detektor U14 zuerst ab, während die Flußabsenkung im unteren Detektor L19 erst später beginnt. Nachdem der Stab eingetaucht ist, hat das axiale Flußprofil nahezu seine ursprüngliche Form, weshalb die relativen Detektorraten zusammenfallen. Dies wird auch sehr gut von der Rechnung wiedergegeben.

Es konnten hier nicht alle Ergebnisse dargestellt werden. Die Ergebnisse der Vergleiche für andere Detektoren und weitere Experimente, die in den Publikationen dargestellt sind, zeigen ähnliche Übereinstimmung. Insgesamt kann gesagt werden, daß die Übereinstimmung zwischen Experiment und der neutronenkinetischen Rechnung für diese Anordnung aus verkürzten WWER-1000 Brennelementen gut ist und das Rechenprogramm zur Beschreibung dieser Vorgänge geeignet ist.

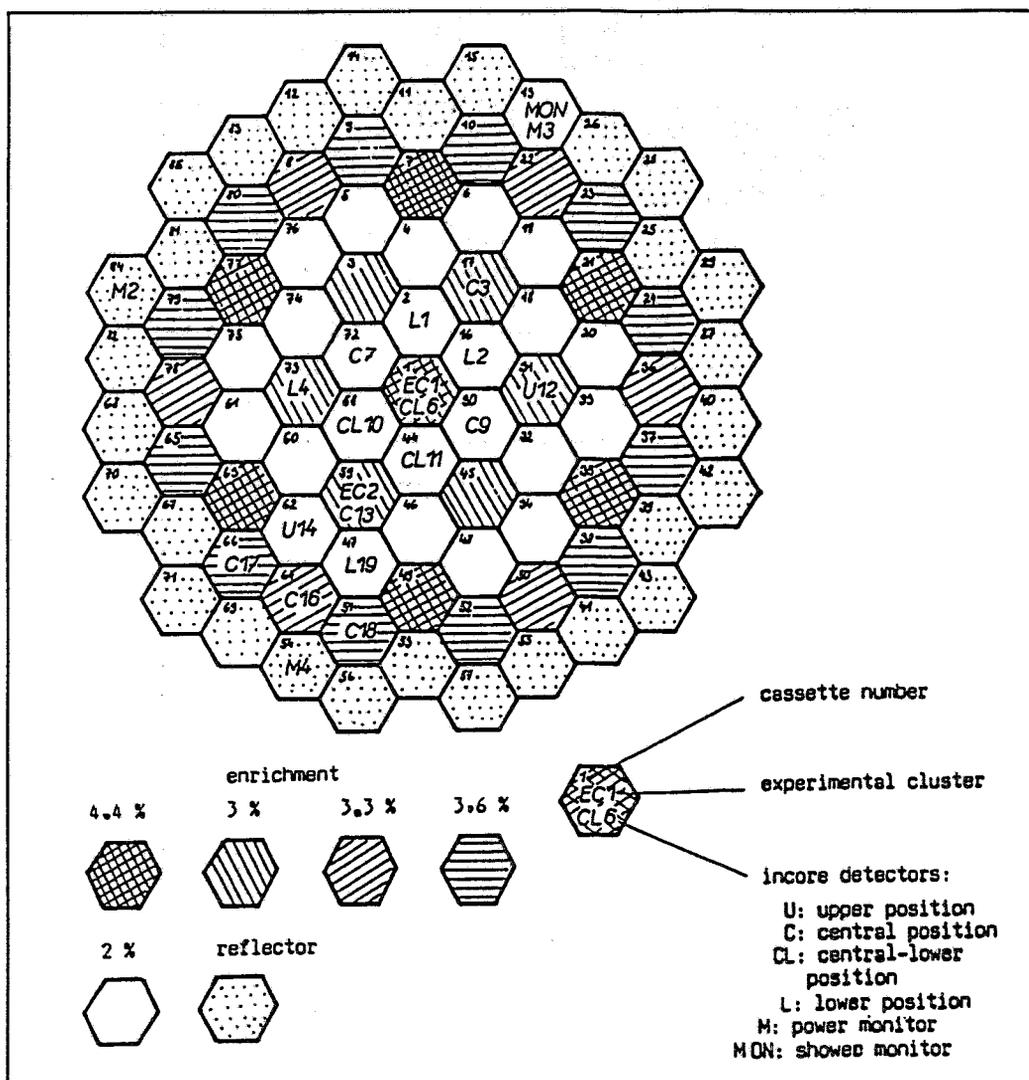


Abb. 2.17: LR-0: Konfiguration mit 55 BE (1988). Ring von Reflektorelementen. Positionen der Detektoren und Cluster.

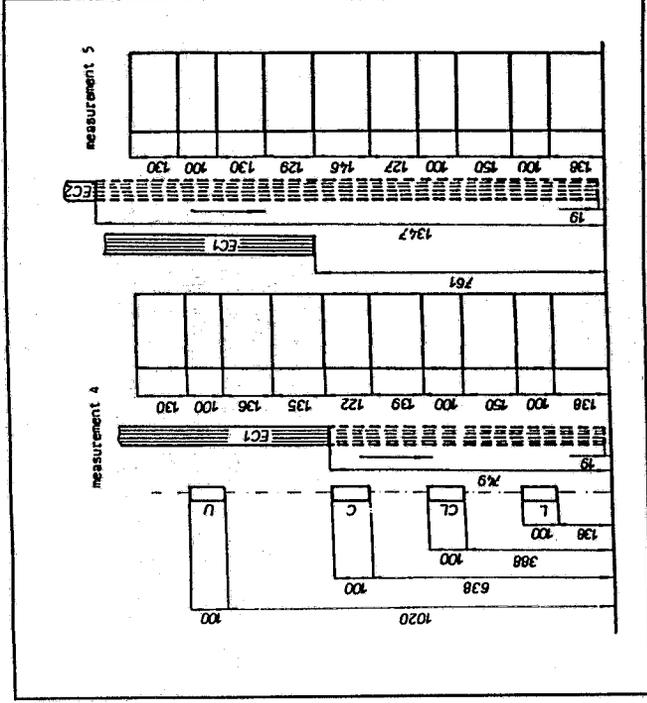


Abb. 2.18: LR-0: Axiale Positionen der Detektoren und Cluster. Axiale Gittereinteilung in den Rechnungen (Maße in mm).

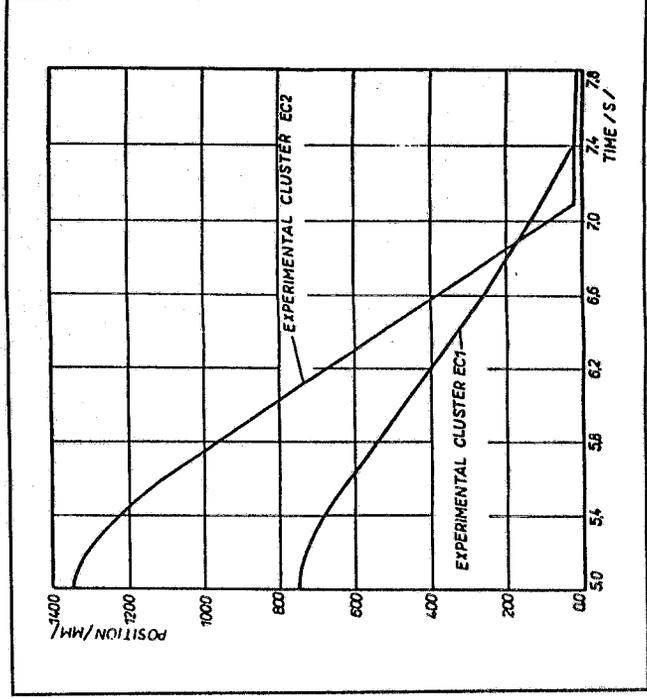


Abb. 2.19: LR-0: Position der Cluster EC1 und EC2 in Abhängigkeit von der Zeit für Messung 4 und 5.

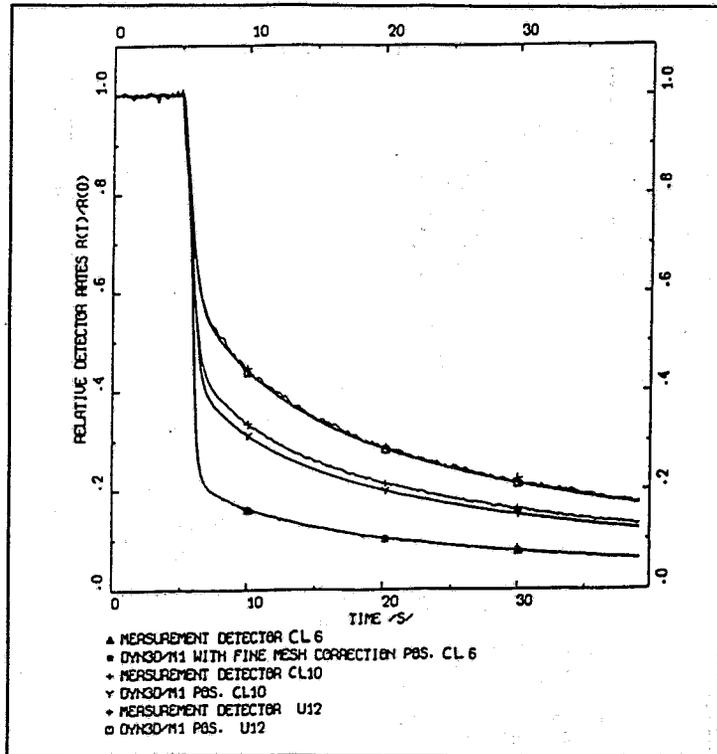


Abb. 2.20: LR-0: C-E Vergleich für die relativen Detektorraten CL6, CL10 u. U12 von Messung 4.

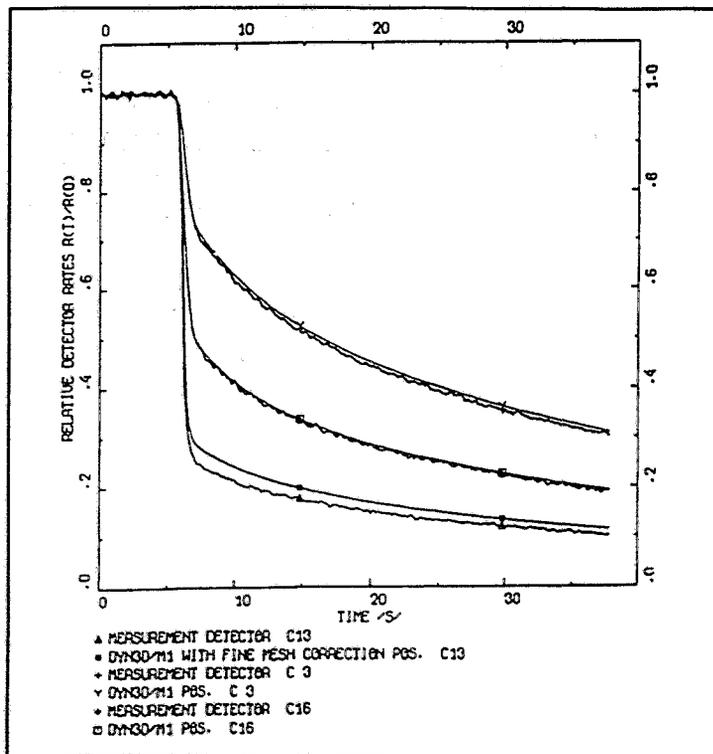


Abb. 2.21: LR-0: C-E Vergleich der relativen Detektorraten C13, C3 u. C16 für Messung 5.

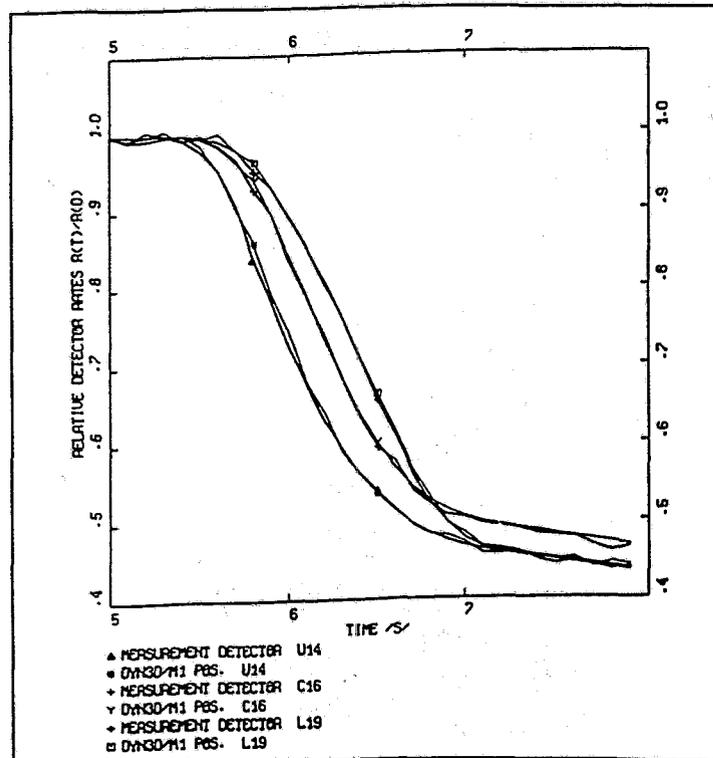


Abb. 2.22: LR-0: C-E Vergleich der relativen Detektorraten U14, C16 u. L19 für Messung 5.

### 2.2.2. AER-Benchmarkproblem

Da in einigen osteuropäischen Ländern wie Rußland und Ungarn eigene Codes zur 3-dimensionalen Analyse des Reaktorkerns in Entwicklung sind und in Finnland ein solcher Code bereits existiert, wurde im Rahmen der Zusammenarbeit der osteuropäischen Länder auf dem Gebiet der Kernenergieforschung (Internationale Vereinigung Atomic Energy Research (AER)) vereinbart, sogenannte Benchmarkprobleme für den Codevergleich zu definieren. Das FZR Rossendorf nimmt an dieser Zusammenarbeit teil und wirkt auf dem Gebiet der 3-dimensionalen Transientenanalyse aktiv mit. Damit wird ein Beitrag zur Qualifizierung der in diesen Ländern entwickelten Rechenprogramme geleistet.

Das 1. AER Benchmarkproblem wurde von KFKI Budapest definiert und beinhaltet die Analyse eines Störfalls, der im Auswurf eines exzentrischen Regelstabes und dem darauffolgenden Einfahren aller Abschaltstäbe bestand. Da das ungarische Rechenprogramm KIKO3D zur Zeit noch kein Thermohydraulikmodell besitzt, wurde ohne Rückkopplung gerechnet. Zu Beginn der Rechnung war die Regelgruppe K6 200 cm in den WWER-440 eingetaucht. Abb. 2.23 zeigt die radiale Konfiguration des 180°-Sektors des WWER-440. Der Reaktorkern hat eine Höhe von 250 cm. In 0.08 s wird der mit 26 bezeichnete Regelstab der Gruppe K6 ausgeworfen. Die übrigen Stäbe der Gruppe K6 sind in Abb. 2.23 mit 21 bezeichnet. Nach  $t = 1$  s werden außer dem ausgeworfenen Stab 26 alle übrigen Stäbe des K6 und die Havariestäbe (mit 23

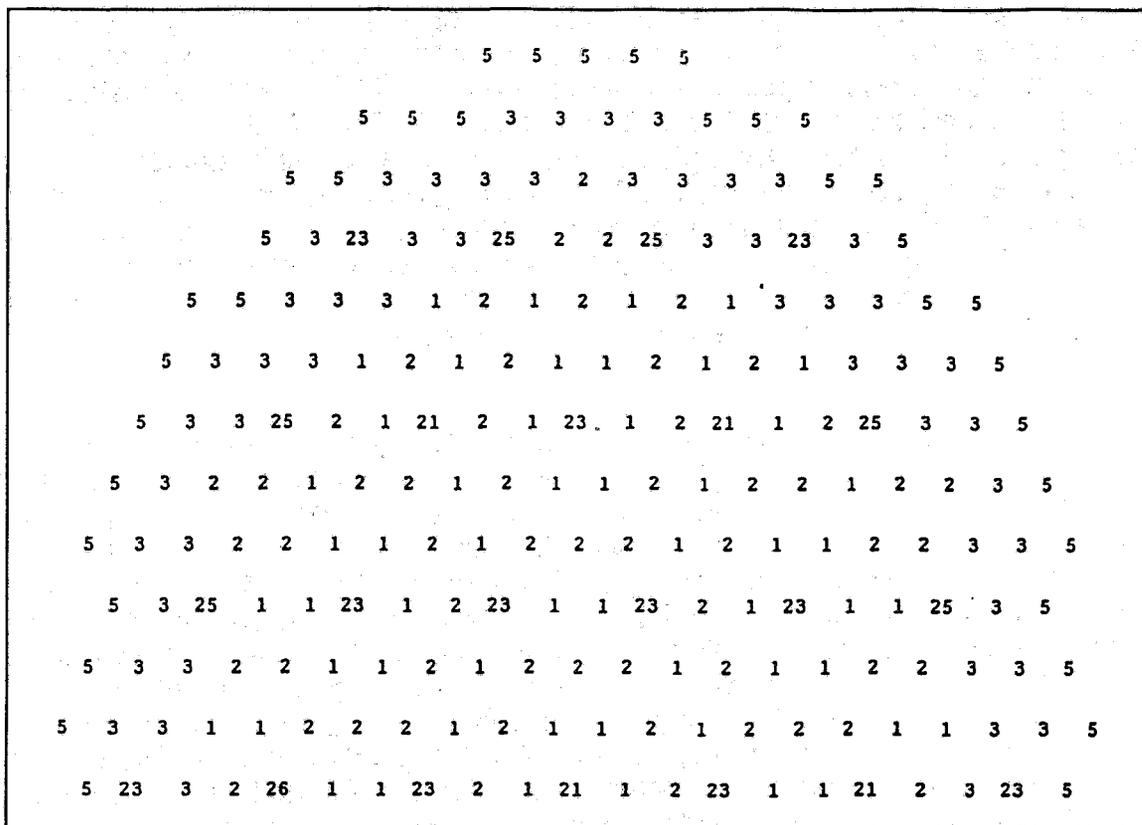


Abb. 2.23: WWER-440: 1. Kinetisches AER Benchmark: Konfiguration des Cores. Ausgeworfener Stab an Position mit Material 26.

und 25 bezeichnet) in den Kern eingefahren. Die Einfahrgeschwindigkeit beträgt 25 cm/s. Die Rechnungen wurden bis  $t = 6$  s durchgeführt. Dabei wurde der Reflektor, der in Abb. 2.23 mit der Nummer 5 bezeichnet ist, durch Randbedingungen beschrieben. Die Neutronengruppenkonstanten sowie die Konstanten der verzögerten Neutronen und Randbedingungen wurden vorgeben.

