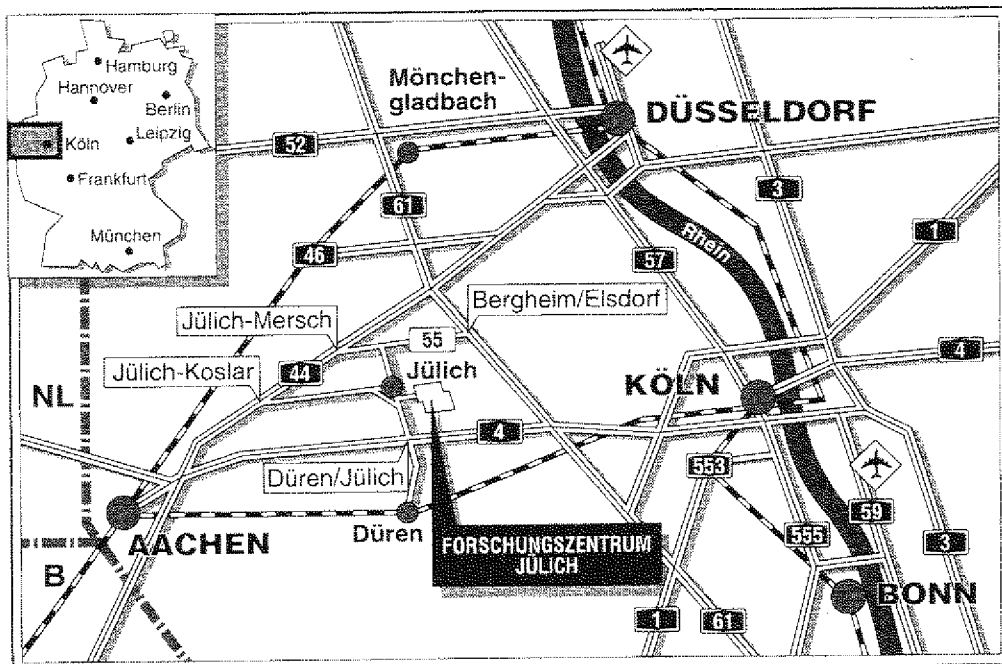


*Institut für Sicherheitsforschung
und Reaktortechnik*

**Untersuchungen zur Übertragung
der Sicherheitseigenschaften des
Modulreaktors auf einen großen
Leistungsreaktor**

Yuliang Sun



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 2585

ISSN 0366-0885

Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-2585

D 82 (Diss. RWTH Aachen)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek
Postfach 19 13 · D-5170 Jülich · Bundesrepublik Deutschland
Telefon: 02461/61-6102 · Telefax: 02461/61-6103 · Telex: 833556-70 kfa d

Untersuchungen zur Übertragung der Sicherheitseigenschaften des Modulreaktors auf einen großen Leistungsreaktor

Yuliang Sun

Studies on Transferring the Safety Features of the Module Reactor to a large Power Reactor

by

Yuliang Sun

ABSTRACT

The German industries and research institutions have developed the HTR module reactor, which is strongly characterized by inherent safety features. The power output is limited to about 200 MWth because of its core configuration. It has been investigated in this work, whether the safety features of the module reactor can be transferred to larger power reactors. For this purpose the conceptual design of a ring core pebble bed reactor has been made with a thermal power output of 3000 MW. By means of computer calculations, the principal physical, thermohydraulical und safety features of the ring reactor have been studied.

It has been shown that the 3000-MWth ring reactor basically possesses the same safety characteristics as the small module reactor. At reactivity disturbances, the reactor is shut down passively by the strongly negative temperature coefficient. The decay heat removal is also realized based on the passive principle. In the case of a total loss of coolant, the maximum fuel element temperature remains below 1600°C; and consequently the retention of fission products in the fuel elements is fully attained. The control of xenon oscillations takes place inherently due to the mutual coupling between the local power production and the fuel temperature.

Untersuchungen zur Übertragung der Sicherheitseigenschaften des Modulreaktors auf einen großen Leistungsreaktor

von

Yuliang Sun

KURZFASSUNG

Der von den deutschen Industrien und Forschungsinstitutionen entwickelte HTR-Modulreaktor ist durch hervorragende inhärente Sicherheitseigenschaften gekennzeichnet. Der Leistungsoutput ist aber durch seine Coregestaltung auf ca. 200 MWth begrenzt. In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, ob die Sicherheitseigenschaften des Modulreaktors auf größere Leistungsreaktoren übertragen werden können. Zu diesem Anlaß wird ein ringförmiger Kugelhaufenreaktor mit einer thermischen Leistung von 3000 MW konzipiert. Anhand von Computerrechnungen werden die grundsätzlichen physikalischen und thermohydraulischen sowie sicherheitstechnischen Eigenschaften des Reaktors untersucht.

Es zeigt sich, daß der große 3000-MWth Ringreaktor zumindest die gleichen Sicherheitseigenschaften aufweist wie der kleine Modulreaktor. Der Reaktor schaltet sich bei Reaktivitätsstörungen durch den stark negativen Temperaturkoeffizienten passiv ab. Die Nachwärmeabfuhr erfolgt ebenfalls passiv. Beim völligen Verlust des Kühlmittels bleibt die maximal erreichte Brennelementtemperatur unterhalb von 1600°C, so daß der Einschluß von Spaltprodukten in den Brennelementen erhalten bleibt. Xenonschwingungen regeln sich selbsttätig aus aufgrund der Rückkopplung, die zwischen der lokalen Leistungserzeugung und der Brennstofftemperatur besteht.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung	1
1.1 Aufgabenstellung	1
1.2 Kugelhaufenreaktor	3
1.3 Der Modulreaktor und seine Sicherheitseigenschaften	6
2. Konzeptauslegung eines 3000 MWth Ringcorereaktors	10
2.1 Beschreibung der Konzeptauslegung	10
2.2 Darstellung der Auslegungsparameter	14
3. Verwendete Programme und Rechenmodelle	15
3.1 Vorstellung des Programmzyklus VSOP	15
3.2 Die Rechenmodelle	20
4. Eigenschaften des Gleichgewichtscores	23
4.1 Physikalische Eigenschaften	23
4.2 Thermohydraulische Eigenschaften	30
5. Untersuchung zum Reaktivitätsverhalten	33
5.1 Reaktivitätsanforderung zur Regelung und Abschaltung	33
5.1.1 Regelung und Heißabschaltung	33
5.1.2 Kaltabschaltung	36
5.2 Wirksamkeit der Regel- und Abschaltseinrichtungen	38
5.2.1 Regel- und Abschaltseinrichtungen	38
5.2.2 2-Dimensionale Wirksamkeitsberechnung	38
5.2.3 3-Dimensionale Wirksamkeitsberechnung	40
5.2.4 Bilanzierung	43
5.3 Temperaturkoeffizienten	45
5.3.1 U-238 Resonanzintegral	45
5.3.2 Temperaturkoeffizienten	45
5.4 Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs	49
5.4.1 Zum Wassereinbruchsstörfall	49
5.4.2 Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs beim Heißzustand	49
5.4.3 Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs beim Kaltzustand	54
5.5 Sicherheitsaspekte	55

6. Temperaturtransienten bei Druckentlastung	57
6.1 Einordnung	57
6.1.1 Spaltproduktfreisetzung	57
6.1.2 Werkstoffwerte	58
6.2 Nachwärmeleistung und Nachwärmebilanz	61
6.3 Zeitlicher Verlauf der Temperaturtransienten	63
6.4 Räumliche Temperaturbelastung	65
6.5 Fazit	68
7. Untersuchung zu Xenonschwingungen bei Ringreaktoren	69
7.1 Einordnung	69
7.2 Umstellung des Programmzyklus VSOP von 2-D auf 3-D	73
7.3 Das Rechenmodell	75
7.4 Freie Xenonschwingungen ohne Temperaturfeedback	77
7.4.1 Der 900 MWth Ringreaktor	78
7.4.2 Der 1050 MWth Ringreaktor	79
7.4.3 Der 1200 MWth Ringreaktor	79
7.5 Freie Xenonschwingungen mit Temperaturfeedback	84
7.5.1 Das Rückkopplungsmodell	84
7.5.2 Untersuchung bei dem 3000 MWth Ringreaktor	86
7.6 Zur Methodik und Zuverlässigkeit der Untersuchungen	89
7.6.1 Die zeitliche Diskretisierung	89
7.6.2 Die räumliche Diskretisierung	91
7.6.3 Zum Modell der Temperaturrückkopplung	93
8. Zusammenfassung	94
Literaturverzeichnis	96
Anhang: Der BIRGIT-Input für 3-D VSOP	101

1. Einleitung

1.1 Aufgabenstellung

In der Bundesrepublik Deutschland wird der Hochtemperaturreaktor mit kugelförmigen Brennelementen seit über dreißig Jahren untersucht und entwickelt /1/. Der Versuchsreaktor AVR mit einer elektrischen Leistung von 15 MW in Jülich und die Prototypanlage THTR-300 in Hamm Uentrop bei Schmehausen wurden mit Erfolg betrieben, und in ihnen wurden viele vorteilhafte physikalische und technische Eigenschaften experimentell nachgewiesen, die dieser Reaktorlinie zu eigen sind /2/.

Ende der siebziger Jahre ist in dieser Entwicklungslinie ein neues Konzept entstanden, nämlich nukleare Anlagen mit kleinen Hochtemperaturreaktoren in modularer Bauweise. Ausgehend von dem Konzept und den Erfahrungen des AVR hat die deutsche Industrie (Siemens/Interatom) einen solchen Modulreaktor mit einer thermischen Leistung von 200 MW konzipiert und entwickelt /3/. Er ist zum Einsatz für Stromerzeugung und Prozeßwärmebereitstellung gedacht. Mehrere solche Modulreaktoren können zusammengeschaltet werden, um je nach Forderung größere Leistungseinheiten zu bilden. Die vieljährigen Entwicklungsarbeiten an diesem Reaktorkonzept haben zu einer technischen Reife geführt, wie sie zur Markteinführung erforderlich ist.

Gekennzeichnet ist der Modulreaktor von Siemens/Interatom durch seine Eigenschaften der inhärenten Sicherheit. Darunter werden hauptsächlich zwei Sicherheitsaspekte verstanden. Erstens, der Reaktor kann bei allen denkbaren Reaktivitätsstörfällen durch die stark negative Temperaturrückwirkung sich abschalten, ohne daß eine unkontrollierte Leistungsexkursion stattfindet /4/. Zweitens, auch bei völligem Kühlmittelverlust kann die Nachwärme durch naturgesetzlich wirkende Wärmetransportmechanismen, ohne aktiv betriebene technische Maßnahmen, aus dem Reaktorkern abgeführt werden, ohne daß unzulässige Temperaturerhöhungen in den Brennelementen erfolgen /5/. Besonders im Hinblick auf die gegenwärtig strengen Sicherheits- und Umweltverträglichkeitsanforderungen an die Energiewirtschaft stellt der Modulreaktor eine attraktive Energietechnik dar.

Bei dem Konzept des Modulreaktors sind keine Kernstäbe vorgesehen. Die Regel- und Abschaltseinrichtungen werden nur im Seitenreflektor untergebracht. Um die notwendige Wirksamkeit zu gewährleisten ist der Kerndurchmesser auf 3 m beschränkt. Die Leistungsdichte ist mit 3 MW/m^3 relativ niedrig gewählt, um die passive Nachwärmeabfuhr zu gewährleisten. Durch diese zwei Auslegungsmerkmale wird der Leistungsoutput auf 200 MWth beschränkt. Gerade bei Stromerzeugung werden jedoch größere Leistungseinheiten gewünscht, um eine möglichst günstige Wirtschaftlichkeit zu erzielen. Man hat deshalb immer versucht, das Modulkonzept zu vergrößern, und dabei aber die inhärenten Sicherheitseigenschaften beizubehalten. Zugleich wird darauf gesehen, daß keine größeren weiteren Entwicklungsarbeiten erforderlich werden. Untersuchungen in diesem Zusammenhang haben gezeigt, daß die Blockleistung durch Maßnahmen wie u.a. Coregeometrieänderungen bis auf 1000 MWth erhöht werden kann /6/.

Es wird vielfach die Ansicht vertreten, daß inhärente Sicherheitseigenschaften nur in Reaktoren mit kleiner oder mittlerer Leistungseinheit zu realisieren sind. Und damit ist auch das Konzept der modularen Verknüpfung kleiner Einheiten verbunden, um eine gesamte Anlage größerer Leistung zu erstellen. Es stellt sich aber die Frage: Ist über das modulare Konzept hinaus ein Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor möglich, der einen großen Leistungsoutput ähnlich wie die üblichen Wasserreaktoren besitzt, der aber trotzdem die inhärenten Sicherheitseigenschaften des kleinen Modulreaktors aufweist?

In dieser Arbeit soll diese Frage prinzipiell beantwortet werden. Zu diesem Anlaß wird ein 3000 MWth Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor mit einem ringförmigen Core konzeptuell ausgelegt, und anhand der Computerrechnung werden die grundsätzlichen physikalischen und thermohydraulischen Eigenschaften des Reaktors untersucht. Zum Vergleich wird der Modulreaktor an vielen entsprechenden Stellen gegenübergestellt. Im Hintergrund dieser Arbeit steht das Motiv, den Hochtemperaturreaktor mit kugelförmigen Brennelementen besonders wirtschaftlich zu gestalten, und diese Kernenergietechnik mit ihren einfachen Sicherheitsprinzipien für die Einführung in Industrieländern und auch in Entwicklungsländern vorzubereiten.

1.2 Kugelhaufenreaktor

Bei dem Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor handelt es sich um einen thermischen Kernspaltungsreaktor. Der keramische Werkstoff Graphit wird als Moderator und Strukturmaterial im Reaktorkern eingesetzt. Das Edelgas Helium dient als Kühlmittel. Die Brennelemente sind kugelförmig. Eine Brennelementkugel hat den Durchmesser von 6 cm und besteht aus einer inneren Graphitmatrix und einer äußeren brennstofffreien Graphitschale. In der Graphitmatrix sind die beschichteten Brennstoffteilchen (die sogenannten "Coated Particles", Durchmesser bei BISO-Partikel ca. 780 μm und bei TRISO-Partikel ca. 920 μm) dispergiert /7/ (s. Abb.1). Die Kugelbrennelemente bewegen sich im Reaktorkern beim Betrieb durch Schwerkraft ständig nach unten. Diese vier diesem Reaktorkonzept zugrunde liegenden Gedanken, nämlich die kugelförmigen Brennelemente mit beschichteten Brennstoffteilchen, der Einsatz von Graphit als Moderator und Strukturmaterial, die Wahl des Heliums als Kühlmittel und schließlich die kontinuierliche Beschickungsweise, bestimmen die wesentlichen Charakteristika dieser Reaktorlinie, die im folgenden kurz erläutert werden.

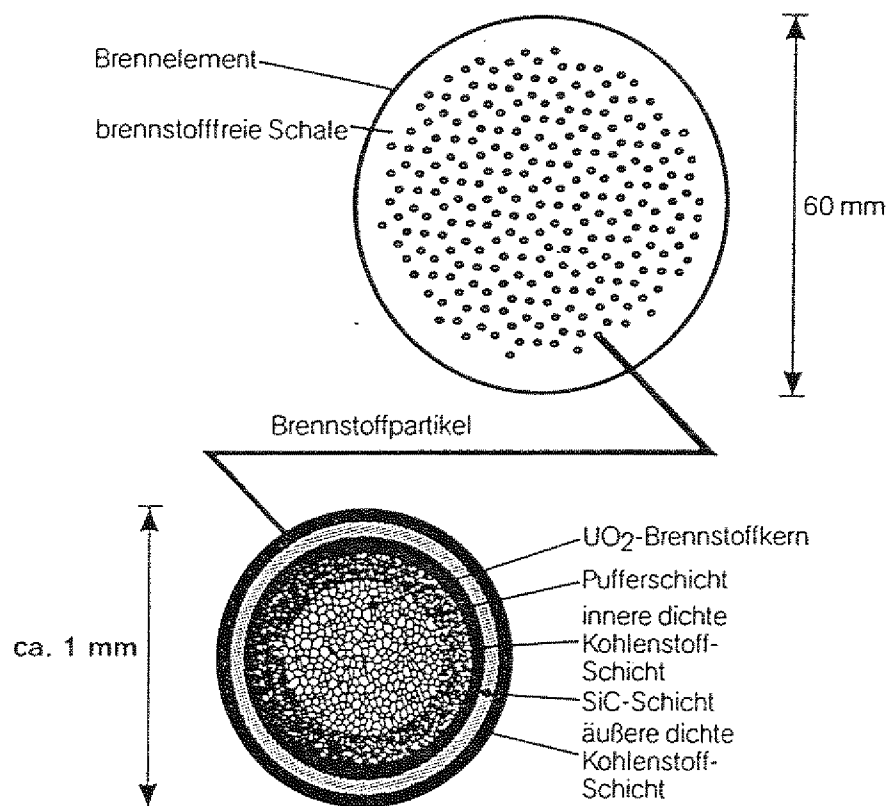


Abb.1 HTR-Brennelement mit TRISO-Partikeln

Die im wesentlichen aus Graphit bestehenden Brennelementkugeln weisen eine hohe Temperaturbeständigkeit und eine gute Wärmeleitfähigkeit auf. Damit ist es möglich, den Reaktor mit hohen Kühlmitteltemperaturen zu betreiben, wobei aber die Brennstofftemperatur relativ niedrig bleibt. Das hat direkt zur Folge, daß der Wirkungsgrad bei dem thermodynamischen Prozeß der Stromerzeugung deutlich höher ist als bei den bislang üblichen Wasserreaktoren. Zugleich ermöglicht es sich, den Reaktor auf dem Wärmemarkt zur Bereitstellung industrieller Prozeßwärme auf hohem Temperaturniveau einzusetzen.

Da der Graphit und das Helium sehr geringe Neutronenabsorption aufweisen und da es zugleich im Reaktor kein Neutronengift zum Ausgleich des Brennstoffabbrandes gibt, ist diesbezüglich eine gute Neutronenökonomie realisierbar. Infolgedessen kann eine günstige Brennstoffausnutzung erzielt werden. Dies läßt sich besonders gut mit dem geschlossenen Thorium-Uran Zyklus verwirklichen /8/. Die Beladung und Entladung der Kugelbrennelemente erfolgt während des Reaktorbetriebes kontinuierlich. Eine Brennelementkugel kann einmal (OTTO: Once Through Then Out) oder mehrmals (MEDUL: MEhrfachDURchLauf) durch den Reaktorkern fließen. Sowohl der Thorium-Uran- als auch der Uran-Plutonium-Brennstoffzyklus kann eingesetzt werden.

Sicherheitstechnisch betrachtet sind die im folgenden aufgelisteten Punkte von prinzipieller Bedeutung:

- Die gewählte Leistungsdichte ist relativ niedrig ($2\sim 6 \text{ MW/m}^3$).
- Graphit und Helium bilden zusammen ein chemisch inertes System.
- Der Einschluß des Brennstoffes in Coated Particles gestattet eine gute Rückhaltung der radioaktiven Spaltprodukte in den Brennelementen.
- Der Reaktorkern verfügt über eine gute Wärmeleitfähigkeit und eine große Wärmekapazität.
- Die vorhandene Überschußreaktivität ist relativ klein, und der Temperaturkoeffizient des Brennstoffs ist stark negativ.

Daraus ergeben sich sehr günstige Sicherheitseigenschaften wie z.B. das sich stabilisierende Reaktivitätsverhalten und das sehr träge Coreaufheizverhalten.

Diese sicherheitstechnisch günstigen Eigenschaften des Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors bilden die Grundlage für einen Aufbau dieser Reaktorlinie in der Zukunft /9/.

1.3 Der Modulreaktor und seine Sicherheitseigenschaften

Im ersten Abschnitt wurde schon auf den HTR-Modulreaktor ganz kurz eingegangen. Da der Modulreaktor in dieser Arbeit als ein Vergleichsgegenstand gilt, wird er hier noch ein bißchen näher beschrieben. Die Konstruktions- und Parameterauslegungen des Modulreaktors lassen sich der Abb.2 bzw. Tab.1 entnehmen. Neben den herkömmlichen Auslegungsmerkmalen des Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors sind noch folgende zu benennen, die besonders den Modulreaktor kennzeichnen.

Der Reaktor hat einen sehr schmalen aktiven Kern. Während der Durchmesser 3 m beträgt, streckt sich die Höhe über 9 m. Damit wird eine nicht optimale Neutronenökonomie mit Absicht in Kauf genommen. Es können die Regel- und Abschaltseinrichtungen einzig in den Reflektoren angeordnet werden. Die Höhe des Reaktorkerns wird unter dem Kompromiß zwischen Leistungsoutput und Druckverlust in der Kugelschüttung gewählt /10/.

Es wird der Uran-Plutonium Zyklus eingesetzt. Die Anreicherung des Spaltstoffes U-235 liegt bei ca. 8%. Eine Modul-Beschickungsweise ist dabei vorgesehen. Der Schwermetalleinsatz in einer Brennelementkugel ist mit 7 g gewählt. Hierdurch wird eine Minimierung im Uranverbrauch erzielt, und ferner bleibt die Reaktivitätszufuhr durch das Eindringen des Wassers in den Reaktorkern begrenzt und ist nicht größer als andere zu berücksichtigende Reaktivitätseffekte /4/.

Ein Flächenkühler ist an der inneren Wand der Betonzelle zum Schutz des Betons vorgesehen. Keine aktiven Einrichtungen zur Nachwärmeabfuhr sind hier vorgesehen, welche bei den üblichen Kernkraftwerken redundant und diversitär ausgelegt werden müssen und dadurch die Wirtschaftlichkeit erheblich belasten.

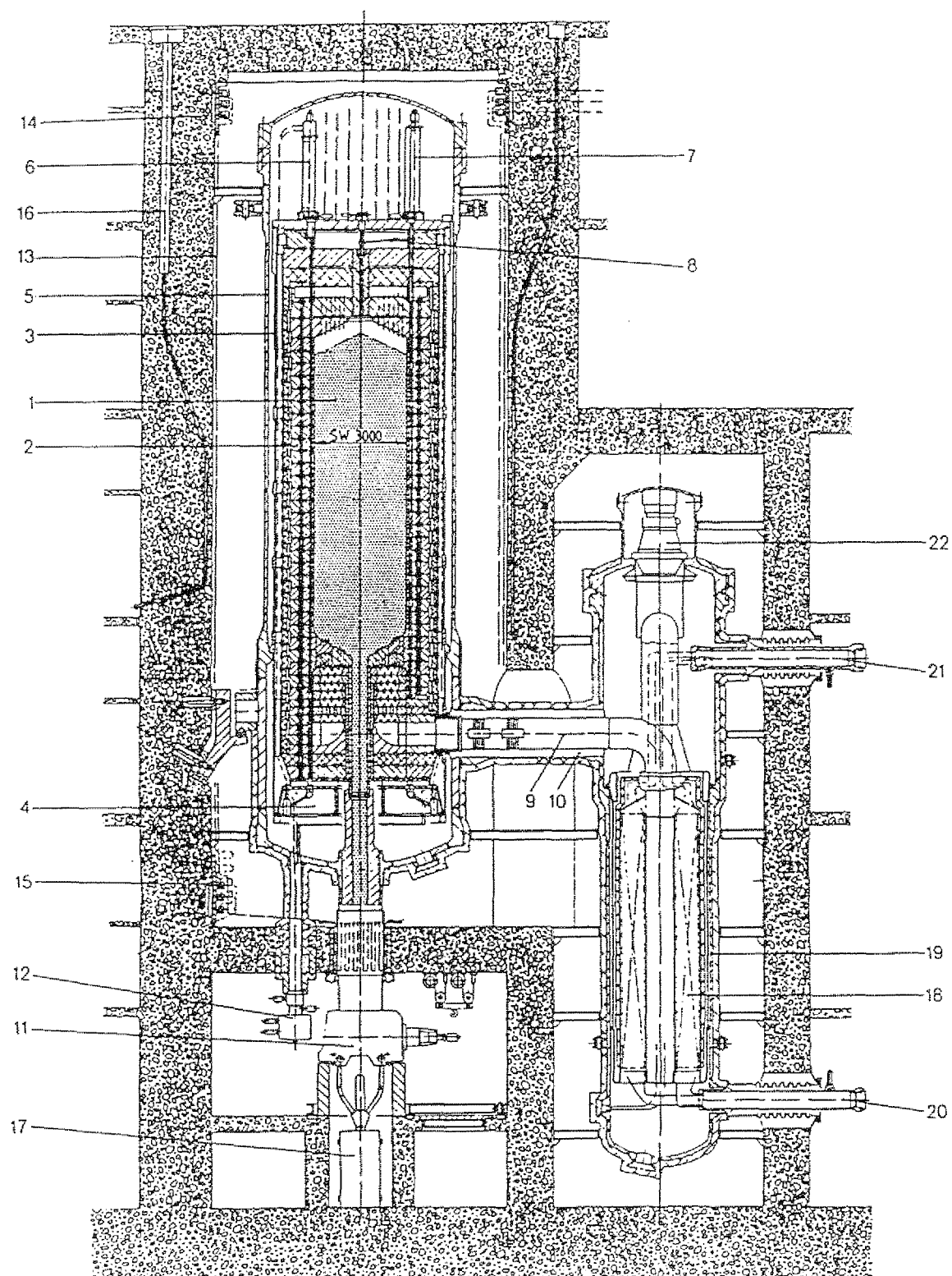
Die Reaktoreinheit und der Dampferzeuger sind entgegen einem üblichen Prinzip zu einem Druckhaltssystem zusammengefaßt, welches aus zwei Stahlbehältern und einem Verbindungsbehälter besteht. Sie sind derart versetzt angeordnet, daß eine inhärente Entkopplung zwischen dem Primär- und Sekundärkreislauf beim Ausfall der Primärkreiskühlung stattfindet. Dadurch wird

die Überhitzungsgefahr der Sekundärkreiskomponenten vermieden und die Zugänglichkeit der Komponenten zur Wartung und Reparatur erhöht. Auch wird dadurch ein massiver Wassereinbruch in den Primärkreis stark erschwert.

Die Reaktorauslegung (Wahl des Brennelementtyps, des Materialeinsatzes, der Leistungsdichte, der Coregeometrie, Systemanordnung, Betriebsprinzip, Reaktorschutzaktion, etc.) erlaubt, daß der Modulreaktor folgende besondere Sicherheitseigenschaften besitzt.

Sowohl durch die Abschaltstäbe als auch durch Abfahren des Gebläses kann der Reaktor sicher aus dem Betriebszustand abgeschaltet werden. Auf alle Auslegungsreaktivitätsstörfälle reagiert der Reaktor durch das stark negative Temperaturfeedback so stabilisierend, daß es keine nennenswerte Temperaturerhöhung im Reaktorkern gibt. Auch in dem hypothetischen Bereich der Reaktivitätsstörungen ist ein Temperaturanstieg in Brennelementen über den Grenzwert 1600°C nicht möglich /4,11/. Eine Leistungsexkursion wie beim Tschernobyl-Unfall kann ausgeschlossen werden.

Die Nachwärmeabfuhr erfolgt bei dieser Reaktorauslegung ausschließlich passiv unter Nutzung inhärenter Eigenschaften des Reaktors. Das heißt, daß keine aktiven Maßnahmen dazu notwendig sind. Selbst im extremen Kühlmittelverlustfall, nämlich unter schneller Primärkreisdruckentlastung, kann die Nachwärme einfach durch die naturgesetzlich wirkenden Wärmetransportmechanismen wie Wärmeleitung und -strahlung an die äußeren Komponenten abgegeben werden, ohne daß die Brennelementtemperaturen den Grenzwert 1600°C überschreiten. Unter dem heutigen Stand der Brennelementtechnik ist hierbei gewährleistet, daß alle sicherheitstechnisch relevanten Spaltprodukte in den beschichteten Partikeln zurückgehalten werden können, solange die Partikeltemperatur unterhalb von 1600°C bleibt /12/. Eine durch Temperaturerhöhung hervorgerufene radioaktive Freisetzung ist damit ausgeschlossen. Ein Kernschmelzen aufgrund der Nachwärme, wie beim Harrisburg-Unfall, ist nicht möglich.



- | | | |
|-------------------------------|---|-------------------------------------|
| 1 Brennelementschüttung | 8 Brennelement-Förderleitung | 15 Vorlauf Flächenkühler |
| 2 Keramische Einbauten | 9 Heißgasleitung | 16 Neutronenflußmeßinstrumentierung |
| 3 Kernbehälter | 10 Kaltgasleitung | 17 Brennelement-Bruchkanne |
| 4 Bodenstruktur | 11 Brennelement-Abzugsblock | 18 Heizrohrbündel |
| 5 Reaktordruckbehälter | 12 Armaturenblock des Kleinkugelabschaltlements | 19 Dampferzeugerdruckbehälter |
| 6 Kleinkugel-Abschaltseinheit | 13 Flächenkühler | 20 Speisewasserstutzen |
| 7 Reflektorstab | 14 Rücklauf Flächenkühler | 21 Frischdampfstutzen |
| | | 22 Primärkreislauf-Gebläse |

Abb.2 HTR-Modulreaktor von Siemens/Interatom

Coated Particles					
Kernchen Material		UO ₂			
Dichte	g/cm ³	10.5			
Durchmesser	μm	500			
Coating Material		PyC	PyC	SiC	PyC
Dicke	μm	90	40	35	35
Dichte	g/cm ³	1.00	1.85	3.20	1.85
Kugelbrennelement		Matrix		Schale	
äußerer Radius	cm	2.5		3.0	
Graphitsdichte	g/cm ³	1.7		1.7	
Schwermetalleinsatz	g/Kugel	7.0			
Moderationsverhältnis	Nc/Nsm	537			
Anreicherung	%	8.10			
Reflektor		Oben	Unten	Seite	
Dicke	cm	100	250	100	
Druckbehälter		Stahlbehälter			
Reaktorkern					
Thermische Leistung	MW	200			
Radius	m	1.5			
Corehöhe	m	9.43			
Corevolumen	m ³	66.66			
Leistungsdichte	MW/m ³	3.0			
Core: Oberfläche/Volumen	1/m	1.55			
Hohlraumhöhe	cm	50			
Kugelfüllichte		0.61			
Beschickungsweise		Mehrfachdurchlauf			
Heliumaufheizung	°C	250→700			
Mittlerer Heliumdruck	bar	60			
Sekundärkreislauf					
Wirkungsgrad		0.4			
Frischdampfdruck	bar	190			
Speisewassereintrittstemperatur	°C	170			
Frischdampfaustrittstemperatur	°C	530			

Tab.1 Hauptdaten des HTR-Modulreaktors

2. Konzeptauslegung eines 3000 MWth Ringcorereaktors

2.1 Beschreibung der Konzeptauslegung

Ein großer ringförmiger Leistungsreaktor ist zur Stromerzeugung konzipiert. Der gesamten Anlage ist eine thermische Leistung von 3000 MW zugrunde gelegt.

Die konstruktive Auslegung und die gesamte Anordnung des Primärkreises und der Dampferzeuger werden in Abb.3 gezeigt. Der Reaktor besteht aus einem Ringcore und wird auch von einem ringförmigen vorgespannten Stahlgußbehälter umschlossen. Die Betonzelle, in der sich die Reaktoreinheit befindet, ist ebenfalls ringförmig. An ihren inneren Wänden sind Flächenkühler zum Komponentenschutz vorgesehen. Insgesamt sind 24 Kugelabzugsrohre eingerichtet. An der sekundären Seite sind 12 Dampferzeuger vorgesehen, die rund um die Primärbetonzelle separat in einzelnen Sekundärbetonzellen untergebracht sind. Der Reaktor (Wärmequelle) und die Dampferzeuger (Wärmesenke) sind ähnlich wie beim Modulreaktor versetzt angeordnet. Zur Verbindung zwischen dem Reaktor und den Dampferzeugern dienen 12 kleine Druckbehälter, in denen das Heiß- und Kalt helium in Koaxialrohren geführt wird.

Das Kühlmittel Helium wird an der inneren und äußeren Seite des Ringcores in Führungen in den Seitenreflektoren nach oben bis zum Kaltgasplenum geführt. Von dort aus durchströmt es abwärts die Kugelschüttung und heizt sich auf. Das heiße Helium gelangt danach durch Führungen im Bodenreflektor in einen Heißgassammelraum und wird von dort durch die Verbindungsbehälter in die Dampferzeuger geführt. Nach der Abkühlung durch Wärmeabgabe an das Wasser bzw. den Wasserdampf in den Dampferzeugern wird das Helium durch die Gebläse über die Verbindungsbehälter wieder zurück in die Führungen in den Seitenreflektoren gepumpt.

Die Kugelschüttung im aktiven Ringcore hat eine mittlere Höhe von 8 m und eine Breite von 2 m. Der mittlere Durchmesser beträgt 20 m. Neutronenphysikalisch ist das zwar nicht optimal, aber damit kann die Voraussetzung dafür erfüllt werden, daß der Reaktor allein mittels Einrichtungen in den Seitenre-

flektoren abgeschaltet und kalt-unterkritisch gehalten werden kann und einen Leistungsoutput von 3000 MWth produzieren kann. Zwei Abschaltseinrichtungen sind im inneren und äußeren Seitenreflektor vorgesehen: einmal die Reflektorstäbe, die zur Regelung und Heißabschaltung dienen; zum anderen das KLein-Absorber-Kugelsystem (KLAK), welches zur Kaltabschaltung dient. Sowohl die Stäbe als auch die Kleinabsorberkugeln können bei Anforderung durch Schwerkraft in die Seitenreflektoren einfallen. Keine Absorberstäbe sind vorgesehen, die in die Kugelschüttung per Druckkraft eingefahren werden müssen.

Zum Einsatz kommen die gleichen Brennelementkugeln wie beim Modulreaktor, die mehrfach den Reaktorkern durchlaufen. Das heißt also, es wird niedrig angereichertes Uran (UO_2) als Brennstoff verwendet, und der Schwermetalleinsatz beträgt 7 g pro Kugel. Damit ist auch hier der Wassereinbruchsstörfall beherrschbar. Auf Grund der gesamten physikalischen Auslegung soll das Verhalten des Ringcorereaktors bei Reaktivitätsstörungen zumindest genauso stabil sein wie beim Modulreaktor.

Die Leistungsdichte ist mit 3 MW/m^3 gleich wie beim Modulreaktor gewählt. Ähnlich wie bei den anderen Auslegungsmerkmalen soll auch hier erreicht werden, daß die Brennelementtemperaturen unter allen Störfallbedingungen den Grenzwert 1600°C nicht überschreiten. Auch bei völligem Verlust des Kühlmittels kann die Nachwärme durch die natürlichen Wärmetransportmechanismen in hinreichendem Maße gespeichert oder abgegeben werden, so daß eine unzulässige Temperaturerhöhung in Brennelementen nicht stattfindet, und damit die Rückhaltung der Spaltprodukte gewährleistet ist. Das Prinzip der passiven Nachwärmeabfuhr beim Modulreaktor soll also bei dem großen Ringcorereaktor gleichfalls beibehalten werden.

Der große ringförmige vorgespannte Stahlgußreaktorbehälter ist wie ein vorgespannter Betonbehälter berstsicher. Er stellt wegen seiner Gestalt und Größe bei diesem Reaktorkonzept eine große technische Entwicklungsaufgabe dar. Es sind schon Untersuchungs- und Entwicklungsarbeiten an dieser Druckbehältertechnik unternommen worden /13/. Um einen solchen Druckbehälter zu verwirklichen, sind vermutlich noch weitere F + E Arbeiten notwen-

dig. In den anderen technischen Bereichen wird indessen die ausgereifte Technik des Modulreaktors ausgenutzt, daher sind keine großen weiteren Entwicklungsarbeiten erforderlich.

2.2 Darstellung der Auslegungsparameter

Die Primärkreisauslegungsparameter des 3000 MWth Ringcorereaktors sind Tab.2 zu entnehmen.

Coated Particles					
Kernchen Material		UO ₂			
Dichte	g/cm ³	10.5			
Durchmesser	μm	500			
Coating Material		PyC	PyC	SiC	PyC
Dicke	μm	90	40	35	35
Dichte	g/cm ³	1.00	1.85	3.20	1.85
Kugelbrennelement		Matrix		Schale	
äußerer Radius	cm	2.5		3.0	
Graphitsdichte	g/cm ³	1.7		1.7	
Schwermetalleinsatz	g/Kugel	7.0			
Moderationsverhältnis	Nc/Nsm	537			
Anreicherung	%	7.20			
Reflektor		Oben	Unten	Innen	Außen
Dicke	cm	100	250	100	100
Druckbehälter		Vorgespannter Stahlgußbehälter			
Reaktorkern					
Thermische Leistung	MW	3000			
innerer Radius	m	9.0			
äußerer Radius	m	11.0			
Corehöhe	m	8.0			
Corevolumen	m ³	1005.3			
Leistungsdichte	MW/m ³	3.0			
Core: Oberfläche/Volumen	1/m	1.25			
Hohlraumhöhe	cm	50			
Kugelfüllichte		0.61			
Beschickungsweise		Mehrfachdurchlauf			
Heliumaufheizung	°C	250→750			
Mittlerer Heliumdruck	bar	60			

Tab.2 Hauptdaten des 3000 MWth HTR-Ringcorereaktors

3. Verwendete Programme und Rechenmodelle

3.1 Vorstellung des Programmzyklus VSOP

Die Reaktorauslegung wird mit dem integrierten Computerprogrammzyklus VSOP (Very Superior Old Programs) vorgenommen. Das Programmsystem ist aus mehreren erprobten Computercodes zu neutronenphysikalischen und thermohydraulischen Rechnungen für nukleare Reaktoren in langjähriger Entwicklung in dem Forschungszentrum Jülich zusammengeliefert und vervollständigt worden /14/. Der Programmzyklus enthält im wesentlichen folgende Bestandteile:

- ZUT-DGL: zur Berechnung der Resonanzintegrale für Th-232 und U-238
- GAM: zur Berechnung der epithermischen und schnellen Energiespektren
- THERMOS: zur Spektralrechnung des thermischen Energiebereiches
- CITATION: zur Diffusions- und Kritikalitätsrechnung
- FEVER: zur Abbrandrechnung und Fuelmanagementsimulation
- THERMIX-KONVEK: zur thermohydraulischen Rechnung

In Abb.4a wird das Flußbild des VSOP Programmzyklus dargestellt. Abb.4b zeigt entsprechend die Unterprogramme der verschiedenen Rechenschritte.

Aus dem ursprünglichen Programm ZUT /15/, welches die Resonanzintegrale für ein in Form von Stäben oder Kugeln heterogen angeordnetes Absorbermedium ermittelt, wird das Rechenprogramm ZUT-DGL erarbeitet /16/, welches auch für ein mehrfach heterogen angeordnetes Absorbermedium mit beschichteten Partikeln zur Resonanzintegralberechnung benutzt werden kann. Der Lauf von ZUT-DGL ist eigentlich von dem VSOP-Hauptlauf unabhängig. Nach der Brennelementauslegung werden die Resonanzintegrale für verschiedene Temperaturen damit gerechnet, die dann in der Gruppeneinteilung des epithermischen Spektralprogrammes GAM zusammengefaßt und auf eine reservierte Dateneinheit geschrieben werden. Sie stehen dem Programm GAM direkt zur Verfügung.

Zur Berechnung der Neutronenspektren im epithermischen und schnellen Bereich löst der Computercode GAM /17/ die Transportgleichung mit P1-Näherung für homogene Spektrumzonen. Der gesamte Energiebereich von $0.414 \sim 10^7$ eV wird für GAM in 68 Gruppen mit der gleichen Lethargie-Breite

V.S.O.P.

