



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

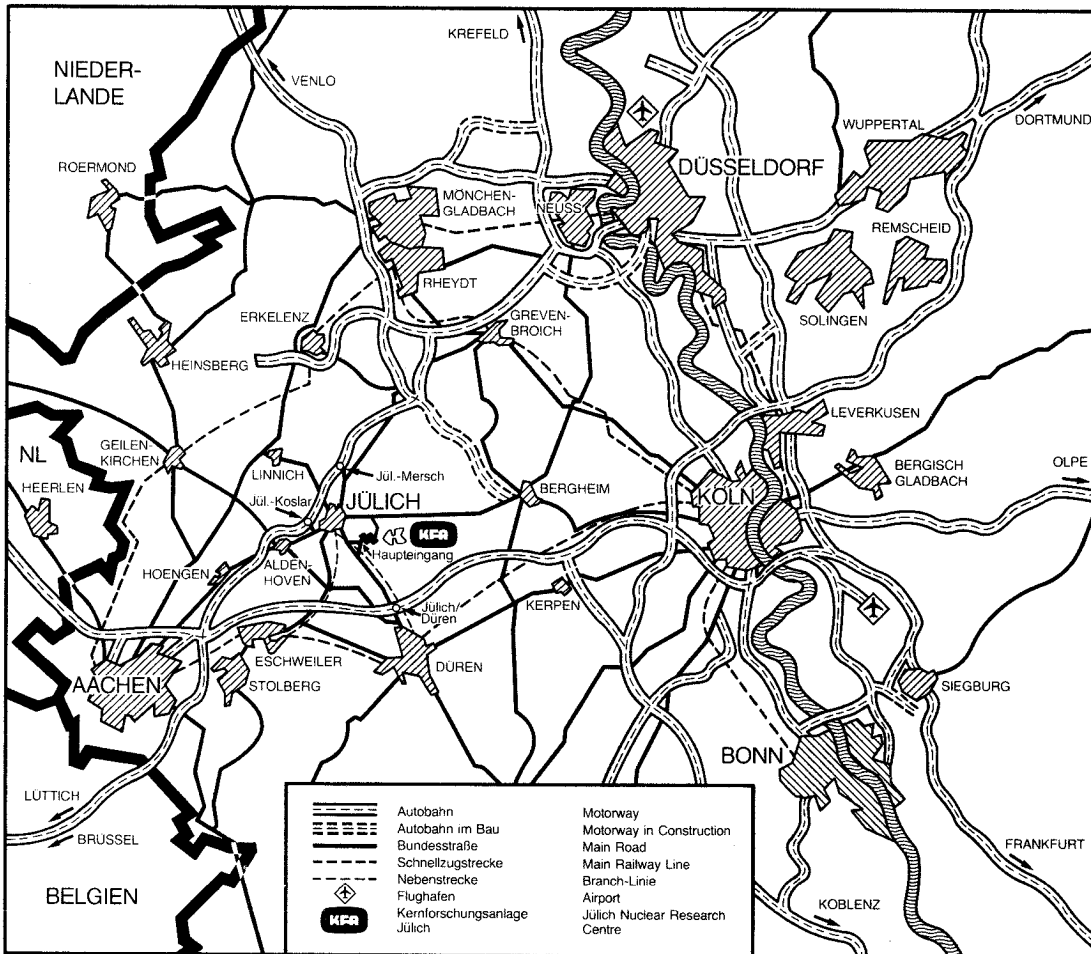
Institut für Reaktorentwicklung

**HTR-2000: Programmcode
zur rechnerischen
Betriebsbegleitung von HTR's**

von

Felix Thomas

Jül-2261
Januar 1989
ISSN 0366-0885



Als Manuskript gedruckt

Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 2261
 Institut für Reaktorentwicklung Jül-2261

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH
 Postfach 19 13 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)
 Telefon: 02461/610 · Telex: 833556-0 kf d

**HTR-2000: Programmcode
zur rechnerischen
Betriebsbegleitung von HTR's**

von
Felix Thomas

Diss. T.H. Aachen

**HTR-2000: Computer Program to Accompany
Calculations during Reactor Operation of HTGR's**

by

Felix Thomas

ABSTRACT

HTR - 2000 developed for arithmetical control of pebble bed high temperature reactors with multiple process - is closely coupled to the actual operation of the reactor. Using measured nuclear and thermo-hydraulical parameters as well as detailed model of pebble flow and exact information and fuel burnup, loading and discharge it obtains an excellent simulation of the status of the reactor.

The geometry is modelled in three dimensions, so asymmetries in core texture can be taken into account for nuclear and thermo-hydraulical calculations.

A continuous simulation was performed during five years of AVR operation. The comparison between calculated and measured data was very satisfying.

In addition, experiments which had been performed at AVR for re-calculating the control rod worth were simulated. The arithmetical analysis shows that at presence of a compensating-absorber in the reactor core the split reactivity worth for single absorbers can be determined by calculation but not by methods of measuring.

**HTR-2000: Programmcode zur
rechnerischen Betriebsbegleitung von HTR's**

von

Felix Thomas

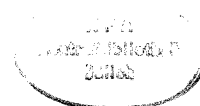
KURZFASSUNG

HTR - 2000 entwickelt zur rechnerischen Betreuung von Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktoren mit Mehrfachdurchlauf - ist durch Übernahme aller neutronenphysikalisch und thermohydraulisch sensitiven Betriebsparameter eng an die aktuelle Reaktorfahrt gekoppelt: So wird z.B. durch detailliertes Nachbilden der Brennelement-Fließbewegung im Reaktor-Core und das exakte Verarbeiten der Betriebsergebnisse sowohl der Abbrandmeß- als auch der Beschickungsanlage eine hervorragende Simulation des realen Reaktorzustandes erreicht.

Die modellmäßige Abbildung der Reaktorgeometrie erfolgt dreidimensional, wodurch sich auch Asymmetrien im Coreaufbau bei der reaktorphysikalischen und thermohydraulischen Berechnung erfassen lassen.

Eine Überprüfung der Rechenergebnisse, die im Rahmen einer kontinuierlichen Nachrechnung der AVR-Leistungsfahrt - über einen Zeitraum von mehr als fünf Betriebsjahren - erstellt wurden, erfolgte im Vergleich mit gemessenen AVR-Betriebsdaten. Dabei kann eine äußerst zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Meß- und Simulationsergebnissen festgestellt werden.

Weiterhin wurden am AVR durchgeführte Experimente zur Neubestimmung des Stabank-Reaktivitätsäquivalents simuliert. Die rechnerische Analyse zeigt, daß sich bei Anwesenheit eines Kompensationsabsorbers die einzelnen Reaktivitätsäquivalente meßtechnisch - im Gegensatz zur Rechnung - nicht ausreichend bestimmen lassen.



Vorwort

Herrn Prof. Dr. rer. nat. R. Schulten danke ich für sein großes Interesse an der Arbeit, seine wertvolle Betreuung sowie für die Übernahme des Referats.

Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Barnert danke ich für die Übernahme des Korreferats, vor allem aber für seine zahlreichen fruchtbaren Anregungen bei Durchsicht der Arbeit.

Zu besonderem Dank verpflichtet fühle ich mich Herrn Dr. H. Werner, der mit großem persönlichen Engagement die Entwicklung von HTR-2000 vorantrieb und ohne dessen hilfreiche Betreuung und freundschaftliche Unterstützung die Arbeit in dieser Form nicht hätte erstellt werden können.

Für die mir zuteil gewordene Unterstützung, die vielen fruchtbaren Diskussionen und fachlichen Ratschläge in Detailfragen, die wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, bedanke ich mich bei Herrn Dr. L. Wolf, Herrn Dr. G. Ballensiefen und Herrn Dr. W. Scherer.

Weiterhin gilt mein besonderer Dank Frau A. Kuhr, die mir mit großem fachlichen Können bei der Erstellung zahlreicher Abbildungen sehr geholfen hat.

Bei Herrn Dipl.-Ing. E. Gerhards und Herrn Dipl.-Ing. A. Stoltz bedanke ich mich für das sehr sorgfältige Lesen des Manuskriptes, außerdem bei Frau Ch. London und Frau J. Rath für ihre Unterstützung bei organisatorischen Fragen.

Der AVR-GmbH danke ich für die Überlassung umfangreichen Datenmaterials.

Die vorliegende Arbeit entstand neben meiner Tätigkeit in der Gruppe Betriebsbegleitende Rechnungen der AVR-GmbH in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Reaktorentwicklung der Kernforschungsanlage Jülich GmbH.

Die im Rahmen dieser Arbeit notwendigen Rechnungen wurden auf der Großrechenanlage der KFA mit freundlicher Unterstützung des ZAM und des IRE-T durchgeführt.

Jülich, im Januar 1989

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung und Motivation	1
2. Auslegung des AVR-Reaktors	3
3. Programmaufbau	5
3.1 Abbrandmessung und Beschickung	7
3.1.1 Funktion der Abbrandmeß- und Beschickungsanlage am AVR	7
3.1.2 Verarbeiten der betrieblichen BE-Beschickungsinformationen	8
3.2 Erfassen des Kugelfließens	9
3.2.1 Das Kugelfließverhalten im 'Außencore'	10
3.2.2 Das Kugelfließverhalten im 'Innencore'	10
3.2.3 Aufbau des Vielkanal-Kugelfließmodells	11
3.2.4 Rechnerische Simulation des Kugelfließens	12
3.2.5 Das 9-Kanal-Kugelfließmodell	14
3.3 Spektralrechnung	16
3.4 Diffusionsrechnung	17
3.5 Temperaturrechnung	19
3.6 Abbrandrechnung	20
4. Dokumentation der Betriebsnachfahrt	21
4.1 Beschreiben der Startphase	22
4.2 Nachrechnen der AVR-Leistungsfahrt von 1982 - 1988	23
4.2.1 BE-Häufigkeitsverteilung nach erfolgtem Coredurchlauf	24
4.2.2 Kritikalitätsverlauf	25
4.2.3 Entwicklung des W- und W-Top-Wertes	27
4.2.4 Neutronenphysikalische und thermodynamische Rechenergebnisse	29
4.2.5 Vergleich der Brennelement-Abbrandspektren	45
5. Nachrechnen der Abschaltpause April 1986	51
6. Kritische Experimente	61
6.1 Das AVR-Abschaltssystem	61
6.2 Experimentelle Reaktivitätsbestimmung	64
6.2.1 Verfahren mit Periodenmessung	65
6.2.1.1 Gegenstabmethode	65
6.2.1.2 Gegenstabmethode mit Reaktivitätskompensation	65
6.2.2 Stabfallmessungen (IVK-Methode)	66
6.3 Das 360°-AVR-Vollcore-Modell	68
6.3.1 Behandlung der Stäbe im Diffusionsprogramm	70
6.4 Nachrechnen der kritischen Experimente	70

6.4.1 Simulation der Experimente nach der Gegenstabmethode	71
6.4.2 Analyse der druckabhängigen Kompensationsreaktivität	76
6.4.2.1 Druckbereich $1,5 < p < 8,4$ bar	76
6.4.2.1 Druckbereich $p \leq 1,5$ bar	76
6.4.3 Ausweisen der Core-Unterkritikalität für WB 308	77
6.5 Erstellen der Stabbankkurven	77
6.5.1 Die 'heiße' IVK-Messung	78
6.5.2 Vergleich der Stabbankkurven	79
7. Zusammenfassung	83
Verwendete Abkürzungen	87
Literaturverzeichnis	89
Anhang	93
A1. Nuklidlibraries	93
A2. Spektralzonen	96
A3. Beschickungsdaten	99
A4. AVR-Betriebsverlauf	102
A5. Brennelementdaten	105

Verzeichnis der Abbildungen

Abbildung 1.	Schematische Darstellung des AVR-Reaktors	4
Abbildung 2.	Programmstruktur HTR-2000	6
Abbildung 3.	'Außencore'-Durchlaufverhalten: Vergleich von Messung und Simulation	13
Abbildung 4.	'Innencore'-Durchlaufverhalten: Vergleich von Messung und Simulation	14
Abbildung 5.	9-Kanal-Fließmodell	15
Abbildung 6.	Azimutale Coregeometrie	18
Abbildung 7.	Abbildung der AVR-Realgeometrie auf ein 3-D-Maschennetz	19
Abbildung 8.	Brennelementverteilung der Austrittsspektren	25
Abbildung 9.	Verlauf der Kritikalität	26
Abbildung 10.	Verlauf von W- und W-Top-Wert	28
Abbildung 11.	Feingruppenflüsse in Spektralzone 15	32
Abbildung 12.	Axialer Flußverlauf in Coremitte	35
Abbildung 13.	Spaltstofffluß in ausgewählten Fließkanälen	36
Abbildung 14.	Radialer Flußverlauf ($\phi > 1.9$ eV)	37
Abbildung 15.	Radialer Flußverlauf ($\phi \leq 1.9$ eV)	37
Abbildung 16.	Neutronenflußverteilung im thermischen Energiebereich	39
Abbildung 17.	Azimutaler Neutronenfluß	40
Abbildung 18.	Neutronenflußverteilung (therm.) in R- ϕ -Richtung	41
Abbildung 19.	Axial integrierte Leistungsdichte	42
Abbildung 20.	Axial integrierte Leistungsdichte (über ϕ gemittelt)	42
Abbildung 21.	Radialer Verlauf der Gasaustrittstemperatur	44
Abbildung 22.	Azimutaler Verlauf der Gasaustrittstemperatur	45
Abbildung 23.	Brennelement-Abbrandspektren der Protactinium-Klasse 1	47
Abbildung 24.	Brennelement-Abbrandspektren der Protactinium-Klasse 2	48
Abbildung 25.	Brennelement-Abbrandspektren der Protactinium-Klasse 3	49
Abbildung 26.	Lastdiagramme für den Zeitraum 1.1.-31.5.86	52
Abbildung 27.	Spaltstofffluß	58
Abbildung 28.	Schematische Darstellung der Abschalteinrichtung	62
Abbildung 29.	Schnitt durch das Absorberteil	63
Abbildung 30.	Position der Messeinrichtung und der Abschaltstäbe	66
Abbildung 31.	Schnitt durch das Reaktorcore	67
Abbildung 32.	Vollcore-Maschennetz (axialer Schnitt)	69
Abbildung 33.	Azimutaler thermischer Neutronenflußverlauf	73
Abbildung 34.	Axialer thermischer Neutronenflußverlauf	74
Abbildung 35.	Ausschnitt der Stabankkurven	80
Abbildung 36.	Stabankkurven (gültig für Coresituation WB 308)	81
Abbildung 37.	Neutronenspektrum in Spektralzone 3	97
Abbildung 38.	Feingruppen-Absorptionswirkungsquerschnitt für Th-232	98
Abbildung 39.	Feingruppen-Absorptionswirkungsquerschnitt für U-238	98

Verzeichnis der Tabellen

Tabelle	1. Auslegungsdaten des AVR-Reaktors	4
Tabelle	2. Kenngrößen des 9-Kanal-Fließmodells	16
Tabelle	3. Einteilung der Makro-Energiegruppen in HTR-2000	16
Tabelle	4. BE-Zusammensetzung des AVR-Cores im September 1982	24
Tabelle	5. Brennelement-Corebilanz (WB 254)	26
Tabelle	6. Reaktor-Tagesdaten im Vergleich mit WB-Mittelwerten	31
Tabelle	7. Nuklidbilanz der Spaltprodukte	32
Tabelle	8. Nuklidbilanz der Schwermetalle	33
Tabelle	9. Spektralzonentemperaturen in WB 284/297	35
Tabelle	10. Neutronenphysikalische Rechenergebnisse der WB 284/297	36
Tabelle	11. Thermodynamische Kenngrößen	45
Tabelle	12. Mittlere Abbrandzustände in WB 284/297	52
Tabelle	13. Mittlere Abbrände im Vergleich	52
Tabelle	14. Einteilung der AVR-Leistungsfahrt	56
Tabelle	15. Neutronenphysikalische Rechenergebnisse der detaillierten Nachrechnung	57
Tabelle	16. Simulation der Abschaltpause April 1986	58
Tabelle	17. Kenngrößen der Abschaltpause 86-3	60
Tabelle	18. Abmaße des Absorberteils	65
Tabelle	19. Zusammensetzung der Absorberrmischung	66
Tabelle	20. Legende zu Abbildung 32 auf Seite 69	70
Tabelle	21. Resultate der Gegenstabmessung vom 23.4.86	74
Tabelle	22. Errechnetes Detektor-Flußsignal	78
Tabelle	23. Kritische Stabankstellungen in Abhängigkeit von Kompensationsabsorber	79
Tabelle	24. Vergleichsrechnungen zur IVK-Methode	81
Tabelle	25. Nuklidlibrary HTR-2000: Schwermetalle	97
Tabelle	26. Nuklidlibrary HTR-2000: Spaltprodukte	97
Tabelle	27. Nuklidlibrary HTR-2000: Strukturmaterialien	99
Tabelle	28. Nuklidlibrary HTR-2000: Strukturmaterialien im Vollcoremodell	99
Tabelle	29. Zuordnung: Core-Spektralzonen ÷ Abbrandregionen	100
Tabelle	30. Leistungs- und Beschickungsdaten (WB 254 → WB 324)	103
Tabelle	31. AVR-Betriebsverlauf (WB 254 → WB 324)	106
Tabelle	32. Daten der Brennelemente im AVR-Reaktor	109

1. Einleitung und Motivation

Mit der in jüngster Zeit aufgekommenen Diskussion über die Akzeptanz von Kernreaktoren gewinnt der Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor kleinerer Leistung aufgrund seiner inhärenten Sicherheitseigenschaften zunehmend an Bedeutung.

Der AVR-Reaktor, Prototyp dieser fortgeschrittenen Reaktorbaulinie, begann vor nunmehr über 20 Jahren, im Herbst 1967, sein Leistungsprogramm. Durch den langjährigen und erfolgreichen Betrieb dieses Versuchsreaktors sind inzwischen viele wertvolle Erfahrungen und Erkenntnisse gewonnen worden.

Die Auslegung eines Reaktors und Vorhersage seines Verhaltens bei Änderung der Betriebsweise erfordern Rechenmodelle, die durch Experimente abgesichert sein müssen: Nur in Anwendung derart validierter Rechenverfahren kann einer der wesentlichen Vorzüge dieses Reaktortyps, praktisch ohne jedes überschüssige Spaltstoffinventar von Betriebsbeginn an zu fahren, in optimaler Weise genutzt werden.

Der Möglichkeit, auch langfristige Prognosen über das Reaktorverhalten mit befriedigender Genauigkeit zu erhalten, kommt seitens der Reaktorbetreiber besondere Bedeutung zu, wenn z.B. die Reaktorfahrweise geändert oder der Brennstoffkreislauf umgestellt werden soll.

Die wissenschaftliche Auswertung der zahlreichen am AVR durchgeführten Versuche ermöglichte eine stetige und konsequente Weiterentwicklung der Rechenverfahren, die zur Simulation des corephysikalischen Verhaltens des AVR-Reaktors von Beginn der Leistungsfahrt an eingesetzt wurden. Ferner erlaubt es die in den letzten Jahren rasch fortschreitende Entwicklung der Computer hinsichtlich kürzerer Rechenzeit und größerer Speicherkapazität, immer komplexere Rechenprogramme einzusetzen.

Diese Bedingungen führten zu der Überlegung, einen Programmcode aufzubauen, der alle bisher gewonnenen Erfahrungen aus Reaktorbetrieb und Experimenten in sich vereint und in der Lage ist, einen Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor rechnerisch während der Leistungsfahrt zu betreiben und sowohl die während des laufenden Betriebes auftretenden als auch prognostische Fragestellungen zu beantworten.

Unter diesen Aspekten ist es das Ziel der vorliegenden Arbeit, den AVR-Reaktor grundlegend als Eichexperiment (Benchmark) für die reaktorphysikalische Berechnung von Hochtemperaturreaktoren mit Mehrfachdurchlauf (MEDUL) zu behandeln, da dieser Versuchsreaktor durch die Fülle vorhandener Meßdaten die ideale Teststrecke zur Verifizierung von Rechenprogrammen darstellt.

Im folgenden sollen zunächst der Programmaufbau, die Funktion einzelner Programmodule und, soweit zum Verständnis notwendig, der Datentransfer sowie die zur Modellbildung verwendeten Informationen dargestellt werden.

Durch kontinuierliche Nachrechnung der AVR-Leistungsfahrt über einen Zeitraum von mehr als fünf Betriebsjahren ergab sich die Möglichkeit, das breite Einsatzspektrum des Rechencodes HTR-2000 aufzuzeigen und anhand betrieblicher Meßprotokolle vergleichende Betrachtungen über die Güte der Rechenergebnisse anzustellen.

Schließlich soll das Reaktivitätsäquivalent der AVR-Stabbank mittels eines dreidimensionalen 360°-Vollcore-Modells bestimmt und den Auswertungen eigens hierzu durchgeführter Experimente gegenübergestellt werden.

2. Auslegung des AVR-Reaktors

Der AVR-Reaktor ist ein graphitmoderierter, heliumgekühlter Hochtemperaturreaktor, dessen Kern aus einer losen Schüttung von etwa 100.000 kugelförmigen Brennelementen (BE) besteht.

Die Kugelschüttung wird von einem zylindrischen Behälter aus 50 cm dicken Graphitblöcken aufgenommen, die gleichzeitig als Reflektor dienen. Diese Graphitblöcke werden ihrerseits aus Gründen der Abschirmung und der Wärmeisolierung von einem Mantel aus Kohlestein umhüllt.

In den trichterförmigen Boden des Reaktorcores, der ebenfalls aus Graphitblöcken besteht, die auf Kohlestein gelagert sind, mündet das Kugelabzugsrohr.

In das Core ragen 4 Graphitsäulen hinein, die zur Führung der Abschaltstäbe dienen.

Die Brennelementzugabe erfolgt oberhalb der Kugelschüttung durch fünf Beschickungsrohre: Vier Förderrohre enden jeweils zwischen den Graphitsäulen am Reflektorrand und dienen der Beschickung des 'Außencores' (AC). Ein Rohr zur Versorgung des 'Innencores' (IC) ist zentral in der den Reaktorkern nach oben abschließenden dreischichtigen Decke aus Graphit und Kohlestein durchgeführt. Somit ist die Möglichkeit geschaffen, durch gezielte Beschickung die radiale Spaltstoffverteilung während des Leistungsbetriebes zu beeinflussen.

Reaktorcore, graphitische Einbauten, Dampferzeuger, Gebläse sowie der gesamte Kühlgaskreislauf befinden sich in zwei konzentrischen Stahlbehältern. Abbildung 1 auf Seite 4 zeigt schematisch den Aufbau des AVR-Reaktors.

Der thermische und der biologische Schild dienen zur Abschirmung der radioaktiven Strahlung.

Das Kühlgas Helium wird dem Core im unteren Teil des Reaktors über ein Gebläse zugeführt, durchströmt den Kern und wird oberhalb des Deckenkohlesteins in den Dampferzeuger geleitet. Dort wird die Wärme an den Wasser-Dampf-Kreislauf übertragen und zur Stromerzeugung genutzt.

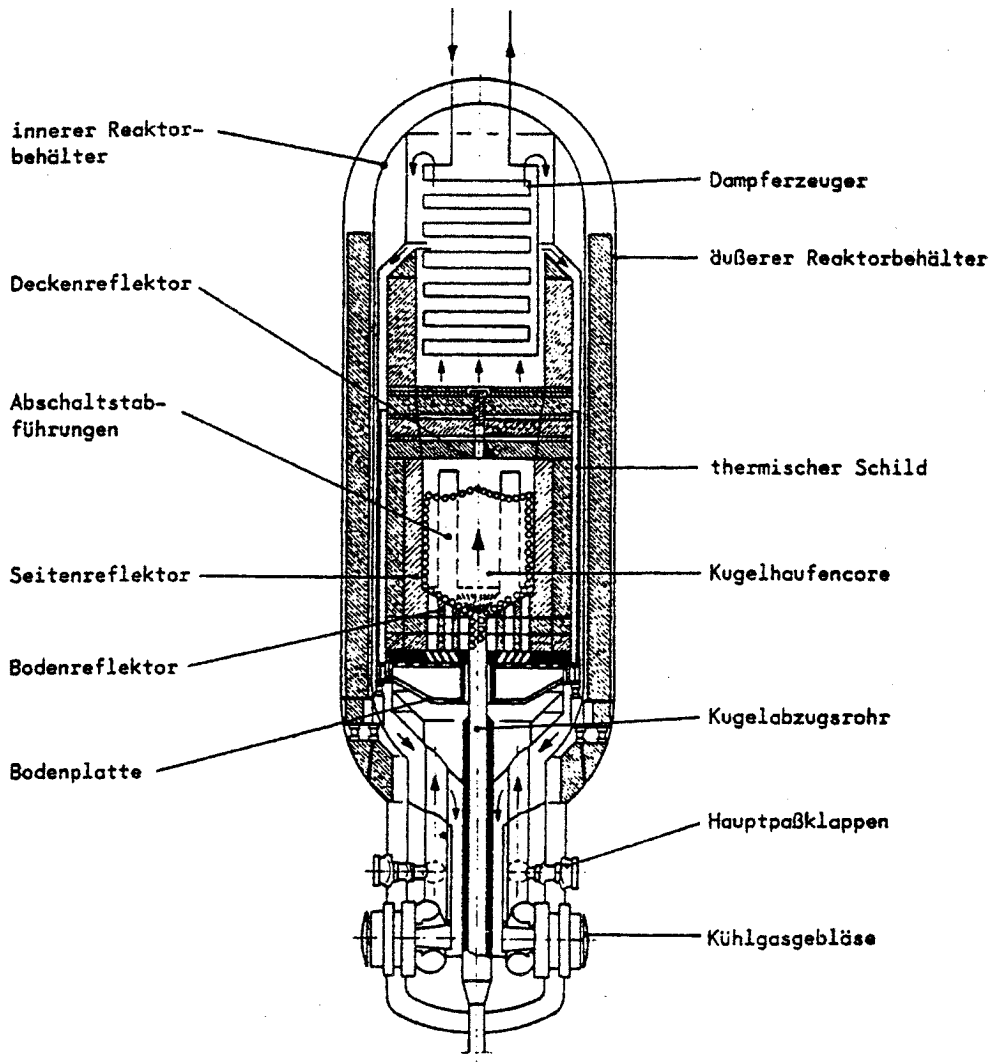


Abbildung 1. Schematische Darstellung des AVR-Reaktors

Elektrische Leistung	15 MW	Mittlere Heliumeintrittstemperatur	275 °C
Thermische Leistung	46 MW	Mittlere Heliumaustrittstemperatur	950 °C
Mittlere Leistungsdichte	2,6 MW/m ³	Frischdampf Temperatur	505 °C
Kühlgasdruck	10,8 bar	Frischdampfdruck	72 bar

Tabelle 1. Auslegungsdaten des AVR-Reaktors

3. Programmaufbau

Zur umfassenden Beschreibung des corephysikalischen Verhaltens von Kugelhaufenreaktoren ist es einerseits erforderlich, das Umwälzen der eingesetzten Brennelemente und das Abbrandgeschehen zu simulieren, andererseits daraus resultierend Neutronenspektrum, Neutronenfluß-, Leistungs- und Temperaturverteilung zu berechnen.

Durch die weit in das AVR-Core hineinragenden Graphitnasen, die der Führung der Abschaltstäbe dienen, ergibt sich eine geometrische Anordnung, die hinsichtlich der drei zuletzt genannten Punkte eine dreidimensionale Behandlung erforderlich macht.

Der Berechnungsablauf des in dieser Arbeit vorgestellten HTR-Simulationsverfahrens ist nach der soeben skizzierten Verfahrensweise organisiert.

Die logische Struktur des Programmsystems HTR-2000 /1/ zeigt Abbildung 2 auf Seite 6. Wie aus dieser schematischen Abbildung ersichtlich, ist der Programmzyklus aus zwei Blöcken aufgebaut, die durch Dateneinheiten miteinander verknüpft sind. Aus langjähriger Erfahrung mit reaktorbegleitenden Simulationsprogrammen erweist sich eine solche Trennung als zweckmäßig: Block eins übernimmt das Management der Kugeln und deren Abbrandberechnung, im zweiten Block werden Spektral-, Diffusions- und Temperaturrechnungen durchgeführt.

Hinsichtlich der Anwendbarkeit des Rechenzyklus ergibt sich so eine hohe Flexibilität:

- Durch Austausch einzelner Module ist das komplexe Programmsystem auf jeden HTR-Typ anwendbar.
- Je nach Aufgabenstellung ist jeder Block unter bestimmten Randbedingungen separat einsetzbar.
- Zum Abschluß der beiden Blöcke werden Restart-Files erstellt und konserviert, so daß es möglich ist, zu jedem beliebigen Zeitpunkt die Rechnungen neu aufzusetzen.
- Bei Strategierechnungen zur Änderung der Beschickungsweise über einen längeren Zeitraum hinweg oder zur Umstellung des Brennstoffkreislaufs können je nach Fragestellung einzelne Rechenprozeduren ausgekoppelt werden, wodurch Rechenzeit eingespart wird.

Im vorliegenden Kapitel werden die einzelnen Module und Programmsegmente erläutert und, soweit zum Verständnis notwendig, der Datenfluß aufgezeigt.

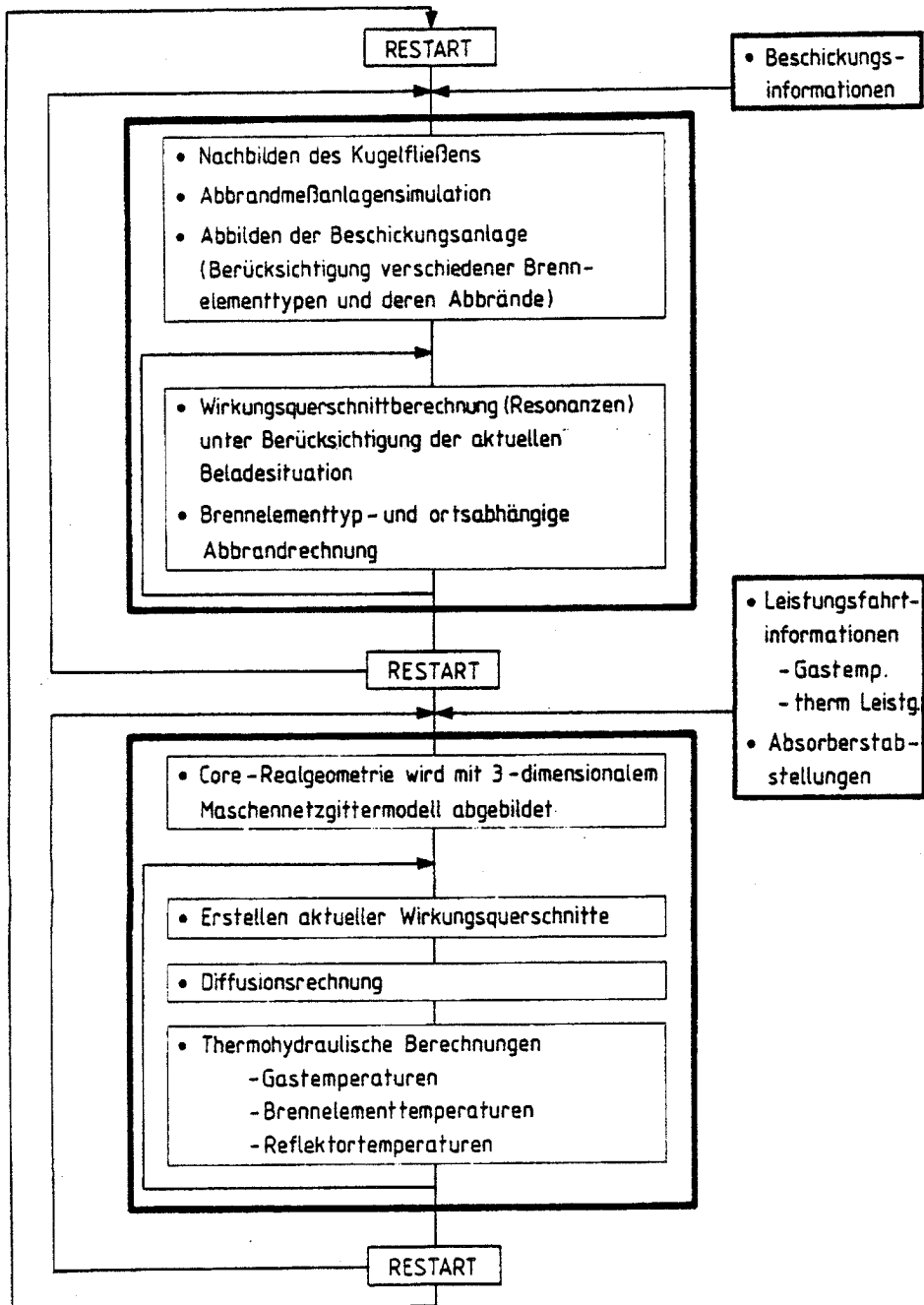


Abbildung 2. Programmstruktur HTR-2000

3.1 Abbrandmessung und Beschickung

3.1.1 Funktion der Abbrandmeß- und Beschickungsanlage am AVR

Die im Dezember 1981 bei der AVR in Betrieb genommene Abbrandmeßanlage [2] erfaßt gammaspektrometrisch die Cs-137-Aktivität der Brennelemente zur Abbrandbestimmung: Ein kleiner Teil der BE-Strahlung wird ausgeblendet und einem Halbleiter-Detektor zugeführt. Durch Bestimmen des Cs-137-Anteils erhält man ein dem Abbrand des BE proportionales Verhältnis.

Der Proportionalitätsfaktor, der mit fortlaufendem Meßbetrieb stets neu angepaßt werden muß, wird durch Vergleichsmessungen an einer kalibrierten Anlage in der KFA bestimmt.

Bei der gammaspektrometrischen Messung wird neben Cs-137 auch das Isotop Pa-233 ausgemessen, das als Zwischenprodukt aus der Brutreaktionskette des Th-232 zu U-233 gebildet wird. Anhand des Auftretens eines Pa-Peaks ist somit eine Unterscheidung von BE mit und ohne Thoriumeintrag möglich.

Obwohl der Zusammenhang zwischen Pa-Aktivität und Thoriumgehalt der BE nicht eindeutig ist, da die Pa-Nuklidkonzentration aufgrund der kurzen Halbwertszeit von 27,4 d hauptsächlich von der Bestahlungsgeschichte abhängt, läßt sich dennoch im Vergleich vieler BE innerhalb einer KUBA (Zeitschritt, in dem insgesamt 1.800 Kugeln umgewälzt worden sind) eine grobe Klassifizierung der thoriumhaltigen BE nach ihrem Brutstoffgehalt vornehmen.

Selbstverständlich werden auch reine Graphitkugeln von der Abbrandmeßanlage detektiert, da in diesem Fall keine Cs-137-Aktivität gemessen wird.

Mittels eines Prozeßrechners wird ein Vergleich der Meßergebnisse mit Vorgabedaten durchgeführt und somit das Förderziel der BE bestimmt: Rezyklierung ins 'Innen-' oder 'Außencore' oder Entnahme aus dem Kreislauf.

Nach erfolgter Beschickung bzw. Entnahme der BE werden die Meßdaten registriert, so daß nach Abschluß einer KUBA die für diesen Zeitschritt vollständige Information bereitsteht: Alle BE sind, in Abhängigkeit ihres Thoriumgehaltes (0 g; 5 g; 10 g) in drei 'Protactinium-Klassen' eingeteilt, die wiederum aus jeweils 100 Cs-137-'Aktivitäts-Klassen' gebildet werden, erfaßt.

Nach vier aufeinanderfolgenden KUBAs, einer Wiederbeladung (WB), werden zusätzlich die Förderziele der nun 7.200 umgewälzten Kugeln - BE und Graphitkugeln - und der Frischzuladung ausgewiesen und stehen als Eingabegrößen zur rechnerischen Simulation zur Verfügung.

3.1.2 Verarbeiten der betrieblichen BE-Beschickungsinformationen

Um möglichst exakt das reale reaktorphysikalische Verhalten mittels rechnerischer Simulation zu beschreiben, ist es nötig, alle betrieblich erfaßten Meßgrößen, soweit sie reaktorphysikalisch sensitiv sind, in das Rechenverfahren einzubringen und zu verarbeiten.

Seitens des Betriebes werden BE-Austrittsspektren für drei Pa-Klassen abbrandabhängig registriert, die rechnerische Simulation hingegen liefert eine abbrandabhängige Verteilung für neun BE-Typen, einschließlich der zugehörigen Nuklidvektoren.

Aus diesem Grund liegt es nahe, nach Abschluß jeder WB eine Kopplung zwischen Meß- und Rechenergebnissen vorzunehmen, dergestalt, daß die errechneten BE-Austrittsspektren der einzelnen BE-Typen, die zu einer Pa-Klasse gehören, abbrandabhängig ausgewertet und mit den real gemessenen Kugelzahlen verknüpft werden. Somit bleibt nach Zusammenfassen der einzelnen BE-Typen einer Pa-Klasse die gemessene Abbrandverteilung erhalten, nur jetzt nach BE-Typen separiert und mit Nuklidvektoren versehen, die unter **aktuellen** Corebedingungen bestimmt worden sind.

Da es aus Gründen des Speicherplatzbedarfes nicht möglich ist, die betrieblich ausgewiesene Aktivitätsverteilung in 100 Klassen zu simulieren, ist es nötig, diese auf 50 äquidistante Klassen mit festen Grenzwerten zu kondensieren. Der maximale Grenzwert (50. Klasse $\equiv 1,3 \cdot 10^{11}$ Bq) wurde dabei so gewählt, daß er dem höchsten Zielabbrand der eingesetzten BE entspricht, und sich eine Rezyklierung dieser BE ausschließt. Die Kondensation von 100 auf 50 Aktivitätsklassen erfolgt unter Auswertung eines funktionalen Zusammenhanges, dessen Parameter der jeweiligen WB angepaßt sind.

Außerdem wird aus Gründen des Datenhandlings eine der vier KUBA-Abbrandspektren als repräsentativ für die jeweilige WB ausgewählt und zur Auswertung herangezogen. Dies kann hinsichtlich der rechnerischen Behandlung als hinreichend genau angesehen werden, da die Austrittsspektren der vier KUBAs einer WB aufgrund der insgesamt betrachteten relativ kleinen umgewälzten Kugelanzahl von nur 7.200 Kugeln/WB nahezu identisch sind.