Der Reaktor war nach dem Auswurf verzögert überkritisch. Die Auswertung der Ergebnisse dieses Problems wurde zum 3. Symposium des AER in Piestany im September 1993 abgeschlossen und ein Bericht über die Vergleiche der verschiedenen Programme vorgelegt /2.11/. Ergebnisse lagen von HEXTRAN (VTT Finnland), KIKO3D (KFKI Ungarn) und DYN3D/M2 (FZR Rossendorf und KAB AG Berlin) vor. Ergebnisse aus dem Kurtschatovinstitut wurden nicht rechtzeitig eingereicht. Der Bericht zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen der Rechnung von KIKO3D und DYN3D/M2 (FZR Rossendorf).

Abb. 2.24 zeigt das Verhalten der relativen Reaktorleistung in Abhängigkeit von der Zeit für die Ergebnisse der Rechenprogramme HEXTRAN, KIKO3D und DYN3D. Mit KIKO3D wurden die Absorberstäbe sowohl mit Diffusionskonstanten als auch mit äquivalenten Albedos modelliert. Beide Rechnungen stimmen praktisch überein. Ebenso die Rechnung mit DYN3D. Die Abweichungen von HEXTRAN ergeben sich aus der Modellierung der Regelstäbe, deren Beschreibung mit Diffusionskonstanten (finger-rod model) wegen des dem Programm zugrunde liegenden einfacheren

nodalen Modells zu Abweichungen in der Reaktivität führt. Abb. 2.25 zeigt die axialen Leistungsdichteverteilungen in dem Brennelement links neben dem ausgeworfenen Stab von Abb. 2.23 zu Beginn des Auswurfs und für  $t = 6$  s. Für die horizontale Reihe von Brennelementen (Nr. 202 bis 220) zeigen Abb. 2.26 und 2.27 die Leistungsverteilung in der 3. axialen Schicht (50 bis 75 cm von der Kernunterkante) für  $t = 0$  bzw.  $t = 6$  s. Die analogen Resultate der 3 Rechenprogramme für die 7. axiale Schicht (150 bis 175 cm von der Kernunterkante) zeigen Abb. 2.28 bzw. Abb. 2.29. Die Übereinstimmung zwischen den 3 Codes in den Verteilungen kann als gut bezeichnet werden. Die Abweichungen der Reaktivität in den HEXTRAN-Rechnungen haben offensichtlich nur geringe Auswirkungen auf die relativen Verteilungen.

Ein Problem bei der Berechnung langsamer Bewegungen der Regelstäbe im WWER-440 ist die Materialmischung von Absorbermaterial und Brennstoffmaterial für Berechnungszeitschritte, bei denen der Regelstab partiell in eine Schicht eingetaucht ist. Bei geometrischer Materialmischung wird der Absorber überbewertet, wodurch girlandenartige Schwingungen hervorgerufen werden. Für das Benchmarkproblem wurde deshalb ein zusätzlicher Dämpfungsfaktor für das Absorbermaterial aus stationären DYN3D-Rechnungen ermittelt, womit der Effekt ausreichend unterdrückt werden kann. Dieser Faktor erweist sich relativ unabhängig von der axialen Schicht und der radialen Position des Regelstabes. Untersuchungen für einen rückgekoppelten Reaktor zeigen allerdings, daß eine Abhängigkeit von den Rückkopplungsparametern besteht. Hier ist eine Verbesserung des Modells von DYN3D notwendig, um für alle Fälle eine befriedigende Lösung zu erreichen. Eine Änderung der Geometrie während der Bewegung wäre eine Methode, um den Effekt zu beseitigen.

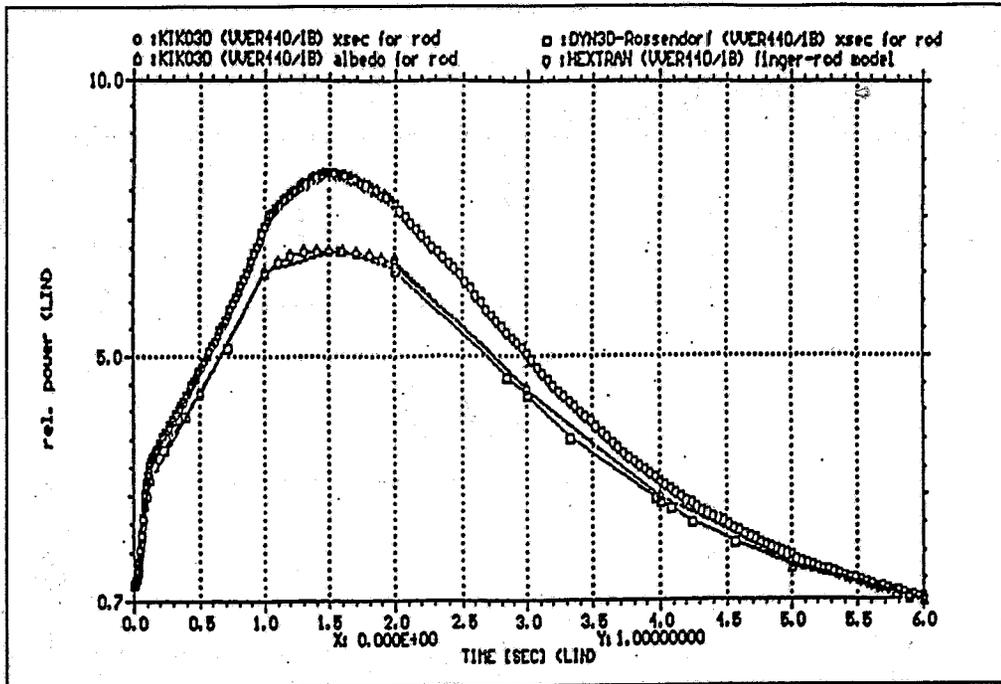


Abb. 2.24: 1. Kinetisches AER Benchmark: Vergleich der Zeitverläufe der relativen Leistungen.

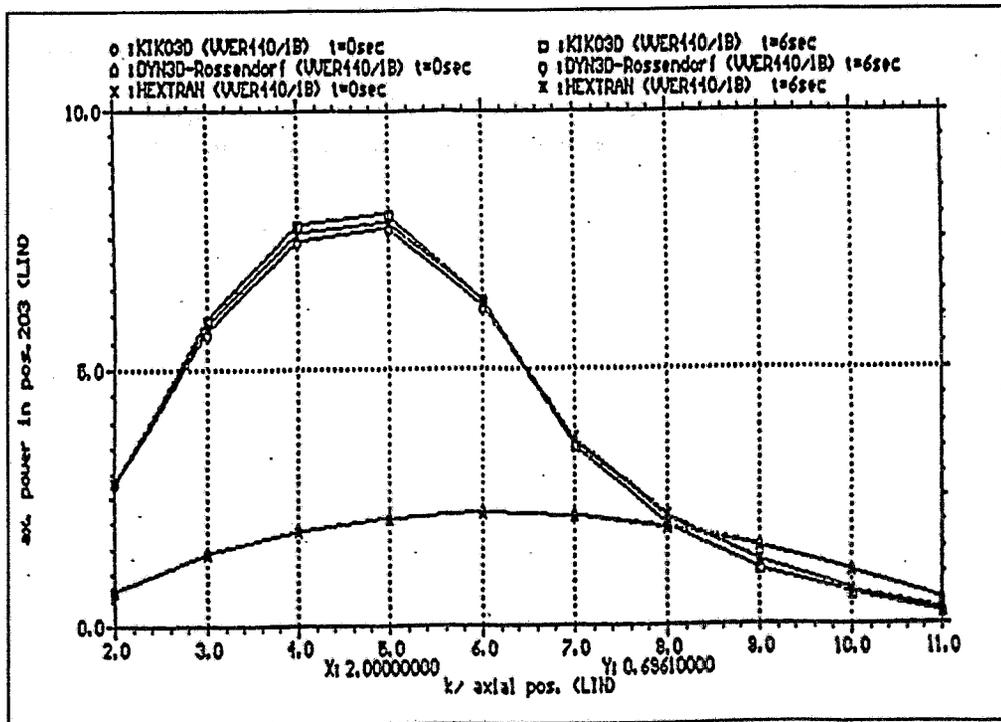


Abb. 2.25: 1. Kinetisches AER Benchmark: Vergleich der axialen Leistungsverläufe in dem Brennelement rechts neben dem ausgeworfenen Stab in Abb. 2.23.

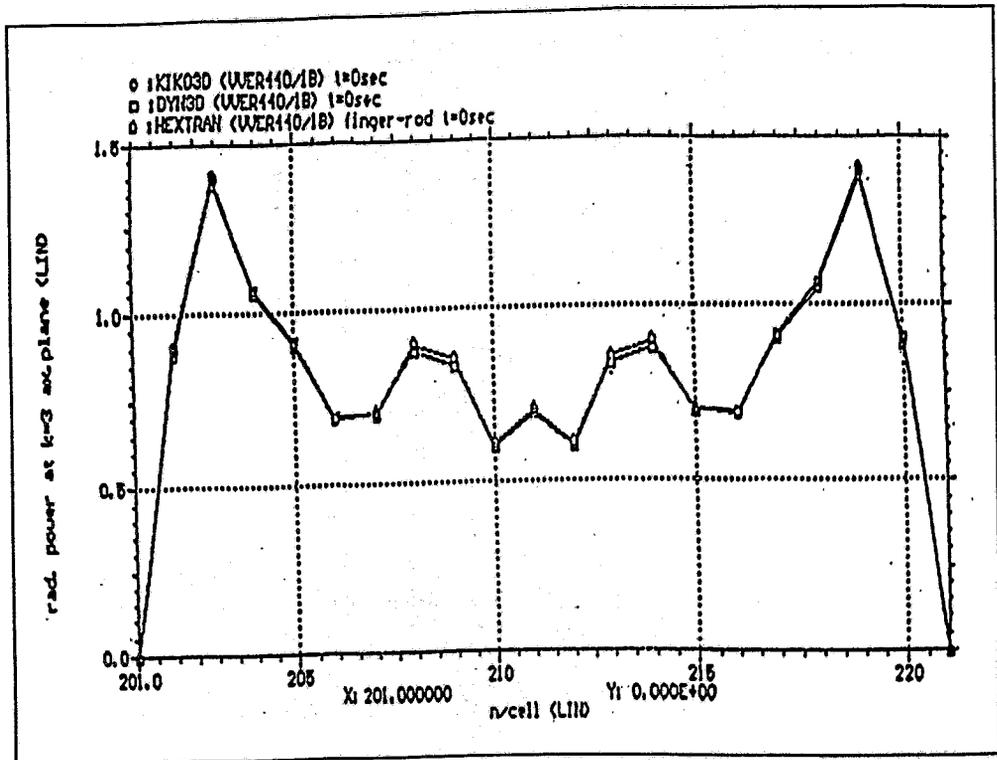


Abb. 2.26: 1. Kinetisches AER Benchmark: Vergleich der relativen Leistungen für die BE 201 bis 220 der 3. axialen Schicht bei  $t = 0.0$  s.

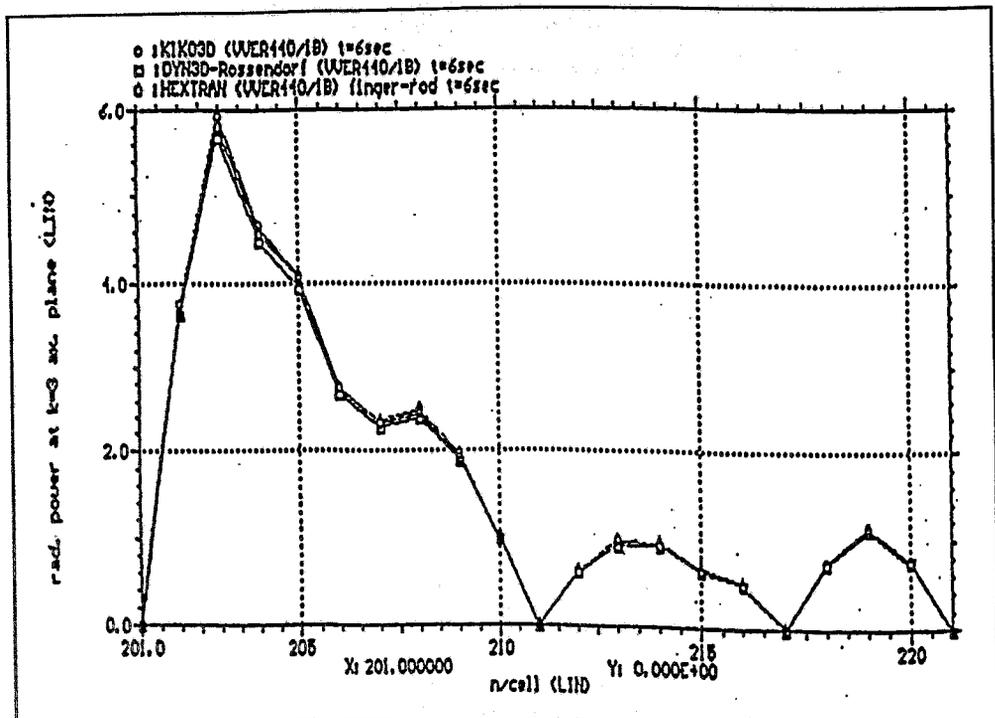


Abb. 2.27: 1. Kinetisches AER Benchmark: Vergleich der axialen Leistungen für BE 201 bis 220 der 3. axialen Schicht bei  $t = 6.0$  s.

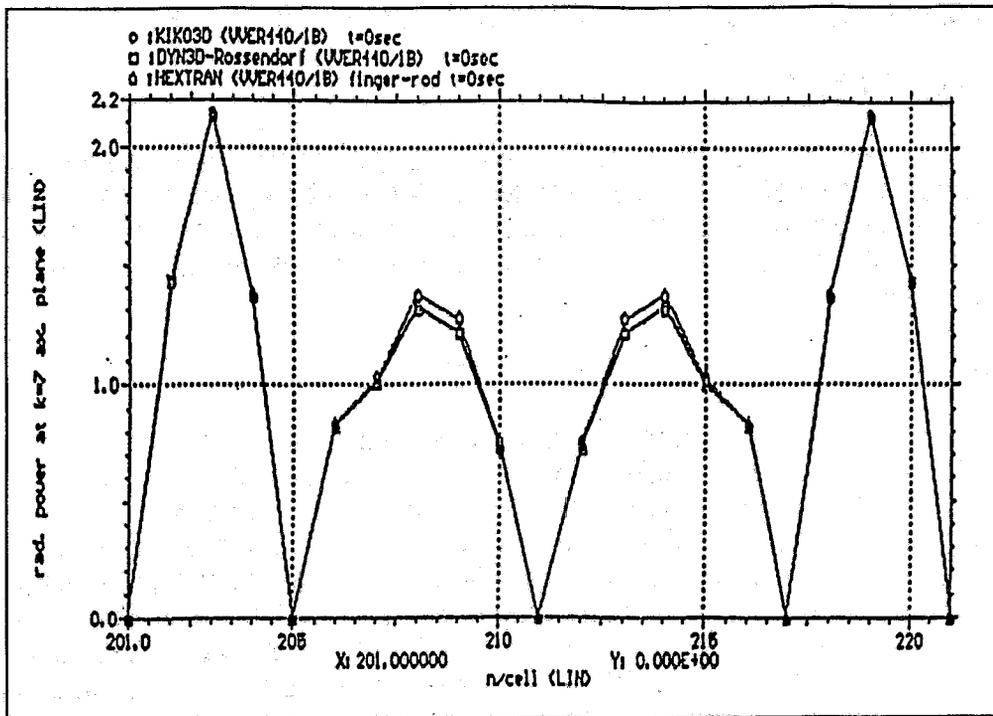


Abb. 2.28: 1. Kinetisches AER Benchmark: Vergleich der axialen Leistungsdichten für BE 201 bis 220 in der 7. axialen Schicht bei  $t = 0.0$  s.

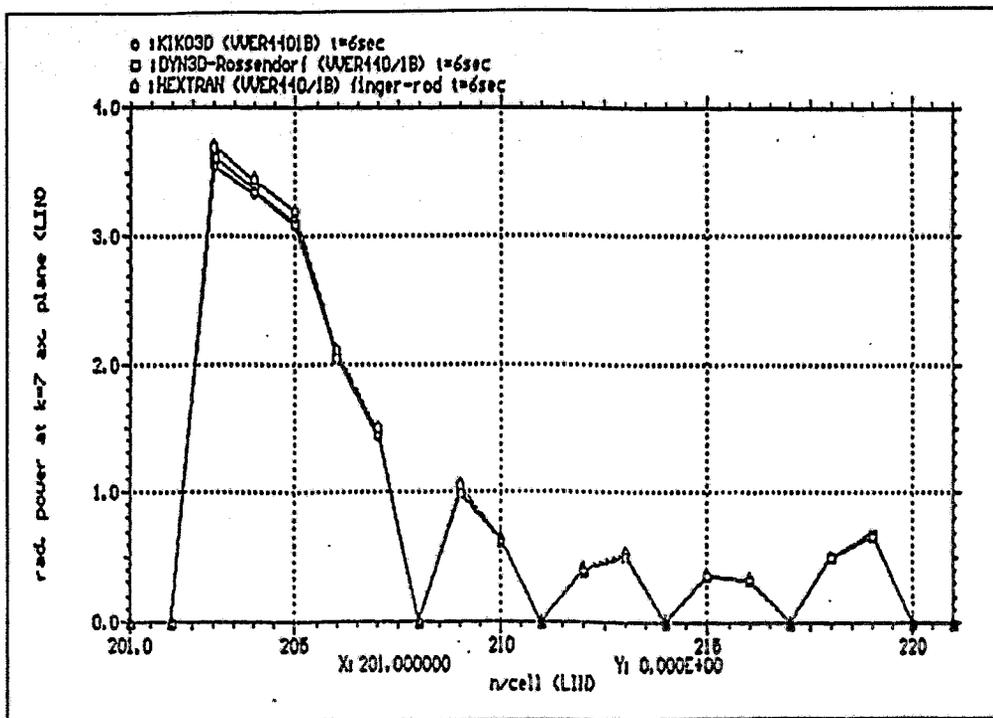


Abb. 2.29: 1. Kinetisches AER Benchmark: Vergleich der axialen Leistungsdichten für BE 201 bis 220 in der 7. axialen Schicht bei  $t = 6.0$  s.

### **3. Verifikation der Thermohydraulik und des Brennstabmodells**

#### **3.1. Einzeleffekttests**

Zur Absicherung der Modellierung thermohydraulischer Einzelphänomene, die insbesondere für Reaktivitätsstürfälle (hohe Leistungsdichten, hoher Kühlmitteldruck) relevant sind, wurde eine Reihe von Einzeleffektexperimenten aus der Literatur zum unterkühltem Sieden, Eintreten der Siedekrise und Wärmeübergang im nachkritischen Bereich nachgerechnet.

