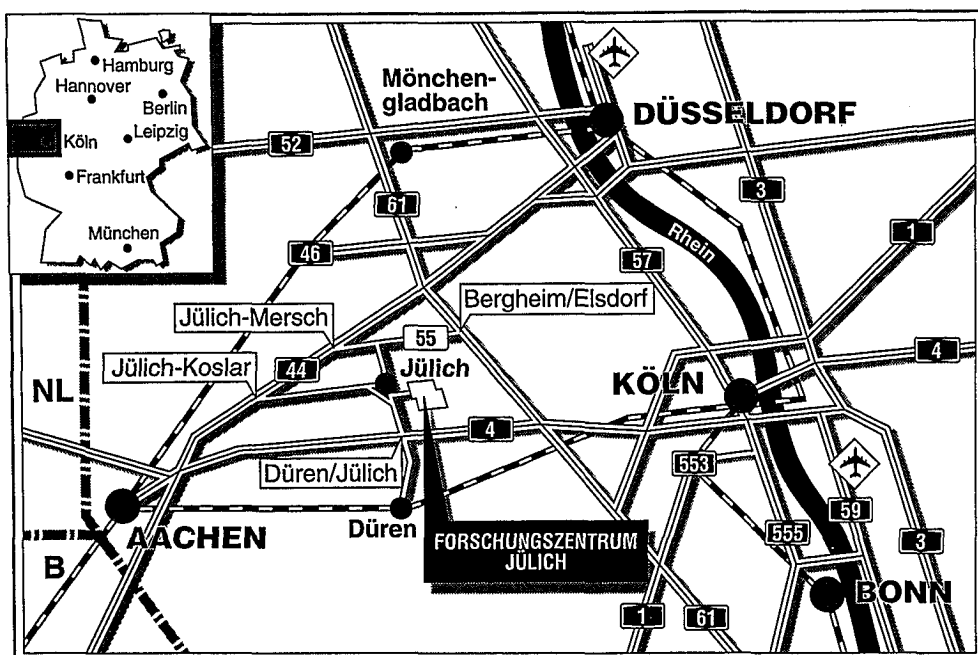


*Institut für Sicherheitsforschung
und Reaktortechnik*

Rechnerische Darstellung des HTR-Modul-Reaktors

E. Teuchert H.J. Rütten K.A. Haas



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 2618

ISSN 0366-0885

Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-2618

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek
Postfach 1913 · D-5170 Jülich · Bundesrepublik Deutschland
Telefon: 02461/61-6102 · Telefax: 02461/61-6103 · Telex: 833556-70 kfa d

Rechnerische Darstellung des HTR-Modul-Reaktors

E. Teuchert H.J. Rütten K.A. Haas

Numerical Representation of the HTR-Module Reactor

von

E. Teuchert
H.J. Rütten
K.A. Haas

ABSTRACT

The HTR-MODULE reactor (200 MW_{th}) has been developed by the INTERATOM-SIEMENS group. In parallel the calculational simulation of the reactor was also made at the KFA. The calculational procedure is independent, it contains several developmental contributions, and it is based on a new nuclear library.

The calculational simulation comprises the first core, running-in phase and the equilibrium cycle. Besides the characteristics of the different phases, the report contains detailed research on reactor physics, safety performance, and innovative ideas. The list of contents outlines the many aspects.

The findings of the reactor characteristics closely agree with the results of the INTER-ATOM-SIEMENS group. Therefore the report helps in consolidation of the reactor concept. The additional contained studies are intended to stimulate further reactor development.

Rechnerische Darstellung des HTR-Modul Reaktors

von

E. Teuchert
H.J. Rütten
K.A. Haas

KURZFASSUNG

Der HTR-MODUL Reaktor (200 MW_{th}) wurde von der INTERATOM-SIEMENS Gruppe entwickelt. Parallel zu deren Arbeiten wurde der Reaktor auch in der KFA rechnerisch dargestellt. Das rechnerische Verfahren ist unabhängig, es enthält verschiedene neue Entwicklungsbeiträge, und es basiert auf neu erstellten nuklearen Libraries.

Die rechnerische Simulation umfaßt die Auslegung des Erstkerns, Einbrennphase und den Gleichgewichtszyklus. Neben der Charakterisierung der verschiedenen Betriebsphasen werden Detailuntersuchungen durchgeführt, welche das reaktorphysikalische Geschehen offenlegen, die Sicherheitseigenschaften kennzeichnen und richtunggebend für Weiterentwicklungen sind. Das Inhaltsverzeichnis umreißt die verschiedenen behandelten Aspekte.

Die kennzeichnenden Ergebnisse des Reaktorgeschehens sind trotz unabhängiger Verfahren in enger Übereinstimmung mit den Ergebnissen der INTERATOM-SIEMENS Gruppe, daher trägt der Bericht zur Konsolidierung des Reaktorkonzepts bei. Diejenigen Untersuchungen, die über die Darstellung des vorgegebenen Auslegungsfalles hinausgehen, sind als Anregungen für zukünftige Reaktorentwicklung gedacht.

Inhaltsverzeichnis

Rechnerische Darstellung des HTR-MODUL-Reaktors	1
1. Das Anliegen des Berichtes	1
2. Auslegung des Reaktors	2
3. Charakteristik des Gleichgewichtszyklus	6
3.1 Betriebsgeschichte der Brennelementchargen	6
3.2 Kennzeichnung des Gleichgewichtsbetriebszyklus	9
3.3 Variation des Abbrandes	13
3.4 Proliferationsresistenz	15
3.5 Reaktivitätswirkung der Temperatur	17
3.6 Reaktivitätswirksamkeit des Kontrollsystems	19
3.7 Reaktivitätswirkung von eindringendem Wasser und Gegenmaßnahme	20
3.8 Störfall der Druckentlastung	24
3.9 Kritikalität nach einem Druckentlastungsstörfall	28
3.10 Auswirkung gestörter Abstrahlung der Nachwärme vom Druckbehälter ...	30
3.11 Wirksamkeit des Hohlraumes über der Kugelschüttung auf die Kritikalität .	33
3.12 SiC-Beschichtung der Kugeln	34
4. Rechnerische Bestimmung der Nachzerfallsleistung des Brennstoffes	35
4.1 Das Rechenprogramm ORIGEN-JÜL-II	35
4.2 Das Rechenprogramm NAKURE	36
4.3 Zur Anwendbarkeit von DIN 25485 auf den MODUL-Kugelhaufen-Reaktor	37
5. Erstkern und Einlaufphase	38
5.1 Gestaltung des Erstkerns	38
5.2 Inbetriebnahmephase	40
5.3 Einlaufphase: Brennelementbeschickung	44
5.4 Einlaufphase: Kernaufheizung im Druckentlastungsstörfall	46
6. Literatur	48

Verzeichnis der Abbildungen

Abb. 1: MODUL-HTR: Auslegung des Rechenmodells	2
Abb. 2: Wärmeleitfähigkeit, A3-3 - Graphit, bestrahlungsabhängig	4
Abb. 3: Abbrand der Brennelemente während der 10 Durchläufe	6
Abb. 4: Kugelleistung in den 4 radialen Positionen	7
Abb. 5: Inventar des ^{235}U und ^{239}Pu in den Brennelementen	8
Abb. 6: Inventar der Pu-Isotope	8
Abb. 7: Jährlicher Uranerzverbrauch verschiedener Reaktoren	11
Abb. 8: Temperaturfeld im gesamten Reaktorbereich (vgl. Abb. 1)	12
Abb. 9: ^{238}U - Resonanzintegral (4.4 - 3904 eV)	17
Abb. 10: Einfahr-Charakteristik des Kontrollsystems	19
Abb. 11: Einfahr-Charakteristik des KLAK-Systems	20
Abb. 12: Kritikalitätseffekt bei Wassereinbruch	21
Abb. 13: Aufschlüsselung der Neutronenbilanz bei Wassereinbruch I: Referenzfall, II: Zugabe von 25% Graphitkugeln	23
Abb. 14: Umverteilung des Temperaturfeldes bei Druckentlastung	25
Abb. 15: ^{137}Cs -Freisetzung aus AVR-Brennelementen (BISO)	26
Abb. 16: Transienten beim Druckentlastungsstörfall	27
Abb. 17: Rekritikalität bei Druckentlastungsstörfall	29
Abb. 18: Feststofftemperatur im DE-Störfall bei Behälterisolierung	32
Abb. 19: Radialer Verlauf der Feststofftemperatur im DE-Störfall bei Behälterisolierung	32
Abb. 20: Vergleich der Nachwärme zwischen DIN-Norm und ORIGEN-JÜL-2 [(NW(DIN) - NW(ORIG)) / NW(ORIG) im lokalen Maximum der Nachwärmeproduktion]	38
Abb. 21: Strategie zur Inbetriebnahme	40
Abb. 22: Spaltstoffinventar und Spaltproduktabsorption in der Anfangs-Betriebsphase	41
Abb. 23: Einbrennphase	44
Abb. 24: Übergang zum Gleichgewichts-Core	45
Abb. 25: Charakteristik eines Störfalles 100 Tage nach Betriebsbeginn	46

Verzeichnis der Tabellen

Tab. I: Auslegungsparameter	3
Tab. II: Kostenparameter	5
Tab. III: Charakteristik des Gleichgewichtsbetriebszyklus	10
Tab. IV: Thermohydraulik	12
Tab. V: Abbrandvariation 80 - 120 MWd/kg _{SM}	14
Tab. VI: Energiefreisetzung Kritischer Massen mit verschiedener Plutonium-Isotopenzusammensetzung /9/	15
Tab. VII: Entladungschargen des MODUL-Reaktors (pro 1 GW _{d_{th}} , entsprechend 5 Volllasttagen)	16
Tab. VIII: Reaktivitätseffekte	18
Tab. IX: Gleichgewichtszyklus bei Zugabe von Graphitkugeln	22
Tab. X: Wärmefluß in den Flächenkühler bei Zwangskühlung des Cores	31
Tab. XI: Kritikalitätseffekt des oberen Hohlraumes	33
Tab. XII: Charakteristik bei SiC-Beschichtung der Kugeln	34
Tab. XIII: Wirksamkeit der Kontrollstabbank (auch 1. Abschaltssystem)	43

Rechnerische Darstellung des HTR-MODUL-Reaktors

1. Das Anliegen des Berichtes

Die Entwicklung des Kugelhaufenreaktors konzentriert sich z.Zt. bevorzugt auf das Konzept des MODUL-Reaktors /1/. Für die Energierzeugung eines größeren Kraftwerkes werden mehrere kleine Reaktoren von 200 MW_{th} vorgesehen und in modularer Weise zusammengegliedert.

Diese MODUL-Reaktoren haben relativ kleine Abmessungen. Dadurch werden zwei bedeutsame Eigenschaften bedingt:

1. Das Regel- und Abschaltssystem kann in Bohrungen im Seitenreflektor eingesetzt werden.
2. Bei Störfällen, insbesondere beim Störfall des Kühlmittelverlustes, bleibt die Rückhaltung der Spaltprodukte in den Coated Particles gewährleistet. Die Abführung der Nachzerfallswärme aus dem Reaktor vollzieht sich naturgesetzlich durch Wärmeleitung und Wärmestrahlung, und ein Einsatz aktiver technischer Maßnahmen zur Nachwärmeabfuhr erübrigt sich.