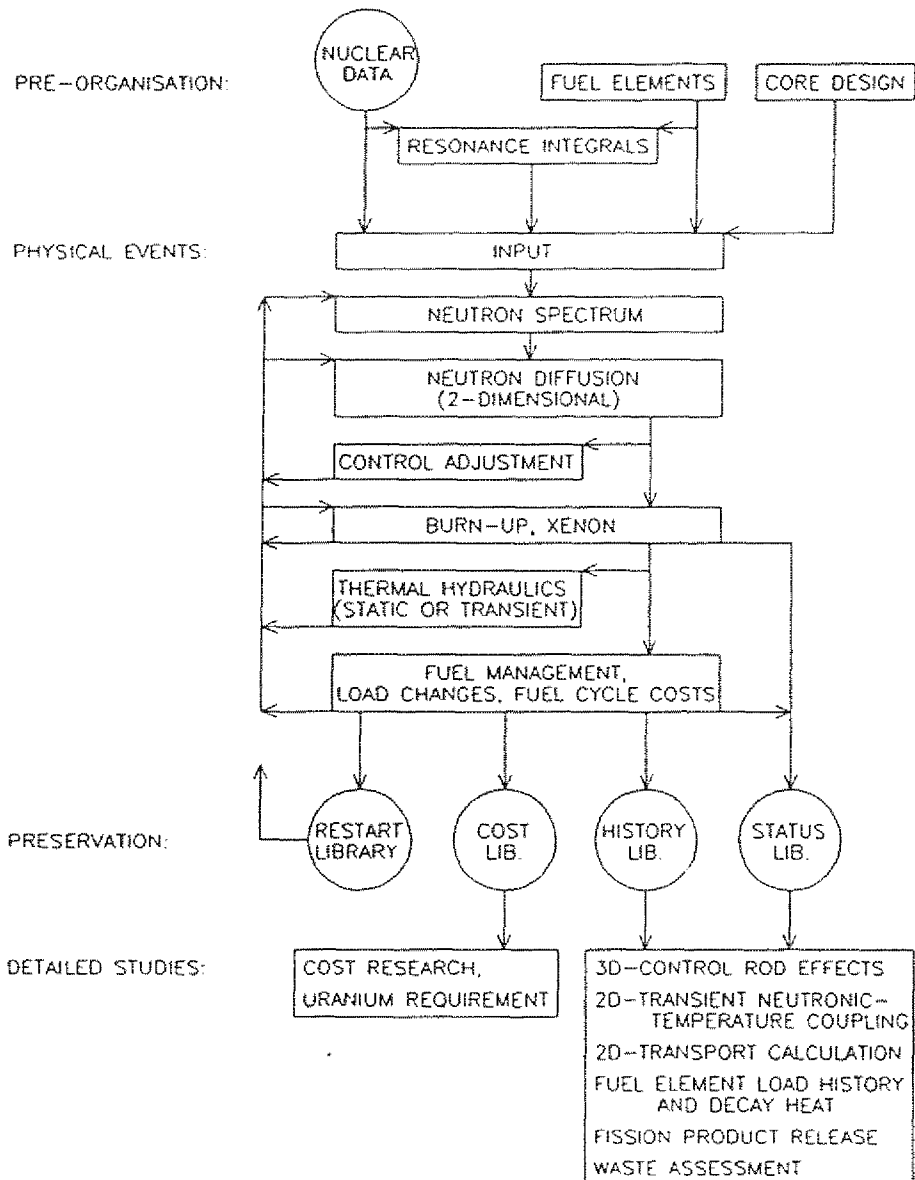


Abb.4a. Laufschemata des Programmzyklus VSOP

V.S.O.P.

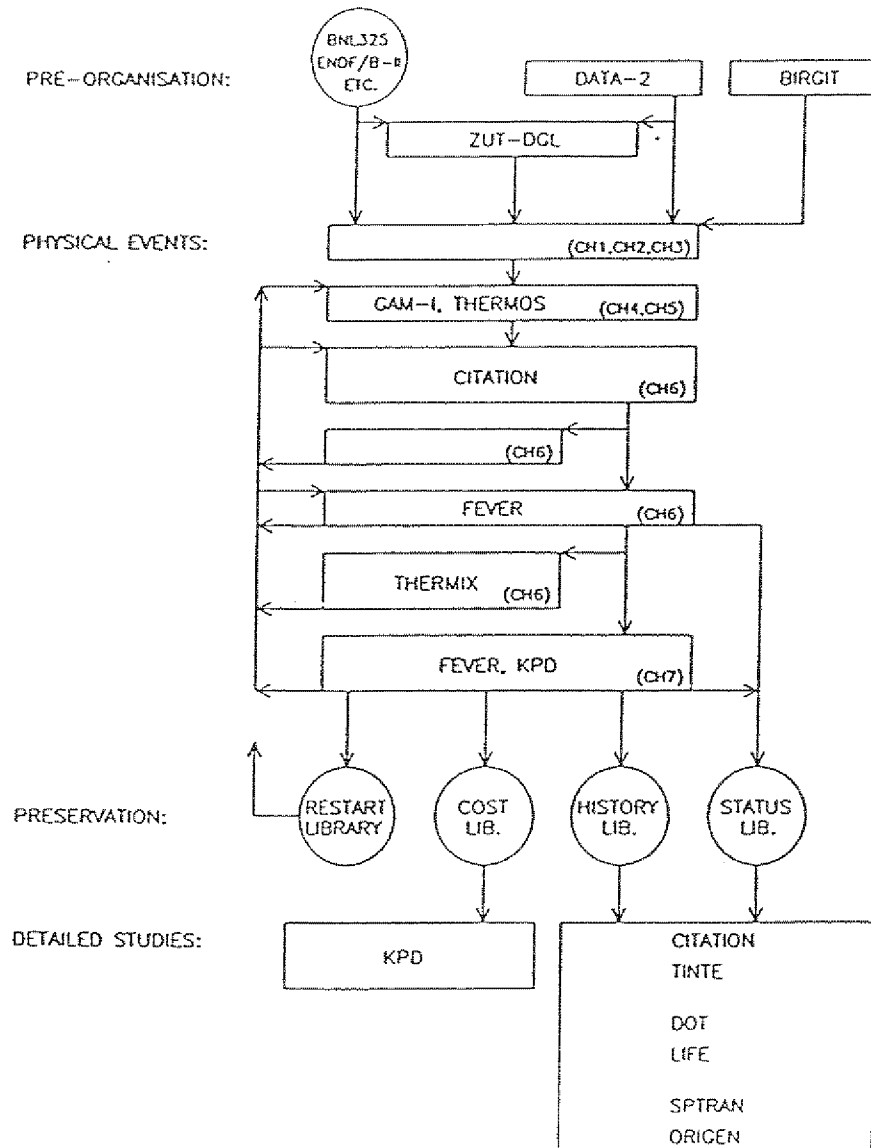


Abb.4b Programmteile des Programmzyklus VSOP

$\delta u = 0.25$ geteilt. Die Berechnung des thermischen Spektrums wird mit dem Programm THERMOS /18/ durchgeführt, welches eine Lösung der Transportgleichung in Abhängigkeit von Energie und Raum in einer thermischen Zelle durchführt. Dem durch die Feinstruktur der beschichteten Teilchen bedingten Heterogenitätseffekt wird in dem Programm Rechnung getragen /19/. Der Bereich 0~2.05 eV wird für THERMOS insgesamt in 30 Energiegruppen unterteilt. Die Gruppenteilungen für GAM und THERMOS überschneiden sich in dem Bereich von 0.414~2.05 eV. Eine gemeinsame Gruppengrenze von 1.86 eV wird gewählt, die zugleich auch als obere Grenze des thermischen Flusses gilt. Die Berechnungen mit GAM und THERMOS werden unabhängig durchgeführt. Für die Diffusionsrechnung werden die Parameter der groben Gruppen oberhalb und unterhalb 1.86 eV jeweils mit den aus GAM und THERMOS ausgerechneten feinen Gruppenflüssen separat gemittelt.

Zur Lösung des Eigenwertproblems kommt das Programm CITATION zum Einsatz /20/. Es handelt sich um ein Finite-Differential-Diffusionsprogramm, mit dem die räumliche Flußverteilung 2-dimensional oder auch 3-dimensional berechnet werden kann. Es werden insgesamt 4 breite Energiegruppen in der Diffusionsrechnung gewählt: 0~1.86, 1.86~29.0, 29.0~ 10^5 , 10^5 ~ 10^7 eV. Die unterste Gruppe 0~1.86 eV repräsentiert den thermischen Fluß. Der Hohlraum über die Kugelschüttung, wo die Diffusionstheorie eigentlich nicht gilt, wird nach /21/ mit äquivalenten Diffusionskoeffizienten behandelt.

Das Rechenprogramm FEVER dient zur Abbrandrechnung und Fuelmanagementsimulation /22/. Das ständige Fließen der Brennelementkugeln wird dadurch simuliert, daß die Reaktorgeschichte in viele Abbrandzyklen unterteilt wird, und nach jedem Zyklus die Kugeln eine Stufe (ein Layer) nach unten gesetzt werden (das sog. Fuel Shuffling). In einem Abbrandzyklus können per Option die Spektral- und Diffusionsrechnung mehrmals zu den sogenannten groben Abbrandzeitschritten (large burnup time steps) wiederholt werden. Ein grober Abbrandzeitschritt kann in mehrere kleine Zeitschritte unterteilt werden, zu denen die Flußverteilung zwar unverändert bleibt, aber die Höhe des Flusses aufgrund der Leistungsbedingung neu normiert wird. Zur Simulation der Mehrfach-Beschickungsweise werden sogenannte Storageboxen und Compoundboxen eingeführt, in denen diejenigen abgebrannten Brennele-

menten, die ihren Zielabbrand noch nicht erreicht haben und zurück in den Reaktorkern geschickt werden sollen, ihre Out-of-Pile-Zeit verbringen.

Das thermohydraulische Rechenprogramm THERMIX-KONVEK ist ein in der KFA Jülich für Kugelhaufenreaktoren entwickeltes und getestetes Computersystem /23/, mit dem sowohl stationäre als auch instationäre 2-dimensionale Berechnungen der Strömungs- und Temperaturfelder vorgenommen werden können, wobei der Druck, der Massenstrom, die Gas- und Feststofftemperaturen iterativ berechnet werden. Abb.5 zeigt das Schema des THERMIX-KONVEK Programmablaufes.

Die gesamten Rechnungen werden mit dem im Zentralinstitut für Angewandte Mathematik des Forschungszentrums Jülich installierten IBM-3081 Rechner-System durchgeführt.

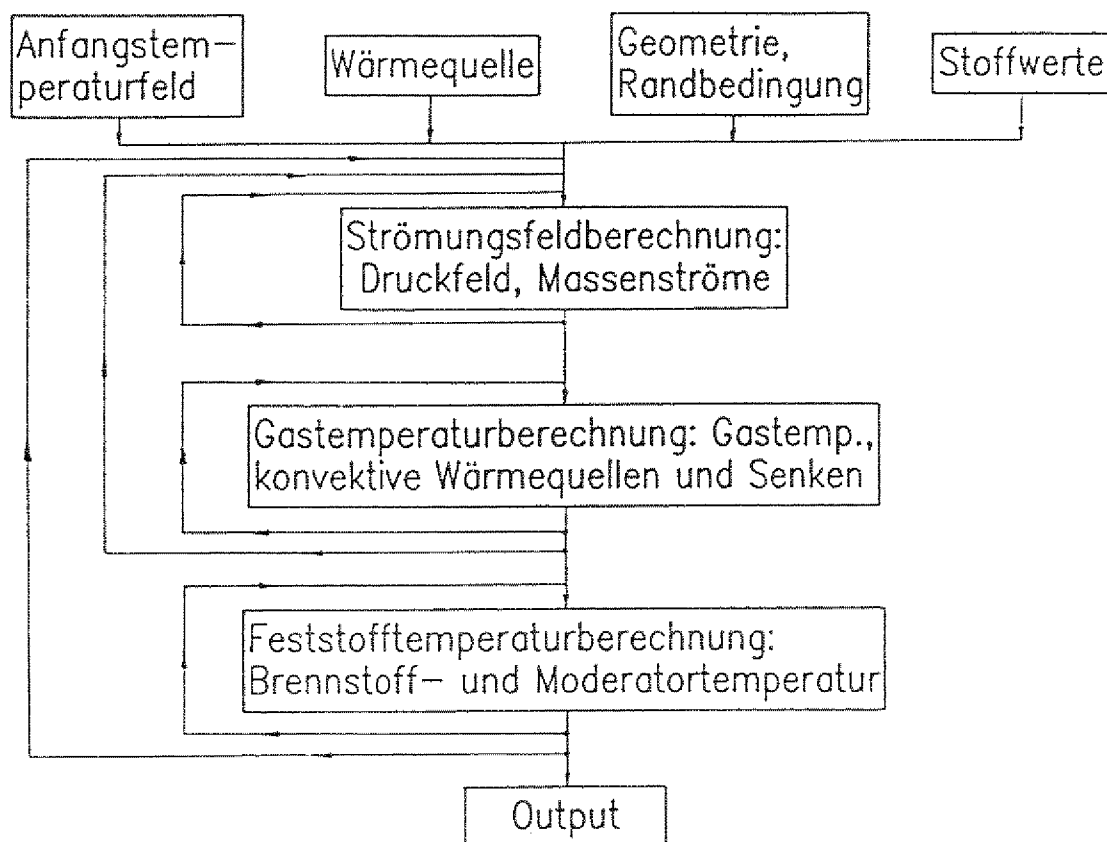


Abb.5 Fließschema des Programmsystems THERMIX-KONVEK

3.2 Die Rechenmodelle

In der rechnerischen Darstellung wird der große Ringcorereaktor (im folgenden als HTR-Ringcore genannt) und um zu vergleichen auch der Modulreaktor (MODUL) simuliert und analysiert.

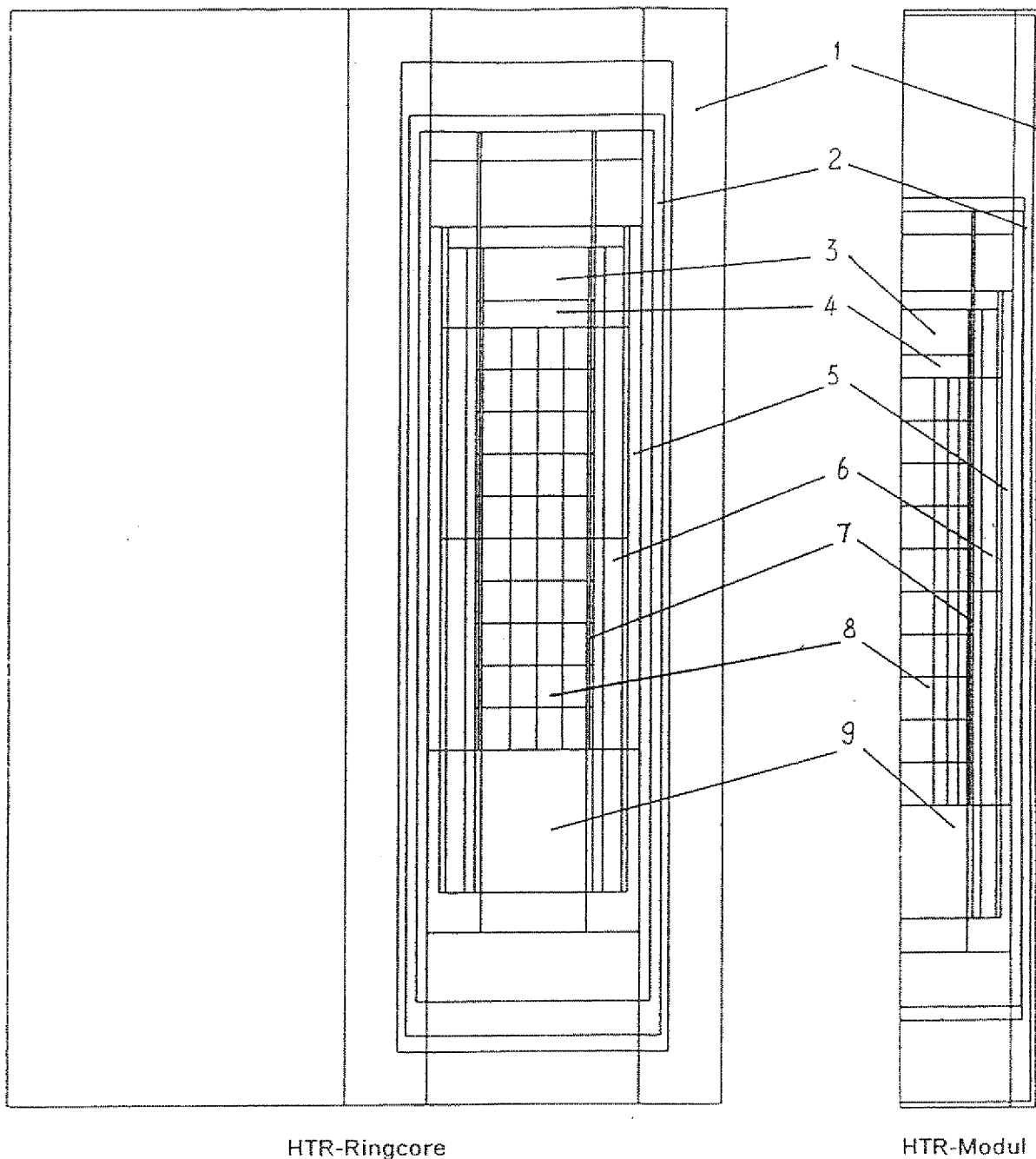
In der Rechnung mit VSOP wird die Kugelschüttung radial in Kanäle und axial in sogenannte Layer unterteilt. Die anderen berücksichtigten Bereiche wie z.B. die Reflektoren werden je nach der Materialbelegung und Temperatur feiner unterteilt. Abb.6 zeigt die physikalischen Rechenmodelle für HTR-Ringcore und MODUL. Da das Kugelfließschema mangels experimenteller Ergebnisse noch unbekannt ist, wird vereinfacht in beiden Fällen die Kugelschüttung volumengleich in 4 senkrechte Kanäle und jeder Kanal in 10 Layer geteilt. Die Spektral- und Diffusionsrechnung wird nach außen bis zum Druckbehälter hin durchgeführt. Die Anzahl der Spektrumzonen-Unterteilungen beträgt 25 beim HTR-Ringcore und 19 beim MODUL. Es werden für die Diffusionsrechnung radial und axial 54x110 Maschen beim HTR-Ringcore und 45x110 Maschen beim MODUL gewählt.

Rechnerisch wird bei beiden Reaktoren eine 10-fach-Modul-Beschickung simuliert. Dafür wird jeder Layer in 10 Batches unterteilt, für welche Abbrand und Fuelmanagement individuell berechnet werden. 36 Storageboxen und 9 Compoundboxen sind in beiden Fällen vorgesehen, um die Behandlung der Brennelementkugeln während der Out-of-Pile-Zeit zu simulieren.

Die Reflektorstäbe werden durch eine mit Bor homogen vergiftete, 6 cm breite Zone in Seitenreflektoren simuliert. Die Giftmenge und die Stabposition wird so gewählt, daß die Stäbe gerade den angeforderten Reaktivitätswert aufweisen.

Das THERMIX-KONVEK Programm nimmt aus der physikalischen Rechnung die Leistungsverteilung als Wärmequelle und berechnet die Gasströmung und Temperaturverteilung nach außen bis zur Primärbetonzelle. In einer Brennelementkugel sind 5 Temperaturstützpunkte vorgesehen. Es sind insgesamt für das THERMIX Programm radial und axial in 47x71 Maschen beim

HTR-Ringcore und 43x72 Maschen beim MODUL gewählt. Das THERMIX-Rechenmodell für den HTR-Ringcore zeigt Abb.7.



HTR-Ringcore

HTR-Modul

- | | |
|--------------------|--------------------|
| 1. Druckbehälter | 6. Seitenreflektor |
| 2. Kernbehälter | 7. Kontrollstäbe |
| 3. Deckenreflektor | 8. Kugelschüttung |
| 4. Hohlraum | 9. Bodenreflektor |
| 5. Kohlestein | |

Abb.6 Physikalische Rechenmodelle für VSOP

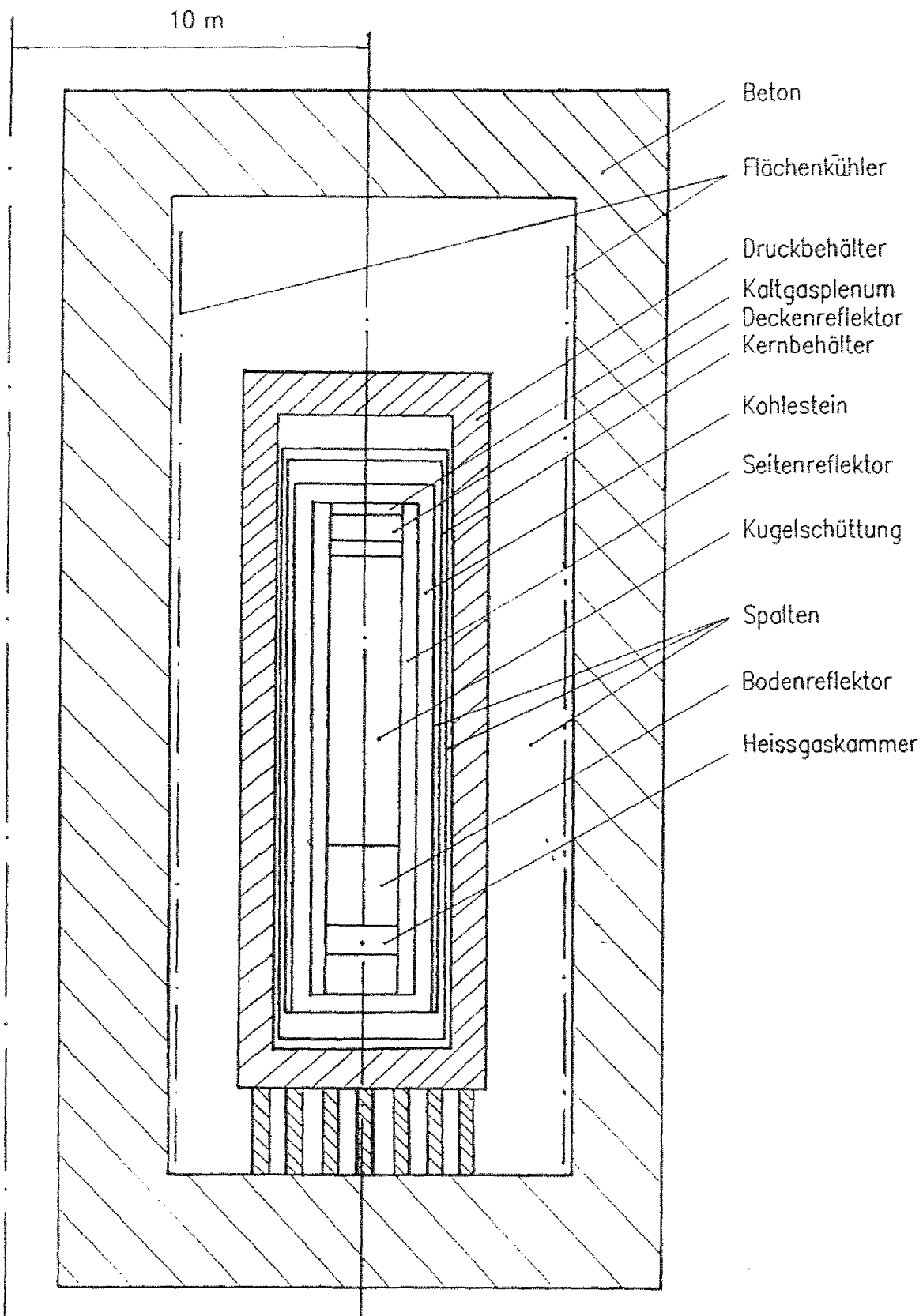


Abb.7 Das THERMIX Rechenmodell

4. Eigenschaften des Gleichgewichtscores

4.1 Physikalische Eigenschaften

Mit VSOP wird die physikalische Geschichte des HTR-Ringcores von der Erstcore-Reaktorbeladung über die Einbrennphase bis zum Gleichgewichtsbetriebszyklus verfolgt. Zur schnellen Simulation der Einbrennphase wird das Reaktorcore rechnerisch zu Anfang mit unterschiedlich angereicherten Brennelementen beladen. Insgesamt werden in der Simulation 9 Spektral- und 51 Diffusionsrechnungen durchgeführt. Die wichtigsten physikalischen Daten sind Tab.3 zu entnehmen. Die Daten des HTR-Moduls werden gegenübergestellt.

Die Neutronenspektren beider Reaktoren werden am Beispiel einer Corespektrumzone mit einer mittleren Brennstofftemperatur von 345°C und Moderatortemperatur von 336°C in Abb.8,9 gezeigt. Man merkt, daß die Neutronenspektren bei beiden Reaktoren sehr ähnlich sind. Nur ein sehr feiner Unterschied ist dazwischen noch zu bemerken. Er erklärt sich daraus, daß der Abbrandzustand und auch der Ausfluß von Neutronen in benachbarte Spektrumzonen, das Leakage, ein bißchen unterschiedlich sind.

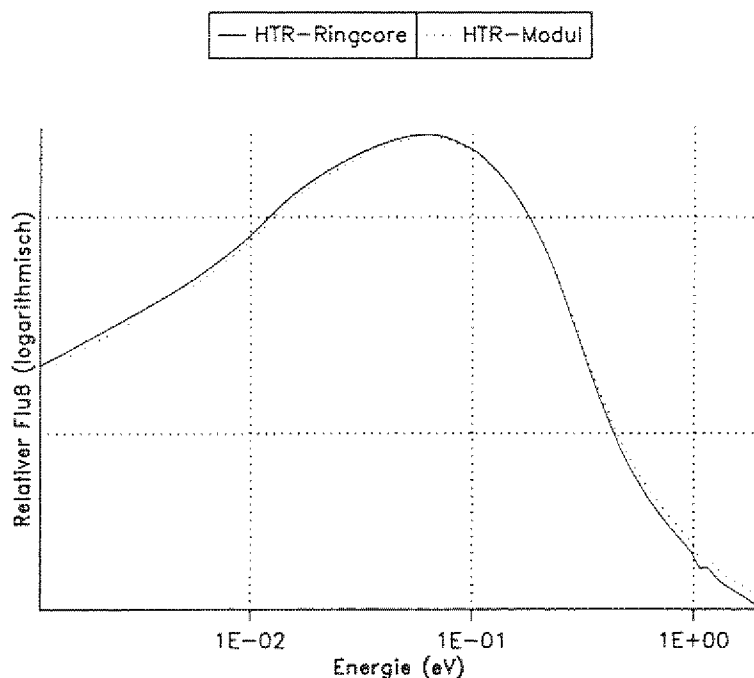


Abb.8 Thermisches Neutronenspektrum

Reaktor		HTR-Ringcore	MODUL
Globale Daten			
Keff im Gleichgewichtszyklus		1.0001	1.0003
Anreicherung frischer Brennelemente	%	7.20	8.10
mittl. Spaltstoffanreicherung	%	3.67	4.46
mittl. Anzahl der Brennelemente		5400000	360000
mittl. Kugeldurchlaufzeit	Tage	1004	1004
mittl. Abbrand	MWD/T	80.147	80.671
Konversionsrate		0.503	0.465
Source Neutr./Fissile Abs.	$\eta \cdot \epsilon$	1.966	1.967
Capture/Fission in fiss.Mat.	α	0.330	0.320
Fissions/Energie	E10 (Fiss./ws)	3.130	3.130
Power Peaking: max./avg.		2.19	2.46
max. Kugelbelastung	kw/Kugel	1.21	1.37
Neutronendosis			
Schnelle Dosis (>0.1 Mev)			
Kugel bei Entladung	E21/cm ²	2.17	2.12
max. oberer Rand	E21/cm ² ·360D	0.39	0.39
max. unterer Rand	E21/cm ² ·360D	0.33	0.31
max. äußerer Rand	E21/cm ² ·360D	0.89	0.76
Thermischer Fluß (<1.85 ev)			
max. oberer Rand	E14/cm ² ·sec.	0.46	0.35
max. unterer Rand	E14/cm ² ·sec.	0.41	0.31
max. äußerer Rand	E14/cm ² ·sec.	1.11	1.03
mittl. thermischer Fluß	E14/cm ² ·sec.	0.82	0.71
mittl. Gesamtfluß	E14/cm ² ·sec.	1.64	1.51
Neutronenbilanz			
Spaltneutronenanteil des			
U-235	%	57.50	61.65
U-238	%	0.30	0.29
Pu-239	%	33.71	30.79
Pu-241	%	8.48	7.26
Neutronenverlust in Schwermetall			
spez. in Spaltstoffen	%	77.33	75.35
spez. in	%	50.86	50.85
U-235	%	28.55	30.69
U-236	%	0.44	0.44
U-238	%	20.69	19.31
Np-239	%	0.03	0.03
Pu-239	%	18.26	16.70
Pu-240	%	5.00	4.46
Pu-241	%	4.05	3.46
Pu-242	%	0.16	0.13
Np-237	%	0.14	0.13
in Spaltprodukten	%	7.72	7.14
spez. in Xe-135	%	2.19	2.14
Core-Leakage	%	11.12	14.23
Fuel Inventory			
	kg/GWth		
U-235		366.15	454.29
Pu-239		56.79	59.72
Pu-241		14.58	14.42
U-238		11464.54	11310.23
U-236		86.88	91.37
Np-239		1.94	1.79
Pu-240		31.96	30.29
Pu-242		10.32	8.56
Np-237		3.72	3.74
Heavy Metal		12036.87	11974.41
Fuel Supply→Discharge			
	kg/GWth		
U-235		0.8968→0.1011	1.0041→0.1536
Pu-239		0.0000→0.0630	0.0000→0.0676
Pu-241		0.0000→0.0246	0.0000→0.0258
U-238		11.7132→11.1286	11.5358→10.9964
U-236		0.0000→0.1241	0.0000→0.1351
Pu-240		0.0000→0.0461	0.0000→0.0452
Pu-242		0.0000→0.0297	0.0000→0.0255

Tab.3 Physikalische Daten des Gleichgewichtscores

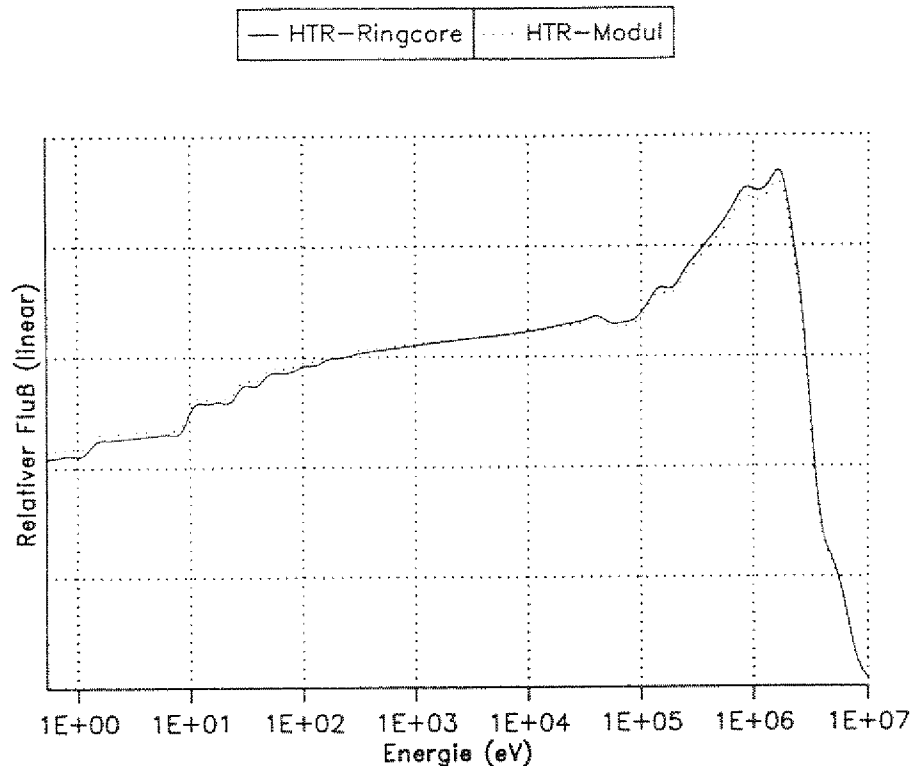
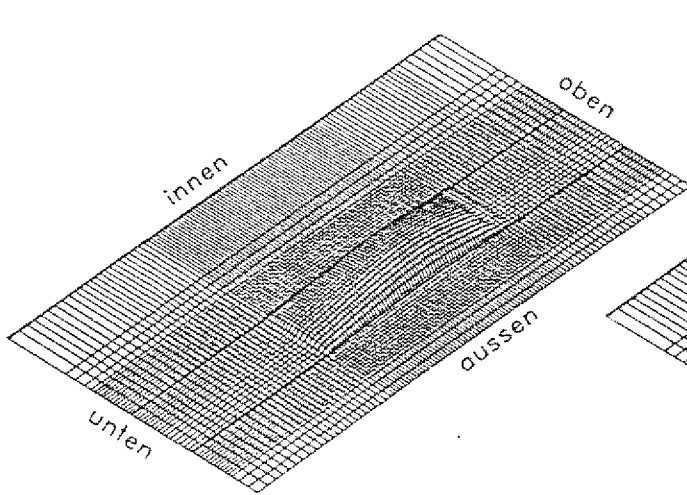


Abb.9 Epithermisches und schnelles Neutronenspektrum

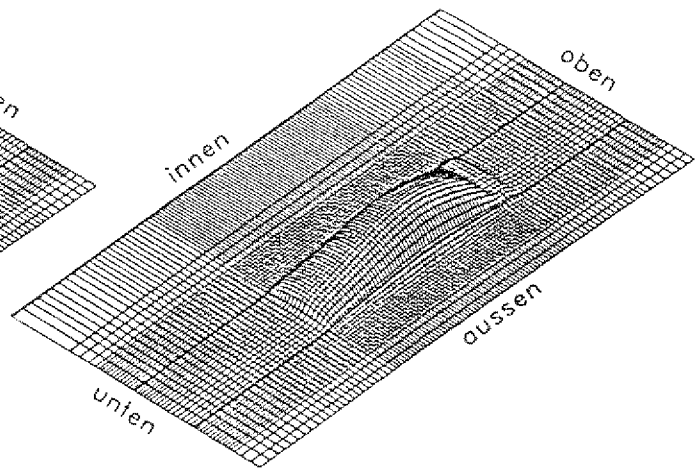
Während Abb.10 die Neutronenflüsse für das HTR-Ringcore in 3-dimensionaler Darstellung zeigt, werden die Verteilungen des thermischen Flusses in der Ebene der maximalen Stelle in Abb.11,12 dargestellt. Es ist zu bemerken, daß die radiale Flußverteilung sehr gleichmäßig ist, was auf die relativ schmale Corebreite zurückzuführen ist und eine gleichmäßige Leistungs- bzw. Temperaturverteilung auslöst. Der maximale Wert ist ein Stückchen nach innen verschoben, da weniger Neutronen nach innen ausfließen als nach außen. Mit einer 10-fach-Medul-Beschickung ist der Neutronenfluß axial in oberer und unterer Reaktorcorehälfte schon ziemlich gleichmäßig gelagert. Die relative Leistungsverteilung zeigt Abb.13.

Vergleicht man das HTR-Ringcore mit dem HTR-Modul, stellt man folgende bemerkenswerte Punkte fest:

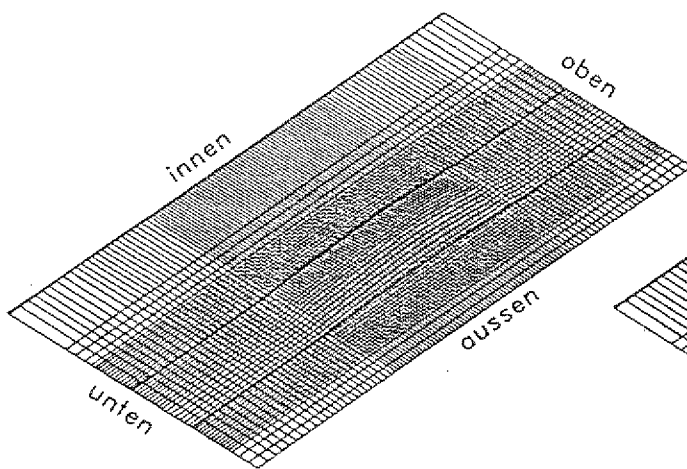
- Der durch Leakage entstehende Neutronenverlust ist beim HTR-Ringcore ca. 3% weniger als beim HTR-Modul. Der Grund besteht in der unterschiedlichen Coregeometrie.