##### **3.1.1. Dampfgehalt bei unterkühltem Sieden**

Bei hohen Wärmestromdichten kann bereits bei einer relativ hohen Unterkühlung der Flüssigkeit aufgrund des Siedens im wandnahen Bereich ein merklicher mittlerer Volumendampfgehalt vorhanden sein, der u.a. für die neutronenphysikalische Rückkopplung relevant ist. In FLOCAL wird ein Siedemodell verwendet, das die Berechnung des Dampfgehalts durch Lösung der Massenbilanzgleichung für die Dampfphase mit Berücksichtigung thermodynamischen Nichtgleichgewichts beinhaltet. Als Quellterme werden die Verdampfung in der wandnahen Schicht durch Wärmezufuhr, die Kondensation im unterkühlten Flüssigkeitskern und Verdampfung und Kondensation bei Druckänderungen berücksichtigt. Die Berechnung der Quellterme erfolgt nach einem Ansatz von MOLOČNIKOV /3.1/, der zur Anpassung an experimentelle Daten vor allem im Bereich mittlerer Drücke und Massenstromdichten ( $p < 3\text{MPa}$ ,  $G < 400\text{kgm}^{-2}\text{s}^{-1}$ ) modifiziert wurde /3.2/. Die Verifikation des Modells erfolgte durch Nachrechnung von Experimenten zum unterkühltem Sieden aus der Literatur. Die Abb. 3.1 - 3.3 zeigen als Beispiel Ergebnisse von Nachrechnungen zu Experimenten von BARTOLOMEJ /3.3/ mit Variation der Massen- und Wärmestromdichte bei verschiedenen Drücken im Bereich  $p > 10\text{MPa}$ . Ein Siedemodell mit Integration der Dampfmassebilanz über den Weg der Fluidteilchen erlaubt prinzipiell eine bessere Übertragbarkeit auf Verhältnisse mit ungleichförmiger und zeitlich veränderlicher Beheizung, wie sie im Realfall auftreten, als Modelle, die nur lokale Parameter berücksichtigen. Siedeexperimente mit ungleichförmiger Beheizung sind nur wenige verfügbar. In /3.4/ werden Ergebnisse der Nachrechnung eines Experiments von SUBOTINOV /3.5/ mit linear veränderlicher Wärmestromdichte angegeben. Weiterhin wurden mit FLOCAL experimentelle Daten zum unterkühltem Sieden nach /3.6/ nachgerechnet. Das Siedemodell kann als ausreichend verifiziert angesehen werden.

##### **3.1.2. Kritische Wärmestromdichte**

Für die Ermittlung der kritischen Wärmestromdichte können in FLOCAL wahlweise die Korrelationen IAE-4 /3.7/, OKB-2 /3.8/ und BIASI /3.9/ verwendet werden. Während die beiden erstgenannten Beziehungen speziell für WWER-Reaktoren entwickelt wurden, ist die BIASI-Korrelation allgemeingültiger.

Die Korrelationen IAE-4 und BIASI sind so aufgebaut, daß sie sich nach der Wärmestromdichte auflösen lassen. Sie erlauben somit die Berechnung des sogenannten wahren Abstandes zur Siedekrise oder kritischen Leistungskoeffizienten, d.h. des Faktors, um den die Wärmestromdichte  $q''$  vom gegebenen Zustand aus bis zum

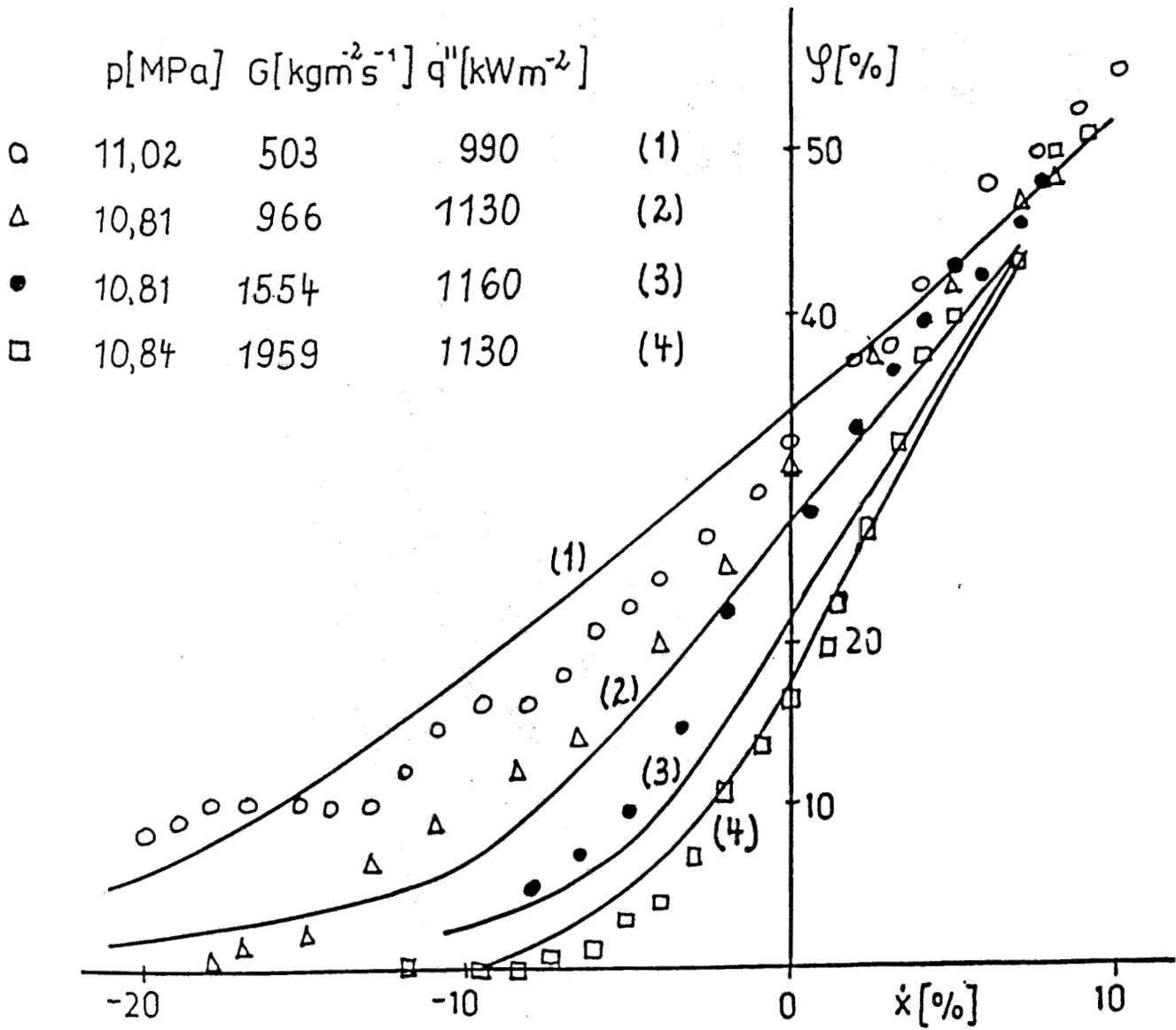


Abb. 3.1

Abb. 3.1 - 3.3 Vergleich berechneter axialer Dampfgehaltprofile mit Meßergebnissen nach BARTOLOMEIJ u. a. für Drücke > 10 MPa

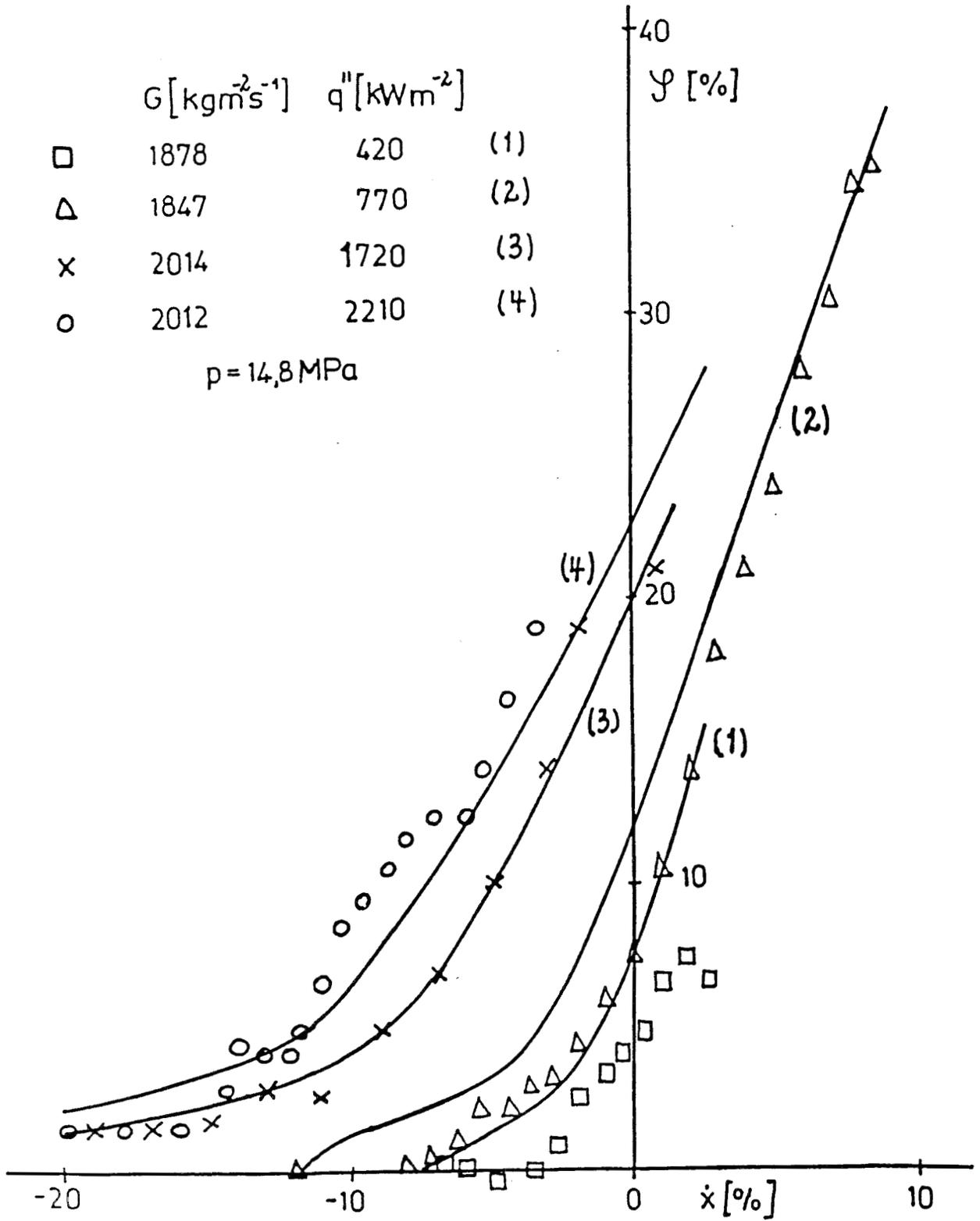


Abb. 3.2 Vergleich berechneter und gemessener Dampfgehaltprofile

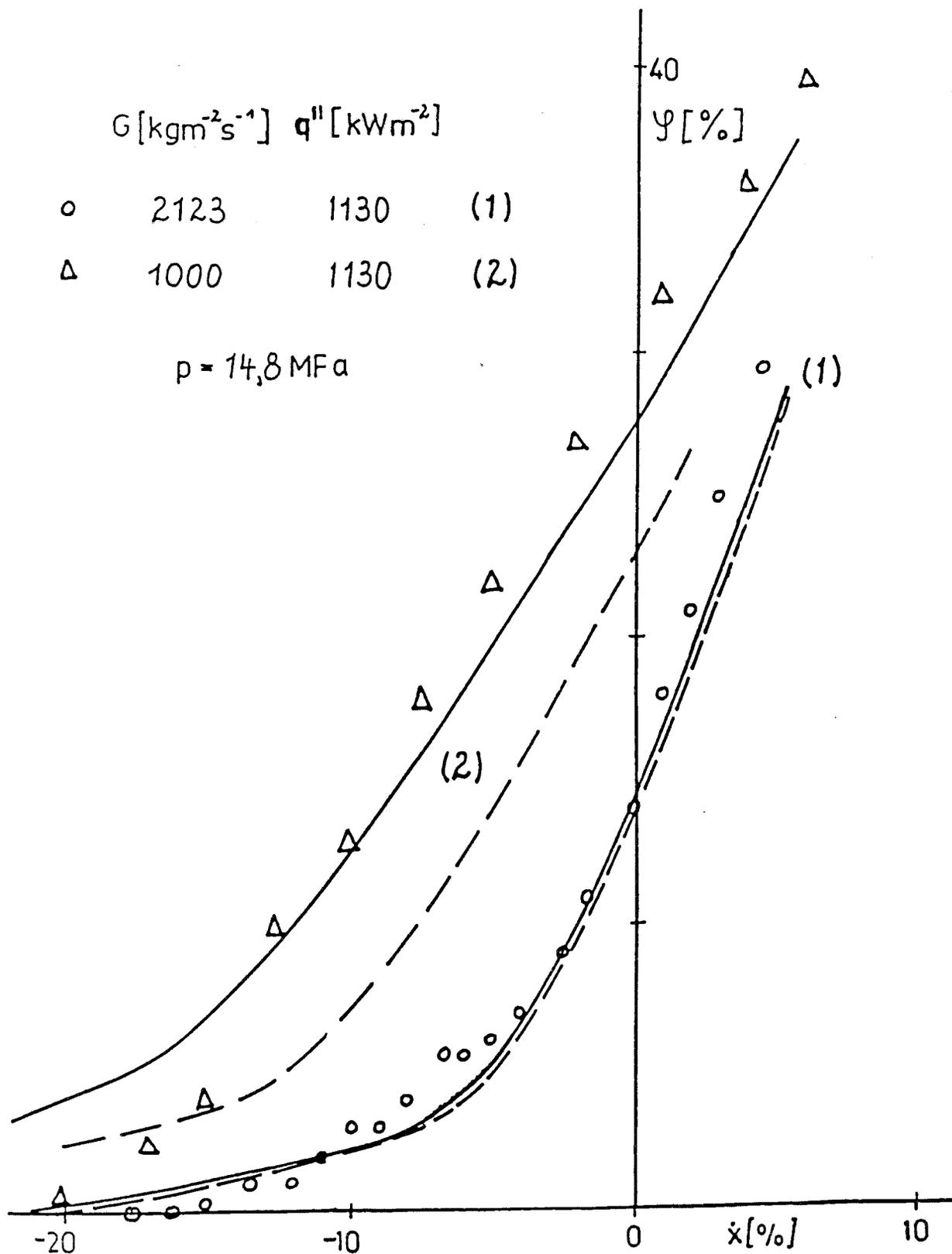


Abb. 3.3 Vergleich berechneter und gemessener Dampfgehaltprofile

- unkorrigiertes Siedemodell nach MOLOCHNIKOV
- korrigiertes Modell

Eintreten der Siedekrise tatsächlich erhöht werden kann. Daraus ergeben sich andere Werte bei der Abweichung des Koeffizienten von 1, der Durchgang durch den Wert 1.0 ist jedoch selbstverständlich der gleiche. Dieser Umstand muß bei der Interpretation der berechneten DNB-Werte berücksichtigt werden.

Angesichts der gewaltigen Vielfalt existierender Korrelationen für die Ermittlung der kritischen Wärmestromdichte und von Arbeiten zum Vergleich mit dem ebenfalls reichlich vorhandenen experimentellen Material kann ein selbstständiger Beitrag zu deren Verifikation kaum erwartet werden. Für die WWER-spezifischen Korrelationen IAE-4 und OKB-2 wurden insbesondere in WWER-Betreiberländern zahlreiche Untersuchungen durchgeführt. Eindeutige Aussagen zur Bevorzugung eines bestimmten Modells lassen sich jedoch letztendlich nicht ableiten. Die Ergebnisse hängen von der Wahl des betrachteten Parameterbereichs, der Auswahl der Experimente und insbesondere für Stabbündelexperimente auch von der Auswertemethodik ab. Mit FLOCAL wurden einige Experimente an einem 19-Stabbündel des Kurtschatow-Instituts Moskau mit extrem ungleichmäßiger Beheizung der Stäbe /3.10/, einem 7-Stabbündel des OKB Gidropress /3.11/ und von Tabellendaten zur Siedekrise im Rohr /3.12/ nachgerechnet. Ein Beispiel ist in Abb. 3.4 dargestellt. Die Nachrechnungen sind eher als ein Sinnfälligkeitstest für die Anwendung der Korrelationen in FLOCAL denn als Beiträge zur Verifikation der einzelnen Modelle anzusehen.

Erhebliche Unsicherheiten ergeben sich für alle Modelle im Bereich großer Fluidunterkühlungen und hoher Wärmestromdichten, der aber vor allem für Reaktivitätsstörfälle relevant ist. Zur Siedekrise im hochunterkühlten Bereich sind offenbar wenig Experimente verfügbar, der Gültigkeitsbereich der Korrelationen erstreckt sich i.a. nur bis  $x = -(5-10)\%$ .

Bezüglich der Korrelation IAE-4 wurde in /3.7/ ein Ansatz für eine dynamische Korrektur vorgeschlagen, die eine Art zeitlichen Memory-Effekt beschreibt. Sie kann in FLOCAL für die IAE-4-Korrelation optional angewandt werden. Eine Abschätzung ergab, daß sich bei einem angenommenen exponentiellen Anstieg der Wärmestromdichte mit der Zeit bei einer Periode von 1s eine Korrektur des DNB-Verhältnisses von ca. 20% ergibt, bei einer Periode von 5s sind es etwa 5%. Über die Signifikanz dynamischer Korrekturen gibt es in der Literatur allerdings keine eindeutigen Aussagen, experimentelles Material für ihre Überprüfung ist kaum vorhanden.