Durch Verknüpfen von real gemessener BE-Anzahl mit rechnerisch ermittelter BE-Typverteilung und zugehörigen Nuklidvektoren, die exakt während der Coredurchläufe der jeweiligen BE gebildet werden, wird nach jeweils 7.200 umgewälzten Kugeln eine Justierung des Simulationsprogramms anhand von Meßergebnissen vorgenommen, indem nach den oben beschriebenen Verfahren die zu rezyklierenden Brennelemente und die Frischbeladung dem Kugelfließmodell, das im folgenden Kapitel beschrieben wird, nach betrieblichen Beschickungsvorgaben zugeführt werden.

3.2 Erfassen des Kugelfließens

Bei einem gasgekühlten Hochtemperaturreaktor vom Kugelhaufentyp bewegen sich die kugelförmigen Brennelemente unter dem Einfluß der Schwerkraft durch das Reaktorcore. Nach erfolgtem Coredurchlauf werden die BE, je nach Abbrand, entweder aus dem Kreislauf entfernt, oder durch Beschickungsrohre dem Core wieder zugeführt, wodurch die Beeinflussung der Brennelementverteilung durch den 'fließenden Brennstoff' jederzeit unter Last gegeben ist und somit die Möglichkeit besteht, langfristig den Coreaufbau zu verändern.

Eine wichtige Grundlage aller den Reaktorbetrieb begleitenden Rechnungen muß daher ein exakt auf die Kugelfließmechanik des zu berechnenden Reaktors abgestimmtes Fließmodell sein, da die Simulation der realen Kugelbewegungen maßgeblich über die Qualität des Rechenmodells entscheidet.

Zur experimentellen Ermittlung des BE-Geschwindigkeitsfeldes im Core sind in der Vergangenheit zahlreiche Versuche an verschiedenen AVR-Modellcores durchgeführt worden (/3/,/4/,/5/).

Die bei den Modellversuchen ermittelten Durchlaufzeiten der Kugeln als Funktion des Auflegepunktes auf die Kugelschüttung weichen je nach verwendetem Modell und Experimentdurchführung deutlich voneinander ab, so daß es erforderlich war, anhand von Auswertungen betrieblicher Meßprotokolle die BE-Geschwindigkeitsverteilung unter Leistungsfahrtbedingungen für das AVR-Core zu ermitteln, da so alle Störungseinflüsse, wie z.B. örtlich unterschiedliche Reibungskoeffizienten ohne genaue Kenntnis derselben, oder der Einfluß der 'Nasen', durch die Messung integral erfaßt werden.

Unter Verwendung experimentell ermittelter Brennelement-Fließkurven und durch Anlehnung an während des Leistungsbetriebes gemessene BE-Austrittsspektren ist mittels eines Programms /6/ zur Auswertung von Experimentdaten zur Ermittlung des Kugel-Fließverhaltens in HTR's ein diskretes 9-Kanal-Fließmodell, wie im folgenden beschrieben, erstellt und in den Rechenzyklus HTR-2000 integriert worden.

Folgende Punkte erklären die zum Teil stark voneinander abweichenden Ergebnisse der Modellversuche hinsichtlich der Bestimmung der radial abhängigen Kugeldurchlaufzeiten:

- Unterschiedliche Maßstäbe der AVR-Modelle.
- Unterschiedliche Reibungskoeffizienten der je nach Modell verschiedenen Kugelmaterialien.
- Unterschiedliche strömungsmechanische Eigenschaften des die Kugeln bei den Modellversuchen umgebenden Fluids.
- Unterschiedliche Kugelschütthöhen bei Durchführung der Versuche.

Außerdem lassen sich die aus Modellexperimenten gewonnenen Erkenntnisse nur bedingt auf das AVR-Core übertragen:

- Das AVR-Core ist nicht rotationssymmetrisch: Im 'Nasenbereich' treten Azimutalgradienten der Absinkgeschwindigkeit auf.
- Die Reibungskoeffizienten der Brennelemente im Core sind, bedingt durch das Temperaturprofil und unterschiedliche Helium-Massenströme, örtlich verschieden.

Die Rechtfertigung der gewählten Vorgehensweise zur Bestimmung des Geschwindigkeitsfeldes der Kugeln im AVR-Core unter Betriebsbedingungen ist vor allem durch die beiden letzten Punkte gegeben.

3.2.1 Das Kugelfließverhalten im 'Außencore'

Die Gelegenheit, das Kugelfließen im 'Außencore' - die Zugabe der Brennelemente erfolgt über die vier äußeren Beschickungsrohre (s. Kap. 2) - untersuchen zu können, ergab sich durch das Einwälzen von LEU-Brennelementen zur Umstellung des Brennstoffkreislaufs von hoch auf niedrig angereicherten Uranbrennstoff, da diese Brennelemente aufgrund des fehlenden Protactinium-Peaks eindeutig, wie zuvor erläutert (s. Kap. 3.1.1), von der Abbrandmeßanlage detektiert werden.

Am 28.7.82 (WB 250) wurden erstmals GLE-3 BE der Charge AVR-19 dem 'Außencore' zugegeben /7/. Die Frischbeladung des AVR-Reaktors mit diesem Brennelementtyp wurde kontinuierlich bis zum 26.1.84 (WB 284) beibehalten, und insgesamt sind in diesem Zeitraum 24.611 GLE-3 BE eingeschleust worden /8/. Ab WB 284 kamen GLE-4 BE der Charge AVR-21 zum Einsatz. Bis Oktober 1985 (WB 302) betrug die Gesamtzugabe dieses Typs 20.250 Kugeln /9/.

Von Beginn der Brennstoffkreislaufumstellung an bis Oktober 1986 (WB 314) sind über 460.000 Kugeln umgewälzt und registriert worden, so daß sich die Möglichkeit bietet, durch Auswertung der Meßprotokolle der 1981 installierten neuen Abbrandmeßanlage /2/, statistisch gesicherte Aussagen über das Kugelfließverhalten zu treffen und integrale Kugeldurchlaufzeiten für das 'Außencore' unter Betriebsbedingungen zu erhalten.

3.2.2 Das Kugelfließverhalten im 'Innencore'

Um Rückschlüsse auf das Durchlaufverhalten von Brennelementen durch das 'Innencore' - die Zugabe der Brennelemente erfolgt über das zentrale Beschickungsrohr - ziehen zu können, ist ein Experiment vorgeschlagen /10/ und durchgeführt worden:

Am 16.7.85 wurden 300 'frische' HEU-BE vom Typ GO (1 g U-235; 5 g Th-232) über das zentrale Beschickungsrohr dem Reaktorcore zugeführt.

Diese BE konnten beim Austritt aus dem Kugelabzugsrohr (KAZR) aus folgenden Gründen eindeutig durch die Abbrandmeßanlage erkannt werden:

- Ab Juli 1982 sind ausschließlich LEU-BE als Frischzuladung zum Einsatz gekommen, die sich bei der Abbrandmessung von den HEU-BE durch den fehlenden Pa-233-Peak detektieren lassen.
- Weiterhin war es über die Abbrandbestimmung möglich, diese Versuchsbrennelemente von den im Core verbliebenen höher abgebrannten GO-BE zweifelsfrei zu unterscheiden.

3.2.3 Aufbau des Vielkanal-Kugelfließmodells

Modellexperimente zum Kugelfließen lassen ein der laminaren inkompressiblen Rohrströmung flüssiger Medien ähnliches Verhalten erkennen. Aus diesem Grund liegt es nahe, Kugel-Fließkanäle zu modellieren und diesen geeignete Mittelwerte zuzuordnen, die das Fließverhalten der zugehörigen Kugelströmung beschreiben.

Mit Hilfe des Programmcodes FLIMO /6/, der geeignet ist, unter Verwendung von Experimentdaten, das reale Kugelfließen in einem Reaktorcore zu simulieren, ist für den AVR ein Vielkanal-Kugelfließmodell erstellt worden.

Grundlage des Vielkanal-Kugelfließmodells sind die aus Versuchen /4/ gewonnenen Bahnkurven der Kugeln beim Durchlauf durch das Reaktorcore. Die Schar dieser gemessenen Bahnkurven wurde so erweitert und verfeinert, daß schließlich in radialer Richtung 300 Fließlinien für das AVR-Core vorliegen.

Um eine hohe Auflösung des Geschwindigkeitsfeldes zu erreichen, ist das AVR-Core in radialer Richtung in 250 Fließkanäle unterteilt worden.

Bei der Bestimmung der Kanalvolumina $V_{K,i}$ sind die 'Nasen' explizit erfaßt worden, so daß sich das aktive Volumen des AVR-Cores bei ca. 95.000 eingesetzten BE, und daraus resultierend einer Kugelschütthöhe von 318 cm ab Oberkante Kugelabzugsrohr, zu

$$V_{\text{Core}} = \sum_{i=1}^{250} V_{K,i} = 1,7462 \cdot 10^7 \text{ cm}^3 \quad (3.1)$$

ergibt.

In einer **ersten Näherung** werden, unter Vorgabe der aus Modellversuchen gewonnenen Kugeldurchlaufzeiten, die, wie schon erwähnt, das reale Kugelfließen unter Leistungsbedingungen nicht exakt beschreiben können, mittlere Kanaldurchlaufzeiten $T_{K,i}$ errechnet und dem Modell zugrunde gelegt.

Da in einem diskreten Modell im Gegensatz zum realen kontinuierlichen Kugelfließen Kugelpakete innerhalb eines Kanals umgesetzt werden, ist es erforderlich, die Kanalvolumina in $N_{K,i}$ gleichgroße Teilvolumina zu unterteilen, so daß folgende Beziehung erfüllt wird:

$$T_{K,1} : T_{K,2} : \dots : T_{K,250} = N_{K,1} : N_{K,2} : \dots : N_{K,250} \quad (3.2)$$

Gleichzeitig wird gefordert, um möglichst exakt betriebliche Meßergebnisse der Abbrandmeßanlage hinsichtlich der Brennelementerkennung nachrechnen zu können, das Beladevolumen so auszulegen, daß der kleinste am AVR betrieblich erfaßte Kugelumlängschritt von 1.800 Kugeln, einer KUBA, simuliert werden kann.

Somit muß für das Vielkanal-Kugelfließmodell das KUBA-Beladevolumen V_{KUBA} zu

$$V_{KUBA} = 1.800 \cdot f^{-1} \cdot V_{Kugel} = \sum_{i=1}^{250} \frac{V_{K,i}}{N_{K,i}} \quad (3.3)$$

mit dem Kugelfüllfaktor f und dem Kugelvolumen V_{Kugel} bestimmt werden.

Da das Gleichungssystem 3.1-3.3 mit den gestellten Randbedingungen nicht exakt erfüllt werden kann, wird iterativ durch Variation der Kanalgrenzen eine Lösung gesucht, bei der die Abweichungen minimal sind.

In einem weiteren Schritt werden die Kanaldurchlaufzeiten durch Variation der experimentell ermittelten Durchlaufkurve anhand von Betriebsergebnissen angepaßt.

3.2.4 Rechnerische Simulation des Kugelfließens

Ausgehend von einer **ersten Näherung** der radial savea.ngigen Durchlaufzeitverteilung (Versuch Nr. 47 /4/) wurde in einem iterativen Prozeß durch Variation dieser experimentell gewonnenen Kurve mittels des Vielkanalmodells die radial abhängige Durchlaufzeitverteilung gefunden, die integral das reale Kugelfließverhalten im AVR-Reaktorcore unter Betriebsbedingungen mit ausreichender Genauigkeit beschreibt.

Mit der exakt nach betrieblichen Beschickungsinformationen simulierten Frischzugabe und Rezyklierung der LEU-BE im Vielkanal-Rechenmodell ist es möglich, die durch die Abbrandmeßanlage registrierte Brennelementerkennung nachvollziehen zu können.

Abbildung 3 zeigt sowohl die graphische Auswertung der AVR-Meßergebnisse (Messung) als auch das Ergebnis der Simulationsrechnung (Simulation) für das 'Außencore'. In Abbildung 4 auf Seite 14 sind die entsprechenden Auswertungen für das 'Innencore'-Durchlaufverhalten dargestellt.

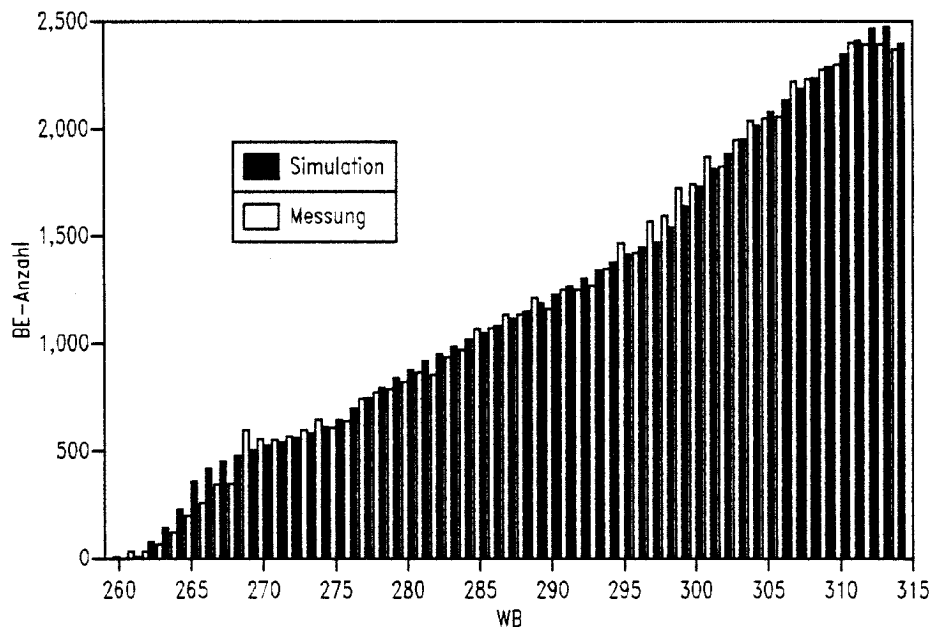


Abbildung 3. 'Außencore'-Durchlaufverhalten: Vergleich von Messung und Simulation

Sowohl für das 'Außen-' als auch das 'Innencore' läßt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulationsrechnung beobachten, so daß davon ausgegangen werden kann, daß die iterativ gefundene radial abhängige Durchlaufzeit-Verteilungskurve für das AVR-Core bei einem Coreinhalt von ca. 95.000 Kugeln gültig ist.

Bei Durchführung der Simulationsrechnungen zeigte sich, daß im Core ein Mischgebiet zwischen 'Innen-' und 'Außencore' von etwa 20 cm Breite bei einem Radius um ca. 76 cm vorhanden ist. Außerdem war es in Anwendung des beschriebenen Simulationsverfahrens möglich, den durch das in einem Winkel von $\approx 20^\circ$ zur Lotrechten in das Core einmündende Zentral-Beschickungsrohr entstehenden exzentrischen Schüttkegel zu modellieren, wodurch sich durch Simulation der im Schüttkegel stattfindenden Umwälzmechanismen die nach Verlassen des KAZR gemessene BE-Verteilung exakt nachvollziehen läßt.

Da für das Rechenprogramm HTR-2000 zunächst eine rotationssymmetrische Behandlung des Brennelementfließens im AVR-Core vorgesehen ist, wurde versucht, eine radial abhängige Durchlaufzeitverteilung für das 'Innencore' zu bestimmen, die zum einen den vorhandenen exzentrischen

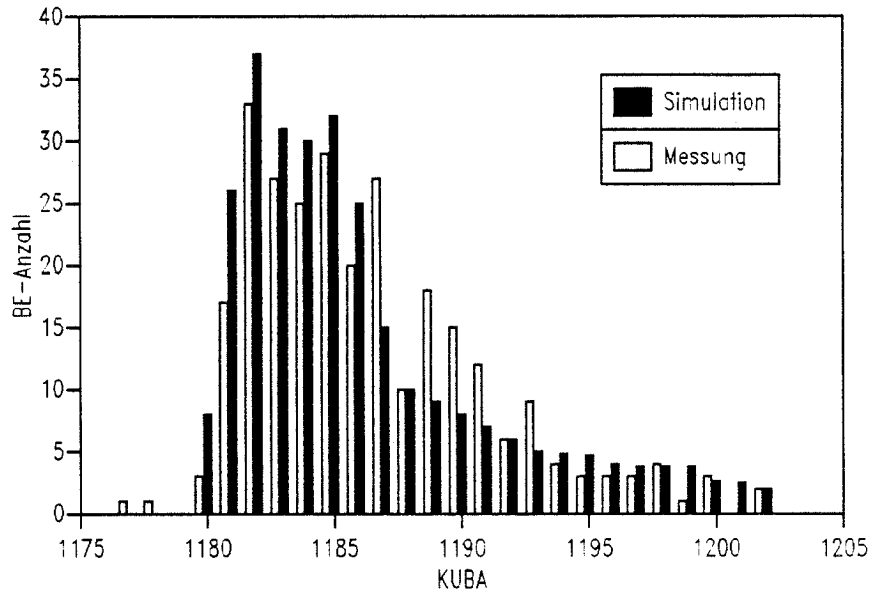


Abbildung 4. 'Innencore'-Durchlaufverhalten: Vergleich von Messung und Simulation

Schüttkegel beschreibt, und zum anderen eine vom Winkel unabhängige Betrachtung mit genügender Genauigkeit gestattet.

3.2.5 Das 9-Kanal-Kugelfließmodell

Die Möglichkeit, sowohl das Ein- und Umwälzen der LEU-BE über einen langen Zeitraum hinweg am AVR-Reaktor verfolgen zu können als auch das Einbringen der 300 Versuchsbrennelemente ins 'Innencore', lieferte mittels der rechnerischen Simulation die radiale Kugeldurchlaufzeitverteilung, die alle den Kugelfließprozeß beeinflussenden Störgrößen integral berücksichtigt.

Diese iterativ gefundene Kurve bildet mit der experimentell gewonnenen und mathematisch vielfachten Bahnkurvenschar die Grundlage des im Programmzyklus HTR-2000 eingebundenen 9-Kanal-Kugelfließmodells [11/].

Der in der Realität kontinuierlich ablaufende Reaktorbetrieb kann bei der rechnerischen Simulation nur diskret behandelt und dargestellt werden, dennoch läßt sich durch Wahl kleiner Zeitschrittlängen eine quasikontinuierliche Simulation erreichen.

Bei einem Kugelhaufenreaktor bietet sich zur Bestimmung dieser Zeitintervalle die Anzahl der im Core umgesetzten Kugeln an: Beim AVR gilt, wie oben erläutert, eine Wiederbeladung als abgeschlossen, wenn jeweils 7.200 Kugeln umgewälzt sind.

Nach Erreichen dieser Kugelmengen werden mit Hilfe von Prozeßrechnern Meßprotokolle über die in diesem Zeitraum erfolgte Brennelementerkennung und das Beschickungsverfahren erstellt und somit ist der rechnerisch nachvollziehbare Zeitraum festgelegt. Prinzipiell aber ist die Wahl der Kugelmengen pro WB nur durch den Rechenaufwand bei der Reaktorfolgerechnung bestimmt.

Die Lösung des Gleichungssystems 3.1-3.3 für ein 9-Kanal-Fließmodell mit einem Umwälzschritt von 7.200 Kugeln wurde wiederum unter Anwendung des Vielkanalmodells /6/ gefunden.

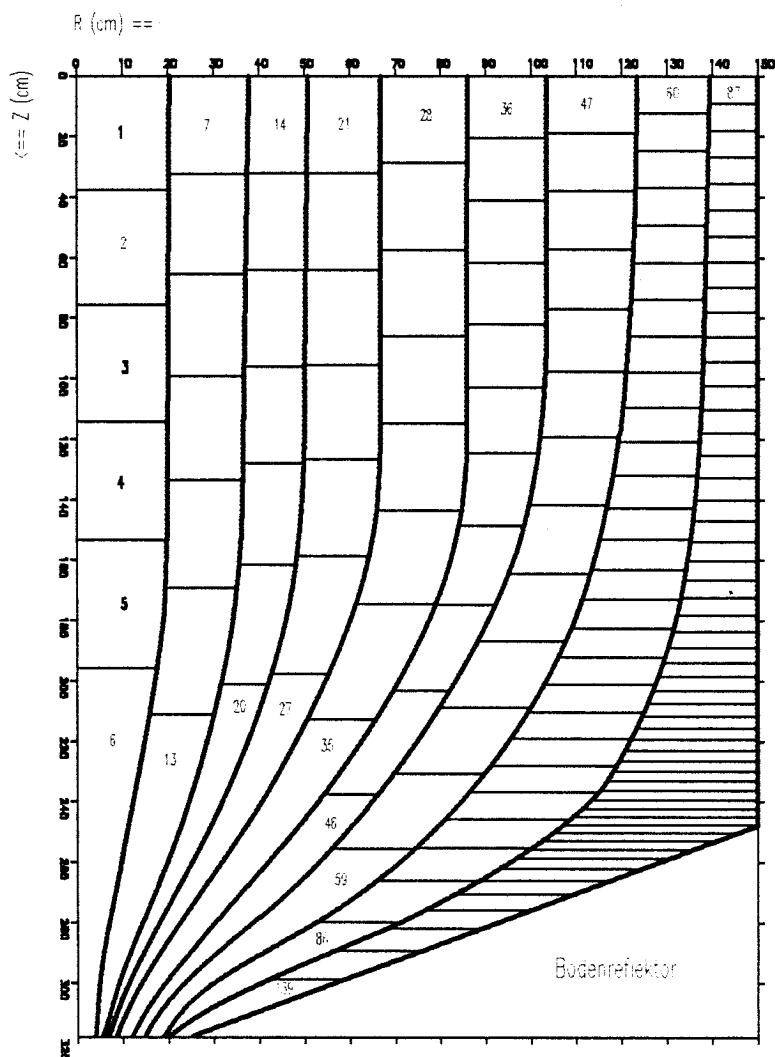


Abbildung 5. 9-Kanal-Fließmodell

Die das Fließschema charakterisierenden Kenngrößen sind tabellarisch in Tabelle 2 auf Seite 16 wiedergegeben und beziehen sich auf das in Abbildung 5 dargestellte 9-Kanal-Fließmodell, das in den Programmzyklus HTR-2000 eingebunden ist.

Nr.	Zuordnung IC / AC	Beladeregion	Entlade- region	Unterteilung pro Kanal	mittlere Kanal- durchlaufzeit
1	IC	1	6	6	43.200 uK
2	IC	7	13	7	50.400 uK
3	IC	14	20	7	50.400 uK
4	IC	21	27	7	50.400 uK
5	IC / AC	28	35	8	57.600 uK
6	AC	36	46	11	64.800 uK
7	AC	47	59	13	93.600 uK
8	AC	60	86	27	194.400 uK
9	AC	87	139	53	381.600 uK

Tabelle 2. Kenngrößen des 9-Kanal-Fließmodells

3.3 Spektralrechnung

Die nulldimensionale Spektralrechnung liefert innerhalb der durch Zusammenfassen von Abbrandregionen gebildeten Spektralzonen für N Makroenergiegruppen mittlere Wirkungsquerschnitte, die an das sich anschließende Diffusionsprogramm übergeben werden.

Die Auswahl der einzelnen Abbrandregionen erfolgt unter den Kriterien, Regionen mit nahezu gleichen Temperaturen und Nuklidkompositionen zu erfassen und einer gemeinsamen Spektralzone zuzuordnen: Wie im Anhang in Tabelle 29 auf Seite 96 gezeigt, sind die 139 Abbrandregionen des AVR-Cores in 25 Spektralzonen eingeteilt worden.

Ebenfalls im Anhang finden sich Feingruppen-Wirkungsquerschnitte für U-238 und Th-232 sowie der Verlauf eines typischen Neutronenspektrums im Reaktorcore in graphischer Darstellung.

Gruppe	Bereich	Energiebereich [eV]
1	schnell	$748,52 < E \leq 10^7$
2	epithermisch	$17,60 < E \leq 748,52$
3	epithermisch	$1,90 < E \leq 17,60$
4	thermisch	$0,0025 < E \leq 1,90$

Tabelle 3. Einteilung der Makro-Energiegruppen in HTR-2000

Die Anzahl N der Makroenergiegruppen ist auf die für die Berechnung von HTR's typische Anzahl von vier mit der in Tabelle 3 vorgenommenen Einteilung begrenzt. Prinzipiell aber ist die Ener-

giegruppeneinteilung, und damit die Anzahl der Makrogruppen, frei wählbar, und nur durch den rechnerischen Aufwand bestimmt.

Das bisher in HTR-2000 verwendete Spektralprogramm MUPO /12/ sowie das Rechenverfahren, das die doppelte Heterogenität der Brennstoffanordnung im AVR-Core berücksichtigt und entscheidenden Einfluß auf die Behandlung der Resonanzabsorption hat, werden in Kürze von mathematisch höherwertigen Verfahren, die im WIMS-Code /13/ implementiert sind, abgelöst.

Eine Verbesserung des Programmzyklus in dieser Richtung ist angebracht, da ein im Rahmen des AVR-Versuchsprogramms /14/ durchgeführtes Experiment ergab, daß der physikalische Prozeß des Resonanzeinfangs der Neutronen im Brutstoff U-238 in Mischcores mit HEU-LEU-Brennelementen mit der bisher verwendeten Methode nicht genügend genau beschrieben wird.

Im Zuge der Übernahme des WIMS-Formalismus ist es weiterhin sinnvoll, die bisher installierte MUPO-Library (43-E-Gruppen) /15/ durch die WIMS-Library (69-E-Gruppen) /16/ zu ersetzen, da letztere schon in früheren Projekten /17/ zur Berechnung von Graphitreaktoren eingesetzt und anhand der dabei gewonnenen Erkenntnisse ständig verbessert wurde.

Die zur Zeit durchgeführten Vergleichsrechnungen im Rahmen der Zusammenarbeit zwischen dem OEFZS-Seibersdorf /18/ und der AVR/KFA-Jülich lassen deutliche Verbesserungen hinsichtlich der Nachrechnung des Experimentes, verglichen mit Rechenergebnissen, die mit der bisher verwendeten Methode erstellt wurden, erkennen.

3.4 Diffusionsrechnung

Zur Lösung des Eigenwertproblems der sowohl raum- als auch energiediskretisierten Diffusionsgleichung ist das Programm CITATION /19/ in den Rechenzyklus HTR-2000 eingebunden worden.

Es liefert mit den in der Spektralrechnung gebildeten makroskopischen Breitgruppen-Wirkungsquerschnitten die Neutronenfluß- und Leistungsverteilung in R- ϕ -Z-Geometrie sowie Breitgruppen-Bucklings, die in einem nächsten Iterationsschritt wiederum dem Spektralprogramm zur Verfügung gestellt werden.

Das detaillierte Abbilden der AVR-Realgeometrie in einem 3-dimensionalen Rechengitter erfordert aufgrund der weit in das Core hineinragenden Abschaltstabsnasen und des konischen Bodenreflektors eine Vielzahl von Maschenlinien.

Durch die symmetrische Anordnung der Abschaltstabnasen im Core liegt es nahe, nur einen Ausschnitt von 45° (s. Abbildung 6) rechen-technisch zu behandeln, so daß sich bei Modellierung eines Achtelcores die Anzahl der Maschenlinien in R- φ -Z-Richtung auf $21 \times 12 \times 47$ beschränken läßt.

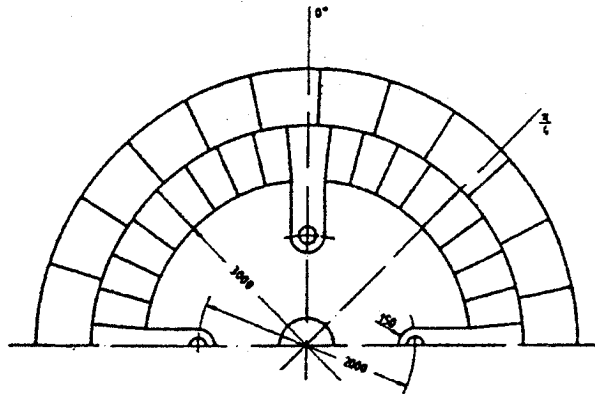


Abbildung 6. Azimutale Coregeometrie

Ein Modellgitter des Achtelcores zeigt schematisch Abbildung 7 auf Seite 19. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind allerdings nicht alle Maschenlinien des Rechenmodells dargestellt worden.

Für die Schnittflächen, die durch den Winkelausschnitt gebildet werden, sind bei der Berechnung des Neutronenflusses Symmetrie-Randbedingungen anzusetzen.

Als Konvergenzkriterium wird die Multiplikationskonstante herangezogen:

Unterscheiden sich zwei aufeinanderfolgende äußere Iterationsschritte um weniger als 10^{-5} im k_{eff} -Wert, so wird die Kritikalitätsrechnung abgebrochen und die Neutronenbilanzen werden ausgewiesen.

Da das Diffusionsprogramm in der R-Z-Ebene ein orthogonales Rechengitter erfordert, ist es für jede vollständige Zyklusrechnung erforderlich, eine Transformation aller Rechengrößen, die sowohl im Fließmodell (s. Abbildung 5 auf Seite 15) als auch im Diffusionsteil (s. Abbildung 7 auf Seite 19) benötigt werden, auf das jeweils andere Rechennetz vorzunehmen.

Da dieser Datentransfer pro Wiederbeladung in der Regel mindestens zweimal vorgenommen werden muß, ist es für die Qualität der Rechenergebnisse entscheidend, mit welcher Genauigkeit diese Transformationen durchgeführt werden: Datentransfer der Rechengrößen von Fließ- auf Rechteck- auf Fließgitter ergibt z.B. bei der Volumentransformation eine maximale Abweichung im Corevolumen ($\approx 17,5 \text{ m}^3$) von kleiner 10^3 cm^3 .

Diese Transformationsvorschriften /20/, die mit hohem rechentechnischem Aufwand ausgeführt wurden - das AVR-Core ist dabei in 25.000 x 3.000 Mikrovolumen eingeteilt worden - sind in Form von Zuweisungsmatrizen extern erstellt worden und werden dem Rechenprogramm über logische Dateneinheiten zur Verfügung gestellt.

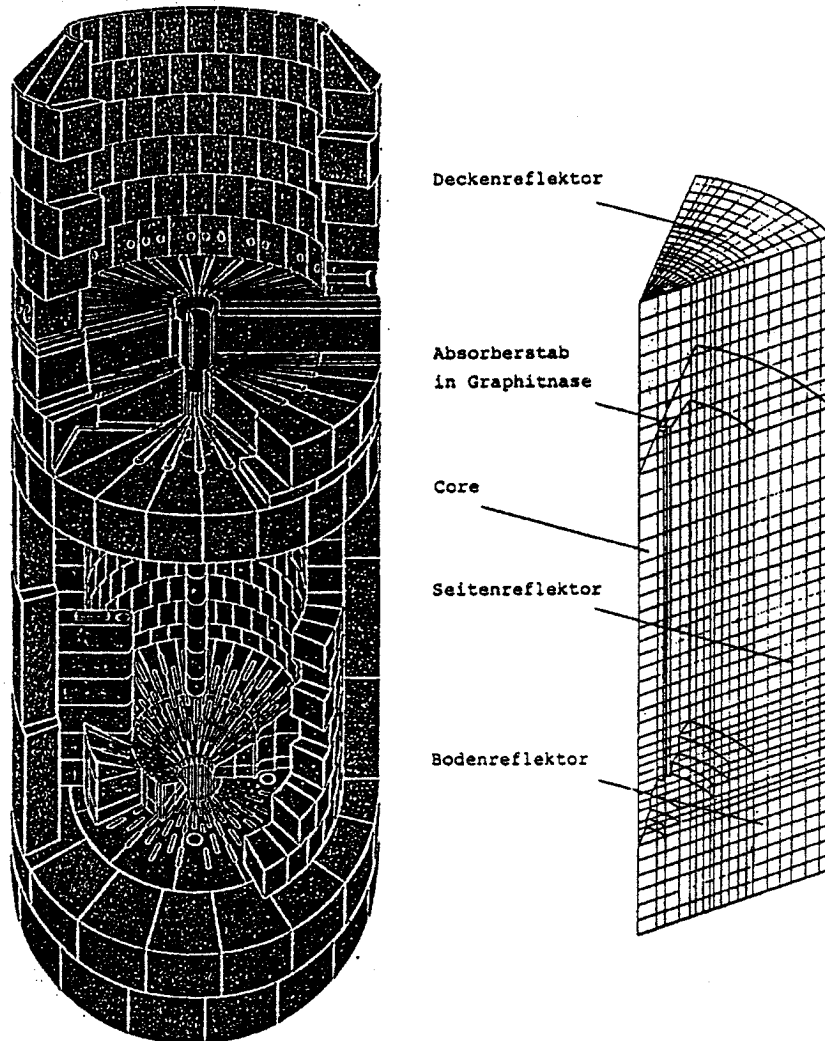


Abbildung 7. Abbildung der AVR-Realgeometrie auf ein 3-D-Maschennetz

3.5 *Temperaturrechnung*

Nach der Berechnung der orts- und energieabhängigen Neutronenflußverteilung im Reaktorcore folgt in einem weiteren Schritt die Bestimmung der Temperaturfelder.

Die Gleichungssysteme zur Beschreibung sowohl der Wärmeleitung im Feststoff als auch des Wärmetransportes durch das Kühlmedium werden unter Anwendung der Methode der finiten Differenzen /21/ gelöst, wobei zur Beschreibung der Gasströmung charakteristische Größen wie Reynolds-, Prandtl-Zahlen u.s.w. neben Heliumstoffwerten gemäß den KTA-Regeln /22/ berechnet werden.

Um eine optimale Anpassung der einzelnen Programmodule untereinander zu erreichen, wird dem Temperaturteil dasselbe 3-D-Maschennetz zugrunde gelegt, das auch im Diffusionsprogramm verwendet wird: Die errechneten Temperaturen sind jeweils auf die Schwerpunkte der durch das Maschengitter gebildeten Volumina bezogen.

3.6 Abbrandrechnung

Mit Hilfe der Abbrandrechnung werden die zeitabhängigen Isotopenkonzentrationen der Neutronen absorbierenden bzw. produzierenden Nuklide in den Brennelementen bestimmt, wobei die dazu benötigten Größen durch die Spektral- und Diffusionsrechnung zur Verfügung gestellt werden.

Da die Zahl der zu betrachtenden Nuklide in einem die Reaktorfahrt begleitenden Rechenprogramm infolge der rechenzeitintensiven Abbrandrechnungen begrenzt sein muß, ist es erforderlich, eine Auswahl der Isotope zu treffen, die explizit berücksichtigt werden sollen.

Unter diesem Aspekt ist eine Library (s. Anhang) zusammengestellt und in den Programmzyklus HTR-2000 implementiert worden, die 16 Schwermetalle, 39 Spaltprodukte, 10 Struktur- und Absorbermaterialien sowie ein Pseudospaltprodukt zur Berücksichtigung aller nicht explizit behandelten langlebigen Spaltprodukte beinhaltet.

Jedes Isotop der Schwermetall-, Spaltproduktkette kann aus zwei Vorläufern durch Neutroneneinfang (capture-parents) und aus einem Vorläufer durch Zerfall (decay-parent) gebildet werden.

Die Abbrandzeitschrittlänge wird im Normalfall aus der in dem zu betrachtenden Zeitintervall geleisteten thermischen Arbeit, bezogen auf die in diesem Zeitraum vorherrschende thermische Leistung, bestimmt. Bei Nulleistung - Abschaltpause - wird die Realzeit angesetzt und der Abklingvorgang wird durch Lösen der Abbrandgleichungen bei einem Neutronenflußniveau ≈ 0 simuliert.

Durch die Erfassung kurzlebiger Spaltprodukte, wie z.B. J-135, Xe-135 und Sm-149, ist es möglich, auch kurzfristige Coresituationen - Lastwechsel-, Anfahr- und Abfahrvorgänge - zu simulieren.

4. Dokumentation der Betriebsnachfahrt

Wie im einleitenden Kapitel bereits erwähnt, ist der in dieser Arbeit beschriebene Programmzyklus unter der Vorgabe entstanden, rechnerisch das Betriebsgeschehen eines Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors simulieren zu können, um somit jederzeit Detailinformationen bezüglich der aktuellen Coresituation verfügbar zu haben.

An dieser Stelle wird noch einmal zusammenfassend dargestellt, welche betrieblichen Meßgrößen benötigt werden, um eine Nachrechnung durchführen zu können:

- Eine Wiederbeladung gilt als abgeschlossen, wenn eine festgelegte Anzahl Brennelemente umgewälzt, von der Abbrandmeßeinrichtung bezüglich des Abbrandes und der BE-Klassenzugehörigkeit (entsprechend dem Th-232-Gehalt) registriert, und, je nach Abbrandzustand, entweder rezykliert, oder ausgeschleust worden sind.
- Nach Abschluß einer Wiederbeladung liegen Meßprotokolle vor, die für jede BE- und Abbrandklasse ausweisen, wieviele Brennelemente auf die entsprechenden Ziele gefördert wurden. Ferner ist die Information über die BE-Frischzugabe vorhanden.
- Die innerhalb einer Wiederbeladung geleistete thermische Arbeit wird durch die thermische Leistung des AVR-Reaktors dividiert und ergibt die effektive Vollast-Zeitschrittlänge der betrachteten WB, mit der die Abbrandrechnungen durchgeführt werden.
- Die Mittelung der Reaktortagesdaten der bei Leistungsbetrieb bestimmten Kühlgastemperaturen liefert die für die jeweilige Wiederbeladung anzusetzenden Heliumein- und -austrittstemperaturen.

Diese für die Simulation des Betriebsgeschehens charakteristischen Daten sind für den nachgerechneten Zeitraum 1982 - 1988 im Anhang zusammengestellt.

Da das Verfahren, mit mittleren Temperaturen und Abbrand-Zeitschrittlängen eine WB ohne Berücksichtigung der Transienten oder Abschaltphasen nachzurechnen, also die Last- und Temperaturwechsel, besonders aber die Abklingvorgänge der kurzlebigen Nuklide und der Zerfall der Brutstoffprodukte bei Nulllast des Reaktors, nicht zu berücksichtigen, bei Langzeitbetrachtungen tolerierbar ist, da die Spaltprodukte mit erneut einsetzendem Leistungsbetrieb recht bald ihre ursprüngliche Sättigungskonzentration zurückerlangen, ist diese Methode - in dieser Arbeit als

'Standardnachrechnung' bezeichnet - allerdings nicht geeignet, wie im fünften Kapitel gezeigt wird, die Abschaltbilanz für eine Wiederbeladung mit der erforderlichen Güte zu erstellen.