Die rechnerische Darstellung des Reaktors wird mit dem Programmsystem V.S.O.P. durchgeführt /2/, welches den Reaktor in 2-dimensionaler r-z-Anordnung darstellt. Es umfaßt die Berechnungen der Neutronenphysik, des Abbrandes, des Kugelfließens und der Thermohydraulik. Der Reaktor wird in einer Erstbeschickung vorgegeben und rechnerisch durch wiederholten Aufruf der einzelnen Rechenschritte bis zum Gleichgewichtsbetriebszyklus verfolgt, der nach ca. 4 Betriebsjahren erreicht ist. In verschiedenen Zeitschritten kann der Betriebszustand des Reaktors auf Datenträgern fixiert werden und steht für Detailuntersuchungen zur Verfügung.

Der vorliegende Bericht stellt eine Berechnung des Reaktors vor, die auf dem derzeitigen (1991) Entwicklungsstand des V.S.O.P. Programmzyklus basiert. Es wird der Reaktor in seiner Einbrennphase verfolgt /3/, die Charakteristik des Gleichgewichtszyklus gegeben, und es werden einzelne Detailuntersuchungen besprochen, welche den Sicherheitsstatus des Reaktors kennzeichnen. Auslegungsdaten und Reaktorcharakteristik können als Grundlage für weitere Arbeiten dienen, die auf den rechnerisch ermittelten Reaktorzuständen aufbauen.

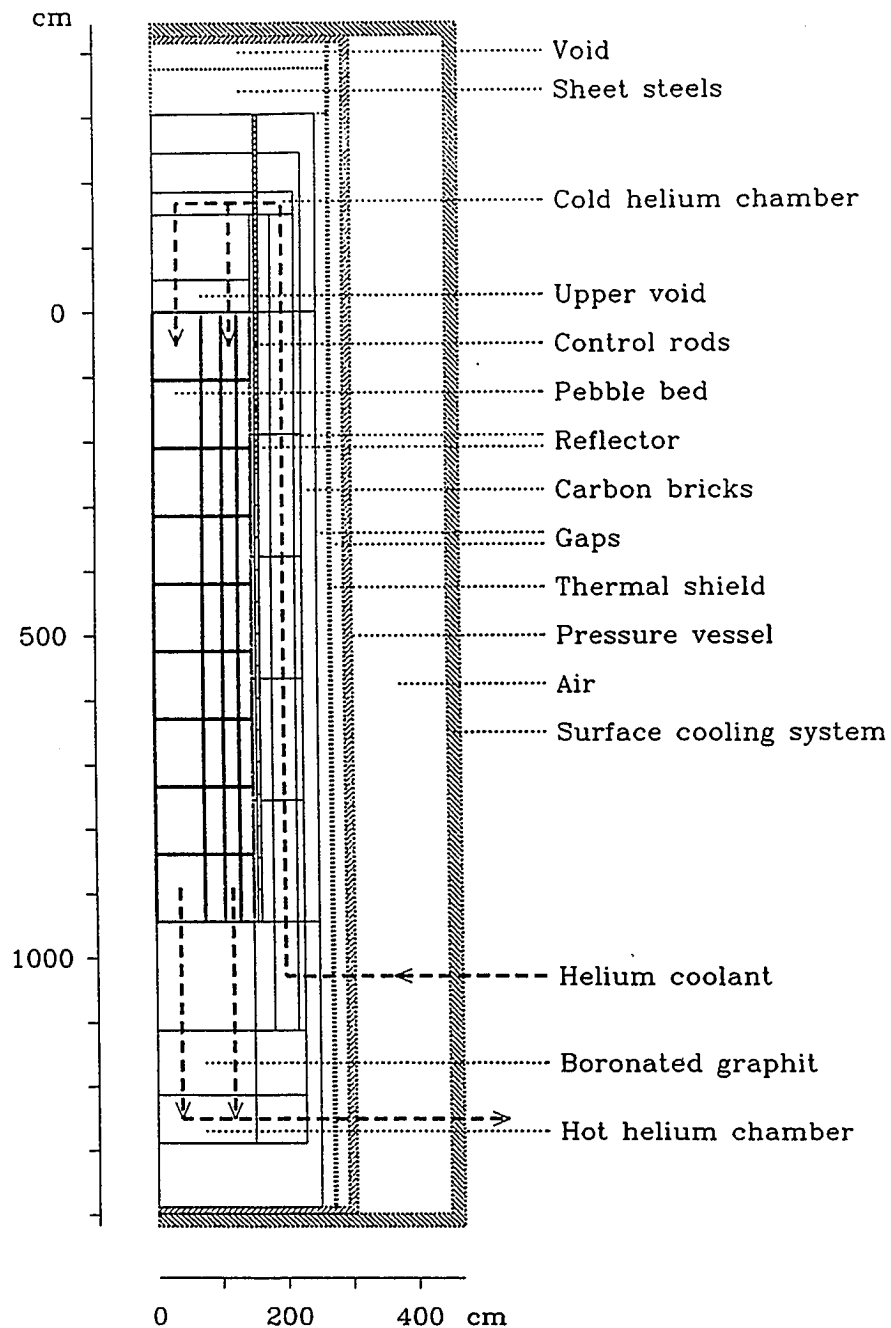


Abb. 1: MODUL-HTR: Auslegung des Rechenmodells

2. Auslegung des Reaktors

Die rechnerische Darstellung des Reaktorgeschehens erfordert die Auslegung des Reaktors (Abb.1) bis hin zur Betonzelle, welche den Reaktordruckbehälter im Abstand 146 cm umgibt und an der Innenseite mit einem Flächenkühlsystem ausgekleidet ist. Im Störfall der Druckentlastung bildet dieser Flächenkühler die Wärmesenke für die Nach-

zerfallsleistung, welche vom Reaktordruckbehälter durch Strahlung nach außen abgegeben wird.

Für die neutronenphysikalischen Rechnungen wird die Auslegung des Reaktors bis hin zu den Kohlesteineinbauten durchgeführt, welche die Reflektorbereiche und Gasführungsbereiche umgeben. Der Kohlestein ist mit B_4C versetzt und bewirkt somit eine starke Absenkung des Neutronenflusses und Abschirmung der außerhalb befindlichen Bauelemente. In Abb. 1 sind diese Bereiche und ihre Unterteilungen durch ausgezogene Linien gekennzeichnet.

Tabelle I: Auslegungsparameter

Reaktor-Core:				
Thermische Leistung	MW	200		
Leistungsdichte	MW/m ³	3.0		
Wirkungsgrad	Q ₃ /Q _{th}	0.40		
Aufheizung des Heliums	°C	250 → 700		
Druck des Heliums	bar	60		
Kugelfüllung Höhe / Radius	cm	943.14 / 150		
Dichte der Kugelschüttung	Kugeln/m ³	5394		
Beschickungsweise		MEDUL (10x)		
Out of pile - Verweilzeit der Kugeln	Tage	3.6		
Brennstoff		niedrig angereichertes Uran		
Reflektoren:		oben	unten	radiale Zonen
Dicke	cm	100	170	6 / 6 / 19 / 35.5 / 11
Graphitdichte	g/cm ³	1.5	1.6	1.8 / 0.7 / 1.8 / 1.4 / 1.8
Brennelement:		Erstcore	Gleichgewicht	
Kugelradius	cm	3	3	
Dicke der äußeren Graphitschale	cm	0.5	0.5	
Dichte des Graphits in Matrix / Schale	g/cm ³	1.75 / 1.75	1.75 / 1.75	
Anreicherung des Urans N _{U5} /N _U	%	3.80	7.77	
Graphitkugeln / Brennelementkugeln	%	50 / 50	0 / 100	
Coated Particles:				
Kernchen-Durchmesser	μm	500		
Dichte	g/cm ³	10.4		
Material der Coatings		C / C / SiC / C		
Dicke	μm	95 / 40 / 35 / 40		
Dichte	g/cm ³	1.05 / 1.90 / 3.18 / 1.90		

Stark ausgezogen ist der Bereich des Reaktorkernes. Er besteht aus 36 gleichgroßen Teilvoluminis, welche ihrerseits je eine Mischung von 10 verschiedenen Brennelementchargen enthalten. Diese Chargen stellen die Brennelemente des ersten bis zehnten Durchlaufes durch den Reaktor dar. Ihr Abbrand wird individuell verfolgt. Die Abbrandrechnung umfaßt Abbrandketten von 45 explizit verfolgten Spaltprodukten.

Eine rechnerische Abbrandperiode erstreckt sich über ca. 11 Vollasttage. Danach werden die einzelnen Teilvolumina um eine Stufe tiefer versetzt. Die untersten werden entladen, die Brennelementchargen der jeweiligen Durchläufe werden vermischt und hieraus die Beschickungschargen des nächstfolgenden Durchlaufes gebildet. Die ältesten Chargen werden entfernt, und je 1/10 der oberen Teilvoluminum mit frischen Brennelementen beladen. Die frischen Brennelemente sind mit 7 g Schwermetall (UO_2 , Urananreicherung 7.77 %) beladen (Tab. I). Die entladenen Elemente erreichen den Abbrand 80 MWd/kg_{SM}. Mehrere Teilbereiche werden für die Spektrumsberechnungen zu Spektralzonen zusammengefaßt. Das Core ist in 14, die äußeren Bereiche in 8 Spektralzonen unterteilt.

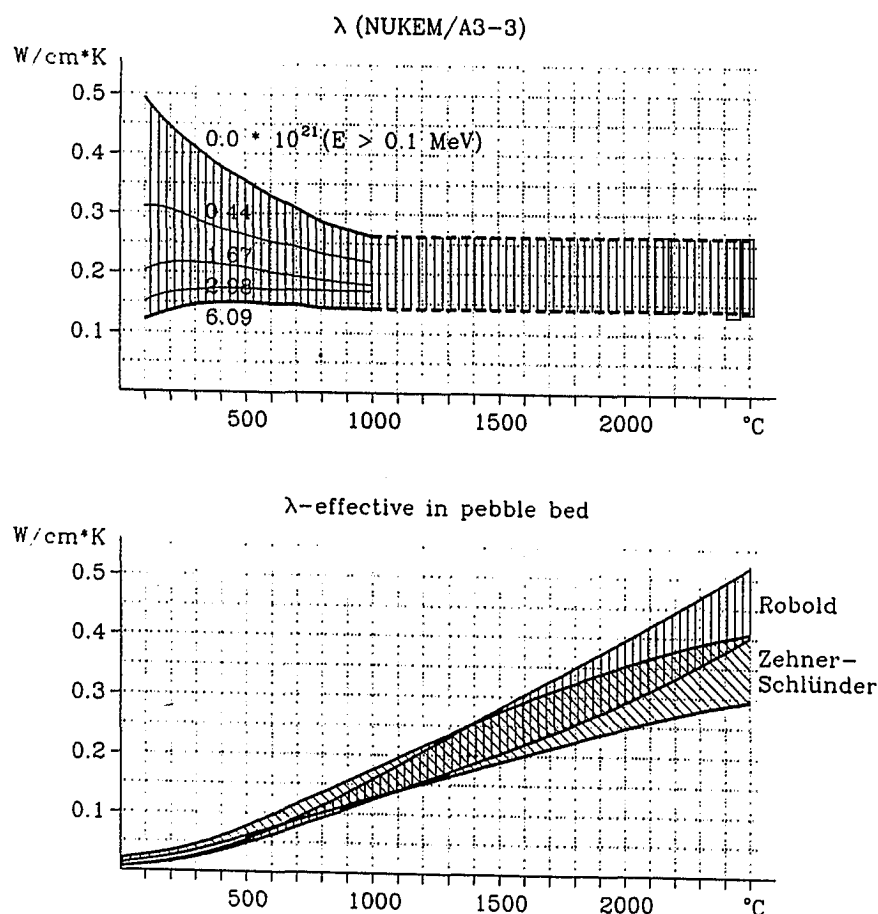


Abb. 2: Wärmeleitfähigkeit, A3-3 - Graphit, bestrahlungsabhängig

Für die thermohydraulische Rechnung werden die in Abb. 1 punktiert gekennzeichneten Bereiche mit einbezogen. In radialer Richtung werden alle Auslegungsbereiche des Reaktors berücksichtigt, oben und unten bleiben die mit Helium gefüllten Hohlraumbereiche unberücksichtigt, stattdessen wird der Reaktorbereich durch adiabatische Randbedingung abgeschlossen.