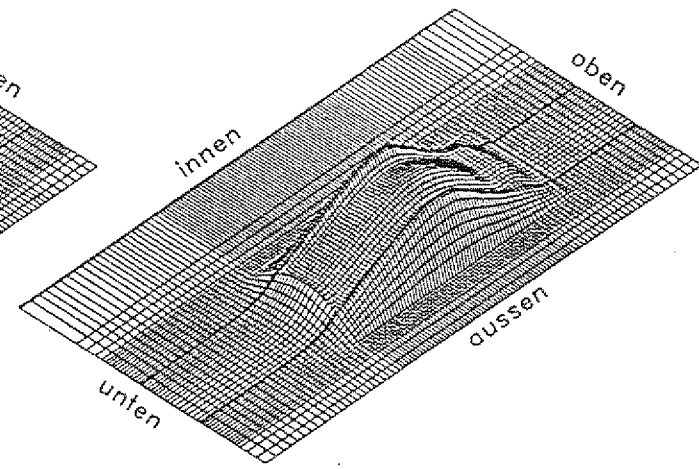
1. Gruppe (100000–10000000 eV)



2. Gruppe (29.0–100,000 eV)



3. Gruppe (1.86–29.0 eV)



Thermischer Fluss (0–1.86 eV)

Abb.10 Verteilungen der Gruppenflüsse im Gleichgewichtscore

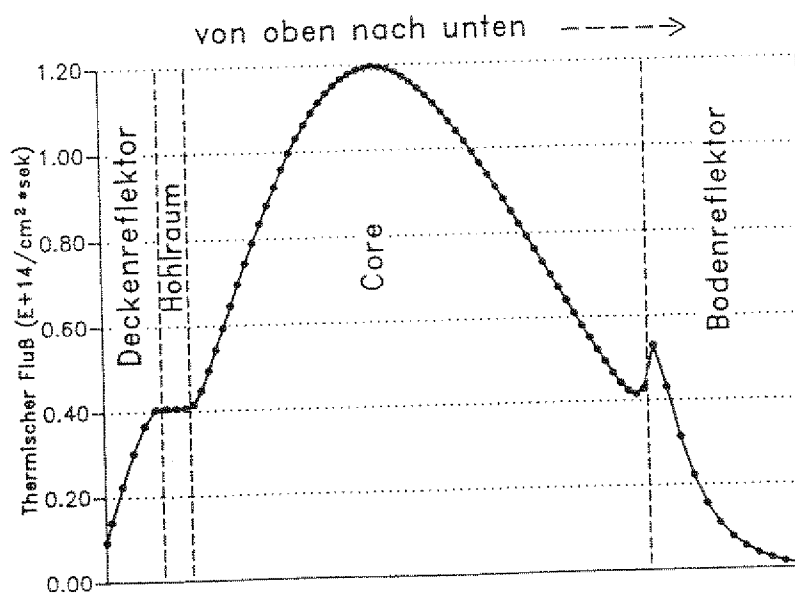


Abb.11 Axiale Verteilung des thermischen Flusses

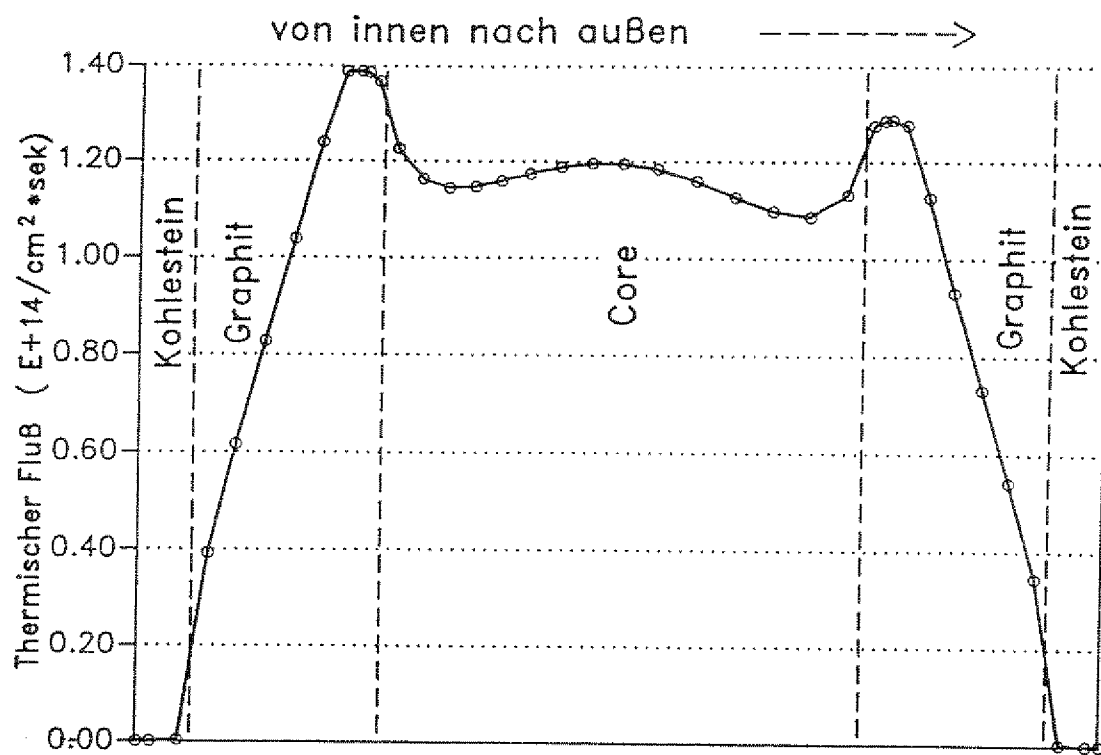


Abb.12 Radiale Verteilung des thermischen Flusses

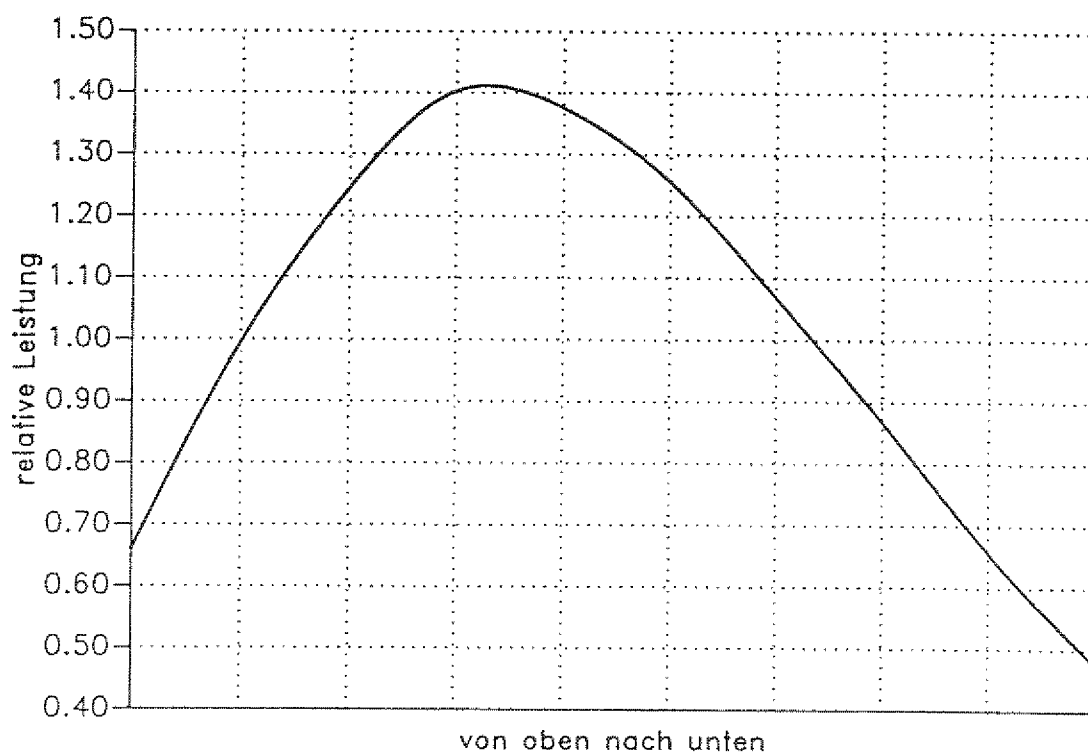
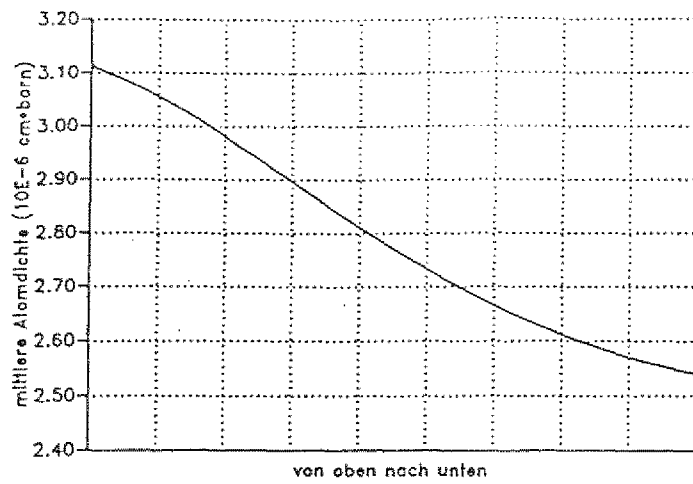


Abb.13 Axiale Verteilung relativer mittlerer Leistung

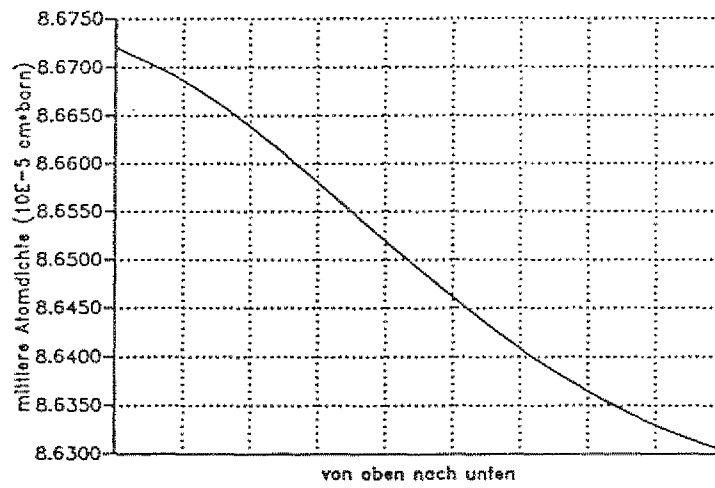
- Die Spaltstoffanreicherung frischer Brennelementen liegt beim HTR-Ringcore bei 7.2% gegenüber 8.1% beim HTR-Modul. Dies ist auf die unterschiedlichen Leckagen zurückzuführen.
- Der Power-Peaking-Faktor ist mit 2.2 beim HTR-Ringcore wegen der gleichmäßigeren Flußverteilung niedriger als beim HTR-Modul mit 2.5.
- Da die Leistungsdichten bei beiden Reaktoren gleich sind, haben die unterschiedlichen Spaltstoffanreicherungen unterschiedliche Flußniveaus zur Folge. So ist z.B. der mittlere thermische Fluß beim HTR-Ringcore $0.82 \times 10^{14} / \text{cm}^2 \cdot \text{sec}$ und beim HTR-Modul $0.71 \times 10^{14} / \text{cm}^2 \cdot \text{sec}$.

Im Reaktorcore befinden sich insgesamt ca. 5.4 Mio. Brennelementkugeln. Die maximale Kugelleistung beträgt 1.21 kw, und durchschnittlich erzeugt eine Kugel 0.56 kw Leistung. Nach einer mittleren Durchlaufzeit von ca. 1000 Tage erreichen die Brennelementkugeln einen mittleren Abbrand von ca. 80 MWD/kg(SM). Danach werden sie entladen. Jeden Tag werden ungefähr 5400 frische Brennelementkugeln in den Reaktorkern eingeladen.

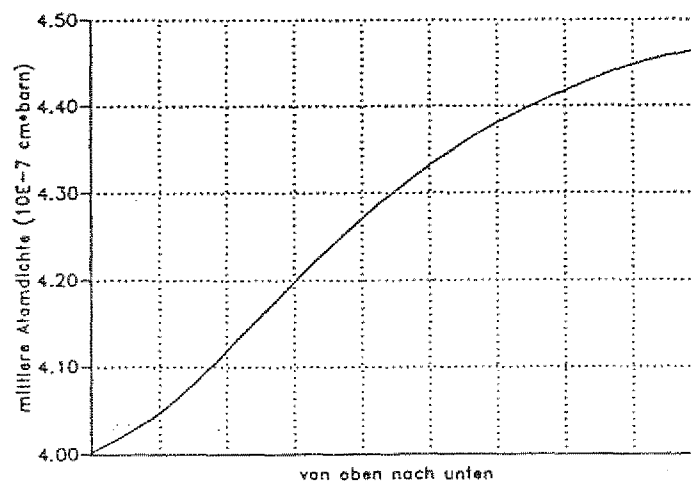
Es befinden sich im Reaktorcore beim Gleichgewichtszustand ca. 1.1 t U-235, 34.4 t U-238 und 170 kg Pu-239. Eine Konversionsrate von 0.5 wird erreicht. Die Dichteverteilungen dieser Nuklide werden in Abb.14 gezeigt.



a) Verteilung der U-235 Atomdichte



b) Verteilung der U-238 Atomdichte



c) Verteilung der Pu-239 Atomdichte

Abb.14 Axiale Verteilungen der Isotopen U-235, U-238, Pu-239 im Gleichgewichtscore

4.2 Thermohydraulische Eigenschaften

Mit dem Computercodesystem THERMIX-KONVEK wird die thermohydraulische Rechnung für den Primärkreislauf bis zur Betonzelle durchgeführt. Als Randbedingung werden die Temperaturen an Betonzelle, wo sich der Flächenkühler befindet, festgehalten. Am Unterrand der Betonzelle wird eine adiabatische Randbedingung angenommen.

Wie schon im letzten Kapitel erläutert, wird die Kugelschüttung volumengleich in 4 Kanäle unterteilt. Die relativen integrierten Kanalleistungen werden in Tab.4 aufgelistet. Der HTR-Modul wird gegenübergestellt. Eine gleichmäßigere Leistungsverteilung beim HTR-Ringcore ist hier zu erkennen.

Kanal	1	2	3	4
HTR-Ringcore	0.985	1.047	1.027	0.941
HTR-Modul	1.145	1.019	0.928	0.908

Tab.4 Relative integrierte Kanalleistung

Reaktor		HTR-Ringcore	HTR-Modul
Massenstrom	kg/s	1160	77
Gasaufheizung	°C	250→750	250→750*
Druckverlust im Reaktor	bar	0.545	0.760
Gebälseleistung	KW/MWth	3.8	5.3

* Beim Standardmodul ist die Gasaufheizung 250→700°C, um zu vergleichen wird jedoch mit 250→750°C simuliert.

Tab.5 Globale Thermohydraulikdaten

In Tab.5 sind einige wichtige Daten eingetragen. Es ist darauf hinzuweisen, daß der Druckverlust und die Gebälseleistung sich nur auf die Reaktoreinheit beziehen. Die Dampferzeuger sind darin nicht eingeschlossen. Das Kühlmittel Helium heizt sich in der Kugelschüttung von 250°C bis zu einer mittleren Temperatur von 750°C auf. Die Profile der Gasaustrittstemperatur bei beiden Reaktoren sind in Abb.15 aufgetragen. Man stellt an dieser Stelle wieder fest,

daß die Gastemperaturen am Austritt beim HTR-Ringcore deutlich gleichmäßiger sind.

Die Temperaturverläufe in Radial- und Axialrichtung sind in Abb.16,17 ersichtlich. Hierbei ist darauf hinzuweisen, daß die Brennelementtemperaturen nicht individuell für die Brennelemente der verschiedenen Durchläufe durch den Reaktor berechnet werden. Es wird in den verschiedenen räumlichen Positionen ein Mittelwert der über die lokale Brennelementmischung gebildet und hieraus für die thermohydraulische Berechnung ein "mittleres" Brennelement definiert. Aufgetragen sind in den Abbildungen die Gastemperatur, die Temperaturen im Zentrum und am Rand der Brennelementkugeln. Es zeigt sich, daß für das mittlere Brennelement die Temperaturdifferenz zwischen Gas und Kugelzentrum nirgendwo im Core 150°C überschreitet. Die mittlere Brennstoff- und Moderatortemperatur, gemittelt über das gesamte Core, beträgt 580°C bzw. 570°C.

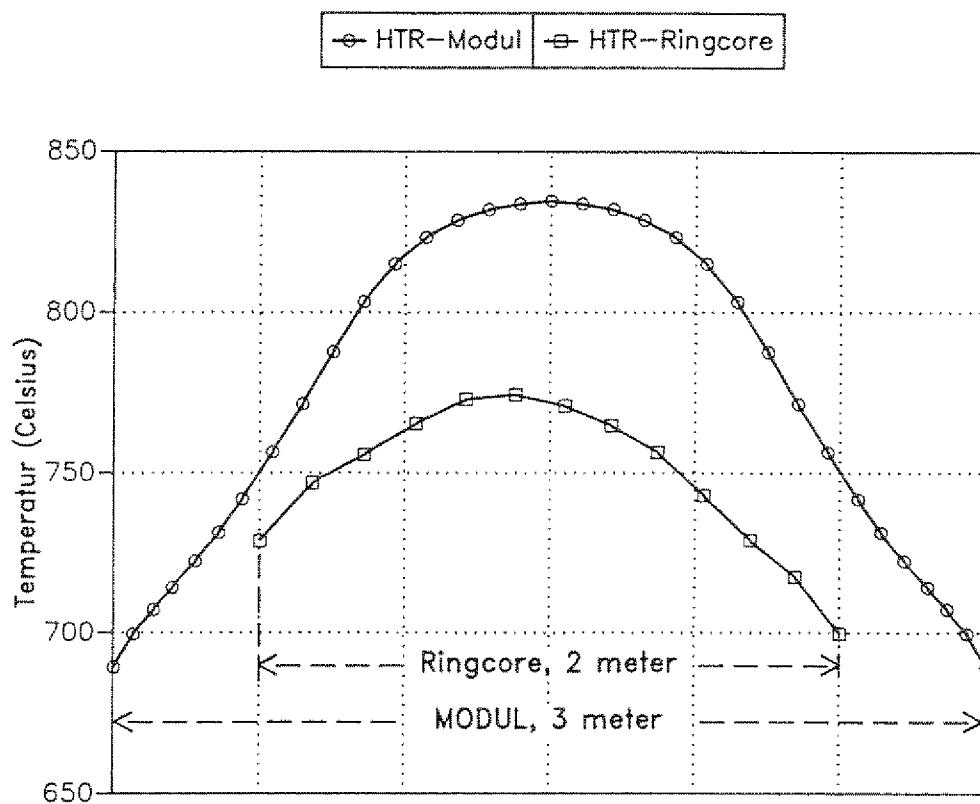


Abb.15 Verteilung der Gasaustrittstemperaturen

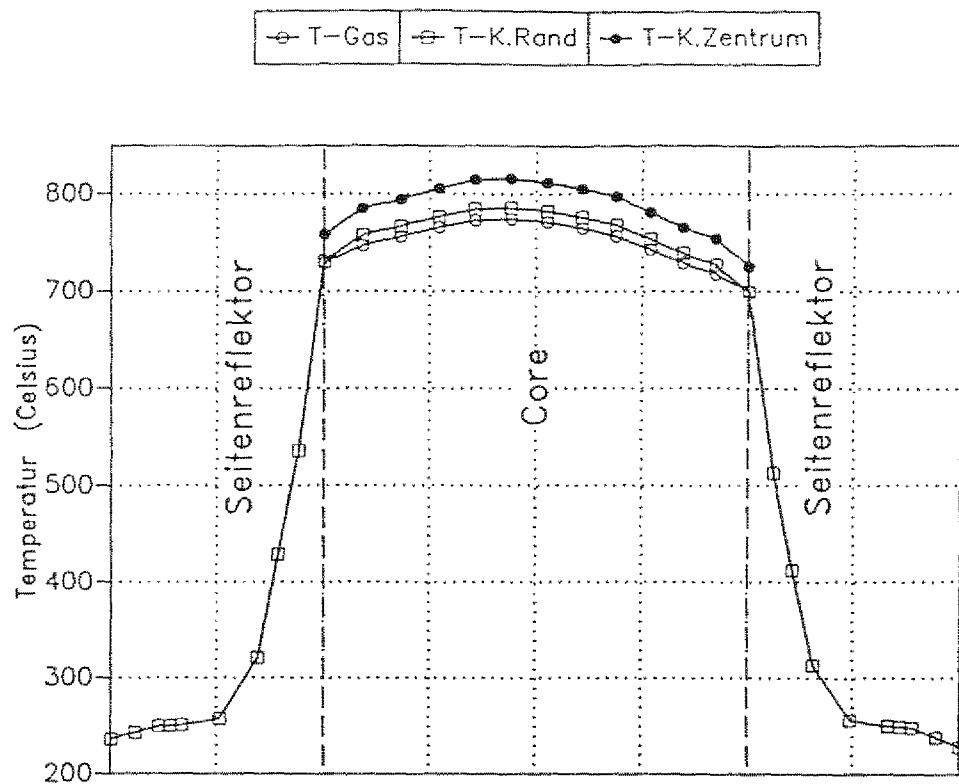


Abb.16 Radiale Temperaturverteilung im Gleichgewicht

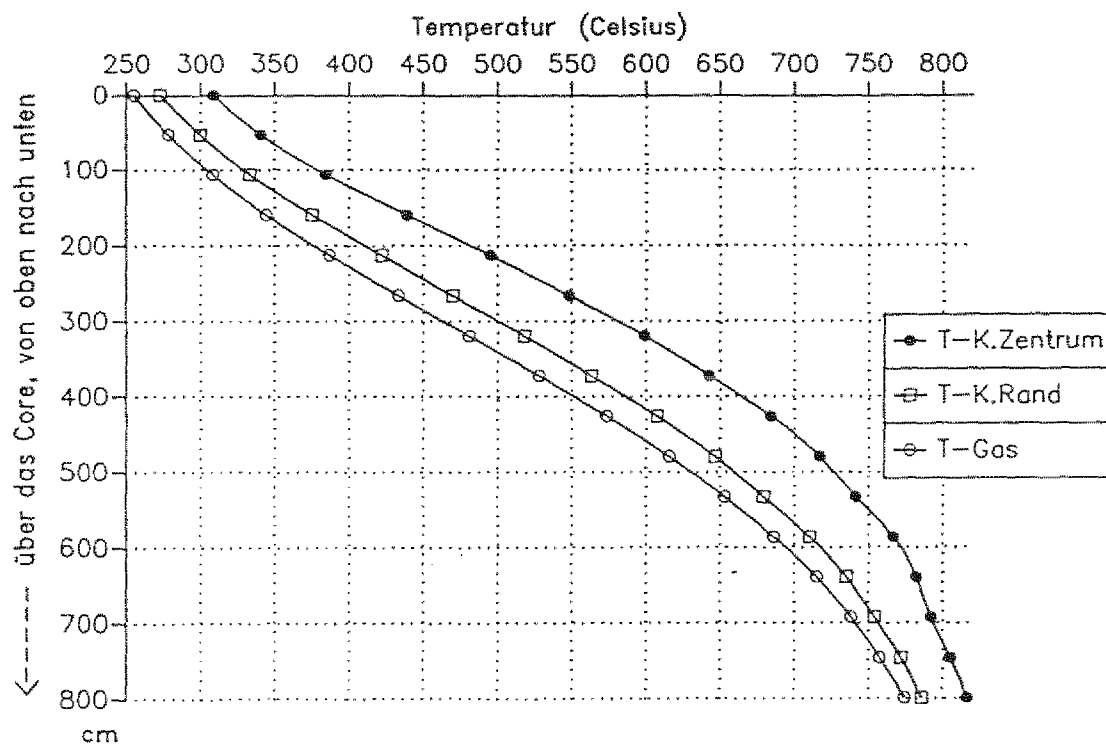


Abb.17 Axiale Temperaturverteilung im Gleichgewicht

5. Untersuchung zum Reaktivitätsverhalten

5.1 Reaktivitätsanforderung zur Regelung und Abschaltung

5.1.1 Regelung und Heißabschaltung

Um dem Netzbedarf folgen zu können, soll jedes Kernkraftwerk ohne weiteres vom Vollast auf ein bestimmtes Teillastniveau und zu jedem Zeitpunkt wieder hoch auf Vollast gefahren werden können. Bei dem HTR-Ringcore ist wie beim HTR-Modul eine Fahrfähigkeit vom Vollast auf 50% Teillast vorgesehen. Dabei spielt das Verhalten des Xenons, welches einen großen Absorptionsquerschnitt und eine kurze Halbwertszeit (9.10 h) aufweist, die wichtigste Rolle. Bei 100~50% Teillastfahren baut sich das Xenon wegen des abgesenkten Flusses und des Jod-Zerfalles (Halbwertszeit: 6.61 h) zunächst auf, zerfällt aber dann langsam bis zu einem entsprechend niedrigeren Gleichgewichtsniveau. Abb.18 zeigt diesen Vorgang. Die entsprechende Reaktivitätsänderung wird in Abb.19 dargestellt. Es ist daran festzustellen, daß eine Reaktivitätsvorhaltung durch Regelstäbe von mindestens 1% zum Überfahren des sogenannten Xenon-Berges erforderlich ist. Bei 50% Teillastfahren verringert sich die Temperatur im Reaktorkern, und die Gleichgewichtsxenonvergiftung vermindert sich von 2.19% bis auf 1.88%. Diese beiden Effekte bringen zusammen eine Reaktivitätserhöhung von 0.5 N, die nach dem Xenon-Berg durch die Regeleinrichtung kompensiert werden soll.

Bei Heißabschaltung stellen sich ähnliche Vorgänge mit Xenonvergiftung und Reaktivitätsänderung ein, die in Abb.20,21 ersichtlich sind. Die Coretemperatur senkt sich weiter, was vom 50% Teillast ausgehend noch eine Reaktivitätserhöhung von 0.1 N bringt. Beim HTR-Modul wird unterstellt, daß ein Reflektorstab fehlerhaft ausfahren kann. Dies entspricht eine Reaktivitätsfreisetzung von 0.5 N [3,11], welche die maximale Reaktivitätszufuhr durch Wassereinbruch auch abdeckt. Diese 0.5 N wird als maximale Störfallreaktivität betrachtet. Eine Annahme von 0.5 N als maximale Störfallreaktivität beim HTR-Ringcore ist, wie es später ersichtlich wird, sehr konservativ. Nimmt man eine Regelreserve von 0.2 N, kommt man zu der Feststellung, daß eine Reaktivität von $-(1.0 + 0.5 + 0.1 + 0.5 + 0.2) = -2.3$ N den unteren Wert darstellt, der durch die Regel- und Heißabschaltungseinrichtung abzudecken ist.

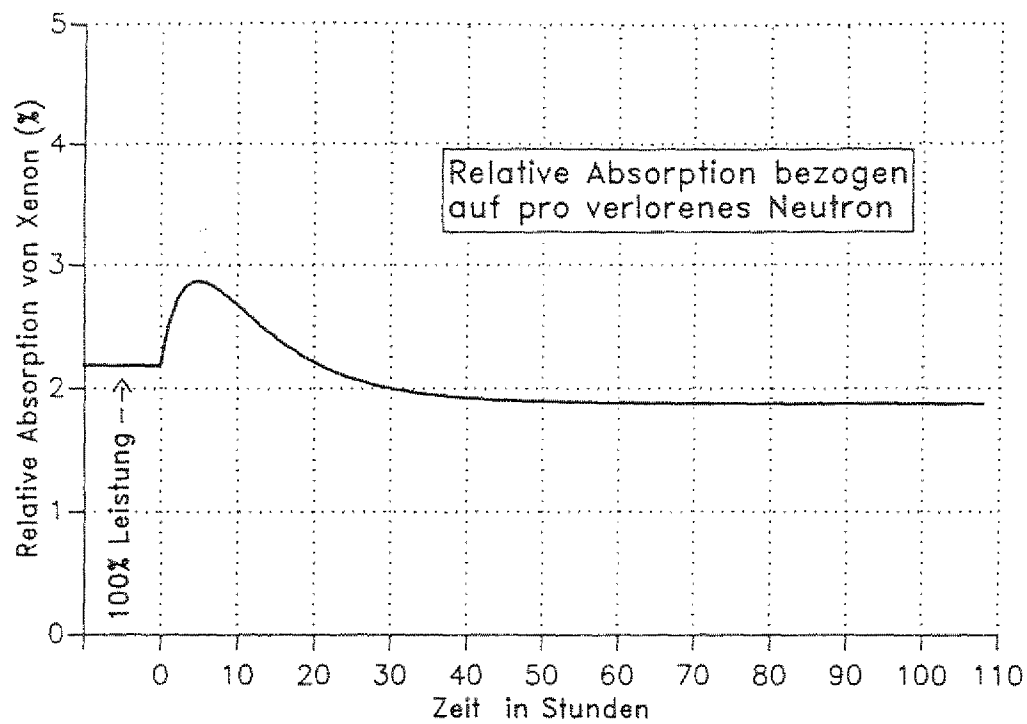


Abb.18 Xenon-Berg bei 50% Teillastfahren

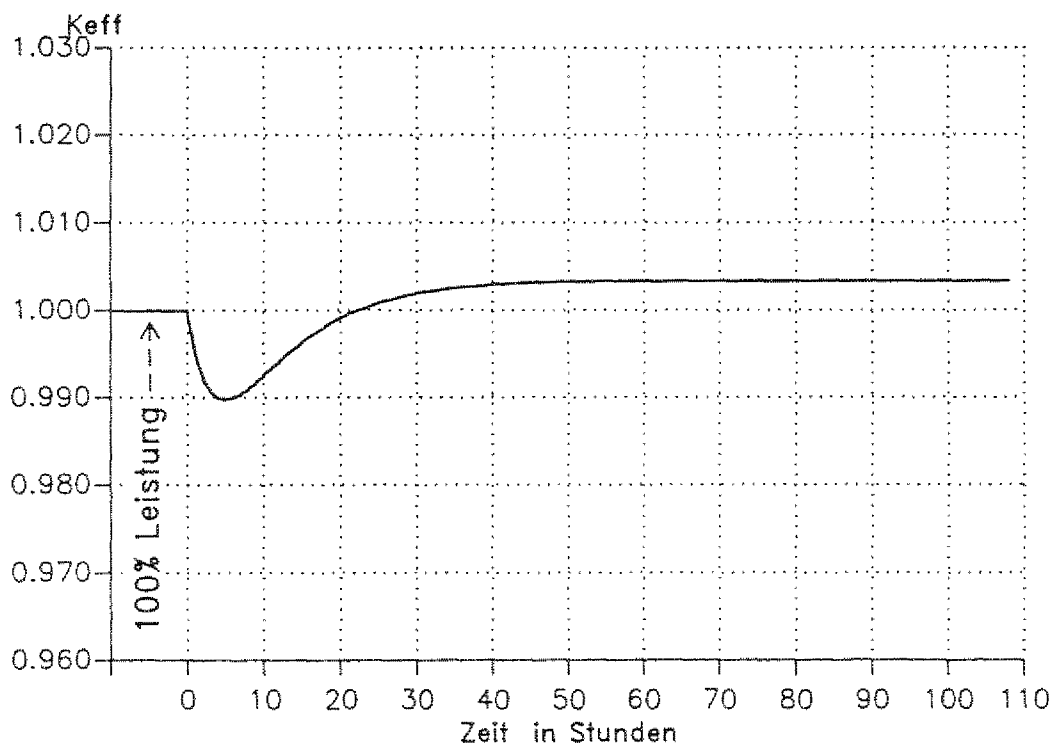


Abb.19 K_{eff} -Verlauf bei 50% Teillastfahren

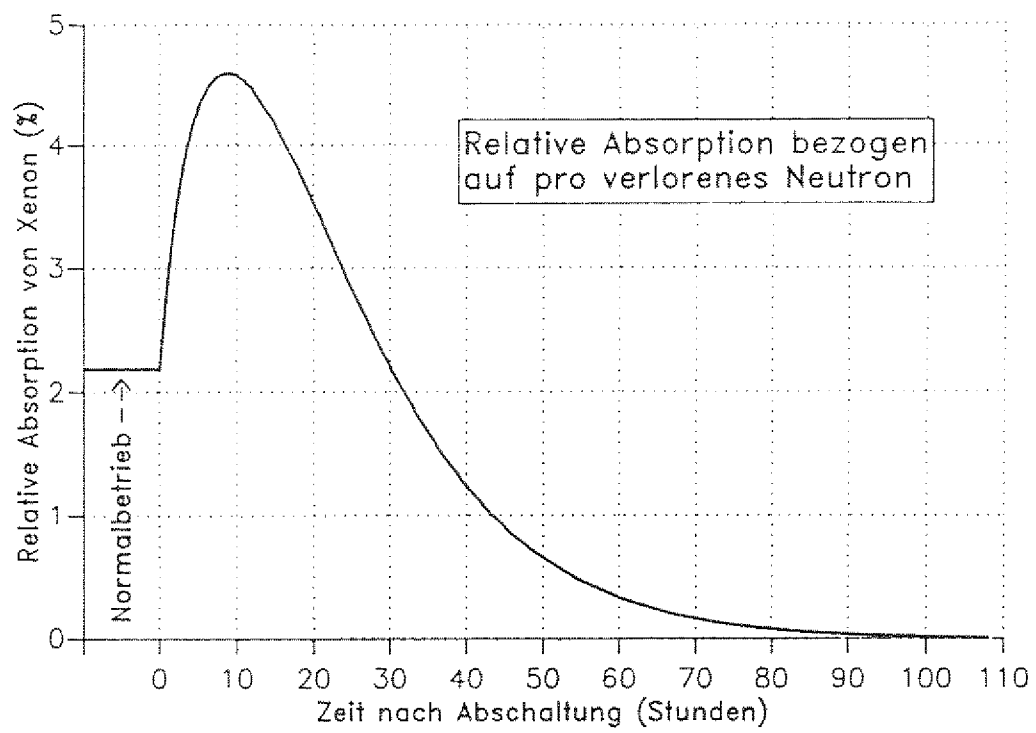


Abb.20 Xenon-Berg bei HeiBabschaltung

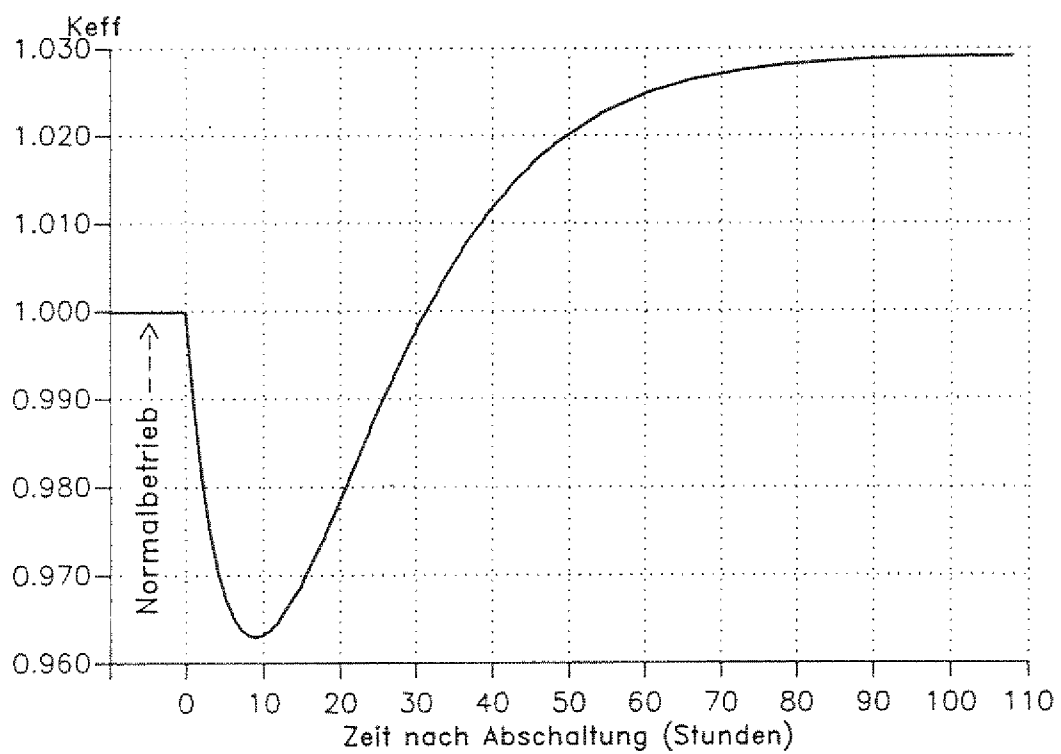


Abb.21 K_{eff} -Verlauf bei HeiBabschaltung

5.1.2 Kaltabschaltung

Falls der Reaktor für längere Zeit nicht in Betrieb gehen kann oder soll, muß er kalt und im hinreichend unterkritischen Zustand bleiben, und zwar kaltabgeschaltet werden. Hierbei wird üblicherweise angenommen, daß die Coretemperatur bei ca. 50°C bleibt. Erzeugt der Reaktor keine nukleare Leistung mehr, so zerfällt das Xenon völlig in 3 bis 4 Tagen (Abb.22). Die Effekte von Temperaturabsenkung und Xenonzerfall bringen zusammen eine Reaktivitätserhöhung von 6.0 N, wie in Abb.23 ersichtlich ist. Die Regelvorhaltung des Regelsystems muß auch durch das Kaltabschaltungssystem abgedeckt werden, da das letztere allein in der Lage sein muß, den Reaktor kaltabzuschalten. Das entspricht einem Reaktivitätswert von -1.2 N. Nimmt man noch eine Unterkritikalität von -0.3 N, so sind insgesamt $-(6.0 + 1.2 + 0.3) = -7.5$ N zur Kaltabschaltung erforderlich.

Die Reaktivitätsforderung zur Regelung und Abschaltung werden zusammenfassend in Tab.6 aufgelistet. Die entsprechenden Werte des HTR-Moduls werden gleichfalls gerechnet und gegenübergestellt. Man stellt fest, daß sich das HTR-Ringcore und der HTR-Modul in Bezug auf die Reaktivitätsforderung zur Regelung und Abschaltung kaum unterscheiden, ausgenommen daß die Temperaturabsenkung vom Vollast auf Kaltzustand beim HTR-Modul 0.7 N mehr Reaktivität bedingt. Dies ist darauf zurückzuführen, daß der Temperaturkoeffizient beim HTR-Modul etwas stärker negativ ist.

Reaktivitätsanforderung (Nile)	HTR-Modul	HTR-Ringcore
Regelung und Heißabschaltung:		
• Regelvorhalt für 100%-50%-100% Teillastfahren inclusive Regelreserve	1.2	1.2
• Reaktivitätskompensation bei 50% Teillast Temperatur + Xenon	0.6	0.5
• maximale Störfallreaktivität	0.5	≤0.5
• Teillast→Nulllastreaktivität (heiß)	0.1	0.1
• Summe	2.4	2.3
Kaltabschaltung:		
• Regelvorhalt für 100%-50%-100% Teillastfahren inclusive Regelreserve	1.2	1.2
• Temperaturabsenkung des Kerns auf 50°C	2.7	2.0
• Isotopenzerfall bei 50°C	4.0	4.0
• Unterkritikalität	0.3	0.3
• Summe	8.2	7.5

Tab.6 Reaktivitätsanforderungen zur Regelung und Abschaltung

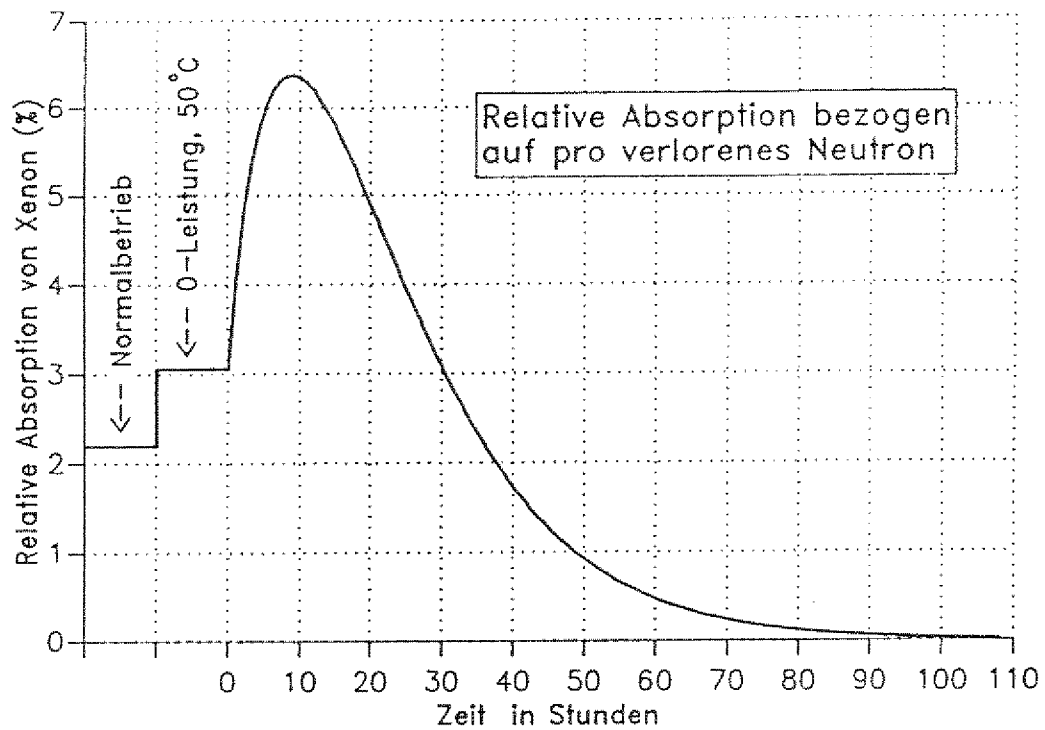


Abb.22 Xenon-Berg bei Kaltabschaltung

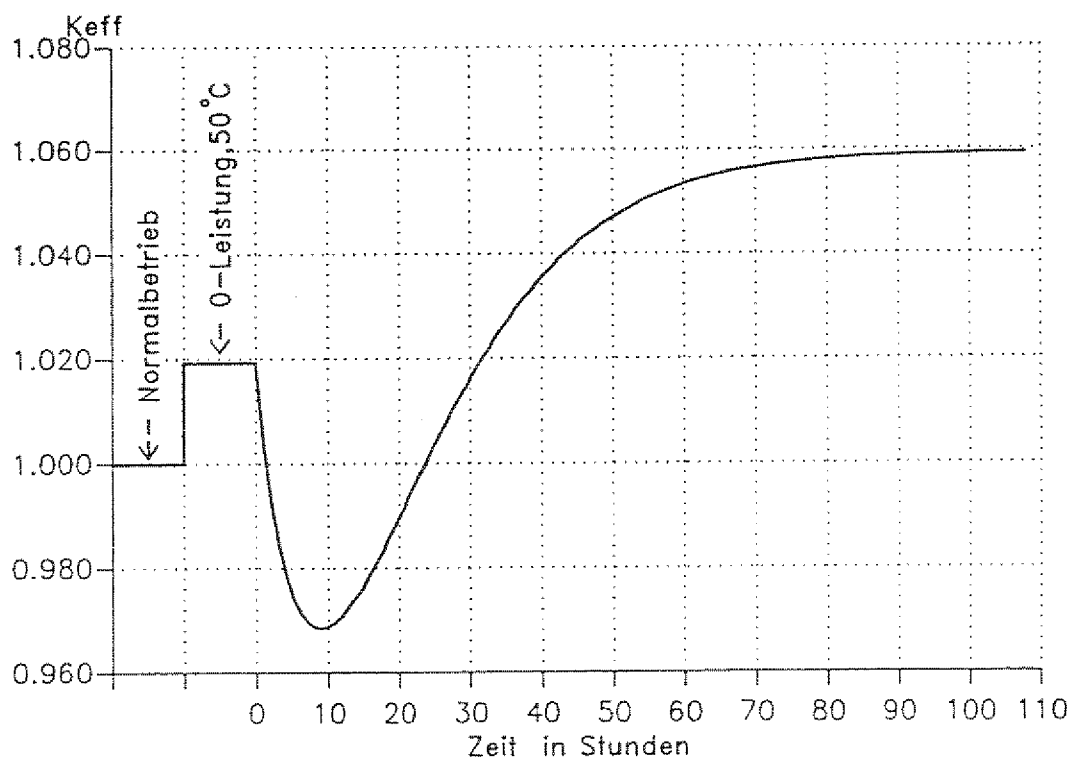


Abb.23 K_{eff} -Verlauf bei Kaltabschaltung

5.2 Wirksamkeit der Regel- und Abschaltseinrichtungen

5.2.1 Regel- und Abschaltseinrichtungen

Zwei unabhängige Abschaltungssysteme sind für das HTR-Ringcore vorgesehen, die ähnlich sind wie beim HTR-Modul. Das erste System besteht aus Absorberstäben, die in den inneren und äußeren Reflektoren angeordnet sind. Borkarbid (B_4C) wird als Absorbermaterial eingesetzt. Diese Absorberstäbe dienen dazu, den Reaktor beim Leistungsbetrieb zu regeln und aus jedem Betriebszustand abschalten zu können (die sogenannte Heißabschaltung). Die Regelgeschwindigkeit der Stäbe liegt bei ca. 1cm/s. Bei Anforderung können sie per Schwerkraft sehr schnell in die Reflektorbohrungen einfallen, um die Heißabschaltung zu gewährleisten. Wie die später beschriebenen Rechnungen zeigen, sind insgesamt 64 Reflektorstäbe nötig, um diese Aufgabe zu erfüllen.