Im folgenden wird die kontinuierliche Nachrechnung der AVR-Leistungsfahrt über einen Zeitraum von mehr als fünf Betriebsjahren, während dieser Zeit sind mehr als eine halbe Million Brennelemente durch das Core geschleust worden, detailliert an zwei ausgewählten Zeitpunkten - WB 284 (Anfang 1984) und WB 297 (Mitte 1985) - untersucht und diskutiert.

4.1 Beschreiben der Startphase

Mit Inbetriebnahme der neuen Abbrandmeßanlage /2/ Ende 1981 wurde es möglich, wesentlich verbesserte Brennelement-Meßdaten bezüglich der Abbrandbestimmung und der Brennelementerkennung bei der rechnerischen Simulation zu verwenden, so daß es sich als sinnvoll erweist, frühestens ab 1982 die AVR-Reaktorfahrt mit dem Programmzyklus HTR-2000 nachzurechnen, da sich dieses Rechenprogramm, wie im dritten Kapitel gezeigt, eng an den realen Leistungsbetrieb anlehnt und aus diesem Grund möglichst exakte Betriebsinformationen als Eingangsgrößen benötigt werden.

Weiterhin ist zu erwähnen, daß im Jahr 1982 aus betrieblichen Gründen - die Stabwirksamkeit sollte erhöht werden - eine Änderung des Beschickungsverhältnisses AC:IC (s. Kap. 2) von 1:2,666 auf 1:1 erfolgte.

Als Startzeitpunkt für die Betriebsnachfahrt wurde daher WB 253 gewählt.

Die zu diesem Zeitpunkt vorliegende Brennelementverteilung im Reaktorcore ergibt sich aus Tabelle 4. Man erkennt, daß zu Beginn der Nachrechnung das Core zu über 97 % mit HEU-BE gefüllt ist.

BE-Typ	Pa-Klasse	Anteil im Core [%]	Erstzugabe
GFB-3	2	5,67	Dezember 1977
GFB-4/5	2	11,49	März 1978/Juli 1980
GK	2	13,00	April 1969
GO	2	46,42	Dezember 1971
GFB-1/2	3	2,69	Mai 1974
THTR	3	17,94	September 1974
GLE-3	1	2,79	Juli 1982

Tabelle 4. BE-Zusammensetzung des AVR-Cores im September 1982

Unter Verwendung der Datenbasis des zweidimensionalen Programmsystems AVR-80 /23/, das ab Ende 1981 zur Nachrechnung der Leistungsfahrt am AVR eingesetzt wurde, erfolgte die aufgrund des Modellwechsels notwendige Transformation aller relevanten Rechengrößen mit Hilfe des Programmcodes MAGI /20/:

- Umbuchen der in AVR-80 verwendeten BE-Alterseinteilung in 20 fima-Klassen auf 50 äquidistante Cs-137-Aktivitätsklassen.
- Besetzen der 66 Nuklidvektoren mittels Hilfslibraries entsprechend der BE-Altersklassen, da die in AVR-80 verwendete Library nur 25 Nuklide umfaßt.
- Verbuchen der Brennelemente und der zugehörigen Nukliddichten auf neue Abbrandregionen unter Beibehaltung ihrer Position im Reaktorcore: HTR-2000 liegt, wie schon gezeigt, ein 9-Kanal-Fließmodell mit insgesamt 139 Abbrandregionen und 25 Core-Spektralzonen zugrunde, das AVR-80 Modell basiert auf einem 5-Kanal-Fließmodell mit 100 Abbrandregionen und 4 Spektralzonen im Core.

Weiterhin müssen alle zur Durchführung einer ersten Spektral- und Diffusionsrechnung benötigten Informationen wie Temperaturen, Bucklings und Neutronenflüsse bereitgestellt werden.

Eine Überprüfung der verwendeten Transformationsroutinen /20/ erfolgte u.a. anhand der typabhängigen Brennelementzahlen und der über die Abbrandregionen aufsummierten Nuklidmassen der Schwermetalle und des Brennelementgraphits:

Es zeigte sich, daß die Summe der Brennelemente nach der Transformation vollkommen identisch mit der in AVR-80 ausgewiesenen Anzahl ist.

Relative Abweichungen bei der Bilanzierung der Nuklidmassen liegen z.B. für U-235 in der Größenordnung von maximal 0,02 %.

Diese Rechenungenauigkeit liegt in der Vielzahl der numerischen Operationen begründet, die zur Summenbildung erforderlich sind, so daß davon ausgegangen werden kann, daß der Modellwechsel mit ausreichender Genauigkeit durchgeführt worden ist.

4.2 Nachrechnen der AVR-Leistungsfahrt von 1982 - 1988

Die Simulation der Reaktorfahrt, die durch 'Aufsetzen' zum Zeitpunkt WB 253 auf der mit AVR-80 erstellten Datenbasis eingeleitet wurde, erstreckt sich über einen Zeitraum von mehr als fünf Jahren, entsprechend 70 Wiederbeladezyklen (s. Anhang).

Nach Durchführung einer ersten Standardnachrechnung (WB 254) sind zur Beschreibung der Coresituation in Tabelle 5 auf Seite 24 charakteristische Brennelementdaten aufgeführt, die sowohl

über die BE-Verteilung als auch den Abbrand- und Leistungszustand der Brennelementtypen Auskunft geben.

Eine Spezifikationsliste aller Brennelementtypen, die zwischen WB 254 und WB 324 eingesetzt und somit auch bei der rechnerischen Simulation erfaßt worden sind, findet sich im Anhang.

BE-Typ	Anzahl im Core	Fima _{max}	Fima _{mit}	Leistung _{max}	Leistung _{max} in Region:
GFB-3	5.321	9,8 %	8,6 %	0,837 kW	105
GFB-4/5	10.780	9,0 %	7,0 %	1,105 kW	44
GK	12.193	18,3 %	16,5 %	0,318 kW	111
GO	43.543	16,5 %	8,2 %	1,269 kW	34
GFB-1/2	2.527	9,6 %	8,9 %	0,581 kW	44
THTR	16.825	8,5 %	8,3 %	0,593 kW	42
GLE-3	2.613	0,7 %	0,5 %	0,913 kW	50

Tabelle 5. Brennelement-Corebilanz (WB 254)

4.2.1 BE-Häufigkeitsverteilung nach erfolgtem Coredurchlauf

Abbildung 8 auf Seite 25 zeigt im Vergleich von Messung und Simulation die Häufigkeitsverteilung der Brennelemente nach Verlassen des Kugelabzugsrohres im betrachteten Zeitraum.

Nach zu erwartenden Abweichungen der entsprechenden Kurven zu Beginn der Nachrechnung, bedingt durch die aus AVR-80 übernommene Verteilung der Brennelemente im Reaktorcore, die, infolge einer in der heutigen Form nicht vorhandenen Abbrandmeßanlage, wodurch zwangsläufig keine exakte Simulation erfolgen konnte, durch statistisches Beschicken entstanden ist, ergibt sich nach ca. 30 Wiederbeladezyklen eine gute Übereinstimmung zwischen Meß- und Rechenergebnissen:

Zu diesem Zeitpunkt sind bereits acht der neun Fließkanäle vollständig ausgetauscht und mit Brennelementen gemäß den Beschickungsanweisungen gefüllt.

Betrachtet man insbesondere den Kurvenverlauf der Pa-Klasse drei, die ab WB 300 nur noch mit wenigen Brennelementen besetzt ist, so folgt unmittelbar, daß im Modell sowohl die BE-Beschickung als auch das Kugelfließen sehr gut erfaßt sind. Umfangreiche Untersuchungen zu diesem Themenkomplex erfolgten bereits in /24/.

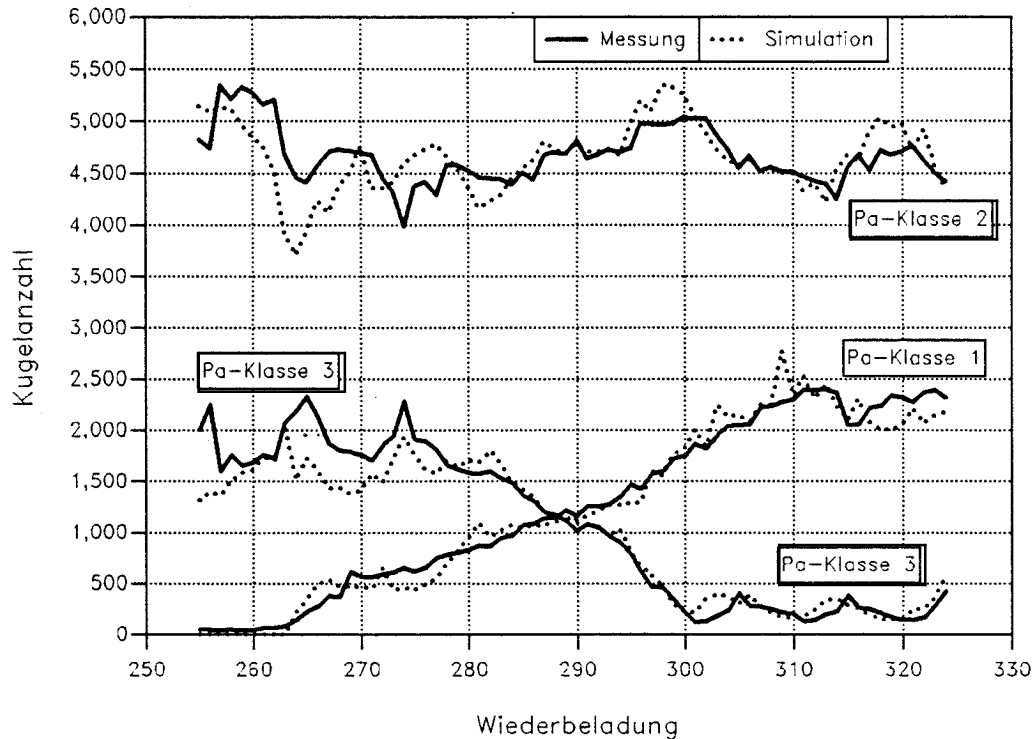


Abbildung 8. Brennelementverteilung der Austrittsspektren

4.2.2 Kritikalitätsverlauf

Der reale Reaktor, der bei stationärem Leistungsbetrieb gerade kritisch ist ($k_{\text{eff}} = 1$), reagiert selbsttätig auf kleine Reaktivitätsänderungen, hervorgerufen durch Umwälzen der Brennelemente oder vereinzelte Frischzugabe, mit Leistungsänderung und steuert somit über den negativen Temperaturkoeffizienten wiederum den gerade kritischen Zustand an.

Größere Reaktivitätshübe, wie z.B. Einstellen eines deutlich anderen Temperatur- oder Leistungsniveaus werden entweder durch Verfahren der Stabbank, oder durch Änderung des Kühlgasdurchsatzes kompensiert.

Da der AVR-Reaktor als Forschungs- und Versuchseinrichtung, und nicht hauptsächlich zur Stromerzeugung betrieben wird, ist es durch die Vielzahl der durchgeführten Experimente unvermeidlich, den Stationärbetrieb oft mehrmals innerhalb einer Wiederbeladung durch Fahren speziell geforderter Transienten und Lastzustände zu verlassen.

Die genannten Effekte, wie Fahren von Langzeittransienten und Kompensieren zugeladener Reaktivität durch Regelstäbe sowie oft wochenlange und mehrmalige Abschaltphasen innerhalb eines Wiederbeladezeitraumes, verbunden mit Reaktivitätsänderung durch Zerfall der kurzlebigen

Spalt- und Brutstoffprodukte, können im Rahmen einer Standardnachrechnung unter Anwendung des Verfahrens der Mittelwertbildung nicht berücksichtigt werden.

Aus diesem Grund ist es einzusehen, daß die Diffusionsrechnung bei Nachrechnung eines Stationärbetriebs nur eine Kritikalität nahe eins ausweisen kann, da die im Reaktorcore konkurrierend ablaufenden Effekte zur Stabilisierung der Reaktivität nicht erfaßt werden.

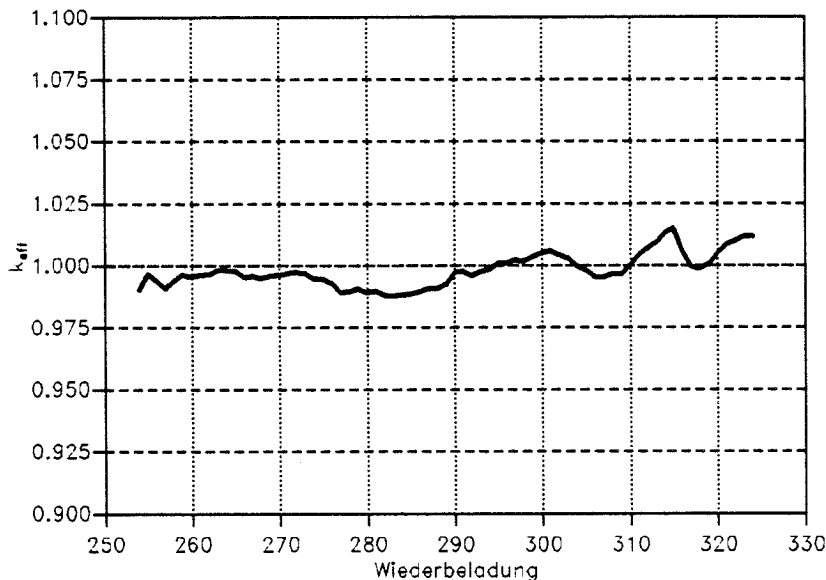


Abbildung 9. Verlauf der Kritikalität

Abbildung 9 zeigt den Kritikalitätsverlauf der Betriebsnachrechnung. Bedingt durch den Modellwechsel - AVR-80 → HTR-2000 - läßt sich zu Beginn der Nachrechnung im Kritikalitätsverlauf ein Einschwingvorgang erkennen, der rasch abklingt, wie der nunmehr geglättete weitere Kurvenverlauf zeigt. Nach 13 Wiederbeladezyklen sind entsprechend dem Fließmodell bereits sieben der neun Fließkanäle ausgetauscht und mit Brennelementen gemäß der Beschickungsinformation aufgefüllt.

Mit fortlaufendem Einsatz der GLE-3 BE (s. auch Anhang) verliert das Reaktorcore langsam an Reaktivität. Um diese Tendenz aufzufangen, sind ab WB 284 die reaktiveren GLE-4 BE mit nur 6 g Schwermetalleinsatz eingewälzt worden, die infolge des kleineren Brutstoffanteils und der damit verbundenen geringeren Resonanzabsorption ein höheres k_{∞} , bezogen auf die GLE-3 BE, ergeben.

Durch diese Maßnahme läßt sich bis zur WB 302 kontinuierlich der Verlauf der Kritikalität anheben.

Ab diesem Zeitpunkt sind GO-2 BE zugegeben worden, die ein den GLE-4 BE ähnlich reaktives Verhalten zeigen.

Um ein weiteres Ansteigen der Corereaktivität zu verhindern, wurde bei teilweise ins Core eingefahrenen Stäben gezielt abgebrannt, indem die tägliche BE-Umwälzgeschwindigkeit deutlich reduziert wurde.

Der infolge dieser Maßnahme eingeleitete Reaktivitätsverlust konnte anhand der aktuellen Stabstellung kontrolliert werden, und der Reaktor wurde durch sukzessives Ausfahren der Stabbank im kritischen Zustand gehalten. Danach wurde die Umwälzgeschwindigkeit mittels der inzwischen mit diesem Brennelementtyp gewonnenen Erfahrung so eingestellt, daß Leistungsbetrieb bei gleichmäßiger Beschickung und bei nahezu ausgefahrenen Stäben durchgeführt werden konnte.

Mit Einsetzen der wenig reaktiven THTR-BE (s. Anhang) ab WB 312 wurde wiederum die Umwälzgeschwindigkeit deutlich erhöht, zumal die mittlere Kühlgastemperatur auf 950 °C angehoben werden sollte, wodurch sich der erneute Anstieg des k_{eff} -Verlaufs bis zur WB 315 erklärt.

Ab diesem Zeitpunkt war es bis zur WB 317 aus betrieblichen Gründen notwendig, im Halblastbetrieb zu fahren, so daß abermals gezielt abgebrannt wurde. Danach konnte, analog zum vorher gesagten, durch erneute Änderung der Wälzgeschwindigkeit der Vollastzustand wiederhergestellt werden.

4.2.3 Entwicklung des W- und W-Top-Wertes

In Abbildung 10 auf Seite 28 sind zwei weitere, für den Leistungsbetrieb wichtige Kenngrößen dargestellt, die zur Steuerung des Reaktors hinsichtlich der Leistungs- und Temperaturverteilung im Core bei der Beschickung herangezogen werden :

Der W-Top-Wert bezeichnet das Verhältnis, das sich bildet, indem alle spaltbaren Atome der Brennelemente, die in einem Wiederbeladeschritt über das Zentralrohr zugegeben werden, auf die Anzahl der spaltbaren Atome bezogen werden, die über die vier äußeren Beschickungsrohre dem Core zugeführt worden sind.

Da, wie in Kapitel 3.1.2 beschrieben, eine Verknüpfung der Meß- und Rechenergebnisse dergestalt erfolgt, daß sowohl die real registrierten klassen- und abbrandabhängigen Brennelementzahlen mit errechneten Nuklidvektoren gekoppelt als auch die Zielangaben gemäß der betrieblichen Vorgabe exakt bei der Simulation verarbeitet werden, spiegelt der W-Top-Wert die tatsächlich erfolgte Beschickung wieder.

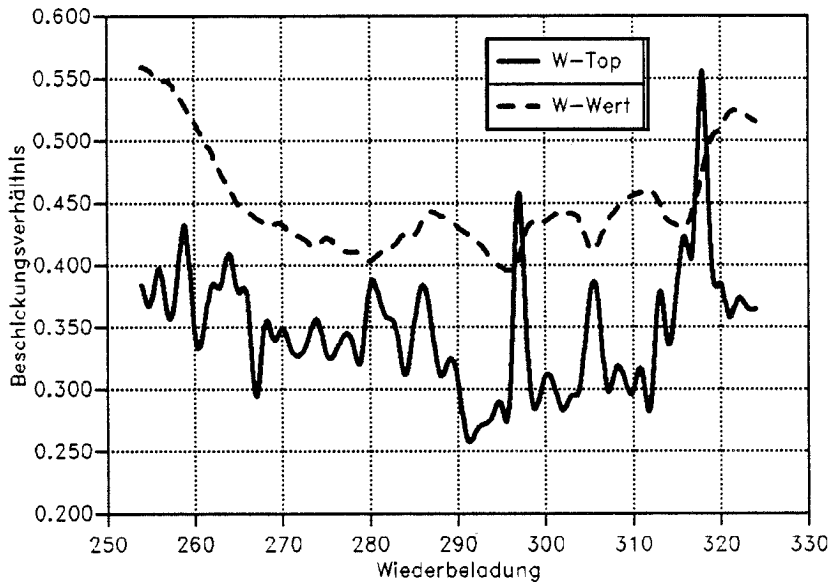


Abbildung 10. Verlauf von W- und W-Top-Wert

Da aber, wie ebenfalls schon früher beschrieben, besonders nach Abschaltphasen Fehler in der Erkennung von Brennelementen der Protactinium-Klassen zwei und drei seitens der Abbrandmeßeinrichtung eingestanden werden müssen, schlägt sich diese Ungenauigkeit zum Teil im Verlauf der dargestellten Kurven nieder. Es erfolgt, wie gesagt, eine exakte Umsetzung der Betriebsdaten im Rechenmodell. Demgemäß wird im Modell auch beschickt, und somit werden Fehler in den Rechenzyklus eingebracht, die sich mit Auswälzen der 'fehlerkannten BE' zu einem späteren Zeitpunkt zwangsweise wieder als Abweichung zwischen Rechenergebnis und Meßwert zeigen.

Analog zum W-Top-Wert, der stets die aktuelle Wiederbeladung betrachtet, liefert der W-Wert das Verhältnis der spaltbaren Atome im 'Innencore' bezogen auf die Anzahl der Spaltstoffnuklide im 'Außencore'. Man erkennt, daß mit Umstellung des Beschickungsverhältnisses ab WB 253 der Verlauf des W-Wertes innerhalb 15 Zyklen von über 0,55 auf einen Mittelwert von ca. 0,425 abfällt und ab WB 315 wieder ansteigt.

4.2.4 Neutronenphysikalische und thermodynamische Rechenergebnisse

Nach der globalen Darstellung der AVR-Leistungsfahrtnachrechnung werden im folgenden umfangreiche detaillierte Untersuchungen zu ausgewählten Zeitpunkten (WB 284 und WB 297) vorgenommen, die sowohl die Bandbreite der zu erzielenden Information als auch die Einsatzmöglichkeiten des Programmsystems hinsichtlich spezieller Fragestellungen aufzeigen sollen.

Tabelle 6 stellt Eingabeparameter für die rechnerische Simulation der jeweiligen Wiederbeladung den Reaktor-Tagesdaten (7-Uhr-Werte) aus diesen Zeitintervallen im Vergleich gegenüber.

	Wiederbeladung 284		Wiederbeladung 297	
	Tagesdaten vom 01.02.84	Simulation: 23.01.84-20.02.84	Tagesdaten vom 12.07.85	Simulation: 20.03.85-18.07.85
integrierte Arbeit _{th}	174.240,8 MWd	174.894,1 MWd	187.760,4 MWd	187.998,7 MWd
umgewälzte Kugeln	2.040.946	2.045.271	2.136.252	2.138.854
Leistung _{th}	45,1 MW	45,1 MW	45,1 MW	45,1 MW
mittlere Temperatur _{Gasein}	268 °C	268 °C	268 °C	267 °C
mittlere Temperatur _{Gasaus}	881 °C	891 °C	851 °C	876 °C
Kühlgasdruck	10,80 bar	10,74 bar	10,80 bar	10,74 bar

Tabelle 6. Reaktor-Tagesdaten im Vergleich mit WB-Mittelwerten

Anhand der Tabelle wird deutlich, daß, wie eingangs des Kapitels beschrieben, diese Methode der Mittelwertbildung über den Zeitraum einer Wiederbeladung die reale, tägliche Reaktorsituation in der Regel nicht trifft und somit nur angenäherte Ergebnisse erwartet werden können, wenn, unter Verwendung dieser Methode, Transienten oder Abschaltphasen 'überbrückt' werden. Eine Quantifizierung dieser Aussage erfolgt, wie schon erwähnt, in Kapitel fünf.

Tabelle 7 auf Seite 30 und Tabelle 8 auf Seite 31 geben einen Überblick über das zum jeweiligen Zeitpunkt im Reaktorcore bzw. im Zyklus (Core inclusive KAZR) vorhandene Nuklidinventar der Spaltprodukte und der Schwermetalle.

Nuklid	Inventar zum Zeitpunkt WB 284		Inventar zum Zeitpunkt WB 297	
	im Core [g]	im Zyklus [g]	im Core [g]	im Zyklus [g]
³⁶ Kr ⁸³	90	106	81	96
⁴⁰ Zr ⁹³	1.585	1.869	1.504	1.780
⁴⁰ Zr ⁹⁵	106	115	107	115
⁴² Mo ⁹⁵	1.411	1.671	1.341	1.598
⁴³ Tc ⁹⁹	1.485	1.744	1.411	1.666
⁴⁴ Ru ¹⁰³	34	37	37	39
⁴⁵ Rh ¹⁰³	526	612	510	598
⁴⁴ Ru ¹⁰⁵	< 1	< 1	< 1	< 1
⁴⁵ Rh ¹⁰⁵	< 1	< 1	~ 1	~ 1
⁴⁶ Pd ¹⁰⁸	26	31	33	37
⁴⁷ Ag ¹⁰⁹	11	12	14	16
⁴⁸ Cd ¹¹³	< 1	< 1	< 1	< 1
⁵³ I ¹³¹	8	8	8	8
⁵⁴ Xe ¹³¹	740	867	692	815
⁵⁴ Xe ¹³³	8	8	8	8
⁵⁵ Cs ¹³³	1.845	2.176	1.614	1.920
⁵⁵ Cs ¹³⁴	129	154	111	133
⁵³ I ¹³⁵	~ 1	~ 1	~ 1	~ 1
⁵⁴ Xe ¹³⁵	< 1	< 1	< 1	< 1
⁵⁵ Cs ¹³⁵	558	660	526	623
⁵⁵ Cs ¹³⁷	2.170	2.550	2.084	2.459
⁵⁹ Pr ¹⁴³	33	34	33	33
⁶⁰ Nd ¹⁴³	1.336	1.549	1.290	1.512
⁶⁰ Nd ¹⁴⁵	1.321	1.551	1.249	1.473
⁶⁰ Nd ¹⁴⁷	10	11	10	11
⁶¹ Pm ¹⁴⁷	304	345	300	345
⁶¹ Pm ^{148m}	4	4	4	4
⁶¹ Pm ¹⁴⁸	2	2	2	2
⁶¹ Pm ¹⁴⁹	2	2	2	2
⁶² Sm ¹⁴⁹	3	4	3	4
⁶² Sm ¹⁵⁰	483	564	487	573
⁶² Sm ¹⁵¹	19	22	20	23
⁶² Sm ¹⁵²	184	216	171	202
⁶² Sm ¹⁵³	~ 1	~ 1	~ 1	~ 1
⁶³ Eu ¹⁵³	113	134	103	123
⁶³ Eu ¹⁵⁴	24	29	22	26
⁶³ Eu ¹⁵⁵	4	5	3	4
NSFP	57.063	67.533	51.570	61.308

Tabelle 7. Nuklidbilanz der Spaltprodukte

Anhand der Abnahme des Th-232 und der Folgenuklide bzw. der Zunahme der Uran- und Transurannuklide läßt sich die fortschreitende Umstellung des Brennstoffkreislaufes am AVR erkennen:

Ein Vergleich der mengenmäßig größten Resonanzabsorber ergibt eine Abnahme von Th-232 um 103,5 kg, während U-238 in diesem Zeitraum nur um 66,9 kg zunimmt, was dem Austausch der THTR-BE (11 g SM) durch GLE-4 BE (6 g SM) entspricht.

Nuklid	Inventar zum Zeitpunkt WB 284		Inventar zum Zeitpunkt WB 297	
	im Core [g]	im Zyklus [g]	im Core [g]	im Zyklus [g]
${}_{90}\text{Th}^{232}$	397.651	468.999	294.109	354.766
${}_{92}\text{Pa}^{233}$	447	484	343	360
${}_{92}\text{U}^{233}$	6.902	8.283	5.252	6.434
${}_{92}\text{U}^{234}$	1.774	2.092	1.734	2.022
${}_{92}\text{U}^{235}$	31.400	34.675	32.529	35.939
${}_{92}\text{U}^{236}$	10.745	12.502	10.400	12.228
${}_{92}\text{U}^{237}$	10	10	10	10
${}_{93}\text{Np}^{237}$	705	854	651	787
${}_{92}\text{U}^{238}$	205.837	225.381	272.737	296.993
${}_{93}\text{Np}^{239}$	18	18	24	24
${}_{94}\text{Pu}^{239}$	553	617	931	1.022
${}_{94}\text{Pu}^{240}$	196	216	401	436
${}_{94}\text{Pu}^{241}$	70	78	165	180
${}_{94}\text{Pu}^{242}$	26	31	62	68
${}_{95}\text{Am}^{243}$	3	4	5	5
${}_{96}\text{Cm}^{244}$	~ 1	~ 1	~ 1	~ 1

Tabelle 8. Nuklidbilanz der Schwermetalle

Dies läßt sich auch anhand der Verschiebung der Neutronenspektren erkennen:

Abbildung 11 auf Seite 32 gibt vergleichend die aus der Spektralrechnung resultierenden Feingruppen-Neutronenflüsse in Spektralzone 15, einem Gebiet, das etwa 100 cm unterhalb der Kugelschüttungsoberfläche im 'Außencore' zu finden ist, wieder.

Die Niveaushiftung der aufgeführten Feingruppenflüsse von WB 284 und WB 297 in der ausgewählten Spektralzone 15 läßt sich wie folgt interpretieren:

Aufgrund der fortgeschrittenen Brennstoffkreislaufumstellung von HEU auf LEU befinden sich in WB 297 weniger HEU-BE in der ausgewählten Spektralzone als zum Vergleichszeitpunkt WB 284, so daß die mengenmäßige Dominanz des Resonanzabsorbers U-238 in WB 297 gegenüber WB 284 eine Verschiebung des Spektralflusses bewirkt.

Die exakte Zuordnung der Gebiete gelingt über die im Anhang tabellarisch aufgeführte Zuweisung von Spektralzonen und Abbrandregionen, die wiederum im Fließmodell ausgewiesen werden, so daß es auf diesem Wege eindeutig möglich ist, eine Verknüpfung von Geometrie und Spektralzone herzustellen.

Wie aus Tabelle 9 auf Seite 33 hervorgeht, sind die Temperaturen für Brennstoff und Moderator in der betrachteten Spektralzone 15 zum Zeitpunkt WB 297 um ca. 33 Kelvin höher als in WB 284. Vergleichend hierzu werden die mittleren Kühlgasaustrittstemperaturen von WB 284/297 mit 891/876 °C genannt, die nur um 15 Kelvin differieren.

Weiter läßt sich aus dieser Tabelle ablesen, daß sich trotz geringerer Kühlgastemperatur in Spektralzone neun und zehn zum Zeitpunkt WB 297 höhere Spektralzonentemperaturen einstellen, als in der zum Vergleich aufgeführten Wiederbeladung WB 284.

Ferner ergibt sich aus der im Anhang aufgeführten Zuordnung von Spektralzonen und Abbrandregionen, daß diese Temperaturerhöhung den Abbrandregionen 28-31 und 36-40 zuzuordnen ist, und auf einer Leistungsverchiebung im Core im Verlauf der in diesem Zeitraum betrachteten Reaktorfahrt, wie noch gezeigt wird, beruht.

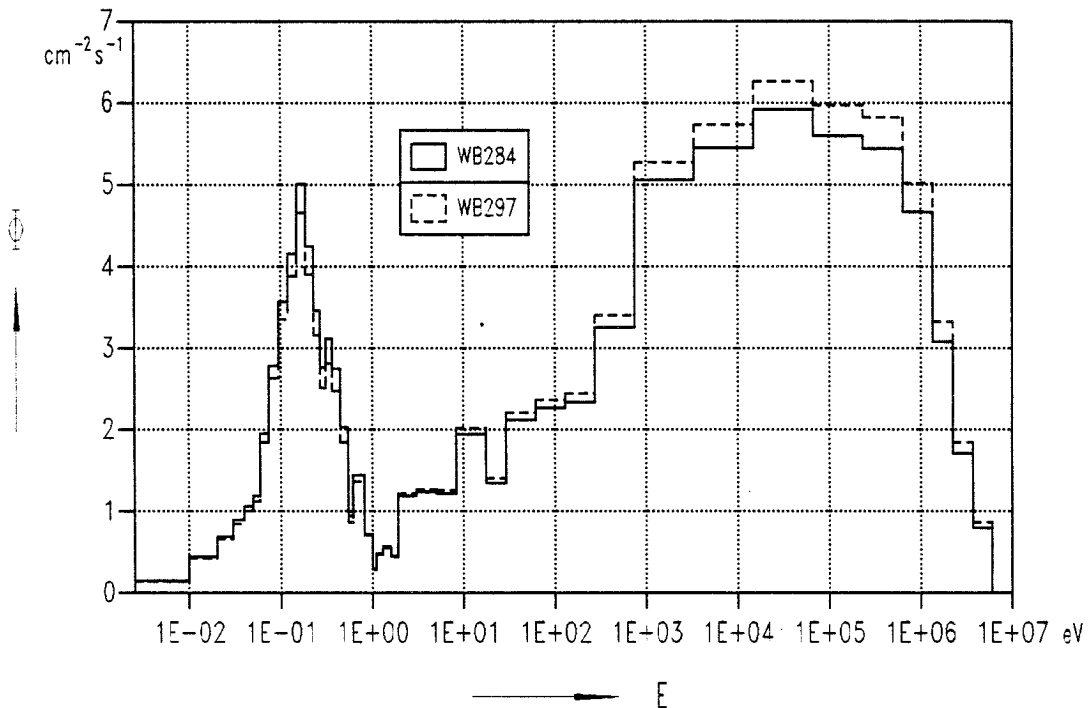


Abbildung 11. Feingruppenflüsse in Spektralzone 15

Spektralzone	Wiederbeladung 284		Wiederbeladung 297	
	Moderator [K]	Brennstoff [K]	Moderator [K]	Brennstoff [K]
1	992	995	967	970
2	920	924	888	893
3	822	827	790	795
4	685	689	661	665
5	1.070	1.073	1.046	1.049
6	998	1001	960	965
7	906	910	864	869
8	756	760	717	721
9	1.225	1.229	1.244	1.249
10	1.160	1.166	1.163	1.171
11	1.024	1.032	999	1.008
12	876	884	834	842
13	749	755	710	716
14	1.224	1.230	1.212	1.219
15	1.121	1.129	1.087	1.096
16	972	981	912	921
17	828	837	777	785
18	714	722	684	690
19	1.132	1.138	1.089	1.096
20	1.001	1.010	923	932
21	857	866	776	783
22	751	759	682	687
23	685	693	622	627
24	646	654	623	628
25	632	639	617	622
Core _{Mittelwert}	903	909	872	878

Tabelle 9. Spektralzonentemperaturen in WB 284/297

Die fortgeschrittene Umstellung des Brennstoffkreislaufes von HEU auf LEU zeigt sich weiterhin deutlich anhand der Moderationsverhältnisse (s. Tabelle 10 auf Seite 34).

Vermehrtes Ausschleusen von THTR-BE (11 g SM) aus dem Kreislauf bei gleichzeitiger GLE-4-BE Frischbeladung (6 g SM) verringert insgesamt den Anteil der Resonanzabsorber im Core, so daß sich das auf den Brutstoff- bzw. den Schwermetalleinsatz bezogene Moderationsverhältnis mit fortlaufender Wiederbeladung erhöht:

Insgesamt ergibt sich dadurch im Core für das Brut- zu Spaltstoffverhältnis ein um 1,92 % kleinerer Wert als zum Zeitpunkt WB 284.

Für die auf den Brutstoff bezogenen Größen ergibt sich infolge mengenmäßiger Abnahme an Resonanzabsorber um 1,94 % eine Zunahme des Moderationsverhältnisses $N_{\text{Graphit}}/N_{\text{Brutstoff}}$ um 1,95 %.

	Wiederbeladung 284	Wiederbeladung 297	Dimension
mittlerer Gesamtfluß im Core	$1,177 \cdot 10^{14}$	$1,167 \cdot 10^{14}$	$cm^{-2} s^{-1}$
mittlerer Fluß im Core ($E \leq 1.9eV$)	$5,746 \cdot 10^{13}$	$5,644 \cdot 10^{13}$	$cm^{-2} s^{-1}$
mittlerer Fluß im Core ($E > 1.9eV$)	$6,024 \cdot 10^{13}$	$6,026 \cdot 10^{13}$	$cm^{-2} s^{-1}$
mittlerer Fluß im Core ($E > 0.1MeV$)	$2,249 \cdot 10^{13}$	$2,250 \cdot 10^{13}$	$cm^{-2} s^{-1}$
$N_{Graphit} / N_{Spaltstoff}$	9.113	8.961	-
$N_{Graphit} / N_{Brutstoff}$	557	588	-
$N_{Graphit} / N_{Schwermetall}$	546	575	-
$N_{Brutstoff} / N_{Spaltstoff}$	15,4	14,2	-
Core-Leckage	$7,775 \cdot 10^{17}$	$7,718 \cdot 10^{17}$	s^{-1}
Reaktor-Leckage	$3,961 \cdot 10^{17}$	$4,003 \cdot 10^{17}$	s^{-1}
Absorption im Reflektor	$3,814 \cdot 10^{17}$	$3,715 \cdot 10^{17}$	s^{-1}
Absorption in den Schwermetallen	$2,379 \cdot 10^{18}$	$2,373 \cdot 10^{18}$	s^{-1}
Absorption in den Spaltprodukten	$3,183 \cdot 10^{17}$	$3,066 \cdot 10^{17}$	s^{-1}

Tabelle 10. Neutronenphysikalische Rechenergebnisse der WB 284/297

Dieser Effekt hat zur Folge, daß sich im Core ein weicheres Neutronenspektrum einstellt, was wiederum eine Zunahme der mikroskopischen Spaltwirkungsquerschnitte und damit, bei gleicher Spaltstoffkonzentration, eine Vergrößerung der makroskopischen Spaltwirkungsquerschnitte bewirkt.

Unter der Voraussetzung gleicher Spalt-Reaktionsraten bei Nennleistung erklärt sich so das zum Zeitpunkt WB 297 im Vergleich zur WB 284 geringere mittlere thermische Neutronenflußniveau.

In Abbildung 12 auf Seite 35 sind die axialen Neutronenflußprofile längs der Coreachse in den beiden Energiebereichen $E \leq 1,9 eV$ und $E > 1,9 eV$ dargestellt.

Auffällig ist bei WB 297 die Verschiebung der Neutronenflußmaxima in den mittleren Bereich des zylindrischen Cores hinein, also entgegengesetzt zur Brennelementfließrichtung.

Dieser Effekt ist auf die geänderte BE-Umwälzgeschwindigkeit zurückzuführen, wie anhand des Spaltstoffverlaufes im Core gezeigt werden kann:

Abbildung 13 auf Seite 36 zeigt, über der Corehöhe aufgetragen, die Spaltstoffdichte von U-235 in den Fließkanälen fünf und acht.