### **3.1.3. Nachkritischer Wärmeübergang**

Für die Ermittlung der maximalen Hüllrohrtemperatur nach Eintreten der Siedekrise als sicherheitsrelevanter Parameter ist die Berechnung des Wärmeüberganges im nachkritischen Bereich erforderlich. Auch hier wurde versucht, insbesondere die Bedingungen bei reaktivitätsinduzierten Störfällen zu berücksichtigen. Das Auftreten sehr hoher Wärmestromdichten bei großen Leistungsexkursionen bedingt ausgeprägte Nichtgleichgewichtseffekte auch beim Wärmeübergang im nachkritischen Bereich. Um das Auftreten überhitzten Dampfes zusammen mit unterkühlter oder gesättigter Flüssigkeit zu berücksichtigen zu können, werden Dampfüberhitzung und Wärmeübergang im nachkritischen Bereich quasistationär nach dem Modell von GROENEVELD-DELORME /3.14/ berechnet. Im Rahmen dieses Modells wird eine Vorschrift für die

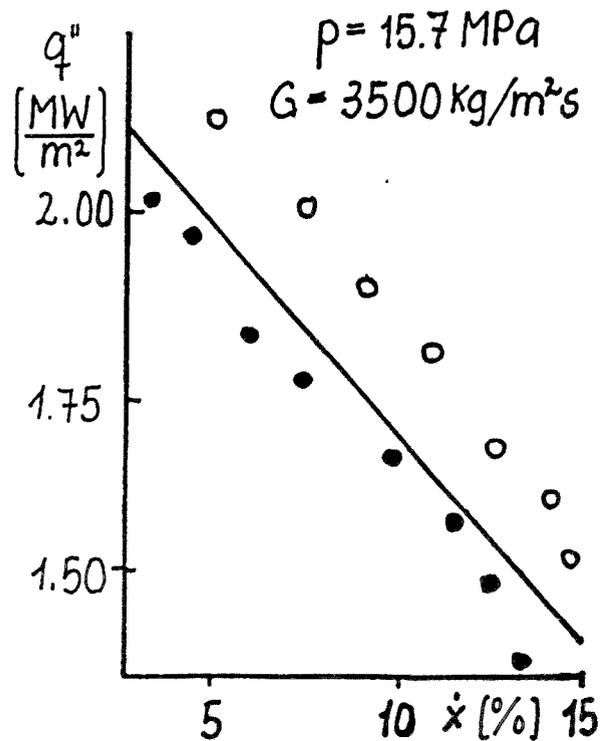
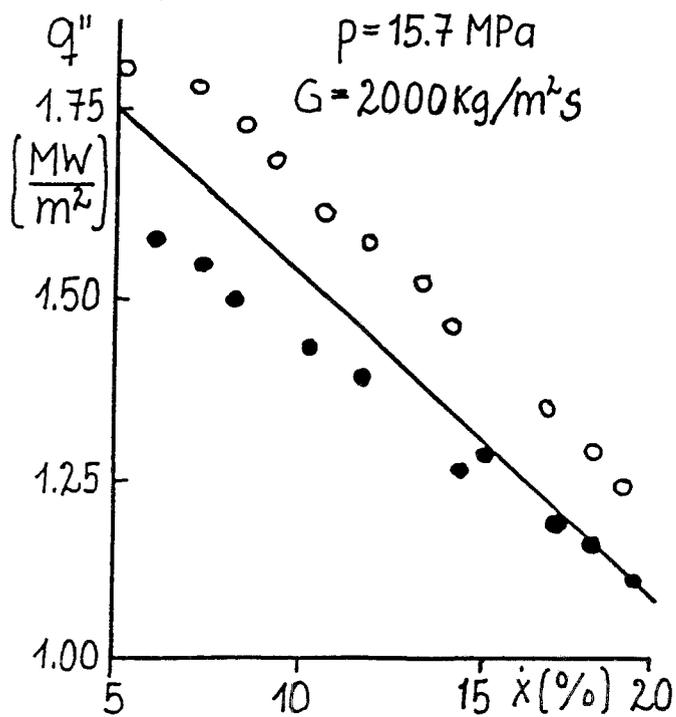
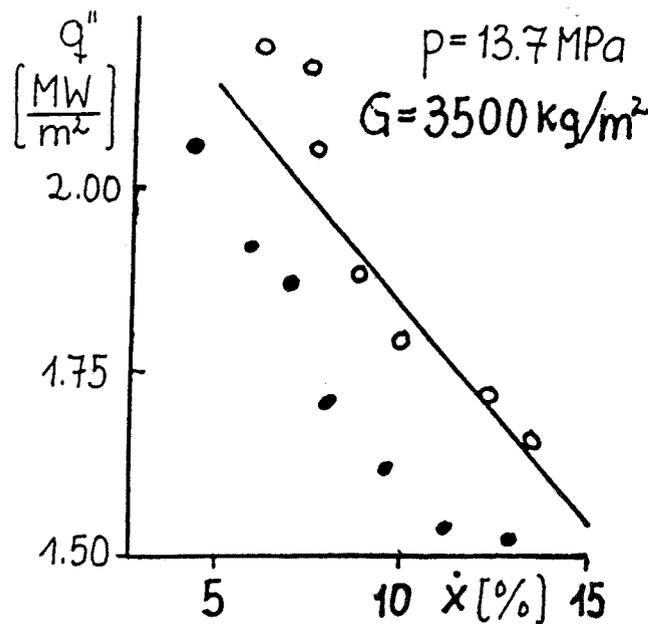
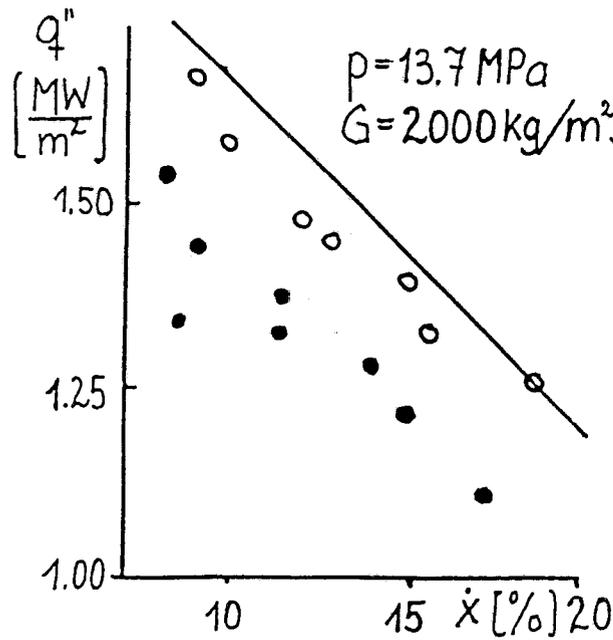


Abb. 3.4 Experimentelle Daten zum Eintreten der Siedekrise ● und Erreichen einer Wandtemperatur von 550 - 600 °C ○ für ein 7-Stab-Bündel im Vergleich mit Berechnungsergebnissen für  $q_{\text{krit}}$

Ermittlung des wahren Massendampfgehalts bzw. der wahren Dampfqualität  $x$  für den Fall angegeben, daß überhitzter Dampf und gesättigte Flüssigkeit vorliegen. Die Dampftemperatur, welche die Bezugstemperatur bei der Berechnung des Wärmeübergangs bildet, ergibt sich dann aus dem Massendampfanteil und der Gemischenthalpie bzw. aus der Dampfqualität. Für den Wärmeübergangskoeffizienten wird das Maximum aus dem GROENEVELD-DELORME-Modell und einer modifizierten BROMLEY-Beziehung eingesetzt /3.13/. Das GROENEVELD-DELORME-Modell beschreibt den Wärmeübergang in einer dispersen Strömung und dominiert bei hohen Massenstromdichten, während die BROMLEY-Korrelation die Wärmeübertragung durch einen (laminaren oder turbulenten) Dampffilm beschreibt und bei niedrigen Massenstromdichten dominiert. Der nachkritische Wärmeübergangskoeffizient wird schließlich noch mit einer Nichtgleichgewichtskorrektur bezüglich unterkühlter Flüssigkeit versehen und durch den Strahlungsanteil ergänzt.

Zur Verifikation der verbesserten Modellierung des nachkritischen Wärmeübergangs mit Berücksichtigung thermodynamischen Nichtgleichgewichts wurde eine Reihe von Experimenten aus der Literatur nachgerechnet /3.15,3.16,3.17/. Ausgewählte Ergebnisse sind in den Abb. 3.5 - 3.7 dargestellt, die dem Bericht /3.13/ entnommen wurden. Insgesamt wird eine gute Übereinstimmung erreicht. Der Übergangsbereich nach Eintreten der Siedekrise wird allerdings nicht realistisch berechnet, da idealisierend ein scharfer Sprung in der Wärmeübergangskurve angenommen wird.

In FLOCAL wird standardmäßig folgende Korrektur zum Wärmeübergangskoeffizienten für die Berücksichtigung einer Flüssigkeitsunterkühlung beim nachkritischen Wärmeübergang benutzt:

$$\alpha (T=T_1) = \alpha (T=T_{sat}) \cdot \left(2 \cdot \frac{T_{sat}}{T_1} - 1\right)^{1.5}$$

Gleichzeitig wird auch bei der Ermittlung der LEIDENFROST-Temperatur, die als Kriterium für das Zusammenbrechen des nachkritischen Wärmeübergangs mit Wiederbenetzen der beheizten Oberfläche dient, der Einfluß einer Fluidunterkühlung berücksichtigt :

$$T_{LFR} = T_{sat} + 100 + 8 \cdot (T_{sat} - T_1)$$

Nachkritischer Wärmeübergang bei bedeutender Unterkühlung des Flüssigkeitskerns der Strömung tritt nur bei sehr hohen Wärmestromdichten bzw. unter transienten Bedingungen auf. Die o.g. stationären Experimente sind deshalb nicht zur Verifikation dieser Korrektur geeignet. Eine gewisse Absicherung der beschriebenen Korrektur konnte anhand der Nachrechnung von Experimenten zum Brennstabverhalten unter RIA-Bedingungen (siehe Abschn. 3.2) und durch Empfindlichkeitsuntersuchungen (siehe Abschn.3.3.2) erfolgen. Die Nachrechnung der RIA-Experimente zeigt, daß die angebrachte Nichtgleichgewichtskorrektur für die qualitativ realistische Modellierung des Wärmeübergangsverhaltens unter den Bedingungen schneller Leistungsexkursionen mit extremem thermodynamischem Nichtgleichgewicht äußerst relevant ist. Der empirische Charakter der Korrektur zeigt, daß die physikalische Modellierung des Wärmeüberganges unter diesen Bedingungen insgesamt noch unbefriedigend ist.