Die neutronenphysikalische Berechnung stellt der Thermohydraulikrechnung die räumliche Verteilung der Leistungsdichte, der Schnellen Neutronendosis in den Brennelementen und der Nachzerfallsleistung zur Verfügung. Die Thermohydraulik versorgt die Neutronik mit der Temperaturverteilung in den verschiedenen Spektralzonen.

Für die Wärmeleitfähigkeit der Brennelemente wird eine temperatur- und dosisabhängige Messung von A3-3 Graphit (Bestrahlungstemperatur ca. 950°C) zugrundegelegt /4/. Der Wärmetransport in der Kugelschüttung beruht auf einer effektiven Wärmeleitfähigkeitsfunktion, die auf der Leitfähigkeit des Graphit und dem Wärmetransport durch Strahlung zwischen den Kugeln aufbaut. Bei Temperaturen bis ca. 1200°C wird eine von Zehner-Schlünder /5/ hergeleitete Funktion verwendet, bei höheren Temperaturen eine Funktion nach Robold /6/ (Abb.2).

Die Parameter der Kostenrechnung verstehen sich für eine größere Population von Reaktoren. Sie wurden ursprünglich /7/ für das Jahr 1977 für eine Reaktorpopulation von 10 GW_e angegeben, nachträglich wurden sie entsprechend der Änderung des Geldwertes auf den Stand von 1987 aktualisiert (Tab. II).

Tabelle II: Kostenparameter

Uranerz U ₃ O ₈	DM/lb	75
Konversion U ₃ O ₈ → UF ₆	DM/kgU	15.5
Anreicherung	DM/kgTAE	350
Spaltstoff im Tail	%	0.25
Fabrikation	DM/kg _{IIM}	2125
Entsorgung	DM/kg _{IIM}	5730
Jahreslastfaktor		0.8
Wirkungsgrad		0.4
Zinssatz	%/a	4
Steuern für Spaltstoffinventar	%/a	2

3. Charakteristik des Gleichgewichtszyklus

Die Simulation der Reaktorgeschichte besteht im Wechsel zwischen den Berechnungen von Abbrandperioden und Umsetzschritten. Nach 90 Schritten ist der gesamte Inhalt des Cores einmal erneuert. Es zeigt sich, daß sich nach ca. 240 Schritten die Abbrandperioden identisch reproduzieren. Dementsprechend wird der dann erreichte Betriebszyklus als "Gleichgewichtszyklus" angesehen. Er ist charakteristisch für den weitaus größten Teil des Reaktorlebens. Die rechnerische Beschreibung der vorangehenden Einlaufphase und des Erstkernes wird in Abschnitt 5 behandelt.

3.1 Betriebsgeschichte der Brennelementchargen

In einem Gleichgewichtszyklus befinden sich die 360 verschiedenen Brennelementchargen in unterschiedlichen Phasen ihrer Betriebsgeschichte. Da sich die Abbrandperioden reproduzieren, wird hierdurch gleichzeitig die Betriebsgeschichte der einzelnen Chargen in ihrer zeitlichen Folge dargestellt.

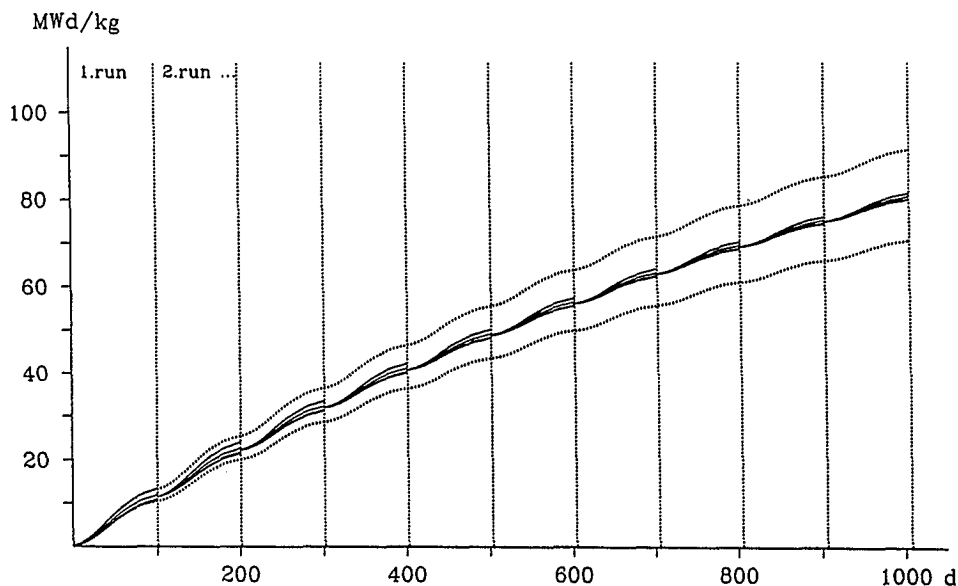


Abb. 3: Abbrand der Brennelemente während der 10 Durchläufe

Es läßt sich daraus beispielsweise die Zunahme des Abbrandes in den Brennelementen bei ihren 10 Durchläufen durch den Reaktor darstellen (Abb. 3). Beim ersten Durchlauf kennzeichnen die 4 Kurven die Geschichte der Kugeln, die in den 4 radialen Zonen (Abb. 1) das Core durchlaufen. Nach ihrer Entladung werden die Elemente zu einem Mischelement umgebildet, in welchem die 4 verschiedenen Abbrandzustände und die zugehörigen Nuklidvektoren zu Mittelwerten zusammengefaßt sind. Diese Mischelemente stehen für den 2. Durchlauf in den 4 radialen Core-Zonen bereit, und so fort. -

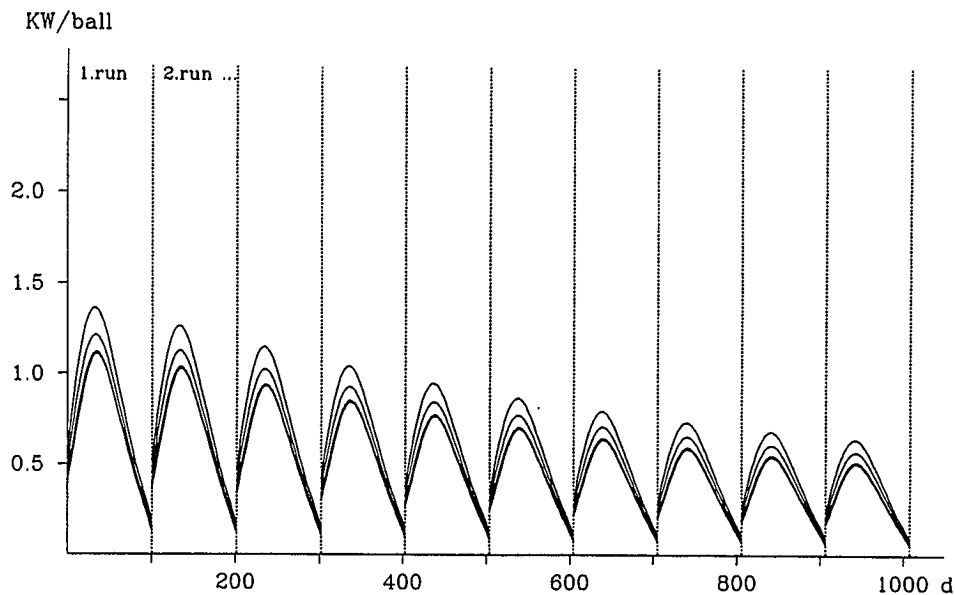


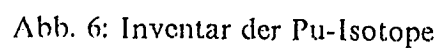
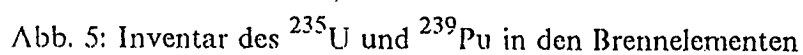
Abb. 4: Kugelleistung in den 4 radialen Positionen

Den jeweils höchsten Abbrand erfahren die Kugeln beim Durchlauf in der inneren Zone, den geringsten in der äußeren Zone. Die gepunkteten Kurven geben die extrem möglichen Abbrände an für Kugeln, die von der rechnerischen Bildung von Mischelementen ausgenommen sind und ausschließlich nur innen bzw. außen wiedereingesetzt werden.

Abb. 4 zeigt den Leistungsverlauf der Kugeln bei den verschiedenen Durchläufen. Das Maximum (1.37 KW/Kugel) wird beim ersten Durchlauf nach etwa 40 Tagen angenommen. Dem steht eine maximal zulässige Brennelementleistung gegenüber, die bei 4.5 KW/Kugel liegt. Sie wird bei weitem nicht erreicht.

In entsprechender Darstellung zeigt Abb. 5 die Abnahme des ^{235}U und den Aufbau des ^{239}Pu in den Brennelementen. Der schraffierte Bereich kennzeichnet den maximal möglichen Schwankungsbereich, der sich ergibt, wenn einzelne Brennelemente ausschließlich in der inneren oder äußeren Beschickungszone rückgeführt werden. Den Inventars sind die ursprünglich eingesetzte Menge (^{235}U) bzw. die erbrütete Menge (^{239}Pu) gegenübergestellt. Hierbei ist ersichtlich, daß aufgrund des hohen Abbrandes die Spaltstoffmenge zu 85% und mehr insitu im Reaktor verbraucht wird. In den entladenen Brennelementen befindet sich ^{235}U in einer Anreicherung von nur 1.2% vermischt mit etwa der gleichen Menge ^{236}U . Der Gehalt an ^{239}Pu beträgt 36 Milligramm.