Anhand dieser Kurven zeigt sich der Einfluß der geänderten BE-Umwälzgeschwindigkeit:

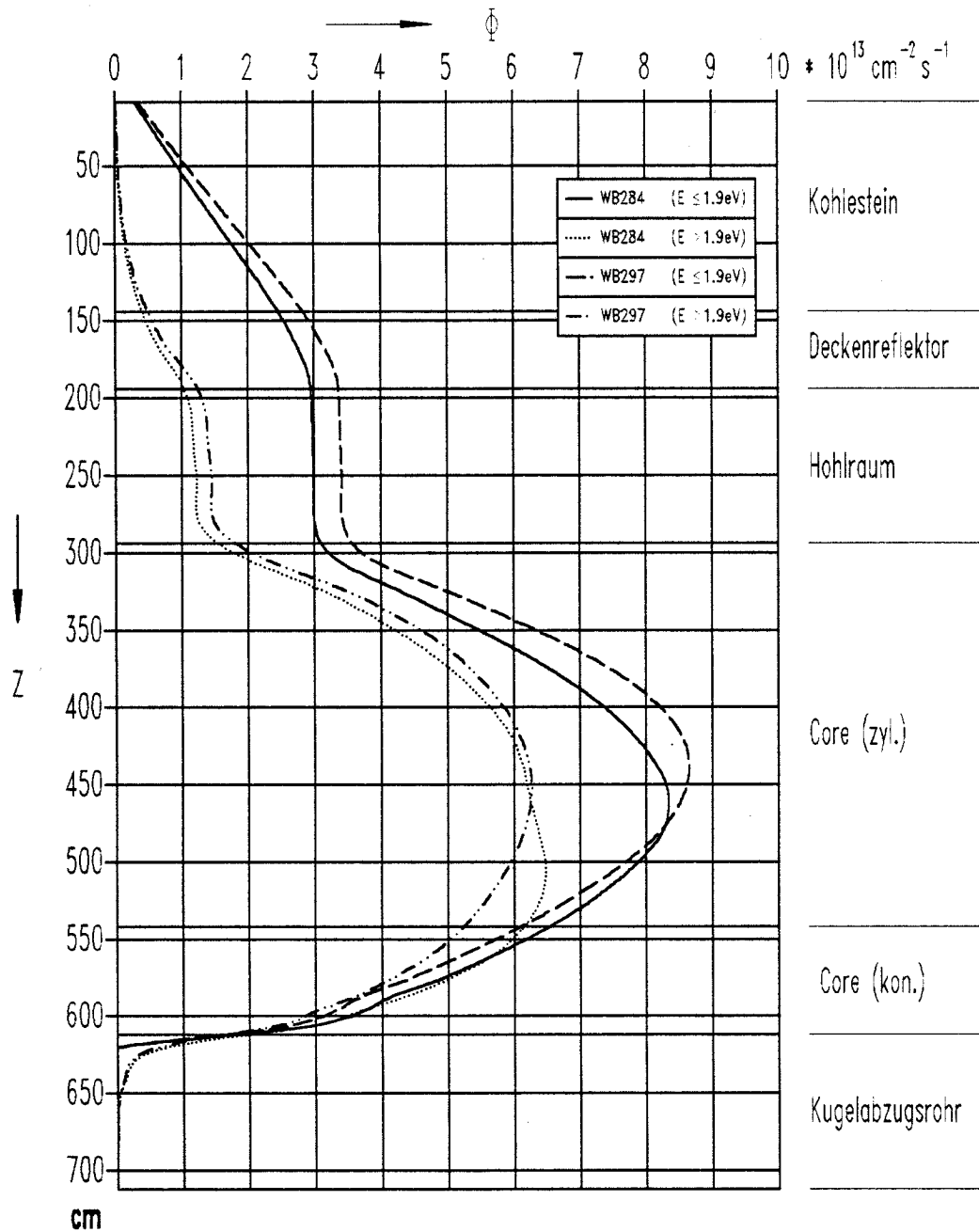


Abbildung 12. Axialer Flußverlauf in Coremitte

Ab WB 288 werden pro Wiederbeladung statt der bisher erfolgten 10 %-igen BE-Frischzugabe nunmehr 16,6 % der 7.200 Brennelemente aus dem Kreislauf entfernt und durch neue ersetzt.

Durch diese Änderung der Beladestrategie - Verlangsamten der Umwälzgeschwindigkeit - wird eine Schonung der gesamten Beschickungsanlage erzielt.

Gleichzeitig hat diese Maßnahme für die Brennelemente zur Folge, daß, bedingt durch den längeren Aufenthalt im Core, ein höherer Kugelabbrand je Coredurchlauf erreicht wird.

Dieser Effekt kann anhand des Spaltstoffdichteverlaufs in Kanal acht (WB 297) gezeigt werden: Aufgrund der mit 16,6 % (WB 297) gegenüber 10 % (WB 284) erhöhten Frischbeladung, die stets dem 'Außencore' zugegeben wird, gelangt in WB 297 mehr U-235 in diesen Kanal als im Vergleichsfall. Mit 'Eintauchen' in den Kugelhaufen durchlaufen die Brennelemente etwa in Mitte der Corehöhe das Maximum des Neutronenflusses, infolgedessen stellt sich erhöhter Abbrand ein. Das wiederum bedingt eine deutliche Abnahme der Spaltstoffdichte.

Die entsprechende Vergleichskurve - Kanal acht in WB 284 - zeigt insgesamt einen flachen Verlauf in der Abnahme der Spaltstoffdichte.

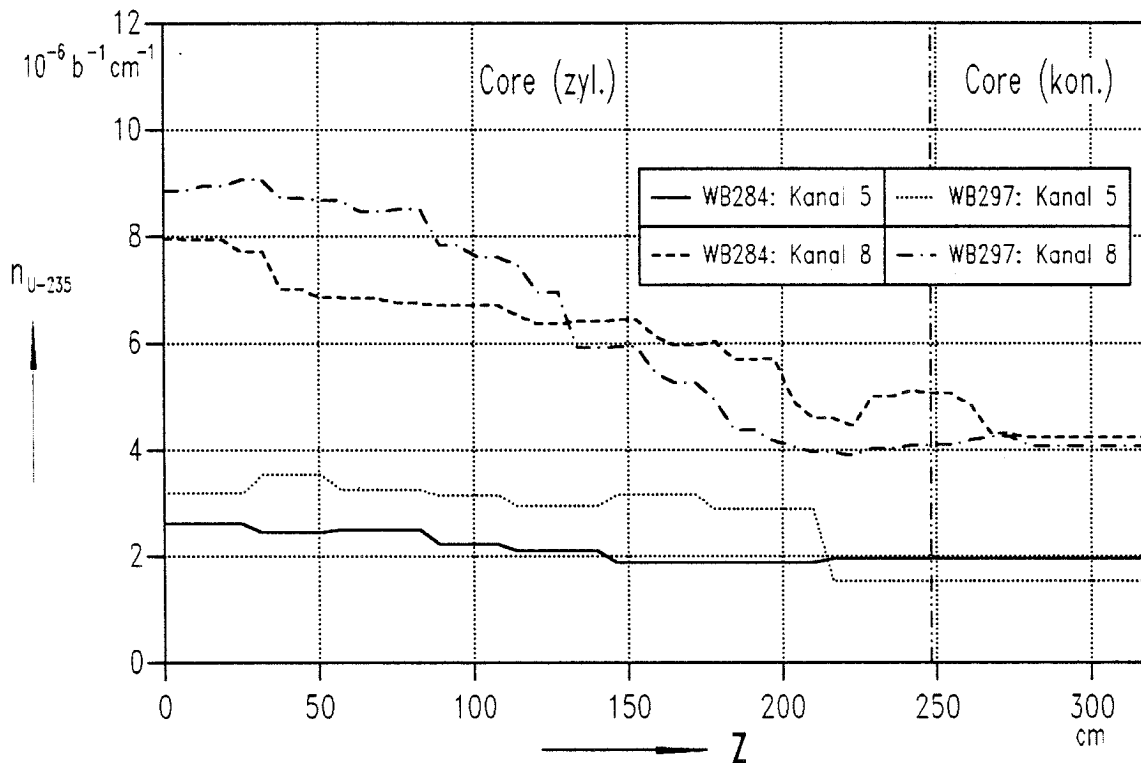


Abbildung 13. Spaltstofffluß in ausgewählten Fließkanälen

Infolge des sich einstellenden Spaltstoffgefälles in axialer Corerichtung verschiebt sich der Neutronenfluß in Richtung Coreoberfläche, woraus wiederum eine gleichsinnige Verlagerung innerhalb der Leistungs- und Temperaturfelder resultiert.

Abbildung 14 und Abbildung 15 auf Seite 37 zeigen qualitativ die radialen Neutronenflußverläufe im Core.

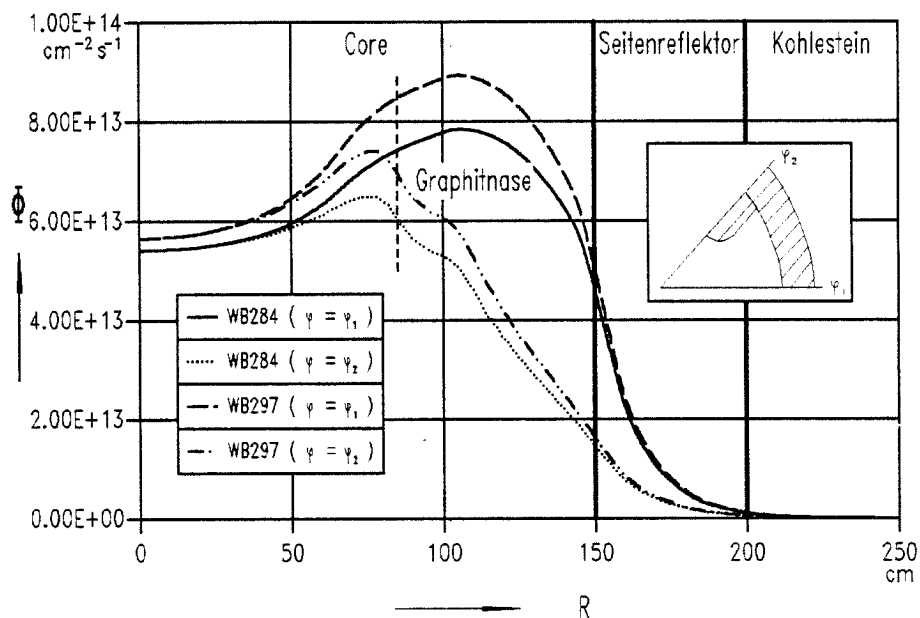


Abbildung 14. Radialer Flußverlauf ($\phi > 1.9$ eV)

Die betrachtete Schnittebene in Z-Richtung befindet sich etwa 95 cm unterhalb der Kugelschüttungsoberfläche. In azimuthaler Richtung sind jeweils zwei Winkelschnitte untersucht worden.

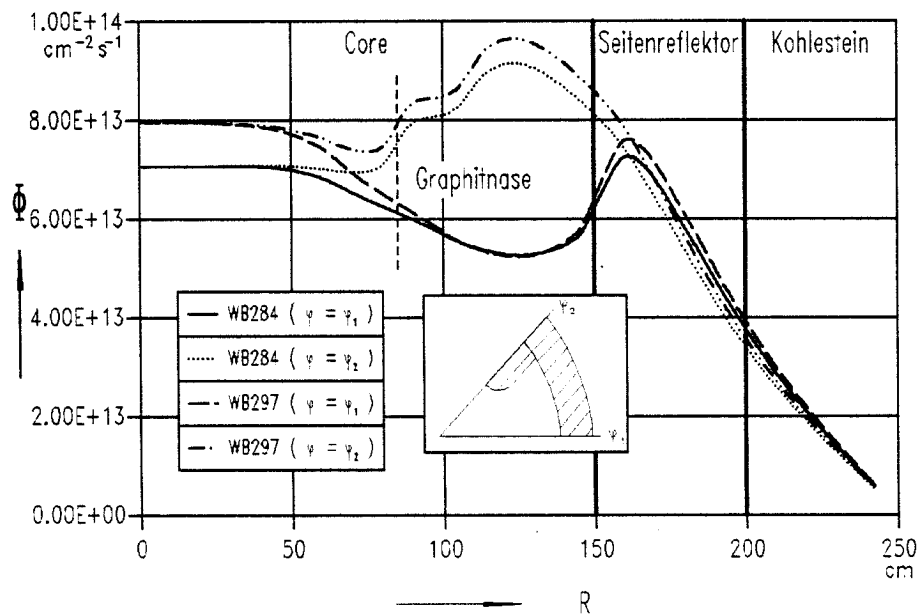


Abbildung 15. Radialer Flußverlauf ($\phi \leq 1.9$ eV)

Winkel φ_1 verläuft exakt zwischen zwei Abschaltstäben, Winkel φ_2 ist um 45° versetzt und halbiert die Abschaltstabnase, wie anhand des Winkelausschnittes in den Abbildungen deutlich wird.

Die Verlagerung des Neutronenflusses infolge geänderter Umwälzgeschwindigkeit wird auch anhand dieser Abbildungen deutlich.

Obwohl, wie aus Tabelle 10 auf Seite 34 hervorgeht, der mittlere Neutronenfluß im Core aufgrund des größeren Moderationsverhältnisses zum Zeitpunkt WB 297 niedriger ist als in WB 284, liegen dagegen die in Abbildung 14 und Abbildung 15 auf Seite 37 dargestellten radialen Flußverläufe für WB 297 im Niveau über den Vergleichskurven der WB 284:

Die gewählte Schnittebene in axialer Corerichtung befindet sich, wie aus Abbildung 12 auf Seite 35 hervorgeht, oberhalb der Maxima der axialen Flußverläufe. Im unteren Corebereich hingegen kehren sich die Flußverhältnisse wieder um.

Der in Abbildung 14 auf Seite 37 dargestellte Verlauf zeigt im epithermischen und schnellen Energiebereich an φ_2 ein Maximum unmittelbar vor den Abschaltstabnasen. Mit fortschreitendem Radius ist infolge des Nasengraphits etwa ab 105 cm eine nahezu konstante Abnahme des Flusses zu beobachten.

Im Bereich zwischen Nasenanfang und $R = 105$ cm erklärt sich der etwas schwächere Gradient durch die Modellierung des Stabhohlraumes: Bei nicht ins Core eingefahrenen Absorberstäben werden die in den 'Abschaltstabnasen' vorhandenen Stabführungen, der Realgeometrie entsprechend, als Hohlräume im Modell abgebildet, so daß an dieser Stelle keine Moderation des Neutronenflusses infolge fehlenden Reflektorgaphits erfolgt.

Die entsprechenden Kurven an φ_1 zeigen, wie zu erwarten war, Maximalwerte zwischen den Nasen.

Abbildung 15 auf Seite 37 stellt die entsprechenden Verläufe für den thermischen Energiebereich dar. Die Wirkung der Hohlraumsimulation um $R = 100$ cm kann auch in diesem Fall im Schnitt an φ_2 (durch die Nase) beobachtet werden.

Ansonsten gelten im umgekehrten Fall die für den Flußverlauf bei $E > 1,9$ eV getroffenen Aussagen: Maximalwerte im thermischen Bereich treten innerhalb des Nasengraphits auf, zwischen den Nasen liegt das Minimum im Flußverlauf.

Im Seitenreflektor stellt sich aufgrund der Moderationswirkung zwischen den Nasen ein relatives Maximum im Verlauf des Neutronenflusses ein, der dann mit fortlaufendem Radius stetig abnimmt.

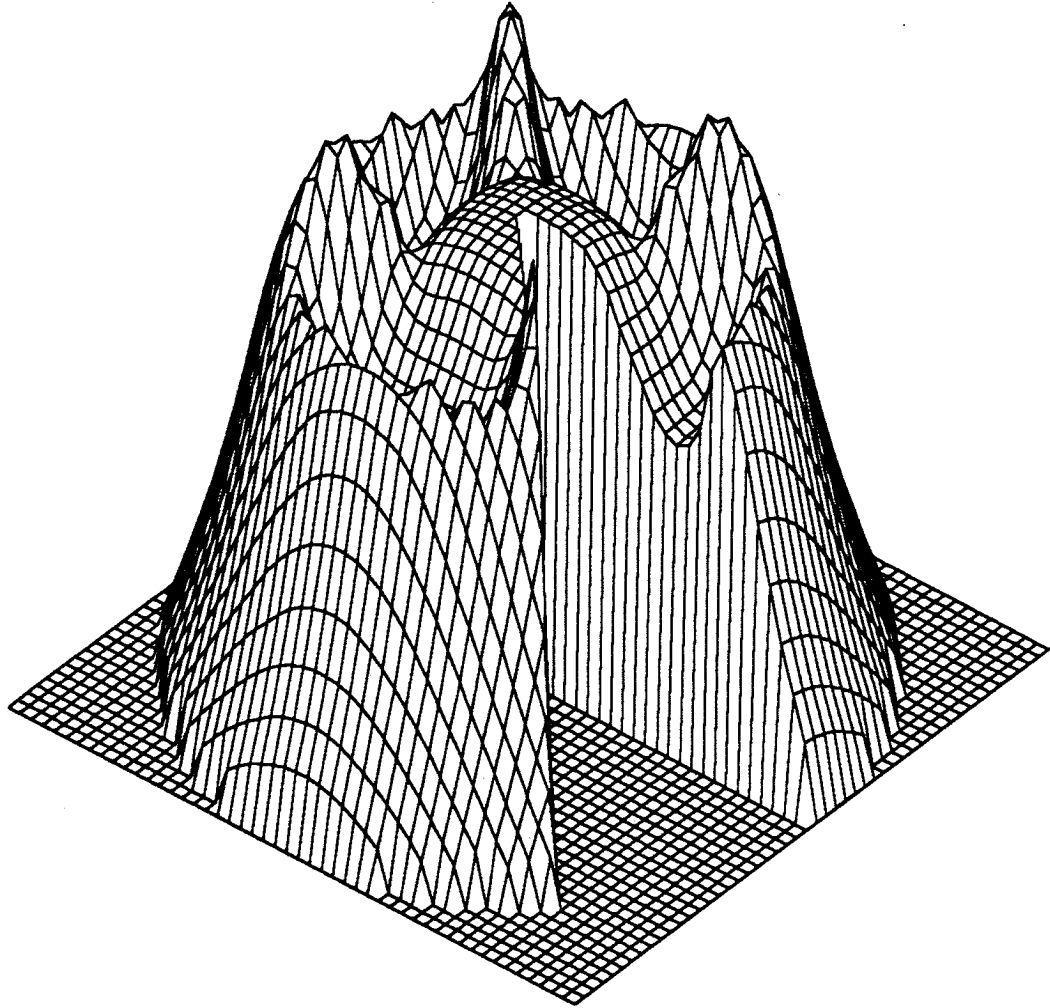


Abbildung 16. Neutronenflußverteilung im thermischen Energiebereich

Da eine qualitative Erfassung des Neutronenflußverlaufes aus Gründen der Übersichtlichkeit nur an ausgewählten Winkelpositionen in Kurvenform erfolgen kann, sei in Abbildung 16 eine qualitative Darstellung des thermischen Flußverlaufes in $R-\varphi$ -Geometrie gezeigt.

Man erkennt folgende, in Abbildung 14 und Abbildung 15 auf Seite 37 erörterten Effekte wieder:

- Relatives Flußmaximum in der Coreachse.
- Absenkung des Flusses zwischen den Nasen.
- Absolutes Maximum in den Abschaltstabsnasen.
- Relatives Maximum im Seitenreflektor.
- Verschwindender Fluß am äußeren Rand des Seitenkohlesteines.

Die Untersuchung der azimuthalen Neutronenflußverläufe zeigt Abbildung 17 auf Seite 40.

Um die Vergleichbarkeit mit den vorher gezeigten Kurven zu gewährleisten, ist die Schnittebene in Z-Richtung beibehalten worden.

Zum Verständnis dieser Abbildung sei folgendes ausgeführt: Unter Beibehalten des gewählten Radius $R = 96 \text{ cm}$ werden alle Winkel von $\varphi = 0^\circ$ (zwischen den Nasen) bis $\varphi = 45^\circ$ (Nasenmitte) innerhalb der festgesetzten axialen Schichthöhe überstrichen. Auf diese Weise erhält man die quantitativen Neutronenflußverläufe in azimuthaler Abhängigkeit (Abwicklung in die Ebene).

Auffällig sind die abgeflachten Kurvenverläufe im Bereich der Nase, die wiederum auf die Stabhohlräume zurückzuführen sind.

Ferner läßt der Anstieg des thermischen Neutronenflusses zur Nase hin eine Leistungserhöhung und, damit verbunden, maximale Brennelementtemperaturen im Nasenbereich erwarten:

Da im Corebereich zwischen den Nasen eine relativ hohe Spaltstoffdichte vorliegt, die Frischbeladung sowie wenig abgebrannte Brennelemente werden auf das 'Außencore' gefördert, stellt sich die höchste Spaltreaktionsrate am Ort des maximalen thermischen Neutronenflusses ein.

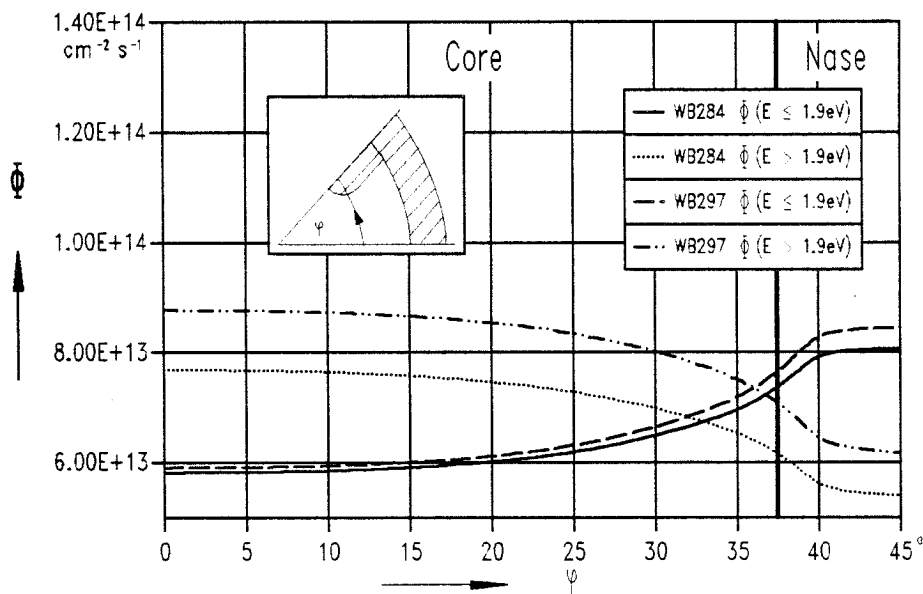


Abbildung 17. Azimutaler Neutronenfluß

Um auch für diesen Fall eine anschauliche Darstellung in 2-D-Geometrie aufzuzeigen, sei mit Abbildung 18 auf Seite 41 für einen 45° Coreausschnitt (Achtelcore) die azimuthale Abhängigkeit des thermischen Neutronenflusses qualitativ wiedergegeben.

Diese Darstellung, die sich durch Transformation der $R-\varphi$ -Geometrie auf ein orthogonales Gitternetz ergibt, erweist sich insbesondere bei der Wiedergabe von azimuthalen Abhängigkeiten als nützlich.

Zur Interpretation des abgebildeten 'Flußgebirges' sei folgendes erklärt: Die vordere Schnittfläche entspricht einem radialen Schnitt zwischen zwei Abschaltstäben, wobei der linke Rand der Coremitte, die rechte Berandung dem äußeren Rand des seitlichen Kohlesteins entspricht.

Mit Fortschreiten in azimuthaler Richtung gelangt man zur abschließenden Schnittfläche durch die Abschaltstabsnase.

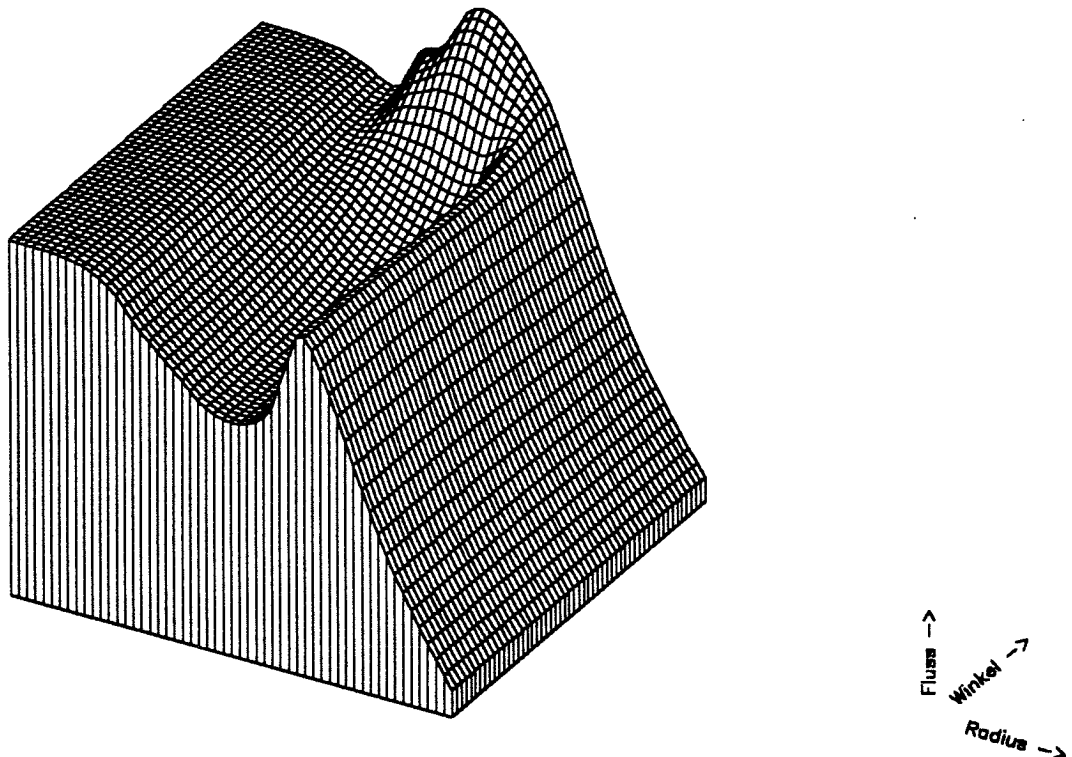


Abbildung 18. Neutronenflußverteilung (therm.) in $R-\varphi$ -Richtung

Diese Art der Darstellung ermöglicht es, alle bisher aufgezeigten und quantifizierten Effekte geschlossen in einem Bild zu zeigen, so daß eine anschauliche Vorstellung der thermischen Neutronenflußverteilung im AVR-Reaktor vermittelt wird. Sowohl die Aufwölbung des Neutronenflusses im Bereich des Seitenreflektors, als auch zur Abschaltstabsnase hin, läßt sich in dieser Abwicklung eindrucksvoll darstellen.

Wie aus der im Core vorherrschenden Neutronenfluß- und Spaltstoffverteilung erwartet werden kann, sollte sich im 'Außencore' eine im Niveau deutlich höhere Leistungsdichte als im 'Innencore' einstellen. Ferner ist ein Effekt infolge der Modellierung eines Mischgebietes (s. Kap. 3.2.4) zu erwarten.

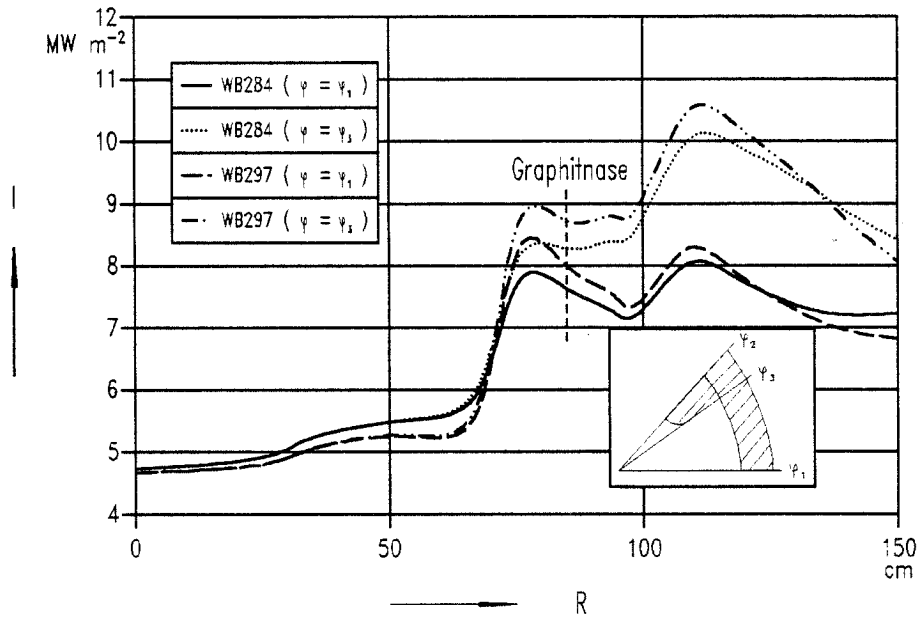


Abbildung 19. Axial integrierte Leistungsdichte

Abbildung 19 und Abbildung 20 geben den radialen Verlauf der axial integrierten Leistungsdichte wieder. Während in Abbildung 20 die über den Winkel gemittelte Leistungsdichte gezeigt wird, sind in Abbildung 19 zum einen der Verlauf zwischen zwei Nasen, zum anderen der Verlauf unmittelbar vor einer Nase dargestellt.

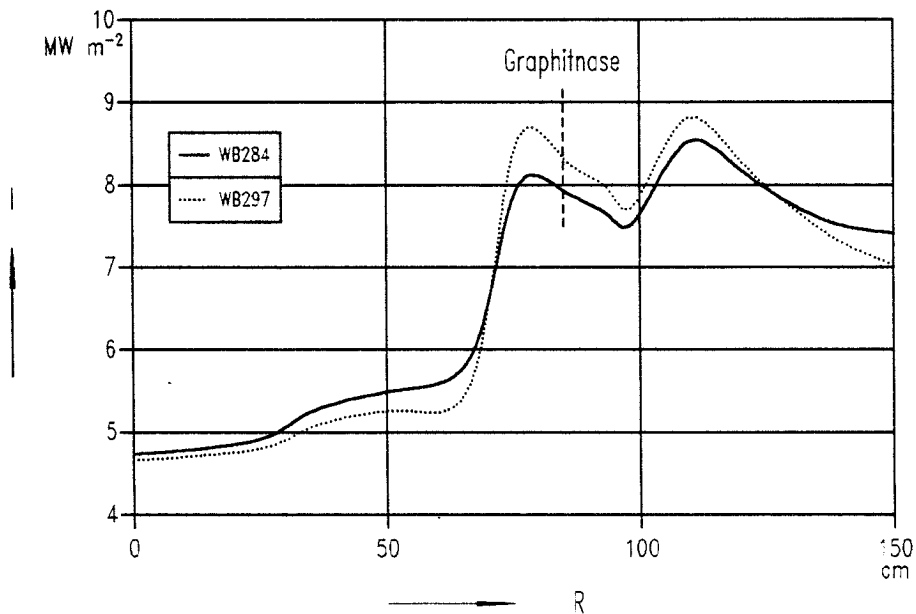


Abbildung 20. Axial integrierte Leistungsdichte (über φ gemittelt)

Die Leistungsdichteverteilung, die sich aus dem Produkt des am betrachteten Ort herrschenden Neutronenflusses und der dort vorhandenen makroskopischen Spaltwirkungsquerschnitte ergibt, wird jeweils axial integriert und über den Radius aufgetragen. In Abbildung 20 erfolgt zudem eine Mittelung über den Winkel.

Die aufgeführten Kurvenverläufe lassen im Vergleich erkennen, daß im Laufe der Reaktorfahrt eine Verschiebung des radialen Leistungsdichteprofiles erfolgte:

WB 284 zeigt im 'Innecore' einen im Niveau höheren Verlauf der Leistungsdichte als in WB 297. Mit Erreichen des Mischgebietes kehrt sich dieses Verhältnis um, und die Leistungserzeugung in WB 297 im Bereich von ca. 75 - 125 cm liegt deutlich über den Vergleichswerten der WB 284.

Die Unterschiede der zum Rand hin abfallenden Kurvenverläufe sind wiederum eine Folge der Änderung der Beschickungsstrategie:

Wie anhand Abbildung 13 auf Seite 36 gezeigt, befindet sich aufgrund der zur WB 297 langsameren BE-Umwälzgeschwindigkeit und der daraus resultierenden Flußverlagerung in Richtung Coreoberfläche, woraus schließlich ein höherer Abbrand resultiert, nur noch wenig Spaltstoff am äußeren Rand des Cores. Somit ergibt sich an dieser Stelle für die axial integrierte Leistungsdichte ein geringerer Wert als im Vergleichsfall WB 284.

In Tabelle 11 sind ausgewählte thermodynamische Kenngrößen für WB 284 und WB 297 zusammengefaßt, die sich im Verlauf der Temperaturrechnungen einstellen.

	Wiederbeladung 284		Wiederbeladung 297		Dimension
	von	bis	von	bis	
Zähigkeit des Kühlgases	$3,066 \cdot 10^{-3}$	$5,487 \cdot 10^{-3}$	$3,060 \cdot 10^{-3}$	$5,540 \cdot 10^{-3}$	$kg\ m^{-1}\ s^{-1}$
Prandtl-Zahl	$6,563 \cdot 10^{-1}$	$6,766 \cdot 10^{-1}$	$6,563 \cdot 10^{-1}$	$6,768 \cdot 10^{-1}$	-
Reynolds-Zahl	$2,243 \cdot 10^3$	$5,238 \cdot 10^3$	$2,238 \cdot 10^3$	$5,324 \cdot 10^3$	-
Wärmeübergangszahl an der Kugeloberfläche	$6,358 \cdot 10^2$	$8,000 \cdot 10^2$	$6,475 \cdot 10^2$	$8,116 \cdot 10^2$	$W\ m^{-2}\ K^{-1}$
Wärmeleitfähigkeit des Kühlgases	$2,353 \cdot 10^{-1}$	$4,321 \cdot 10^{-1}$	$2,348 \cdot 10^{-1}$	$4,362 \cdot 10^{-1}$	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$
turbulente Wärmeleitfähigkeit des durchströmten Kugelhaufens	$7,404 \cdot 10^1$	$9,764 \cdot 10^1$	$7,463 \cdot 10^1$	$9,965 \cdot 10^1$	$W\ m^{-1}\ K^{-1}$

Tabelle 11. Thermodynamische Kenngrößen

Ein für den Reaktorbetreiber wichtiges Resultat der thermodynamischen Berechnungen, die Bestimmung der Kühlgastemperaturfelder im Reaktorcore, ist wiederum in Form von Diagrammen dargestellt.

Abbildung 21 und Abbildung 22 auf Seite 45 zeigen den Verlauf der Gasaustrittstemperatur an der Oberfläche der Kugelschüttung.

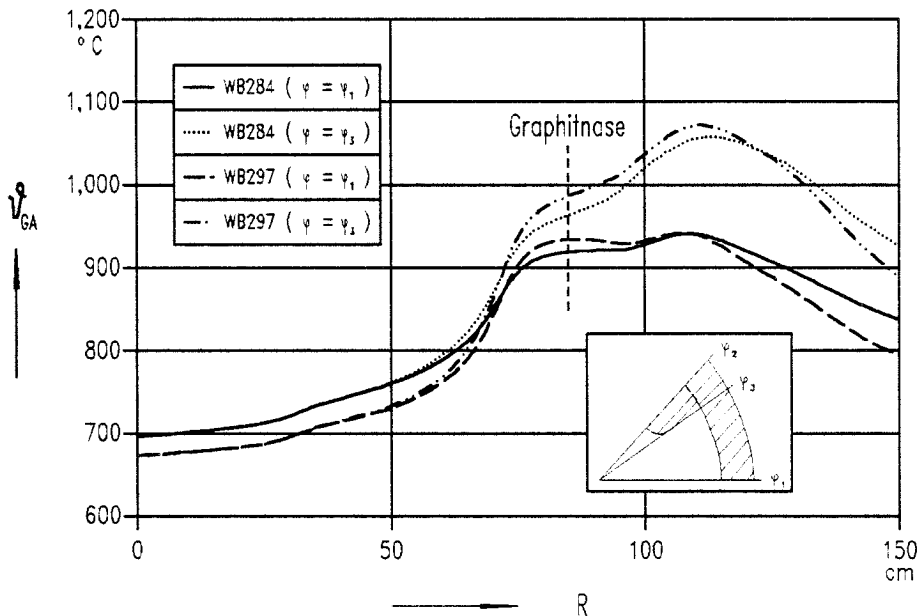


Abbildung 21. Radialer Verlauf der Gasaustrittstemperatur

Zum Temperaturverlauf, der sich aus dem Leistungsdichteverlauf ergibt, läßt sich im wesentlichen folgendes bemerken:

Infolge der im 'Innecore' geringen Leistungsdichte stellt sich in Mitte des Cores eine minimale Gastemperatur ein.

Mit fortlaufendem Radius erreicht der Temperaturverlauf zwischen den Nasen ein, bezogen auf die Coreachse, um ca. 230 °C höheres Temperaturniveau. Aufgrund des Mischgebietes ergibt sich in Abweichung vom Leistungsdichteverlauf, der in diesem Gebiet ein relatives Minimum aufweist, ein Sattelpunkt im Verlauf der Kühlgasaustrittstemperatur, was auf einen Temperatenausgleich zurückzuführen ist.

Wie bereits zu Abbildung 17 auf Seite 40 bemerkt, läßt die Aufwölbung des thermischen Neutronenflusses in azimuthaler Richtung Maximaltemperaturen in Nasennähe erwarten.

Aus den dargestellten Diagrammen läßt sich weiterhin ablesen, daß unmittelbar an der Nase ($R = 108,5 \text{ cm}$) Spitzentemperaturen von ca. $1.070 \text{ }^\circ\text{C}$ bei einer mittleren Gasaustrittstemperatur von $876 \text{ }^\circ\text{C}$ auftreten:

Daraus errechnet sich in azimuthaler Richtung eine Temperaturdifferenz von ca. $140 \text{ }^\circ\text{C}$.