# Nachkritischer Waermeuebergang

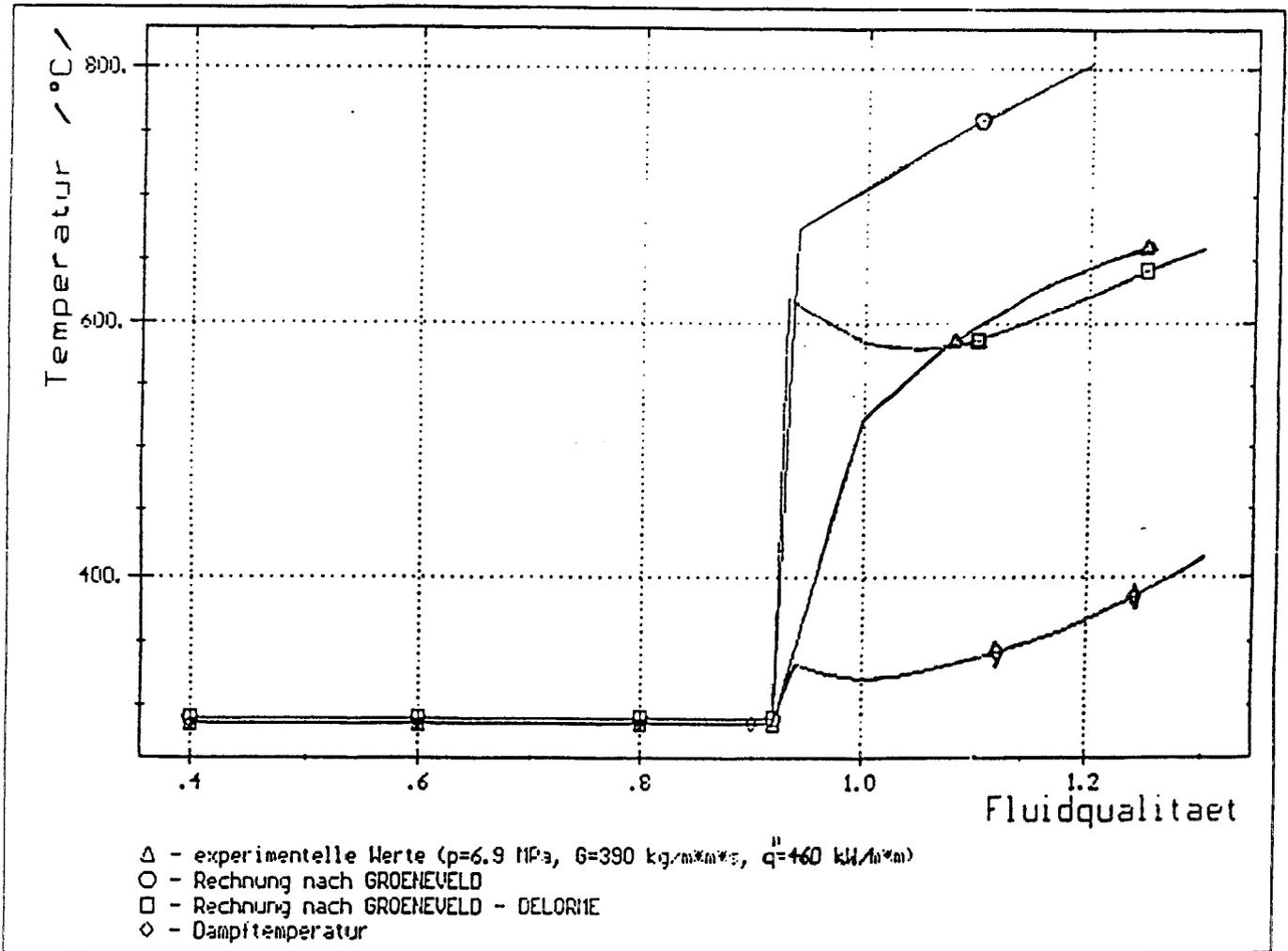


Abb. 3.5 Nachrechnung eines Experiments nach BENNETT mit FLOCAL

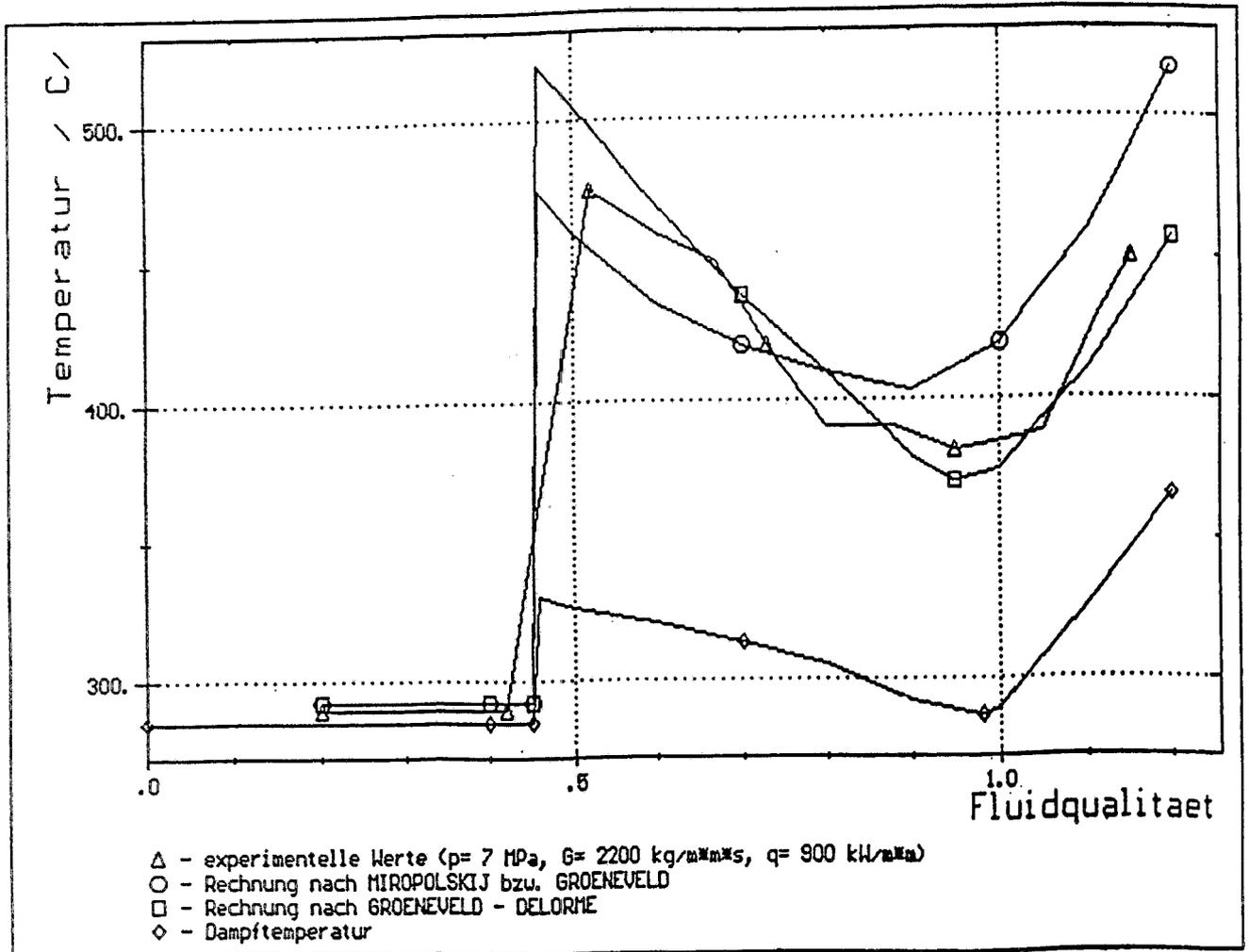


Abb. 3.6 Nachrechnung eines Experiments nach ERA mit FLOCAL

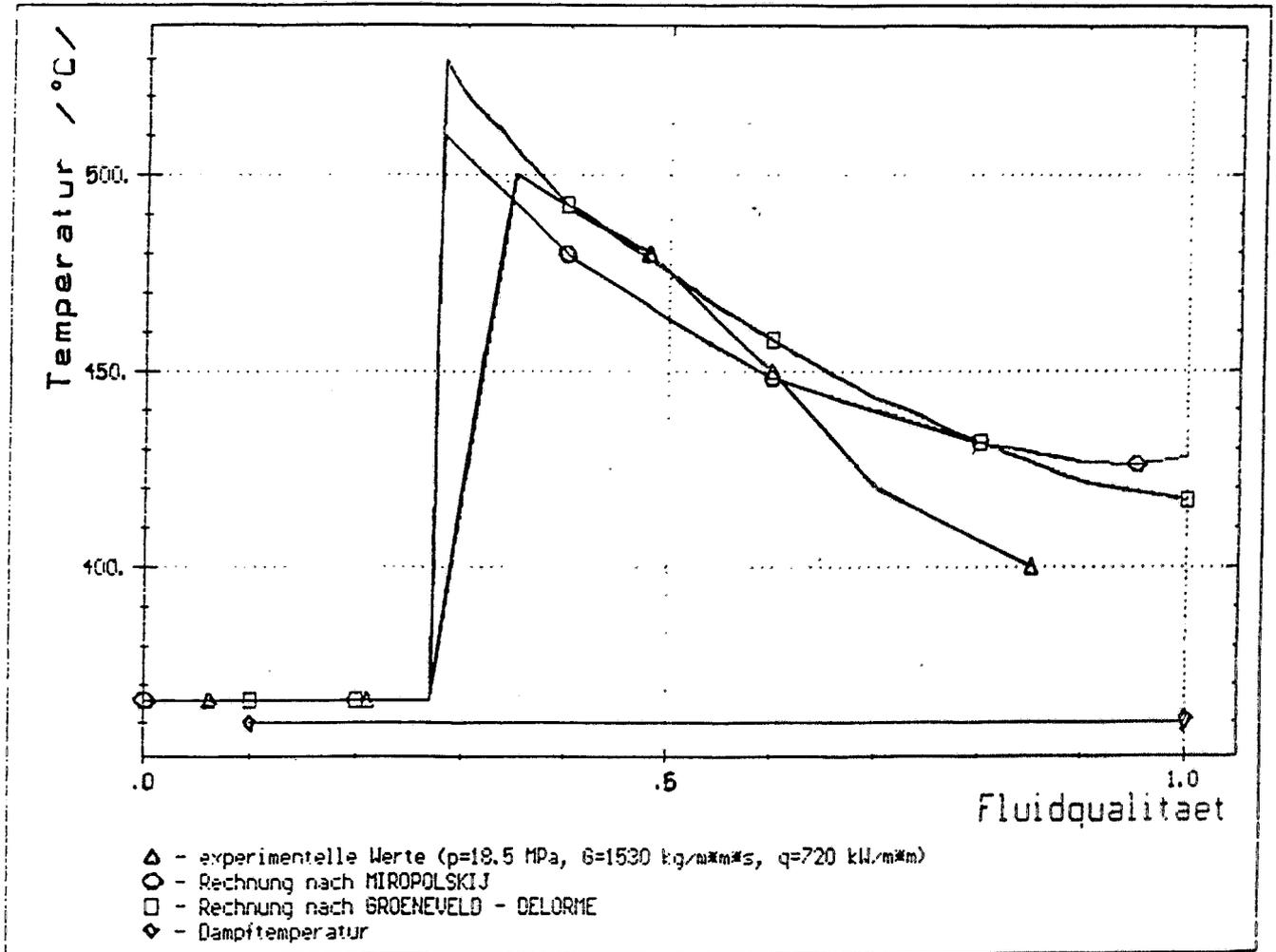


Abb. 3.7 Nachrechnung eines Experiments nach HERKENRATH mit FLOCAL

### 3.2 Die Nachrechnung von Experimenten zum Brennstabverhalten bei reaktivitätsinduzierten Störfällen

Wie bereits im Abschnitt 3.1 angedeutet wurde, ist bei der Entwicklung des Codes FLOCAL als Thermohydraulik-Modell von DYN3D der Berücksichtigung der Bedingungen von reaktivitätsinduzierten Störfällen (RIA) besondere Aufmerksamkeit gewidmet worden. Einen wichtigen Schwerpunkt der Verifikation stellt deshalb die Nachrechnung von Experimenten zum Brennstabverhalten bei RIA dar. Für die Nachrechnung standen in der Literatur veröffentlichte Experimente am Nuclear Safety Research Reactor des JAERI (Japan) /3.18/ und experimentelle Ergebnisse des Kurtschatow-Instituts (KI), die am Impulsreaktor IGR erhalten wurden /3.19,3.21/, zur Verfügung. Bei diesen Experimenten wurden verkürzte Proben von Brennstäben (im IGR WWER-Brennstäbe), die sich in einer Kapsel mit ruhendem Kühlmittel befinden, durch einen nuklearen Leistungsimpuls aufgeheizt.

Tabelle 3.1  
Übersicht über nachgerechnete RIA-Experimente zur Verifikation von FLOCAL

Exp. Nr.	NSRR-Experimente			Experimente des Kurtschatow-Instituts				
	1	2	3	4	5	6	7	8
Energiefreisetzung /cal g <sup>-1</sup> /	190	190	190	207	284	326	360	93
Impulshalbreite /ms/	7	7	7	1500	1150	910	1500	4300
Fluidunterkühlung /K/	10	40	80	80	80	80	80	*)

\*) In diesen Fall ist das Kühlmittel Luft, in allen anderen Fällen Wasser.

Entsprechend den Anwendungsgrenzen des FLOCAL-Modells werden folgende Phänomene im Zusammenspiel modelliert:

- Wärmeleitung in Brennstoff und Hülle,
- Verhalten des Gasspalts zwischen Brennstoff und Hülle,
- thermomechanisches Verhalten der Hülle, soweit es für die Wärmeübergangsproblematik relevant ist,
- u.U. Zirkoniumoxidation im Hochtemperaturbereich,
- Wärmeübergang an das Kühlmittel unter den Bedingungen extremen thermodynamischen Nichtgleichgewichts.

Hüllrohrversagen und die Zerstörung der Brennstäbe bei entsprechend hoher Energiefreisetzung werden nicht modelliert. Die Neutronenkinetik der Impulsreaktoren wurde

bei der Nachrechnung der Experimente nicht einbezogen, der zeitliche Verlauf der Leistungsfreisetzung wurde als gegeben angenommen. Die unterschiedlichen Impulsbreiten beider Reaktoren ergeben sich aus deren Konstruktion. Der NSRR besitzt U-ZrH-Brennstoff-Moderator-Elemente mit einer sehr effektiven prompten Temperaturreckkopplung, der IGR ist ein graphitmoderierter Impulsreaktor.

Einige Ergebnisse der Nachrechnungen sind in der Arbeit /3.20/ publiziert. In dieser Arbeit wird auch eine hinreichend detaillierte Beschreibung des Brennstab- und Wärmeübergangsmodells in FLOCAL gegeben. Teilweise wurden Vergleichsrechnungen mit dem Kurtschatow-Institut (KI) durchgeführt, insbesondere mit dem dort entwickelten Code MAIVA. Über die gemeinsamen Arbeiten mit dem KI liegt ein "Draft Report" vor, der während eines über BMFT-Projektmittel finanzierten längerfristigen Arbeitsaufenthalts von Herrn Burmistrov aus dem KI im FZ Rossendorf entstand /3.21/. In den Abb. 3.8 und 3.9 sind die Resultate von Vergleichsrechnungen zwischen FLOCAL und MAIVA für die Experimente Nr. 4 und 6 dargestellt. Im Versuch Nr.4 wurde übereinstimmend zwischen Rechnung und Experiment kein Eintreten der Wärmeübergangskrise beobachtet.

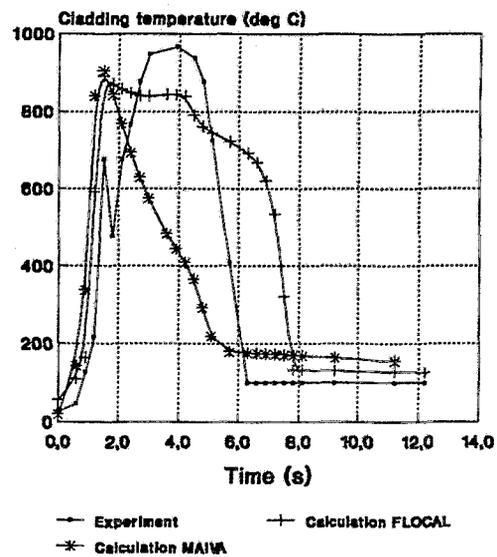
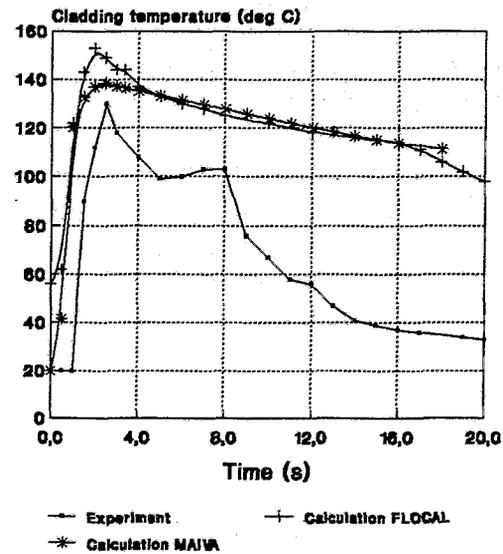


Abb. 3.8 und 3.9  
Nachrechnung der Experimente Nr. 4 und 6 mit FLOCAL und MAIVA

Die Diskrepanzen zwischen den gemessenen und berechneten Temperaturen können sicher darauf zurückgeführt werden, daß in diesem Temperaturbereich die Wärmeabgabe an das Kühlmittel durch die Zirkulation in der Zelle bei Kühlmittelsieden bestimmt wird, dieser Effekt in den Codes aber nicht modelliert wird.

Für die wassergekühlten Experimente konnte insgesamt eine gute qualitative Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Hüllrohrtemperaturverläufen erzielt werden, wenn man die Komplexität der relevanten physikalischen Effekte und die Unsicherheiten der Temperaturmessungen (eine Fehlerabschätzung kann nicht angegeben werden) in Betracht zieht.

Es erwies sich, daß für eine erfolgreiche Nachrechnung die Berücksichtigung der im Abschnitt 3.1.3 erwähnte Nichtgleichgewichtskorrektur für den nachkritischen Wärmeübergangskoeffizienten und die Leidenfrosttemperatur äußerst signifikant ist. Ohne diese Korrektur wird der Wärmeübergang erheblich unterschätzt und der Temperaturverlauf kann nicht einmal qualitativ nachvollzogen werden. Erst mit einer entsprechenden Korrektur auch im Code MAIVA konnten die dargestellten Ergebnisse erhalten werden.

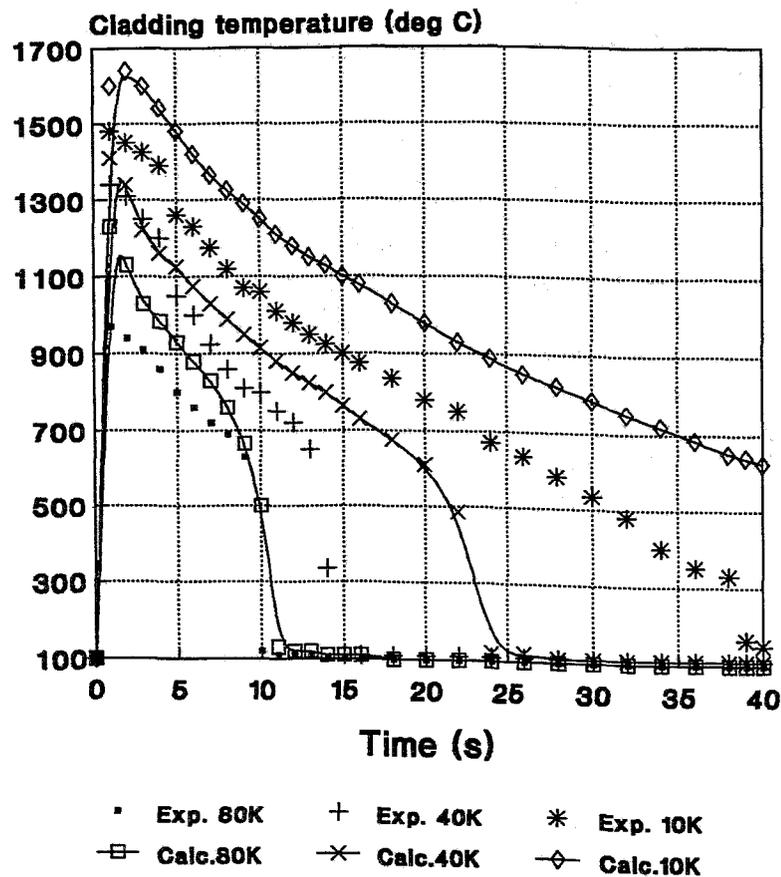


Abb. 3.10 Nachrechnung von RIA-Experimenten am NSRR mit Variation der Fluidunterkühlung

Abb. 3.10 zeigt die Ergebnisse der Nachrechnung von japanischen RIA-Experimenten mit FLOCAL. Diese Experimente bieten aufgrund der Variation der Fluidunterkühlung die Möglichkeit einer gewissen Verifikation des Nichtgleichgewichtsansatzes. Es muß

jedoch eingeschätzt werden, daß die theoretischen Grundlagen für die Beschreibung des Wärmeüberganges unter diesen Bedingungen noch ungenügend sind. Insbesondere sind befriedigende theoretische Modelle für den transienten Bereich zwischen Blasen- und Filmsieden, der hier von relevantem Einfluß ist, nicht bekannt.

In den NSRR-Experimenten erreichen die Hülltemperaturen trotz niedrigerer Energiefreisetzung den Hochtemperaturbereich. Diese Tatsache läßt sich aus der wesentlich geringeren Impulsbreite erklären. Die gesamte freigesetzte Energie bleibt im ersten Moment praktisch im Brennstoff, während bei einem breiteren Impuls bereits während des Impulses die Wärme teilweise an das Kühlmedium abgeführt wird. Im Hochtemperaturbereich werden weitere Phänomene, und zwar die plastische Deformation der Hüllen und die Zirkonium-Wasser-Reaktion relevant und bestimmen die Temperaturverläufe wesentlich mit. Beide Phänomene werden im Rahmen des relativ einfachen Brennstabmodells von FLOCAL soweit berücksichtigt, wie sie das Wärmeübergangsverhalten beeinflussen. Die auftretende plastische Deformation der Hülle durch den Gasinnendruck führt zu einer Vergrößerung der Gasspaltweite und somit einer Verschlechterung des Wärmeüberganges Brennstoff - Hülle, der eine raschere Abkühlung des Hüllrohres zur Folge hat. Die Metall-Wasser-Reaktion ist vor allem als zusätzliche Wärmequelle relevant.

Abb. 3.11 schließlich beinhaltet einen Vergleich verschiedener Codes zum luftgekühlten Experiment Nr. 8. Die Rechnungen dazu mit den übrigen Codes (außer FLOCAL) wurden im KI durchgeführt. Für die Nachrechnung dieses Experiments wurde FLOCAL speziell modifiziert, um den Wärmeübergang an Luft berechnen zu können. Die luftgekühlten Experimente sind weniger aussagekräftig, da die mit dem Kühlmittelsieden verbundene Wärmeübergangsproblematik keine Rolle spielt. Der mit FLOCAL berechnete, im Vergleich zu den anderen Codes schwächere zeitliche Abfall der Hülltemperatur ist wahrscheinlich dadurch bedingt, daß Wärmeverluste der Zelle an die Umgebung vernachlässigt wurden, obwohl die Lufttemperatur in der Zelle ca. 400 °C erreicht.

Aus den Nachrechnungen der wassergekühlten Experimente können folgende Schlußfolgerungen gezogen werden:

- Die Rechnungen stellen einen wesentlichen Beitrag zur Verifikation des Brennstab- und Wärmeübergangsmodells von FLOCAL dar und zeigen, daß der Code für die Berechnung der Thermohydraulik bei reaktivitätsinduzierten Störfällen mit großen Leistungsexkursionen anwendbar ist. Die Ergebnisse der Experimente sind allerdings aufgrund der qualitativ anderen Druck- und Strömungsverhältnisse nicht ohne weiteres auf die Reaktorbedingungen übertragbar.
- Es besteht Bedarf an weiteren RIA-Experimenten, insbesondere auch mit abgebranntem Brennstoff, die für die Codeverifikation geeignet sind.
- Grundsätzlich wird ein weiterer Forschungsbedarf zum transienten Wärmeübergang unter Nichtgleichgewichtsbedingungen gesehen.

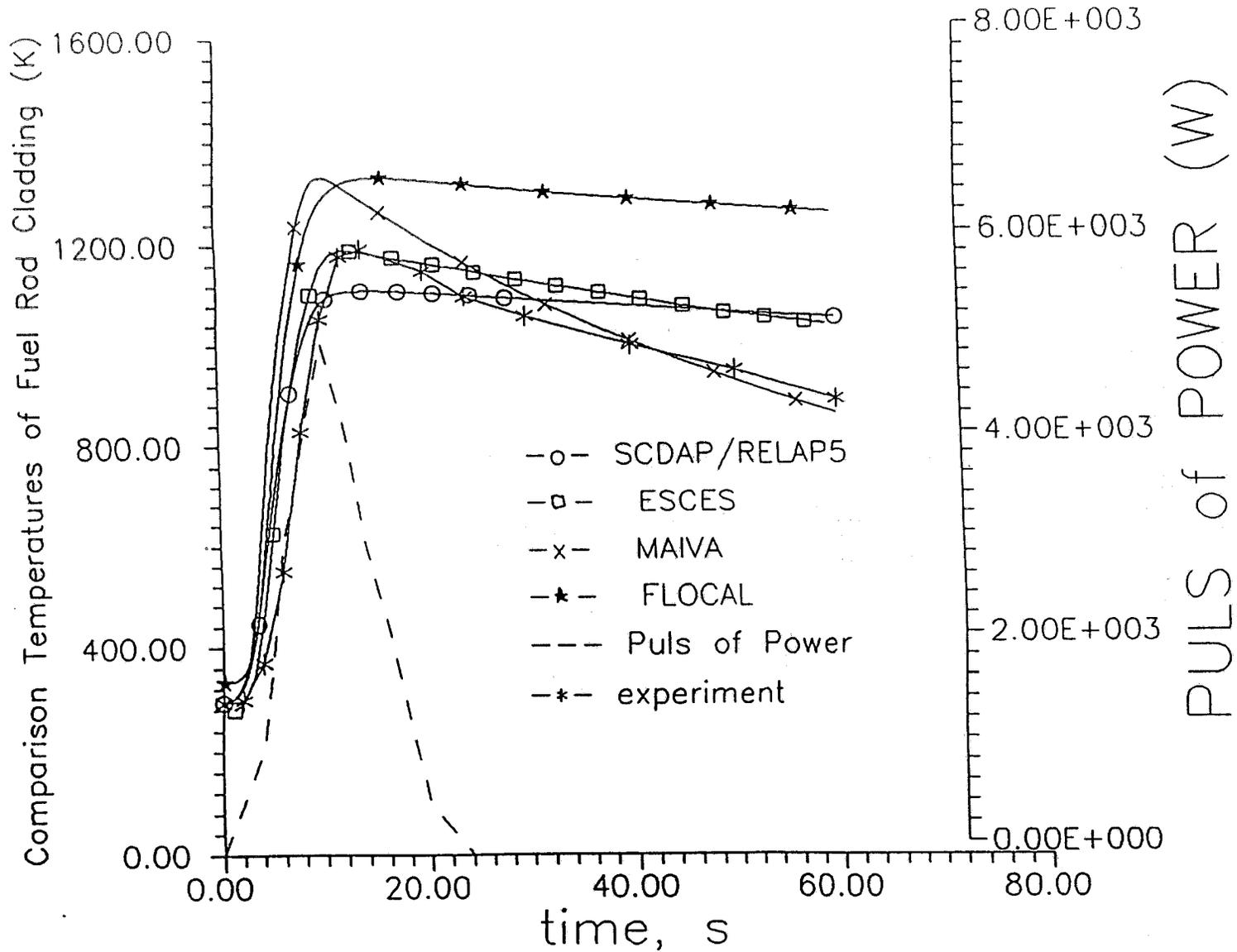


Abb. 3.11

Nachrechnung eines RIA-Experiments mit Luftkühlung mit verschiedenen Codes (Energiefreisetzung  $\Delta E = 93 \text{ cal/g}$ )

### **3.3 Vergleich mit anderen Codes und Empfindlichkeitsuntersuchungen**

Für die integrale Verifikation des Thermohydraulikmoduls FLOCAL wurden Vergleichsrechnungen mit ähnlichen Codes anhand einiger ausgewählter Testfälle durchgeführt. An diesen Testfällen wurden auch Empfindlichkeitsuntersuchungen bezüglich der Numerik und zum Einfluß verschiedener Modelloptionen angestellt.