Das zweite Abschaltungssystem besteht aus Kleinabsorberkugeln, die einen Durchmesser von ca. 10 mm haben, und wiederum das Absorbermaterial B_4C beinhalten. Diese Absorberkugeln werden beim Reaktorbetrieb in einzelnen Behältern oberhalb des Reaktorkernbehälters untergebracht. Bei Bedarf können sie per Schwerkraft schnell in die vorgesehenen Langlöcher (260x60mm) in den Reflektoren an beiden Seiten einfallen. Sie können pneumatisch in die einzelnen Behälter zurückgeführt werden. Diesem System fällt die Aufgabe zu, durch seine Neutronenabsorption den Reaktor im Kaltzustand für längere Zeit unterkritisch zu halten (die sogenannte Kaltabschaltung). Wie später gezeigt wird, sind insgesamt 192 solche KLAKEinheiten zur Gewährleistung der Langzeitkaltabschaltung benötigt.

5.2.2 2-Dimensionale Wirksamkeitsberechnung

In der Studie wird die Wirksamkeit der Abschaltseinrichtungen zunächst durch 2-dimensionale Berechnungen mit VSOP geschätzt. Näherungsweise werden die Reflektorstäbe oder die Kleinabsorberkugeln durch eine 6 cm breite mit Bor homogen vergiftete Region im Seitenreflektor simuliert. Somit ist eine 2-D Berechnung möglich. Die Gültigkeit dieser Näherung wird in einer früheren Arbeit nachgewiesen [8]. Die Atomdichte von Bor, welches in der 6 cm breiten Zone mit Graphit gemischt ist, wird nach dem Vorbild des HTR-Moduls mit

$1.02 \times 10^{-6} \text{ barn} \cdot \text{cm}$ für die Stäbe und $1.2 \times 10^{-5} \text{ barn} \cdot \text{cm}$ für die Absorberkugeln gewählt. Die Ergebnisse werden in Abb.24,25 dargestellt.

Aus Abb.24 ergibt sich, daß die Reflektorstäbe beim Vollastbetrieb bei einer Einfahrtiefe von ca. 2 m stehen müssen. Sie haben eine Reaktivitätsvorhalt von ca. $1.1 \sim 1.2 \text{ N}$ für den Regelbedarf. Bis zu einer Einfahrtiefe von 5 m können die Absorberstäbe einen Reaktivitätswert von -3.2 N haben. Da der thermische Neutronenfluß im inneren Seitenreflektor höher ist als im äußeren, ist die Wirksamkeit pro Absorberstab innen größer als außen. Dies ist auch an Abb.25 zu erkennen. Die Wirksamkeiten der Innen- bzw. Außenstäbe zeigen nur einen geringfügigen Unterschied, obwohl bei der 2-D Studie die Giftmenge innen um ca. 20% geringer ist als außen.

Es ergibt sich aus Abb.25, daß der Reaktivitätswert des KLAK-Systems ca. -11.2 N beträgt. Der Hauptwirkungsbereich liegt in der oberen Corehälfte. Die Kleinabsorberkugeln in diesem Bereich tragen zu 90% der gesamten Wirksamkeit bei.

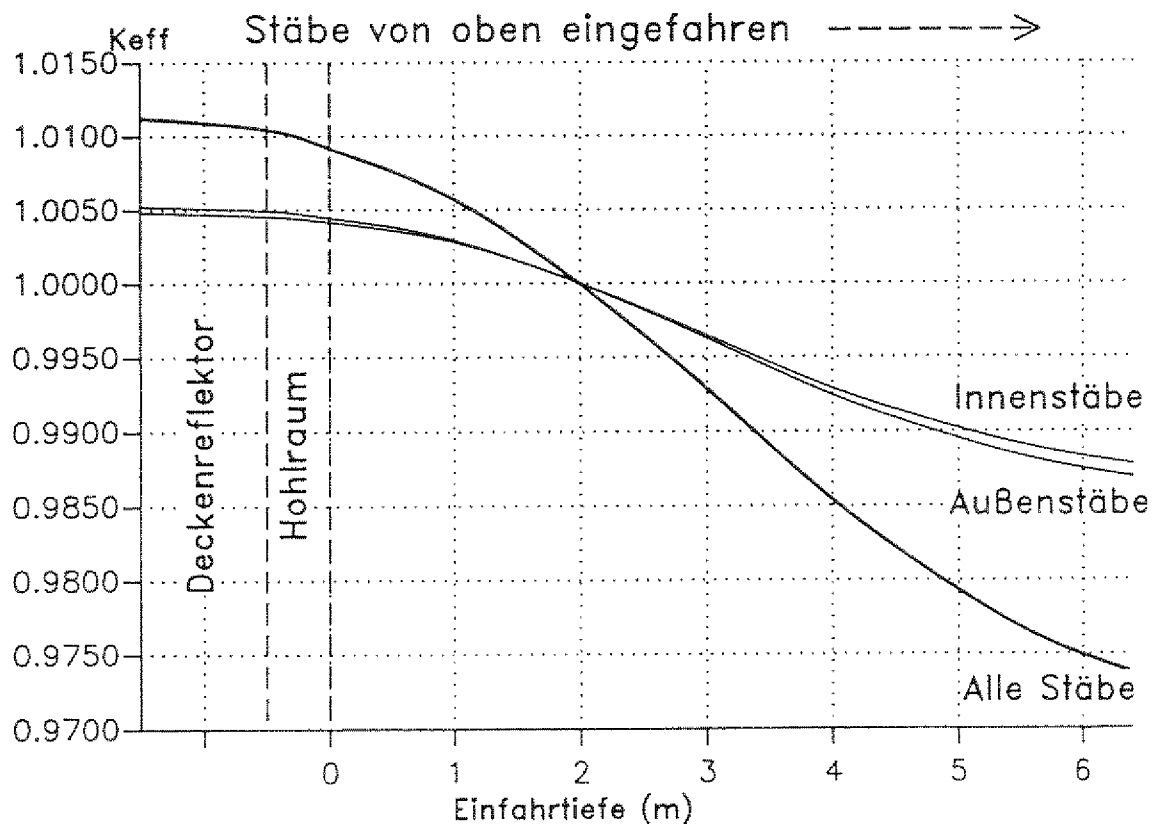


Abb.24 Wirksamkeit der Regelstäbe (2D Rechnung)

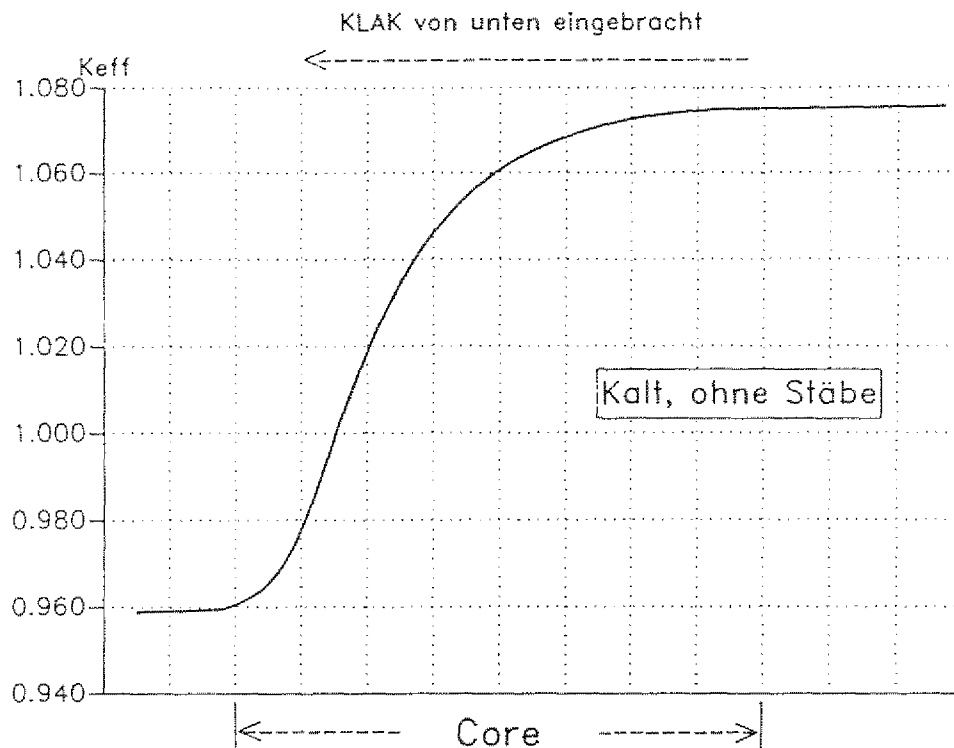


Abb.25 Wirksamkeit des KLAKE-Systems (2D Rechnung)

5.2.3 3-Dimensionale Wirksamkeitsberechnung

Zur strengen Ermittlung der Reaktivitätswirksamkeit der Reflektorstäbe und KLAKE-Elemente wird das selbständige 3-D-Diffusionsprogramm CITATION verwendet. Die Frage nach der Anzahl der zur Abschaltung benötigten Stäbe und KLAKE-Einheiten soll damit beantwortet werden.

Die Diffusionstheorie ist ungünstig in Bereichen der Stäbe oder KLAKE, wo entweder starke Absorption stattfindet oder, wenn die Stäbe oder KLAKE ausgefahren sind, materialfreie Führungshohlräume bestehen. Äquivalente Wirkungsquerschnitte für diese Bereiche müssen aus Transportrechnungen erarbeitet werden, die dann für das Diffusionsprogramm CITATION direkt verwendbar sind. Für die Abschaltungssysteme des HTR-Moduls werden die äquivalenten Makrodaten in /24.25/ ermittelt. Da beim HTR-Ringcore die gleichen Stäbe und Kleinabsorberkugeln wie beim MODUL vorgesehen sind und die Neutronenspektren sich bei HTR-Ringcore und -Modul kaum unterscheiden, werden diese Daten bei der Rechnung für das HTR-Ringcore übernommen. Die VSOP Gleichgewichtsmakrodaten des Reaktorcores und der anderen re-

levanten Bereiche werden in das 3-D CITATION übertragen. Die aus /24,25/ übernommenen äquivalenten Makrodaten für Stäbe und KLAKE bzw. ihre Führungshohlräume werden in Tab.7,8 wiedergegeben.

Die rechnerische Darstellung der Geometrie eines Stabes bzw. einer KLAKE-Einheit erfolgt durch eine quasiquadratische Stabzone von $11.52 \times 11.52 \text{ cm}^2$ bzw. eine quasilängliche KLAKE-Zone von $24.7 \times 6.0 \text{ cm}^2$. Dabei wird das Prinzip eingehalten, daß die wirklichen Volumina der Stäbe und KLAKE-Einheiten bei der rechnerischen Darstellung unverändert berücksichtigt werden. Die Rechenmodelle werden graphisch in Abb.26 dargestellt. Bei der Stabrechnung sind die Führungshohlräume für die KLAKE zu berücksichtigen, und auch umgekehrt. Die Behandlung dieser Bohrungen erfolgt durch eine homogene Verdünnung der entsprechenden Regionen in den Seitenreflektoren.

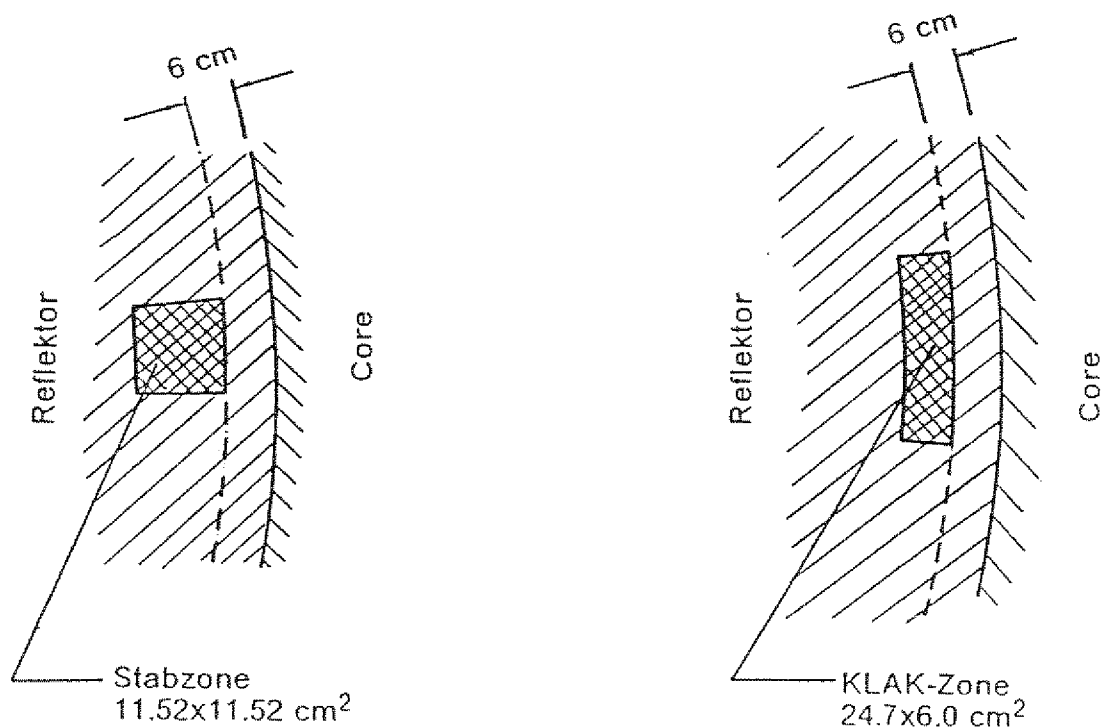


Abb.26 3D Rechenmodelle für die Wirksamkeitsrechnung der Abschaltseinrichtungen

Zunächst wird K_{eff} des Reaktors für Heiß- und Kaltzustand ohne Stäbe und KLAKE mit dem 3-D CITATION in R- ϕ -Z Geometrie gerechnet. Die Werte werden in Tab.9 dargestellt. Die K_{eff} Werte aus den 2-D Rechnungen mit VSOP werden

parallel angegeben. Sie stimmen miteinander offensichtlich gut überein. Damit ist der richtige Ausgang für die 3-D Rechnungen gesichert.

Es werden dann die Wirksamkeiten von 64, 68, 72 Stäben und 192, 204, 216 KLAKEinheiten ermittelt. Sowohl für die Stäbe als auch für die KLAKE wird jeweils Zweiunddreißigstel, Vierunddreißigstel und Sechsenddreißigstel des Reaktorcores berechnet. Die Ergebnisse sind Tab.10 zu entnehmen. Die Differenz zwischen den entsprechenden Eigenwerten und dem Eigenwert des absorberfreien Cores wird als Reaktivitätswirksamkeit angegeben.

Äquivalenter Diffusionskoeffizient (cm)		radial,azimutal	axial
Stabführung:	Energiegruppe 1,2,3,4	6.5x5.0	6.5x0.7
KLAKE-Führung:	Energiegruppe 1	12.5x5.0	12.5x0.7
	Energiegruppe 2,3,4	6.0x5.0	6.0x0.7

Tab.7 Äquivalente Diffusionskoeffizienten für die Stab- und KLAKE-Führungen

	Energiegruppe	D(cm)	$\Sigma_R(\text{cm}^{-1})$	$\Sigma_a(\text{cm}^{-1})$
Stab:	1	2.437	5.920E-3	3.860E-3
	2	2.631	4.964E-4	5.343E-2
	3	1.927	1.853E-3	1.983E-1
	4	1.858	0.0	2.187E-1
KLAKE:	1	1.30	9.75E-3	9.50E-4
	2	1.45	1.81E-3	2.37E-2
	3	1.32	5.82E-3	2.38E-1
	4	1.00	0.0	2.35

Tab.8 Äquivalente Makrodaten für die Stäbe und KLAKE

Keff	3-D CITATION	2-D VSOP
Heißes Core, ohne Stäbe	1.0111	1.0112
Kaltes Core, ohne Stäbe und KLAKE	1.0758	1.0756

Tab.9 3-D CITATION Maschennetz

	Keff	$\Delta K(\text{Nile})$
Heißes Core:	absorberfrei	1.0111
	64 Stäbe rein	0.98039
	68 Stäbe rein	0.97588
	72 Stäbe rein	0.97401
Kaltes Core:	absorberfrei	1.0758
	192 KLAKE rein	0.96927
	204 KLAKE rein	0.96414
	216 KLAKE rein	0.95992

Tab.10 Wirksamkeit der Stäbe und KLAKE (3-D Rechnung)

5.2.4 Bilanzierung

In Tab.11 werden die Reaktivitätsanforderung zur Regelung und Abschaltung und die Reaktivitätsangebote der Regel- und Abschaltseinrichtungen zusammengefaßt. Daraus kann man schließen, daß insgesamt 64 Stäbe und 192 KLAKEinheiten zur Regelung und Abschaltung benötigt sind. Zur Abdeckung der Rechenunsicherheit ist noch eine Abschaltsreserve von $-3.1 + 2.3 = -0.8$ N beim Stabsystem und $-10.7 + 7.5 = -3.2$ N beim KLAKE-System vorhanden.

Die Anordnung der Abschaltseinrichtungen wird in Abb.27 vorgeschlagen, welcher das zuvor verwendete Rechenmodell auch entspricht. An beiden Seiten des ringförmigen Reaktorcores befinden sich jeweils 32 Stäbe und 96 KLAKEinheiten. Das heißt, es sind an beiden Seiten jeweils 128 Graphitblöcke vorgesehen. Die Innen- und Außenstäbe sind versetzt angeordnet, um die Wirksamkeit zu erhöhen. An der inneren Seite des Ringcores stehen die Stäbe und KLAKE dichter nebeneinander als an der äußeren Seite. Dadurch wird die größere Wirksamkeit der inneren Abschaltseinrichtungen zusätzlich erhöht.

Reaktivität (Nile)			HTR-Modul	HTR-Ringcore
Anforderung zur Regelung und Heißabschaltung:				
• Regelvorhalt für 100%-50%-100% Teillastfahren inclusive Regelreserve			1.2	1.2
• Reaktivitätskompensation bei 50% Teillast Temperatur + Xenon			0.6	0.5
• maximale Störfallreaktivität			0.5	≤ 0.5
• Teillast $\rightarrow$ Nulllastreaktivitt (heiß)			0.1	0.1
• Summe			2.4	2.3
Angebote:	Modul	6 Stäbe	-3.2*	
	Ringcore	64 Stäbe		-3.1
		68 Stäbe		-3.5
		72 Stäbe		-3.7
Anforderung zur Kaltabschaltung:				
• Regelvorhalt für 100%-50%-100% Teillastfahren inclusive Regelreserve			1.2	1.2
• Temperaturabsenkung des Kerns auf 50°C			2.7	2.0
• Isotopenzerfall bei 50°C			4.0	4.0
• Unterkritikalität			0.3	0.3
• Summe			8.2	7.5
Angebote:	Modul	18 KLAKE	-10.8*	
	Ringcore	192 KLAKE		-10.7
		204 KLAKE		-11.2
		216 KLAKE		-11.6

* Werte nach /25/

Tab.11 Bilanzierung der Regel- und Abschaltseigenschaften

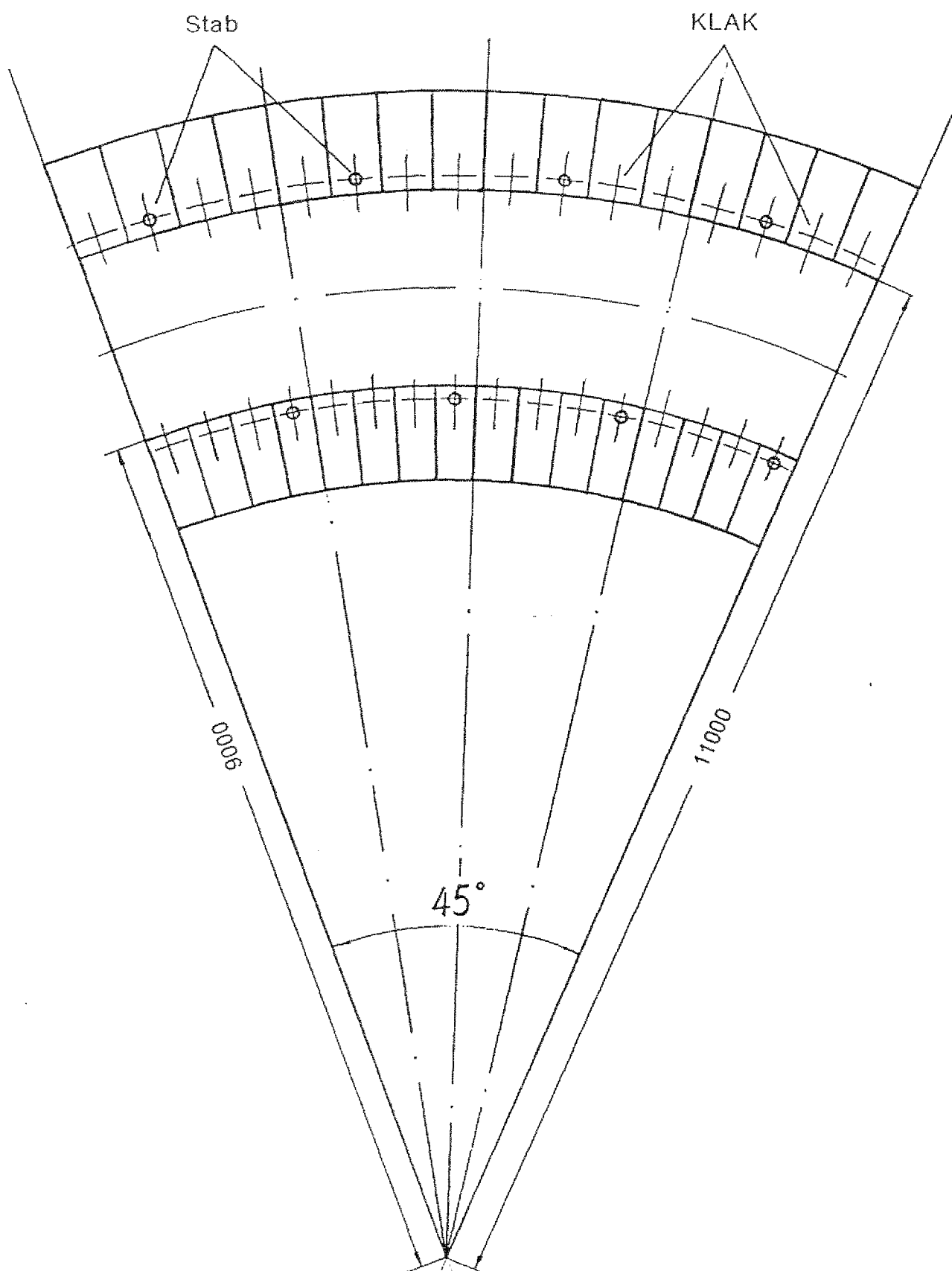


Abb.27 Anordnung der Reflektorstäbe und KLAKE-Einheiten

5.3 Temperaturkoeffizienten

5.3.1 U-238 Resonanzintegral

Wie schon erwähnt, wird niedrig angereichertes Uran (U-235 Gewichtsanteil: 7.2%) als Brennstoff eingesetzt. U-238 ist im Reaktorkern in großen Mengen vorhanden. Im Energiebereich von 6 eV bis 4000 eV weist U-238 starke Resonanzabsorption auf. Die praktische Darstellung der Wirkung dieser starken Absorptionen erfolgt durch das sogenannte Resonanzintegral. Bedingt durch den bekannten Doppler-Verbreiterungseffekt, ist das Resonanzintegral von der Brennstofftemperatur abhängig. Steigt die Brennstofftemperatur, erhöht sich auch das Resonanzintegral. Das heißt, es werden mehr Neutronen durch Resonanzabsorption absorbiert. Dieser Effekt beim HTR-Ringcore ist in Abb.28 aufgetragen. Er ist für den negativen Temperaturkoeffizienten des Brennstoffes hauptsächlich verantwortlich.

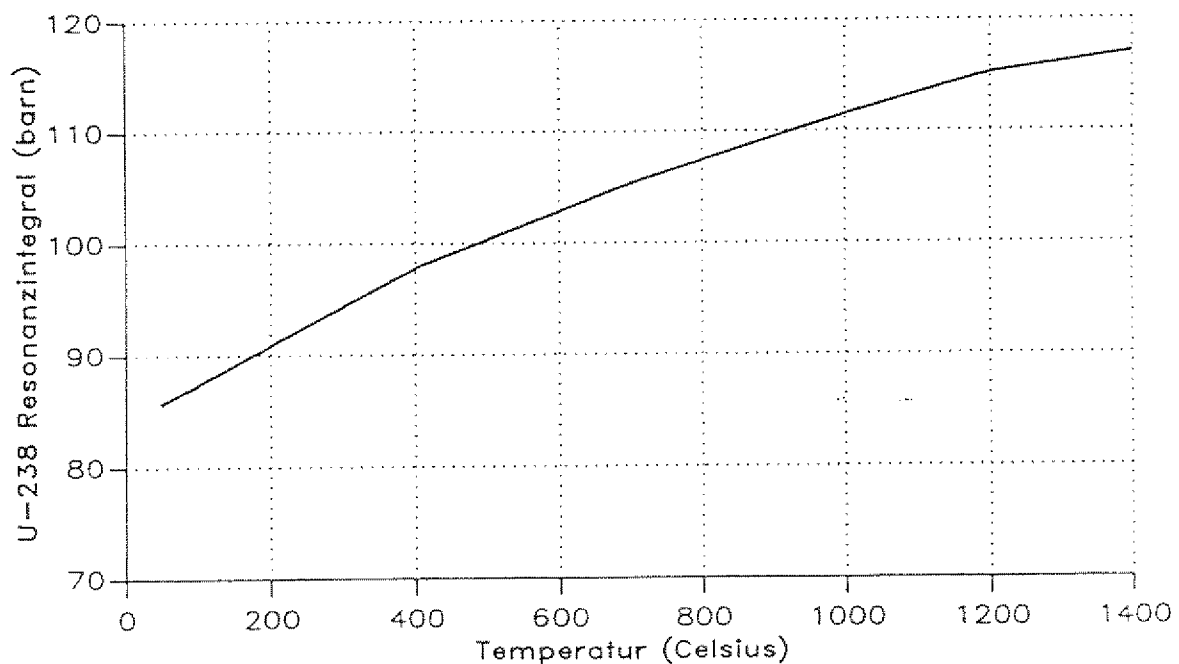


Abb.28 Temperatureffekt auf U-238 Resonanzintegral

5.3.2 Temperaturkoeffizienten

Zur Beschreibung des neutronenphysikalischen Verhaltens eines gesamten Kernreaktores unter einer Änderung der Betriebsdaten wird der Begriff Reaktivität zur Hilfe genommen. Sie ist definiert als $\rho = \Delta K_{eff} / K_{eff}$. Die

Reaktivität eines Reaktors ist abhängig von den Temperaturen der im Reaktorcore vorhandenen Materialien. Jede Änderung in diesen Temperaturen hat einen Reaktivitätseffekt zur Folge. Als Temperaturkoeffizient wird die auf Temperaturänderung bezogene Reaktivität definiert. Er ist zwar eine sehr grobe, aber eine sehr wichtige Größe, die man zur Beurteilung der Stabilitätseigenschaften eines Reaktors unbedingt braucht. Negative Temperaturkoeffizienten haben entscheidende Bedeutung für die Sicherheit eines Kernreaktors.

Für das HTR-Ringcore werden die Temperaturkoeffizienten in einem Restart des Programmes VSOP ermittelt. Ausgehend vom Gleichgewichtbetriebszustand werden die Temperaturen in Brennstoff, Moderator, Brennstoff + Moderator, Brennstoff + Moderator + Reflektor einmal 50°C höher, einmal 50°C niedriger gesetzt. Die Keff Werte werden für diese Fälle berechnet. Die Größe $\Delta K_{eff}/K_{eff} \cdot \Delta T$ stellt den Temperaturkoeffizienten dar. Es wird für verschiedene Ausgangstemperaturen des Reaktors ermittelt, so auch für den kaltabgeschalteten Zustand. Die Eigenwerte Keff des Reaktors bei 50°C, 100°C, 200°C, 300°C werden berechnet, und daraus werden die Temperaturkoeffizienten für Brennstoff + Moderator + Reflektor bei 75°C, 150°C, 250°C gebildet. Die Ergebnisse stellt Tab.12 dar, wobei der HTR-Modul gegenübergestellt wird.

Temperaturkoeffizient ($\Delta K_{eff}/K_{eff} \cdot \Delta T$, $10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)	HTR-Modul	HTR-Ringcore
• Betriebszustand		
Brennstoff	-4.63	-4.73
Moderator	-1.98	-0.65
Brennstoff + Moderator	-6.61	-5.38
Reflektor	+2.19	+2.18
Brennstoff + Moderator + Reflektor	-4.38	-3.18
• Kalt, KLAK drin, Xenon-Zerfall		
bei 75°C	-14.4	-13.8
bei 150°C	-12.8	-11.7
bei 250°C	-10.9	-9.5

Tab.12 Temperaturkoeffizienten

Da jede Leistungsabweichung immer zuerst Temperaturänderungen im Brennstoff hervorruft, hat der Temperaturfeedbackeffekt des Brennstoffes eine hohe Bedeutung. Mit $-4.73 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$ ist der Temperaturkoeffizient des Brennstoffes beim Betriebszustand stark negativ. Der Moderator besitzt auch einen negativen Temperaturkoeffizienten, weil durch Erhöhung der Moderatortemperatur das thermische Neutronenspektrum härter wird. In den Brennelementkugeln sind die Brennstoffteilchen sehr fein im Graphit dispergiert. Deshalb schließt sich der Moderator bei Leistungsabweichung sehr schnell an die Temperaturänderungen an. Ein Temperaturkoeffizient von Brennstoff und Moderator zusammen mit $-5.38 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$ gewährleistet die guten Betriebseigenschaften und bezüglich der sicherheitstechnischen Forderung das notwendige passiv funktionierend stabile Verhalten des Reaktors bei Reaktivitätsstörung. Der Temperaturkoeffizient des Reflektors ist positiv. Dies hat aber, sicherheitstechnisch betrachtet, untergeordnete Bedeutung, da Temperaturänderungen im Reflektor sehr langsam ablaufen und Reaktivitätsauswirkungen durch den negativen Temperaturkoeffizienten der Brennelemente im Core abgefangen werden.

Beim Kaltzustand, wobei die Kleinabsorberkugeln eingefallen sind und das Xenon zerfällt, sind die Temperaturkoeffizienten wesentlich stärker negativ. Dies läßt sich wie folgt erklären. Erstens, der Doppler-Effekt von U-238 ist, wie in Abb.28 ersichtlich ist, deutlich stärker beim niedrigen Temperaturniveau als beim höheren. Zweitens, Xenon spielt bekanntlich eine gegenläufige Rolle zu dem negativen Temperaturfeedbackeffekt. Wenn das Xenon nicht vorhanden ist, wird der Temperaturkoeffizient stärker negativ. Aber auch das durch Einfahren des KLAK-Systems vergrößerte Coreleakage kann eine wichtige Rolle gespielt haben.

Vergleicht man das HTR-Ringcore mit dem HTR-Modul, stellt man fest, daß der gesamte Temperaturkoeffizient von Brennstoff + Moderator + Reflektor beim HTR-Ringcore ein bißchen schwächer negativ ist. Dies ist auf den Moderator-effekt zurückzuführen. Der negative Temperaturkoeffizient vom Moderator ist dreimal stärker beim HTR-Modul als der beim HTR-Ringcore. Dies liegt an dem Leakageunterschied und dem feinen Unterschied in den ursprünglichen Neutronenspektren und Materialzusammensetzungen zwischen beiden Reak-

toren. Insgesamt unterscheiden sich beide Reaktoren nicht viel im Hinblick auf den Temperaturfeedbackeffekt. Infolgedessen müssen bei beiden Reaktorkonzepten die inhärenten Reaktionen auf Reaktivitätsstörungen ähnlich sein.

5.4 Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs

5.4.1 Zum Wassereinbruchsstörfall

Beim HTR-Ringcore befindet sich Wasser und Wasserdampf in den 12 Dampferzeugern an der Sekundärseite unter dem Auslegungsdruck von 190 bar. An der Primärseite wird Helium mit 60 bar zirkuliert. Falls Rohrbrüche in Dampferzeugern auftreten, wird Wasserdampf in den Primärkreis eindringen. Die in das Reaktorkern eindringende Menge an Wasserdampf stört die Neutronenbilanz und reagiert chemisch mit dem vorhandenen Graphit. Deshalb stellt der Wassereinbruch einen gravierenden Störfall dar.

Als Moderator dient bei allen Kugelhaufenreaktoren der Graphit, welcher mit dem Atomgewicht 12 ein erheblich kleineres Bremsvermögen aufweist als der Wasserstoff mit dem Atomgewicht 1. Dazu kommt noch, daß die Kugelhaufenreaktoren in der Regel aus Kostengründen untermoderiert sind. Dies gilt auch bei HTR-Ringcore und HTR-Modul mit einer Schwermetallbeladung von 7 g/Kugel. Das Eindringen von Wasserstoff in den Reaktorkern bedeutet deshalb eine zusätzliche Moderation, was zu einem positiven Reaktivitätsbeitrag führt. Andererseits absorbiert Wasser Neutronen ziemlich stark, was zu einer negativen Reaktivität führt. Der gesamte Effekt ist von der vorhandenen Wassermenge abhängig.

Durch technische Maßnahmen, wie z.B. die versetzte Anordnung von Dampferzeugern und der Reaktoreinheit, das Abschalten der Gebläse und das Absperren sowie Entleerung der Dampferzeuger bei Detektion des Wassereinbruchs, wird sehr erschwert, daß große Mengen an Wasserdampf in den Reaktorkern eindringen. Ungeachtet dieser Tatsache werden die Reaktivitätseffekte des Wassereinbruchs in nächsten Abschnitten untersucht.

5.4.2 Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs beim Heißzustand

Es wird zunächst der Fall untersucht, daß der Wasserdampf beim Leistungsbetrieb in den Reaktorkern eindringt. Das heißt, der Reaktor befindet sich kurz vorher im kritischen Zustand. Die Berechnung erfolgt mit dem Restart des Programms VSOP, indem Wasserstoff und Sauerstoff schrittweise in den Re-

aktorkern eingeführt werden und bei jedem Schritt der Eigenwert K_{eff} mit dem im VSOP integrierten Diffusionsprogramm CITATION gerechnet wird. Es wird dabei unterstellt, daß sich der Wasserdampf in der Kugelschüttung zwischen den Kugeln gleichmäßig verteilt. Der Einfluß des eingedrungenen Wasserdampfs auf das Resonanzintegral des Nuklides U-238 soll geringfügig sein /26/ und ihm wird bei der Untersuchung nicht Rechnung getragen. Der Hohlraum oberhalb der Kugelschüttung, welcher vorher mit äquivalenten Diffusionskonstanten behandelt wird, wird nun mit Wasserdampf gefüllt und als normales Diffusionsmedium behandelt.

Die Ergebnisse werden in Abb.29 aufgetragen. Der HTR-Modul wird auch gerechnet und gegenübergestellt. Aus dem Bild ist deutlich zu erkennen, daß bei unveränderter Auslegung der Schwermetallbeladung pro Brennelementkugel der Wassereffekt sehr stark von der vorhandenen Wassermenge abhängig ist. Die Reaktivität steigt zunächst mit Zunahme der eingedrungenen Wassermenge bis zu einem maximalen Wert bei einer bestimmten Wassermenge im Reaktorkern. In dieser Phase spielt die zusätzliche Moderation durch Wasserstoff die Hauptrolle. Dringt der Wasserdampf noch weiter in den Reaktorkern ein, so vermindert sich die Kritikalität. Offensichtlich hat nun die Absorption des Wassers die Hauptrolle übernommen.

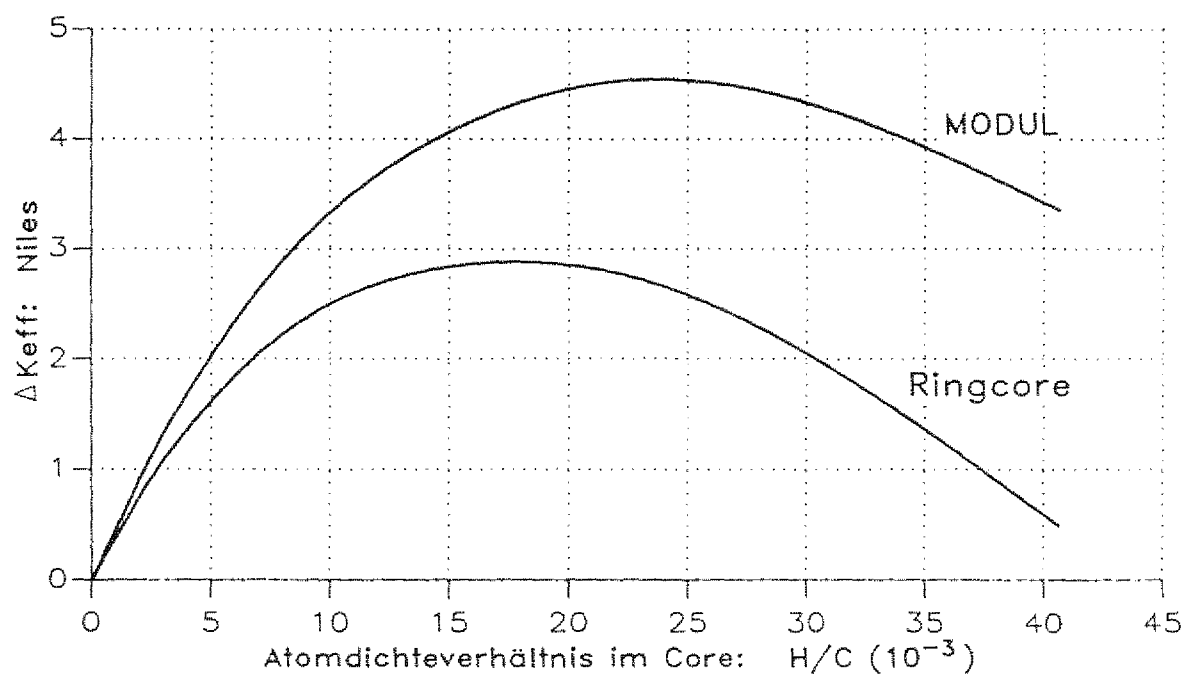


Abb.29 Wassereffekt auf K_{eff} beim Vollast

Dabei ist ein beachtlicher Unterschied zwischen HTR-Ringcore und HTR-Modul zu bemerken. Obwohl die Schwermetallbeladung bei beiden Reaktoren mit 7 g/Kugel gleich ausgelegt wird, ist der Reaktivitätseffekt des Wassers beim HTR-Ringcore deutlich geringer. Während der Wassereinbruch beim HTR-Modul zu einer maximalen Kritikalitätssteigerung von 4.5 Nile führt, bringt er beim HTR-Ringcore nur maximal 2.8 Nile. Die entsprechenden Wassermengen im Reaktorkern (Kugelschüttung + Hohlraum) betragen ca. 1.3 t beim HTR-Modul bzw. 14.8 t beim HTR-Ringcore.