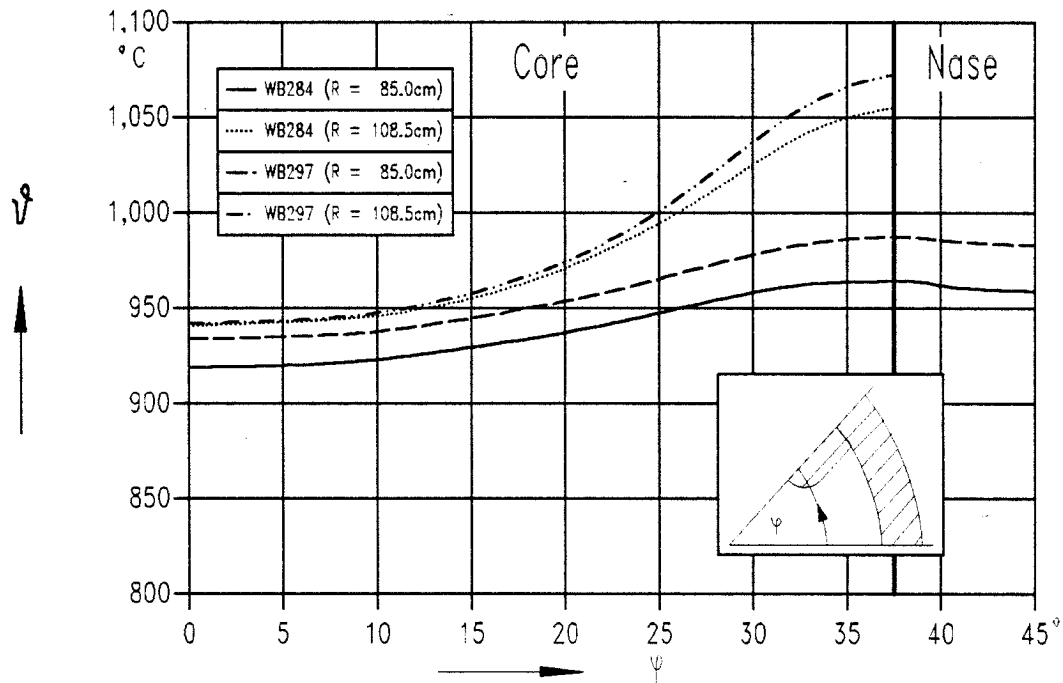


Abbildung 22. Azimutaler Verlauf der Gasaustrittstemperatur

4.2.5 Vergleich der Brennelement-Abbrandspektren

Ein wichtiges Kriterium zur globalen Beurteilung der Güte des rechnerischen Simulationsverfahrens HTR-2000 ist der direkte Vergleich von betrieblich gemessenen und rechnerisch bestimmten Brennelement-Abbrandspektren nach Verlassen des Kugelabzugsrohres:

Sowohl die Verteilung der Brennelemente innerhalb der drei Protactinium-Klassen als auch die Verteilung der Brennelemente dem jeweiligen Abbrandzustand entsprechend, wird betrieblicherseits mittels eines an die Abbrandmeßeinrichtung gekoppelten Prozeßrechners (s. Kap. 3.1.2) jeweils nach 7.200 umgewälzten Kugeln bestimmt.

Ziel eines zur Simulation des realen Betriebsgeschehens eingesetzten Rechenverfahrens muß es sein, diese gemessenen Brennelementspektren mit möglichst geringen und im Rahmen der Statistik tolerierbaren Abweichungen nachvollziehen zu können.

Gelingt dies, so kann davon ausgegangen werden, daß die in der Realität recht komplexen Vorgänge sowohl im Modell als auch mittels des zur Anwendung kommenden Rechenverfahrens abgebildet und beschrieben werden. Um eine Vorstellung von der Vielzahl der ineinandergreifenden Simulationsschritte zu vermitteln, sei folgendes erläutert:

Um vergleichbare Austrittsspektren zu erhalten, die definitionsgemäß erst nach erfolgtem Coredurchlauf der betrachteten Brennelemente erstellt werden, sind eine Vielzahl von Rechenoperationen je Brennelement durchgeführt worden:

- In jedem Abbrandzeitschritt werden unter Berücksichtigung der Brennelementverteilung energieabhängige Neutronenspektren errechnet, um makroskopische Wirkungsquerschnitte zu generieren, die zur Durchführung der sich anschließenden orts- und energieabhängigen Neutronenflußberechnung benötigt werden.
- Unter Verwendung der nun erstellten Neutronenflußfelder wird in einem weiteren Schritt die Leistungsdichteverteilung bestimmt, woraus sich die Temperaturfelder errechnen.
- Mit Hilfe der nun ortsabhängig vorliegenden Temperaturfelder werden wiederum iterativ die Wirkungsquerschnitte neu berechnet, bis die Neutronenflußverteilung im Core feststeht, die benötigt wird, um das Abbrandgleichungssystem zu lösen.
- Nach Abschluß der Abbrandrechnung liegen neue Nukliddichten je Brennelement vor, so daß unter Verwendung des implementierten Kugelflußmodells einerseits die Brennelemente im Core umgesetzt werden, andererseits die Frischbeladung vorgenommen wird.

Diese im Verlauf eines BE-Coredurchlaufes sich oftmals wiederholenden Rechenprozeduren werden schließlich global anhand des errechneten BE-Abbrands über die Cs-137-Aktivität mit betrieblich gemessenen Werten verglichen und überprüft und geben somit die Möglichkeit, die Güte dieser Simulationvorgänge in sich geschlossen zu beurteilen.

Wie Abbildung 23 auf Seite 47 bis Abbildung 25 auf Seite 49 zeigen, folgen die Ergebnisse der rechnerischen Simulation den gemessenen Austrittsspektren sowohl bezogen auf die Altersklasseneinteilung als auch im relativen Verlauf.

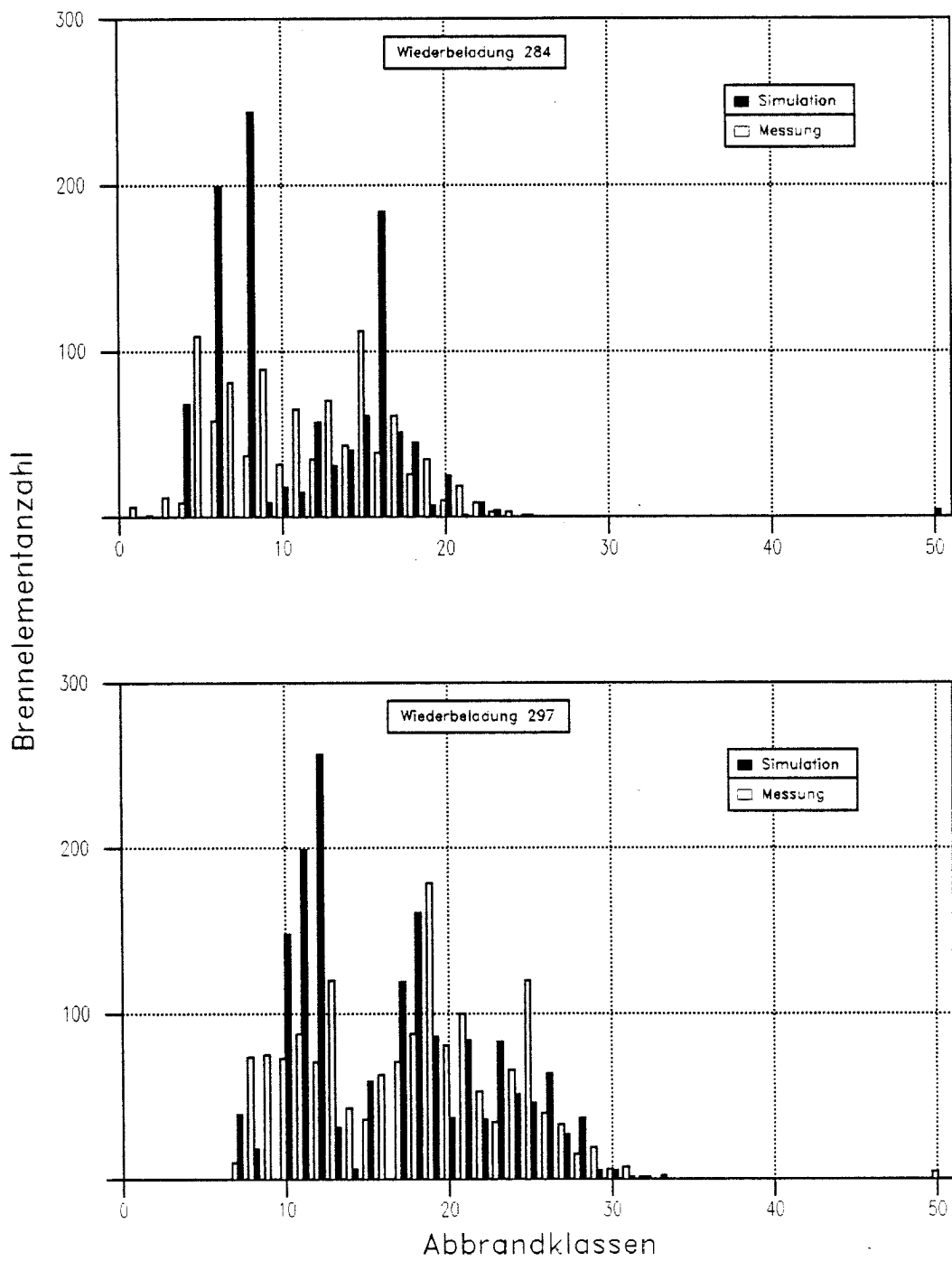


Abbildung 23. Brennelement-Abbrandspektren der Protactinium-Klasse I

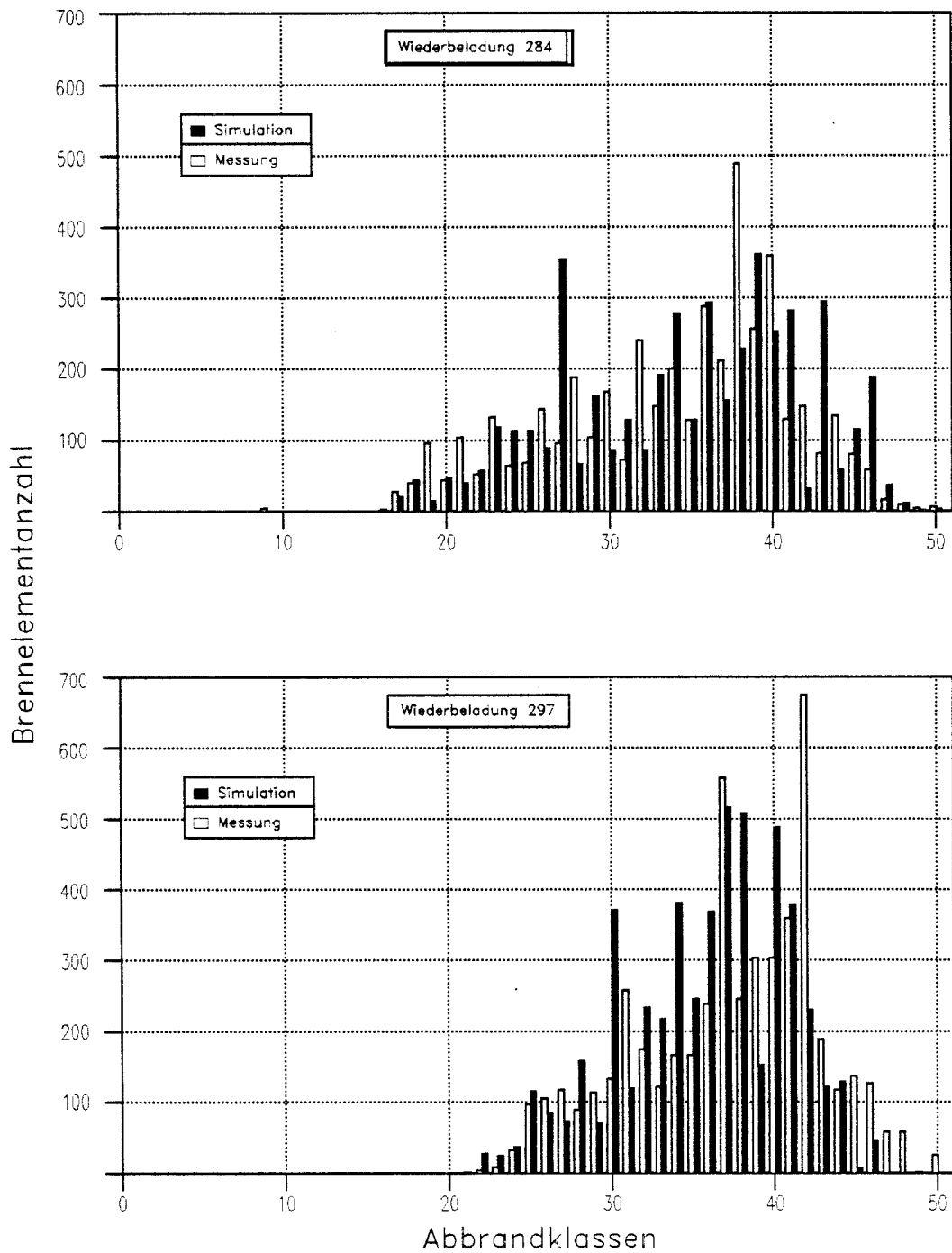


Abbildung 24. Brennelement-Abbrandspektren der Protactinium-Klasse 2

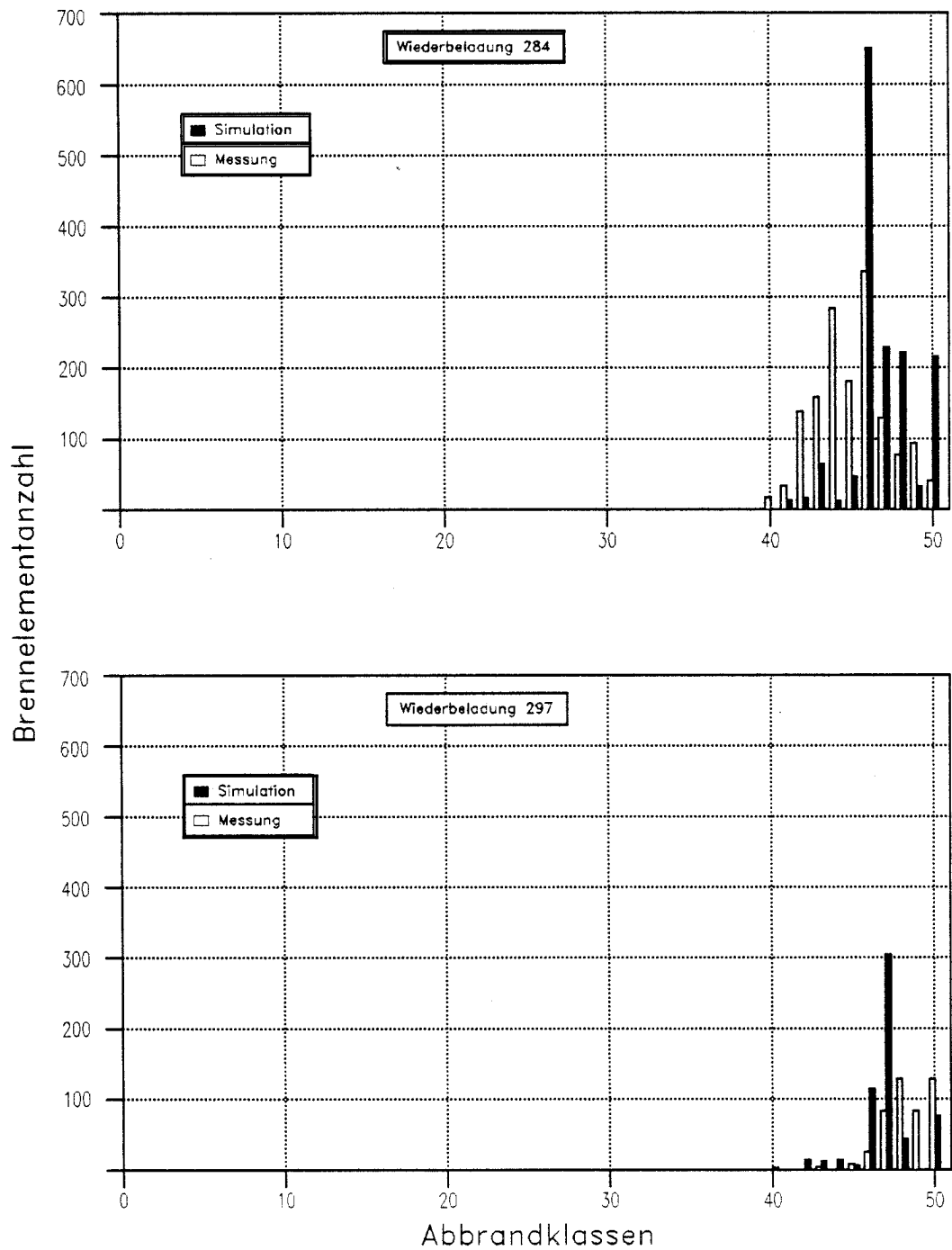


Abbildung 25. Brennelement-Abbrandspektren der Protactinium-Klasse 3

Um diese Aussage zu quantifizieren, werden in Tabelle 12 die Mittelwerte der Abbrandspektren von Messung und Simulation für jede Protactinium-Klasse ausgewiesen.

	Wiederbeladung 284		Wiederbeladung 297	
	Messung	Simulation	Messung	Simulation
Pa-Klasse 1	$2,84 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$	$2,83 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$	$4,44 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$	$4,18 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$
Pa-Klasse 2	$8,71 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$	$8,89 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$	$9,57 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$	$9,15 \cdot 10^{10} \text{ Bq}$
Pa-Klasse 3	$1,16 \cdot 10^{11} \text{ Bq}$	$1,20 \cdot 10^{11} \text{ Bq}$	$1,24 \cdot 10^{11} \text{ Bq}$	$1,21 \cdot 10^{11} \text{ Bq}$

Tabelle 12. Mittlere Abbrandzustände in WB 284/297

Aus Tabelle 13 geht hervor, daß die jeweils auf den Mittelwert der betrieblichen Meßergebnisse bezogenen Rechenwerte der beiden im Vergleich gegenübergestellten Wiederbeladungen um minimal 0,7 % und maximal 5,9 % voneinander abweichen.

	Wiederbeladung 284	Wiederbeladung 297
Pa-Klasse 1	$6,87 \cdot 10^{-3}$	$5,87 \cdot 10^{-2}$
Pa-Klasse 2	$2,00 \cdot 10^{-2}$	$4,38 \cdot 10^{-2}$
Pa-Klasse 3	$3,84 \cdot 10^{-2}$	$2,96 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 13. Mittlere Abbrände im Vergleich

Weiterführende statistische Untersuchungen bezüglich der Entwicklung der Abbrandspektren im Verlauf der Nachrechnung von WB 254 → WB 324 sind in /24/ vorgenommen worden, so daß an dieser Stelle darauf nicht eingegangen werden soll.

Die in diesem Kapitel aus der vorhandenen Fülle von Detailinformationen aufgeführten Beispiele sollen einerseits dazu dienen, einen Überblick über die Einsatzmöglichkeiten von HTR-2000 bei speziellen Fragestellungen zu verschaffen, andererseits im direkten Vergleich von Rechen- und Meßergebnis, sofern vorhanden, die Qualität der getroffenen Aussagen zu überprüfen.

Im nun folgenden Kapitel wird durch detailliertes Nachfahren der Abschaltpause April - Mai 1986 das im Rahmen der Reaktornachfahrt angewendete Verfahren der Standardnachrechnung überprüft.

5. Nachrechnen der Abschaltpause April 1986

Die in Kapitel drei und vier aufgestellte Behauptung, das im Rahmen einer Standardnachrechnung angewendete Verfahren der Mittelwertbildung relevanter Eingangsparameter und die Bestimmung einer effektiven Abbrand-Zeitschrittlänge aus der in diesem Zeitraum geleisteten thermischen Arbeit, ohne Berücksichtigung von Abschaltpausen oder Teillastzuständen, dividiert durch die thermische Reaktor-Nennleistung, liefere bezüglich einer Nachrechnung mit Simulation der genannten Betriebszustände deutlich andere Ergebnisse, soll im folgenden belegt und in der Aussage quantifiziert werden:

In diesem Kapitel wird das Betriebsgeschehen vom 23. Januar bis 23. April 1986 unter Berücksichtigung von Transienten und Abklingzeiten nachvollzogen und anhand charakteristischer Daten den mittels der Standardrechnung erzeugten Ergebnissen gegenübergestellt.

Basierend auf diesen, verglichen mit der Standardnachrechnung, verbesserten Daten, werden in Kapitel sechs die in der sich anschließenden Abschaltpause (April - Mai 1986) durchgeführten kritischen Experimente nachvollzogen.

Als Ausgangsbasis der im folgenden dargelegten detaillierten Nachrechnung werden die mittels der Standardnachrechnung nach Abschluß der WB 305 erstellten RESTART-Daten aus der im Februar 1988 erfolgten Nachrechnung /25/ der Reaktorfahrt von 1982-1988 verwendet.

Um einen Überblick über die im Frühjahr 1986 erfolgte Leistungsfahrt zu geben, sind in Abbildung 26 auf Seite 52 die für die Simulation wichtigen Betriebsparameter in Form von Diagrammen dargestellt. Diese Werte werden ständig registriert und neben anderen wichtigen Kenngrößen täglich in Meßprotokollen erfaßt.

Unter Verwendung dieser umfangreichen Information erfolgte eine Einteilung der Reaktorfahrt vom 23.1. - 23.4.1986 unter simulationstechnischen Gesichtspunkten, die kurz erläutert wird.

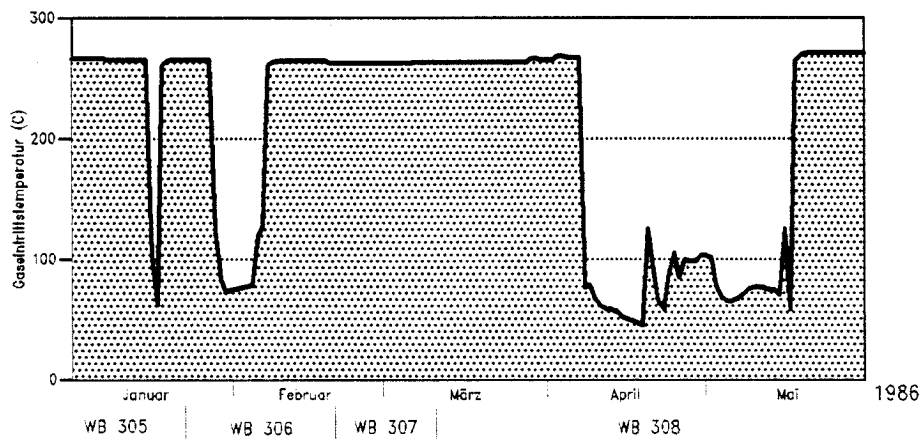
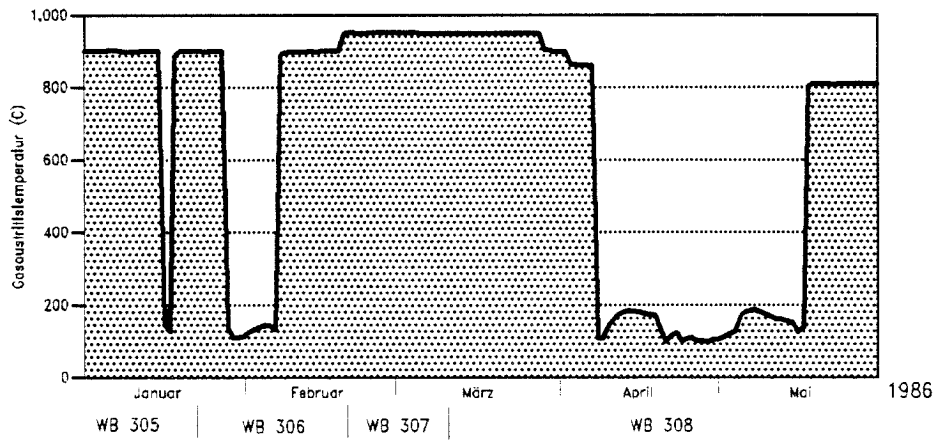
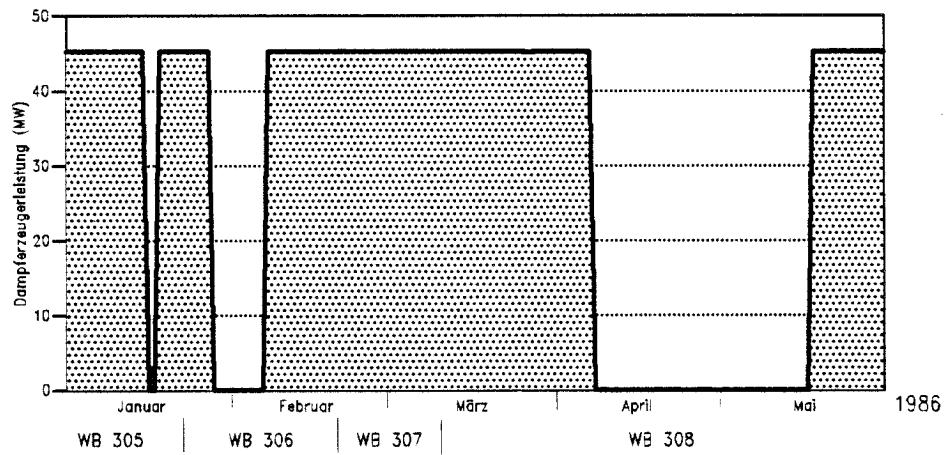


Abbildung 26. Lastdiagramme für den Zeitraum 1.1.-31.5.86

- **Fall 1:** Zu Beginn der WB 306 (23.1.1986) betrug die bisher geleistete thermische Reaktorarbeit 195.791,7 MWd und der Reaktor befand sich im Vollastzustand. Diese Betriebsweise wurde bis zum Abschalten am 26.1.1986 beibehalten. Mit der zu diesem Zeitpunkt erreichten Reaktorarbeit von 196.054,3 MWd ermittelt sich, unter Zugrundelegung einer thermischen Reaktorvollastleistung von 46 MW, eine effektive Abbrandzeitschrittlänge von 137 Stunden. Die mittleren Kühlgastemperaturen bestimmten sich zu 265/900 °C. Da real in diesem Zeitraum deutlich weniger als 7.200 Brennelemente umgewälzt worden sind, erfolgte im Modell nach Abschluß dieses Zeitschrittes kein Umsetzen der Brennelemente.
- **Fall 2:** Die Abschaltpause, die bis zum 5.2.1986 andauerte und insgesamt 246 Stunden betrug, wurde bei Kühlgastemperaturen von 81 °C und 128 °C simuliert. Da im Verlauf dieser Zeit kein BE-Umwälzen erfolgte, entfiel auch in diesem Fall das Umsetzen der BE im Modell.
- **Fall 3:** Am 5.2.1986 steuerte der Reaktor wieder den Vollastbetrieb an und mittlere Kühlgastemperaturen von 263/905 °C charakterisieren den bis zum 19.2.1986 gefahrenen Betriebszustand. Zu diesem Zeitpunkt sind ab dem 23.1.1986 insgesamt 7.200 BE umgewälzt worden, so daß allein aus diesem Grund die Nachrechnung zum Zwecke des Umsetzens der BE im Modellcore unterbrochen werden muß, was, gemäß der betrieblich gelieferten Beschickungsinformation, nach Abschluß der nuklearen Berechnungen auch erfolgte. Somit stehen die so erzeugten Rechenergebnisse zum Vergleich mit der durch Standardrechnung gewonnenen WB 306 zur Verfügung. Zum Abschluß der WB 306 betrug die reale Reaktorarbeit 196.715,2 MWd, woraus sich eine Abbrand-Zeitschrittlänge von 345 Stunden ermittelt.
- **Fall 4:** Die WB 307, die bei Vollastbetrieb vom 20.2. bis zum 10.3.1986 verläuft, schließt mit der geleisteten Reaktorarbeit von 197.587,8 MWd ab, was einem Abbrandzeitschritt von 455 Stunden entspricht. In diesem Zeitraum sind bei mittleren Kühlgastemperaturen von 263/949 °C insgesamt 7.200 BE umgewälzt worden, so daß im Modell ebenfalls nach Abschluß der Simulation umgesetzt wird. Auch diese Rechenergebnisse sind direkt vergleichbar mit denen, die mittels der Standardrechnung WB 307 erstellt wurden.
- **Fall 5:** Die Vollastfahrt des AVR wird bis zum 27.3.1986 bei Kühlgastemperaturen von 263/949 °C fortgesetzt, und der Reaktorbetrieb weist zum Abschluß dieses Falles eine geleistete thermische Arbeit von 198.367,8 MWd aus, was für die Simulationsrechnung eine Abbrandzeitschrittlänge von 407 Stunden bedeutet. Da real weniger als die zum Abschluß einer Wiederbeladung nötigen 7.200 Kugeln seitens der Abbrandmeßeinrichtung registriert wurden, erfolgt im Modell kein Umsetzen der Brennelemente.
- **Fall 6:** Da im April/Mai 1986 eine langfristige Abschaltpause zur Bestimmung des Reaktivitätsäquivalentes der Stabbank geplant war, erfolgte nunmehr eine Betriebsphase, in der geladene Reaktivität stetig abgebrannt werden sollte, um die Langzeit-Unterkritikalität für

die Dauer der Abschaltpause zu sichern. Ab dem 23.3.1986 wurden im Vollastzustand im Mittel Kühlgastemperaturen von 265/899 °C eingestellt, die bis zum 1. April gehalten werden konnten. Mit der zu diesem Zeitpunkt erreichten Reaktorarbeit von 198.595,2 MWd erfolgt eine rechnerische Simulation über 119 Abbrandstunden Vollastzustand ohne Umwälzen der BE im Modellcore.

- **Fall 7:** Durch eine weitere Absenkung der Kühlgasaustrittstemperaturen auf 862 °C wurde vom 2.4.1986 bis zum 6.4.1986 Reaktivität abgebrannt, um danach die für den Zeitraum geplante Abschaltpause einzuleiten. Die aktuelle thermische Arbeit, die bis zum 6.4.1986 geleistet wurde, beträgt 198.798,4 MWd, entsprechend 106 Stunden Vollastbetrieb bei der Abbrandsimulation. Auch in diesem Fall wird kein Umsetzen der Brennelemente im Modell vorgenommen, da die zur Durchführung der Belade- und Umsetzroutine nötige Beschickungsinformation, die jeweils erst nach 7.200 umgewälzten Kugeln erstellt wird, zu diesem Zeitpunkt noch nicht vorliegt.
- **Fall 8:** Mit Abfahren des Reaktors in den Nullastzustand am 6.4.1986 wird eine Abklingphase von insgesamt 408 Stunden bis zum 23.4.1986 eingeleitet (Beginn der kritischen Experimente), die in HTR-2000 unter Berücksichtigung von Kühlgastemperaturen von 66/150 °C und ohne Umsetzen der BE im Reaktorcore simuliert wird.

Die soeben vorgestellte Einteilung der realen Reaktor-Leistungsfahrt ist aus Gründen der Übersichtlichkeit zusammenfassend in Tabelle 14 aufgeführt.

Fall	WB	Zeitschritt	Betriebszustand	Temperaturen _{mit} [°C]		Umsetzen der Brennelemente
				Gas _{ein}	Gas _{aus}	
1	306	137 h	Vollast (P _{th} = 46 MW)	265	900	nein
2	306	246 h	Nullast (abklingen)	81	128	nein
3	306	345 h	Vollast (P _{th} = 46 MW)	263	905	ja
4	307	455 h	Vollast (P _{th} = 46 MW)	263	949	ja
5	308	407 h	Vollast (P _{th} = 46 MW)	263	949	nein
6	308	119 h	Vollast (P _{th} = 46 MW)	265	899	nein
7	308	106 h	Vollast (P _{th} = 46 MW)	267	862	nein
8	308	408 h	Nullast (abklingen)	66	150	nein

Tabelle 14. Einteilung der AVR-Leistungsfahrt

Wichtige neutronenphysikalische Kenngrößen der nach dem eben beschriebenen Verfahren durchgeführten Nachrechnung des Zeitraumes von Januar bis April 1986 sind in Tabelle 15 dargestellt. Bemerkenswert ist der k_{eff} -Verlauf der einzelnen Simulationsschritte:

Selbst unmittelbar nach 'Aufsetzen' auf den mittels der Methode der Standardnachrechnung erzeugten Datenpool stellt sich in der ersten Kritikalitätsrechnung ein Wert von $k_{\text{eff}} = 0,998138$ ein, also weniger als 200 mNile vom kritischen Zustand abweichend.

Aus der Erfahrung mit reaktorbegleitenden Rechenprogrammen muß dieses Ergebnis als äußerst zufriedenstellend interpretiert werden, da sich täglich ändernde Betriebsbedingungen wie Gastemperaturänderungen, BE-Umwälzgeschwindigkeit und Absorberabstellungen simulationsmäßig nicht erfaßt werden.

Die sich anschließenden Fälle mit Vollastsimulation bestätigen diese Aussage, da Kritikalitätswerte von -12 bis maximal 729 mNile errechnet werden.

Fall 2 und Fall 8 ergeben für die nachgerechneten Abschaltphasen eine Core-Reaktivität von 6,13 bzw. 6,19 Nile überkritisch.

Fall	k_{eff}	$T_{\text{Moderator}}$ [K]	$T_{\text{Brennstoff}}$ [K]	W-Wert
1	0,998138	882	888	0,4134
2	1,065323	374	374	0,4148
3	1,007288	884	889	0,4168
4	0,999880	903	909	0,4330
5	1,003466	901	907	0,4381
6	1,001035	878	884	0,4388
7	1,001050	860	866	0,4394
8	1,065954	374	374	0,4416

Tabelle 15. Neutronenphysikalische Rechenergebnisse der detaillierten Nachrechnung

	WB 306 Fall 1	WB 306 Fall 2	WB 306 Fall 3	WB 306 Standard- rechnung	WB 307 Fall 4	WB 307 Standard- rechnung	WB 308 Fall 5	WB 308 Fall 6	WB 308 Fall 7	WB 308 Fall 8
⁹⁰ Tm ₂₃₂	251.911	251.911	251.818	251.812	253.427	253.401	254.213	254.181	254.152	254.152
⁹² Pa ₂₃₃	255	197	213	270	219	268	222	226	229	149
⁹² U ₂₃₃	4.373	4.431	4.425	4.371	4.336	4.294	4.233	4.234	4.236	4.316
⁹² U ₂₃₄	1.719	1.719	1.720	1.720	1.698	1.698	1.679	1.680	1.680	1.680
⁹² U ₂₃₅	33.118	33.118	32.573	32.543	32.994	32.841	33.607	33.417	33.249	33.249
⁹² U ₂₃₆	10.069	10.069	10.154	10.159	10.110	10.133	10.045	10.074	10.101	10.101
⁹² U ₂₃₇	9	3	7	10	8	10	8	8	8	1
⁹³ Np ₂₃₇	660	666	669	667	661	661	651	654	656	663
⁹² U ₂₃₈	316.499	316.499	316.391	316.383	316.120	316.089	318.124	318.087	318.055	318.055
⁹³ Np ₂₃₉	26	1	25	30	25	29	24	24	24	< 1
⁹⁴ Pu ₂₃₉	1.234	1.259	1.246	1.244	1.261	1.263	1.279	1.281	1.283	1.308
⁹⁴ Pu ₂₄₀	589	589	602	602	617	619	634	638	641	641
⁹⁴ Pu ₂₄₁	271	271	277	279	287	290	297	299	302	301
⁹⁴ Pu ₂₄₂	120	120	125	125	131	132	137	138	140	140
⁹⁵ Am ₂₄₃	9	9	10	10	10	10	11	11	11	11
⁹⁶ Cm ₂₄₄	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1

Tabelle 16. Simulation der Abschaltpause April 1986: Schwermetallbilanz (Massenangaben in g)

Diese Rechenergebnisse beinhalten sowohl den radioaktiven Zerfall der kurzlebigen Spaltprodukte wie Xenon und Samarium als auch den Reaktivitätsgewinn durch Zerfall der Schwermetallnuklide wie Protactinium und Neptunium, und zwar durch exaktes Lösen der zeitabhängigen Abbrandgleichungen bei verschwindendem Neutronenfluß.

Tabelle 16 auf Seite 56 enthält die über alle Core- Abbrandregionen aufsummierten Nuklidmassen der berücksichtigten Schwermetalle zum jeweiligen Betrachtungszeitpunkt.

Wie sich anhand dieser Auflistung sehen läßt, findet selbst innerhalb eines Wiederbeladezeitraumes, unter Berücksichtigung von Abschaltphasen, eine deutliche Umverteilung der Nuklide, entsprechend den Zerfallsketten, statt, wie bei Betrachtung der Fälle 1 und 2 beobachtet werden kann:

Fall 2 bilanziert den Schwermetalleinsatz im Core nach einer ca. zehntägigen Reaktor-Stillstandsphase. Bezüglich der Pa-233-Masse ergibt sich infolge Nuklidzerfalls eine mengenmäßige Abnahme um 58 g, die dem Spaltnuklid U-233 zugute kommt.

Derselbe Effekt kann bei Np-239/Pu-239 festgestellt werden, hier beträgt die Differenz immerhin 25 g, was, bezogen auf den Ausgangswert (Fall 1), einem Zuwachs von 2 % entspricht.

Die z.B. nach der Abklingpause (Fall 2) ausgewiesenen Nuklidmassen werden jeweils als Datenbasis zur Berechnung des nächsten Falles herangezogen, so daß sich schließlich, je nach betrieblicher Fahrweise, die beobachteten Umverteilungen der Nuklidmassen aufgrund des radioaktiven Zerfalls bzw. des Neutroneneinfangs, nach Abschluß der Wiederbeladung eine Spaltstoffdichteverteilung im Core einstellt, die vom Ergebnis der Standardnachrechnung abweicht, wie anhand der Vergleichsfälle WB 306 (Fall 3 / Standardnachrechnung) und WB 307 (Fall 4 / Standardnachrechnung) erkennbar ist.

Betrachtet man diese Vergleichsrechnungen, die jeweils eine Wiederbeladung abschließen, so läßt sich bezüglich der ausgewiesenen Spaltstoffmassen folgendes feststellen:

Grundsätzlich liefert die detaillierte Nachrechnung mit Berücksichtigung von Abschaltphasen und Langzeittransienten, bezogen auf die Ergebnisse der Standardmethode, höhere Spaltstoffkonzentrationen im Core.