#### **3.3.1 Vergleichsrechnungen mit dem Code INCO**

Der Code INCO wurde bei K.A.B. AG entwickelt und war in der DDR ein etablierter Standardcode für die Berechnung des transienten Verhaltens von WWER-Reaktoren /3.22/. Ähnlich wie FLOCAL basiert er auf dem Konzept der Modellierung des Reaktorkerns durch parallele geschlossene Kühlkanäle, besitzt jedoch gegenüber dem neueren FLOCAL folgende Einschränkungen im Modellumfang:

- Zweiphasengemischmodell mit näherungsweise Lösung der Kontinuitätsgleichung,
- keine Berechnung des nachkritischen Wärmeüberganges,
- simples Brennstabmodell ohne Modellierung des Gasspaltverhaltens und Hochtemperaturverhaltens der Hülle.

Für den Vergleich mit INCO, aber auch weitere methodische Untersuchungen wurden folgende drei Modellfälle erarbeitet bzw. übernommen:

- Testfall DROSSEL

Es wird eine trapezförmige Absenkung des Kühlmittelmassenstromes durch eine Brennstoffkassette auf 25% des Nominalwertes nachgebildet. Solche Drosselversuche wurden mit Hilfe einer Experimentalkassette im KKW Rheinsberg durchgeführt /3.23/.

- Testfall PUMPFAIL

Hier wird der Ausfall von 2 von 6 Hauptkühlmittelpumpen simuliert, der einen Auslegungsstörfall für den WWER-440 darstellt. Es wird der Zeitverlauf der thermischen Reaktorleistung und des mittleren Kühlmittelmassenstromes durch den Kern vorgegeben und der "Verstopfungsfaktor" (Massenstromverhältnis zum mittleren Kühlkanal) für einen definierten Heißkanal berechnet. Dieser Testfall wurde freundlicherweise von K.A.B. zur Verfügung gestellt.

- Testfall EXKURS

Es wird eine Leistungsexkursion nach hypothetischem Auswurf der Regelgruppe K6 modelliert. Der Leistungspeak hat eine Breite von 0,8s, der Maximalwert in der Spitze beträgt das F-fache der stationären Ausgangsleistung. Nach der Exkursion wird aus Gründen der Übersichtlichkeit wieder der Ausgangszustand eingestellt.

Die allgemeinen Daten (Geometrie, Brennstabdaten, Strömungswiderstände) beziehen sich auf den WWER-440, wobei aus Gründen der Übersichtlichkeit gewisse Vereinfachungen getroffen wurden.

Im Testfall DROSSEL wird der Kühlmittelmassenstrom aus einer vorgegebenen Absenkung des Druckverlustes über dem Kern berechnet. Im gedrosselten Zustand ergab INCO einen um ca. 7% höheren Massenstrom als FLOCAL bei gleichem Anfangswert, was durch die Annahme eines konstanten Reibungskoeffizienten in INCO erklärt werden konnte. In FLOCAL wird die Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von der Reynoldszahl berücksichtigt. Die Unterschiede bewirken einen etwa doppelt so hohen Massendampfgehalt am Kernaustritt für FLOCAL (ca. 5,5%) gegenüber INCO (ca. 2,5%).

Für den Testfall PUMPFALL wurde der "Verstopfungsfaktor" in guter Übereinstimmung zwischen FLOCAL und INCO berechnet. Hier war der summarische Reibungsdruckverlustbeiwert für den Kanal vorgegeben. Kleinere Unterschiede im Zeitverlauf des Massenstromes im Heißkanal ergaben sich aus der instationären Ortsabhängigkeit der Massenstromdichte infolge der Dichteänderung, die in INCO bei der Lösung der Bewegungsgleichung für das Kühlmittel nicht berücksichtigt wird.

Abb. 3.12 zeigt Ergebnisse des Programmvergleichs FLOCAL-INCO für das Testbeispiel EXKURS-25 (d.h. mit der relativen Peakhöhe  $F=25$ ). In den sicherheitsrelevanten Parametern DNB-Verhältnis und Brennstofftemperatur gibt es trotz der Modellunterschiede keine wesentlichen Differenzen. Mit FLOCAL wird ein höherer maximaler Massendampfgehalt am Kernaustritt erhalten (18% gegenüber ca. 14% mit INCO). Mit beiden Codes wird das Unterschreiten der Marke 1.0 für das minimale DNB-Verhältnis berechnet. In INCO wird eine ältere Version der IAE-Korrelation für die kritische Wärmestromdichte benutzt. Anhand der FLOCAL-Rechnung wird der Einfluß der dynamischen Korrektur für die DNB-Beziehung (siehe Abschn. 3.1.2.) demonstriert. Die Hüllrohrtemperaturen nach Eintreten der Siedekrise können mit INCO allerdings nicht berechnet werden.

Der Verlauf der mittleren Brennstofftemperatur wurde mit beiden Codes praktisch identisch ermittelt, wenn mit einem konstanten Wärmeübergangskoeffizienten für den Gasspalt gerechnet wird. Die Berechnung der Brennstoffzentraltemperatur in INCO beruht auf einer quasistationären Extrapolation des radialen Temperaturgradienten und liefert schlechte Ergebnisse, besonders wenn nur mit wenigen radialen Zonen im Brennstoff gearbeitet wird.

Benutzt man das verbesserte Brennstabmodell in FLOCAL mit Berechnung eines veränderlichen Wärmeübergangskoeffizienten im Gasspalt, so ergeben sich allerdings erhebliche Differenzen. Aufgrund der Verkleinerung der Gasspaltweite wird die Wärmeabgabe an das Kühlmittel verbessert, man erhält um 100 - 150 K niedrigere Brennstofftemperaturen, aber ein ausgeprägteres Auftreten der Siedekrise.

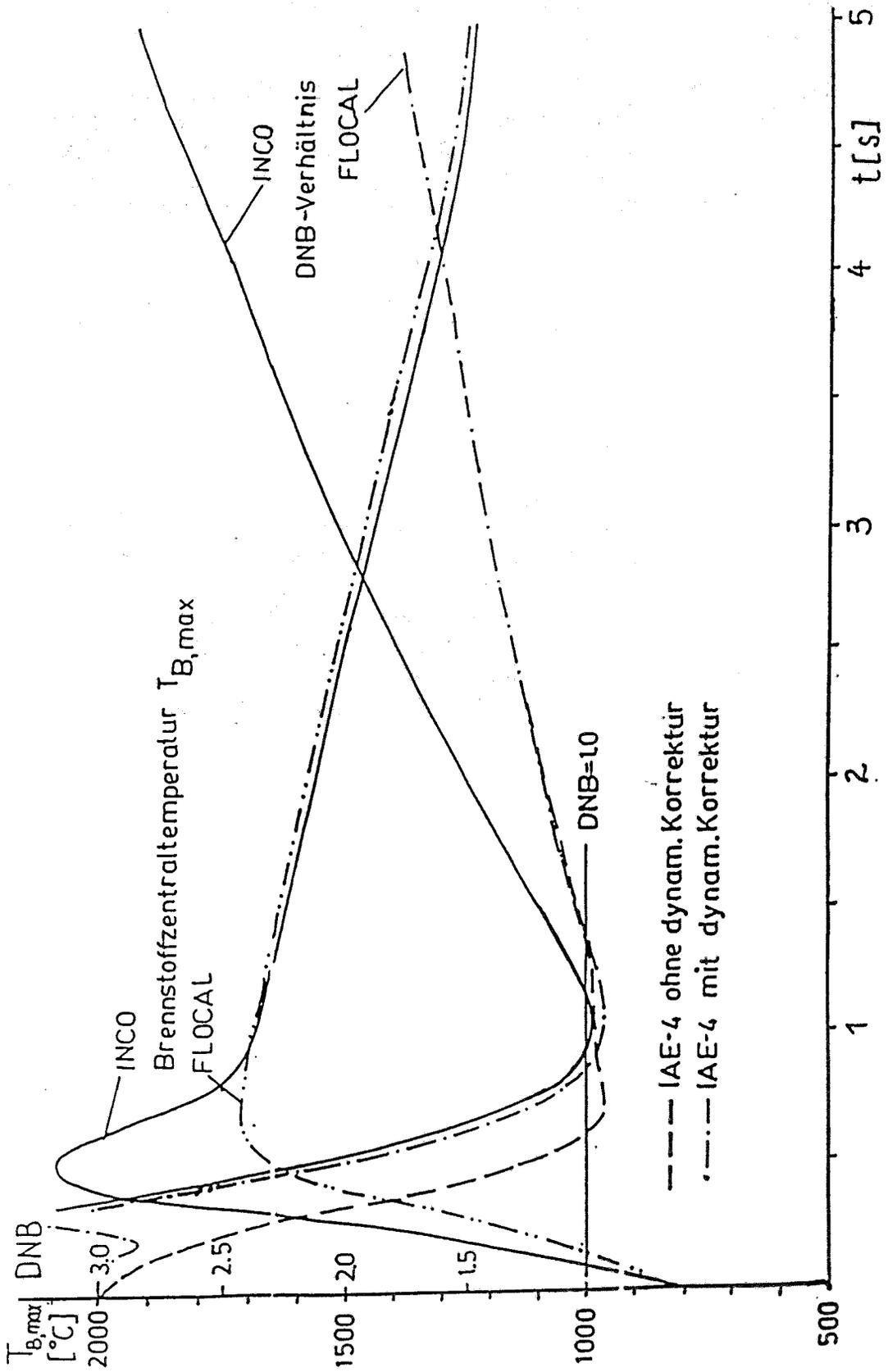


Abb. 3.12 Vergleich sicherheitsrelevanter Parameter für das Testbeispiel EXKURS-25

### 3.3.2. Empfindlichkeitsuntersuchungen und Sinnfälligkeitstests am Testfall EXKURS

Anhand des Testfalles EXKURS wurden weiterhin numerische Konsistenztests und Empfindlichkeitsuntersuchungen durchgeführt. Aus dem Konvergenzverhalten bei Variation der Genauigkeitsschranken für verschiedene Iterationsprozesse in FLOCAL und der Kriterien für die Zeitschrittweitensteuerung konnten Empfehlungen für diese Parameter abgeleitet werden, die im Eingabedatenmanual angegeben werden.

Bei Störungen, für die Transporteffekte relevant sind (z.B. beim Eindringeneines Pfropfens unborierten Wassers in den Kern), muß bezüglich der numerischen Konsistenz das Courant-Kriterium beachtet werden. Das ergibt sich aus dem hyperbolischen Charakter der zu lösenden Gleichungen und den verwendeten Differenzenverfahren. Der Courant-Parameter  $r$  ist definiert als:

$$r = w \cdot \Delta t / \Delta z,$$

wobei  $w$  die Strömungsgeschwindigkeit des Kühlmittels,  $\Delta t$  die Zeit- und  $\Delta z$  die Ortschaftweite sind. Zwar sind die gewählten numerischen Verfahren unbedingt stabil, doch wird der Transport einer angenommenen sprunghöhen Störung um so korrekter beschrieben, je besser die Bedingung  $r \approx 1$  erfüllt ist. Die Abb. 3.13 und 3.14 zeigen den Transport einer sprunghöhen Borsäurekonzentrationsstörung durch den Kern bei Verwendung der Charakteristikenmethode für die Lösung der Transportgleichung und verschiedenen Zeitschrittweiten. Die größere Zeitschrittweite ergibt aufgrund des Courant-Kriteriums in diesem Fall eine genauere Lösung.

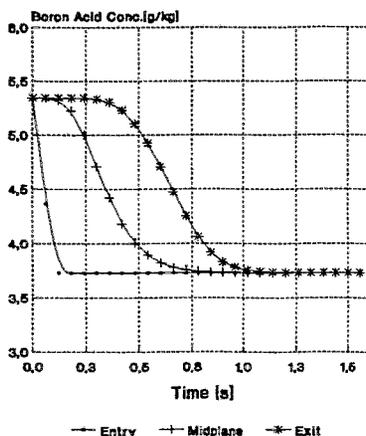


Abb. 3.13  $\Delta t = 0.01s$ ,  $r < 1$

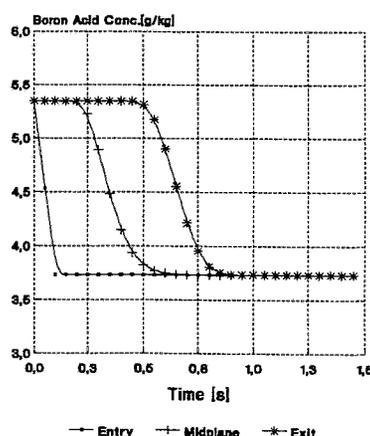


Abb. 3.14  $\Delta t = 0.05s$ ,  $r \approx 1$

Transport einer Störung durch den Kern, Methode der Charakteristiken

Weiterhin wurden Variatenrechnungen für den Testfall EXKURS mit Variation der Peakhöhe  $F$  und der Anfangsbedingungen für die Brennstabparameter (Abbrandzustand  $A$ ) durchgeführt [3.20]. Die Parameter für den Ausgangszustand des mittleren Brennstabes in Abhängigkeit vom Abbrand wurden aus Rechnungen mit dem detail-

lierten Brennstabprogramm STOFFEL /3.24/ entnommen. Die Aussagen zum Brennstabverhalten aus den Variantenrechnungen wurden zu Erkenntnissen aus der Literatur in Beziehung gesetzt. Die Rechnungen können so als ein Test des Codes FLOCAL bezüglich der physikalischen Sinnfälligkeit der Ergebnisse gewertet werden.

Tabelle 3.2 beinhaltet eine Zusammenstellung der sicherheitsrelevanten Parameter Energiedeposition im Brennstoff  $\Delta E$ , maximale Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen  $T_{B,max}$  bzw.  $T_{H,max}$ , der Zeit bis zum vollständigen Wiederbenetzen des Brennstabes  $t_{WET}$  aus den Variantenrechnungen für den Testfall EXKURS.

Tabelle 3.2  
Variantenuntersuchungen für den Testfall EXKURS

Parameter des Testfalles	$\Delta E$ /calg <sup>-1</sup> /	$T_{B,max}$ /°C/	$T_{H,max}$ /°C/	$t_{WET}$ /s/	Brennstoffverhalten
A=0, F= 30	109	1730	821	15.6	Schließen des Gasspalts durch plastische Deformation
A=0, F= 75	202	2635	1310	18	beginnende Hüllrohroxidation
A=0, F= 90	233	>2800	1644	>20	Beginn des Brennstoffschmelzens, Oxidschichtdicke 20µm
A=0, F=120	252	>2800	>1850	-	Abschmelzen des Brennstabes
A=20, F=30	123	1942	841	9.8	Kontakt Brennstoff-Hülle
A=25, F=30	122	1920	805	9.0	Erreichen der Streckgrenze des Hüllmaterials

F = Peakhöhe relativ zum Nominalzustand  
A = Abbrandtiefe in 1000 MWd/t

Aus der Tabelle ist ersichtlich, daß die Versagensgrenzen bezüglich der Energiedeposition im Brennstoff und die Versagensmechanismen (Abschmelzen bei frischem Brennstoff, mechanisches Hüllrohrversagen bei einer wesentlich niedrigeren Energie) in guter qualitativer Übereinstimmung mit Ergebnissen aus der Literatur (siehe z.B. /3.25/) stehen.

Anhand verschiedener Varianten des Testfalles EXKURS wurde auch eine Reihe von Empfindlichkeitsuntersuchungen bezüglich des Einflusses verschiedener Modelloptionen durchgeführt. Die Ergebnisse können etwa folgendermaßen zusammengefaßt werden:

- Die Modellierung des Gasspaltverhaltens während der Exkursion einschließlich der zumindest groben Berücksichtigung des Hochtemperaturverhaltens der Hülle ist von bedeutender Relevanz für die RIA-Analyse.
- Die Beschreibung des nachkritischen Wärmeüberganges (einschließlich des Wiederbenetzens) ist noch eine Quelle größerer Unsicherheiten. Bei Anwendung verschiedener aus der Literatur bekannter Ansätze für die Nichtgleichgewichtskorrekturen (siehe Abschnitt 3.1.3) ergaben sich z.B. maximale Unterschiede in den Hüllrohrtemperaturen von ca. 100 K. Die Benutzung verschiedener Korrelationen für die kritische Wärmestromdichte dagegen wirkt sich bei solchen schnellen Leistungsexkursion kaum aus, da das Verhalten durch den nachkritischen Bereich dominiert wird.
- Für Reaktorbedingungen bei RIA-Störfällen (hoher Kühlmitteldruck, hoher Massenstrom) ergab sich teilweise ein qualitativ anderes Verhalten als bei den RIA-Experimenten (niedriger Kühlmitteldruck, ruhendes Fluid). Die einsetzende plastische Deformation der Hülle im Hochtemperaturbereich z.B. führt bei hohem Außendruck zum Schließen des Gasspaltens und damit im Gegensatz zum Effekt bei den RIA-Experimenten zur Verbesserung der Wärmeabgabe an das Kühlmittel.

Insgesamt kann wohl eingeschätzt werden, daß der Modul FLOCAL in der Lage ist, die für RIA-Störfälle relevanten thermohydraulischen Prozesse einschließlich des Brennstabverhaltens adäquat zu modellieren, wenn auch Bedarf an weiteren Modellverbesserungen und Nachrechnungen von RIA-Experimenten für die Codeverifikation besteht.