Der Aufbau der anderen Plutoniumisotope sowie des Zwischenisotopes ^{239}Np ist in Abb. 6 dargestellt. In der Entladung bilden die geradzahigen Pu-Isotope, die im thermischen Spektrum nicht spaltbar sind, einen Anteil von 43%. Eine Aufarbeitung und



8

3.2 Kennzeichnung des Gleichgewichtsbetriebszyklus

Eine Zusammenfassung der charakteristischen Daten des Gleichgewichtszyklus erscheint im Computerausdruck (Tab. III). Ergänzend ist hinzuzufügen:

1. Das Power-peaking (2.47) bezieht sich auf die maximale Kugelleistung, während der Leistungsformfaktor (Max./Mittelwert der Leistungsdichte) 1.73 beträgt. Die Position der maximalen Leistungsdichte liegt im Bereich der Reaktormittelachse ca. 3 m unterhalb der Oberfläche der Kugelschüttung. Bei Abschaltung des Reaktors wird in diesem Bereich die höchste Nachzerfallsleistung erzeugt, und im Druckentlastungsstörfall tritt in dieser Position die höchste Temperatur auf.
2. Die Neutronenverluste in den Spaltprodukten (7.3%) beinhalten auch die Absorption in ^{135}Xe (2.2%).
3. Das Neutronenleakage vom Core in die Reflektoren beinhaltet auch die Neutronenabsorption in den Kontrollstäben, die bis zu einer Einfahrtiefe von 2,48 m in dem Seitenreflektor eingefahren sind. Anstelle von Stäben ist in der Rechnung ein homogener Ring von Bor-Absorbermaterial angenommen. Dessen Dichte wurde in einem frühen Stadium der Studie mit der Wirksamkeit von 6 explizit berechneten Kontrollstäben justiert. Durch die Einführung der neuen nuklearen Wirkungsquerschnittslibrary hat sich die Wirksamkeit dieser Absorberdichte etwas erhöht, doch wurde eine neue Justierung bislang nicht durchgeführt. Mit den neuen Library-Daten bewirkt das Herausziehen dieses Ringes bis zur Kugelschüttungsoberkante nunmehr 1.5 Nile ($\Delta k_{\text{eff}} \cdot 100$).
4. Die Spaltstoffbilanzen entsprechen den Entstehungs- und Vernichtungsgeschichten in Abb. 5 und 6. Im Vergleich zu einem Druckwasserreaktor großer Leistung liegt das Spaltstoffinventar bezogen auf die elektrische Leistungseinheit um 28% niedriger. Der Uranerzbedarf, der für die Ermittlung der Brennstoffzykluskosten maßgeblich ist, liegt um 16% niedriger (Abb. 7).
5. Die Berechnung der Brennstoffzykluskosten basiert auf den Kostenannahmen in Tabelle II. Sie entsprechen dem Stand des Jahres 1987. Die Annahmen der Fabrikationskosten sind ursprünglich für eine größere Population von Reaktoren von insges. 10 GW_e ermittelt worden, was 125 MODUL-Reaktoren entspricht. Hiermit ergibt sich für die Fabrikationskosten einer Kugel 15 DM/Kugel, was in den Brennstoffzykluskosten (Tab. III) mit 0.29 Dpf/KWh zu Buche schlägt. Ein Umrechnen auf höhere Fabrikationskosten, wie sie bei Fabrikationsanlagen kleinerer Kapazität anfallen, ermöglicht sich durch Proportionalitätsrechnung. Die Entsor-

Tab. III: Charakteristik des Gleichgewichtsbetriebszyklus

GLOBALE DATEN:			
K-EFF IM GLEICHGEWICHTSZYKLUS			1.0001
MITTL. SPALTSTOFFANREICHERUNG	%		4.21
MITTL. KUGELDURCHFLUSSZEIT	TAGE		1007.3
MITTL. ABBRAND	MWD/T		80217.5
KONVERSIONSRATE			0.461
SOURCE NEUTR./FISSILE ABS.	ETA*EPSIL		1.972
CAPTURE/FISSION IN FISS.MAT.	ALPHA		0.315
FISSIONS/ENERGY	E+10 (FISS/WS)		3.039
POWER PEAKING MAX./AVG.			2.47
MAX. KUGELBELASTUNG	KW/KUGEL		1.37
NEUTRONENDOSIS:			
SCHNELLE DOSIS (>0.1 MEV)			
KUGELN BEI ENTLADUNG	E+21/CM2		2.03
MAX. OBERER RAND	E+21/(CM2*360D)		0.26
MAX. UNTERER RAND	E+21/(CM2*360D)		0.17
MAX. AEUSSERER RAND	E+21/(CM2*360D)		0.55
THERMISCHER FLUSS (<1.85 EV):			
MAX. OBERER RAND	E+14/(CM2*SEC)		0.30
MAX. UNTERER RAND	E+14/(CM2*SEC)		0.40
MAX. AEUSSERER RAND	E+14/(CM2*SEC)		1.08
MITTL. THERM. FLUSS	E+14/(CM2*SEC)		0.71
MITTL. GESAMTFLUSS	E+14/(CM2*SEC)		1.46
NEUTRONENBILANZ:			
SPALTNEUTRONENANTEIL DES			
U -235	%		62.34
U -236	%		0.02
U -238	%		0.33
PU-239	%		29.83
PU-240	%		0.01
PU-241	%		7.47
NEUTRONENVERLUST I. SCHWERMETALL			
SPEZ. IN DEN SPALTSTOFFEN	%		74.91
SPEZ. IN U -235	%		50.71
SPEZ. IN U -236	%		30.78
SPEZ. IN U -238	%		0.43
SPEZ. IN U -238	%		19.05
SPEZ. IN NP-239	%		0.02
SPEZ. IN PU-239	%		16.52
SPEZ. IN PU-240	%		4.46
SPEZ. IN PU-241	%		3.41
SPEZ. IN PU-242	%		0.12
SPEZ. IN NP-237	%		0.12
IN DEN SPALTPRODUKTEN	%		7.29
SPEZ. IN XE-135	%		2.17
CORE-LEAKAGE	%		14.18
FUEL INVENTORY (KG/GW(TH)):			
U -235			428.55
PU-239			56.77
PU-241			14.47
U -238			11365.42
U -236			86.61
NP-239			1.71
PU-240			30.57
PU-242			6.89
NP-237			3.53
HEAVY METAL			11994.52
FUEL SUPPLY - DISCHARGE (KG/GWD(TH)):			
U -235		0.9601 -	0.1411
PU-239		0.0000 -	0.0641
PU-241		0.0000 -	0.0263
U -238		11.5433 -	11.0297
U -236		0.0000 -	0.1270
PU-240		0.0000 -	0.0460
PU-242		0.0000 -	0.0206
U308 REQUIREMENT			
SEPARATIVE WORK	KG/GWD(T)	237.6 -	28.9
	KG SWU/GWD(T)	171.4 -	7.5
KOSTEN:			
SPALT- UND BRUTSTOFF	DPF/KWHE		1.216
FABRIKATION U. AUFARBEITUNG	DPF/KWHE		0.956
(NUR AUFARBEITUNG	DPF/KWHE		0.668)
BRENNSTOFFZYKLUSKOSTEN	DPF/KWHE		2.172

gungskosten, die mit 40 DM/Kugel in die Rechnung eingehen, können entsprechend modifiziert werden. Indessen entsprechen die Kostenannahmen für den Brennstoff im wesentlichen den z.Zt. gültigen Daten.

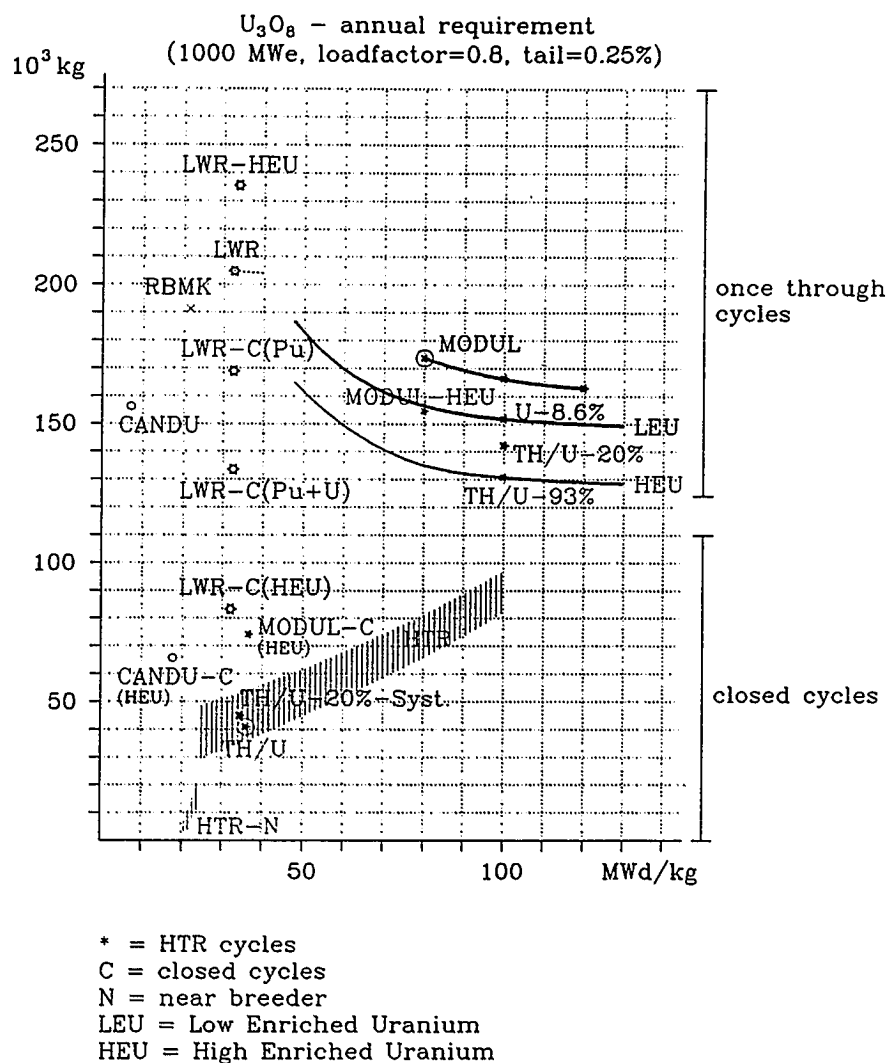


Abb. 7: Jährlicher Urancerzverbrauch verschiedener Reaktoren

Die thermohydraulische Berechnung umfaßt den gesamten in Abb. 1 dargestellten Reaktorbereich. Auf diese Weise kann ein Temperaturfeld erstellt werden, das auch den Wärmetransport nach außen berücksichtigt (Abb. 8). Es können die Temperaturverteilungen in den Spektrumzonen konsistent erstellt und an die nukleare Rechnung weitergeleitet werden. Ferner ergibt sich in einer stationären Berechnung das Anfangstemperaturfeld, von dem aus die transiente Berechnung einer Störfallsituation ausgehen kann.

Im Gleichgewichtszyklus ergeben sich relativ geringe Temperaturbelastungen für die Brennelemente. Die maximale Leistung, 1,37 KW, wird in den frischen Kugeln im Be-

Tabelle IV: Thermohydraulik

Aufheizung des Heliums	°C	250 → 700
Max. Kugelleistung	KW/Kugel	1.37
Max. Zentraltemperatur in Kugeln	°C	856
Max. Oberflächentemperatur	°C	802
Mittl. Brennstofftemperatur	°C	561
Max./Min. Gasaustrittstemperatur	°C	788 / 644
Druckabfall über Kugelschüttung	bar	0.62
im ges. Reaktor	bar	0.88
Wärmeübertragung an Flächenkühler	MW	0.27

reich der Reaktormittelachse etwa 3 m unterhalb der Schüttungsoberfläche erreicht. In diesen Elementen beträgt die Temperaturspanne zwischen Oberfläche und Zentrum 189 °C. Der maximale Gradient ist $\frac{dT}{dr} = 95.4^\circ\text{C}/\text{cm}$. Das Kernchen eines Coated Particles unterliegt einer Temperaturdifferenz von lediglich 4.8°C und eine Schädigung durch asymmetrische Temperaturbelastung ist nicht zu befürchten.