Wie sich weiterhin zeigt, verstärkt sich diese Tendenz, wie zu erwarten war, mit fortschreitender Nachrechnung der Reaktorfahrt:

Während sich bei Analyse der ersten Vergleichsrechnung (WB 306) Abweichungen im Core-Spaltstoffinventar von nur 0,2 % zeigen, liefert die zweite Vergleichsrechnung bereits eine Differenz von 0,5 %, entsprechend einer Masse von ca. 200 g Spaltstoff.

Neben diesem 'Zugewinn' an Spaltstoffnukliden verringert sich bei detaillierter Nachrechnung aus den oben aufgeführten Gründen gleichermaßen der Anteil der Nuklide, die durch Neutroneneinfang

die starken Kernbrennstoffe erbrüten, wodurch insgesamt eine Verbesserung der Neutronenbilanz erreicht wird, wie anhand der k_{eff} -Werte in Tabelle 17 gezeigt wird.

Methode der Nachrechnung	k_{eff}	W-Wert
Detaillierte Nachrechnung WB306	1,007288	0,4168
Standardnachrechnung WB 306	0,995025	0,4154
Detaillierte Nachrechnung WB 307	0,999880	0,4330
Standardnachrechnung WB 307	0,996382	0,4325

Tabelle 17. Kenngrößen der Abschaltpause 86-3

Diese Ergebnisse führen zu dem Schluß, daß die bisher zur Simulation der Leistungsfahrt angewendete Methode der Standardnachrechnung sicherlich ausreicht, im Rahmen einer längerfristigen Reaktorfolgerechnung verlässliche Aussagen über das reale physikalische Geschehen im Core zu

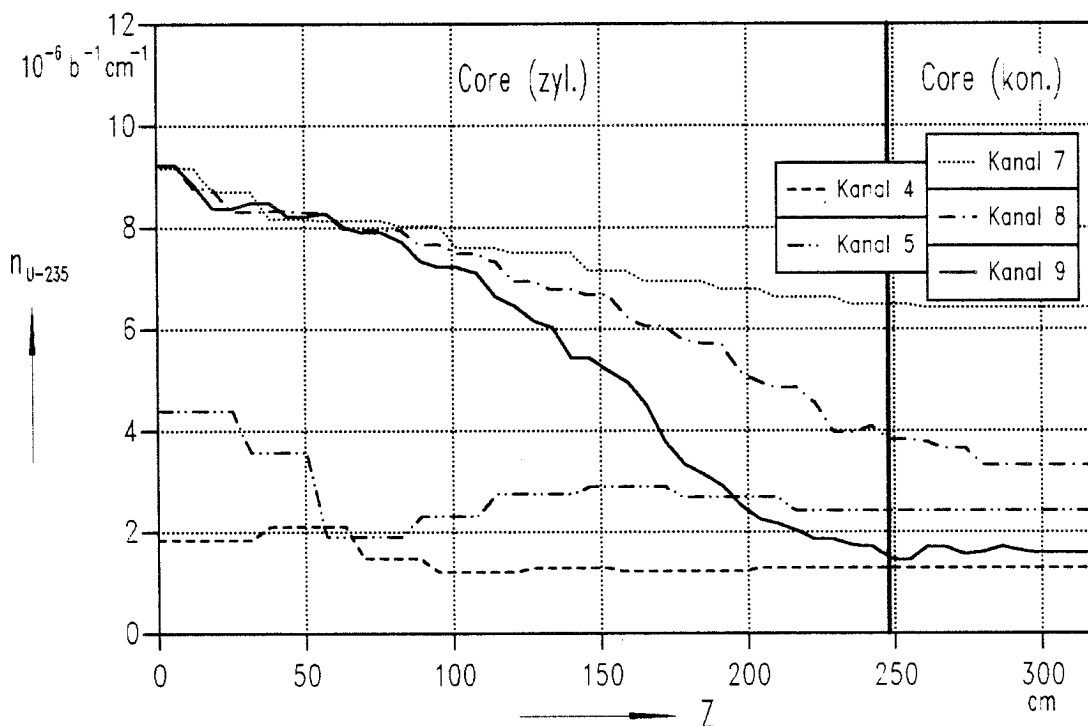


Abbildung 27. Spaltstofffluß

treffen, hingegen bei der Nachrechnung von Langzeittransienten oder Abschaltphasen hinsichtlich der Erstellung von z.B. Abschaltbilanzen nicht ausreicht, da gerade die Konzentrationen der kurzlebigen Spaltprodukte, bei Simulation relativ kurzer Abschaltphasen, entscheidenden Einfluß auf die sich anschließende Kritikalitätsrechnung haben.

Anbetracht der durchzuführenden Versuche zur Bestimmung des Stabbank-Reaktivitätsäquivalents ist es weiterhin interessant zu wissen, wie die Spaltstoffverteilung im Reaktorcore, speziell in Nähe der Abschaltstäbe vorliegt. In Abbildung 27 ist beispielhaft der Dichteverlauf des Spaltnuklids U-235 in den Kanälen 4, 5 und 7-9 dargestellt.

In Analogie zu Abbildung 13 auf Seite 36 zeigt auch WB 308 in axialer Corerichtung eine starke Abnahme der Spaltstoffdichte in den äußeren Fließkanälen.

Die Gründe für das Zustandekommen des ausgeprägten Spaltstoffgefälles in Z-Richtung sind bereits in Kapitel 4.2 ausführlich diskutiert worden, so daß an dieser Stelle darauf nicht näher eingegangen werden soll, sondern lediglich der qualitative Verlauf aufgezeigt wird.

Mit Abschluß der nuklearen Berechnungen (Fall 8) liegt die Datenbasis zur Simulation der kritischen Experimente, die im weiteren Verlauf der Abschaltphase durchgeführt wurden, vor.

6. Kritische Experimente

Die am AVR in der großen Abschaltpause 86-3 durchgeführten kritischen Experimente dienten hauptsächlich der Neubestimmung der Stabbankkurve: Mit Verringerung der BE-Umwälzgeschwindigkeit ab Herbst 1984 mußte mit fortlaufendem Reaktorbetrieb, z.B. bei Änderung der Kühlgasaustrittstemperatur, die Stabbank deutlich steiler verfahren werden als vorher, was sich in der Spaltstoffanhäufung im oberen Corebereich, wie in den vorangegangenen Kapiteln gezeigt, begründet.

Im folgenden sind nun aus der Vielzahl der in dieser Abschaltpause durchgeführten Experimente ausgewählte Meßreihen rechnerisch mit Hilfe eines erweiterten Rechenmodells, welches die Reaktorgeometrie bis hin zum äußeren Behälter berücksichtigt, nachvollzogen und den experimentell gewonnenen Ergebnissen gegenübergestellt worden.

Nach einer einleitenden Beschreibung des AVR-Abschaltsystems werden im einzelnen die zur Anwendung kommenden Meßverfahren beschrieben. Des weiteren wird das zur Simulation der kritischen Experimente verwendete Rechenmodell vorgestellt.

Die folgende Darstellung und Diskussion der Rechen- und Meßergebnisse hat das Ziel, sowohl die Güte des Modells als auch der eingesetzten mathematischen Lösungsverfahren, zu überprüfen.

Schließlich werden die mittels rechnerischer Simulation gewonnenen Stabbankkurven mit den experimentell bestimmten verglichen.

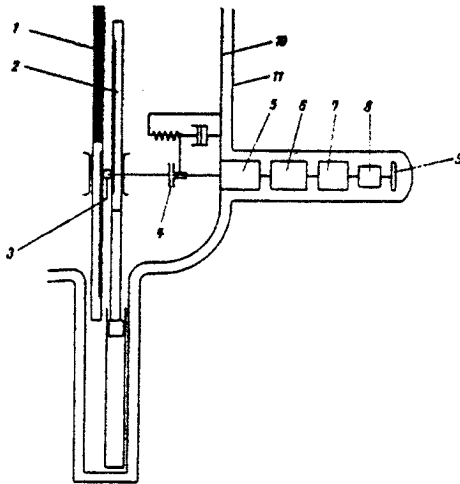
6.1 Das AVR-Abschaltsystem

Der AVR-Reaktor ist zur Schnellabschaltung des Neutronenflusses und zur langfristigen Sicherung der Unterkritikalität in Abschaltphasen mit vier Abschaltstäben ausgerüstet, die von unten in das Core eingefahren werden.

Die Abschaltstäbe sind symmetrisch auf einem Kreis von 2 m Durchmesser angeordnet (s. Abbildung 30 auf Seite 66), dessen Mittelpunkt in der vertikalen Achse des Reaktorkerns liegt, und bewegen sich in den Bohrungen der vier Abschaltstabnasen.

Jeder Stab ist über ein Ritzel mit einem Gegenstab gekuppelt, dessen Übergewicht das Einfallen des Abschaltstabes bewirkt (s. Abbildung 28).

Die maximale Einfahrtiefe in das Reaktorcore beträgt ca. 4.300 Skalenteile (1 Skt \approx 0,93 mm), wobei die Stäbe ihre Endstellung wenige cm unterhalb des Topreflektors erreichen.



Schema der Abschaltanlage.

- | | |
|-----------------------------|----------------------------|
| 1 Abschaltstab mit Absorber | 7 Asynchron-Brummator |
| 2 Gegenstab | 8 Zyklotriebe |
| 3 Ritzel | 9 Digitaler Stellungsgeber |
| 4 Ausgleichkupplung | 10 Innerer Reaktorbehälter |
| 5 Drehdurchführung | 11 Äußerer Reaktorbehälter |
| 6 Zyklotriebe | |

Abbildung 28. Schematische Darstellung der Abschaltanlage

Ein Abschaltstab besteht aus:

- Stützrohr
- Zahnstange
- Absorberteil (vier Teilstücke)

Das Absorberteil besteht aus einem Nimonic-Stützrohr, auf das mit jeweils größeren Durchmessern zwei Kupferrohre aufgesetzt sind, die einen freien Ringraum für das Absorbiermaterial aus Bor-Carbid bilden. Über dem äußeren Kupferrohr liegt abschließend ein weiteres Nimonic-Schutzrohr. Die vier Teilstücke sind mit Steckkupplungen miteinander verbunden, entsprechend der Rohrlagen-Endstücke sind diese Kupplungen als Zapfen bzw. Hülse ausgebildet.

Abbildung 29 auf Seite 63 zeigt einen Querschnitt durch ein Absorberteil, wobei das Stützrohr nicht dargestellt ist. In Tabelle 18 auf Seite 63 sind die zugehörigen Abmessungen aufgeführt.

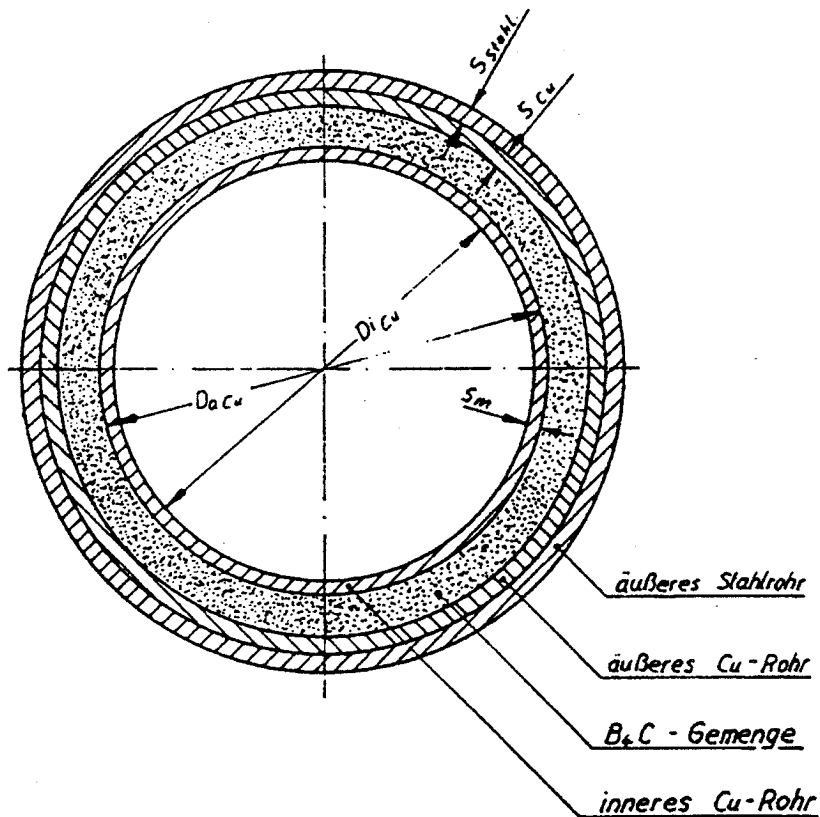


Abbildung 29. Schnitt durch das Absorberteil

	Maße [mm]
Außendurchmesser des Stützrohrs	66,0
Wandstärke des Stützrohrs	4,5
Außendurchmesser des inneren Kupferrohrs	69,85
Wandstärke des inneren Kupferrohrs	2,3
Außendurchmesser des äußeren Kupferrohrs	87,6
Wandstärke des äußeren Kupferrohrs	2,8
Außendurchmesser des äußeren Stahlrohrs	94,6
Wandstärke des äußeren Stahlrohrs	3,5

Tabelle 18. Abmaße des Absorberteils

Den Absorber bildet eine Mischung aus B_4C -, TaC- und Cu-Pulver, welches im Verhältnis von 25 % : 2,5 % : 72,5 % gemengt ist [26]. Die Konzentrationen der in der Absorbermischung enthaltenen Elemente finden sich in Tabelle 19.

Absorber- element	Dichte [g cm ⁻³]	Atomgewicht	Konzentration [Atome barn ⁻¹ cm ⁻¹]
Bor	0,8499	10,811	0,4734 · 10 ⁻¹
Kohlenstoff	0,2680	12,011	0,1345 · 10 ⁻¹
Kupfer	3,2210	63,540	0,3053 · 10 ⁻¹
Tantal	0,1041	180,948	0,3464 · 10 ⁻³

Tabelle 19. Zusammensetzung der Absorbermischung

6.2 Experimentelle Reaktivitätsbestimmung

In diesem Abschnitt werden, soweit es zum Verständnis der in der Abschaltphase 86-3 durchgeführten Messungen notwendig ist, die am AVR angewendeten Verfahren - Periodenmessung und IVK-Messung - zur experimentellen Bestimmung des Reaktivitätsäquivalents der Stabank dargestellt:

- **Periodenmessung:**

Infolge eines positiven Reaktivitätshubes, der sich z.B. durch Ziehen der Abschaltstäbe ergibt, nimmt die Neutronendichte über der Zeit zu. Mit Hilfe der experimentell bestimmten Verdopplungszeit läßt sich somit die ins Core eingebrachte Reaktivität unter Berücksichtigung der aktuellen Coresituation hinsichtlich der Anteile an verzögerten Neutronen sowie deren Lebensdauer, mittels eines Rechencodes, dem die reaktorkinetischen Differentialgleichungen zugrunde liegen, nach [27] bestimmen.

- **Inverskinetische Messung (IVK):**

Durch Einfahren der Stabank wird dem Core negative Reaktivität zugeführt, die eine Abnahme des Neutronenflusses bewirkt. In Anwendung der INHOUR-Gleichung wird unter Vorgabe des experimentell erfaßten zeitlichen Verlaufs der mittleren thermischen Neutronendichte das der Stabank zuzuordnende Reaktivitätsäquivalent bestimmt.

6.2.1 Verfahren mit Periodenmessung

6.2.1.1 Gegenstabmethode

Das der Gegenstabmethode zugrunde liegende Meßverfahren basiert auf der experimentellen Bestimmung der Reaktorperiode (s. Kap. 6.2):

Ein oder mehrere Abschaltstäbe werden aus einer Stellung - das Core ist im Nulleistungsbereich gerade kritisch - in eine leicht überkritische Stellung gezogen, und der sich aufgrund dieser Reaktivitätsänderung einstellende exponentielle Anstieg des thermischen Neutronenflusses wird registriert.

Die jetzt vorhandene Überschußreaktivität wird nun durch Nachfahren der übrigen Stäbe kompensiert und so das Core wiederum in einen kritischen Zustand gebracht, so daß durch erneutes Stabziehen wiederum eine Periodenmessung erfolgen kann.

Um starke Flußverschiebungen aufgrund extremer Stabstellungen zu vermeiden, werden jeweils gegenüberliegende Stäbe paarweise verfahren:

Dadurch, daß z.B. Stab 1 teilweise gezogen und die Stäbe 2-4 voll eingefahren sind, wird eine deutliche Flußverschiebung in Richtung Stab 1 bewirkt, was wiederum eine Verfälschung des Detektor-Flußsignals nach sich zieht.

Die durch schrittweises Verfahren der Stäbe bestimmten Reaktivitätshübe werden schließlich addiert und der durchfahrenen Wegstrecke zugeordnet. Auf diese Weise wird die experimentelle Bestimmung der Core-Unterkritikalität vorgenommen (s. Kap. 6.4.3).

Da das Core sofort nach jeder Messung - durch Verfahren des Kompensationsstabpaares - wieder in den kritischen Zustand gebracht werden muß, beinhaltet diese Meßmethode, aufgrund der aus den unterschiedlichen Stabstellungen resultierenden Flußverschiebungen, systematische Meßfehler /28/, die z.B. bei der Bestimmung der Unterkritikalität, die durch die Addition von Einzelbeträgen bestimmt wird, kumulieren.

6.2.1.2 Gegenstabmethode mit Reaktivitätskompensation

Noch gravierendere Abweichungen ergeben sich dann, wenn infolge zusätzlich ins Core eingebrachtem Kompensationsabsorber der gemessene Reaktivitätshub nicht nur der Änderung der Stabposition, sondern auch der mengenmäßigen Änderung des Kontrollgiftes zugeschrieben werden muß:

Die Notwendigkeit, N_2 -Gas als Neutronengift ins Core einzubringen, ergibt sich dann, wenn das zur Kompensation herangezogene Stabpaar bereits vollständig eingefahren ist, die auszumessenden Stäbe aber noch nicht die gewünschte Position, z. B. 'ausgefahren', erreicht haben.

In diesem Fall bleibt eine große Unsicherheit bezüglich der Zuordnung des gemessenen Reaktivitätsäquivalents, wie später noch gezeigt wird, das sich nun einerseits auf die Stabreaktivität, andererseits auf die Reaktivitätsbindung des Kontrollgiftes aufteilt.

Weitergehende Detailinformationen bezüglich der Korrektur der gemessenen Größen, insbesondere hinsichtlich der Versuche mit zusätzlicher Reaktivitätskompensation durch N_2 -Gas, wie in 6.2.1 beschrieben, finden sich in /28/.

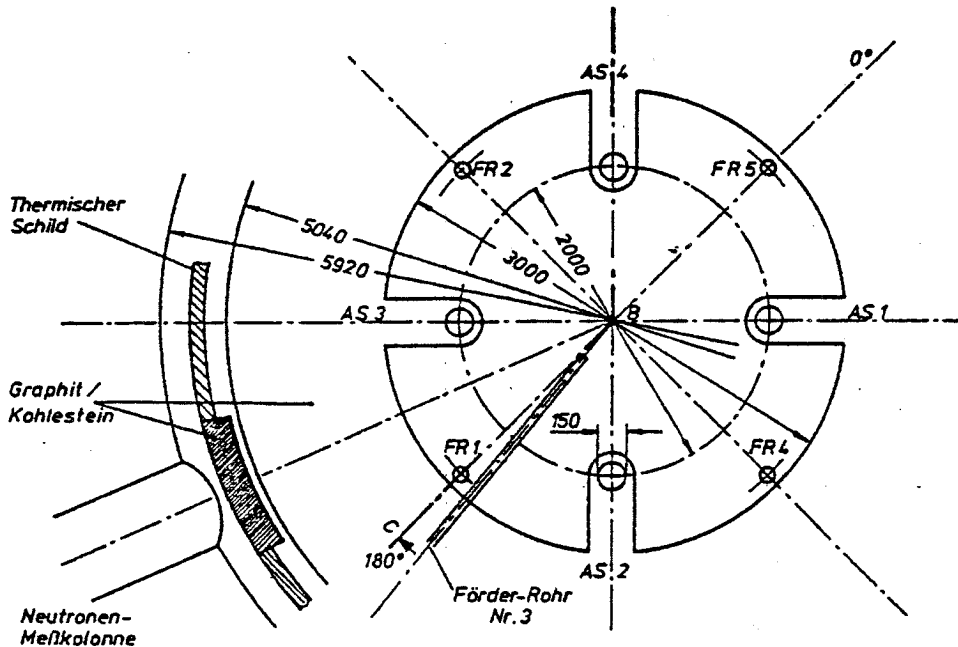


Abbildung 30. Position der Messeinrichtung und der Abschaltstäbe

6.2.2 Stabfallmessungen (IVK-Methode)

Aus einer Stellung der Stabbank, in der das Reaktorcore gerade kritisch ist, läßt man die Stäbe einfallen, worauf sich infolge der ins Core eingebrachten 'negativen' Reaktivität der Neutronenfluß verringert.

Die zeitliche Änderung des während der Stabbewegung abnehmenden thermischen Flusses wird registriert und dient, wie eingangs beschrieben, neben den effektiven Anteilen der verzögerten Neutronen und der Neutronen-Lebensdauer, als eine Eingangsgröße zur Bestimmung des Reaktivitätsäquivalents der Stabbank.

Dieses inverskinetische Verfahren wird wiederum mit einem externen Rechenprogramm nach /29/ ausgewertet und liefert das dem Bankhub entsprechende Reaktivitätsäquivalent.

Auch in diesem Fall ergibt sich bei zusätzlich im Core vorhandenem Kontrollgift die Schwierigkeit, die ausgemessene Reaktivität einerseits der Stabbank, andererseits dem Kompensationsabsorber zuordnen zu können.

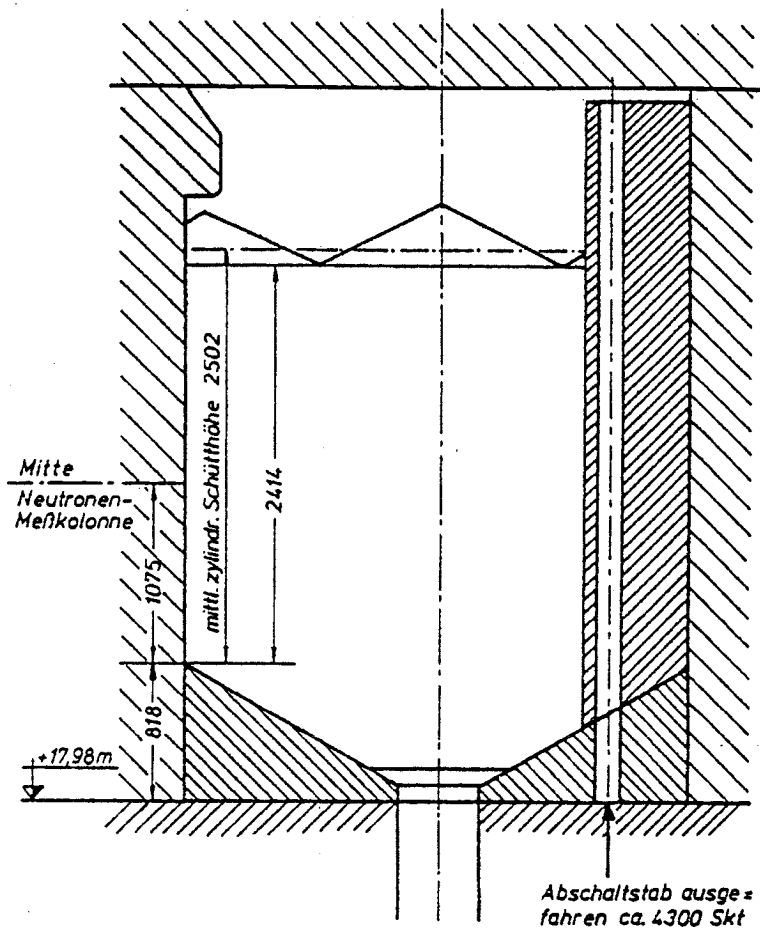


Abbildung 31. Schnitt durch das Reaktorcore

6.3 Das 360°-AVR-Vollcore-Modell

Zur rechnerischen Simulation von Experimenten, die zur Bestimmung von Reaktivitätsäquivalenten mit Hilfe der Gegenstabmethode - theoretisch kann sich jeder Stab in einer anderen Stellung befinden - durchgeführt werden, ist ein Modell erforderlich, welches in der Lage ist, jede angefahrene Stabposition der vier Absorberstäbe hinreichend genau zu erfassen.

Zum einen ist es nötig, in axialer Corerichtung, entsprechend der während der Experimente angefahrenen Stabpositionen, eine möglichst feine Einteilung zu wählen, zum anderen in radialer und azimuthaler Richtung die im biologischen Schild befindliche Neutronen-Meßkolonne modellmäßig zu berücksichtigen, deren genaue Lage aus Abbildung 30 auf Seite 66 und Abbildung 31 auf Seite 67 hervorgeht, so daß es möglich ist, das rechnerisch ermittelte Flußsignal auswerten zu können.

Bezogen auf das Standardmodell bedingt alleine diese Modellierung die Erfassung der Geometrie über den Seitenkohlestein hinaus, bis hin zu einem Radius von 370 cm (Ende des biologischen Schildes).

Dies führte zur Erstellung eines aufwendigen 360°-Vollcore-Modells /30/, mit in R-, φ -, Z-Richtung insgesamt $33 \times 96 \times 52 = 164.736$ Knotenpunkten.

Radien	Bezeichnung
1 - 14	Corebereich mit Graphitnasen incl. Stabhohlräume
14 - 17	Seitenreflektor
17 - 18	Seitenkohlestein
18 - 19	Reaktorschalung
19 - 21	Sperrspalt
21 - 22	Thermischer Schild
22 - 23	Gasspalt
23 - 24	Innerer Reaktorbehälter
24 - 25	Sperrspalt
25 - 26	Stahlblech
26 - 28	Biologischer Schild mit Meßkolonne (markierter Bereich)

Tabelle 20. Legende zu Abbildung 32 auf Seite 69

Die Materialien der infolge der Modellerweiterung in radialer Richtung zusätzlich abzubildenden Reaktoreinbauten, wie z.B. Stahlbehälter, thermischer und biologischer Schild, sowie Bleiabschirmung der Neutronenmeßkolonne, sind hinsichtlich ihrer neutronenphysikalischen Eigenschaften in einer Strukturmaterial-Library erfaßt, die im Anhang aufgeführt ist.

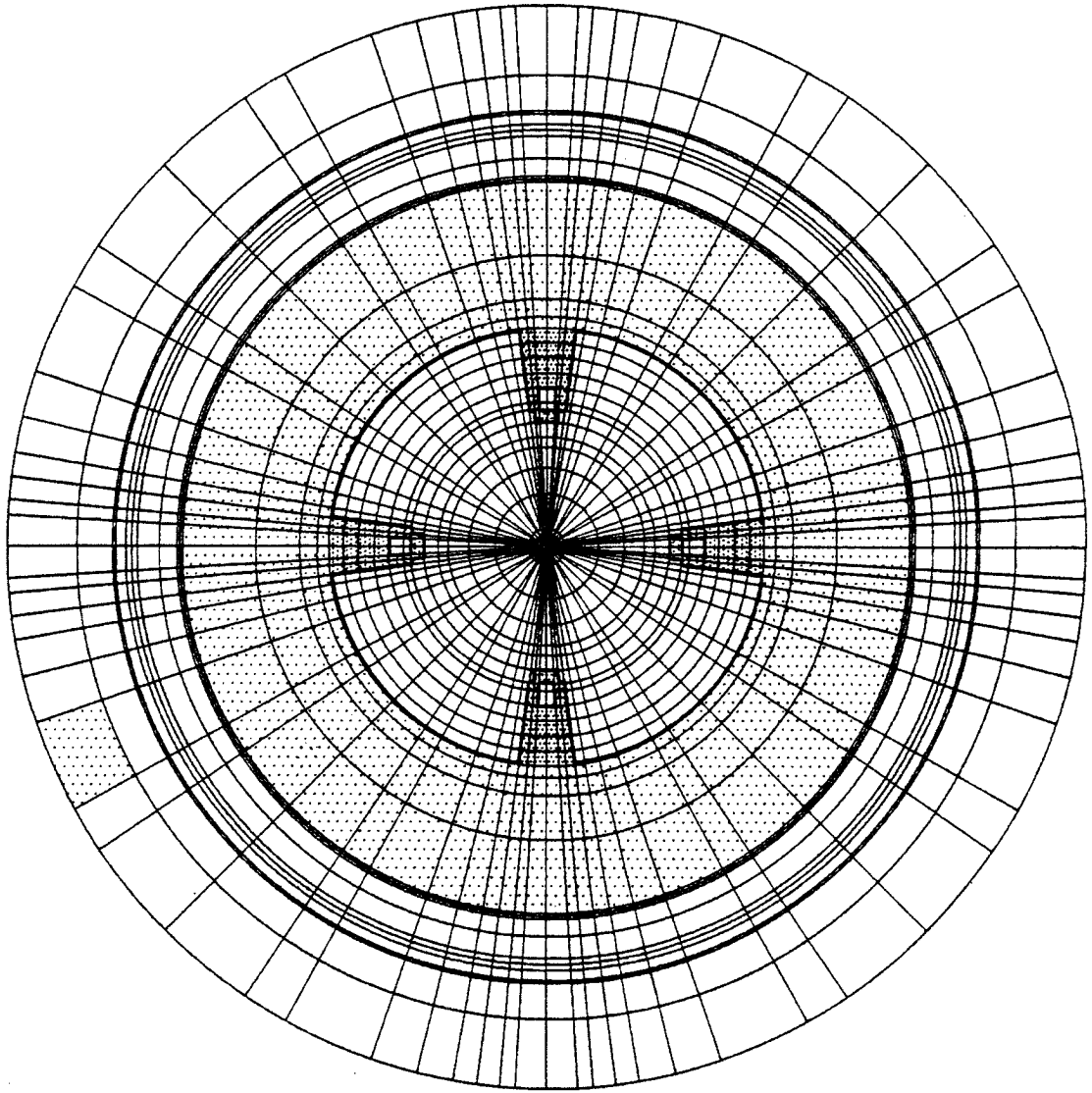


Abbildung 32. Vollcore-Maschennetz (axialer Schnitt)

Abbildung 32 zeigt den axialen Schnitt des Modells in Höhe der Neutronen-Meßkolonne.

In dieser Darstellung sind aus Gründen der besseren Übersichtlichkeit lediglich 28 der insgesamt 33 Radien dargestellt. Die zum Verständnis der Zeichnung nötigen Informationen ergeben sich aus Tabelle 20 auf Seite 68.

6.3.1 Behandlung der Stäbe im Diffusionsprogramm

Die Diffusionstheorie, die sich unter Annahme schwacher Flußkrümmung aus der Transporttheorie ableiten läßt, ist im Bereich starker Flußgradienten, die in unmittelbarer Nähe von Absorberstäben auftreten, nicht mehr gültig. Aus diesem Grund sind zur Beschreibung von Absorbergebieten geeignete Randbedingungen anzusetzen.

Diese Randbedingungen müssen so gewählt werden, daß der Netto-Neutronenstrom durch die Staboberfläche hindurch richtig wiedergegeben wird:

In Anwendung des soeben vorgestellten Vollcore-Modells erfolgt die Behandlung der Stabgebiete im Diffusionscode CITATION /19/ über äquivalente Extrapolations-Randbedingungen (D/λ -Werte), die für den zum Zeitpunkt der durchgeführten Experimente aktuellen Beladezustand WB 308 mittels einer Stab-Zellrechnung /31/ mit dem Programmzyklus AMPX-II /32/ nach (/33/,/34/) bestimmt worden sind.

Durch sukzessives Belegen der modellierten Stabhohlräume läßt sich mit diesen Randbedingungen das reale Stabverfahren simulieren.

6.4 Nachrechnen der kritischen Experimente

Basierend auf den Daten, die durch detailliertes Nachrechnen der AVR-Leistungsfahrt (23.1. - 23.4.86) unter Berücksichtigung der Abschaltphasen erzeugt würden (s. Kapitel fünf), schließt sich im folgenden die Analyse der zur experimentellen Bestimmung von Reaktivitätsäquivalenten durchgeführten Versuche an.

Zum Zeitpunkt der Messungen befand sich das Core im 'kalten' Zustand, wobei die Gastemperaturen - das Kühlmittel Helium war bis auf einen verbliebenen Überdruck von 0,05 bar abgepumpt - sowie die Temperaturen der graphitischen Einbauten ca. 100 °C /35/ betragen.

Die rechnerische Simulation der Experimente, die aus der umfangreichen Serie der in AP 86-3 zur Neubestimmung der Stabbankkurve durchgeführten kritischen Experimente ausgewählt wurden, orientiert sich am chronologischen Verlauf /35/ der Messungen:

Am 23.4.86 wurde die kritische Stellung ($k_{\text{eff}} = 1$) durch sukzessives Ausfahren der sich im eingefahrenen Zustand befindlichen Absorberbank bei ≈ 1.167 Skt erreicht /35/.

Anhand dieses Meßpunktes war es nun möglich, die Simulation der Stäbe im Vollcoremodell zu überprüfen:

Aufgrund der im Modell in axialer Richtung gewählten Einteilung wurde eine Bankstellung angefahren, die einer realen Position von 1.175 Skt entspricht, was eine Abweichung von weniger als 8 mm in der Bank-Einfahrtiefe bedeutet.

Die so durchgeführte Kritikalitätsrechnung ergab für k_{eff} einen Wert von 0,999736.

Bezogen auf die vom gemessenen kritischen Zustand äußerst geringe Abweichung von nur 26 mNile, kann festgestellt werden, daß sowohl das angewendete Verfahren zur Darstellung der Stäbe als auch das Modell in der Lage sind, derartige Versuche rechnerisch zu simulieren.

Ein weiterer Meßpunkt zur Überprüfung der Simulationsrechnungen ergab sich mit Einleitung der Experimente nach der Gegenstabmethode:

Im Startfall sind zwei gegenüberliegende Stäbe (AS 1;3) völlig eingefahren und das verbleibende Stabpaar (AS 2;4) wird bis zum Erreichen des kritischen Zustandes ausgefahren.

Um nun eine möglichst große Stab-Wegstrecke durchfahren zu können, ist es nötig, zusätzlich Kompensationsabsorber - in diesem Fall N_2 -Gas - ins Core einzubringen, da das bereits eingefahrene Stabpaar keinen weiteren Beitrag zur Reaktivitätsbindung liefern kann.

Zu Beginn der Gegenstabmessungen am 23.4.86 wurde der innere Behälter mit Stickstoff, entsprechend einem Partialdruck von 110 mbar, beaufschlagt und durch Nachfahren der Stäbe die, infolge des eingebrachten Giftes, kritische Stellung der Bank bei ≈ 1.280 Skt bestimmt /35/.

Die rechnerische Simulation dieser Coresituation bei einer fiktiven Stellung der Bank von 1.299 Skt und unter Berücksichtigung des N_2 -Kontrollgiftes lieferte einen Kritikalitätswert von $k_{\text{eff}} = 1,000221$.

Die auch in diesem Fall geringfügige Abweichung von nur 22 mNile überkritisch bestätigt die getroffene Aussage, mit Hilfe des rechnerischen Verfahrens derartige Experimente mit hoher Genauigkeit nachvollziehen zu können.

6.4.1 Simulation der Experimente nach der Gegenstabmethode

Die Serie der Gegenstabmessungen (s. Kap. 6.2.1), die in diesem Kapitel mit Hilfe rechnerischer Methoden analysiert wird, schließt sich zeitlich an das oben beschriebene Experiment zur Bestimmung der kritischen Stabbankstellung bei Anwesenheit eines Kompensationsabsorbers - 110 mbar Stickstoff im Core - an (s. Kap. 6.4).

Tabelle 21 zeigt zusammenfassend sowohl die während der Experimente /35/ angefahrenen Stabstellungen - real und modelliert - als auch die Resultate von Messung und Rechnung.

Wie aus der Tabelle hervorgeht, ergibt sich die erste kritische Stellung des Stabpaares (AS 2;4) bei 1.615 Skt, wobei die Stäbe (AS 1;3) voll eingefahren sind (Fall 1).

Zur Abbildung der realen Positionen in axialer Richtung wird jeweils die Höhenmasche im Coremodell ausgewählt, die den während der Versuche abgelesenen Skalenteilen am nächsten kommt.

Im betrachteten Beispiel - Fall 1 - bedeutet das für die Simulation der Stäbe (AS 2;4) eine Positionierung im Modell bei 1.671 Skt.

Unter Berücksichtigung dieser modellbedingten geringfügigen Abweichungen vom realen Zustand, die durch ein den Versuchen speziell angepaßtes Maschengitter in Z-Richtung eliminiert werden könnten, sind die in der Tabelle aufgeführten Rechenergebnisse zu interpretieren:

Aufgrund des im Modell weiter ausgefahrenen Stabpaares (AS 2;4) errechnet sich eine Überkritikalität von 115 mNile gegenüber dem bei der Messung eingestellten kritischen Zustand.

Fall	Position der Abschaltstäbe [Skt]				Reaktor- zustand	k_{eff}	Reaktivitätshub [mNile]	
	Messung		Rechnung				Messung $\Delta\rho$	Rechnung $\Delta\rho$
	AS 1;3	AS 2;4	AS 1;3	AS 2;4				
1	0	1.615	0	1.671	kritisch	1,001142		
2	700	1.615	803	1.671	Messung	1,003367	143	221
3	700	1.505	803	1.547	kritisch	1,001726		
4	1.150	1.505	1.175	1.547	Messung	1,003855	146	212
5	1.150	1.368	1.175	1.423	kritisch	1,002102		
6	1.341	1.368	1.299	1.423	Messung	1,003249	133	114
7	1.341	1.200	1.299	1.175	kritisch	1,000607		
8	1.470	1.200	1.423	1.175	Messung	1,001742	135	113
9	1.470	860	1.547	803	kritisch	0,999779		
10	1.590	860	1.547	803	Messung	1,001538	147	176
11	1.590	170	1.547	0	kritisch	0,998516		
12	1.669	170	1.671	0	Messung	1,000451	117	193

Tabelle 21. Resultate der Gegenstabmessung vom 23.4.86

Betrachtet man vergleichsweise Fall 7 und Fall 9, bei denen die Simulation der Stabpositionen um maximal 7 cm von der Realstellung abweicht, so läßt sich feststellen, daß die Kritikalitätsrechnung, bezogen auf $k_{\text{eff}} = 1$, Differenzen von nur 22 mNile bzw. 61 mNile ausweisen.