### **3.3.3. Rechnungen zu einem Benchmarkproblem -Vergleich mit ATHLET-Ergebnissen**

Eine weitere Verifikationsaktivität für den Code FLOCAL bestand in der Nachrechnung eines einfachen Benchmarkproblems aus der Literatur /3.26/, wobei auch mit ATHLET-Ergebnissen zu diesem Benchmark verglichen wurde /3.27/.

Die Benchmarkaufgabe besteht im plötzlichen Zuschalten einer Wärmequelle auf einem Teilabschnitt eines wasserdurchströmten Rohres, so daß Kühlmittelsieden auftritt. Sie könnte also auch als Simulation einer Leistungsexkursion interpretiert werden. Die Daten dazu sind in folgender Übersicht zusammengestellt.

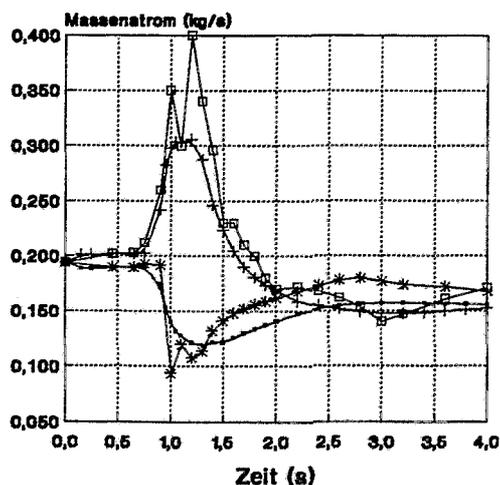
## Ausgangsdaten für das Benchmarkproblem

1. Geometrie des Rohres	Länge /m/	Durchmesser /mm/	hydraul. Widerstand /m <sup>-1</sup> /	Wärmequelle /kWm <sup>-1</sup> /
Sektion 1	1.181	12.2	0	0
Sektion 2	1.509	12.2	1.31	0
sektion 3	3.281	12.2	1.52	9.0
Sektion 4	1.345	12.2	1.52	0

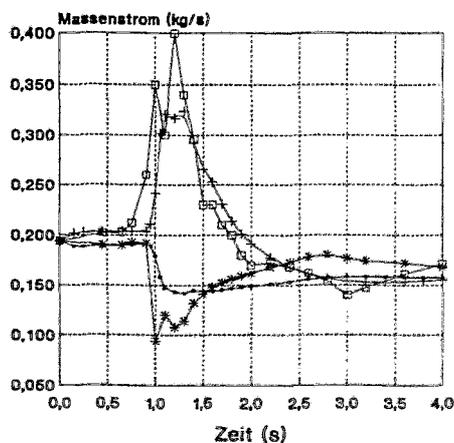
2. Parameter des Kühlmittels	Eintrittstemperatur /°C/	270
Massenstrom /kgs <sup>-1</sup> /	0.194	
Druck am Austritt /MPa/	6.984	

Die Benchmarklösung wurde von den Autoren mit Hilfe eines speziell entwickelten Codes MECA auf der Basis der Charakteristikenmethode erzeugt. Infolge des raschen Aufsiedens des Kühlmittels kommt es zu einer Massenverdrängung aus dem Rohr, d.h. einer Aufspreizung zwischen Ein- und Austrittsmassenstrom während der Transiente. Dabei ist die möglichst korrekte Beschreibung des Transports der Enthalpiestörung. Dem konvektiven Transportprozess sind Druckschwingungen mit der akustischen Eigenfrequenz des Rohres (Periode ca. 70ms, Amplitude um 100kPa) überlagert, die zu entsprechenden Schwingungen von Massenstromdichte und Enthalpie führen. Abb. 3.15 und 3.16 zeigen die Ergebnisse für den Massenstrom am Ein- und Austritt des Rohres aus der Benchmarklösung im Vergleich mit FLOCAL- und ATHLET-Resultaten.

Die Codes FLOCAL und ATHLET sind aufgrund ihrer Modellannahmen und numerischen Methoden nicht in der Lage, die akustischen Druckschwingun-



—●— FLOCAL-Ein      -▲- FLOCAL-Aus  
 \* MECA -Ein      -□- MECA -Aus



—●— ATHLET-Ein      -▲- ATHLET-Aus  
 \* MECA -Ein      -□- MECA -Aus

Abb. 3.15 und 3.16: Vergleich von FLOCAL- und ATHLET-Rechnungen mit einer Benchmarklösung

gen zu beschreiben. Auch die Enthalpiestörung wird, bedingt durch die numerischen Eigenschaften dieser Codes, gegenüber der Benchmarklösung etwas verschmiert. Dadurch wird die transiente Aufspreizung zwischen Ein- und Austrittsmassenströmen geringer. Die FLOCAL-Ergebnisse liegen etwas näher an der Benchmarklösung, da das verwendete Charakteristikenverfahren für die Lösung der Energiegleichung eine bessere Beschreibung des Transports der Enthalpiestörung erlaubt als das implizite Differenzenverfahren von ATHLET. Wird für Testzwecke auch in FLOCAL ein implizites Schema für die Energiegleichung verwendet, so liegen die Ergebnisse näher an den ATHLET-Resultaten (siehe Abb. 3.17).

## Benchmark-Rohr

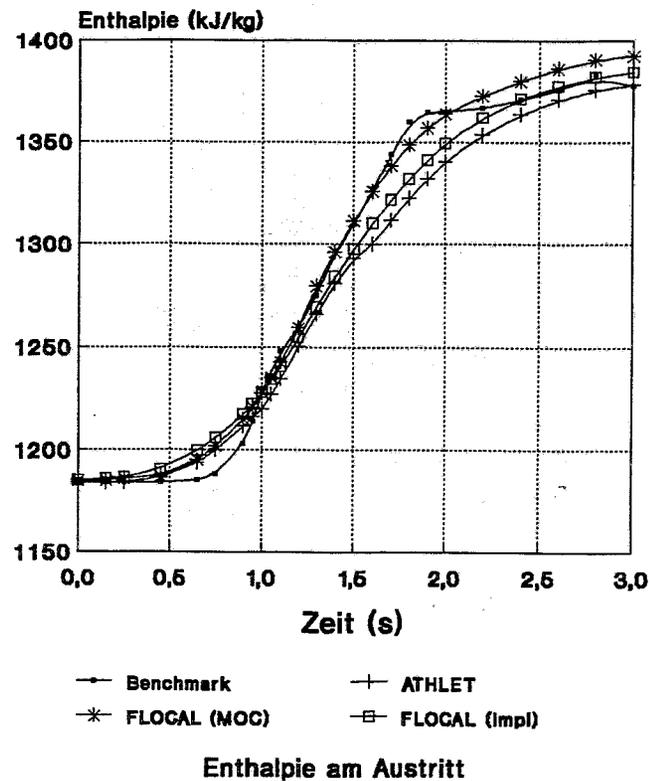


Abb. 3.17

Enthalpie am Austritt des Rohres für das Benchmarkproblem

#### 4. Verifikation des Gesamtmodells

Zur Validierung des Gesamtmodells mit Hilfe von Experimenten sind Leistungszustände erforderlich. Bisher standen nur sehr wenige experimentelle Daten von stationären Zuständen zur Verfügung. Vergleiche mit ähnlichen Programmen konnten bisher für das Gesamtmodell nicht durchgeführt werden, da uns keine verfügbar waren. Untersuchungen der Ergebnisse für verschiedene Zeitschrittweiten sind ebenfalls ein Schritt zur Überprüfung des Gesamtmodells. Im folgenden werden deshalb die Ergebnisse der mit DYN3D durchgeführten Konvergenzuntersuchungen für einen angenommenen Reaktivitätsstörfall dargelegt. Danach erfolgt der Vergleich mit einer experimentellen Leistungsverteilung, die am Block 5 des KKW Greifswald gemessen wurde.

##### 4.1. Konvergenzuntersuchungen

Die kinetischen Experimente am LR-0 zeigten eine gute Übereinstimmung mit den Experimenten für die auftretenden negativen Reaktivitäten. Verkleinerungen der Zeitschrittweite zeigten ebenfalls keine wesentlichen Veränderungen der Ergebnisse. Es erhebt sich die Frage, ob dies auch auf große positive Reaktivitäten übertragbar ist. Ein geeigneter Störfall ist der Auswurf des exzentrischen Regelstabes K4 aus einem WWER-440 bei heißer Nulleistung. Die Reaktivität beträgt nahezu  $2 \beta_{\text{eff}}$ . Neben der großen Reaktivität treten auch starke Deformationen des Profils der radialen Leistungsdichte auf /4.1/.

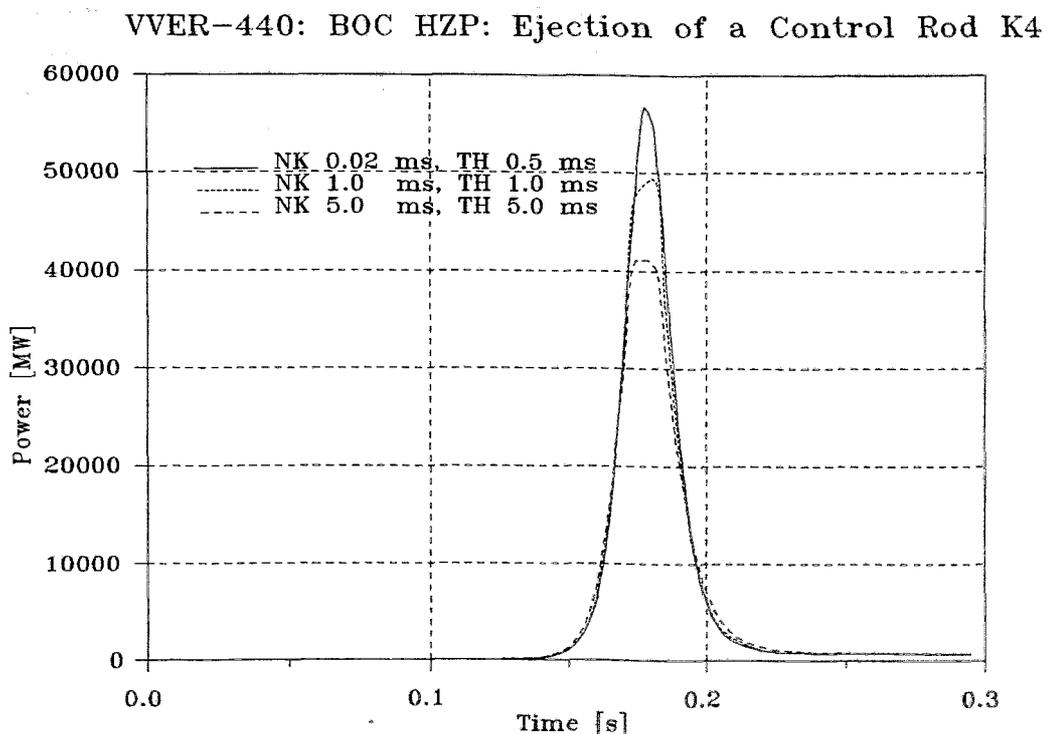


Abb. 4.1: Totale Leistung in Abhängigkeit von der Zeit für verschiedene Zeitschritte

## VVER-440: BOC HZP: Ejection of a Control Rod K4

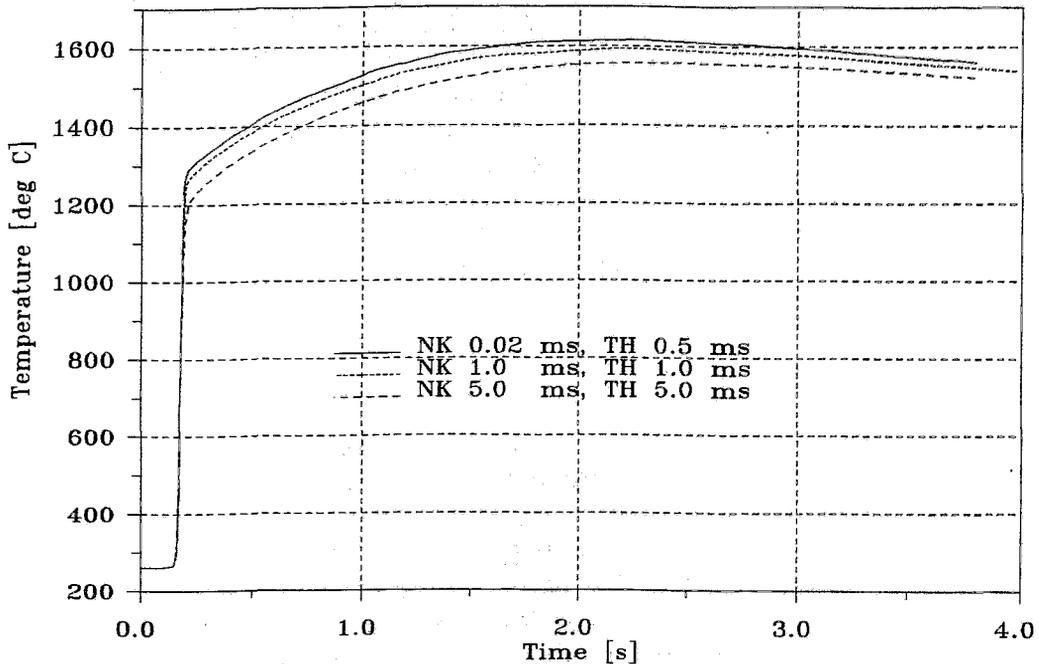


Abb. 4.2: Maximale Brennstofftemperaturen für verschiedene Zeitschritte

Zunächst konnten mit DYN3D keine Variantenuntersuchungen durchgeführt werden, da die verfügbaren Rechner zu langsam waren und zu wenig Speicherplatz zu Verfügung stand. Mit der Einführung der SUN-Workstations im FZR waren solche Untersuchungen möglich. Es zeigte sich, daß mit Verkürzung der Zeitschrittweite Leistungsfreisetzung und damit auch Brennstofftemperaturen größer wurden. Eine Untersuchung der Konvergenz war notwendig. Systematische Verkleinerungen der Schrittweite von thermohydraulischen und neutronenkinetischen Zeitschritt bei Fixierung der Schrittweite bis zum Ende des Leistungspeaks wurden untersucht.

Abbildung 4.1 und 4.2 zeigen je 2 Kurven für gleichen thermohydraulischen und neutronenkinetischen Zeitschritt, wobei die Schritte 5 ms und 1 ms untersucht wurden. Es sind deutliche Unterschiede in der Leistungsfreisetzung und in der Brennstofftemperatur zu erkennen. Mit einem thermohydraulischen Schritt von 0,5 ms und einen neutronenkinetischen Schritt von 0,02 ms war praktisch Konvergenz erreicht, weshalb die Lösung als Referenzlösung betrachtet werden kann. Damit wurde für einen relativ extremen Reaktivitätsstörfall gezeigt, daß mit genügend kleiner Zeitschrittweite Konvergenz der Ergebnisse erreicht wird. Die Änderungen der Leistung sind im Bereich des steilsten Anstieges kleiner als 1 % pro neutronenkinetischen Zeitschritt.

Abbildung 4.3 und 4.4 zeigen die Referenzlösung, eine Rechnung mit einem 5-fach größeren Neutronenkinetikzeitschritt und eine Rechnung mit automatischer Zeitschritt-

VVER-440: BOC HZP: Ejection of a Control Rod K4

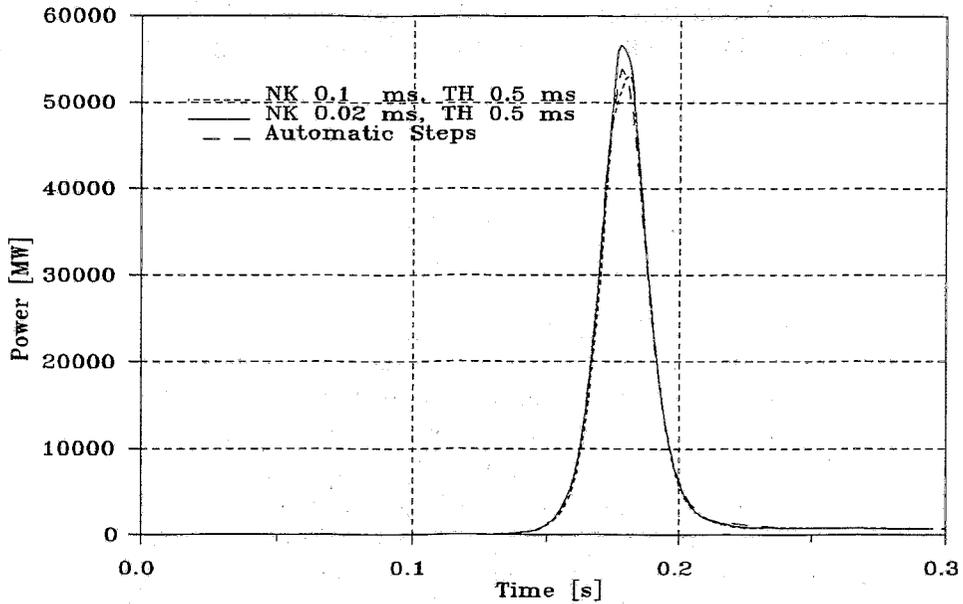


Abb. 4.3: Totale Leistung für zwei Zeitschrittvarianten, die Ergebnisse nahe der Referenzlösung ( $\Delta t_{NK}=0,02$  ms,  $\Delta t_{TH}=0,5$  ms) liefern.