In folgendem wird der Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs näher erläutert. Als Definition gilt:

$$K_{eff} = \frac{\nu \Sigma_f \Phi}{\Sigma_a \Phi + L}$$

mit

Φ : Neutronenfluß

Σ_f : makroskopischer Spaltungsquerschnitt

ν : Anzahl geborener Neutronen pro Spaltung

Σ_a : makroskopischer Absorptionsquerschnitt

L: Leakage

Σ_a läßt sich in $\Sigma_{a1} + \Sigma_{a2}$ unterteilen, wobei

Σ_{a1} : makroskopischer Absorptionsquerschnitt des Wassers

Σ_{a2} : makroskopischer Absorptionsquerschnitt aller Restmaterialien

Die Formel kann dann wie folgt umformuliert werden:

$$K_{eff} = \frac{1}{A + B + C}$$

mit

$A = \Sigma_{a1} / \nu \Sigma_f$: Absorptionsverlust in Wasser

$B = L / \nu \Sigma_f \Phi$: Leakageverlust

$C = \Sigma_{a2} / \nu \Sigma_f$: Absorptionsverlust in allen Restmaterialien

A, B und C repräsentieren die auf ein geborenes Neutron bezogenen relativen Neutronenverluste.

Im normalen Betrieb ist $A=0$, $B+C=1$, $K_{eff}=1$. Dringt der Wasserdampf in den Reaktorkern, wird die Neutronenbilanz gestört. Der Wassereffekt auf Reaktivität wird fast ausschließlich durch den Wasserstoff verursacht, welcher sowohl ein guter Moderator als auch ein nicht schlechter Absorber ist. Sein Eindringen in den Reaktorkern bedeutet dann zusätzliche Absorption und Moderation, welche gegenläufige Einflüsse auf die Reaktivität haben. Der gesamte Effekt hängt davon ab, welcher Beitrag die wichtigere Rolle spielt. Als konkrete Folge hat der Wassereinbruch die voneinander abhängigen Änderungen ΔA , ΔB , ΔC in den drei Termen A, B, C. Diese Änderungen werden in Abb.30 aufgetragen. Es ist daran zu erkennen, wie sich die Effekte des Wassereinbruchs aufgliedern. Die Summe $\Delta(A+B+C)$ reflektiert die Kritikalitätsänderung mit der Näherung $\Delta K_{eff} \approx -\Delta(A+B+C)$. Diese Relation wird in Abb.31 dargestellt.

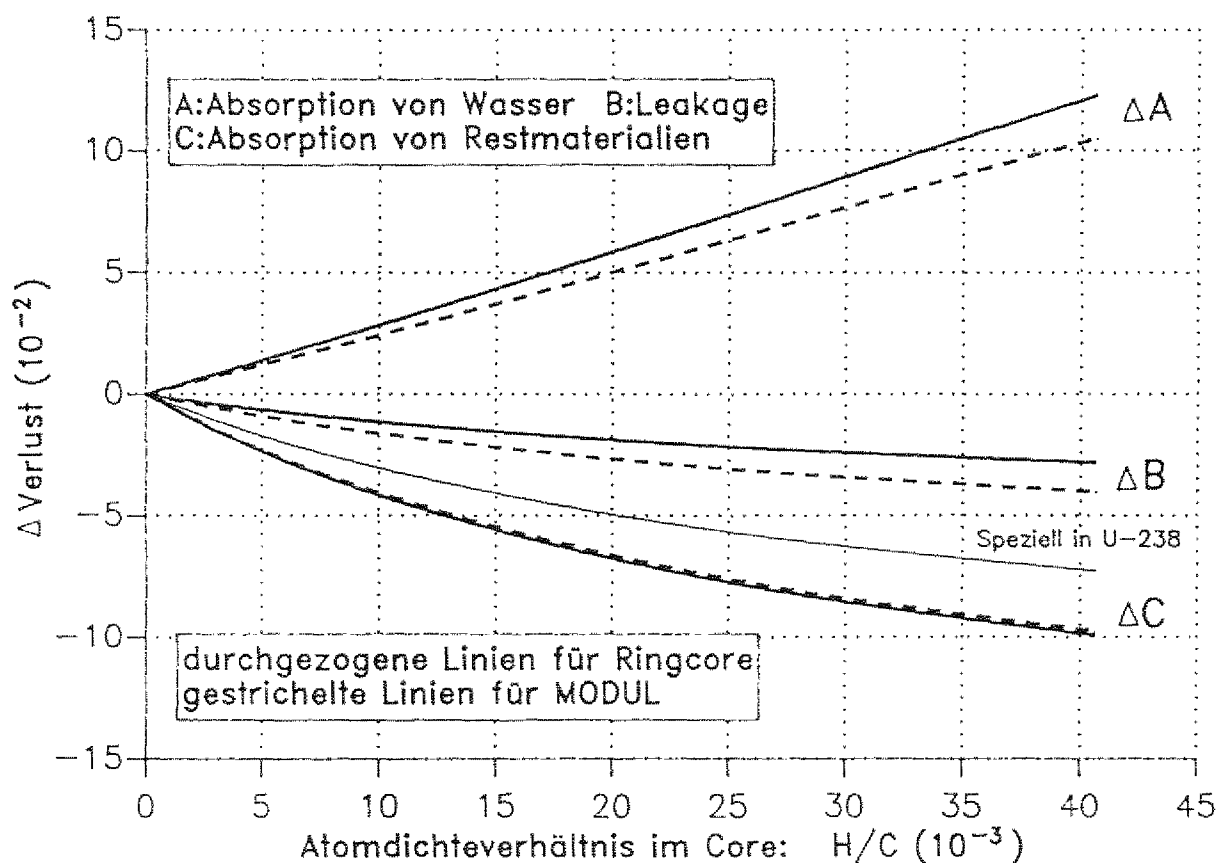


Abb.30 Änderungen der Neutronenverluste bei Wassereinbruch

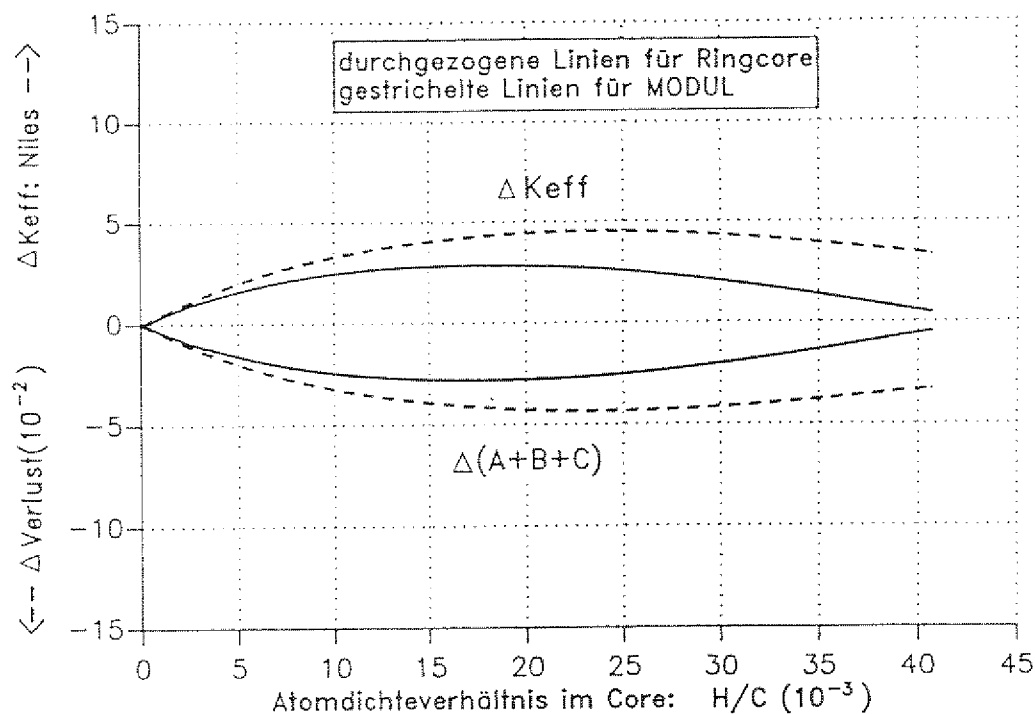


Abb.31 Änderungen der Neutronenverluste bei Wassereinbruch

Die Verweichung des Neutronenspektrums durch zusätzliche Wasserstoffmoderation wird überwiegend in ΔC wiedergegeben. Es ist aus Abb.30 ersichtlich, daß dieser Effekt hierbei den Hauptbeitrag zur Reaktivitätssteigerung leistet. Das Leakage vermindert sich wegen des vorhandenen Wassers, welches die mittlere freie Weglänge der Neutronen verkürzt. Dies führt ebenfalls zu einer Reaktivitätssteigerung. Der Beitrag ist hierbei jedoch kleiner. Diese beiden Effekte sind bei relativ kleinen Wassermengen wichtig, ihr Einfluß reduziert sich jedoch mit zunehmender Wassermenge, weil die zusätzliche Moderation eine Wirkungsgrenze besitzt. Die Absorption des Wassers (ΔA) steigt dagegen linear mit der Wassermenge an und spielt bei größerer Wassermenge die überwiegende Rolle, und zwar senkt sich hier die Kritikalität fast linear ab.

Zu dem bemerkenswerten Unterschied zwischen HTR-Ringcore und HTR-Modul haben hierbei die Wasserabsorption ΔA und die Verminderung in Leakage ΔB beigetragen. Beim HTR-Ringcore absorbiert das Wasser Neutronen stärker und das Leakage vermindert sich weniger. Das führt zusammen zu einem geringeren Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs. Dies ist auf den niedrigeren Anfangswert des Leakage und auf das geringere spezifische Spaltstoffinventar zurückzuführen.

5.4.3 Reaktivitätseffekt des Wassereintruchs beim Kaltzustand

Es läßt sich vorstellen, daß eine bestimmte Menge an Wasser im Reaktorkern vorhanden sein kann, wenn sich der Reaktor in einem kalten unterkritischen Zustand befindet. Das Xenon ist völlig zerfallen und die Kleinabsorberkugeln sind eingefallen. Der Reaktor bleibt bei 50°C. Der Reaktivitätseffekt des Wassers bei diesem Reaktorzustand wird ermittelt und die Ergebnisse sind in Abb.32 ersichtlich.

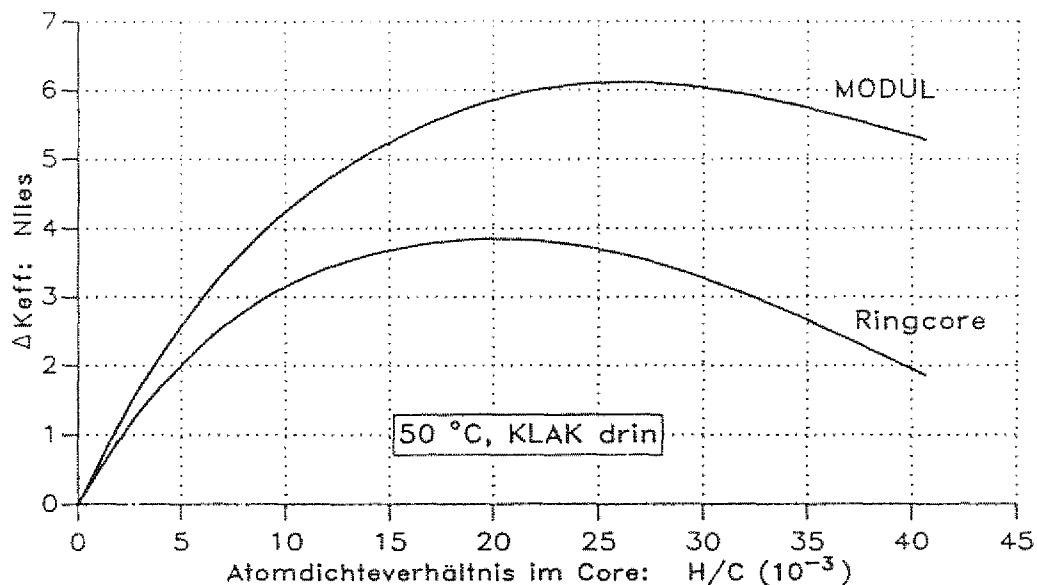


Abb.32 Wassereffekt auf Keff beim Kaltzustand

Vergleicht man den Wassereffekt beim Kaltzustand mit dem beim Heißzustand, kommt man zu folgenden Folgerungen: Erstens, der Reaktivitätseffekt des Wassers ist beim Kaltzustand mit eingesetzten KLAK viel stärker. Der Grund besteht hauptsächlich in dem eingefallenen KLAK-System, welches den Beitrag der Leakageverminderung deutlich vergrößert. Zweitens, die zu maximaler Reaktivitätssteigerung führende Wassermenge ist größer beim Kaltzustand. Gegenüber 1.3 t beim HTR-Modul und 14.8 t beim HTR-Ringcore stehen nun entsprechend 1.4 t und 16.8 t.

Im Hinblick auf den Reaktivitätseffekt von Wasser ist hier ein noch größerer Unterschied zwischen HTR-Ringcore und HTR-Modul zu erkennen. Die maximale Reaktivitätszufuhr beträgt bei HTR-Ringcore 3.85 Nile und bei HTR-Modul 6.11 Nile.

5.5 Sicherheitsaspekte

Die wichtigste Voraussetzung für die passive Sicherheit eines Kernreaktores ist, daß der Reaktor bei allen denkbaren Reaktivitätsstörfällen sich durch den negativen Temperaturfeedbackeffekt inhärent abschalten kann, so daß ein unzulässiger Leistungsexkursionsunfall wie der bei Tschernobyl ausgeschlossen ist, der zu unkontrollierbarer Radioaktivitätsfreisetzung in die Umwelt führt. Um genaue Aussagen darüber machen zu können, müssen mit kinetischen Rechenprogrammen Untersuchungen zu Reaktivitätsstörfällen durchgeführt werden. Beim HTR-Modul werden solche Untersuchungen gemacht /4,11/. Als Auslegungsstörfall wird da das gleichzeitige fehlerhafte Ausfahren aller Reflektorstäbe aus Vollast unterstellt. Darüber hinaus werden noch extrem hypothetische Reaktivitätsstörfälle durch fehlfahrende Absorber (sowohl Stäbe als auch KLAKE) und massiven Wassereinbruch postuliert. Dabei hat sich ein sehr stabiles Verhalten des HTR-Moduls bei Reaktivitätsstörfällen gezeigt. Auch in den extrem hypothetischen Fällen ist eine unzulässige Radioaktivitätsfreisetzung praktisch ausgeschlossen. Untersuchungen dieser Art für das HTR-Ringcore werden in dieser Arbeit nicht durchgeführt. Jedoch ist es angezeigt, über die in diesem Kapitel dargestellten Ergebnisse hinaus bezüglich Reaktivitätsstörfälle beim HTR-Ringcore über ein paar prinzipielle Punkte nachzudenken.

Zwei Faktoren bestimmen im wesentlichen das Verhalten des Reaktors bei Reaktivitätsstörfällen: einmal die Größe und Schnelligkeit der Reaktivitätszufuhr, zum anderen die Stärke des Temperaturfeedbackeffekts. Im Hinblick hierauf sind für das HTR-Ringcore folgende Schlüsse möglich.

Wie es aus den Ermittlungen von Regel- und Abschaltseigenschaften selbstverständlich wird, ist beim HTR-Ringcore eine durch das Fehlfahren von Absorbereinrichtungen bedingte Reaktivitätszufuhr nicht zu erwarten, die größer oder schneller ist als die beim HTR-Modul im ähnlichen Falle. Im Gegenteil, da beim HTR-Ringcore eine große Anzahl von Stäben und KLAKE-Elementen vorhanden ist, stellt das Fehlfahren von einem oder zwei Stäben oder die Fehlfunktion von einer oder sogar einigen KLAKE-Einheiten relativ geringere Reaktivitätsstörungen dar.

Auch die Chance einer beachtlichen Reaktivitätszufuhr beim Wassereinbruchsstörfall ist beim HTR-Ringcore deutlich geringer als beim HTR-Modul. Zum einen ist wie erläutert der Reaktivitätseffekt des Wassereinbruchs bei HTR-Ringcore überhaupt kleiner. Zum anderen ist das Eindringen größerer Wassermenge in das Ringcore erheblich erschwert. Es sind da 12 Dampferzeuger, nämlich 12 Loops vorgesehen. Gleichzeitige Wassereinbrüche in mehreren Dampferzeugern sind praktisch nicht vorzustellen. Feuchtdetektion erfolgt in jedem Loop. Falls Wassereinbruch in einem Dampferzeuger detektiert wird, wird er von der Reaktoreinheit abgesperrt und schließlich entleert. Das eingedrungene Wasser verteilt sich in dem ganzen Primärkreislauf. Da das Primärkreislaufsvolumen des HTR-Ringcores riesig groß ist, und die gesamte Eindringmenge begrenzt ist, bleibt der Teil der im Reaktorkern befindlichen Wassermenge nur noch sehr klein.

Insgesamt läßt sich sagen, daß die mögliche Reaktivitätszufuhr beim HTR-Ringcore kleiner ist als die beim HTR-Modul. Demgegenüber unterscheiden sich die negativen Temperatureffekte bei beiden Reaktoren nicht viel. Man darf infolgedessen davon ausgehen, daß das HTR-Ringcore bei Reaktivitätsstörfällen auch die hervorragenden inhärenten Sicherheitseigenschaften besitzt wie der HTR-Modul.

6. Temperaturtransienten bei Druckentlastung

6.1 Einordnung

Wird die inhärente nukleare Abschaltung des Reaktors durch den negativen Temperaturfeedbackeffekt gewährleistet, bleibt im Hinblick auf die passive Sicherheit noch die andere wichtige Frage der Nachwärmeabfuhr. Bei allen Leistungsreaktoren stellt die Nachwärmeabfuhr eine höchst ernsthafte technische Herausforderung dar. Ihr Vorgang bestimmt die Temperaturbelastung in den Brennelementen und anderen Komponenten. In diesem Kapitel wird eine Untersuchung dieses Aspektes durchgeführt. Dabei wird als Extremfall die Schnelldruckentlastung des Primärkreislaufes bis auf 1 bar zugrunde gelegt. Dies bedeutet, daß eine aktive Kühlung nicht stattfindet, sondern die Nachwärme nur noch durch Wärmeleitung und Strahlung aus dem Reaktorkern abfließen kann. Der Naturkonvektionsvorgang des Heliums bei 1 bar innerhalb der Kugelschüttung spielt für den Wärmetransport fast keine Rolle und kann daher vernachlässigt werden.

6.1.1 Spaltproduktfreisetzung

Die Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte aus den Brennelementen ist, abgesehen von anderen Ursachen wie mechanischen oder chemischen Beschädigungen, von dem Brennelementtemperaturniveau und von der Heizdauer stark abhängig. In den vergangenen Jahren wurden umfangreiche Ausheizteste an den Kugelbrennelementen durchgeführt. Für die Brennelemente mit UO_2 TRISO-Partikeln, welche im Konzept des HTR-Modul zugrunde liegen, wird das zusammenfassende Ausheiztestergebnis aus [12] hier in Abb.33 wiedergegeben. Daran ist zu erkennen, daß von den sicherheitstechnisch relevanten radioaktiven Isotopen wie Cs-137, Sr-90, Kr-85 bei einem Ausheizniveau von 1600°C über mehrere hundert Stunden nur ein geringfügiger Anteil ($10^{-7} \sim 10^{-4}$) aus den Brennelementen austreten würde. Steigt das Ausheiztemperaturniveau z.B. auf 1800°C , wird der freigesetzte Anteil deutlich höher. Auf Grund dieser Heizteste wird heute das Kriterium festgelegt, daß die maximale Brennelementtemperatur bei allen Temperaturtransienten nicht höher als 1600°C sein darf. Diese Regel wird beim HTR-Modul zugrunde gelegt und soll auch beim HTR-Ringcore eingehalten werden.

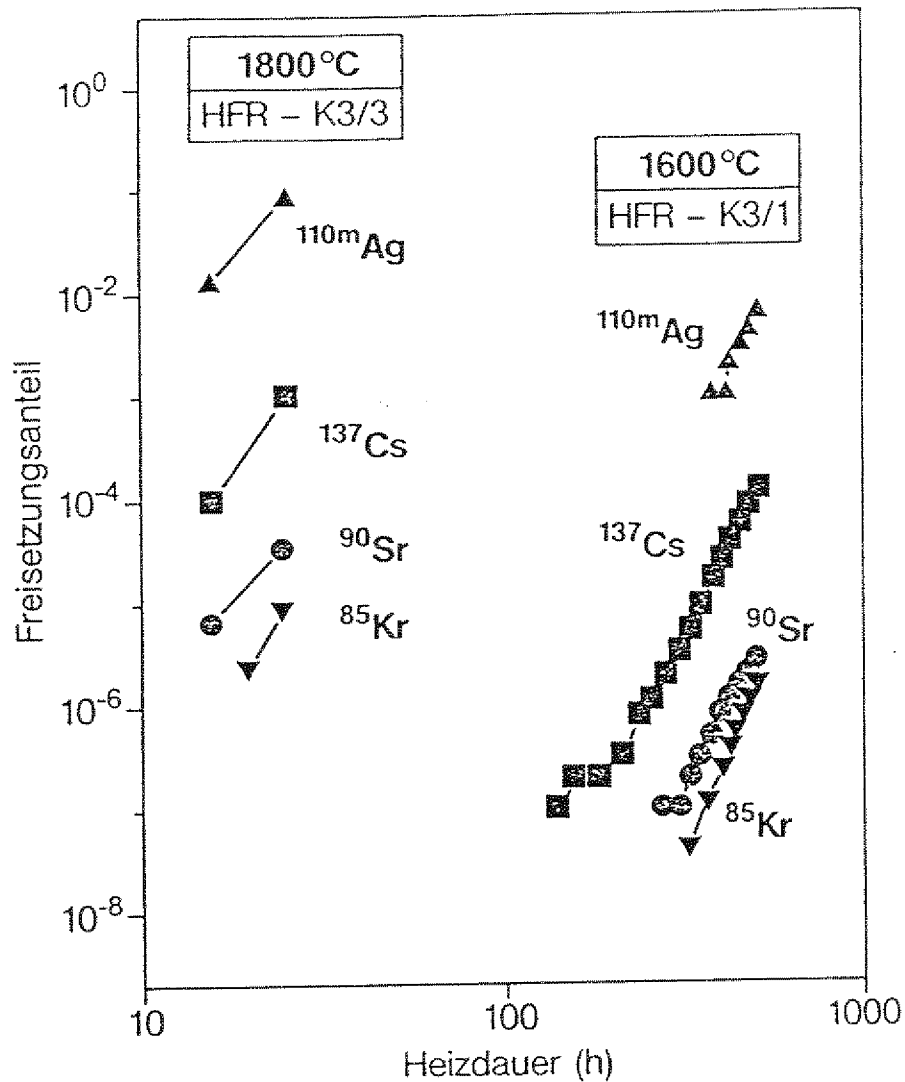


Abb.33 Spaltproduktfreisetzung aus zwei Brennelementen mit UO_2 TRISO-Partikeln ohne den kontaminationsbedingten Anteil (nach /12/)

6.1.2 Werkstoffwerte

Die richtige Berechnung der Temperaturtransienten setzt den richtigen Einsatz von Rechenmodellen und Werkstoffwerten voraus, insbesondere denen der Kugelschüttung und des Reflektorgraphits. In diesem Zusammenhang wurden in der KFA viele Modelluntersuchungen und experimentelle Verifizierungen /23,27/ sowie Werkstoffwertmessungen /28/ durchgeführt.

Der Wärmetransportmechanismus in der Kugelschüttung wird durch eine effektive Wärmeleitfähigkeit λ_{eff} beschrieben, welche die Wärmeleitung innerhalb der Kugeln und die Wärmeleitung und Strahlung zwischen den Kugeln berücksichtigt. Die Wärmeleitfähigkeit für den Kugelgraphit Nukem A3-3 wird in /28/ für verschiedene Bestrahlungsdosen und Temperaturen gemessen. Sie wird zur Bildung des λ_{eff} der Kugelschüttung nach dem Zehner-Schlünder- oder Robold-Modell /27/ zugrunde gelegt (s. Abb.34). Das ortsabhängige λ_{eff} wird je nach Schnellneutronendosis und Temperatur bestimmt. Für die Bildung der Wärmeleitfähigkeit des Reflektorgraphits als Funktion von Neutronendosis und Temperatur werden die Meßwerte von /28/ zugrunde gelegt (s. Abb.35).

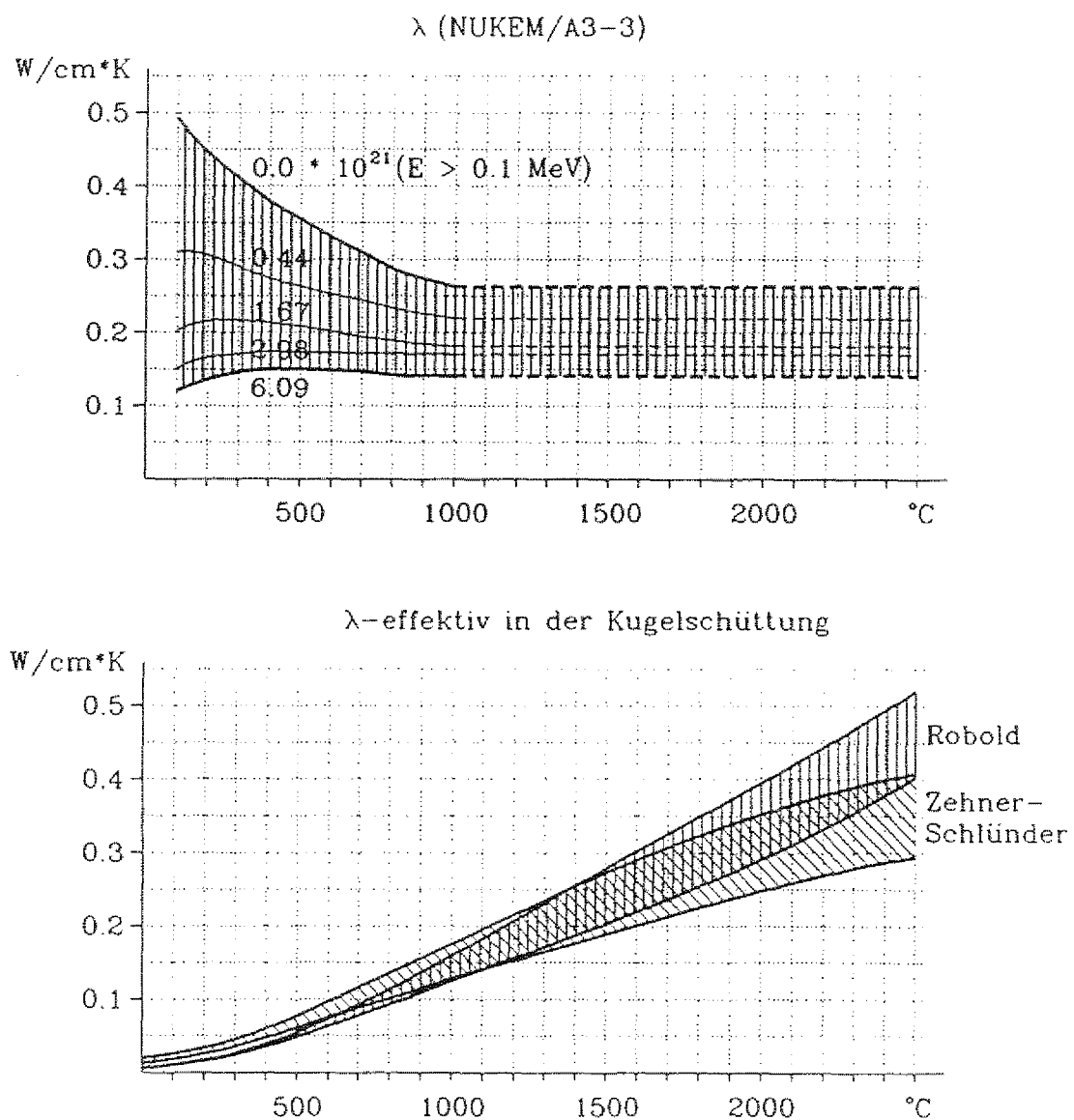


Abb.34 Effektive Wärmeleitfähigkeit der Kugelschüttung (nach /29/)

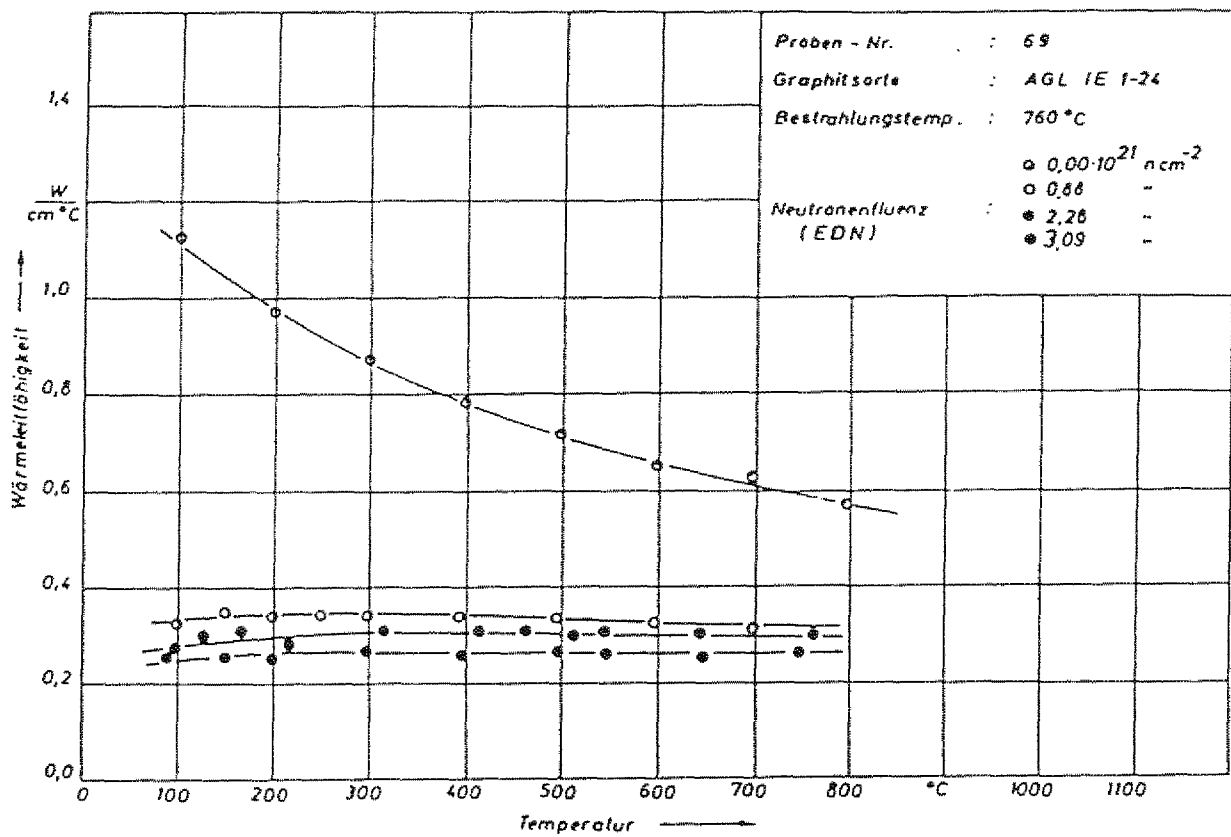


Abb.35 Meßwerte der Wärmeleitfähigkeit für den Reflektorgraphit (aus /28/)

6.2 Nachwärmeleistung und Nachwärmebilanz

Die nach der nuklearen Reaktorabschaltung wegen der radioaktiven Zerfälle entstehende Nachwärme wird mit dem Programm NAKURE berechnet, welches auf den Berechnungsvorschriften von DIN 25485 beruht /30/. Dafür wird mit einem VSOP-Restartlauf die Leistungsproduktionsgeschichte eines Gleichgewichtszyklus erzeugt und auf eine Dateneinheit weggeschrieben. Der Computercode LIFE verarbeitet diese Daten, indem er den Gleichgewichtszyklus in mehrere hundert Zyklen reproduziert /30/. Ausgehend von dieser langzeitigen Gleichgewichtsleistungsproduktionsgeschichte wird die Nachwärmeproduktion in ihrer räumlichen Verteilung im Reaktor mit dem Code NAKURE berechnet, und dem Programm THERMIX für instationäre Störfallberechnung zur Verfügung gestellt. Für die berechnete Nachwärmeleistung des HTR-Ringcores wird in Abb.36 der räumliche Mittelwert über das Reaktorcore aufgetragen. Es wird in die Nachwärme ein Zuschlag von 10% eingearbeitet. Er beinhaltet einen 2σ -Zuschlag (σ : Standardabweichung) für die Nachwärme der Spaltprodukte und einen Zuschlag für 5% langzeitige Leistungsüberhöhung des Reaktors vor Beginn des Störfalles. Diese Nachwärmeleistung wird zur Berechnung der Temperaturtransienten zugrunde gelegt.

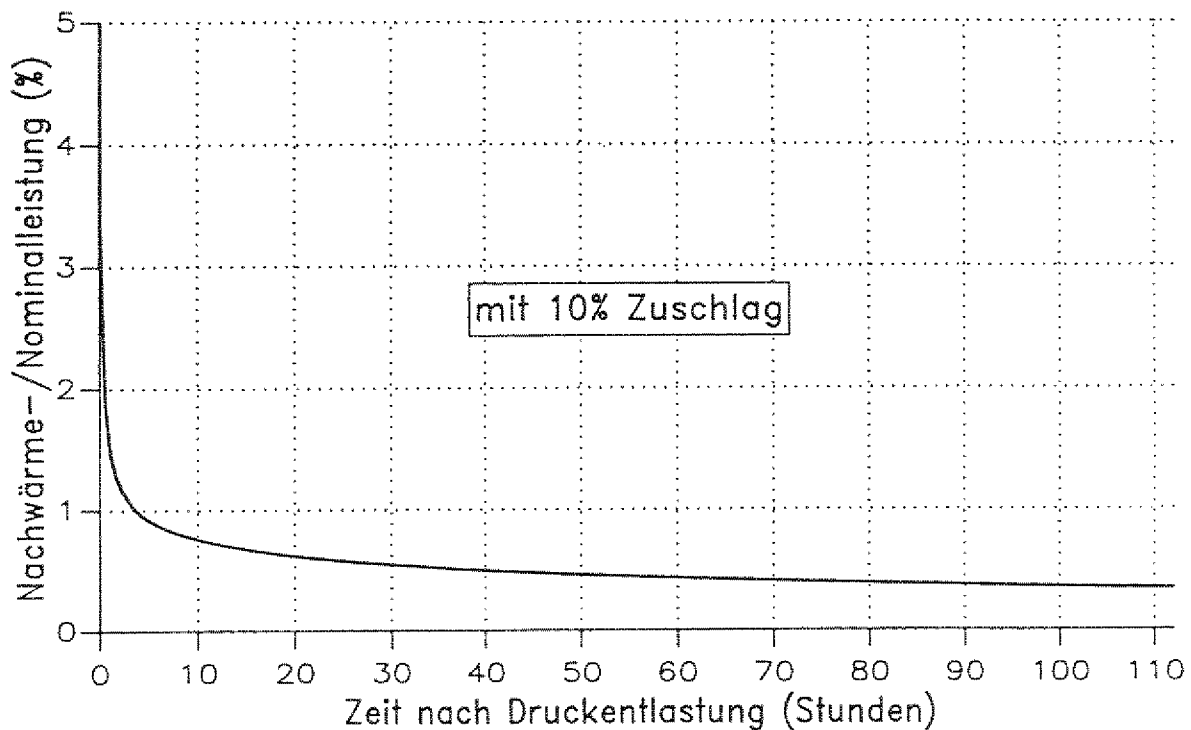


Abb.36 Relative Nachwärmeleistung, Mittelwert über das Reaktorvolumen

Es wird angenommen, daß gleich nach der nuklearen Abschaltung der Primärkreis schnell druckentlastet wird. Das bedeutet, die Nachwärme wird dann entweder im Reaktorcore oder in anderen Komponenten aufgenommen, oder sie wird per Wärmeleitung oder Strahlung an dem Flächenkühler abgeführt. Diese Wärmebilanz zeigt Abb.37. Es ist vor allem daran zu erkennen, daß in den ersten Tagen die durch Flächenkühler abgeführte Wärme nur einen kleinen Anteil an der gesamten produzierten Menge ausmacht. Der große Anteil wird in den Wärmekapazitäten im Reaktorcore oder den anderen Komponenten aufgenommen.

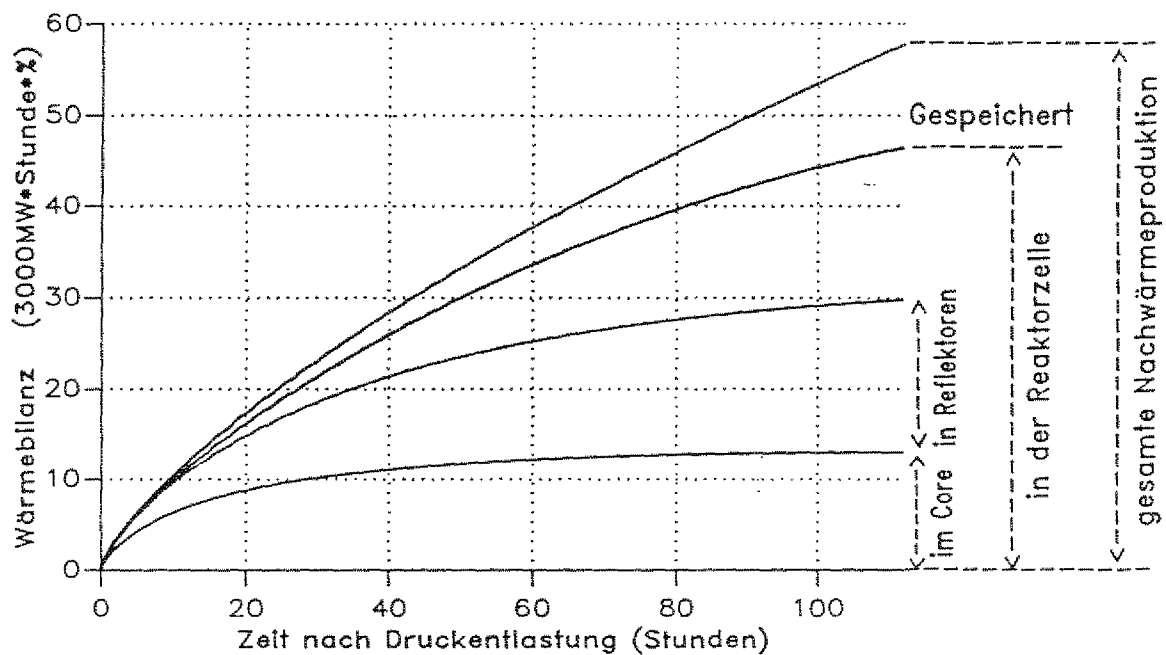


Abb.37 Wärmebilanz bei Druckentlastung

6.3 Zeitlicher Verlauf der Temperaturtransienten

Die instationäre thermohydraulische Rechnung wird mit dem Code THERMIX vorgenommen. Da die Naturkonvektion bei Druckentlastung fast keine Rolle spielt, wird das Programm KONVEK bei der Rechnung abgeschaltet, welches bei niedrigem Druck sehr langsam konvergiert. Die zeitliche Entwicklung der Brennelementtemperatur wird in Abb.38 dargestellt. Die maximale Temperatur in Brennelementen erreicht nach ungefähr 100 Stunden den Maximumwert von 1558°C. Danach wird sie langsam sinken. Die mittlere Brennelementtemperatur überschreitet nach ca. 60 Stunden 1200°C und bleibt für mehrere Tage drüber, aber sie erreicht kaum 1300°C.