Um Effekte wie z.B. Flußverschiebungen, die sich aufgrund der asymmetrischen Stellung der Absorberstäbe bei Durchführung der Gegenstabprozedur ergeben, untersuchen zu können, ist, wie in Kapitel 6.3 beschrieben, das Rechenmodell in radialer Richtung soweit ausgedehnt worden, daß die Neutronenmeßkolonne des AVR-Reaktors - bei $R = 350$ cm - abgebildet wird.

Da sich diese Meßeinrichtung, wie Abbildung 30 auf Seite 66 zeigt, nicht im Winkel zwischen zwei Abschaltstabnasen befindet, sondern näher an der Nase des dritten Stabes bei $\varphi = 159^\circ$ positioniert ist, läßt sich aufgrund dieser geometrischen Anordnung ein zusätzlicher Einfluß auf das Flußsignal erwarten.

Für Fall 8 sei beispielhaft in Abbildung 34 auf Seite 74 dargestellt, wie sich der thermische Neutronenflußverlauf in axialer Richtung des Reaktors, durch den Detektor hindurch, entwickelt. Abbildung 33 zeigt den entsprechenden, ebenfalls den Detektor schneidenden, azimutalen Verlauf.

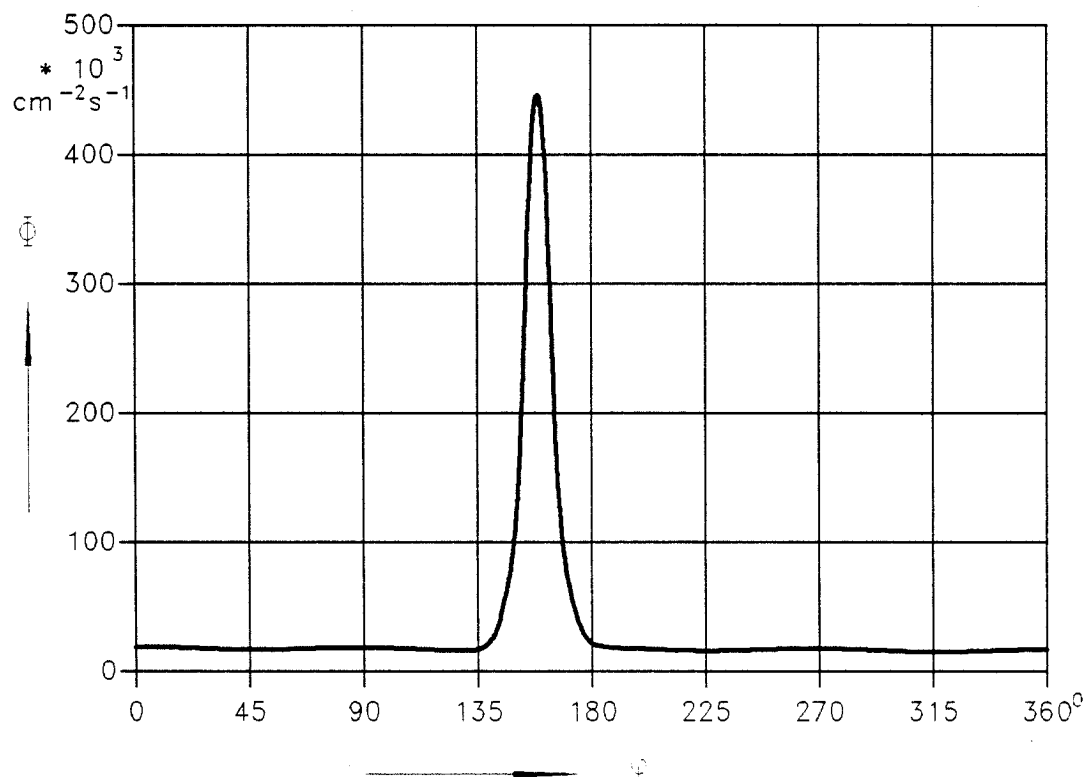


Abbildung 33. Azimutaler thermischer Neutronenflußverlauf

Mit Hilfe dieser Abbildungen läßt sich deutlich die Modellierung sowohl des 'Graphitfensters' vor dem Detektor anhand des ausgeprägten Flußmaximums als auch der abschirmenden Materialien in axialer und in azimuthaler Richtung vom Detektor weg - minimaler Fluß -, erkennen.

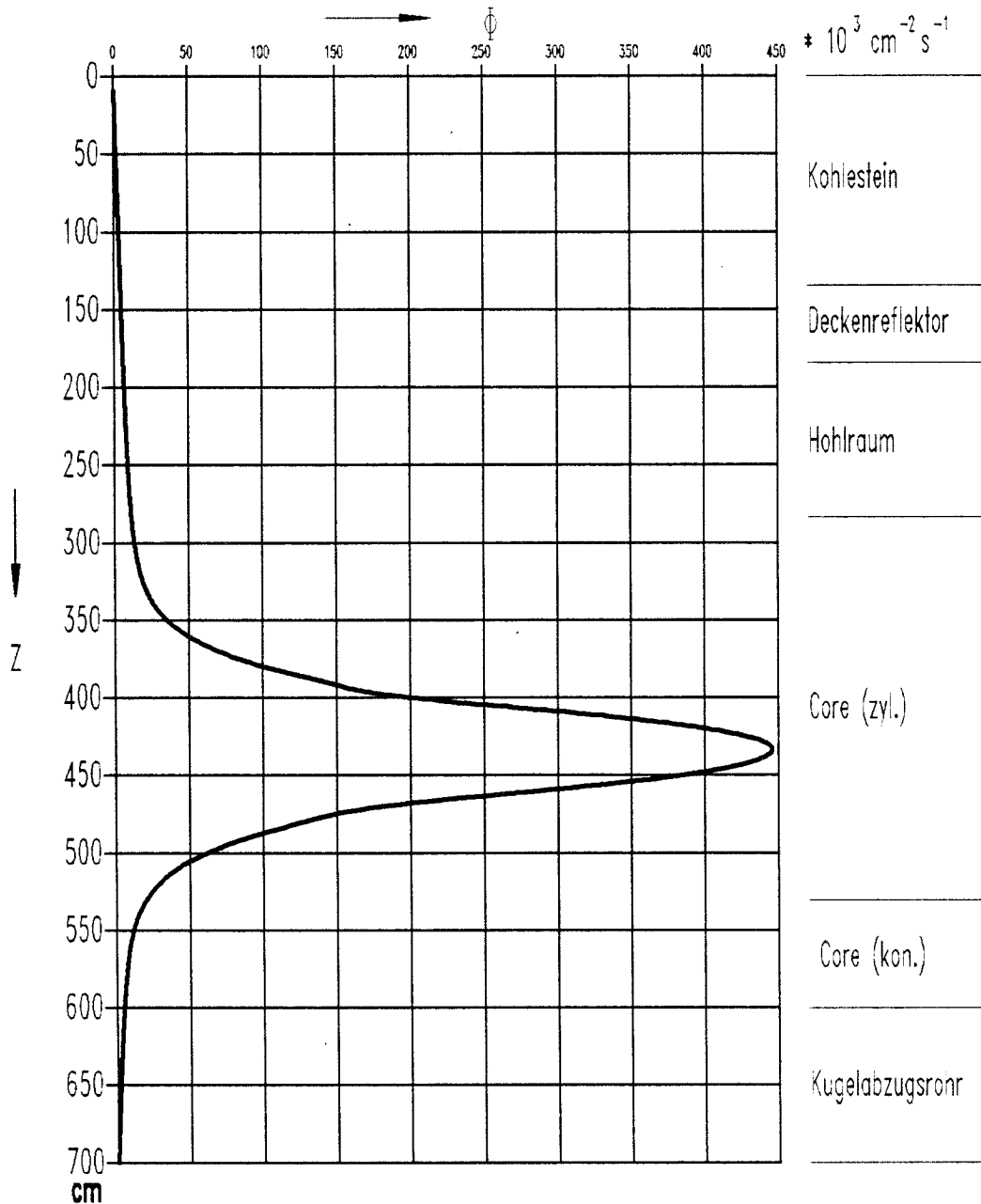


Abbildung 34. Axialer thermischer Neutronenflußverlauf

Da sich die aus der Simulationsrechnung der Gegenstab-Experimente bestimmten Detektor-Flußwerte (Fall 1 → 12) teilweise nur geringfügig unterscheiden, wird von einer graphischen Darstellung abgesehen, statt dessen werden die Ergebnisse in Tabelle 22 aufgeführt.

Betrachtet man die für den thermischen Energiebereich errechneten Detektor-Flußwerte, so läßt sich erkennen, daß in den Fällen, in denen der Reaktor kritisch gefahren wurde, stets höhere Werte als im überkritischen Zustand (Messung) auftreten.

Fall	schneller E-Bereich	epithermischer E-Bereich	epithermischer E-Bereich	thermischer E-Bereich	Dimension
1	13.029	4.807	3.395	445.852	cm ⁻² s ⁻¹
2	12.981	4.782	3.372	442.855	cm ⁻² s ⁻¹
3	13.045	4.807	3.391	445.292	cm ⁻² s ⁻¹
4	12.986	4.795	3.381	444.081	cm ⁻² s ⁻¹
5	13.082	4.818	3.396	445.908	cm ⁻² s ⁻¹
6	13.078	4.815	3.392	445.344	cm ⁻² s ⁻¹
7	13.150	4.846	3.415	449.353	cm ⁻² s ⁻¹
8	13.139	4.841	3.408	447.441	cm ⁻² s ⁻¹
9	13.230	4.878	3.437	451.141	cm ⁻² s ⁻¹
10	13.232	4.877	3.435	450.918	cm ⁻² s ⁻¹
11	13.239	4.889	3.447	452.380	cm ⁻² s ⁻¹
12	13.242	4.889	3.446	452.337	cm ⁻² s ⁻¹

Tabelle 22. Errechnetes Detektor-Flußsignal

Diese Tendenz ist allerdings in Abhängigkeit von der jeweils eingestellten Stabposition unterschiedlich stark, wodurch die eingangs getroffene Annahme, daß durch asymmetrische Stabpositionen Flußverschiebungen auftreten, ihre Bestätigung findet.

Die Summation der meßtechnisch bestimmten Reaktivitätsbeträge für den Gesamthub eines Stabpaares unter Einfluß von Stickstoff als Kompensationsabsorber liefert einen Reaktivitätswert von 821 mNile.

Die entsprechende Größe aus den Simulationsrechnungen - hierbei ist allerdings zu berücksichtigen, daß die real eingestellten Stabpositionen nicht exakt eingestellt wurden - ergibt für den durchfahrenen Stabpaarhub in Anwesenheit von N₂-Gas ein Reaktivitätsäquivalent von 1.030 mNile.

6.4.2 Analyse der druckabhängigen Kompensationsreaktivität

Um den druckabhängigen Einfluß des Kompensationsabsorbers Stickstoff auf die Reaktivität des Cores zu untersuchen, sind kritische Stabankstellungen, die während der Meßreihen zur Neubestimmung der Stabankkurven eingestellt wurden /35/, simuliert und nachgerechnet worden.

6.4.2.1 Druckbereich $1,5 < p < 8,4$ bar

Tabelle 23 weist in Abhängigkeit des N_2 -Gasdruckes und der zugehörigen Bankstellung die für die kritischen Reaktorzustände errechneten k_{eff} -Werte aus.

Position der Stabbank		Partialdruck N_2 -Gas [bar]	k_{eff}	N_2 -Reaktivität [Nile]
Messung	Modell			
3.030	3.045	6,94	1,001473	5,289
3.812	3.807	8,36	0,999490	6,328

Tabelle 23. Kritische Stabankstellungen in Abhängigkeit von Kompensationsabsorber

Durch Vergleichsrechnungen mit und ohne Stickstoffsimulation sind die dem Kontrollgift zuzuweisenden Reaktivitätswerte bestimmt worden. Hierbei zeigte sich, daß die im Druckbereich $1,5 < p < 8,4$ bar errechneten Stickstoff-Reaktivitätsäquivalente ein, bezogen auf den vorherrschenden Druck, nahezu proportionales Verhalten zeigen:

Bezieht man die für die insgesamt durchgeführten rechnerischen Untersuchungen beispielhaft in Tabelle 23 dargestellten Reaktivitätswerte auf die zugehörigen Gasdrücke, so ergeben sich Druckkoeffizienten von 762 und 757 mNile/bar bei den eingestellten Stabpositionen.

Vergleichend seien die in /36/ aufgeführten Daten genannt, die für diesen Druckbereich lediglich Koeffizienten um 650 mNile/bar ausweisen.

6.4.2.1 Druckbereich $p \leq 1,5$ bar

Im Bereich kleiner Gasdrücke ($200 < p \leq 1.500$ mbar) lassen sich die kritischen Bankstellungen dagegen nur unzureichend simulieren:

Wie die zur Klärung dieser Frage durchgeführten Parameterstudien bei sukzessive geänderten Drücken zeigen, muß in diesem Druckbereich ein Adsorptionsprozeß zwischen Graphit und Stickstoff stattfinden, so daß alleine die Kenntnis des im Core vorhandenen N_2 -Partial-Gasdruckes nicht ausreicht.

Aus diesem Grund ist es bei zukünftigen Experimenten dieser Natur erforderlich, zusätzlich zur Druckbestimmung eine Mengenummessung vorzunehmen, um in die Lage versetzt zu werden, die für die reaktorphysikalische Behandlung in der Simulation notwendige Moleküldichte bestimmen zu können.

Bei Gasdrücken oberhalb des betrachteten Bereiches ist anscheinend der Sättigungsvorgang abgeschlossen, so daß hier keine Probleme hinsichtlich der rechnerischen Behandlung auftreten.

Bei einem N_2 -Partialdruck von nur 110 mbar konnte die kritische Stabstellung ebenfalls (s. Kap. 6.4) mit nur 22 mNile überkritisch hinreichend genau simuliert werden.

6.4.3 Ausweisen der Core-Unterkritikalität für WB 308

Die Bestimmung der Unterkritikalität des Reaktorcores, die sich je nach Beladesituation und Reaktorfahrweise ändert und daher stets neu bestimmt werden muß, ist meßtechnisch nur mit aufwendigen Verfahren (Gegenstabmethode) und unter Inkaufnahme systematischer Fehler [28] möglich.

In Anwendung eines rechnerischen Simulationsverfahrens hingegen, welches in der Lage ist, derartige Aufgabenstellungen mit ausreichender Genauigkeit zu lösen, kann die Unterkritikalität mit vertretbarem Aufwand zu jedem Zeitpunkt unter Berücksichtigung der aktuellen Betriebssituation ausgewiesen werden:

- Aus der Simulation der kritischen Bankstellung bei ≈ 1.167 Skt, ohne Kompensationsabsorber im Core, errechnet sich eine Reaktivität von nur 26 mNile unterkritisch, wodurch gezeigt ist, daß die zur Lösung dieser Fragestellung eingesetzten Rechenverfahren in der Lage sind, die betrachtete Coresituation zu beschreiben.
- Weiter wird durch eine Rechnung, bei der die völlig ins Core eingefahrene Stabbank simuliert wird, die daraus resultierende Abschaltreaktivität des Reaktorcores bestimmt.
- Schließlich erhält man aus der Differenz dieser Reaktivitäten die Core-Unterkritikalität.

Zum Zeitpunkt des 23.4.86 (WB 308) bestimmt sich somit diese Größe für das abgeschaltete kalte Core zu 801 mNile.

6.5 Erstellen der Stabbankkurven

Die Kenntnis der 'heißen' Stabbankkurve, besonders deren oberer Teil, ist für die Leistungsfahrt von besonderer Bedeutung: Da während des Reaktorbetriebes die Stäbe fast völlig ausgefahren sind, und nur zur Ausregelung von Reaktivitätsschwankungen infolge durchgeführter Lastwechsel oder

Beschickungsvorgängen bewegt werden, ist es wichtig zu wissen, wieviel Reaktivität beim Verfahren der Bank in diesem Bereich gebunden wird.

6.5.1 Die 'heiße' IVK-Messung

Da die 'heiße' Kurve experimentell nicht bestimmbar ist, wird diese in Anwendung von Ähnlichkeitsbetrachtungen /28/ aus der meßtechnisch gewonnenen 'kalten' Kurve, die ihrerseits korrigiert /28/ ist, konstruiert.

Einziger Anhaltspunkt für den Endwert (Bank ausgefahren) der 'heißen' Kurve liefert eine IVK-Messung (s. Kap. 6.2.2) aus Vollastbetrieb:

Bei diesem Verfahren zur Reaktivitätsbestimmung werden die Stäbe ins Core eingeworfen, und über die Erfassung der zeitlich abnehmenden Neutronendichte läßt sich durch Lösen der inverskinetischen Reaktorgleichungen das durch die Bank ins Core eingebrachte Reaktivitätsäquivalent bestimmen.

Da dieses gekoppelte Differential-Gleichungssystem außerdem die Bereitstellung effektiver Anteile an verzögerten Neutronen verlangt, die, gewichtet mit den z.Zt. im Core befindlichen Spaltnuklidmassen, bestimmt werden, ist es notwendig, auf eine möglichst gute Datenbasis zurückzugreifen /37/:

Basierend auf AVR-80-Daten bestimmt sich für die am 6.4.86 durchgeführte IVK-Messung /38/ ein Stabank-Reaktivitätsäquivalent von 8,29 Nile. Im Vergleich hierzu stellt sich unter Verwendung der mittels HTR-2000 erzeugten Größen ein Wert von 7,80 Nile ein.

Weitergehende Untersuchungen zur Methode der inverskinetischen Reaktivitätsbestimmung /39/ ergeben, daß dieser Wert, infolge der beim Einwerfen der Stabank entstehenden Neutronenflußverdrängung in Richtung Meßkolonne, unterschätzt wird.

Um diesen Effekt zu quantifizieren, sind vergleichende Rechnungen mit Hilfe des Vollcore-Modells durchgeführt worden, um das thermische Flußsignal im Detektor auswerten zu können (Tabelle 24).

Position der Bank	schneller E-Bereich	epithermischer E-Bereich	epithermischer E-Bereich	thermischer E-Bereich	Dimension
ausgefahren	16.927	5.537	3.586	470.817	cm ⁻² s ⁻¹
eingefahren	18.545	6.253	3.846	501.024	cm ⁻² s ⁻¹

Tabelle 24. Vergleichsrechnungen zur IVK-Methode

Nach /39/ hat eine Korrektur des in Anwendung von /29/ errechneten Reaktivitätsäquivalentes für die Stabbank unter Berücksichtigung des folgenden Zusammenhanges zu erfolgen:

$$\frac{\Phi_{\text{mit Stabbank}}^{\text{th}}}{\Phi_{\text{ohne Stabbank}}^{\text{th}}} \cdot \rho_{\text{IVK-Messung}} = \rho_{\text{Bank}} \quad (6.1)$$

Somit ist unter Verwendung der mit HTR-2000 erzeugten Daten ein Reaktivitätswert für die heiße Stabbank von 8,30 Nile anzusetzen.

6.5.2 Vergleich der Stabbankkurven

Zum Abschluß der durchgeführten rechnerischen Analysen der zur Neubestimmung der Stabbankkurven eingesetzten Meßverfahren, werden in diesem Abschnitt die rechnerisch ermittelten Kurven den nach /28/ gewonnenen Kurven aus /36/ gegenübergestellt.

Abbildung 36 auf Seite 81 zeigt vergleichend sowohl die mittels Simulationsrechnungen bestimmten Bankkurven als auch die in /36/ dargestellten Verläufe.

Wie man erkennen muß, ergeben sich deutliche Diskrepanzen zwischen den vergleichbaren Kurven von Messung und Simulation.

Auffällig ist, daß die aus den Experimentdaten konstruierte 'heiße' Stabbankkurve niedriger als die N_2 -korrigierte 'kalte' Kurve verläuft:

Im Gegensatz dazu ist in /40/ dargestellt, daß Abschaltstäbe, ins heiße Core eingefahren, eine gegenüber dem 'kalten' Zustand um ca. 10 % höhere Wirksamkeit erbringen.

Betrachtet man den **unteren Teil** der 'kalten' Meßkurve, so lassen sich für die Bankpositionen (Stp) $\text{Stp}_1 = 1.167$ und $\text{Stp}_2 = 1.270$ Skt Reaktivitätswerte von $\rho_1 = 595$ bzw. $\rho_2 = 735$ mNile ablesen, die in der Differenz $\Delta\rho_{2,1} = 140$ mNile ergeben.

In diesen Positionen ist der Reaktor, wie in Kapitel 6.4 aufgeführt, in den kritischen Zustand gebracht worden.

Bestimmt man nun aus der zugehörigen N_2 -Druckdifferenz von $\Delta p_{2,1} = 110$ mbar und dem in diesem Druckbereich experimentell bestimmten Druckkoeffizienten, der sich zu $\approx 1,25$ Nile/bar aus /36 - Abb.3 -/ ablesen läßt, das resultierende Reaktivitätsäquivalent, so ergibt sich ein Wert von ≈ 135 mNile.

Betrachtet man den **oberen Teil** der kalten Meßkurve - s. auch Abbildung 35 auf Seite 80 - so lassen sich für die Bankpositionen $\text{Stp}_3 = 3.030$ und $\text{Stp}_4 = 3.812$ Skt Reaktivitätswerte von $\rho_3 = 6,930$ bzw. $\rho_4 = 8,060$ Nile ablesen.

Auch diese Positionen sind, wie in Kapitel 6.4.2 beschrieben, mit der Stabbank angefahren worden, und durch Einstellen des N_2 -Partialdruckes von $p_3 = 6,94$ bzw. $p_4 = 8,36$ bar - siehe auch Tabelle 23 auf Seite 76 - wurde der Reaktor kritisch.

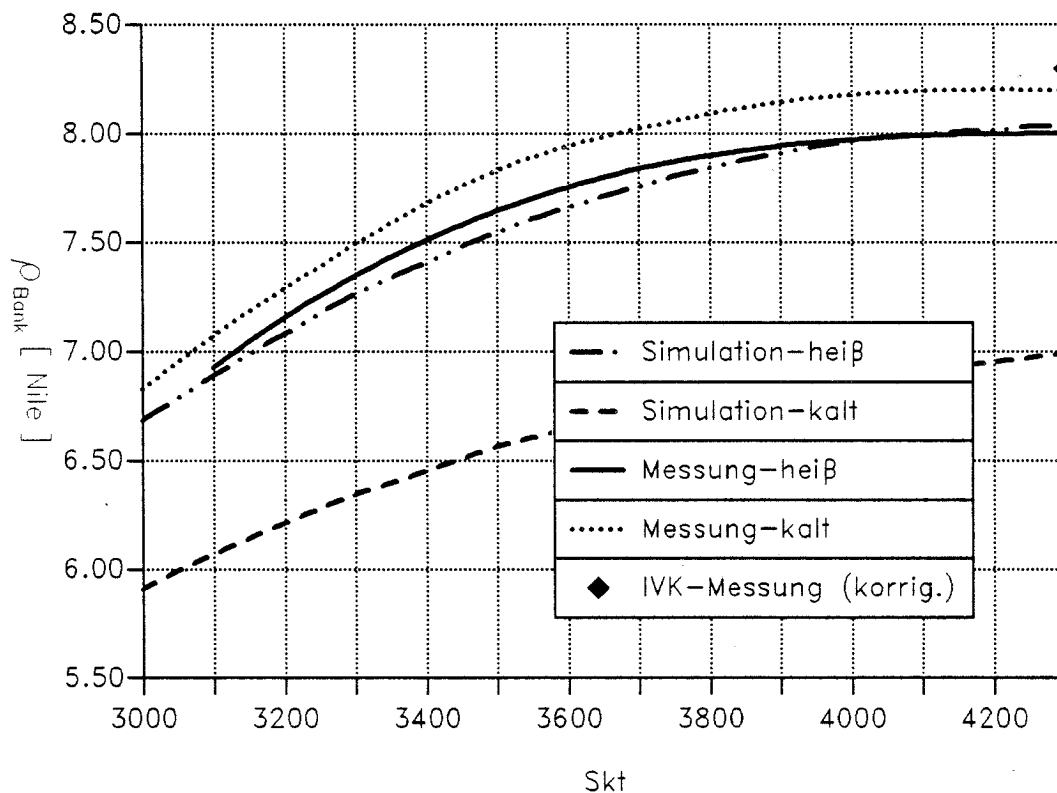


Abbildung 35. Ausschnitt der Stabbankkurven

Aus der resultierenden Druckdifferenz von $\Delta p_{4,3} = 1,42$ bar ergibt sich in Anwendung des meßtechnisch bestimmten und in /36/ ausgewiesenen Druckkoeffizienten von 650 mNile/bar (s.Kap. 6.4.2) eine zugehörige Reaktivität von ≈ 923 mNile.

Bildet man weiter die Differenz der den angefahrenen Bankpositionen entsprechenden Reaktivitätswerten von ρ_4 und ρ_3 , so ergibt sich mit $\Delta \rho_{4,3} = 1.130$ Nile allerdings ein Wert, der um mehr als 22 % über dem N_2 -Giftäquivalent von 923 mNile liegt.

Besonders zu berücksichtigen ist, daß diese doch deutliche Abweichung in einem relativ kurzen Teil des Kurvenzuges - er umfaßt lediglich 770 Skalenteile - auftritt.

Dieser Teil ist zudem für die konstruktive Erstellung der 'heißen' Stabbankkurve von großer Bedeutung, da in diesem Bereich die Krümmung der Kurve - zum abfallenden Ast hin - liegt.

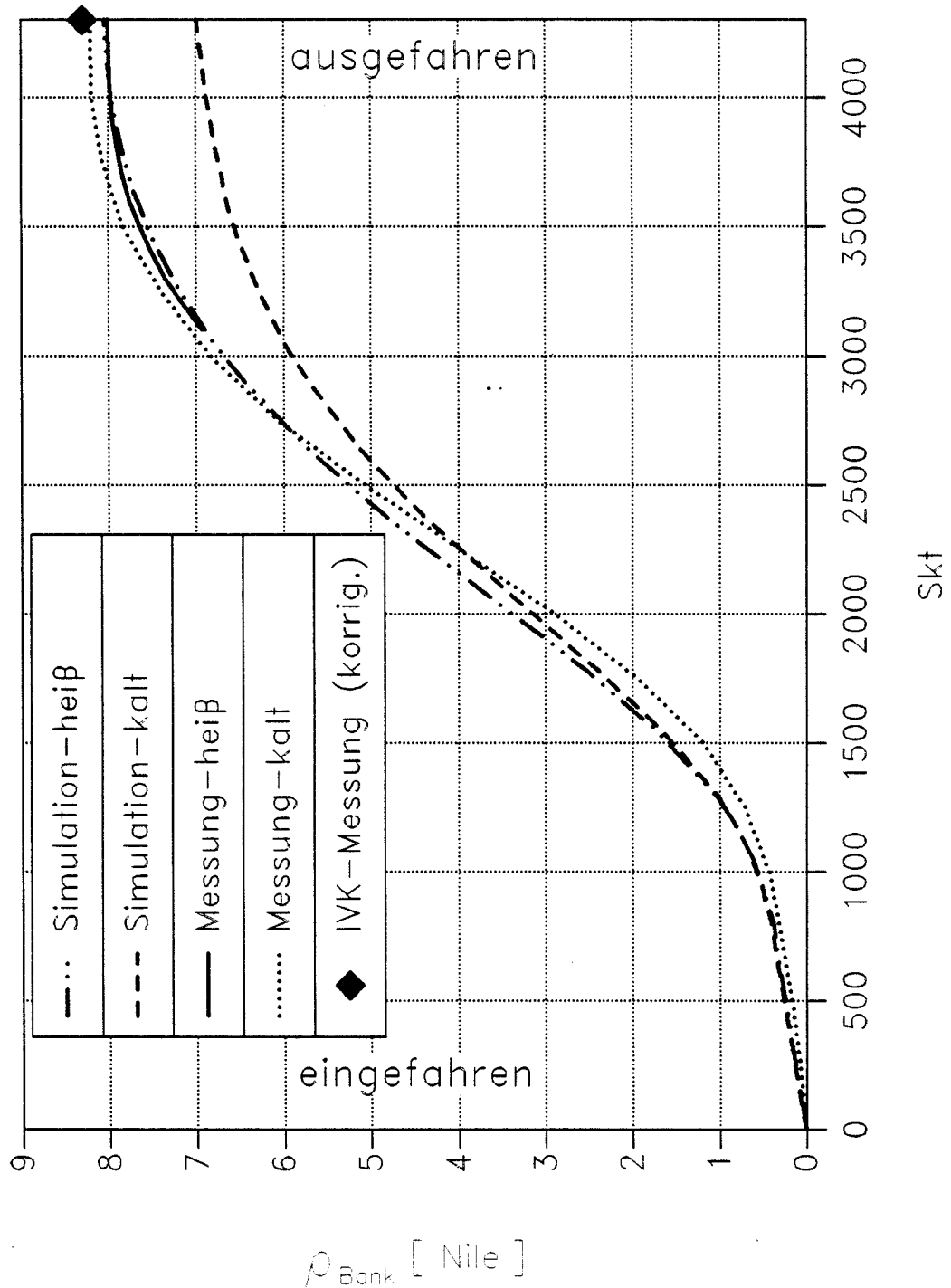


Abbildung 36. Stabbankkurven (gültig für Coresituation WB 308)

Dies führt zu dem Schluß, daß die Reaktivitätsanteile, die dem Kompensationsabsorber während der Messung und später bei der Erstellung der 'kalten' Stabbankkurve zugewiesen werden, fehlerbehaftet sind und somit zwangsläufig zu einer nicht der Realität entsprechenden 'kalten' Stabbankkurve führen, deren Formfunktion nun letztendlich dazu benutzt wird, die 'heiße' Kurve zu konstruieren.

Wie die rechnerische Analyse hierzu zeigt, ergeben sich in Abhängigkeit von den Stabstellungen - bei konstantem Druck - deutliche Unterschiede bezüglich des dem Kompensationsabsorber zuzuordnenden Reaktivitätsäquivalents.

Diese Feststellung läßt den Schluß zu, daß die Wirksamkeit des Kontrollgiftes nicht nur von dessen Menge, sondern auch von der Stellung der Stäbe abhängt.

Das wiederum bedeutet, daß es mit meßtechnischen Mitteln kaum möglich ist, die z.B. durch Periodenmessung bestimmte Reaktivität anteilmäßig einerseits dem im Core vorhandenen Kontrollgift, andererseits der Stabbank zuzuordnen.

Im Gegensatz zur Messung erfolgt die rechnerische Erstellung sowohl der 'kalten' als auch der 'heißen' Stabbankkurve bei stickstofffreiem Core, so daß verfälschende Effekte infolge Anwesenheit eines Kompensationsabsorbers nicht auftreten können.

In Anbetracht der insgesamt überzeugenden Rechenergebnisse, die bei der Analyse der kritischen Experimente erzielt wurden, bleibt festzustellen, daß es mit Hilfe des eingesetzten Simulationsverfahrens möglich ist, Reaktivitätsbestimmungen von hoher Güte zu erzielen, und somit der rechnerischen Bestimmung der Stabbankkurven der Vorzug zu geben ist.

7. Zusammenfassung

Konsequente Weiter- und Neuentwicklung der zur rechnerischen Begleitung des AVR-Leistungsbetriebes eingesetzten Simulationsverfahren führte zum Aufbau des 3-dimensionalen Programmsystems HTR-2000, in das alle bisher gewonnenen Erfahrungen aus langjährigem Reaktorbetrieb und zahlreichen am AVR-Reaktor durchgeführten Experimenten eingebracht wurden.

HTR-2000 unterscheidet sich somit in wesentlichen Punkten von den bisher zur Betriebssimulation eingesetzten Rechenverfahren:

- Durch die 3-dimensionale Abbildung des Reaktorcores im Modell werden die Graphitnasen und die reale Stellung der Abschaltstäbe bei der reaktorphysikalischen und thermodynamischen Berechnung explizit erfaßt.
- Dem Rechencode liegt ein Kugelfließmodell zugrunde, mit dem es möglich ist, das Fließen der Kugeln im AVR-Reaktorcore unter Betriebsbedingungen hinreichend genau zu simulieren.
- Sowohl die Abbrandmeßeinrichtung als auch die Beschickungsanlage sind modelliert worden, wodurch eine enge Kopplung zwischen Betrieb und Simulationsmodell erreicht wird.

Unter dem Aspekt, den AVR-Reaktor grundlegend als Eichexperiment für die reaktorphysikalische Berechnung von Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktoren mit Mehrfachdurchlauf zu behandeln, ist es das Ziel dieser Arbeit, zu untersuchen, inwieweit die theoretische Behandlung der reaktorphysikalischen Vorgänge im Rechenmodell in der Lage ist, die Leistungsfahrt eines Reaktors simulieren zu können und, bei hinreichender Übereinstimmung, so den Rechenzyklus HTR-2000 am AVR-Reaktor zu validieren.

Nach einleitender Darstellung der einzelnen Programmsegmente des Rechencodes ist die rechnerische Simulation der Reaktor-Leistungsfahrt von 1982 - 1988 analysiert worden.

Im Vergleich sensitiver reaktorphysikalischer Kenngrößen mit betrieblichen Meßdaten läßt sich eine überzeugende Übereinstimmung feststellen, wodurch der Nachweis erbracht ist, daß mit HTR-2000 ein Programmsystem zur Verfügung steht, welches in der Lage ist, die während des Leistungsbe-

etriebes auftretenden Fragestellungen zu beantworten, und somit einen Hochtemperatur-Leistungsreaktor rechnerisch zu betreuen:

- Im Vergleich von gemessenen und rechnerisch ermittelten Brennelement-Austrittsspektren über eine Betriebszeit von 70 Wiederbeladungen - in diesem Zeitraum sind über eine halbe Million Brennelemente umgewälzt worden - zeigt sich mit fortschreitender Nachrechnung ein konvergentes Verhalten, woraus zu folgern ist, daß sowohl das Fließen der Brennelemente als auch die Simulation der Beschickungsanlage sehr gut erfaßt sind. Insgesamt läßt sich feststellen, daß die Abweichungen vergleichbarer Kugelzahlen innerhalb des der Abbrandmeßanlage zugestandenen Fehlerbereichs liegen.
- Obwohl die einzelnen Wiederbeladungen mit Mittelwerten für die Gasein- und -austrittstemperatur und ohne Berücksichtigung von Abschaltpausen und aktuellen Stabstellungen berechnet wurden (Methode der Standardnachrechnung), weicht der rechnerisch ermittelte Kritikalitätsverlauf im betrachteten Zeitraum nur um maximal 2 % von der realen Coresituation ab.
- Hingegen liefert die detaillierte Simulation aller gefahrenen Lastzustände unter Berücksichtigung der Abschaltpausen bei Nachrechnung des Betriebsverlaufs vom 23.1.86-23.4.86 - nach Abklingen der Einschwingphase - mit der die Wiederbeladung abschließenden Kritikalitätsrechnung ein Ergebnis, welches lediglich um 0,012 % vom kritischen Reaktorzustand abweicht.

Die rechnerische Analyse führt unter Berücksichtigung aller Effekte zu dem Schluß, daß die bisher zur Simulation der Leistungsnachfahrt angewandte Methode der Standardnachrechnung sicherlich ausreicht, im Rahmen einer längerfristigen Reaktorfolgerechnung verlässliche Aussagen über das reale physikalische Geschehen im Core zutreffen, hingegen bei der Nachrechnung von Langzeittransienten oder Abschaltpausen hinsichtlich der Erstellung von z.B. Abschaltbilanzen nicht ausreicht, da gerade die Konzentrationen der kurzlebigen Spaltprodukte - bei Simulation relativ kurzer Abschaltpausen - entscheidenden Einfluß auf die sich anschließende Kritikalitätsrechnung haben.

Zur Beantwortung der Fragen, die seitens der Betreiber von Leistungsreaktoren nach der momentanen Corereaktivität, der Unterkritikalität sowie der aktuellen Beladegrenze während des Reaktorbetriebes stets gestellt werden, sind Experimente, die 1986 im Rahmen der Neubestimmung des Stabank-Reaktivitätsäquivalents durchgeführt wurden, in Anwendung eines eigens hierzu erstellten 360°-Vollcore-Modells nachgerechnet worden:

- Die Simulation kritischer Absorberstabstellungen, basierend auf dem Datenmaterial, welches durch detaillierte Nachrechnung erstellt wurde, liefert bei der Kritikalitätsrechnung maximale Abweichungen von < 0,05 %, so daß festgestellt werden kann, daß sowohl das angewendete

Verfahren zur Darstellung der Stäbe als auch das Modell in der Lage sind, derartige Versuche mit hoher Genauigkeit nachvollziehen zu können.

- Experimente mit Stickstoff als Kompensationsabsorber sind nachgerechnet worden, mit dem Ergebnis, daß sich in Abhängigkeit von den Stabstellungen - bei konstantem N_2 -Gasdruck - deutliche Unterschiede bezüglich des dem Kontrollgift zuzuordnenden Reaktivitätsäquivalents ergeben.
- Weiterhin sind im Bereich kleiner N_2 -Gasdrücke ($p \leq 1,5$ bar) mögliche Adsorptionsvorgänge zwischen Graphit und Stickstoff festgestellt worden, so daß es bei zukünftigen Experimenten dieser Natur erforderlich ist, zusätzlich zur Partialdruckbestimmung eine Mengemessung des eingespeisten Kontrollgiftes vorzunehmen.

Die sich anschließende Analyse sowohl der Meßmethoden als auch der daraus resultierenden Ergebnisse zeigt, daß Simulationsrechnungen in Anwendung des vorgestellten Programmsystems HTR-2000 in der Lage sind, Reaktivitäten zu bestimmen und Stabbankkurven zu erstellen.