VVER-440: BOC HZP: Ejection of Rod K4

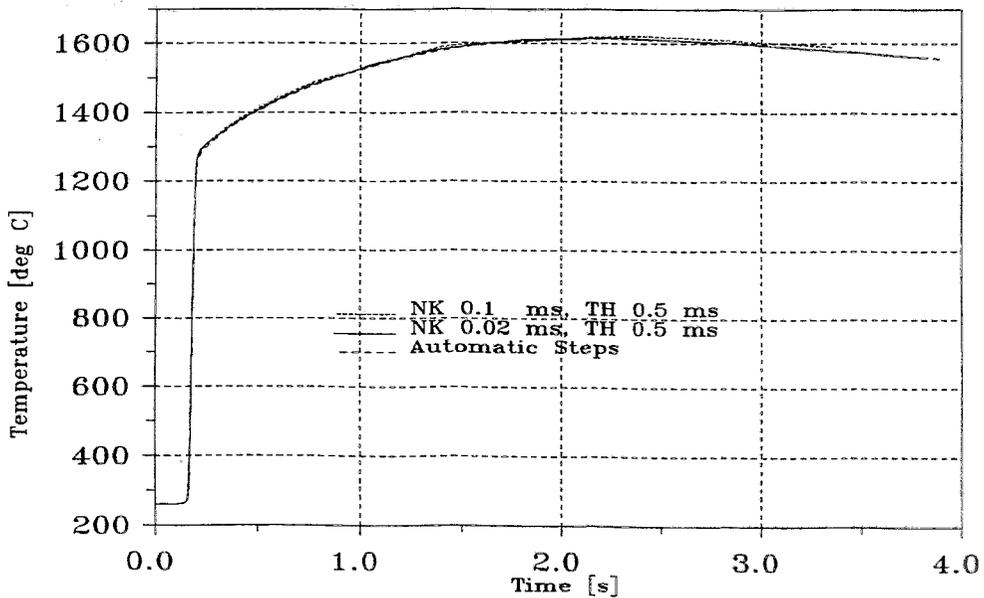


Abb. 4.4: Maximale Brennstofftemperaturen für die Variantenrechnungen von Abbildung 4.3

steuerung, wobei ungefähr die gleichen Resultate erhalten wurden. In allen Fällen wurde die Rechnung bis 4 s durchgeführt und der Zeitschritt auch im Falle fester Zeitschrittweite nur bis 0,3 s festgehalten. Trotzdem benötigte die Rechnung mit über den gesamten Bereich automatisch gesteuerten Zeitschritt nur 1/5 der Rechenzeit der Referenzlösung. Die Ergebnisse stimmen in beiden Fällen praktisch mit der Referenzlösung überein.

## 4.2. Stationäre Rechnungen und Vergleich mit Experimenten

Am 24.11.89 ereignete sich eine Störung am Block 5 des KKW Greifswald, wobei eine von 3 Hauptumwälzpumpen durch einen Fehler im Regelsystem abgeschaltet wurde. Der stationäre Zustand vor Eintreten des Störfalles wurde mit DYN3D berechnet und die Ergebnisse mit den gemessenen Daten verglichen. Der Reaktor arbeitete mit einer Leistung von 724,4 MW (= 52,7 % Nennleistung). Es waren 3 von 6 Schleifen in Betrieb. Die mittlere Temperatur des Kühlmittels beim Eintritt in den Reaktorkern betrug 265,5 °C. Abbildung 4.5 zeigt die gemessenen Austrittstemperaturen, die Ergebnisse von DYN3D und die prozentualen Abweichungen in der Aufheizspanne des Kühlmittels. Die maximalen Abweichungen in der Leistung der BE betragen 12,1 % im Brennelement 26, das sich am Rande des Kerns befindet. Die Fehler der Werte für die Temperaturdifferenzen betragen  $\pm 4$ K. Die Toleranzen der Austrittstemperaturmessung werden mit  $\pm 2$  K angegeben. Eine weitere Unsicherheit von  $\pm 2$  K ergibt sich aus den Meßfehlern ( $\pm 0,2$  K) und der Ungleichmäßigkeit der Schleifentemperaturen. Da der Reaktor noch im Probebetrieb war, hatten die BE einen geringen Abbrand, der nur genähert berücksichtigt wurde. Für den Massen-

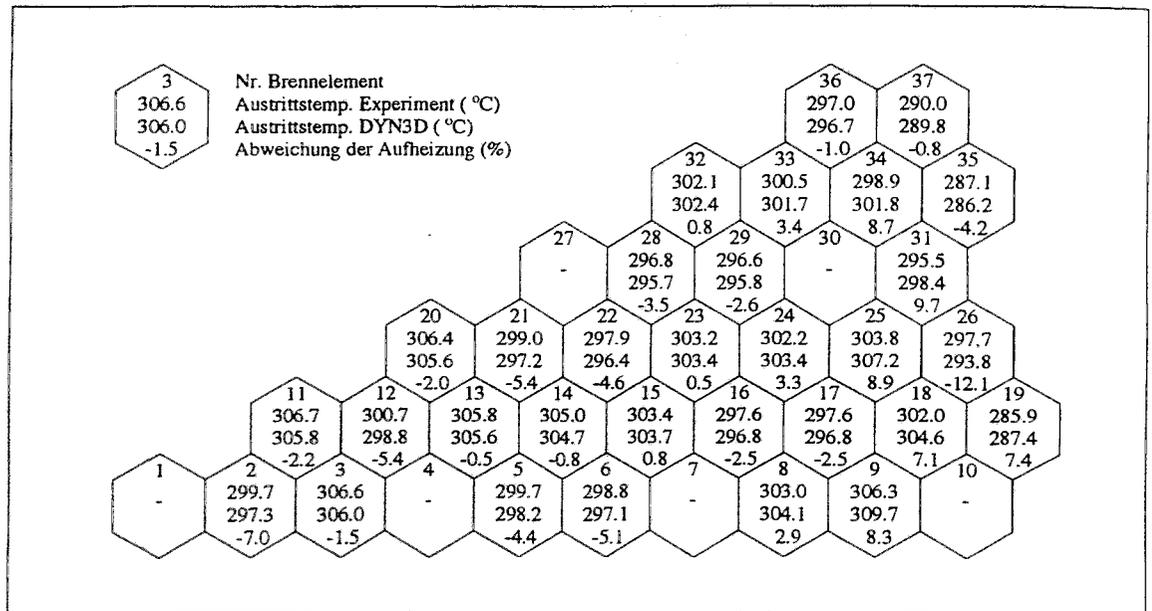


Abb. 4.5: KKW Greifswald Block 5: Gemessene und berechnete Austrittstemperaturen. Abweichungen der Aufheizspannen in (%).

durchsatz durch den Kern wurde der Wert  $\dot{m} = 14,88 \text{ kt/h}$  verwendet, der aus der Leistung und der mittleren gemessenen Aufheizung bestimmt wurde. Dieser Wert weicht um 2,6 % von dem gemessenen Wert (14,5 kt/h) ab.

## 5. Schlußfolgerungen

Der Bericht beschreibt den Stand der Verifikation von DYN3D/M2. Die Ergebnisse zeigen, daß die Teilkomplexe stationäre und instationäre Neutronenflußberechnung sowie Thermohydraulik einen ausreichenden Stand der Verifikation aufweisen.

Zur Verifikation des Gesamtmodells für instationäre Prozesse sind jedoch kaum geeignete Daten vorhanden. An Versuchsständen kann die Kopplung von Neutronenkinetik und Thermohydraulik nicht modelliert werden und Meßdaten aus KKW weisen meist oft nicht die erforderliche Genauigkeit auf. Aus diesen Gründen sind hier Vergleiche zwischen verschiedenen Codes von Bedeutung.

Einen wichtigen Beitrag zur Verifikation des Gesamtmodells bildet die Nachrechnung von Meßdaten zu Regelstabwirksamkeiten und stationären Leistungsdichteverteilungen für verschiedene Leistungs- und Abbrandzustände. Hierzu liegen einige Ergebnisse vor. Die Arbeiten sollten unter Einbeziehung von Partnern aus WWER-Betreiberländern systematisch fortgeführt werden.

Verifikationsbedarf besteht vor allem noch für den WWER-1000, dessen BE eine größere Schlüsselweite besitzen. Von besonderem Interesse ist hier die Berechnung von Leistungsverteilungen und deren Vergleich mit Experimenten. Dazu wird allerdings eine Gruppendatenbibliothek für den WWER-1000 benötigt, die uns zur Zeit nicht zur Verfügung steht. Eine Möglichkeit wäre die Verwendung der KASSETA-Bibliothek, die in verschiedenen osteuropäischen Ländern angewandt wird. Gleichzeitig werden Meßergebnisse aus Kernkraftwerken mit WWER-1000 notwendig. Zur Verifikation der Neutronenkinetik für den WWER-1000 über die LR-0 Experimente hinaus sind die W1000-Experimente im KI Moskau von Interesse. Der W1000-Versuchsstand besteht aus originalen WWER-1000 BE und besitzt auch dessen Konfiguration.

Ein gewisses Problem stellen die girlandenartigen Schwingungen bei langsamen Regelstabbewegungen dar. Die Einführung eines variablen Gitters für die betreffende Schicht in der neutronenkinetischen Rechnung ist eine Möglichkeit, um dieses Problem zu beseitigen.

Zur Verifikation des Brennstabmodells ist die Nachrechnung weiterer RIA-Experimente, insbesondere mit abgebrannten Brennstäben, von Interesse. Solche Experimente, die für eine Nachrechnung verfügbar wären, sind uns nicht bekannt. Defizite bestehen bei der Modellierung des Wärmeübertragungsverhaltens unter transienten

Bedingungen mit ausgeprägtem thermodynamischen Nichtgleichgewicht.

Eine umfassende Verifikation des Vermischungsmodells steht noch aus. Arbeiten zur Verifikation anhand von Messungen an einem mit Luft betriebenen Versuchsstand in Originalgeometrie im Maßstab 1:5 und erste Vergleiche mit Meßdaten aus KKW im Rahmen der Modellentwicklung an der ehemaligen Ingenieurhochschule Zittau zeigten ermutigende Ergebnisse, die eine Nutzung des Modells als deutlichen Fortschritt gegenüber üblichen vereinfachten Vermischungsannahmen rechtfertigen.

Nach Fertigstellung der gekoppelten Variante ATHLET - DYN3D besteht Verifikationsbedarf für das Gesamtprogramm. Neben Vergleichen von verschiedenen Rechenprogrammen könnten auch Transienten (z. B. Lastwechsellvorgänge) in KKW mit WWER zur Validierung herangezogen werden, da das Gesamtprogramm die Rückwirkungen über den Kreislauf mit erfaßt.

## Referenzen

- 2.1 GRUNDMANN, U.; "HEXNOD23 - a Two - and Three - Dimensional Nodal Code for Neutron Flux Calculation of Thermal Reactors with Hexagonal Geometry"  
Report ZfK - 557, Rossendorf 1985
- 2.2 TELBISZ, M.; KERESZTÚRI, A.; "The Benchmark Test of KIKO3D Three-Dimensional Hexagonal Kinetic Code" Vortrag "2rd Symposium of Atomic Energy Research",  
Paks (Ungarn), 21. - 26. Sept. 1993
- 2.3 SEIDEL, F.; "Berechnung der integralen Wirksamkeiten der ARK des WWER-440 mit Hilfe des Feingitterdiffusionsprogramms FLEX" (in Russisch), IX. Symposium des IZK zur Physik von WWER-Reaktoren, Neubrandenburg (1980).
- 2.4 GRUNDMANN U.; ROHDE, U.; "DYN3D/M2 - a Code for Calculation of Reactivity Transients in Cores with Hexagonal Geometry", IAEA Technical Committee Meeting on Reactivity Initiated Accidents, Wien 1989  
Report ZfK - 690, Rossendorf 1989  
Nachdruck Bericht FZR 93 - 01, Rossendorf 1993
- 2.5 TINKA, I.; "Critical Start-up parameters of the WWER 440 Core Calculated by DYN-3D Code", Vortrag "3rd Symposium of Atomic Energy Research",  
Piestany (Slowakische Republik), 27. Sept. - 1. Okt. 1993
- 2.6 GRUNDMANN, U.; ČERMÁK, J.; HÁDEK, J.; "Verifizierung des 3-dimensionalen neutronenkinetischen Programmes HEDYN3D mit Hilfe der Experimente am Reaktor LR-0 (russ.), Report ÚJV 8191 R,A, Řež 1987
- 2.7 GRUNDMANN, U.; HÁDEK, J.; "Verifikation des 3-dimensionalen neutronenkinetischen Programms HEXDYN3D mit Hilfe der 2. Etappe der Experimente zur räumlichen Kinetik am Reaktor LR-0 (russ.)  
Report ÚJV 8578 R,A, Řež 1988
- 2.8 GRUNDMANN U., HÁDEK, J.; "Rod - Drop in the 55 Fuel Assemblies Active Core of the LR-0 Reactor. Comparison of Calculations and Experiments (russ.)  
Report ÚJV - 8855, Řež 1989
- 2.9 RYPAR, V.; RACEK, J.; FÄHRMANN, K.- H.; GRUNDMANN, U.; "Neutron Kinetics Investigations at the LR-0 Zero Power Reactor"  
Nucl. Sci. Engng 105 (1990) 218.
- 2.10 GRUNDMANN, U.; HÁDEK, J.; "Calculations of Neutron Kinetics Experiments on the LR-0 Reactor with the Three - Dimensional Code DYN3D/M1"  
Kernenergie 34 (1991) Seite 12 - 20.

- 2.11 TELBISZ, M.; KERESZTÚRI, A.; "Results of a three-dimensional hexagonal kinetic benchmark problem" Vortrag "3rd Symposium of Atomic Energy Research",  
Piestany (Slovakische Republik), 27. Sept. - 1. Okt. 1993
- 3.1 MOLOČNIKOV, Ju.S. et al., Teploenergetika 1982, Nr.7, S.47
- 3.2 ROHDE, U.: Ein theoretisches Modell für Zweiphasenströmungen in wassergekühlten Kernreaktoren und seine Anwendung zur Analyse von Naturumlauftinstabilitäten im Heizreaktor AST-500,  
Dissertation, Rossendorf, 1986 (Report ZfK - 595)
- 3.3 BARTOLOMEJ, G.G. et al., Teploenergetika 1982, Nr.3, S.20
- 3.4 ROHDE, U.: Vergleich verschiedener Berechnungsmodelle für das unterkühlte Sieden mit experimentellen Daten (in Russ.),  
Seminar "Teplofizika-84", Varna (Bulgarien), Oktober 1984, Proc. Bd.2, S.233
- 3.5 SUBOTINOV, L.: Experimentelle Ergebnisse der Bestimmung des Volumendampfgehalts beim unterkühlten Sieden, entnommen aus:  
KOLEV, N.I., Nucl. Eng. Des. 85 (1985), S. 217
- 3.6 PLJUTINSKIJ, V.I., FIŠGOIT, L.L., Atomnaja Energija 25 (1968) 6, S.474
- 3.7 OSMACHKIN, V.S.: Zum Mechanismus der Wärmeübergangskrise unter den Bedingungen wassergekühlter Reaktoren (in Russ.),  
Seminar "Teplofizika-78", Budapest, März 1978, Proc. Bd.1, S.27
- 3.8 ASTAKHOV, V.I., YU.A. BEZRUKOV, S.A. LOGVINOV: Berücksichtigung der Ungleichmäßigkeit der Wärmefreisetzung bei der Ermittlung des Abstandes zur Siedekrise in Reaktoren des Typs WWER (in Russ.),  
Seminar "Teplofizika-82", Karlsbad, Mai 1982, Proc. Bd.4, S.168
- 3.9 BIASI, L. et al., Energia Nucleare 14 Nr.9, Sept. 1967
- 3.10 WOLTER, W.: Die kritische Wärmestromdichte in einem 19-Stab-Bündel des Kurtschatow-Instituts - Vergleich zwischen Experiment und Rechnung (in Russ.), Seminar "Teplofizika - 84", Varna, Oktober 1984, Proc. Bd.2, S.1
- 3.11 LOGVINOV, S.A. et al.: Untersuchung des Wärmeübergangs nach Eintreten der Siedekrise (in Russ.), Ebenda, Proc. Bd.2, S.115
- 3.12 KIRILLOV, P.L. et al.: "Spravočnik po teplogidravličeskym rasčjotam",  
Energoizdat, Moskau, 1984
- 3.13 ROHDE, U.: Die Weiterentwicklung des Moduls FLOCAL für die thermohydraulische Berechnung der Spaltzone in der Version MOD5,  
interner Arbeitsbericht RPT-5/90, Rossendorf, 1990

- 3.14 GROENEVELD,D.C.,G.G.DELORME, Nucl. Eng. Des. 36 (1976) 1, p.217
- 3.15 BENNETT,A.W. et al., AERE-R5373 (1967)
- 3.16 HERKENRATH,H. et al., EUR-3658d (1967)
- 3.17 ERA,A., CISE-R-184 (1984)
- 3.18 OHNISHI,N.,K.ISHIJIMA,S.TANZAWA:A Study of Subcooled Film-Boiling Heat Transfer under Reactivity-Initiated Accident Conditions in Light water Reactors, Nucl. Sci. Eng. 88 (1984), p.331-341
- 3.19 ASMOLOV,V.G. et al.:Rechnerische und experimentelle Untersuchung des Verhaltens eines einzelnen Brennelements bei großen Leistungsänderungen, Kernenergie 30 (1987), S.299-304
- 3.20 ROHDE,U.:Modelling of Fuel Rod Behaviour and Heat Transfer in the Code FLOCAL for Reactivity Accident Analysis of Reactor Cores, 1<sup>st</sup> Baltic Heat Transfer Conference, Göteborg, August 1991, publiziert in: Transport Processes in Engineering, 2: Recent Advances in Heat Transfer, Elsevier Publ., Amsterdam, 1992
- 3.21 BURMISTROV,E.,U.ROHDE,S.BASHKIRTSEV: Validation Experience for the Codes FLOCAL, ESCES, MAIVA and SCDAP/RELAP5 on the Basis of Post-test Calculations for Russian and Japanese RIA Experiments, Draft Report (bisher unveröffentlicht), Rossendorf, 1993
- 3.22 WOLTER,W.:Survey About Thermal-Hydraulic Calculation Codes at K.A.B. AG, 2<sup>nd</sup> Symposium of AER, Paks, September 1992
- 3.23 GRUNDMANN,U.,U.RINDELHARDT,U.ROHDE:Thermodynamische Berechnungen zu ausgewählten Versuchen mit der Experimentalkassette EK-1, Kernenergie 25 (1982) 11, S.255
- 3.24 REINFRIED,D.:Zur mathematischen Modellierung des Bestrahlungsverhaltens von Druckwassereaktorbrennstäben, Dissertation A, ZfK Rossendorf, 1985
- 3.25 COURTRIGHT,L.E.:A Survey of Potential Light Water Reactor Fuel Rod Failure Mechanisms and Damage Limits, Report NUREG/CR - 1132 (PNL - 2787), Juli 1979
- 3.26 HANCOX,W.T.,S.BANARJEE:Numerical Standards for Flow-Boiling Analysis, Nucl. Sci. Eng. 64 (1977), p.106-123
- 3.27 ROHDE,U.:Zur Lösung eines einfachen Benchmarkproblems mit den Codes ATHLET und FLOCAL, Diskussionsbeitrag auf der 1. Sitzung der ATHLET-Anwendergruppe, 24./25.06.1992, Garching

- 3.28 DRÄGER, P.: Makroskopische Kühlmittelvermischung in Druckwasserreaktoren, Dissertation A, Ingenieurhochschule Zittau, 1987.
- 4.1 GRUNDMANN, U.; ROHDE, U.; "3-dimensional Analysis of an Absorber Rod Ejection Accident in the Reactor WWER-440 by the Code DYN3D/M2", Vortrag 1st Symposium of Atomic Energy Research, Řež (CSFR) 1991