In einer zweiten Rechnung wird das Versagen des Flächenkühlers unterstellt. Der zeitliche Verlauf der Brennelementtemperatur in diesem Falle wird in Abb.38 gegenübergestellt. Wie man vorher erwartet, hat dies nur einen kleinen Einfluß auf die Brennelementtemperatur, welche in diesem Falle nach ca. 115 Stunden einen Maximumwert von 1578°C erreicht.

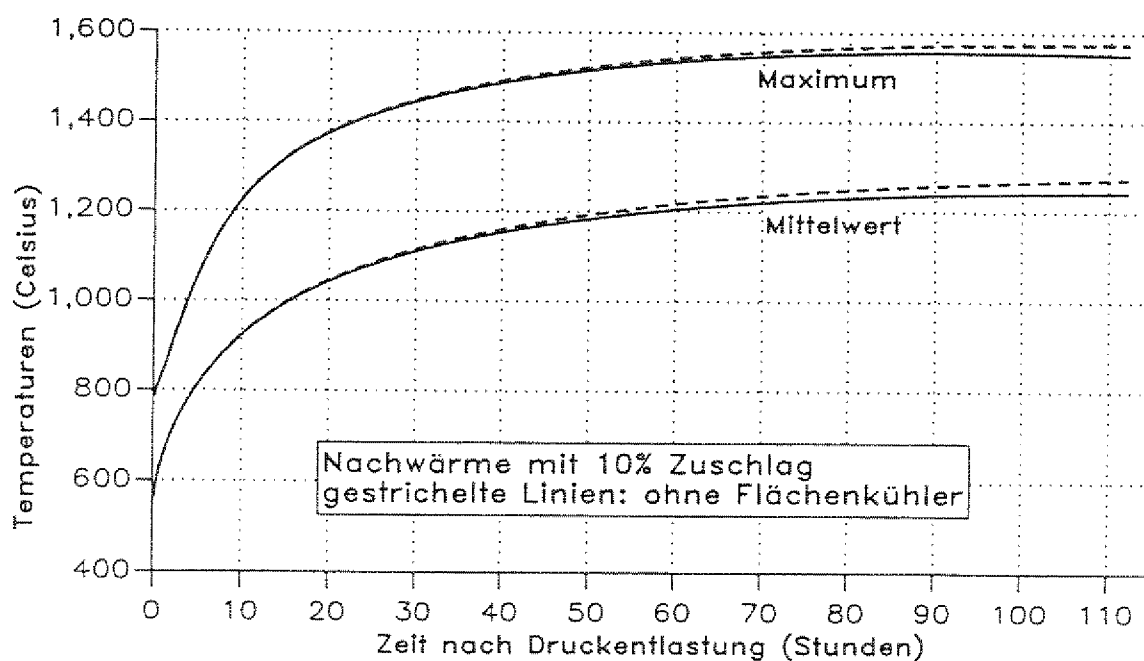


Abb.38 Coretemperaturverlauf bei Druckentlastung

Zum Vergleich mit dem Modulreaktor werden die Rechenresultate für beide Reaktoren in Abb.39 parallel dargestellt. Es sind zwei wesentliche Punkte dabei zu bemerken. Erstens, der große Ringcorereaktor ist im Hinblick auf den Temperaturanstieg bei Druckentlastung viel träger als der kleine Modulreaktor. Während die maximale Brennelementtemperatur bei dem Modulreaktor nach ca. 30 Stunden den Maximumwert (1508°C) erreicht, dauert dieser Prozeß bei dem HTR-Ringcore viel länger. Zweitens, die mittlere Brennelementtemperatur ist beim HTR-Ringcore deutlich höher (um über 200°C) als die beim HTR-Modul. Im positiven Sinne betrachtet, wird eigentlich die hohe Temperaturbeständigkeit der Kugelbrennelemente bei dem HTR-Ringcore besser ausgenutzt.

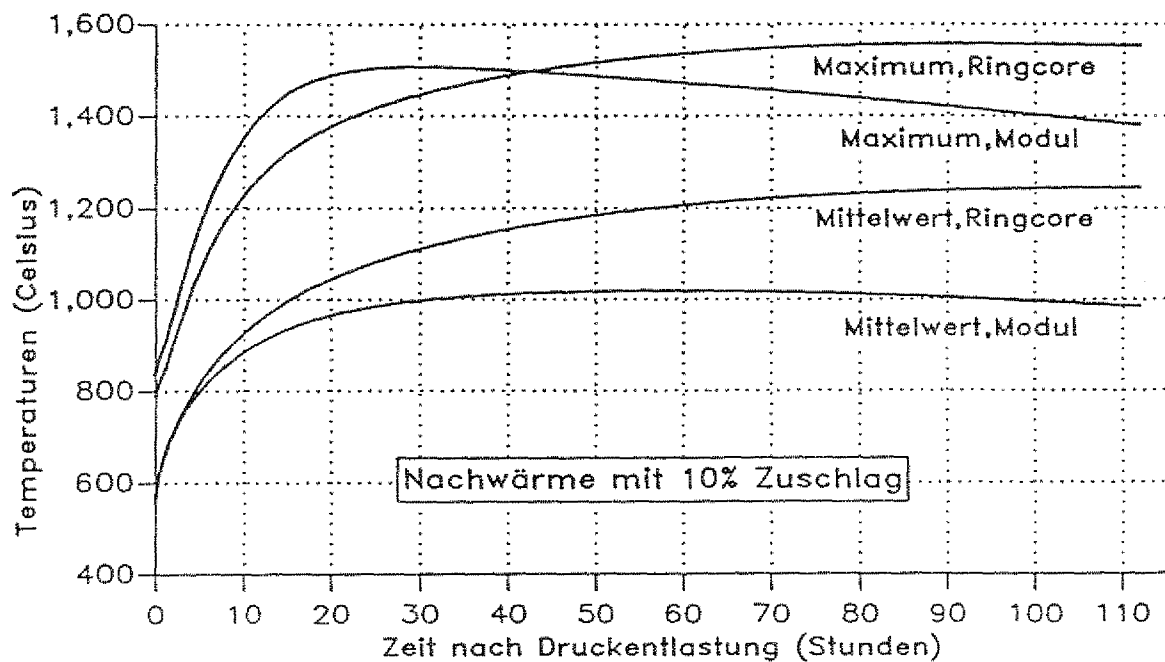


Abb.39 Coretemperaturverlauf bei Druckentlastung
Vergleich zwischen Ringcore und Modul

6.4 Räumliche Temperaturbelastung

Dargestellt werden in Abb.40,41 die räumlichen Temperaturverteilungen in der Kugelschüttung und in anderen Komponenten zu dem Zeitpunkt, wenn gerade der Maximumwert der Brennelementtemperatur erreicht wird. Es wird der Querschnitt gewählt, in dem die maximale Brennelementtemperatur auftritt. Der Fall des Flächenkühlerversagens wird gegenübergestellt.

Die maximale Temperatur im Deckenreflektor geht in den Bereich 600~700°C hinein und im Bodenreflektor in den Bereich 800~900°C. Im inneren Seitenreflektor wird 1300°C überschritten. Dies bedeutet keinerlei Probleme für den Werkstoff Graphit des Reflektors, jedoch sollten die Reflektorstäbe in dem Zeitraum der hohen Temperaturbelastung zum Schutz vor Beschädigungen an dem Stabmetall lieber ausgefahren werden, und die Reaktorabschaltung durch das KLAKE-System gewährleistet sein.

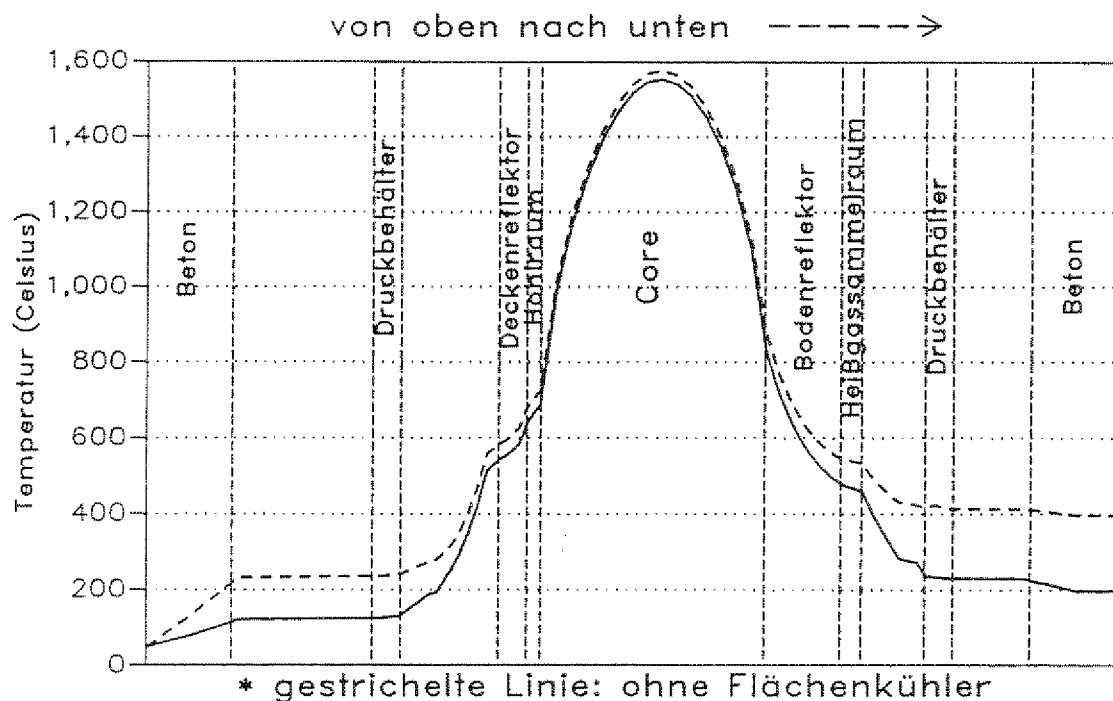


Abb.40 Axiale Verteilung der max. Temperaturen bei Druckentlastung

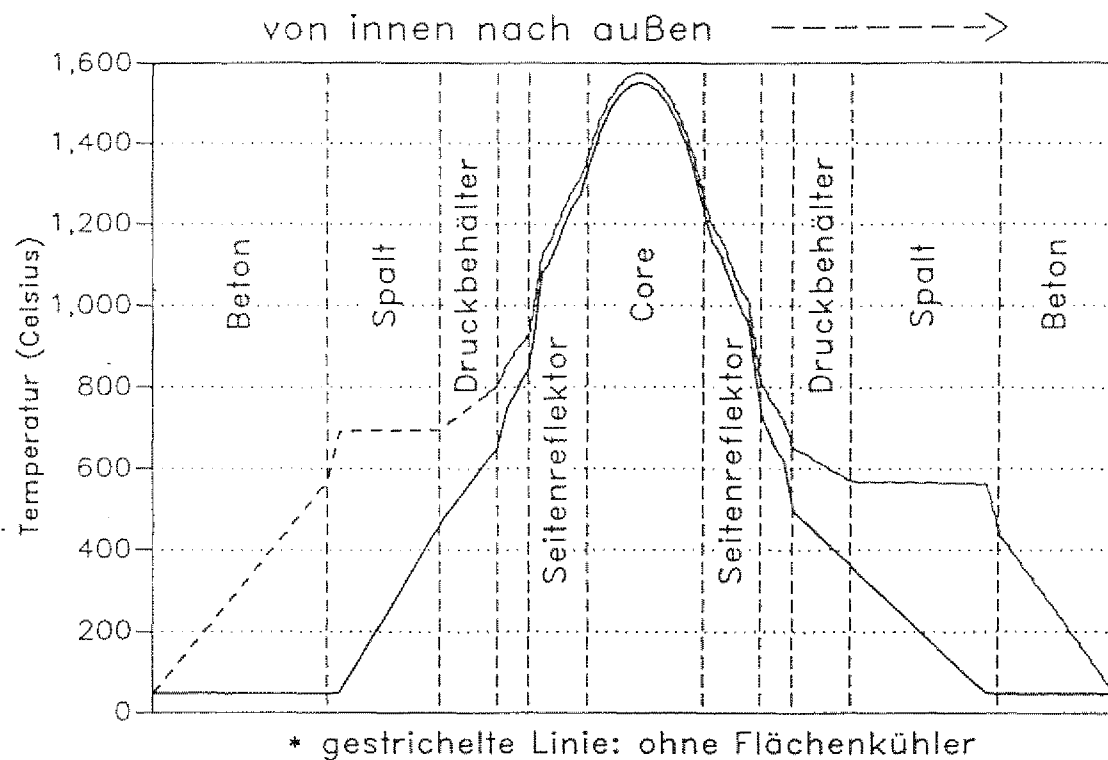


Abb.41 Radiale Verteilung der max. Temperaturen bei Druckentlastung

Ein gewisses Problem ergibt sich für die Temperaturbelastung im Druckbehälter. Unabhängig davon ob der Flächenkühler funktioniert oder nicht, überschreitet die maximale Temperatur im Druckbehälter 500°C . Die Spannungs-kabel, die sich in den Wänden des Ringbehälters befinden, werden bei diesen hohen Temperaturen beschädigt. Vor Wiederinbetriebnahme müssen diese Kabel in diesem Fall ausgetauscht werden. Um diese Komplikation zu vermeiden wird hier vorgeschlagen, den Flächenkühler von der inneren Wand des Betons auf die äußere Wand des Druckbehälters zu verlagern. Dieses Behälterkühlungssystem kann mit $50\sim 150^{\circ}\text{C}$ betrieben werden. Die maximale Temperaturbelastung im Druckbehälter wird dann unterhalb von $350\sim 400^{\circ}\text{C}$ bleiben (s. Abb.42), und eine Schädigung der Spannkabel ist nicht zu erwarten.

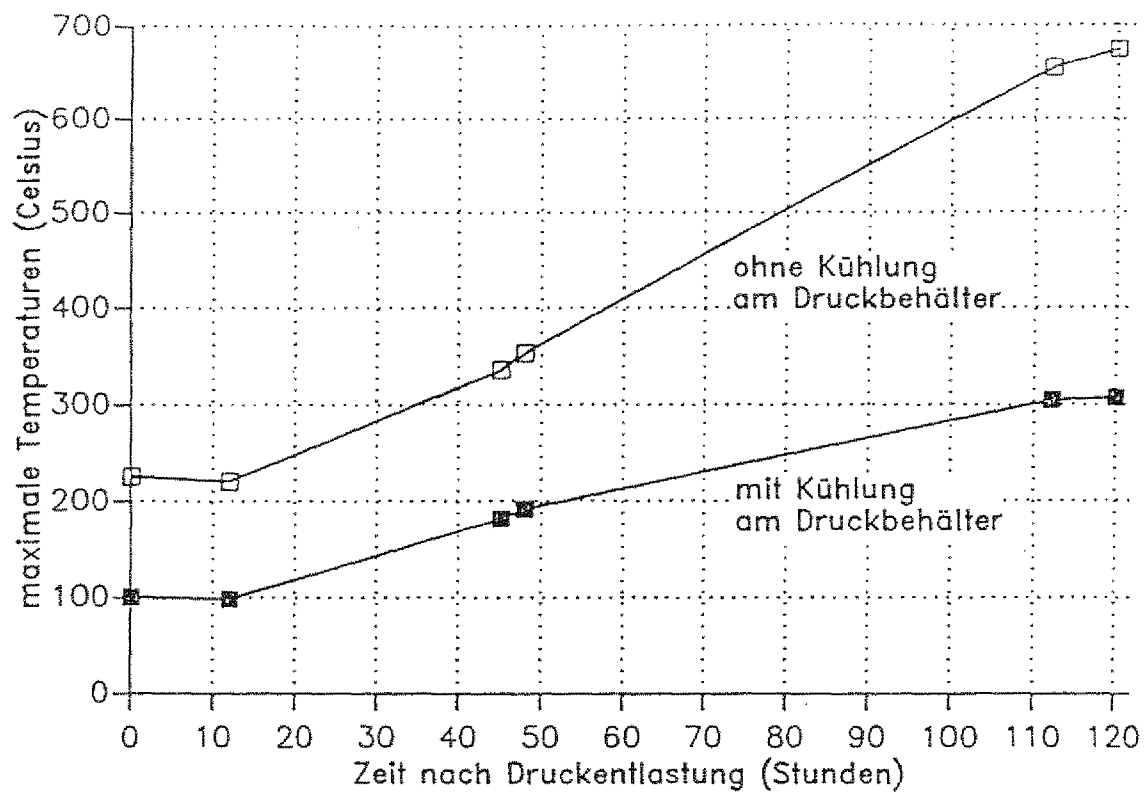


Abb.42 Temperaturbelastung des Druckbehälters bei Druckentlastung

6.5 Fazit

Aus den in den letzten Abschnitten dargestellten Ergebnissen sind für das HTR-Ringcore folgende Schlußfolgerungen zu ziehen.

Erstens, das Ziel der passiven Nachwärmeabfuhr ist erreicht. Das heißt, die Nachwärme kann ohne irgendwelche aktive Maßnahmen durch naturgesetzlich wirkende Wärmetransportmechanismen wie Wärmeleitung und Strahlung aus dem Reaktorkern abgeführt werden, ohne daß die maximale Brennelementtemperatur den Grenzwert 1600°C erreicht. Damit ist die Spaltproduktrückhaltung in den Brennelementen gewährleistet.

Zweitens, das Verhalten des großen Ringcorereaktors ist sehr träge bei Temperaturstörfällen. Bei Druckentlastung dauert es drei bis vier Tage bis die Brennelementtemperatur den Maximumwert erreicht. Es ergibt sich ein großer Zeitraum, in dem man geeignete Reparaturmaßnahmen ergreifen kann, was aber nicht unbedingt notwendig ist.

Drittens, die Temperaturbelastung im Druckbehälter bei Druckentlastung ist zu hoch. Dieses Problem kann durch die Verlagerung des Flächenkühlers von der Betonwand auf die Behälterwand gelöst werden. Falls dieses Kühlsystem bei Druckentlastung jedoch zusätzlich versagt, was aber außerordentlich unwahrscheinlich ist, gehen die Temperaturen in Druckbehälter und Beton zu hoch. Es steht aber ein Zeitraum von mehreren Tagen für Reparaturmaßnahmen zur Verfügung. Auch wenn keine Maßnahmen getroffen werden, beeinträchtigt dies lediglich die Wiederinbetriebnahme der entsprechenden Komponenten. Die Brennelementkugeln bleiben weiterhin intakt.

7. Untersuchung zu Xenonschwingungen bei Ringreaktoren

7.1 Einordnung

Bei der Spaltung entsteht als direktes Spaltprodukt und als Zerfallprodukt von I-135 das Isotop Xe-135, welches mit einem außerordentlich hohen Querschnitt (σ_a in der Größenordnung von 10^6 barn) thermische Neutronen sehr stark absorbiert und mit einer Halbwertszeit von 9,10 Stunden zu Cs-135 zerfällt (s. Abb.43). Der Xenoneffekt bedeutet einerseits eine starke Vergiftung im Reaktorkern, was gerade beim Start-up, Leistungswechsel oder bei Abschaltung einen dynamischen Vorgang von Reaktivitätsänderungen mit sich bringt. Dies ist für Reaktorauslegung und -betrieb von Bedeutung, wie schon im vorletzten Kapitel erläutert wird. Andererseits kann die Xenonabsorption noch eine raum-zeitliche Flußinstabilität beim Leistungsbetrieb thermischer Reaktoren, die sog. Xenonschwingungen, hervorrufen. Dieses Phänomen ist kurz nach der Inbetriebnahme großer thermischer Reaktoren in der fünfziger Jahren bekannt geworden.

Der physikalische Mechanismus begründet sich in der Wechselwirkung zwischen dem starken Einfluß der Xenonkonzentration auf die lokalen makroskopischen Absorptionsquerschnitte und der zeitlichen Verzögerung bei der Entstehung des Xenons aus dem β -Zerfall vom Isotop I-135. Anhand der

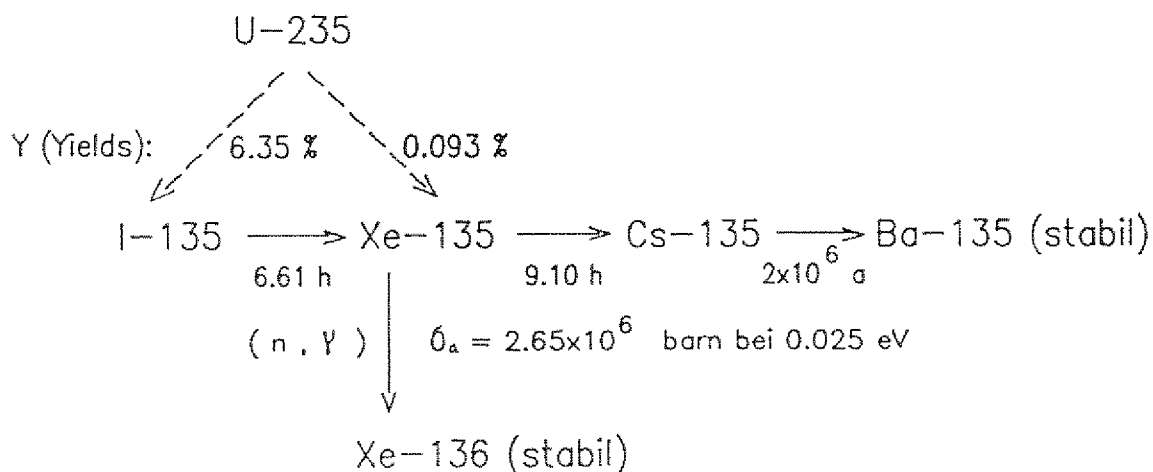


Abb.43 Vereinfachte Zerfallkette für Xe-135

Abbrandgleichungen, welche die Dynamik des Xenon-Auf- und Abbaues beschreiben, läßt sich dieser Mechanismus näher erläutern.

$$\text{Gl.1:} \quad \partial N_I(r,t)/\partial t = Y_I \Sigma_f \Phi(r,t) - \lambda_I N_I(r,t)$$

$$\text{Gl.2:} \quad \partial N_X(r,t)/\partial t = Y_X \Sigma_f \Phi(r,t) + \lambda_I N_I(r,t) - \sigma_X N_X(r,t) \Phi(r,t) - \lambda_X N_X(r,t)$$

mit

$N_I(r,t)$, $N_X(r,t)$: Atomdichte von I und Xe als Funktion von Raum und Zeit

λ_I , λ_X : Zerfallskonstante von I-135 und Xe-135

Y_I , Y_X : Spalt-Yield von I-135 und Xe-135

Σ_f : makroskopischer Spaltquerschnitt

σ_X : mikroskopischer Absorptionsquerschnitt von Xe-135

$\Phi(r,t)$: Neutronenfluß als Funktion von Raum und Zeit

Die zwei Gleichungen beschreiben den raum-zeitlichen Verlauf der Jod- und Xenonkonzentration. Im Gleichgewichtsbetrieb sind die zeitlichen Änderungen $\partial N_I(r,t)/\partial t = \partial N_X(r,t)/\partial t = 0$.

Während die Entstehung des Xenons überwiegend durch den Jod-Zerfall erfolgt, sind die Beiträge zur Xenonvernichtung durch Neutronenabsorption ($\sigma_X N_X \Phi$) und Zerfall ($\lambda_X N_X$) in der gleichen Größenordnung. Der wichtige dabei zu bemerkende Punkt ist, daß die Xenonentstehung durch Jod-Zerfall zeitlich verzögert ist, aber die Xenonvernichtung durch Neutronenabsorption mit dem lokalen Neutronenfluß zeitlich prompt gekoppelt ist. Stellt man sich beispielsweise vor, daß in einem Corebereich eine kleine Verminderung der Neutronenabsorption vollzogen wird (z.B. durch Stabbewegung), so wird als Folge der dortige Neutronenfluß ansteigen. Die Xenonkonzentration in diesem Bereich wird wegen des erhöhten Flusses abgesenkt, es ist gerade in dieser Phase $\partial N_X(r,t)/\partial t < 0$ in Gl.2. Hierdurch wird eine weitere Reduktion der lokalen Neutronenabsorption bewirkt. Dies führt zu einer weiteren Flußerhöhung, die wiederum eine Xenonkonzentrationsabsenkung zur Folge hat, und so weiter. Dieser Prozeß entwickelt sich jedoch nicht ewig weiter in dieser Richtung. Wegen der lokalen Flußerhöhung wird mehr Jod aus den erhöhten Spaltungen erzeugt (Gl.1). Mit einer Verzögerung zerfällt dieses letztlich auch zu Xenon, was für eine Steigerung der Xenonkonzentration sorgt. Hierdurch

wird der vorangehende Prozeß in die Gegenrichtung geleitet. Eine lokale Schwingung des Neutronenflusses und der Jod- und Xenonkonzentration wird also durch die anfängliche Reaktivitätsstörung ausgelöst.

Da die Kritikalitätsbedingung beim Reaktorbetrieb immer erfüllt sein muß und die Reaktorleistung konstant bleiben soll, muß die Flußverteilung durch das Regelsystem ständig nachgeregelt werden. Bei jeder lokalen Flußänderung kommt eine Wechselwirkung zwischen dem Neutronenfluß und der Jod- und Xenonkonzentration auf. Das heißt, die zuvor beschriebene Schwingung breitet sich über den ganzen Reaktor aus.

Bedingt durch die Halbwertzeiten von Jod und Xenon spielt sich dieser ganze Prozeß der raum-zeitlichen Fluß-, Jod- und Xenonkonzentrationschwankungen in einem Tagesrhythmus ab und wird als "Xenonschwingung" bezeichnet. Je nach Einflußfaktoren kann diese Xenonschwingung abklingen oder anwachsen. Wegen ihrer Langsamkeit stellt sie allerdings kein gravierendes Sicherheitsproblem dar, sondern sie kann durch die betriebliche Regelung ausgeglichen werden.

Aus vereinfachten analytischen Behandlungen sind qualitative Aussagen über die Einflußfaktoren der Xenonschwingungen bekannt. Zu den wichtigsten zählen die Reaktorgröße, das Flußniveau und -profil und die Temperaturrückwirkung. Je größer die Reaktordimension ausgedehnt ist (im Verhältnis zum freien Neutronenweg), um so mehr neigt die Xenon-Schwingung zur Instabilität. Ein flaches Flußprofil trägt ebenfalls zu der Instabilität bei. Aber Xenonschwingungen können nur dann auftreten, wenn das Flußniveau hoch genug ist. Die Grenze liegt je nach Einzelfall im Bereich $10^{11} \sim 10^{12}$ thermischer Neutronen pro Sekunde und cm^2 . Der thermische Fluß in den gegenwärtigen Leistungsreaktoren liegt oberhalb dieser Grenze. Die Temperaturrückwirkung spielt eine wichtige dämpfende Rolle bei der Xenonschwingung.

Untersuchungen zur Xenonschwingung bei Kugelhaufenreaktoren sind schon in früheren Arbeiten durchgeführt worden. Studien über den Mechanismus, die Einflußfaktoren, die Schwingungsausmaße und Regelung sowie über das Rechenverfahren wurden in den siebziger Jahren in dem ehemaligen Institut für Reaktorentwicklung der KFA vorgenommen /31/. Dabei wurden alle Unter-

suchungen an Reaktoren mit zylindrischem Core durchgeführt. Auch die Brennstoffzusammensetzungen und die Leistungsdichten der damals untersuchten Reaktoren, wie z.B. THTR, PNP-3000, waren unterschiedlich von den gegenwärtigen Optionen. Der Modulreaktor ist so klein, daß darin mit Xenonschwingungen nicht zu rechnen ist. Aber man hat in neuerer Zeit Reaktoren mit Mittelsäule oder Plattencores oder Ringcores konzipiert, bei denen die gleichen Brennelementkugeln und die gleiche Leistungsdichte wie beim Modulreaktor gewählt werden, und bei denen die geometrischen Ausdehnungen wesentlich größer sind /32/. Der in dieser Arbeit vorgestellte ringförmige Reaktor mit 3000 MWth hat zum Beispiel einen mittleren Coreumfang von 62.8 Meter. Die Xenonschwingung soll bei diesen Reaktoren untersucht werden.

In diesem Kapitel wird die Xenonschwingung für eine Reihe von Ringcorereaktoren untersucht. Das Endziel ist es, die Vorgänge der Xenonschwingung bei dem großen 3000 MWth Ringcorereaktor aufzuklären, und Regelmaßnahmen zu untersuchen, wenn sie nötig sind. Die Untersuchungsergebnisse können aber allgemein als Hinweise für Reaktoren mit Mittelsäule oder Plattencores angesehen werden, da die physikalischen Vorgänge bezüglich der Xenonschwingung in allen Fällen die gleichen sind.

7.2 Umstellung des Programmzyklus VSOP von 2-D auf 3-D

Frühere Untersuchungen zur Xenonschwingung beruhen auf analytischer Behandlung der mathematischen Gleichungen, welche die Xenodynamik vereinfacht beschreiben. Dabei war die Bildung konservativer Stabilitätskriterien die Zielsetzung. Vereinfachungen wurden dabei vorgenommen, insbesondere die Linearisierung des an sich unlinearen Problems. Eine wesentliche Beschränkung dabei ist, daß die Rückkopplungseffekte des Neutronenspektrums des Leakage, der Nuklidkonzentrationen und vor allem der Temperatur sehr schlecht berücksichtigt werden konnten. Mit der Entwicklung der Reaktortechnik ist die Regelung der Xenonschwingung eine bedeutende Aufgabe geworden, die quantitative Aussagen erfordert. Dies wird durch die Entwicklung der Rechengeschwindigkeit und Kapazität großer Rechenmaschinen begünstigt.

Zu quantitativen Analysen der Xenonschwingung braucht man ein entsprechendes Rechenprogramm, mit dem die Schwankungsgeschichte des Neutronenflusses und der Jod- und Xenonkonzentration räumlich und zeitlich verfolgt werden kann. Dazu muß das Programm Spektrum-, Diffusions- und Abbrandrechnungen kombiniert durchführen können. Der Programmzyklus VSOP ist dafür geeignet. Aber standardmäßig können mit VSOP nur Rechnungen in 2-dimensionaler R-Z Geometrie durchgeführt werden. Bei ringförmigen Reaktoren liegt jedoch die größte Dimension in der azimuthalen Richtung. Wenn es Xenonschwingungen gibt, ist mit diesen vor allem in der Winkelrichtung zu rechnen. So wurde das Programm VSOP von 2-D auf 3-D umgestellt.

Geometriebetreffend ist praktisch nur die Diffusionsrechnung. Das in VSOP eingebettete Diffusionsprogramm CITATION ist grundsätzlich für 3-D R- Φ -Z Geometrie geeignet. Der Hauptteil der Umstellungsarbeit ist deshalb die Arbeit gewesen, daß man die Reaktorgeometrie in 3-D auslegt und die Verbindung zwischen der Spektrumzonenunterteilung, der Flußrechnung und dem Fuelmanagement richtig zuordnet.

Der Programmzyklus VSOP enthält ein Unterprogramm BIRGIT, mit dem man die Geometrieauslegung eines Reaktors unternimmt. Das 3-D BIRGIT, welches auf der 2-D Version aufbaut (s. Anhang: Der BIRGIT-Input für 3-D VSOP), er-

stellt das R- Φ -Z Maschennetz für CITATION und das Maschennetz für die Abbrandrechnung. Beide Maschennetze werden durch eine Volumenmatrix miteinander gekoppelt, damit die richtige Zuordnung zwischen Flußrechnung und Abbrandrechnung erfolgt. Die Brennstoffbeladung und das Fuel-Shuffling erfolgt nun ebenfalls 3-dimensional. Allerdings werden diejenigen Kugeln, die bei Medul-Beschickung nach mehrmaligem Durchlaufen noch in den Kern zurückgeschickt werden sollen, gemischt beladen. Mit anderen Worten, diese Kugeln wissen nicht mehr, aus welcher Winkelzone sie gekommen sind.

In dem umgestellten 3-D VSOP wird ein Reaktorkern nun in R-Richtung in Kanäle, in Z-Richtung in Layer und in Φ -Richtung in Segmente unterteilt. Die Bereiche außerhalb des Reaktorkerns wie z.B. die Reflektoren können nach Wunsch ebenfalls azimuthal unterteilt werden. Während die Maschennetze in R-, Z-Richtungen für die Diffusions- und die Abbrandrechnung unterschiedlich sein können, müssen aber die Teilungen in Φ -Richtung für beide Rechnungen identisch sein. Außerdem müssen die azimuthalen Teilungen noch gleichmäßig sein. Spektrumzonen kann man beliebig in 3-dimensionaler Unterteilung wählen. Die gesamte Kompositionsanzahl in CITATION ist nach wie vor intern auf 200 Kompositionen begrenzt.

7.3 Das Rechenmodell

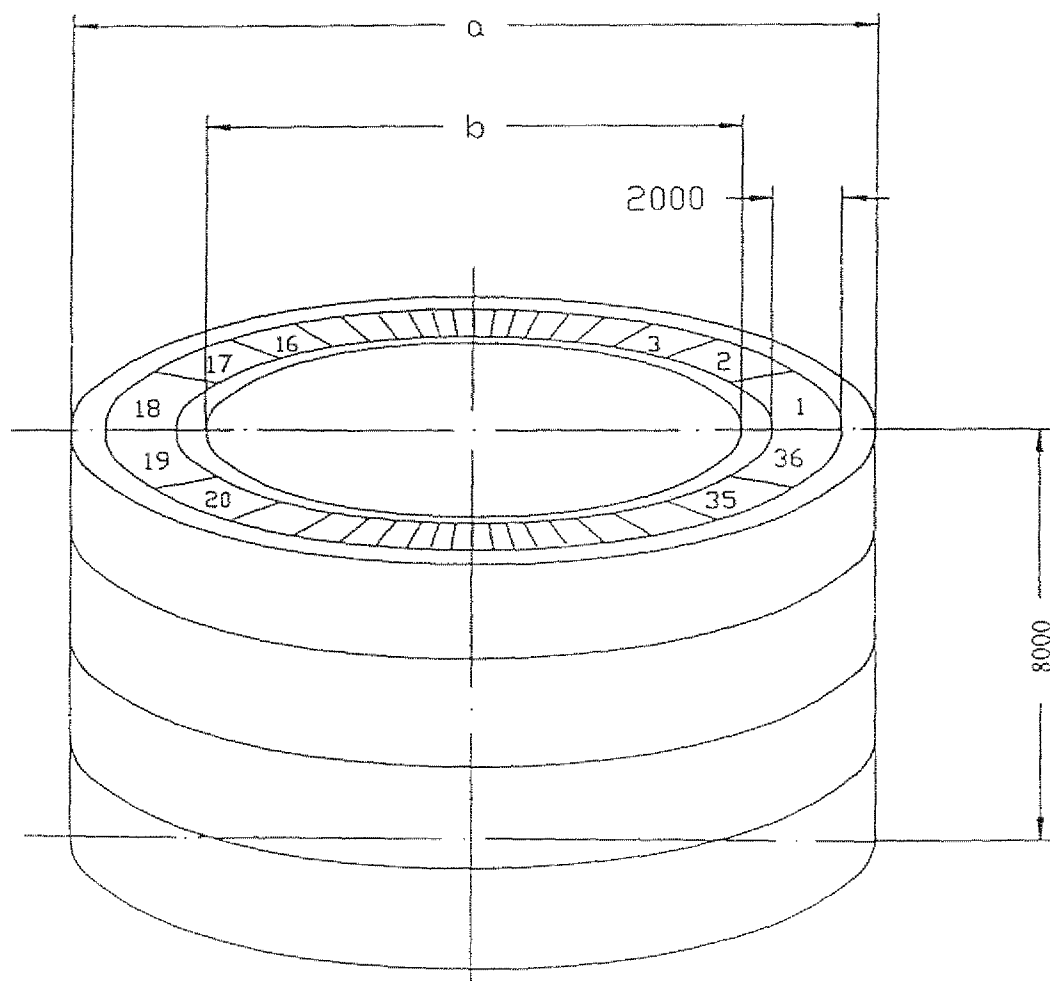
In den zuvor beschriebenen 2-dimensionalen Rechnungen wird der Ringcorereaktor radial in 4 Kanäle und axial in 10 Layer unterteilt. Für 3-D Rechnungen wäre eine solche Unterteilung zu fein und ist eigentlich zur Untersuchung der Xenonschwingung unnötig. Auch die Simulation einer 10-Medul-Beschickung wäre im 3-D Fall zu zeitaufwendig für die Abbrandrechnung. Um die dritte Φ -Dimension zu berücksichtigen, was eigentlich hierbei am wichtigsten ist, müssen die R-Z Unterteilungen und die Simulation der Beschickungsweise stark vereinfacht werden, damit die Rechenzeit noch tolerabel bleibt. Nach zahlreichen Testrechnungen wird zunächst das folgende Rechenmodell zugrunde gelegt.

In radialer Richtung wird für das 2 m breite Ringcore nur noch ein einziger Kanal gewählt. Axial wird der Reaktorkern in 4 Layer unterteilt. In der Winkelrichtung wird eine 36-Segment-Unterteilung vorgenommen. Das heißt also, jede Zone, die für die Diffusions- und Abbrandrechnung als ein Basisstück gilt, hat in R- Φ -Z Richtungen eine Ausdehnung von ca. 1~2 Meter. Jedes Segment bildet eine separate Spektrumzone. Der ganze Reaktorkern hat dann insgesamt 36 Spektrumzonen. Eine 3-Fach-Medul-Beschickung wird zugrunde gelegt. Die übrigen Modellansätze, wie z.B. die Gruppenteilung für die Diffusionsrechnung und die Spaltproduktkette, werden im 3-D Fall beibehalten.

Die Temperaturrückwirkung spielt bei Xenonschwingung eine außerordentlich wichtige Rolle. Leider kann eine 3-D Temperaturrechnung wegen der aufwendigen Rechenzeit nicht in dem 3-D VSOP eingekoppelt werden. Jedoch wird später ein einfaches Modell gebildet, mit dem man die Temperaturrückwirkung näherungsweise simulieren kann.

Bei der zeitlichen Verfolgung der Xenonschwingungsgeschichte wird zunächst rechnerisch eine Zeitschrittlänge von 1 Stunde gewählt. Der Einfluß der Wahl dieser Zeitschrittlänge auf die Aussagequalität der Rechnung wird später noch untersucht. Zu Anfang jedes Zeitschrittes werden Spektrum und Flußverteilung gerechnet. Jeder Zeitschritt (1 Stunde) wird noch in drei kleiner Zeitschritte geteilt, zu denen der Level des Neutronenflusses an die Leistungsproduktion angepasst wird.

Abb.44 zeigt das geometrische Rechenmodell bei der Xenonschwingungsuntersuchung. Darin sind die 36 Segmentteilungen klar ersichtlich. Die Innen- und Außenreflektorstäbe werden nach wie vor durch zwei 6 cm breite Zonen mit Absorbermaterial simuliert. Die innere Absorberzone wird in der Winkelrichtung auch in 36 Segmente unterteilt. Ein Absorbersegment entspricht bei dem 3000 MWth Ringreaktor ungefähr einem Stab. Im VSOP können die Bewegungen dieser Stäbe rechnerisch leicht simuliert werden. Dadurch wird die Anregung einer Xenonschwingung eingeführt. Die Ausgleichsregelung einer Xenonschwingung, wenn sie notwendig ist, kann in gleicher Weise durch die Simulation der Stabbewegung untersucht werden.



Reaktorleistung	MWth	a	b
	900	10000	2000
	1050	11000	3000
	1200	12000	4000
	3000	24000	16000

Abb.44 3D Rechenmodell für Xenonschwingungsuntersuchungen

7.4 Freie Xenonschwingungen ohne Temperaturfeedback

Untersucht werden hier freie Xenonschwingungen bei ringförmigen Kugelhaufenreaktoren. Freie Xenonschwingung bedeutet, daß keine Regelaßnahmen getroffen sind und die Schwingungen des Neutronenflusses und der Xenonkonzentration sich frei aus sich selbst entwickeln. Die Temperaturrückwirkung wird zunächst nicht berücksichtigt. Das ist eigentlich eine unzulässige Vereinfachung. Solche vereinfachten Studien werden jedoch durchgeführt, weil sie zum Verständnis der Sache sehr viel helfen.