Dieser Aspekt besitzt nicht zuletzt eine große Bedeutung für den Betrieb von Leistungsreaktoren, da ohne aufwendige Meßprozeduren, und damit ohne Unterbrechung des Leistungsbetriebes, die Möglichkeit gegeben ist, zu jedem Zeitpunkt z.B. die Beladegrenze zu bestimmen oder die Core-Unterkritikalität auszuweisen, was hinsichtlich genehmigungsrechtlicher Auflagenfüllung von besonderem Interesse ist.

Verwendete Abkürzungen

AC	AußenCore
AN	AktenNotiz
AP	AbschaltPause
AS	AbschaltStab
AVR	Arbeitsgemeinschaft Versuchs Reaktor
BE	BrennElement
GFB	Gepreßt Feed Breed
GK	Gepreßt Karbidisch
GLE	Gepreßt Low Enriched
GO	Gepreßt Oxidisch
HTR	HochTemperaturReaktor
HEU	High Enriched Uranium
IC	InnenCore
IVK	InVersKinetisch
KAZR	KugelAbZugsRohr
KFA	KernForschungsAnlage Jülich
KTA	KernTechnischer Ausschuß
KUBA	KugelUmwälzBeschickungsAnweisung
LEU	Low Enriched Uranium
MEDUL	MEhrfachDUrchLauf
MK	MischKugeln
NSFP	Non Saturating Fission Product
OEFZS	OEsterreichisches Forschungszentrum Seibersdorf
Sk	Skalenteile
SM	SchwerMetall
THTR	Thorium HochTemperaturReaktor
uK	umgewälzte Kugeln
WB	WiederBeladung

Literaturverzeichnis

- /1/ H. Werner, F. Thomas
Programmzyklus HTR-2000
Bericht in Vorbereitung
- /2/ M. Wimmers, et al.
Inbetriebnahme der neuen Abbrandmeßanlage
AVR Bericht
Jülich 1982
- /3/ K. Krüger, G. Peters
Kugelfließverhalten in einem 1:1 AVR-Coremodell
AVR Bericht
Jülich, April 1970
- /4/ BBC/KRUPP
Arbeitsbericht E1-69/20 vom 28.03.69
- /5/ D. Bedenig
Probleme des Kugelhaufens und körniger Schüttungen
THTR-Symposium in Jülich 6.-7.3.68
EUR 4190 d, e
EURATOM 1968
- /6/ H. Werner, F. Thomas
FLIMO: Programmcode zur Simulation
des Kugelfließens in einem Reaktorcore
Bericht in Vorbereitung
- /7/ M. Wimmers, P. Pohl
Quartalsbericht III/82
Gruppe Physik
AVR AN vom 27.10.1982
- /8/ M. Wimmers, P. Pohl
Quartalsbericht I/84
Gruppe Physik
AVR AN vom 17.04.1984
- /9/ M. Wimmers, P. Pohl
Quartalsbericht IV/85
Gruppe Physik
AVR AN vom 22.01.1986

- /10/ H. Werner
Messung der Brennelementverweilzeit
im Innencore des AVR-Reaktors
AVR AN vom 18.06.1985
- /11/ F. Thomas, H. Werner
Erstellung eines 9-Kanal-AVR-Fließmodells
für den Rechenzyklus HTR-2000
AVR AN vom 01.12.1987
- /12/ J. Schlösser
MUPO, an IBM-7090 Diffusion Program
to Calculate Neutron Spectra and Multi-Group Constants
DP-Report 172, 1963
- /13/ J. R. Askew, et al.
A General Description
of the Lattice Code WIMS
JBNES, 5, No. 4, p. 564, October 1966
- /14/ H. Werner
AVR-Versuchsprogramm HTA-4
AVR AN vom 05.03.1986
- /15/ W. Gießler, et al.
Die neue MUPO-Datenbibliothek (Library 5)
Arbeitsbericht E1-69/3
BBC/KRUPP
Mannheim 1969
- /16/ M. J. Halsall, C. J. Taubmann
The "1981" WIMS NUCLEAR DATA LIBRARY
AEEW-R 1442, September 1983
- /17/ O.E.C.D. HIGH TEMPERATURE REACTOR PROJECT
- D R A G O N -
1959 - 1976
- /18/ Theoretische Arbeiten zur HTR-Coreauslegung
KFA-Forschungsauftrag
Jülich 1982
- /19/ T. Fowler, et al.
Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION
ORNL-TM-2496, Rev. 2
Oak-Ridge 1971
- /20/ H. Werner
MAGI: Programmcode zur Erstellung von
Modellmaschennetzen und Transformation von Daten
zwischen verschiedenen Maschengitterformationen
Bericht in Vorbereitung
- /21/ D. R. Croft, D. G. Lilley
HEAT TRANSFER CALCULATIONS
USING FINITE DIFFERENCE EQUATIONS
APPLIED SCIENCE PUBLISHERS LTD
London 1977

- /22/ SICHERHEITSTECHNISCHE REGEL DES KTA
Auslegung der Reaktorkerne
von gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren
KTA 3102.2-3
- /23/ R. Wagemann, et al.
Zusammenstellung der Reaktorphysikalischen Daten
des AVR-Atomversuchskraftwerks für das Jahr 1981
und - Vergleich der Rechenmodelle AVR-70/AVR-80 -
AVR Bericht
Jülich 1982
- /24/ E. Gerhards, H. Werner, F. Thomas
Vergleich der während des AVR-Leistungsbetriebes
gemessenen BE-Abbrandspektren mit der mittels des
Programmsystems HTR-2000 berechneten Verteilung
Interner KFA-Bericht, IRE-IB-5/88
Jülich, Mai 1988
- /25/ F. Thomas, H. Werner
Nachrechnung der AVR-Leistungsfahrt 1982 - 1988
mit dem Programmsystem HTR-2000
unveröffentlicht
Jülich, Februar 1988
- /26/ Technischer Überwachungs-Verein Essen e. V.
Bericht über die Bauüberwachung an den Absorberteilen
der Abschaltstäbe für den AVR-Atomreaktor
Prüf-Nr. 21 15841
Essen, 30.03.1966
- /27/ Th. Grotkamp
Berechnung von β_{eff} und $\rho(T_D)$ mit dem Programm BETAMOD
AVR AN vom 01.02.1983
- /28/ P. Pohl, M. Wimmers
Durchführung und Auswertung eines physikalischen
Meßprogramms zur Ermittlung einer 'heißen' Stabbankkurve
AVR Bericht
Jülich, Juni 1982
- /29/ K.-J. Kalker
Inverskinetische Reaktivitätsmessung an Kernreaktoren
KFA-Report, Jül-780-RE
Jülich, August 1981
- /30/ F. Thomas, H. Werner
Erstellung eines 360°-Vollcore-Modells
zur Simulation kritischer Experimente
unveröffentlicht
Jülich, Mai 1988

- /31/ H. Werner
Bestimmung äquivalenter Randbedingungen (D/λ -Werte)
zur Simulation der Abschaltstäbe in HTR-2000
für den Beladezustand WB 308
unveröffentlicht
Jülich, Mai 1988
- /32/ AMPX-II
Modular Code System for Generating Coupled Multigroup
Neutron-Gamma-Ray Cross-Section-Libraries
from Data in ENDF Format
Oak Ridge National Laboratory, PSR-63
Oak Ridge, o.J.
- /33/ W. Scherer
RODCIT: Ein AMPX-II-Modul zur Berechnung von
äquivalenten Wirkungsquerschnitten und logarithmischen
Randbedingungen für Absorberstäbe
IRE-AN
Jülich, 1982
- /34/ W. Scherer
Zur Darstellung von Absorberstäben in Kugelhaufenreaktoren
Interner KFA-Bericht, KFA-IRE-IB-21/80
Jülich, 1980
- /35/ P. Pohl
Aufzeichnungen zur Durchführung der Experimente in AP 86-3
unveröffentlicht
- /36/ P. Pohl
Neubestimmung der Stabbankkurve, HTA-1
AVR AN vom 26.08.1986
- /37/ F. Thomas
Variation der zur Durchführung einer IVK-Auswertung
benötigten Eingangsparameter, mit dem Ziel,
die Fehlerbandbreite der Rechenergebnisse abzuschätzen.
AVR AN vom 14.07.1988
- /38/ F. Thomas
Auswertung der Stabfallmessung (IVK) Nr. 40
AVR AN vom 21.04.1986
- /39/ W. Scherer
Persönliche Mitteilung vom 06.07.1988
- /40/ U. Gutsch, G. Presser
HRB-Arbeitsbericht BA 0158 vom 17.12.1975
Mannheim

A1. Nuklidlibraries

Nr	Nuklid	Atomgewicht	Zerfallskonstante [s ⁻¹]	capture parent 1	capture parent 2	decay parent 1
1	⁹⁰ Th ²³²	232.00	1,560 10 ⁻¹⁸	-	-	-
2	⁹² Pa ²³³	233.00	2,928 10 ⁻⁰⁷	1	-	-
3	⁹² U ²³³	233.00	1,360 10 ⁻¹³	-	-	2
4	⁹² U ²³⁴	234.00	8,890 10 ⁻¹⁴	2	3	-
5	⁹² U ²³⁵	235.00	3,090 10 ⁻¹⁷	4	-	-
6	⁹² U ²³⁶	236.00	9,190 10 ⁻¹⁶	5	-	-
7	⁹² U ²³⁷	237.00	1,190 10 ⁻⁰⁶	6	-	-
8	⁹³ Np ²³⁷	237.00	1,030 10 ⁻¹⁴	-	-	7
9	⁹² U ²³⁸	238.00	4,870 10 ⁻¹⁸	-	-	-
10	⁹³ Np ²³⁹	239.00	3,410 10 ⁻⁰⁶	9	-	-
11	⁹⁴ Pu ²³⁹	239.00	9,000 10 ⁻¹³	-	-	10
12	⁹⁴ Pu ²⁴⁰	240.00	3,250 10 ⁻¹²	10	11	-
13	⁹⁴ Pu ²⁴¹	241.00	1,500 10 ⁻⁰⁹	12	-	-
14	⁹⁴ Pu ²⁴²	242.00	5,800 10 ⁻¹⁴	13	-	-
15	⁹⁵ Am ²⁴³	243.00	2,870 10 ⁻¹²	14	-	-
16	⁹⁶ Cm ²⁴⁴	244.00	1,213 10 ⁻⁰⁹	15	-	-

Tabelle 25. Nuklidlibrary HTR-2000: Schwermetalle

Nr	Nuklid	Atomgewicht	Zerfallskonstante [s ⁻¹]	capture parent 1	capture parent 2	decay parent 1
17	³⁶ Kr ⁸³	83.00	-	-	-	-
18	⁴⁰ Zr ⁹³	93.00	1,436 10 ⁻¹⁴	-	-	-
19	⁴⁰ Zr ⁹⁵	95.00	1,229 10 ⁻⁰⁷	-	-	-
20	⁴² Mo ⁹⁵	95.00	-	-	-	19

Nr	Nuklid	Atomgewicht	Zerfallskonstante [s ⁻¹]	capture parent 1	capture parent 2	decay parent 1
21	⁴³ Tc ⁹⁹	99.00	1,031 10 ⁻¹³	-	-	-
22	⁴⁴ Ru ¹⁰³	103.00	2,042 10 ⁻⁰⁷	-	-	-
23	⁴⁵ Rh ¹⁰³	103.00	-	-	-	22
24	⁴⁴ Ru ¹⁰⁵	105.00	4,338 10 ⁻⁰⁵	-	-	-
25	⁴⁵ Rh ¹⁰⁵	105.00	5,445 10 ⁻⁰⁶	-	-	24
26	⁴⁶ Pd ¹⁰⁸	108.00	-	-	-	-
27	⁴⁷ Ag ¹⁰⁹	109.00	-	26	-	-
28	⁴⁸ Cd ¹¹³	113.00	-	-	-	-
29	⁵³ I ¹³¹	131.00	9,978 10 ⁻⁰⁷	-	-	-
30	⁵⁴ Xe ¹³¹	131.00	-	-	-	29
31	⁵⁴ Xe ¹³³	133.00	1,523 10 ⁻⁰⁶	-	-	-
32	⁵⁵ Cs ¹³³	133.00	-	-	-	31
33	⁵⁵ Cs ¹³⁴	134.00	1,065 10 ⁻⁰⁸	32	-	-
34	⁵³ I ¹³⁵	135.00	2,912 10 ⁻⁰⁵	-	-	-
35	⁵⁴ Xe ¹³⁵	135.00	2,118 10 ⁻⁰⁵	-	-	34
36	⁵⁵ Cs ¹³⁵	135.00	9,550 10 ⁻¹⁵	-	-	35
37	⁵⁵ Cs ¹³⁷	137.00	7,322 10 ⁻¹⁰	-	-	-
38	⁵⁹ Pr ¹⁴³	143.00	5,910 10 ⁻⁰⁷	-	-	-
39	⁶⁰ Nd ¹⁴³	143.00	-	-	-	38
40	⁶⁰ Nd ¹⁴⁵	145.00	-	-	-	-
41	⁶⁰ Nd ¹⁴⁷	147.00	7,300 10 ⁻⁰⁷	-	-	-
42	⁶¹ Pm ¹⁴⁷	147.00	8,372 10 ⁻⁰⁹	-	-	41
43	⁶¹ Pm ^{148m}	148.00	1,943 10 ⁻⁰⁷	42	-	-
44	⁶¹ Pm ¹⁴⁸	148.00	1,486 10 ⁻⁰⁶	42	-	-
45	⁶¹ Pm ¹⁴⁹	149.00	3,626 10 ⁻⁰⁶	43	44	-
46	⁶² Sm ¹⁴⁹	149.00	-	-	-	45
47	⁶² Sm ¹⁵⁰	150.00	-	46	-	-
48	⁶² Sm ¹⁵¹	151.00	2,440 10 ⁻¹⁰	47	-	-
49	⁶² Sm ¹⁵²	152.00	-	48	-	-
50	⁶² Sm ¹⁵³	153.00	4,123 10 ⁻⁰⁶	49	-	-
51	⁶³ Eu ¹⁵³	153.00	-	-	-	-
52	⁶³ Eu ¹⁵⁴	154.00	2,554 10 ⁻⁰⁹	51	-	-
53	⁶³ Eu ¹⁵⁵	155.00	4,429 10 ⁻⁰⁹	52	-	-
54	⁶⁴ Gd ¹⁵⁵	155.00	-	-	-	-

Nr	Nuklid	Atomgewicht	Zerfallskonstante [s ⁻¹]	capture parent 1	capture parent 2	decay parent 1
55	⁶⁴ Gd ¹⁵⁷	157.00	-	-	-	-
56	NSFP	100.00	-	-	-	-

Tabelle 26. Nuklidlibrary HTR-2000: Spaltprodukte

Nr	Nuklid	Atomgewicht	Zerfallskonstante [s ⁻¹]	capture parent 1	capture parent 2	decay parent 1
57	⁵ B ¹⁰	10.00	-	-	-	-
58	⁵ B ^{nat}	10.82	-	-	-	-
59	⁶ C ¹²	12.00	-	-	-	-
60	¹⁴ Si ²⁸	28.00	-	-	-	-
61	⁷² Hf ¹⁷⁴	174.00	-	-	-	-
62	⁷² Hf ¹⁷⁶	176.00	-	-	-	-
63	⁷² Hf ¹⁷⁷	177.00	-	62	-	-
64	⁷² Hf ¹⁷⁸	178.00	-	63	-	-
65	⁷² Hf ¹⁷⁹	179.00	-	64	-	-
66	⁷² Hf ¹⁸⁰	180.00	-	65	-	-

Tabelle 27. Nuklidlibrary HTR-2000: Strukturmaterialien

Nr	Nuklid	Atomgewicht	Zerfallskonstante [s ⁻¹]	capture parent 1	capture parent 2	decay parent 1
57	⁵ B ¹⁰	10.00	-	-	-	-
58	⁵⁶ Ba ¹³⁸	137.00	-	-	-	-
59	⁶ C ¹²	12.00	-	-	-	-
60	¹⁴ Si ²⁸	28.00	-	-	-	-
61	²⁶ Fe ⁵⁶	55.85	-	-	-	-
62	²⁸ Ni ⁵⁸	58.69	-	-	-	-
63	¹⁶ S ³²	32.06	-	-	-	-
64	²⁰ Ca ⁴⁰	40.08	-	-	-	-
65	²⁴ Cr ⁵²	52.00	-	-	-	-
66	⁸² Pb ²⁰⁷	207.20	-	-	-	-

Tabelle 28. Nuklidlibrary HTR-2000: Strukturmaterialien im Vollcoremodell

A2. Spektralzonen

Spektralzone	zugewiesene Abbrandregionen
1	1 2 7 8
2	3 4 9 10
3	5 11 12
4	6 13
5	14 15 21 22
6	16 17 23 24
7	18 19 25 26
8	20 27
9	28 29 36 37
10	30 31 38 39 40
11	32 33 41 42 43
12	34 44 45
13	35 46
14	47 48 49 60 61 62 63 64
15	50 51 52 65 66 67 68 69
16	53 54 55 70 71 72 73 74 75
17	56 57 76 77 78 79 80
18	58 59 81 82 83 84 85 86
19	87 88 89 90 91 92 93 94
20	95 96 97 98 99 100 101 102
21	103 104 105 106 107 108 109 110
22	111 112 113 114 115 116 117 118
23	119 120 121 122 123 124 125 126 127
24	128 129 130 131 132 133 134
25	135 136 137 138 139

Tabelle 29. Zuordnung: Core-Spektralzonen ÷ Abbrandregionen

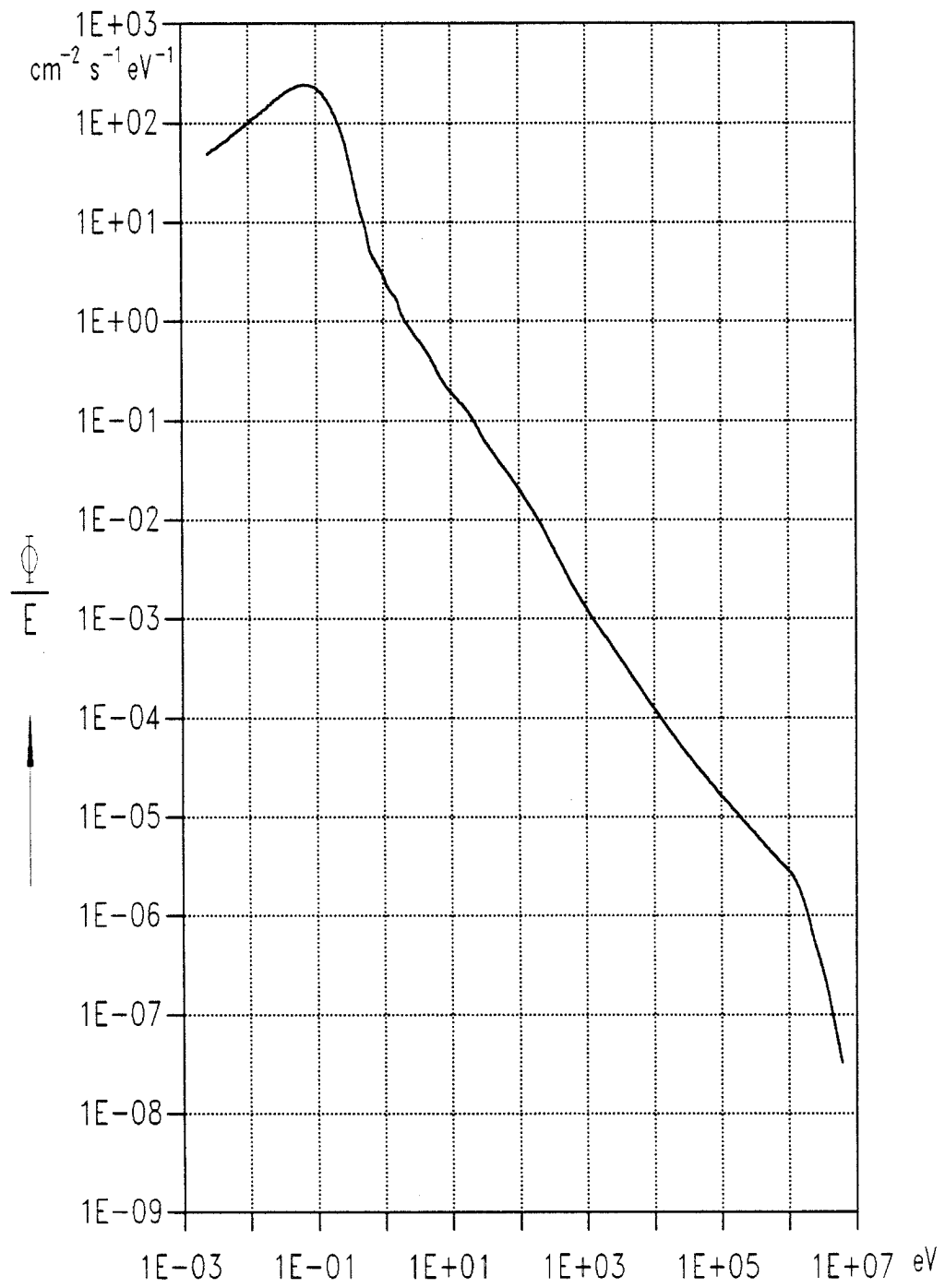


Abbildung 37. Neutronenspektrum in Spektralzone 3

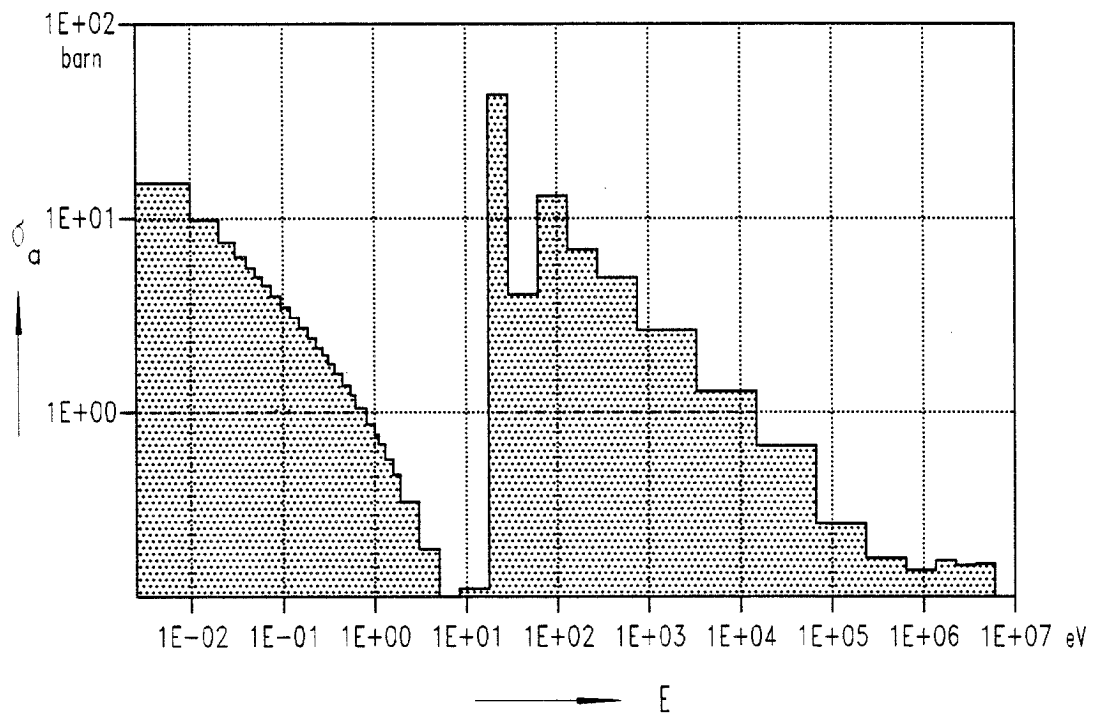


Abbildung 38. Feingruppen-Absorptionswirkungsquerschnitt für Th-232

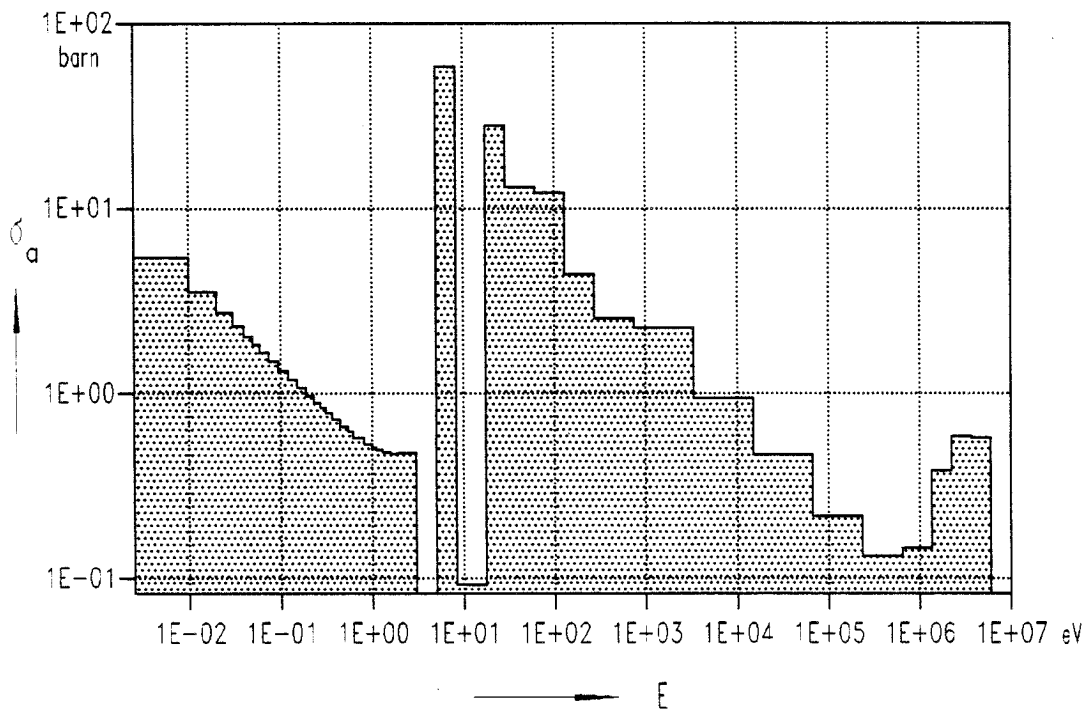


Abbildung 39. Feingruppen-Absorptionswirkungsquerschnitt für U-238

A3. Beschickungsdaten

WB	Core-leistung	Ab-brand-zeit	Temperaturen _{mit.} [°C]		Frischbeladung [BE/WB]		
			Gas _{ein}	Gas _{aus}	BE-Typ	Anzahl	IC/AC
254	46 MW	272 h	268	850	GLE-3	720	AC
255	46 MW	567 h	268	810	GLE-3	720	AC
256	46 MW	201 h	267	837	GLE-3	720	AC
257	46 MW	185 h	268	834	GLE-3	720	AC
258	46 MW	323 h	268	815	GLE-3	720	AC
259	46 MW	202 h	266	870	GLE-3	720	AC
260	46 MW	289 h	266	886	GLE-3	720	AC
261	46 MW	381 h	265	902	GLE-3	720	AC
262	46 MW	419 h	266	876	GLE-3	720	AC
263	46 MW	323 h	267	883	GLE-3	720	AC
264	46 MW	714 h	270	818	GLE-3	720	AC
265	46 MW	136 h	269	849	GLE-3	720	AC
266	46 MW	222 h	269	849	GLE-3	720	AC
267	46 MW	149 h	268	888	GLE-3	720	AC
268	46 MW	201 h	266	928	GLE-3	720	AC
269	46 MW	184 h	265	932	GLE-3	720	AC
270	46 MW	224 h	266	935	GLE-3	720	AC
271	46 MW	248 h	267	934	GLE-3	720	AC
272	46 MW	612 h	270	861	GLE-3	720	AC
273	46 MW	356 h	271	848	GLE-3	720	AC
274	46 MW	222 h	271	840	GLE-3	720	AC
275	46 MW	906 h	265	728	GLE-3	720	AC
276	46 MW	135 h	269	733	GLE-3	720	AC
277	46 MW	276 h	276	774	GLE-3	720	AC
278	46 MW	335 h	274	740	GLE-3	720	AC
279	46 MW	150 h	275	804	GLE-3	720	AC
280	46 MW	170 h	271	844	GLE-3	720	AC
281	46 MW	142 h	268	912	GLE-3	720	AC

WB	Core-leistung	Ab-brand-zeit	Temperaturen _{mit.} [°C]		Frischbeladung [BE/WB]		
			Gas _{ein}	Gas _{aus}	BE-Typ	Anzahl	IC/AC
282	46 MW	319 h	267	929	GLE-3	720	AC
283	46 MW	186 h	266	949	GLE-3	720	AC
284	46 MW	610 h	268	891	GLE-3 GLE-4	190 530	AC AC
285	46 MW	213 h	269	848	GLE-4	720	AC
286	46 MW	940 h	269	751	GLE-4	540	AC
287	46 MW	202 h	262	720	GLE-4	970	AC
288	46 MW	162 h	269	823	GLE-4	1.200	AC
289	46 MW	308 h	268	847	GLE-4	1.200	AC
290	46 MW	663 h	267	828	GLE-4	1.200	AC
291	46 MW	596 h	267	849	GLE-4	1.200	AC
292	46 MW	575 h	266	849	GLE-4	1.200	AC
293	46 MW	527 h	266	850	GLE-4	1.200	AC
294	46 MW	466 h	265	874	GLE-4	1.200	AC
295	46 MW	504 h	263	949	GLE-4	1.200	AC
296	46 MW	582 h	263	950	GLE-4	1.200	AC
297	46 MW	1.094 h	267	876	GLE-4 GO-2	900 300	AC IC
298	46 MW	307 h	269	849	GLE-4	1.200	AC
299	46 MW	303 h	265	939	GLE-4	1.200	AC
300	46 MW	608 h	265	949	GLE-4	1.200	AC
301	46 MW	553 h	265	950	GLE-4	1.200	AC
302	46 MW	536 h	265	949	GLE-4 GO-2	900 300	AC AC
303	46 MW	808 h	264	927	GO-2	1.200	AC
304	46 MW	423 h	266	900	GO-2	1.200	AC
305	46 MW	528 h	265	899	GLE-4 GO-2	100 1.100	IC AC
306	46 MW	432 h	264	901	GO-2	1.200	AC
307	46 MW	455 h	262	950	GO-2	1.200	AC
308	46 MW	1.040 h	267	878	GO-2	1.200	AC

WB	Core-leistung	Ab-brand-zeit	Temperaturen _{mit.} [°C]		Frischbeladung [BE/WB]		
			Gas _{ein}	Gas _{aus}	BE-Typ	Anzahl	IC/AC
309	46 MW	282 h	267	838	GO-2	1.200	AC
310	46 MW	546 h	266	879	GO-2	1.200	AC
311	46 MW	712 h	268	840	GO-2	1.200	AC
312	46 MW	307 h	267	863	THTR GO-2	650 550	AC AC
313	46 MW	245 h	264	920	THTR	1.200	AC
314	46 MW	391 h	264	949	THTR	1.200	AC
315	46 MW	1.137 h	256	877	THTR	1.200	AC
316	46 MW	243 h	243	930	THTR	1.200	AC
317	46 MW	349 h	246	932	THTR	1.200	AC
318	46 MW	323 h	256	883	THTR	1.200	AC
319	46 MW	296 h	268	864	THTR	1.200	AC
320	46 MW	380 h	266	899	THTR	1.200	AC
321	46 MW	318 h	266	900	THTR	1.200	AC
322	46 MW	440 h	267	899	THTR	1.200	AC
323	46 MW	295 h	266	887	THTR	1.200	AC
324	46 MW	527 h	266	887	GLE-4	1.200	AC

Tabelle 30. Leistungs- und Beschickungsdaten (WB 254 → WB 324)

A4. AVR-Betriebsverlauf

WB	repräsentative KUBA	Zeitraum der WB	Zeitraum der AP
254	974	25.09.82 - 06.10.82	---
255	977	07.10.82 - 11.11.82	23.10.82 - 03.11.82
256	981	12.11.82 - 19.11.82	---
257	985	20.11.82 - 27.11.82	---
258	989	28.11.82 - 31.12.82	03.12.82 - 22.12.82
259	993	01.01.83 - 09.01.83	---
260	997	10.01.83 - 21.01.83	---
261	1.001	22.01.83 - 06.02.83	25.01.83
262	1.003	07.02.83 - 05.03.83	19.02.83 - 28.02.83
263	1.009	06.03.83 - 18.03.83	---
264	1.014	19.03.83 - 04.06.83	09.04.83 - 25.05.83
265	1.017	05.06.83 - 10.06.83	---
266	1.020	11.06.83 - 19.06.83	---
267	1.026	20.06.83 - 25.06.83	---
268	1.030	26.06.83 - 04.07.83	---
269	1.033	05.07.83 - 12.07.83	10.07.83
270	1.038	13.07.83 - 22.07.83	---
271	1.042	23.07.83 - 03.08.83	---
272	1.044	04.08.83 - 31.08.83	15.08.83 - 18.08.83
273	1.049	01.09.83 - 16.09.83	15.09.83 - 16.09.83
274	1.053	17.09.83 - 26.09.83	---
275	1.057	27.09.83 - 09.11.83	---
276	1.060	10.11.83 - 16.11.83	---
277	1.066	17.11.83 - 05.12.83	---
278	1.070	06.12.83 - 11.12.83	---
279	1.073	12.12.83 - 18.12.83	---
280	1.082	19.12.83 - 25.12.83	---
281	1.082	26.12.83 - 31.12.83	---
282	1.086	01.01.84 - 13.01.84	---

WB	repräsentative KUBA	Zeitraum der WB	Zeitraum der AP
283	1.090	14.01.84 - 22.01.84	---
284	1.094	23.01.84 - 20.02.84	06.02.84 - 09.02.84
285	1.098	21.02.84 - 29.02.84	---
286	1.099	01.03.84 - 25.08.84	02.04.84 - 30.07.84 10.08.84 - 24.08.84
287	1.105	26.08.84 - 02.09.84	---
288	1.105	03.09.84 - 11.09.84	---
289	1.114	12.09.84 - 23.09.84	---
290	1.118	24.09.84 - 01.11.84	05.10.84 12.10.84 - 18.10.84 30.10.84
291	1.121	2.11.84 - 25.11.84	---
292	1.126	26.11.84 - 22.12.84	04.12.84 - 05.12.84
293	1.128	23.12.84 - 12.01.85	---
294	1.132	13.01.85 - 01.02.85	---
295	1.138	02.02.85 - 24.02.85	---
296	1.139	25.02.85 - 19.03.85	---
297	1.143	20.03.85 - 18.07.85	14.04.85 - 15.06.85 23.06.85 - 05.07.85
298	1.148	19.07.85 - 30.07.85	---
299	1.154	31.07.85 - 15.08.85	---
300	1.158	16.08.85 - 08.09.85	---
301	1.160	09.09.85 - 02.10.85	---
302	1.166	03.10.85 - 25.10.85	---
303	1.170	26.10.85 - 20.11.85	07.11.85 - 20.11.85
304	1.174	21.11.85 - 28.12.85	---
305	1.175	29.12.85 - 22.01.86	15.01.86 - 16.01.86
306	1.182	23.01.86 - 19.02.86	27.01.86 - 05.02.86
307	1.184	20.02.86 - 10.03.86	---
308	1.187	11.03.86 - 03.06.86	07.04.86 - 16.05.86
309	1.192	04.06.86 - 13.06.86	---
310	1.198	14.06.86 - 06.07.86	---

WB	repräsentative KUBA	Zeitraum der WB	Zeitraum der AP
311	1.200	07.07.86 - 04.09.86	10.07.86 - 12.07.86 21.07.86 - 24.07.86 10.08.86 - 01.09.86
312	1.206	05.09.86 - 16.09.86	---
313	1.210	17.09.86 - 26.09.86	---
314	1.211	27.09.86 - 14.10.86	---
315	1.215	15.10.86 - 28.02.87	03.11.86 - 15.12.86 14.01.87 - 20.02.87
316	1.220	29.02.87 - 19.03.87	---
317	1.223	20.03.87 - 16.04.87	31.03.87 - 01.04.87
318	1.228	17.04.87 - 31.07.87	27.04.87 - 22.07.87
319	1.232	01.08.87 - 12.08.87	---
320	1.238	13.08.87 - 28.08.87	---
321	1.242	29.08.87 - 11.09.87	09.09.87
322	1.243	12.09.87 - 01.10.87	15.09.87
323	1.250	02.10.87 - 13.10.87	---
324	1.253	14.10.87 - 06.01.88	26.10.87 - 22.12.87

Tabelle 31. AVR-Betriebsverlauf (WB 254 → WB 324)

A5. Brennelementdaten

BE-Typ	GFB-3		GFB-4		GFB-5		GK	GO
ID-Nr. in HTR-2000	1		2				3	4
Pa-Klasse	2		2		2		2	2
Masse U_{235} [g]	1	--	1	--	1	--	1	1
Masse U_{ges} [g]	1,08	--	1,08	--	1,08	--	1,08	1,08
Masse Th_{232} [g]	--	5	--	5	--	5	5	5
Anreicherung [%]	93	--	93	--	93	--	93	92,3
Anzahl CP-Typen	2		2		2		1	1
Partikelanzahl	28.306	9.333	28.306	9.333	28.743	9.151	23.801	20.807
Brennstoff	UC_2	--	UC_2	--	UCO	--	UC_2	UC_2
Brutstoff	--	ThO_2	--	ThO_2	--	ThO_2	ThC_2	ThC_2

BE-Typ	GLE-1		GFB-1/2		THTR	GLE-3	GLE-4
ID-Nr. in HTR-2000	5		6		7	8	9
Pa-Klasse	1		3		3	1	1
Masse U_{235} [g]	1,32	0,08	1	--	0,96	1	1
Masse U_{ges} [g]	20	20	1,08	--	1,03	10	6
Masse Th_{232} [g]	--	--	--	10	10	--	--
Anreicherung [%]	14,9	0,7	93	--	93	10	16,7
Anzahl CP-Typen	2		2		1	1	1
Partikelanzahl	7.979	9.391	24.095	10.114	38.060	16.669	10.002
Brennstoff	UO_2	UO_2	UO_2	--	UO_2	UO_2	UO_2
Brutstoff	--	--	--	ThO_2	ThO_2	--	--

Tabelle 32. Daten der Brennelemente im AVR-Reaktor