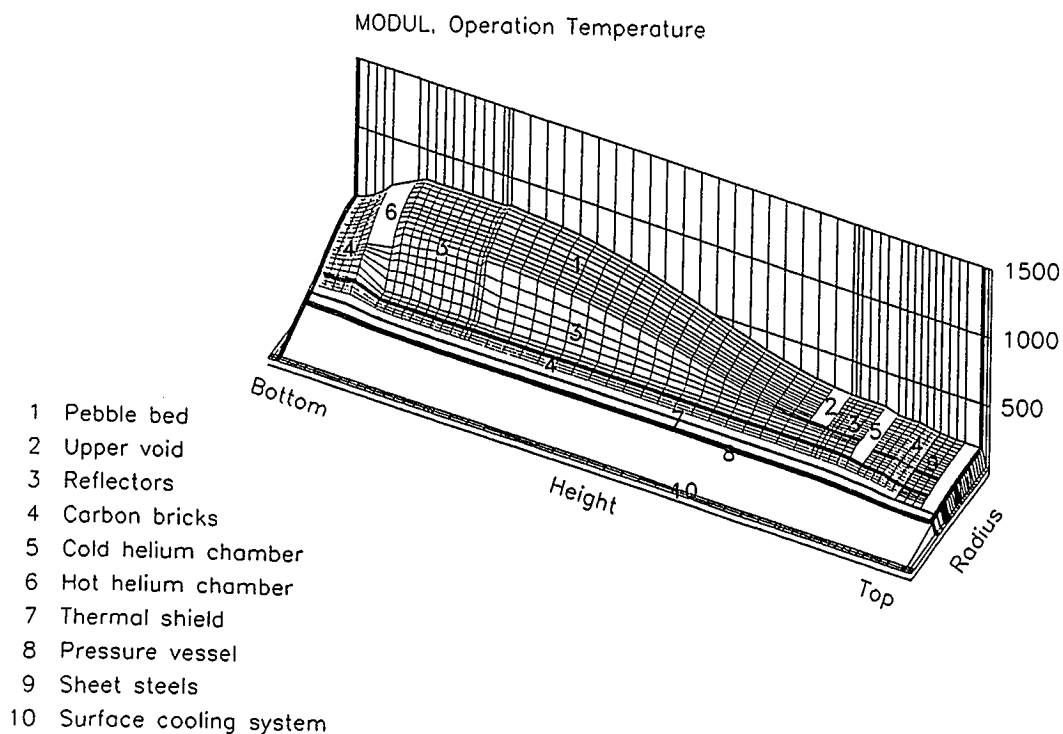


Abb. 8: Temperaturfeld im gesamten Reaktorbereich (vgl. Abb. 1)

3.3 Variation des Abbrandes

Die Festlegung des Zielabbrandes für den MODUL-Referenzreaktor auf 80 MWd/kg_{SM} ist als konservativ anzusehen. Im TIITR betrug der Zielabbrand ca. 110 MWd/kg_{SM} und in AVR-Brennelementen wurden bereits Abbrände bis zu 190 MWd/kg_{SM} erreicht. In früheren Parameterstudien /8/ zeigt sich allerdings, daß ein Übergang zu höheren Abbränden in den meisten charakteristischen Parametern keine dramatischen Verbesserungen erzielen kann. Mit einer Ausnahme allerdings: Die Fabrikation von Brennelementen und die Entsorgung abgebrannter Elemente verringern sich im umgekehrten Verhältnis zur Kugelverweilzeit im Reaktor, welche direkt proportional zum Abbrand ist.

Um die Tendenzen für den MODUL-Reaktor mit seiner Brennelementschwermetallbeladung von 7 g/Kugel offenzulegen, wurde eine Parameterstudie im Bereich von 80 - 120 MWd/kg_{SM} durchgeführt (Tab. V).

Die Verringerung im Uranerzbedarf in diesem Bereich beläuft sich lediglich auf 6.3%. Diese Tendenz ist völlig parallel zu den Ergebnissen, die vor Jahren für HTR-Leistungseinheiten von 3000 MW_{th} für den Uran- und den Thoriumzyklus aufgezeigt wurden (Abb. 7). Mit erhöhtem Zielabbrand ist eine Erhöhung der Anfangsanreicherung der Brennelemente verbunden. Hieraus erklärt sich, daß der Trennarbeitsbedarf nahezu gleich bleibt, und die Brennstoffkosten nur mit einem geringen Bonus behaftet sind. In der Aufschlüsselung der Kosten in Tab. V tritt jedoch der Bonus in Fabrikations- und Entsorgungskosten deutlich zutage. (Die Kostenannahmen sind in Tab. II ausgewiesen).

In der Neutronenbilanz zeigt sich naturgemäß eine Erhöhung in der Spaltproduktabsorption. Sie wird zum Teil aufgewogen durch eine verringerte Leckage. Jedoch bedingt die Erhöhung der parasitären Verluste eine gewisse Einbuße in der Konversionsrate, und hieraus erklärt sich der erhöhte Anreicherungsbedarf im Uran der zugeführten Brennelemente. Durch Interpolation ist ersichtlich, daß mit einer Anreicherung von 10% ein Abbrand von ca. 110 MWd/kg_{SM} erzielt werden kann.

Erhöhte Anfangsanreicherung bringt eine deutliche Erhöhung in der Leistungserzeugung der frischen Elemente mit sich. Dies ist indessen unproblematisch, da eine Begrenzung aufgrund von Testerfahrung erst bei 4.5 KW/Kugel liegt und diese bei weitem unterschritten bleibt. Die Leistungsdichte indessen, die sich in der Mischung von frischen und älteren Brennelementen durch Mittelung ergibt, erfährt durch Abbranderhöhung auf 120 MWd/kg_{SM} nur eine geringe Veränderung. Im Leistungsdichtemaximum beträgt diese Zunahme lediglich 1.7%. In dem betreffenden räumlichen Bereich, in dem das Maximum

Tabelle V: Abbrandvariation 80 - 120 MWd/kg_{SM}

		(Referenzfall)		
Abbrand	MWd/kg _{SM}	80	100	120
Kugelverweilzeit im Reaktor	Tage	1007	1251	1501
Anreicherung $^{235}\text{U} / (^{235}\text{U} + ^{238}\text{U})$	%	7.77	9.20	10.74
Konversionsrate		0.461	0.453	0.443
Neutronenabsorption in Spaltprodukten	%	7.3	8.1	8.8
Leakage	%	14.2	13.9	13.6
U_3O_8 - Bedarf	kg/GWd _{th}	238	228	223
Trennarbeit	kg SWU/GWd _{th}	171	170	170
Brennstoffzykluskosten	Dpf/KWh _e	2.17	1.95	1.82
Aufschlüsselung: Brennstoff		1.22	1.20	1.20
Fabrikation		0.29	0.23	0.19
Entsorgung		0.67	0.53	0.43
Leistungsdichte-Formfaktor (Max./Mittel.)		1.71	1.73	1.74
Maximale Kugelleistung	KW/Kugel	1.37	1.51	1.64
Max. Brennstofftemperatur bei Druck-entlastungsstörfall	°C	1535		1567
Spaltstoffinventar $^{235}\text{U} + ^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	kg/GW _{th}	500	533	566
Spaltanteil $^{235}\text{U} / ^{239}\text{Pu} / ^{241}\text{Pu}$	%	66.3 / 26.8 / 6.6	66.0 / 26.4 / 7.2	66.2 / 25.9 / 7.6
Beschickung → Entladung ^{235}U	kg/GWd _{th}	0.960 → 0.141	0.916 → 0.100	0.891 → 0.072
$^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	kg/GWd _{th}	0.0 → 0.090	0.0 → 0.076	0.0 → 0.065
In situ-Nutzung des eingesetzten ^{235}U	%	85.3	89.2	91.9
des erbrüteten $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	%	85.4	87.5	89.1
Isotopenverhältnis bei Entladung	%			
$^{235}\text{U} / ^{236}\text{U} / ^{238}\text{U}$		1.3 / 1.1 / 97.6	1.1 / 1.4 / 97.4	1.0 / 1.7 / 97.3
$^{239}\text{Pu} / ^{240}\text{Pu} / ^{241}\text{Pu} / ^{242}\text{Pu}$		41 / 29 / 17 / 13	39 / 28 / 17 / 16	38 / 26 / 17 / 19

der Leistungsdichte auftritt, ergibt sich auch im Störfall die höchste Nachwärmeleistung und es wird die höchste Brennstofftemperatur erreicht. Eine zusätzliche Erhöhung der Nachwärmeleistung ergibt sich zudem noch durch den erhöhten Spaltproduktgehalt in den Brennelementen. Zum Zeitpunkt 33 Stunden nach Druckentlastung beträgt die Erhöhung der Nachwärmeleistung im genannten Bereich insgesamt 4.9%. Die maximal erreichte Brennstofftemperatur erhöht sich dadurch aber gegenüber dem Referenzfall um lediglich 32°C. Sie liegt weiterhin deutlich unter der Grenzbedingung von 1600°C, die durch die Forderung nach Rückhaltung der Spaltprodukte gesetzt wird.

Eine Folge des hohen Zielabbrandes ist eine weitgehende Ausnutzung des eingesetzten ^{235}U und der erbrüteten Spaltisotope (vgl. Abb. 5). Die Ausnutzung der Spaltstoffe erhöht sich bei erhöhtem Abbrand bis über 90%. Eine Aufarbeitung der entladenen Brennelemente wäre nahezu ohne Nutzen. Die Menge des enthaltenen Spaltstoffes ist sehr gering, und er ist ferner durch die im thermischen Spektrum nicht spaltbaren geradzahligen Isotope stark denaturiert.

3.4 Proliferationsresistenz

Mit weltweitem Ausbau der Kernenergie ist die Verbreitung von nuklearem Brennstoff verknüpft, und es ist zu befürchten, daß dieser gelegentlich zum Bau von Kernwaffen mißbraucht werden könnte. Beim LWR enthalten die entladenen Elemente Plutonium in einer Isotopenzusammensetzung, mit welcher in den USA bereits eine Demonstrationsexplosion durchgeführt wurde. Das Pu besteht zu etwa 70% aus den Nukliden $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$, die bereits durch thermische Neutronen spaltbar sind. Dementsprechend wird es derzeit in der Aufarbeitung entladener Brennelemente extrahiert und in LWR's wiederverwendet.

Die Waffentauglichkeit von Plutonium wird erheblich durch die beigemischten geradzahligen Isotope eingeschränkt. Dieses führt sich vorwiegend auf die höhere Häufigkeit spontaner Neutronen zurück /9/. Die Herbeiführung einer Detonation erfordert hochentwickelte Waffentechnik, und die Energiefreisetzung ist erheblich vermindert (Tab. VI).