Nach früheren Untersuchungsergebnissen ist bei dem 3000 MWth Ringreaktor wegen seiner riesigen Dimension in der Winkelrichtung mit solchen freien Schwingungen zu rechnen. Deshalb wird die Untersuchung zunächst mit kleineren Ringreaktoren begonnen, bei denen die Reaktorauslegungen bezüglich des Brennstoffeinsatzes, der Leistungsdichte und der Breite der Ringzone gleich sind wie bei dem 3000 MWth Reaktor. Lediglich der mittlere Durchmesser des Ringcores ist kleiner. In dieser Untersuchung ist der entscheidende Einflußfaktor die geometrische Ausdehnung. Alle andere Faktoren bleiben annähernd gleich. Die Fragestellung ist, bei welcher Ausdehnung fangen bei solchen Ringreaktoren freie Xenonschwingungen an, instabil zu werden.

Zum schnellen Eintritt in die Problematik werden die Eigenschaften der freien Xenonschwingungen bei der Erstcore-Reaktorbeladung untersucht. Dies begründet sich durch zwei Argumente. Zum einen, die Xenonkonzentration bildet sich bereits wenige Tage nach der Inbetriebnahme zu einem dem Leistungsniveau entsprechenden Gleichgewichtsniveau aus. Wenn es überhaupt Xenonschwingungen gibt, treten sie schon bei der Anfangsbeladung auf. Zum anderen ist zu erwarten, daß die Eigenschaften der Xenonschwingungen für die Erstcorebeladung und für das Gleichgewichtscore sehr ähnlich sind.

Aus zahlreichen Rechnungen wird gefunden, daß die Instabilitätsgrenze irgendwo zwischen 900~1050 MWth liegt. Deshalb werden im folgenden die Untersuchungsergebnisse für Reaktoren mit 900, 1050, 1200 MWth dargestellt. In Tab.13 werden die relevanten Daten dieser Reaktoren zusammengefasst.

Thermische Reaktorleistung, MW	900	1050	1200
mitt. Leistungsdichte, MW/m ³	3.0	3.0	3.0
aktive Corehöhe, cm	800	800	800
Breite des Ringcores, cm	200	200	200
mitt. Durchmesser des Ringcores, cm	600	700	800
mitt. Umfang des Ringcores, m	18.85	21.99	25.13
mitt. Xenonkonzentration Xenon-Atomdichte, 10 ⁻¹¹ /barn•cm	2.90	2.90	2.90

Tab.13 Relevante Daten der Ringreaktoren bei der Untersuchung zu freien Xenonschwingungen ohne Temperaturfeedback

Es soll an dieser Stelle schon darauf hingewiesen werden, daß die hier gefundenen Xenonschwingungen zwar sich 3-dimensional räumlich entwickeln, aber der wesentliche Effekt nur in der Winkelrichtung besteht. Eine Xenonschwingung z.B. der oberen Corehälfte gegenüber der unteren Corehälfte ist in den Rechnungen nicht zu beobachten. Dies ist auf die geometrische Konfiguration der hier untersuchten Reaktoren zurückzuführen. In der Darstellung der Rechenergebnisse werden die in axialer Richtung integrierte Leistung und die mittlere Xenonkonzentration in den einzelnen azimuthal geteilten Segmenten angegeben. Es wird nicht im Detail auf die Schwingungsamplituden und -perioden eingegangen, weil die hier gefundenen Schwingungen wegen der Vernachlässigung des Temperaturfeedbackeffektes der Wirklichkeit eigentlich überhaupt nicht entsprechen.

7.4.1 Der 900 MWth Ringreaktor

Dieser Reaktor hat eine azimuthale Ausdehnung von ca. 19 m. Zur Einführung der Anregung werden ein Drittel der inneren Reflektorstäbe, die nebeneinander stehen, bei 100% Leistungsbetrieb schlagartig ausgefahren. Diese Anregung ist an sich sehr stark. Sie wird so gewählt, um die Schwingungen graphisch besser darstellen zu können. Dies gilt auch bei den späteren Untersuchungen. Der Einfluß der Anregungsstärke auf die Schwingungseigenschaften ist weitgehend gering, denn Xenonschwingungen sind dynamische Prozesse, die sich aufgrund physikalischer Vorgänge selbst entwickeln, d.h. vergrößern oder abklingen.

Abb.45 zeigt die Eigenschaften der freien Xenonschwingungen bei diesem Reaktor. Zum Zeitpunkt Null wird die Anregung schlagartig eingeführt und nach 5 Stunden wird sie entfernt. Die Xenongeschichte läuft dann selbsttätig weiter. Segment 18 steht gerade in der Mitte des Bereiches, in dem die Störung eingeführt wird. Segment 36 steht diesem gegenüber. Eine azimutale Xenonschwingung ist deutlich zu sehen. Die Leistung in Segment 18 steigt nach der Anregung schnell an, senkt sich aber nach der Entfernung der Anregung ab. In Segment 36 findet ein umgekehrter Prozeß statt. Die Entfernung der Störung kann, wenn man will, als eine Regelmaßnahme angesehen werden. Die ganze Schwingung läuft zwei Perioden für ca. zwei Tage weiter, und klingt ab. Es stellt sich, wie erwartet, ein der Leistungsschwingung gegenläufiger Schwingungsprozeß der Xenonkonzentration ein. Insgesamt ist das Fazit daraus zu ziehen, daß die Xenonschwingungen bei dem 900 MWth Ringreaktor inhärent stabil sind.

7.4.2 Der 1050 MWth Ringreaktor

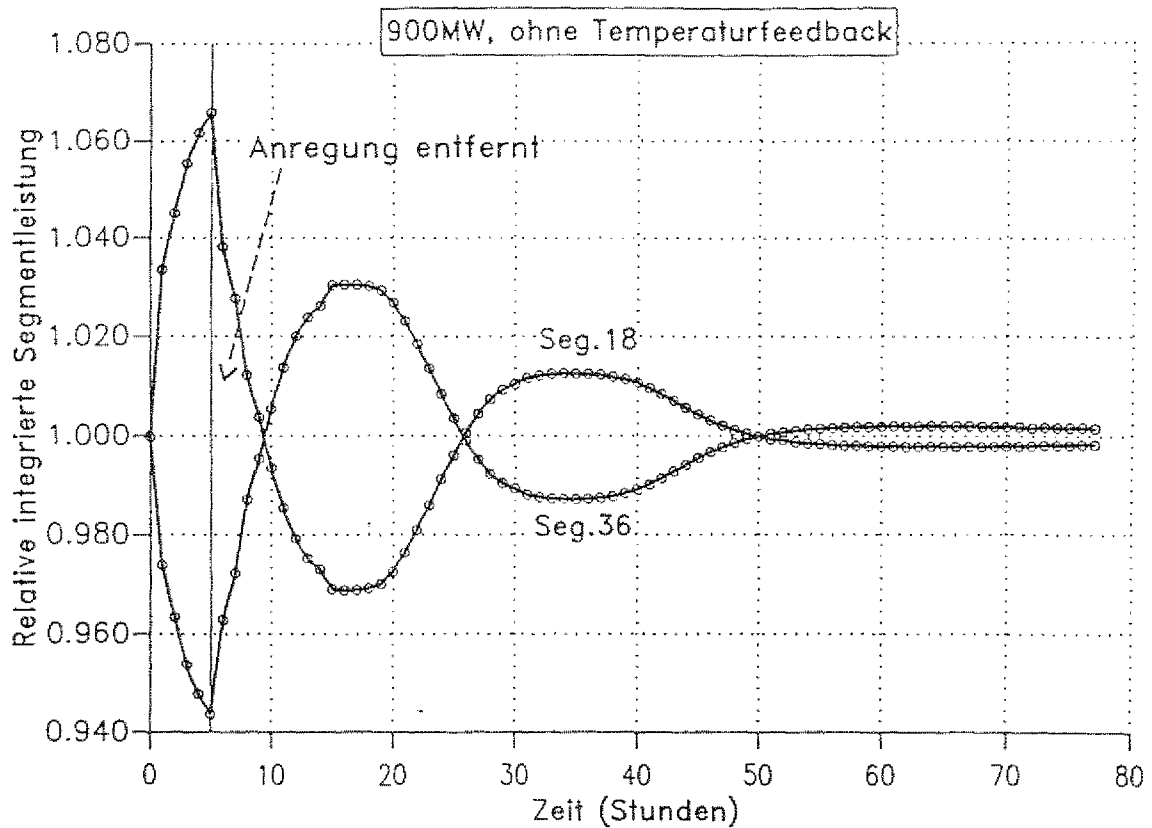
Bei diesem Reaktor wird eine ähnliche Anregung eingeführt. In 8 der 36 Giftsegmenten wird das Gift schlagartig weggenommen. Nach 5 Stunden wird es wieder eingesetzt. Segment 18 steht ebenfalls in der Mitte des Störungsgebietes.

Abb.46 stellt den Schwingungsprozeß dar. Es ist daraus ersichtlich, daß die freien Xenonschwingungen bei diesem Reaktor sich nicht mehr abklingen, sondern divergieren. Sie sind instabil.

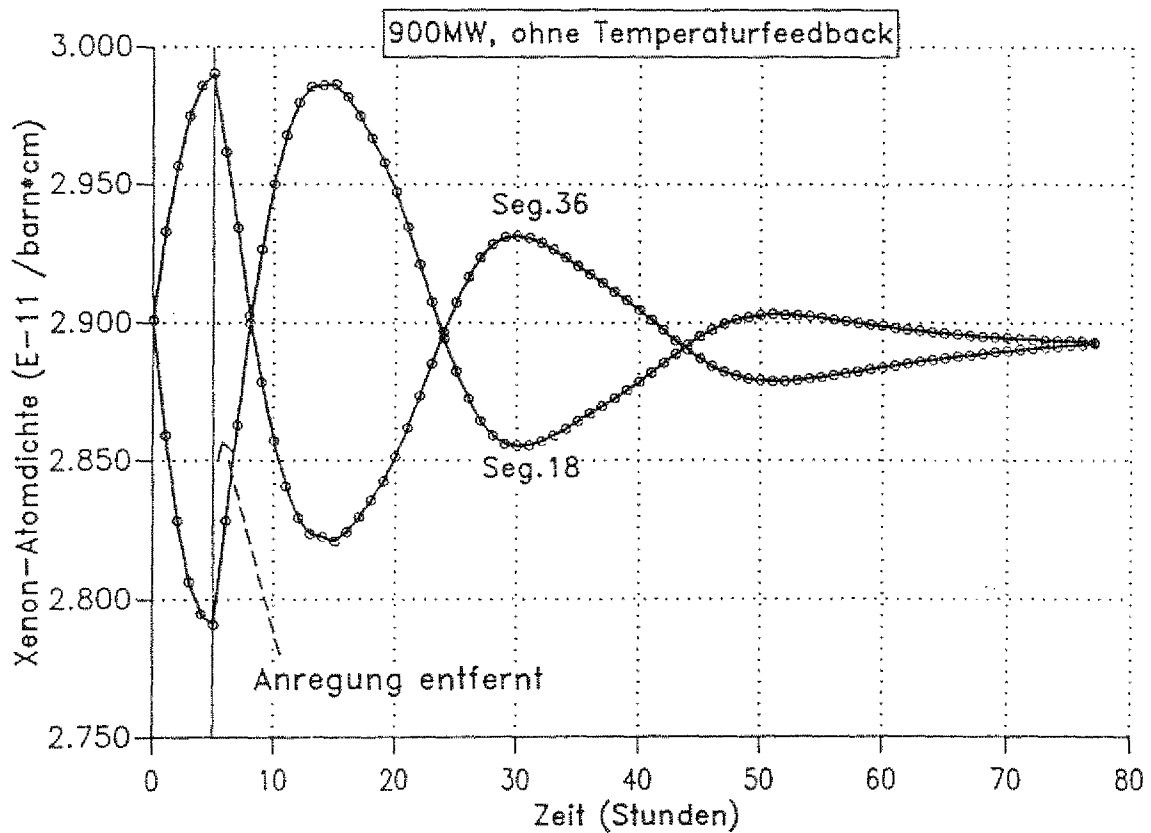
Man kann daraus die Folgerung ziehen, daß die Stabilitätsgrenze der freien Xenonschwingung (ohne Temperaturfeedback) irgendwo zwischen 900 und 1050 MWth liegt (nach dem hierbei verwendeten Rechenmodell).

7.4.3 Der 1200 MWth Ringreaktor

Die Anregung hierbei erfolgt in 4 der 36 Giftzonen. Abb.47 zeigt die freien Schwingungen. Man stellt fest, daß sie sehr stark sind.

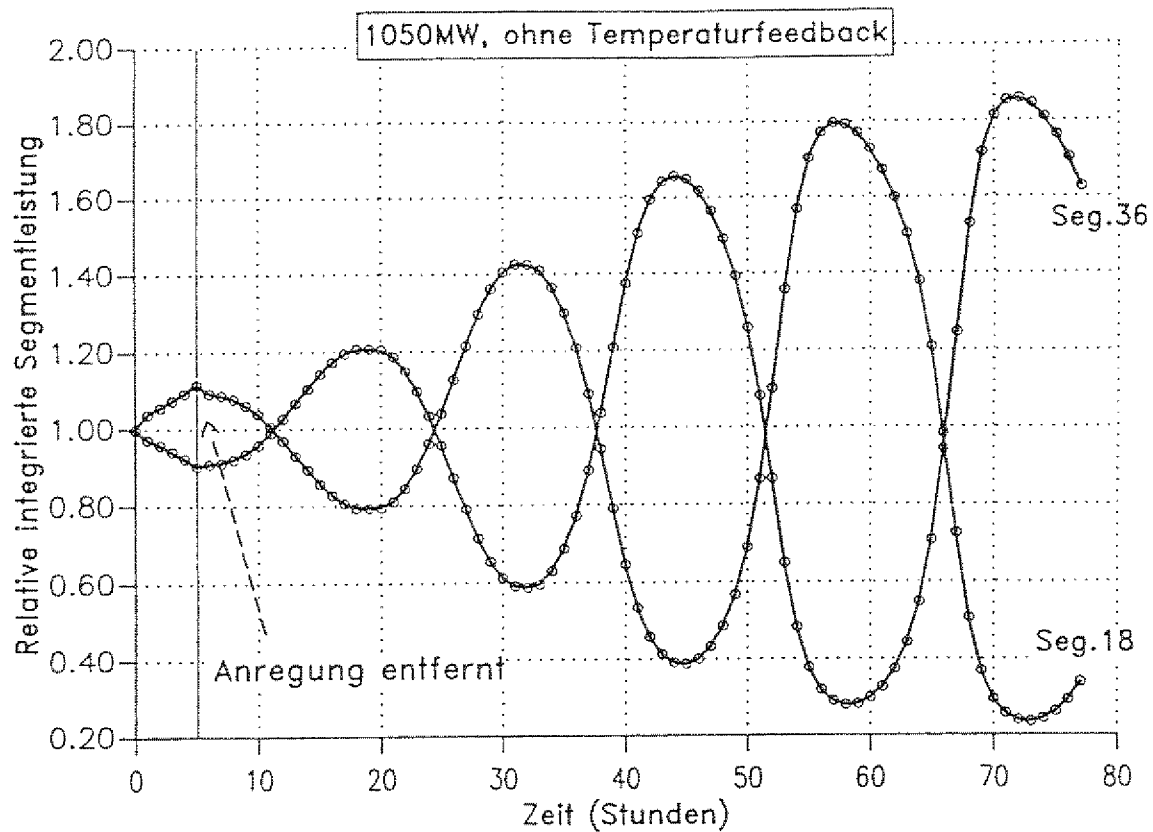


a) Verläufe relativer Leistungen in zwei gegenüberstehenden Segmenten

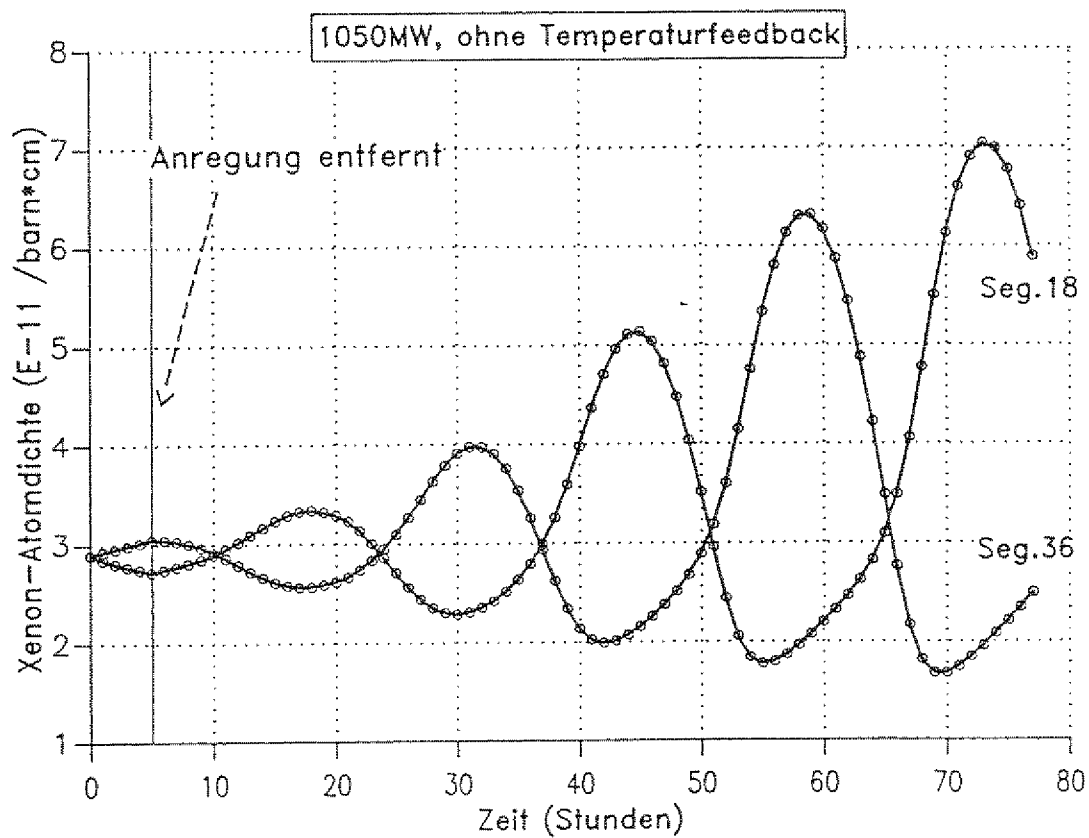


b) Verläufe der Xenon-Konzentrationen in zwei gegenüberstehenden Segmenten

Abb.45 Freie Xenonschwingungen bei einem 900 MWth Ringreaktor

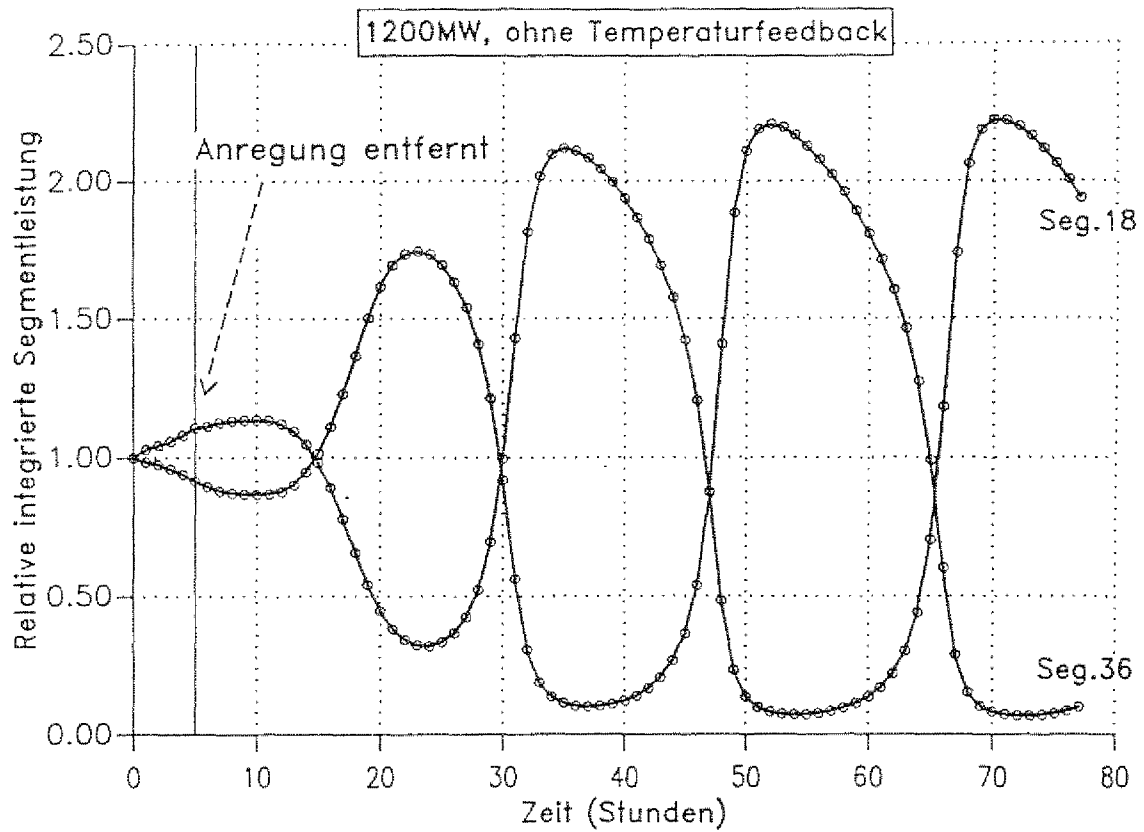


a) Verläufe relativer Leistungen in zwei gegenüberstehenden Segmenten

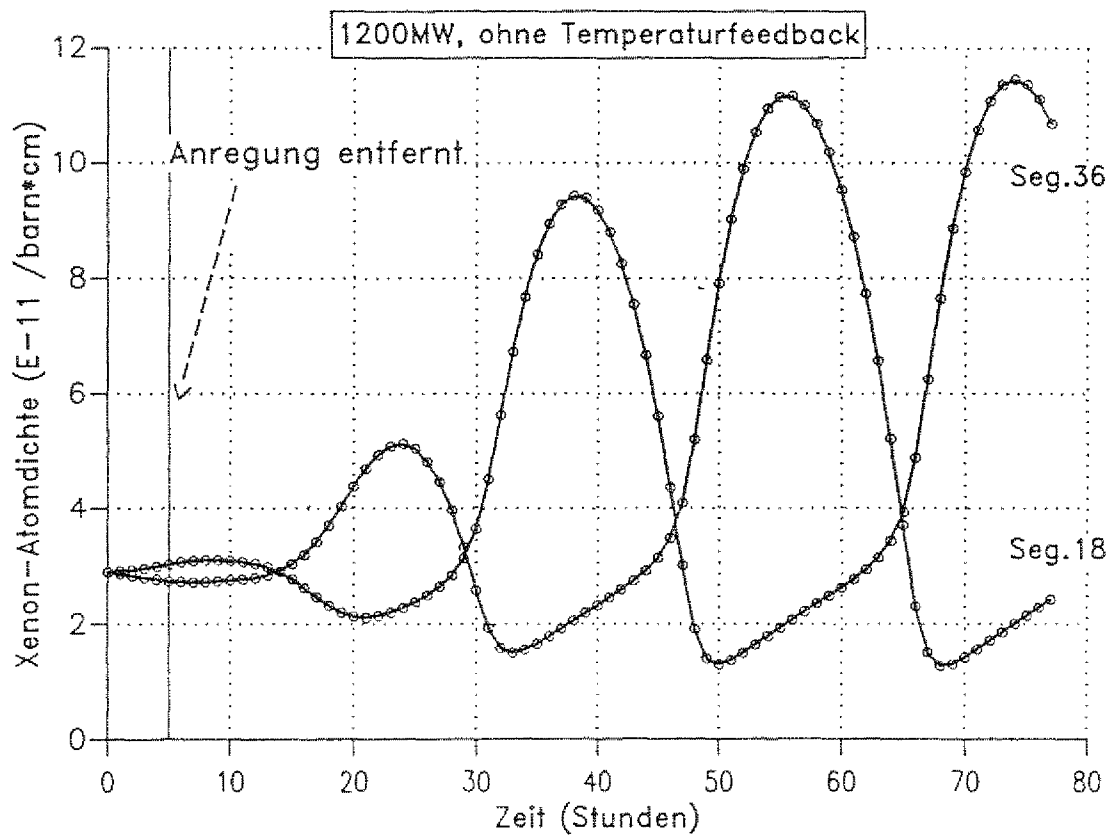


b) Verläufe der Xenon-Konzentrationen in zwei gegenüberstehenden Segmenten

Abb.46 Freie Xenonschwingungen bei einem 1050 MWth Ringreaktor



a) Verläufe relativer Leistungen in zwei gegenüberstehenden Segmenten



b) Verläufe der Xenon-Konzentrationen in zwei gegenüberstehenden Segmenten

Abb.47 Freie Xenonschwingungen bei einem 1200 MWth Ringreaktor

Schon in Abb.46 ist zu sehen, in Abb.47 um so deutlicher, daß die Xenonkonzentration während der Schwingung sehr viel "lieber" ansteigt als absinkt. Dies ist leicht zu verstehen, weil ein bestimmter Anteil des Xenons durch den Zerfall von I-135 verzögert entsteht.

Wenn solche freien Xenonschwingungen bei dem 1200 MWth Reaktor schon so stark sind, kann man eigentlich schon ahnen, wie es bei dem 3000 MWth Reaktor aussehen würde, der einen Coreumfang von über 60 m hat. Abb.48 zeigt es. Aufgetragen ist nur die relative Leistung in Segment 18. Nach der Anregung steigt sie schnell hoch auf das 4fache, und dann entwickelt sich ein außergewöhnlich extremer Schwingungsprozeß. Die Reaktorleistung würde abwechselnd nur in einem kleinen Bereich um Segment 18 oder Segment 36 erzeugt werden.

Man braucht sich aber nicht zu erschrecken. Die Abb.48 hat eigentlich keine praktische Bedeutung, weil sie nicht der Realität entspricht. Sie besagt lediglich, wie extrem die Xenonschwingungen bei dem 3000 MWth Reaktor sein würden, wenn es keine Temperaturreckwirkung gäbe.

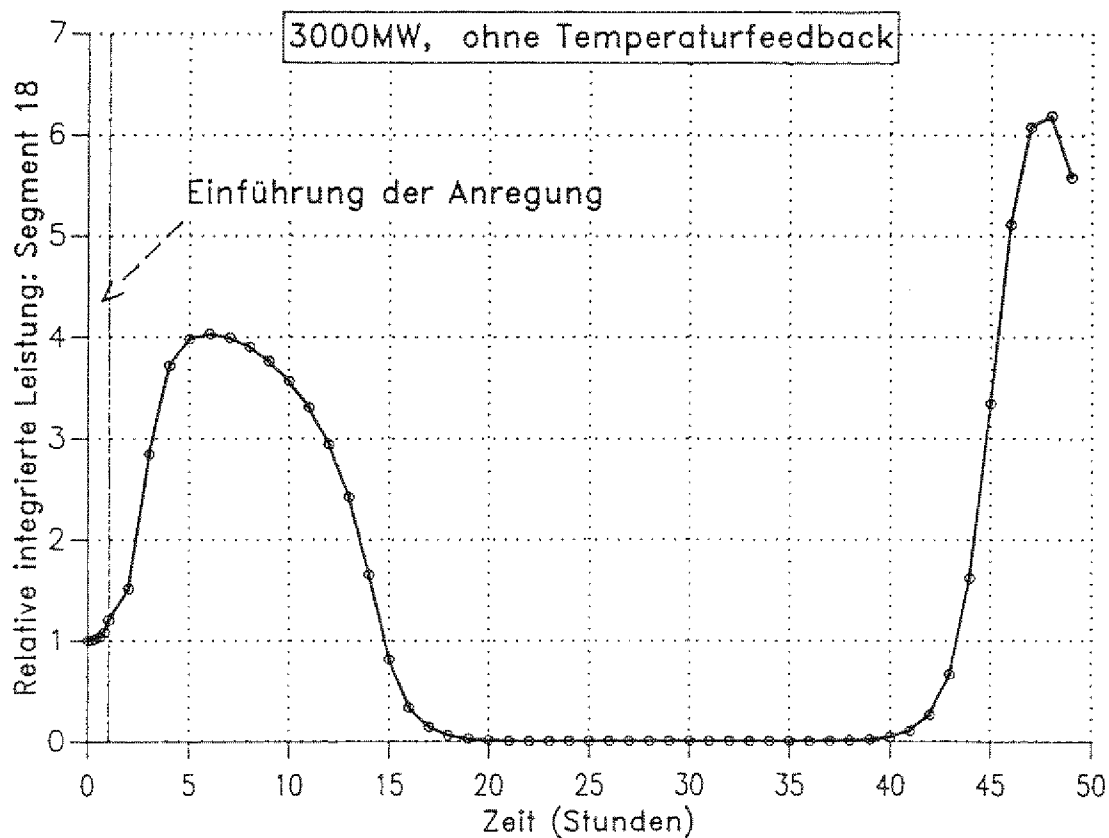


Abb.48 Verläufe der relativen Segmentleistung

7.5 Freie Xenonschwingungen mit Temperaturfeedback

7.5.1 Das Rückkopplungsmodell

Das negative Reaktivitätsfeedback der Temperatur im Reaktorcore dämpft bekanntlich Xenonschwingungen. Eine exakte Berücksichtigung dieses dämpfenden Effektes ist vor allem wegen des Rechenaufwandes sehr schwierig. Dies gilt besonders für die 3-D Analysen. Allein eine 3-D thermohydraulische Rechnung ist schon sehr zeitaufwendig. Der Temperaturfeedbackeffekt muß aber zumindest annähernd berücksichtigt werden, weil sonst die Rechenergebnisse der Realität allzu entfernt bleiben. Daher wird im folgenden ein einfaches Modell entwickelt, mit dem die Temperaturrückwirkung mit einbezogen werden kann.

Die Temperaturen in Brennelementen folgen der Leistungsproduktion im Hinblick auf die relativ langzeitige Xenon-Dynamik fast gleichzeitig. Wie sie folgen, ist natürlich durch die thermohydraulischen Bedingungen bestimmt. Bei dem hier abgeleiteten Modell werden die Temperaturen nicht genau auf Grund der Leistung und der thermohydraulischen Bedingungen gerechnet, sondern in einer vereinfachten Weise an die Leistungsproduktion angepasst.

Dabei werden die Temperaturänderungen in axialer und radialer Richtung nicht berücksichtigt. Das heißt, jedes Segment wird nur durch eine einzige Temperatur präsentiert, und zwar wird die Segmenttemperatur proportional zur Segmentleistung angepasst. Eine solche Behandlung begründet sich vor allem durch die Tatsache, daß die hier untersuchten Xenonschwingungen nur in der azimuthalen Richtung auftreten können.

Wir bezeichnen die mittlere Temperatur und Leistung in einem Segment beim Normalbetrieb mit T° und Q° . Während der Xenonschwingungen wandeln sie sich zu T und Q . In einfacher Näherung wird die Temperaturänderung proportional zur Leistungsänderung angesetzt:

$$\frac{T - T^\circ}{T^\circ - T_{\text{ein}}} = \frac{Q - Q^\circ}{Q^\circ}$$

wobei T_{ein} die Gaseintrittstemperatur bedeutet. Dieser Ansatz gilt gleichermaßen für die Temperaturen in Brennstoff und Moderator, das heißt, T kann entweder die mittlere Temperatur des Brennstoffes oder die des Moderators sein. In der Praxis werden die Temperaturen für Brennstoff und Moderator auch wirklich separat gerechnet. Die Moderatortemperatur ist durchschnittlich ein paar Grad niedriger als die Brennstofftemperatur. Das Anfangsfeld der Temperatur (T° für alle Spektrumzonen) wird mit 2-D Rechnung erstellt.

In diesem Modellansatz wird folgende Annahme vorgenommen. Die Segmente sind voneinander thermohydraulisch entkoppelt. Es gibt keinen Wärmeübergang zwischen den Segmenten selbst und zwischen einem Segment und den umgebenden Reflektorstrukturen. Diese Näherung besagt, als ob jedes Segment gegenüber den Nachbarsegmenten und Reflektoren durch eine adiabatische Wand isoliert würde. Die Wärme des Segmentes wird nur durch Gasströmung abgeführt. Weiterhin wird angenommen, daß das Massenstromfeld unverändert bleibt.

Auf den ersten Blick ist diese Annahme eigentlich unrealistisch, weil ein Wärmetransport zwischen den Segmenten und zu den Reflektorstrukturen in der Wirklichkeit stattfindet. Aber diese Annahme unterschätzt die realistischen Temperaturänderungen. Wenn die Gasströmung vorhanden ist, spielt sie bei der Wärmeabfuhr die Hauptrolle. Die Wärmeleitung und -strahlung zwischen den Brennelementen hat untergeordnete Bedeutung. Wenn es nach der Abschätzung mit dem vorgestellten Modell in einem Segment heißer wird, drängt das Gas dort nach den Seiten weg. Das hat zur Folge, daß es in dem Segment eigentlich noch heißer werden sollte. Entsprechendes gilt für eine Abkühlung. Bezüglich dieser Betrachtung ist der Temperaturfeedbackeffekt für Xenonschwingungen eigentlich unterschätzt. Das Modell ist daher konservativ.

Zur Flexibilität wird noch ein Korrekturfaktor α eingeführt:

$$\frac{T - T^\circ}{T^\circ - T_{\text{ein}}} = \frac{Q - Q^\circ}{Q^\circ} \alpha$$

Je kleiner der Faktor α ist, um so geringer ändert sich die Temperatur bei gleicher Leistungsänderung. Im Extremfall ist $\alpha = 0$. Das bedeutet, daß die

Temperaturrückwirkung gar nicht berücksichtigt wird. Dieser Korrekturfaktor hat zwar keinen physikalischen Hintergrund (obwohl nach der vorangehenden Betrachtung α ein bißchen größer als 1.0 sein dürfte), aber er erlaubt eine Abschätzung für den Einfluß, welchen die Näherung der ersten Formel auf die Xenonschwingungen besitzt, und kann zum Verständnis der Sache sehr viel helfen, wie im folgenden gezeigt wird.

Die nach dem vorgestellten Modell an die Leistung angepassten Temperaturänderungen werden in die Spektrumrechnung einbezogen. Damit erfolgt die Berücksichtigung der Temperaturrückwirkung auf Xenonschwingungen.

7.5.2 Untersuchungen bei dem 3000 MWth Ringreaktor

Zur Einführung der Anregung wird nun das Gift in zwei Zonen weggenommen (neben den Segmenten 18 und 19, s. Abb.44). Dies entspricht dem Ausfahren von etwa zwei Innenstäben. Sie werden diesmal jedoch nicht schlagartig, sondern innerhalb von 60 Minuten in 5 Schritten ausgezogen. Diese lokale Reaktivitätsstörung bleibt 3 Stunden lang erhalten, und in der 4. Stunde wird sie wieder schrittweise rückgängig gemacht. Die selbsttätige Xenongeschichte wird rechnerisch verfolgt.

Es wird zunächst mit $\alpha = 1.0$ gerechnet und herausgefunden, daß es überhaupt keine Xenonschwingung gibt. Nach der Entfernung der Anregung bleibt das azimuthale Leistungsprofil sofort stabil. Das bedeutet, daß der Temperaturfeedbackeffekt bei $\alpha = 1.0$ so stark ist, daß er jede Xenonschwingung überhaupt nicht aufkommen läßt. Um herauszufinden, wieviel Überschuß der Temperaturfeedbackpotenz vorhanden ist, wird dann mit mehreren α -Werten gerechnet. Die Ergebnisse bei $\alpha = 0.50, 0.52, 0.60$ und 1.0 werden in Abb.49 dargestellt. Aufgetragen ist der zeitliche Verlauf der relativen integrierten Leistung in Segment 18. Dieses einzige Bild reicht bereits, um eine grundsätzliche Beurteilung über Xenonschwingungen bei dem 3000 MWth Ringreaktor zu ergeben.

Man erkennt, daß bei $\alpha = 0.5$ die Xenonschwingungen noch sehr instabil sind. Nach der Entfernung der Reaktivitätsstörung entwickeln sie sich zu einem divergenten Schwingungsprozeß. An einzelnen Kurvenstellen zeigen sich

Schwingungen, die durch den Rechenablauf bedingt sind. Der Grund liegt darin, daß in einem rechnerischen Zeitschritt die Xenonkonzentration sich nur soviel geändert hat, daß die Temperaturrückwirkung, die nach dem Leistungsprofil im vorangehenden Zeitschritt gerechnet wurde, sogar den Xenonseffekt überwiegt. Das ist natürlich nicht möglich, weil die Temperaturänderung immer eine Folge der Xenonkonzentrationsänderung bleibt. In der Wirklichkeit muß die Kurve glatt verlaufen. Man kann aber daran erkennen, wie die Temperaturrückwirkung das Eskalieren der Xenonschwingung verhindert. Bei $\alpha = 0.52$ ist die Schwingung auch divergent, nur der Prozeß läuft viel langsamer als bei $\alpha = 0.50$.

Bei $\alpha = 0.60$ sieht der Prozeß ganz anders aus. Es gibt praktisch keine Xenonschwingung mehr. Die Leistung in Segment 18 sinkt nach der Entfernung der Anregung wegen des Xenonseffektes ein bißchen ab, aber entwickelt sich langsam wieder zu dem Normalbetriebswert. Das heißt, ungefähr 60% der Temperaturfeedbackpotenz reicht aus, um die mögliche Xenonschwingung zu verhindern. Die zur Dämpfung der Xenonschwingung benötigten Temperaturänderungen sind nicht nennenswert. Die mittlere Temperatur in Segment 18 hat sich z.B. hierbei mit $\alpha = 0.60$ und dieser Anregungsweise nur um wenige Grad (weniger als 10°C) geändert.

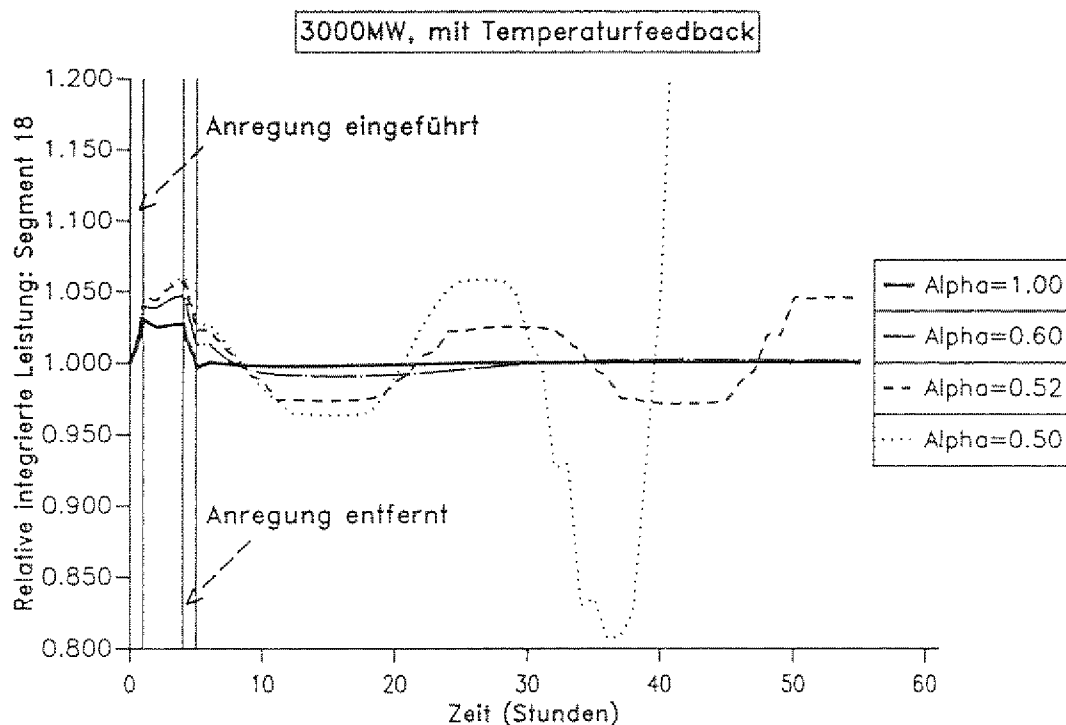


Abb.49 Freie Xenonschwingungen mit Temperaturfeedback

Es läßt sich also daraus das Fazit ziehen, daß nach dem hier verwendeten Untersuchungsmodell keine Xenonschwingungen bei dem 3000 MWth Ringreaktor zu erwarten sind. Die Temperaturreckwirkung ist so stark, daß sie die mögliche Ausbreitung der Xenonschwingung sofort an Ort und Stelle still-legt. Die Ausreglung der lokalen Reaktivitätsstörung vollzieht sich durch die naturgesetzlich wirkende Temperaturreckkopplung. Die Betätigung technischer Einrichtungen ist demnach nicht nötig.

7.6 Zur Methodik und Zuverlässigkeit der Untersuchungen

Die Gültigkeit der bisherigen Untersuchungsergebnisse oder Aussagen beruht auf der Effektivität des Rechenmodells. Xenonschwingung ist ein echt raumzeitlich dynamisches Geschehen. Was bisher unternommen wird, ist eine quasistationäre numerische Simulation dieses instationären Geschehens. Dabei wird notwendigerweise sowohl die räumliche als auch die zeitliche Dimension durch kleine Intervall-Unterteilungen (die sogenannte Diskretisierung) behandelt. Theoretisch sollen die Unterteilungen unendlich fein sein, um genauere Ergebnisse zu erstellen. In der Praxis müssen sie aber endlich sein. Die Genauigkeit der Simulation wird also durch die Feinheit der Unterteilungen beeinflusst. In diesem Abschnitt wird auf diesen Zusammenhang eingegangen.

7.6.1 Die zeitliche Diskretisierung

Die bisherige Zeitdiskretisierung erfolgt mit einer Zeitschrittlänge ΔT von 60 Minuten. Da Xenonschwingungen sich in einem Tagesrhythmus abspielen, ist dieses Zeitintervall ansich schon ziemlich fein. Zum Studieren des Diskretisierungseffektes wird hier am Beispiel des im Abschnitt 7.4 untersuchten 1050 MWth Reaktors mit $\Delta T = 30, 90, 120$ Minuten gerechnet (ohne Temperaturfeedback). Die Ergebnisse sind in Abb.50 ersichtlich.

Nach früheren Arbeiten [31] läßt sich die xenoninduzierten Leistungsschwingung durch die folgende Formel beschreiben:

$$A(t) = A_0 \cdot \exp(bt) \cdot \sin(2\pi t/T + \Phi_0)$$

mit

A: instationärer Anteil der lokalen Zustandgröße

b: Stabilitätsindex, $b > 0$: instabil; $b < 0$: stabil

T: Schwingungsperiode

Φ_0 : Phasenverschiebung

Diese Beziehung gilt jedoch nur bei kleineren Schwingungen. Aus Abb.46 läßt sich feststellen, daß diese Bedingung in dem Fall des 1050 MWth Reaktors während der ersten 40 Stunden ungefähr erfüllt ist. Die Schwingungsperiode

T wird nachträglich für $\Delta T = 30, 60, 90, 120$ Minuten abgeschätzt und in Abb.51 dargestellt.

Der Einfluß der rechnerischen endlichen Zeitschrittlänge auf die Schwingungsperiode ist also daran zu erkennen. Je gröber die Zeitschrittlänge ist, um so größer ist die ausgerechnete Schwingungsperiode. Es besteht dazwischen ungefähr eine lineare Beziehung. Wenn man sich für den genauen Wert der Periode interessiert, kann man mehrere Rechnungen mit größeren Zeitschrittlängen durchführen, und dann auf $\Delta T \rightarrow 0$ extrapolieren.

Mit endlichen Zeitschrittlängen werden die Schwingungsamplituden deutlich unterschätzt. Das Verhältnis zwischen den nacheinanderfolgenden Schwingungsspitzen (gekennzeichnet durch den Stabilitätsindex b) dürfte auch beeinflusst sein. Es wird aber hier nicht genau verfolgt. Der b-Wert in diesem Fall liegt ungefähr bei 0.04 h^{-1} .

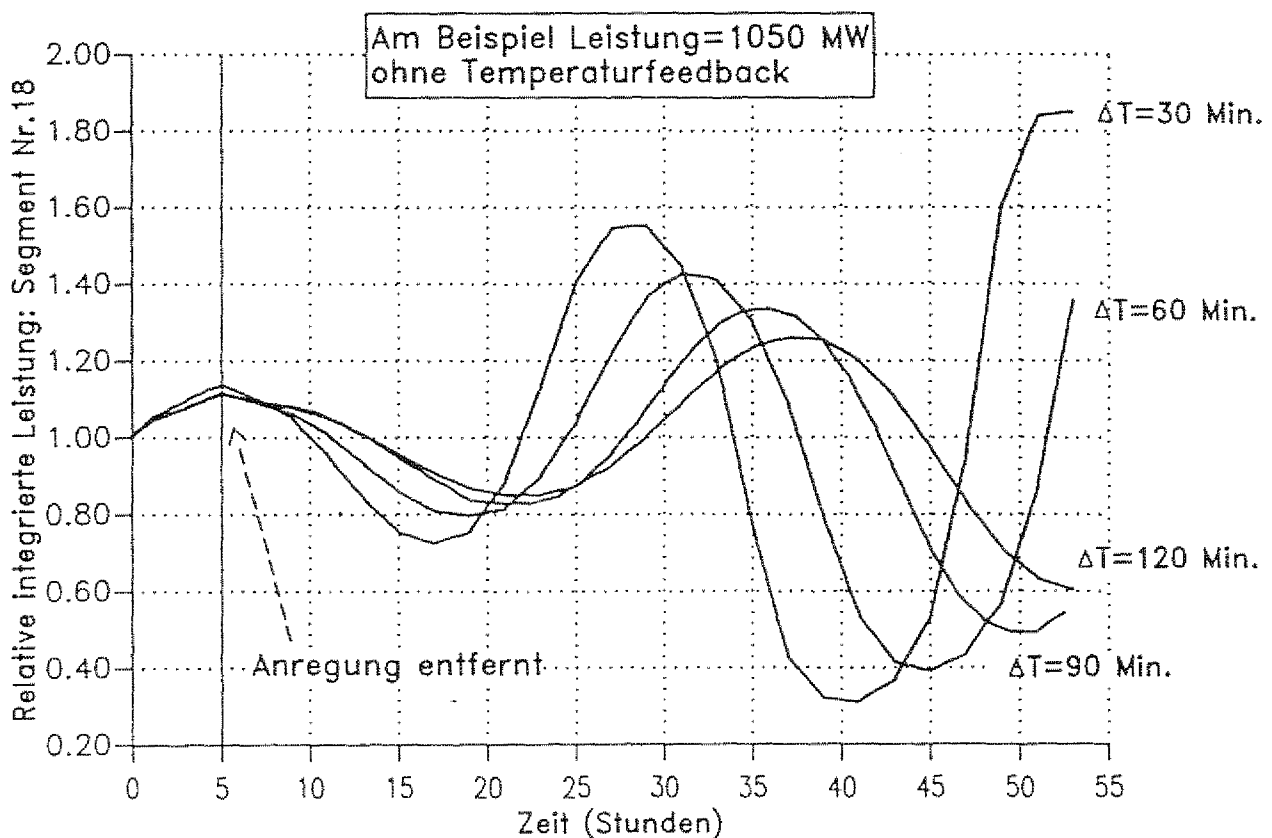


Abb.50 Untersuchung zur rechnerischen Zeitschrittlänge

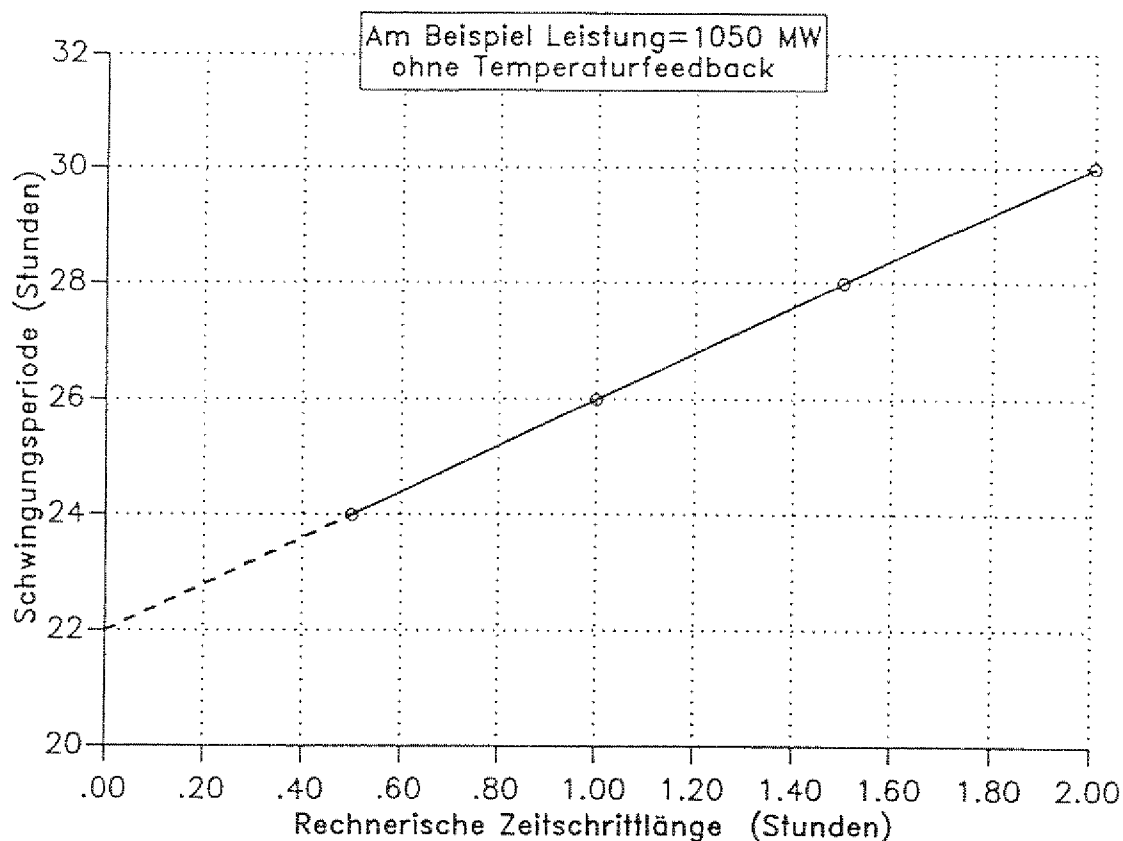


Abb.51 Relation zwischen rechnerischer Zeitschrittlänge und der Schwingungsperiode

7.6.2 Die räumliche Diskretisierung

Es ist ganz klar, daß bei den hier studierten Ringreaktoren mit einer Kernhöhe und -breite von 8 m bzw. 2 m nur Xenonschwingungen in azimuthaler Richtung möglich sind. Die Winkeldimension ist die entscheidende Größe. Die Feinheit der azimuthalen Maschen beeinflusst daher entscheidend die Genauigkeit der Rechnung. Je gröber die Unterteilungen sind, um so mehr werden Xenonschwingungen unterschätzt. Bisher wird eine azimuthale Unterteilung in 36 Maschen unternommen. Um die Unsicherheit über die Feinheit dieser Diskretisierung abzubauen, wird hier nochmal mit 90 azimuthalen Segmenten gerechnet. Dies ist um das 2.5-Fache feiner als zuvor. Jedes Segment wird wieder als einzelne Spektrumzone behandelt. In der axialen Richtung müssen die Unterteilungen allerdings noch gröber gewählt werden.

Zwei Fälle werden hier untersucht: einmal der 900 MWth Reaktor ohne Temperaturrückwirkung; einmal der 3000 MWth Reaktor mit Temperaturrückwirkung. Das sind zwei Grenzfälle, bei denen man die Zuverlässigkeit der

bisherigen Ergebnisse gut beurteilen kann. Die Ergebnisse sind in Abb.52, 53 aufgetragen. Sie sind zu vergleichen mit Abb.45,49.

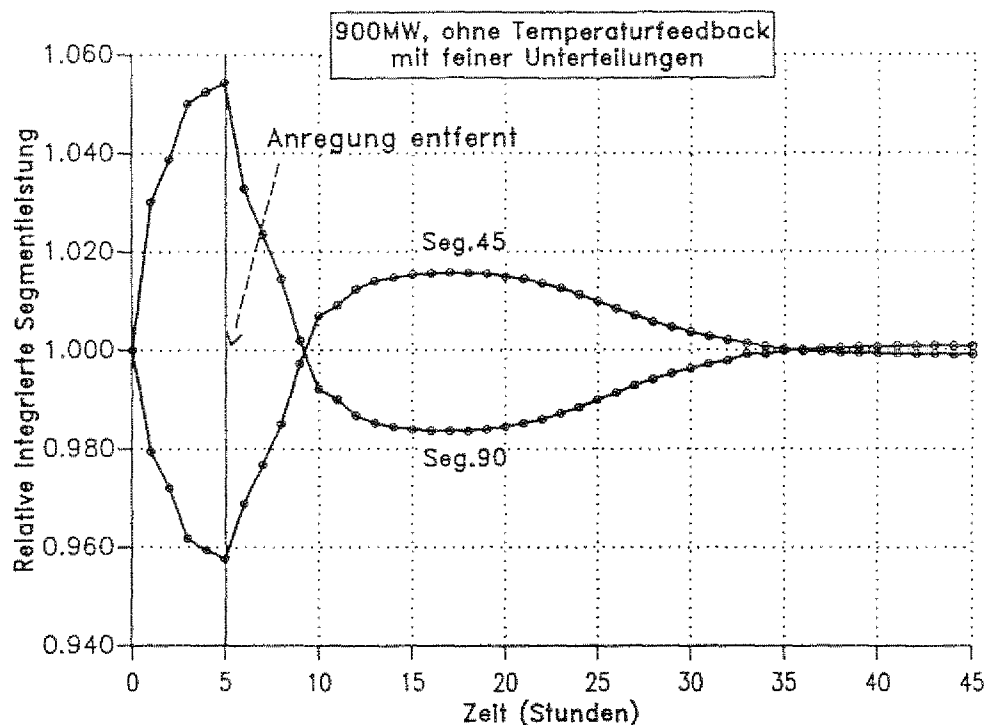


Abb.52 Freie Xenonschwingung bei einem 900 MWth Reaktor

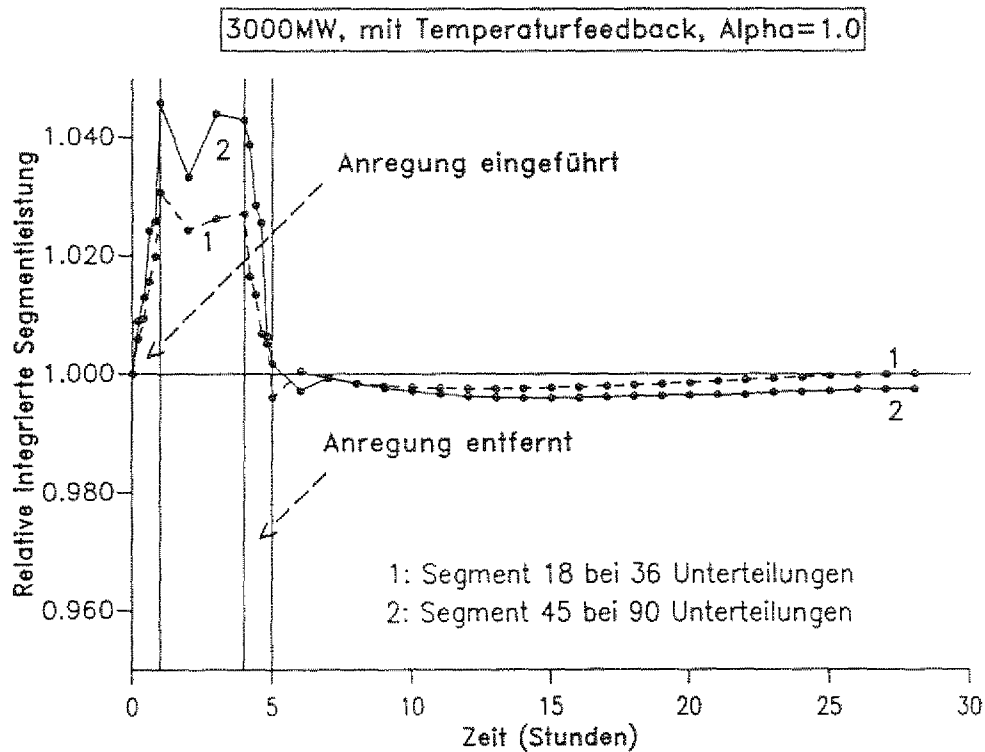


Abb.53 Freie Xenonschwingungen mit Temperaturfeedback

Bei dem 900 MWth Reaktor wird zur Anregung das Gift in 18 der 90 Giftzonen 5 Stunden lang entfernt und dann wieder eingesetzt. Diese Anregung ist um einen Faktor von 1.67 schwächer als zuvor. Dies soll aber keinen qualitativen Einfluß auf die Aussagen haben. Man stellt an Abb.52 fest, daß die Xenon-schwingung ebenfalls abklingend bleibt. Bei dem 3000 MWth Reaktor wird zur Anregung das Gift in 6 der 90 Giftzonen in der ersten Stunde schrittweise entfernt und in der vierten Stunde wieder schrittweise eingesetzt. Die Temperaturrückwirkung wird mit $\alpha = 1.0$ gerechnet. Es gibt auch bei dieser feineren räumlichen Diskretisierung keine Xenonschwingungen.

Die Ergebnisse hier stimmen offensichtlich mit den vorherigen gut überein. Man kann also den Aussagen in Abschnitten 7.4 und 7.5 vertrauen, welche mit größerer azimuthalen Maschenweite ermittelt wurden.

7.6.3 Zum Modell der Temperaturrückkopplung

Das hier verwendete Temperaturrückkopplungsmodell ist unter zwei Gesichtspunkten sehr vereinfacht.

Erstens, es ist praktisch eindimensional. Die Brennelementtemperaturen erhöhen sich in der axialen Richtung von oben nach unten von ca. 300°C bis ca. 800°C, das entspricht einer Temperaturspanne von 500°C. In dem verwendeten Modell wird dieses axiale Temperaturprofil nur als Mittelwert berücksichtigt. Jedes Segment wird durch eine mittlere Temperatur präsentiert. Das Neutronenspektrum ändert sich nicht von oben nach unten. Es ist zu erwarten, daß die Auswirkung dieser Vereinfachung nicht erheblich ist, da Xenonschwingungen, wenn sie auftreten, nur azimuthal auftreten. In einer Teilstudie wird einmal jedes Segment in zwei Spektrumzonen geteilt (die obere Hälfte und die untere Hälfte), und jede Zone hat ihre eigene gemittelte Temperatur. Die Ergebnisse sind praktisch die gleichen wie in der groben axialen Mittelung.

Zweitens, die Temperaturänderungen sind einfach an die Leistungen angepaßt. Es wird keine thermohydraulische Rechnung durchgeführt. Im Abschnitt 7.5.1 wird erläutert, daß dies bezüglich des Dämpfungseffektes der Temperaturrückwirkung eine konservative Vereinfachung darstellt.

8. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird ein ringförmiger Kugelhaufenreaktor konzipiert. Der Reaktor wird in einem vorgespannten Stahlgußbehälter untergebracht und das Kühlgas wird in beiden Seitenreflektoren in den Reaktorkern geführt. Regel- und Abschaltseinrichtungen sind nur in beiden Seitenreflektoren vorgesehen. Insgesamt sind 12 Dampferzeuger vorgesehen, die außerhalb des Reaktordruckbehälters in gleichmäßigen Abständen und in der Höhe versetzt zur Reaktoreinheit angeordnet sind. Der Reaktor hat eine thermische Leistung von 3000 MW.

Der Reaktor wird anhand der Computerrechnungen mit dem Programmzyklus VSOP rechnerisch untersucht. Dabei werden folgende wesentliche Untersuchungen durchgeführt:

- Physik und Thermohydraulik des Gleichgewichtszustandes
- Reaktivitätsanforderungen zur Regelung und Abschaltung
- Wirksamkeit der Abschaltseinrichtungen in Reflektoren
- Temperaturkoeffizienten der Reaktivität
- Reaktivitätseffekt des Wassereintritts in den Reaktorkern
- Temperaturtransienten bei Druckentlastungsstörfall
- Mögliche Xenonschwingungen

Es haben sich folgende wichtige Untersuchungsergebnisse ergeben:

- Die physikalischen Eigenschaften des Gleichgewichtszustandes sind ähnlich denen des kleinen Modulreaktors. Das Coreleakage ist im Falle des Ringreaktors ein bißchen kleiner.
- Die Gasaustrittstemperaturen sind sehr gleichmäßig.
- Der Reaktor kann durch Absorbereinrichtungen in Reflektoren abgeschaltet werden. Die Anordnung dieser Einrichtungen wird vorgeschlagen.
- Im Hinblick auf die Temperaturkoeffizienten der Reaktivität unterscheiden sich der Ringreaktor und der Modulreaktor nur unwesentlich. Der Moderator-koeffizient ist bei dem Ringreaktor schwächer negativ.
- Der Reaktivitätseffekt des Wassereintritts ist bei dem Ringreaktor wesentlich kleiner als bei dem Modulreaktor. Auch die Reaktivitäts-

störungen durch fehlerhafte Stabbewegungen sind bei dem Ringreaktor nicht stärker als beim Modulreaktor. Aus den letzten zwei Punkten resultiert die Möglichkeit der passiven nuklearen Abschaltung des Ringreaktors.

- Bei völligem Verlust des Kühlmittels (Druckentlastung) bleibt die maximale Brennelementtemperatur unter dem Grenzwert 1600°C. Die radioaktiven Spaltprodukte werden infolgedessen in den Brennelementen zurückgehalten. Das Prinzip der passiven Nachwärmeabfuhr wird also auch bei dem 3000 MWth Reaktor erzielt.
- Xenonschwingungen sind bei diesem großen Ringreaktor nicht zu erwarten. Die Temperaturrückwirkung ist so stark, daß sie die mögliche Ausbreitung einer Xenonschwingung total verhindert.

Es wird durch die Untersuchungen nachgewiesen, daß die hervorragenden Eigenschaften der inhärenten Sicherheit des kleinen Modulreaktors auf den großen 3000 MWth Leistungsreaktor übertragen werden können. Man kann daraus extrapolieren, daß die Leistung eigentlich nicht unbedingt 3000 MWth zu sein braucht, sondern ein großer Spielraum in der Leistungsgröße verfügbar ist. Hieraus resultiert, daß für die Auslegung großer Ringcore-Reaktoren vorwiegend die technischen und wirtschaftlichen Optimierungsbedingungen maßgeblich sind. Die sicherheitsrelevanten Vorgänge der nuklearen Reaktorabschaltung und der Nachwärmeabfuhr und Spaltproduktrückhaltung in Störfällen sowie der Selbststabilisierung von Xenonschwingungen vollziehen sich im Reaktor in naturgesetzlicher Weise selbsttätig, ohne daß ein Einsatz technischer Einrichtungen erforderlich ist.

Literaturverzeichnis

- /1/ R. Schulten et al.
Der Hochtemperaturreaktor von BBC/Krupp
Die Atomwirtschaft 9, 1959
- Der AVR Reaktor
Sonderdruck aus Atomwirtschaft, April 1968
- Der 300 MW Thorium-Hochtemperatur-Kernkraftwerk THTR
Sonderdruck Atomwirtschaft 5, Mai 1971
- H. Reutler, G.H. Lohnert
Der modulare HTR - Ein neues Konzept für Kugelhaufenreaktor
Atomwirtschaft 27, Januar 1982
- E. Baust, G. Wittchow
HTR-500 für den Strom- und Wärmemarkt
Atomwirtschaft 29, Januar 1984
- E. Teuchert, H. Gerwin, K.A. Haas
Simplicity and Safety Features of the Peu-à-Peu Pebble Bed HTR
International Meeting on Advances in Reactor Physics, April 1987
- /2/ AVR - 20 JAHRE BETRIEB:
Ein deutscher Beitrag zu einer zukunftsweisenden Energietechnik
VDI Bericht 729, Mai 1989
- W. Kahlert
Ergebnisse aus dem Leistungsbetrieb des THTR 300
Atomwirtschaft, August-September 1986
- R. Bäumer
Ausgewählte Themen aus dem Betrieb des THTR 300
VGB Kraftwerkstechnik, Heft 2, Februar 1989
- I. Kalinowski, W. Wachholz
THTR-Betriebserfahrungen aus sicherheitstechnischer Sicht und Schlußfolgerung
aus Sicherheitsüberprüfung
Jahrestagung Kerntechnik, Mai 1989
- Exkursion zum Kernkraftwerk THTR 300
April 1991
- /3/ Siemens / Interatom
Hochtemperaturreaktor-Modul-Kraftwerksanlage, Sicherheitsbericht
November 1988
- /4/ G.H. Lohnert, W. Scherer
Das Verhalten des HTR-Moduls bei Reaktivitätsstörfällen
Jahrestagung Kerntechnik, Mai 1989
- /5/ Siemens / Interatom
Hochtemperaturreaktor-Modul-Kraftwerksanlage, Kurzbeschreibung
November 1988
- /6/ D. Wang
Untersuchung eines Hochtemperaturreaktors mit einem mittleren Graphitkugel-
Bereich
Jül-1809, Oktober 1982

- U. Fricke
Untersuchungen zur Leistungssteigerung von inhärent sicheren Hochtemperaturreaktoren durch Optimierung der Coreauslegung
Jül-2155, August 1987
- /7/ R. Gontard, H. Nabielek
Performance Evaluation of modern HTR TRISO Fuels
HTA-IB-05/90, KFA HTA Interner Bericht, July 1990
- /8/ E. Teuchert
Brennstoffzyklen des Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors in der Computersimulation
Jül-2069, Juni 1986
- /9/ K. Kugeler, R. Schulten
Hochtemperaturreaktortechnik
Springer-Verlag, 1989
- /10/ H. Reutler, G.H. Lohnert
Advantages of going modular in HTR
Nuclear Engineering and Design, Vol.78, No.2, April 1984
- /11/ W. Scherer
Hypothetische Reaktivitätsstörfälle bei HTR
Seminarvortrag, Mai 1991
- W. Scherer
Persönliche Mitteilung
Juli 1990
- /12/ W. Schenk, D. Pitzer, H. Nabielek
Spaltproduktfreisetzungverlauf von Kugelbrennelementen bei Störfalltemperaturen
Jül-2091, Oktober 1986
- /13/ K. Kugeler et al.
Arbeiten zur Entwicklung eines vorgespannten berstsicheren Stahlgußbehälters
Interner Bericht FB7-FG2-34/86, Universität Duisburg GH, Dezember 1986
- M. Kugeler
Behälterentwicklungen für HTR's
KFA - IRE - IB - 2/75
- J. Scheler
Thermohydraulische Berechnungen und konstruktive Auslegung einer Behälterkühlung für einen aus vorgespannten Stahlgußsegmenten aufgebauten HTR mit einer thermischen Leistung von 3000 MW
Jül-1441, Juli 1977
- H.W. Grebe
Untersuchungen zur mechanischen und kerntechnischen Realisierbarkeit eines aus vorgespannten Stahlgußsegmenten aufgebauten Druckbehälters für einen Hochtemperaturreaktor mit einer Leistung von 3000 MWth
Jül-1513, Juni 1978
- A. Stoltz
Untersuchungen zur konstruktiven Gestaltung und Auslegung eines vorgespannten Stahlgußdruckbehälters für den HTR-Modul
Jül-2502, Juli 1991
- /14/ E. Teuchert, K.A. Haas

- V.S.O.P. Computer Code System for Reactor Physics and Fuel Cycle Simulation
May 1989 (noch nicht veröffentlicht)
- /15/ L.W. Nordheim, G.F. Kuncir
A Program of Research and Calculations of Resonance Absorptions
General Atomic, San Diego, GA-2527, 1961
 - /16/ E. Teuchert, K.A. Haas
ZUT-DGL-V.S.O.P. Programmzyklus für die Resonanzabsorption in heterogenen
Anordnungen
KFA-IRE-70-1, Interner Bericht, 1970
 - /17/ C.D. Joanou, J.S. Dudek
GAM - A Consistent P1 Multigroup Code for the Calculation of Fast Neutron
Spectra and Multigroup Constants
General Atomic, GA-1850, 1961
 - /18/ H.C. Honeck
THERMOS - A Thermalization Transport Theory Code for Reactor Lattice
Calculation
Brookhaven National Laboratory, BNL-5826, 1961
 - /19/ U. Hansen, E. Teuchert
Influence of Coated-Particle Structure in Thermal-Neutron-Spectrum Energy
Range
Nuclear Science and Engineering 44, 1971
 - /20/ T.B. Fowler, D.R. Vondy, G.W. Cunningham
Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION
ORNL-TM-2496, Rev.2, Juli 1971
 - /21/ H. Gerwin, W. Scherer
Ein diffusionstheoretisches Simulationsverfahren zur Beschreibung des oberen
Hohlraumes im Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor
Jül-1599, Juli 1979
 - /22/ F. Todt
FEVER - A One-dimensional Few-group Depletion Program for Reactor Analysis
GA-2749, November 1962
 - /23/ K. Petersen
Zur Sicherheitskonzeption des Hochtemperaturreaktors mit natürlicher Wärme-
leitung aus dem Kern im Störfall
Jül-1872, Oktober 1983

J. Banaschek
Rechnungsmethoden und Analysen zum dynamischen Verhalten von Kraft-
werksanlagen mit Hochtemperaturreaktor
Jül-1841, April 1983

E. Teuchert, K.A. Haas
THERMIX in VSOP Temperature Calculation, Description of changed Input from
Original
Juni 1989 (noch nicht veröffentlicht)

Eingabebeschreibung für das THERMIX - Anlagendynamik-Programm
Stand: 15.03.1983
 - /24/ W. Scherer
Zur Beschreibung der Stab- und KLAK-Führungshohlräume des MODUL-
Reaktors im Diffusionscode CITATION

KFA IRE Arbeitsbericht, März 1989

/25/ W. Scherer

3-D-Berechnung der Reaktivität von KLAKE und Stäben im MODUL-HTR
KFA IRE Arbeitsbericht, Juli 1985

W. Scherer

Persönliche Mitteilung

Juni 1990

/26/ E. Teuchert

Persönliche Mitteilung

April 1991

/27/ G. Breitbach

Wärmetransportvorgänge in Kugelschüttungen unter besonderer Berücksichtigung der Strahlung

Jül-1564, Dezember 1978

K. Robold

Wärmetransport im Inneren und in der Randzone von Kugelschüttungen

Jül-1796, Juli 1982

H. Barthels, M. Schürenkrämer

Die effektive Wärmeleitfähigkeit in Kugelschüttungen unter besonderer Berücksichtigung des Hochtemperatur-Reaktors

Jül-1893, Februar 1984

/28/ L. Binkele

Ein Verfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von neutronenbestrahlten Graphiten bei Temperaturen zwischen 50 und 1000 °C

Jül-1096, August 1974

/29/ E. Teuchert, K.A. Haas

Persönliche Mitteilung

Mai 1991

/30/ H.J. Rütten, K.A. Haas

NAKURE: Programm zur Berechnung der Nachzerfallsleistung der Kernbrennstoffe von Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen

ISR-1-91, KFA Interner Bericht, Aktualisierte Fassung, Januar 1991

E. Teuchert, K.A. Haas, H.J. Rütten

LIFE: Fuel Life History for the local Decay Heat Evaluation

Februar 1989 (noch nicht veröffentlicht)

/31/ G. Ballensiefen

Zum Problem der räumlichen Xenonschwingungen in zylindrischen Reaktoren mit Anwendung auf die 300 MWe-THTR-Anlage

IRG-67-9, Interner Bericht der KFA Jülich, 1967

A. Lauer

Räumliche Xenonschwingungen in Hochtemperaturreaktoren

Jül-850-RG, Mai 1972

H.J. Schwiegk

Temperaturrückkopplung bei der zweidimensionalen Analyse von Xenonschwingungen in Hochtemperaturreaktoren

KFA-IRE-IB-2/74, 1974

J. Mertens

Untersuchungen zur Leistungsverteilungsregelung und Beherrschung von Xenonschwingungen beim Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor PNP-3000
Jül-Spez-127, September 1981

/32/ S. Drecker, J. Singh, H. Barnert
Thermohydraulische Auslegungsuntersuchung und Energiebilanz zum Prozeß-
wärme-HTR mit Mittelsäule
KFA-ISR-IB-4/90, Juli 1990

R. Schulten, K. Kugeler, P.W. Philippen
Zur technischen Gestaltung von passiv sicheren Hochtemperaturreaktoren
Jül-2352, April 1990

Anhang: Der BIRGIT-Input für 3-D VSOP

Cards BI1 - BI12

Starter card BI1

Card BI1		Format (6I6)
1	NVSOP	Data set number for the data transfer to VSOP (use 25).
2	NGEOM	> 0: Data set number for the data transfer to CITATION (use 37). = 0: Drop the VSOP - CITATION layout.
3	NTHX	> 0: Data set number for the data transfer to THERMIX (use 43). = 0: Drop the VSOP - THERMIX layout.
4	IWRC	= 0: Volume matrix VSOP - CITATION is calculated and used. > 0: It is calculated, stored to data set IWRC, and used. < 0: It is not calculated, read from data set IWRC , and used.
5	IWRT	= 0: Volume matrix VSOP - THERMIX is calculated and used. > 0: It is calculated, stored to data set IWRT, and used. < 0: It is not calculated, read from data set IWRT , and used.
6	NAZI	= 0 or 1: 2D Calculation. > 1: 3D Calculation. Number of azimuthal coarse meshes, in which the core is to be equally divided.

Cards BI2 - BI10

If NGEOM > 0 one set of cards for the VSOP - CITATION case,
if NTHX > 0 another set of cards for the VSOP - THERMIX case.

Card BI2		Format (4I6,E12.5,2I6,E12.5)
1	IPUT	= 0: Normal output. = 1: Testoutput in addition.
2	IPLO7	= 0: Normal. > 0: Data set number for plotting.
3	IZFEIN	Number of Z meshes of a superposed fine grid.

4	JRFEIN	Number of R meshes of a superposed fine grid.
5	EP	(1.-EP) defines the position of the reference point in a fine mesh. (E.g. in the mesh $\Delta R \cdot \Delta Z$ a given value $EP = 0.1$ means that the reference point is located at $0.9 \cdot \Delta R, 0.9 \cdot \Delta Z$).
6	KANAL	Number of channels in the VSOP layout of the core. A conus must be regarded as an extra channel. Reflector zones can optionally be regarded as channels.
7	MDIREC	= 0: Calculation of the volume matrix by means of the superposed fine mesh grid. > 0: Calculation of the volume matrix by the direct method (only when the flow channels are vertical).
8	EPSY	Convergency criterion for the iteration on the radial position of the mesh points defining the flow channel curves. (about 0.00003)

For each of the KANAL channels one set of cards BI3 - BI5 required.

Card BI3		Format (4I6,3E12.5)
1	KANTYP	= 0: This is an inner channel of the core. Layer id.numbers are assigned by the code. = 1: This is the outer core channel. Optionally the design of a conus can be defined below. =-1: This is a channel of the reflector for which the layer id.numbers are also assigned by the code. If a conus is defined below, the first reflector channel adjacent to the outer core channel applies to the conus.
2	KAN	> 0: Number of layers in this channel. = 0: One layer over the whole channel.
3	IBATCH	> 0: Number of batches per layer. = 0: One batch per layer.
4	IJR	> 0: Number of axial mesh points (= MESH) for defining the outer limiting curve of this channel. Only for the inner core channels KANTYP = 0. IJR = 1 defines a straight vertical line. =-1: Same axial mesh points as for the preceeding channel. Drop card BI4. = 0: Drop cards BI4, BI5. Limiting curves of the reflector channel and of the last core channel are internally defined by the information of card BI6.
5	VEKA	> 0.: Only when KANTYP = 0. Ratio of the volume of this channel per volume of the core. Radial mesh points of the limiting curve will be adapted to meet this volume of the channel. = 0.: No adaption of the limiting curve.

6	RKONUS	Only when KANTYP = 1: > 0.: Radial thickness of the conus at the lower part of the core. (cm) = 0.: Core - reflector interface is vertical. No conus is present.
7	ZKONUS	Height of the conus. (cm)
Card BI4 only when IJR > 0 Card BI4 Format (6E12.5)		
1 . .	XWE(J), J=1,MESH	Axial position (abscissa) of the coarse mesh points for the outer limiting curve of this channel. (cm)
Card BI5 only when IJR ≠ 0 Card BI5 Format (6E12.5)		
1 . .	YWE(J), J=1,MESH	Radial position of the coarse mesh points for the outer limiting curve of this channel. (cm) (Ordinates for the interpolation).

Cards BI6 - BI8 define the overall coarse mesh grid. Of course, it is only relevant for the outer parts of the reflector, in which the VSOP layers and CITATION compositions are congruent. For the area of the core, and optionally for the inner part of the reflector, for which the composition id.numbers are internally defined by the code, a finer mesh grid is defined on cards BI9 - BI10. For the THERMIX the definition of the grid is only required for the core, because the volume transfer matrix must only be made for the area of the core and conus.

Radial meshes

Card BI6 Format (6(I3.F9.3))		
1	MR(I)	> 0: Number of fine radial meshes in the I-th coarse mesh. = 0: This radial coarse mesh is in the area of the core. Finer subdivision to be defined on card BI9.
2	DR(I)	> 0: Thickness of the I-th radial coarse mesh. (cm) = 0: End of the input of radial coarse meshes.
.	.	
.	I = 1, ...	The number of given radial coarse meshes defines IMAX.

Axial meshes

Card B17		Format (6(I3,F9.3))
1	MZ(N)	> 0: Number of fine axial meshes in the N-th coarse mesh. = 0: This axial coarse mesh is in the area of the core. Finer subdivision to be defined on card B110.
2	DZ(N)	> 0.: Thickness of the N-th axial coarse mesh. (cm) = 0.: End of the input of axial coarse meshes.
.	.	
.	N=1, ...	The number of given axial coarse meshes defines NMAX.

Each of the NMAX axial coarse meshes requires one card B18.

Card B18		Format (18I4)
1	LAYVC (I,N) I=1, IMAX	> 0: Composition id.number of the radial meshes I in the row N. (The numbers are preliminary and will be re-named successively after the id.numbers of the VSOP layers and CITATION compositions have been internally defined.) = 0: Core area. Id.numbers are defined by the code for the finer grid of the cards B19, B110. =-1: Internally defined reflector area. Finer axial meshes according to card B110.

Cards B19, B110 define the mesh grid of the core.

CITATION: Coarse meshes define the compositions, the fine meshes define the grid of the neutron flux calculation.

THERMIX: The fine mesh grid of the core must be identic to that of the THERMIX input on the cards TX7 - TX8, because the volume matrix is made for the transformation from VSOP layers to THERMIX meshes.

Radial meshes

Card B19		Format (6(I3,F9.3))
1	MGR(I)	> 0: Number of fine meshes in the radial coarse mesh I. = 0: End of the radial mesh input.
2	DGR(I)	Thickness of the radial coarse mesh I. (cm)
.	.	
.	I=1, ...	

Axial meshes

Card BI10		Format (6(I3,F9.3))
1	MGZ(N)	> 0: Number of fine meshes in the axial coarse mesh N. = 0: End of the axial mesh input.
2	DGZ(N)	Thickness of the axial coarse mesh N. (cm)
...	N=1, ...	

Cards BI11, BI12 are only read when NAZI > 1 on card BI1.

BI11 defines the additional compositions besides the core, which are also to be equally divided into NAZI azimuthal coarse meshes. BI12 defines the azimuthal fine meshes.

Card BI11		Format (18I4)
1	N3D	Number of additional compositions which are to be divided equally into NAZI azimuthal coarse meshes.
2	N3(I)	Composition id. number of the I. additional composition.
...	I=1, N3D	

Azimuthal meshes

Card BI12		Format (18I4)
1	MAZI(I)	Number of fine meshes in the azimuthal coarse mesh I.
...	...	
NAZI	I=1, NAZI	

Jül-2585

Februar 1992

ISSN 0366-0885