Tabelle VI: Energiefreisetzung Kritischer Massen mit verschiedener Plutonium-Isotopenzusammensetzung /9/

	Spaltplutonium- anteil %	Kritische Masse einschl. 10 cm ^{238}U -Reflektor kg	Energiefreisetzung (hoch entwickelte Technik vorausgesetzt) 10^3 t (TNT)
^{239}Pu	100	~200	20
Reaktor-Pu	70	~250	8
Reaktor-Pu	50	~300	2
denaturiertes Pu	20	~450	0.02

Im entladenen Brennstoff des HTR ist der relative Gehalt der höheren Pu-Isotope erheblich höher als beim LWR (Tab. VII). Dies versteht sich als Folge des hohen Abbrandes und der damit verknüpften hohen in situ-Nutzung des Pu (vgl. Abb. 5 und 6). Indessen ist die Gesamtmenge an entladene Pu um etwa die Hälfte geringer.

Tabelle VII: Entladungsladungen des MODUL-Reaktors (pro 1 GW_{d_{th}}, entsprechend 5 Vollasttagen)

Abbrand	MWd/kg _{SM}	80	100	120	33
Anzahl von Brennelementen		1786	1437	1198	(Vergleichsfall
Volumen	m ³	0.331	0.266	0.222	LWR, 3733 MW)
Graphit	kg	349	281	234	
SiC der Coatings	kg	4.72	3.80	3.17	
Uran	kg	11.298	8.877	7.213	29.434
Plutonium	kg	0.159	0.137	0.119	0.273
Isotope ²³⁸ Pu	g	2			4
²³⁹ Pu	g	65	54	46	153
²⁴⁰ Pu	g	46	38	31	65
²⁴¹ Pu	g	26	23	20	35
²⁴² Pu	g	20	22	22	18
Andere Aktiniden	kg	0.013			
Spaltprodukte	kg	1.03	1.04	1.04	1.07
Denaturierung Pu _{fiss} / Pu _{ges.}		0.57	0.56	0.55	0.69
Akkumulierung zu 20 kg Pu _{fiss} Tage		1100	1300	1520	

Ein Mißbrauchpotential für das Uran ist weder bei den frischen noch bei den entladenen Brennelementen des HTR gegeben. Dem Mißbrauch des in den entladenen Elementen enthaltenen Plutoniums sind folgende Barrieren gesetzt:

1. Aus wirtschaftlichem Grund wird eine Aufarbeitung der entladenen Brennelemente gar nicht entwickelt. Die hohe in situ-Ausnutzung der Spaltstoffisotope rechtfertigt die direkte Endlagerung der Brennelemente.
2. Sofern mißbräuchliche Aufarbeitung entwickelt werden würde, müßte diese zur Gewinnung von 20 kg Pu_{fiss} ein Volumen von ca. 73 m³ hochradioaktiver Kugeln aufarbeiten. Das ist mehr als ein Corevolumen und entspricht der Entladung von 3.8 Betriebsjahren, bzw. 5.2 Betriebsjahren im Fall mit erhöhtem Abbrand.
3. Neben einer Abtrennung von 76 t Graphit ist eine Zerstörung von $4.6 \cdot 10^9$ Coated Particles erforderlich. Die Abtrennung der SiC-Coatings stellte in der Entwicklung des geschlossenen Thoriumkreislaufes eine bedeutende Aufgabe dar, deren großtechnische Umsetzung bislang noch gar nicht durchgeführt wurde.
4. Die chemische Aufarbeitung erfordert die Abtrennung von 1040 kg SiC, 230 kg Spaltprodukten (bzw. 320 kg bei Abbrand 120 MWd/kg) und 2.5 t Uran. Abtrennung von Si und Plutoniumextraktion aus hoch abgebranntem Brennstoff erfordern weitere Entwicklungen gegenüber dem gegenwärtigen Stand der Technik.

5. Ein möglicher Sprengkörper könnte wegen des starken Denaturierungsgrades nur bei hochentwickelter Waffentechnik erstellt werden, und er würde zudem nur stark verminderte Energiefreisetzung ermöglichen (Tab. VI).
6. Die Menge des Spaltplutoniums vermindert sich pro Jahr um ca. 1.3% aufgrund des Zerfalls von $^{241}\text{Pu} \rightarrow ^{241}\text{Am}$ unter der Halbwertszeit $\tau_{1/2} = 14.4$ a, und entsprechend nimmt der Gehalt an ^{241}Am zu. Entsprechend erhöht sich der Denaturierungsgrad, und Sprengkörper dieser Art müßten wiederholt aufgearbeitet werden, falls sie längere Zeit lagern müßten.

Aufgrund dieser Gegebenheiten ist dem HTR-MODUL eine hohe Proliferationsresistenz zuzuschreiben.

3.5 Reaktivitätswirkung der Temperatur

Der wechselseitige Einfluß zwischen Temperaturänderungen und Kritikalität ist in gasgekühlten Reaktoren sehr vielfältig. Daher sind die rechnerischen Verfahren darauf eingerichtet, in transienten Phasen die Änderungen von Neutronenbilanz und Temperatur in ihrer Kombination räumlich und zeitlich explizit zu simulieren [2, 10]. Indessen stützen sich die Charakterisierung des Reaktors und Abschätzungen zu seiner Verhaltensweise auf die Angabe üblicher globaler Kennzahlen, insbesondere des Temperaturkoeffizienten $\frac{dK_{eff}}{dT}$.

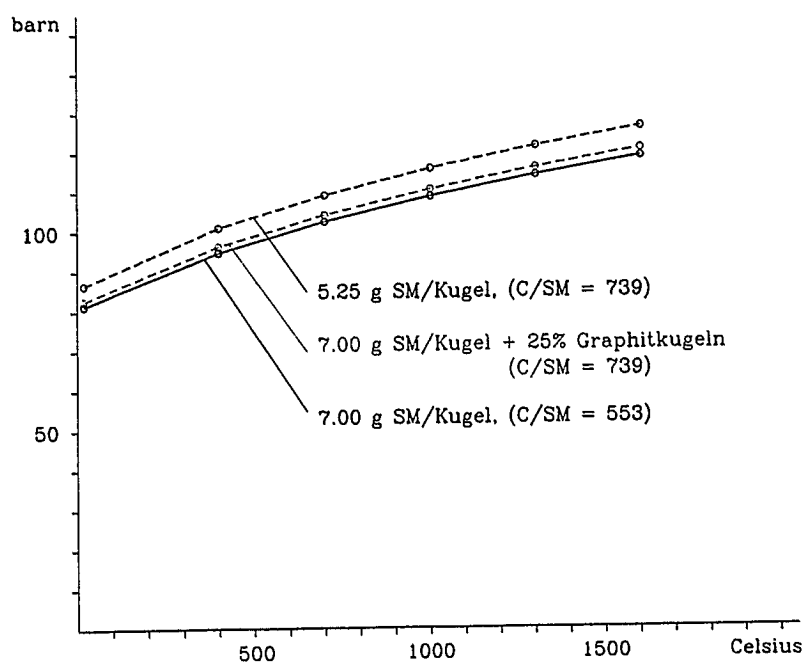


Abb. 9: ^{238}U - Resonanzintegral (4.4 - 3904 eV)

In Tab. VIII zeigt sich, daß der bestimmende Anteil des Gesamt-Temperaturkoeffizienten aus der Doppler-Verbreiterung der Resonanzen des ^{238}U resultiert. Die Resonanzabsorption nimmt mit steigender Temperatur zu (Abb. 9). Dies gilt gleichermaßen für Brennelementauslegungen mit einem anderen Moderationsverhältnis, doch ist das Niveau des Resonanzintegrals wesentlich von der geometrischen Gestaltung abhängig. Eine Verdünnung der Coated Particle-Füllung im Brennelement erhöht das Resonanzintegral, eine Zugabe von Graphitkugeln bei gleichbleibender Brennelementauslegung läßt indessen die Resonanzabsorption nahezu unbeeinflusst. Die Beigabe von Graphitkugeln wird in Erstcore und Einbrennphase vorgesehen (Abschnitt 5), und sie kann als Maßnahme zur Reduktion der Reaktivität von eindringendem Wasser angewandt werden (Abschnitt 3.7).

Tabelle VIII: Reaktivitätseffekte

Temperaturkoeffizienten [10^{-5}C^{-1}]	dK_{eff}/dT	
Brennstoff (Dopplerkoeff. ^{238}U)	—4.5	
Moderator	—0.6	
Reflektor	+2.1	
	—	
Total (bei Betriebstemperatur)	—3.0	
Total (bei Abschaltung, 75°C)	—9.2	
Kritikalitätsänderung bei Abschaltung ΔK_{eff}		
Vollast $\rightarrow$ Abschaltung, 50°C	+0.0300	
Zerfall des ^{135}Xe	+0.0453	
Zerfall der übrigen Isotope (30 Tage)	—0.0068	
	—	
Total	+0.0685	
Kapazität des KLAK-Systems ΔK_{eff}		
bei Betriebszustand	0.118	
bei Abschaltung, Isotopenzerfall, 50°C	0.111	

Eine temperaturbedingte Änderung des thermischen Neutronenspektrums bewirkt einen negativen Beitrag zum Temperaturkoeffizienten. Demgegenüber bewirkt eine Temperaturänderung des Reflektors einen positiven Beitrag.

Eine Kritikalitätsänderung von insges. 6.85 Nile ergibt sich bei Kaltabschaltung und Zerfall kurzlebiger Isotope über 30 Tage. Diese wird durch den Einsatz kleiner Absorberkugeln (KLAK) in 18 Bohrungen im Seitenreflektor kompensiert. Bei vollem Einsatz erhalten sie den Reaktor kalt-unterkritisch.

3.6 Reaktivitätswirksamkeit des Kontrollsystems

Die normale Betriebsregelung wird mit einer Bank von 6 Regelstäben durchgeführt, die in Bohrungen im Seitenreflektor bis zu einer Tiefe von 6 m verfahren werden können. Im normalen Vollast-Gleichgewichtsbetrieb befinden sich die Stäbe bei einer Einfahrtiefe von 2.48 m, und ihre Regelkapazität erlaubt einen Lastwechselbetrieb bis zu 50% Leistung.

In der Berechnung des VSOP-Zyklus werden die Stäbe durch einen zylindrischen Ring, bestehend aus einer Mischung von ^{10}B und C, simuliert, der innerhalb des Seitenreflektors verfahren wird. Die ^{10}B -Atomzahldichte ($1.453 \cdot 10^{18} \text{ cm}^{-3}$) ist derart angepaßt, daß sie bei voller Einfahrtiefe die gleiche Kapazität wie die 6 Regelstäbe besitzt. Der Vergleich der Einfahrcharakteristik dieses Ringes mit der der 3 dimensional explizit berechneten Regelstäbe belegt, daß durch die Simulation des ^{10}B -Zylinderringes nur eine geringe Abweichung bedingt ist (Abb. 10).

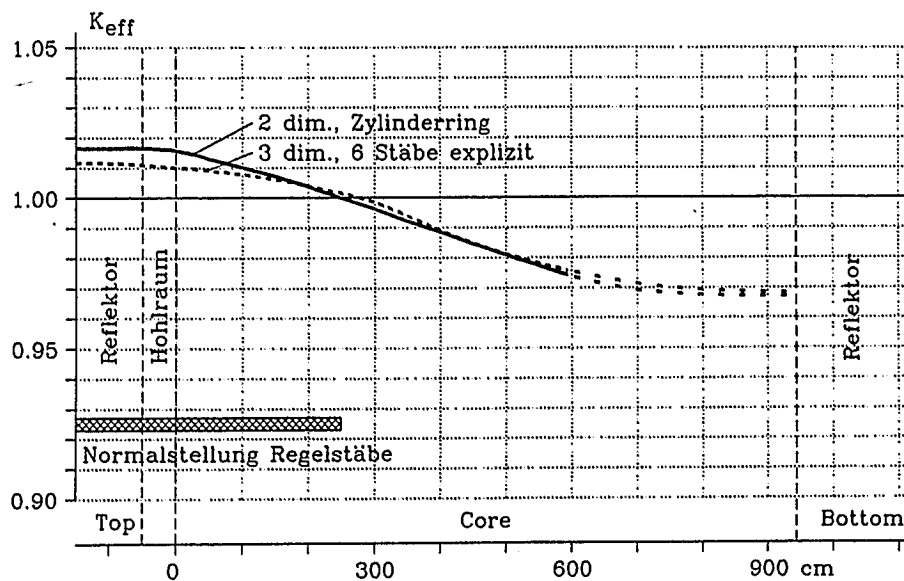


Abb. 10: Einfahr-Charakteristik des Kontrollsystems

Das Abschaltssystem, das in dem Einsatz kleiner Absorberkugeln in 18 Kanälen im Reflektor besteht, wird gleichfalls durch einen Zylinderring simuliert. Seine Kapazität ist unterschiedlich beim Reaktor unter Betrieb oder unter Kaltabschaltung (Tab. VIII). Die Einfahrcharakteristik in Abb. 11 wurde für den heißen Zustand des Reaktors erstellt, da im Störfall das KLAKE-System im heißen Reaktor eingebracht wird. Es zeigt sich, in welchem Maße die Charakteristik von der Stellung der Regelstäbe beeinflusst ist. Es zeigt

sich aber auch, daß bei vollem Einsatz die Wirkung der Regelstäbe vollständig aufgehoben ist und eine Abschaltung des Reaktors von der Stabstellung völlig unabhängig ist.

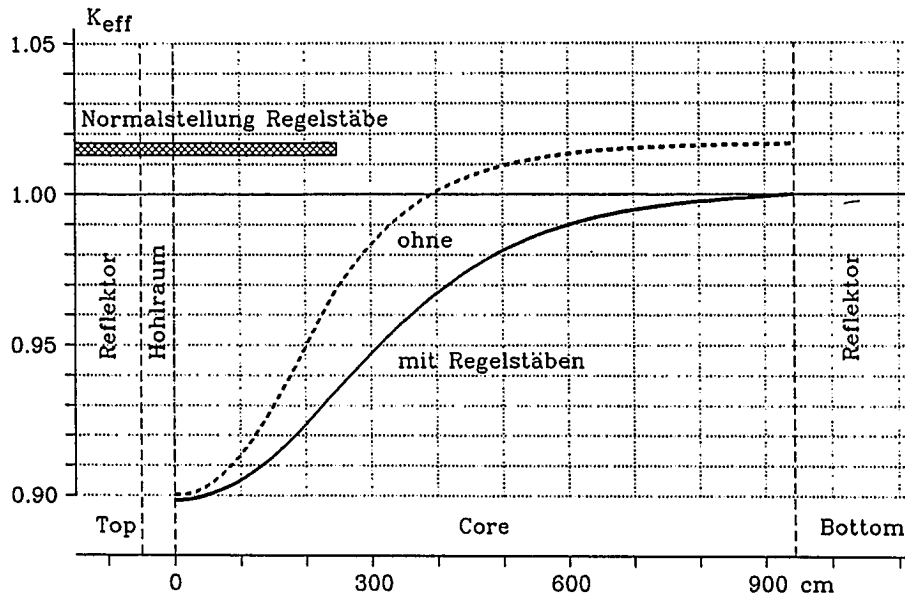


Abb. 11: Einfahr-Charakteristik des KLAK-Systems

3.7 Reaktivitätswirkung von eindringendem Wasser und Gegenmaßnahme

Beim Bruch eines Rohres im Dampferzeuger können bis zu 600 kg H_2O in den Heliumkreislauf gelangen, bevor die Speisewasserzufuhr abgesperrt ist. Etwa 10% dieser Menge gelangen in die aktive Corezone und bewirken einen Anstieg der Kritikalität um $\Delta K_{eff} = 0.0047$ (vgl. Abb. 12, Punkt A auf Kurve I). Dies wird normalerweise vom Regelsystem abgefangen. Sollte dieses jedoch nicht reagieren, so antwortet der Reaktor passiv mit einer Temperaturerhöhung um 93°C.

Die genannte Wassermenge bedingt eine Erhöhung des Druckes um ca. 10 bar. Unter der pessimistischen Annahme, die Wasserzufuhr würde sich fortsetzen, öffnen sich bei 69 bzw. 72.5 bar die Ventile des Ablasssystems. Es entweicht eine Mischung von Dampf und Helium, und bei ununterbrochener weiterer Dampfszufuhr würde das Helium allmählich vollständig durch Wasserdampf ersetzt. Die Kritikalität würde sich auf Kurve I dem Punkt B nähern. Dieser Teil ist auch durch die Kontrollstäbe beherrschbar.

Der weitere grob gestrichelte Teil der Kurve I ist zwar rechnerisch ermittelt, doch ist die Realisation schwer vorstellbar, da der Partialdruck des Dampfes den Grenzdruck des Ablasssystems überschreitet. Anstatt die Möglichkeiten für diese hypothetische Situation zu erörtern, wird eine einfache Modifikation der Reaktorbeschildung untersucht,

die zum Kritikalitätsverlauf der Kurve II führt /11/. Hierbei entfällt ein Anstieg der Kritikalität nahezu vollständig.

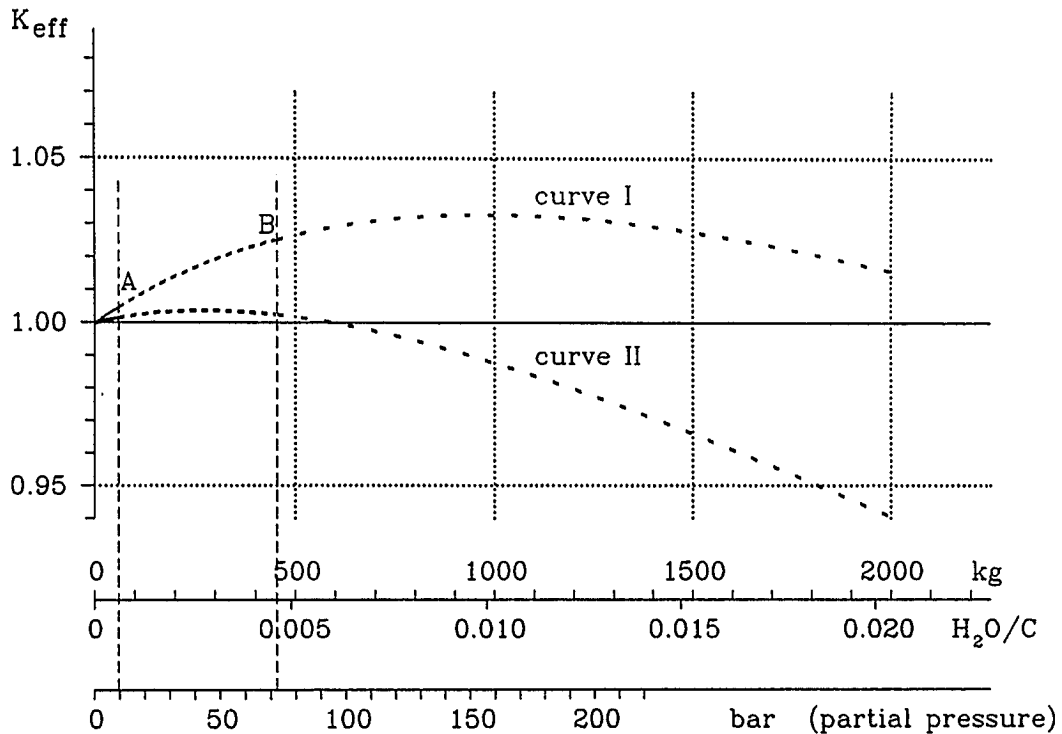


Abb. 12: Kritikalitätseffekt bei Wassereinbruch

Die Modifikation besteht einfach darin, daß den Chargen der Brennelementzufuhr reine Graphitkugeln ohne Brennstoffeinsatz beigegeben werden. Im Beispiel der Kurve II wird 1/4 der Beschickung mit Graphitkugeln bestritten. Das veränderte Moderationsverhältnis bedingt eine Erhöhung des relativen Absorptionsbeitrages des Wasserstoffes, und es reduziert den Effekt der Spektrumsverschiebung durch das Wasser. Die Wirkung der Graphitkugeln ist bereits aus Untersuchungen des Wassereinbruchs in der Einlaufphase bekannt, da hier anfänglich nahezu 50% Graphitkugeln eingesetzt werden /3/.

Um einen vergleichbaren Abbrand zu erzielen, wird eine leichte Erhöhung der Urananreicherung in den frischen Brennelementen von 7.77 → 8.17% vorgesehen (Tab. IX). Der wichtigste Unterschied ergibt sich in der Leistungsbelastung der Kugeln. Das Maximum erhöht sich von 1.4 auf 2.1 KW/Kugel, doch liegt dies noch immer erheblich unter dem zulässigen Grenzwert von 4.5 KW/Kugel. Des weiteren ergibt sich eine nennenswerte Reduzierung in Brennstoffinventar und Kugelverweilzeit. Hiermit ist ein gewisser Einfluß auf die Wirtschaftlichkeit verbunden, allerdings ist etwa die Hälfte des geringen Unterschiedes der Brennstoffzykluskosten auf die Fabrikation der Blindkugeln

zurückzuführen, die in der Rechnung in gleicher Weise wie die Brennelemente erneuert werden. Ein anderer Einfluß bezieht sich auf die Nachzerfallswärme der Spaltprodukte, welche im Störfall die Erhöhung der Brennstofftemperatur bewirkt. Aufgrund geringeren Spaltproduktinventars ist die Nachzerfallswärme im Fall mit Graphitkugeln etwas geringer.

Tabelle IX: Gleichgewichtszyklus bei Zugabe von Graphitkugeln

		Referenz	Zugabe von Graphitkugeln
Schwermetallbeladung	g/Kugel	7	7
Graphitkugel-Anteil	%	0	25
Moderationsverhältnis	C/SM	553	739
Anreicherung des Brennstoffes	%	7.77	8.17
Kugelverweilzeit	Tage	1007	762
Konversionsrate		0.46	0.39
Neutronenabsorption in Spaltprodukten	%	7.3	7.5
Leckage	%	14.2	16.7
Mittl. thermischer Neutronenfluß	$10^{14}/\text{cm}^2 \text{ sec}$	0.71	1.02
Spaltstoffinventar ^{235}U	kg/GW	429	320
$^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	kg/GW	71	42
Beschickung ^{235}U	kg/GWd	0.960	1.002
U_3O_8 -Bedarf	kg/GWd	238	248
Trennarbeit	kg SWU/GWd	171	181
Brennstoffzykluskosten	Dpf/KWh _e	2.17	2.20
Leistungsdichte, Max./Mittel.		1.71	1.76
Max. Kugelleistung	KW/Kugel	1.37	2.09
Max. Brennstofftemperatur	°C	856	899
Integrierte Nachwärme über 33 Stunden	MWh	48.0	46.4
Max. Brennstofftemp. bei Druckverlust	°C	1535	1507

Das Verständnis des Reaktivitätseffektes von eindringendem Wasser ergibt sich in folgender Weise /11/. Die Neutronenverluste pro Quellneutron werden in drei Teile unterteilt:

1. Die Absorption in Wasserstoff

$$H = \frac{\Sigma_a(H_2) \cdot \phi}{v \Sigma_f \cdot \phi}$$

2. Die Absorption in allen übrigen Nukliden. Sie verändert sich bei eindringendem Wasser aufgrund des sich verändernden Neutronenspektrums

$$S = \frac{\Sigma_a(\text{andere Nuklide}) \cdot \phi}{v\Sigma_f \cdot \phi}$$

3. Die Leckage. Sie verändert sich aufgrund der sich verändernden räumlichen Verteilung des Neutronenflusses

$$L = \frac{\text{Leakage}}{v\Sigma_f \cdot \phi}$$

Die Summe aller 3 Terme gibt den Kehrwert der Kritikalität

$$H + S + L = \frac{1}{K_{eff}}$$

In Abb. 13 sind die Veränderungen dieser 3 Terme aufgetragen, wie sie sich bei eindringendem Wasser gegenüber ihren Anfangswerten ohne Wasser $H_o (=0)$, S_o und L_o ergeben. Naturgemäß bedingt der Wasserstoff eine zusätzliche Neutronenabsorption $H-H_o$, die nahezu linear anwächst. Bei dem Referenzfall (Abb. 13,I) wird dieser Effekt allerdings überkompensiert durch Erweichung des Neutronenspektrums ($S-S_o$) und durch vermindernde Leckage ($L-L_o$). Die Bilanz gibt die gestrichelte Kurve

$$\text{SUM} = H - H_o + S - S_o + L - L_o = \frac{1}{K_{eff}} - \frac{1}{K_{eff_o}}$$

wobei $K_{eff_o} = 1$ ist. Sie stellt den Zusammenhang mit Kurve I in Abb. 12 her.

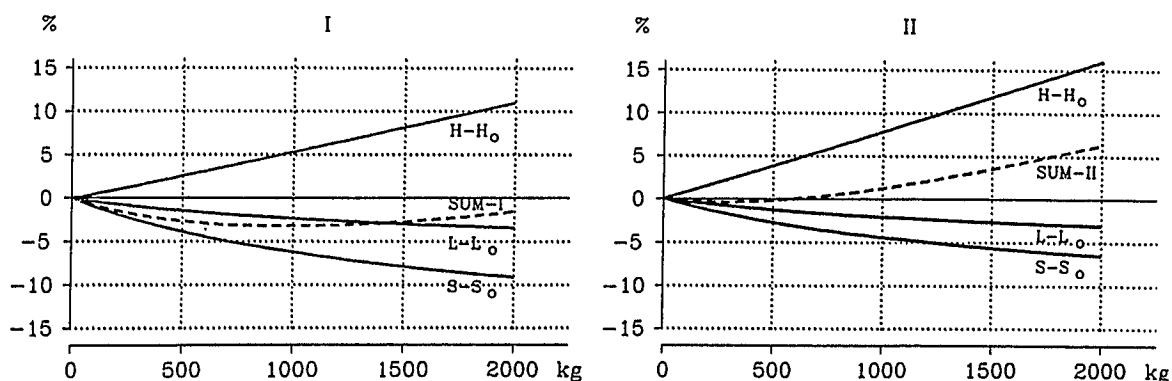


Abb. 13: Aufschlüsselung der Neutronenbilanz bei Wassereinbruch

I: Referenzfall, II: Zugabe von 25% Graphitkugeln

Der Einfluß der Graphitkugeln zeigt sich in Abb. 13,II. Die relativ höhere Absorption des Wasserstoffes ($H-H_0$) erklärt sich durch das geringere Spaltstoffinventar im Reaktor (Tab. IX). Der geringere Einfluß des Wassers auf das Spektrum ($S-S_0$) resultiert aus der besseren Neutronenmoderation durch die Graphitkugeln. Die Leckage bleibt nahezu unverändert. Es resultiert eine erheblich unterschiedliche Summenkurve SUM-II, und hierdurch wird der überraschend günstige Verlauf der Kurve II in Abb. 12 verständlich.

3.8 Störfall der Druckentlastung

Das wesentliche Charakteristikum des MODUL-Reaktors ist seine passive Reaktion in Störfällen. Eine Freisetzung von Reaktivität vermeidet sich selbstregelnd, ohne daß technische Einrichtungen in Funktion gesetzt werden. Dies gilt insbesondere auch für den Störfall des Kühlmittelverlustes, der bei anderen Reaktoren durch aufwendige technische Maßnahmen vermieden wird.

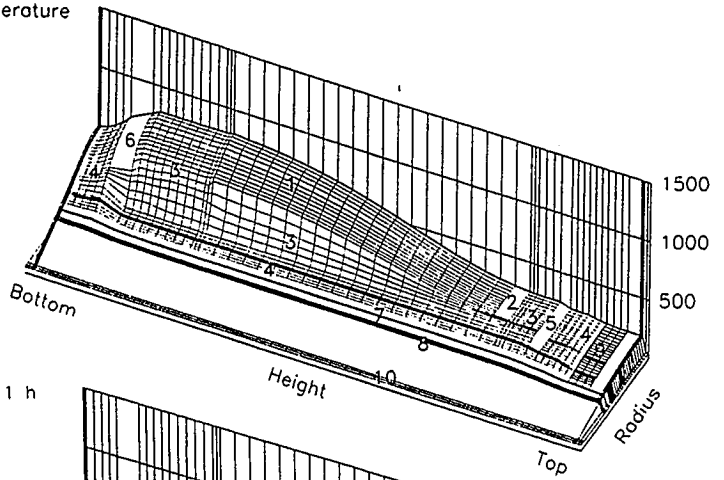
Bei einer Druckentlastung - gewollt oder störfallbedingt - entfällt die Möglichkeit, die Brennelemente zu kühlen. Wie bei anderen Reaktoren tritt anfänglich eine Erwärmung der Brennelemente auf. Aufgrund des negativen Temperaturkoeffizienten wird der Reaktor jedoch unterkritisch und die Kettenreaktion klingt im Verlauf weniger Minuten ab. Die Leistungserzeugung reduziert sich auf die Nachwärme, die vorwiegend auf der Zerfallsenergie der kurzlebigen Spaltprodukte beruht (vgl. Abschnitt 4). Sie beträgt anfangs 6.4% der vorangegangenen Reaktorleistung und reduziert sich im Verlauf der ersten Stunde bereits auf 1.5% (Abb. 16, oberstes Diagramm).

Die in der ersten Stunde erzeugte Nachwärme beläuft sich insgesamt auf 4 MWh. Aufgrund der hohen Wärmekapazität des Graphits erhöht sich die Temperatur der Brennelemente im Mittel um 92°C. Daneben vermindert sich die Kritikalität um 1.4 Nile. Dies führt sich neben der Temperaturerhöhung auch auf den Aufbau des ^{135}Xe zurück.

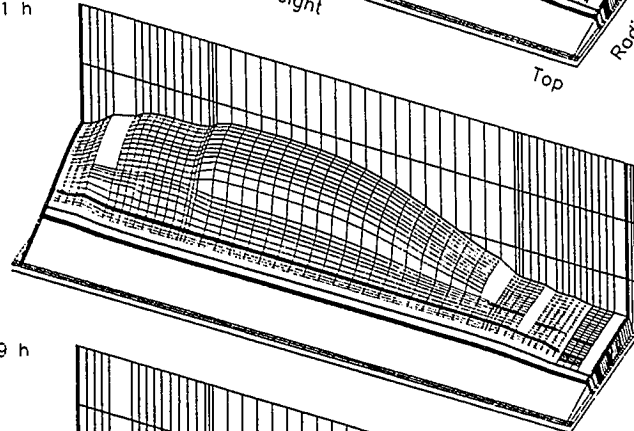
Im weiteren Zeitablauf findet eine erhebliche Umverlagerung des Temperaturfeldes im Reaktor statt (Abb. 14). Die Kugelschüttung heizt sich auf, und in den Randbereichen findet ein Wärmetransport zum Reflektor hin statt. Dieser beruht auf Wärmestrahlungsübergang von Kugel zu Kugel und Wärmeleitung innerhalb der Kugeln. Mit zunehmenden Temperaturgradienten erhöht sich der Wärmetransport zum Reflektor, mit zunehmender Reflektortemperatur erhöht sich der Wärmetransport zum Druckbehälter, und mit zunehmender Behältertemperatur erhöht sich die Abstrahlung von der äußeren Oberfläche des Behälters zum Flächenkühler, der sich auf der Wandung der Betonzelle befindet und die Wärmesenke des Systems darstellt (Abb. 1). Nach ca. 33 Stunden ist ein Gleichgewicht zwischen Nachwärmeproduktion und -abtransport erreicht. Das Maxi-

MODUL, Operation Temperature

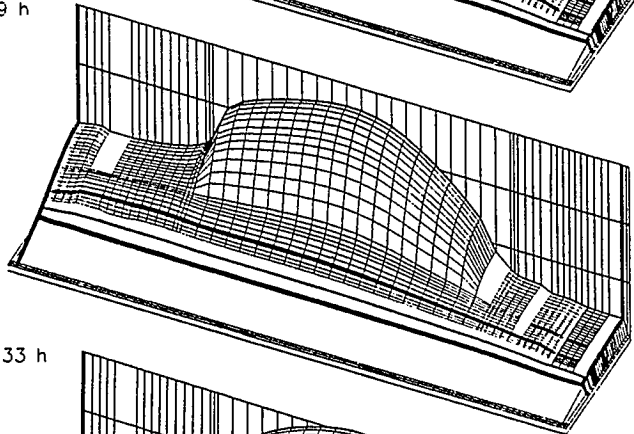
- 1 Pebble bed
- 2 Upper void
- 3 Reflectors
- 4 Carbon bricks
- 5 Cold helium chamber
- 6 Hot helium chamber
- 7 Thermal shield
- 8 Pressure vessel
- 9 Sheet steels
- 10 Surface cooling system



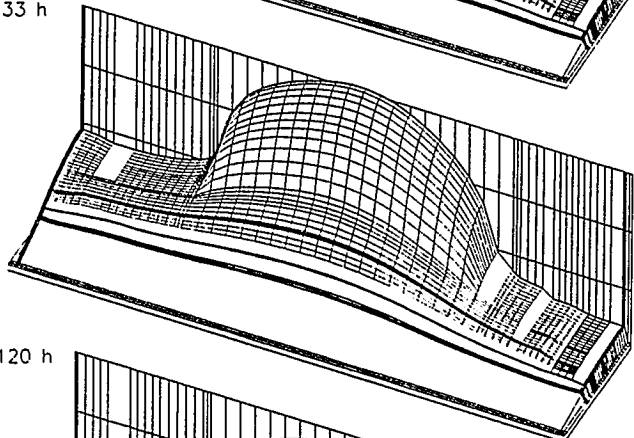
MODUL, Loss of Coolant, 1 h



MODUL, Loss of Coolant, 9 h



MODUL, Loss of Coolant, 33 h



MODUL, Loss of Coolant, 120 h

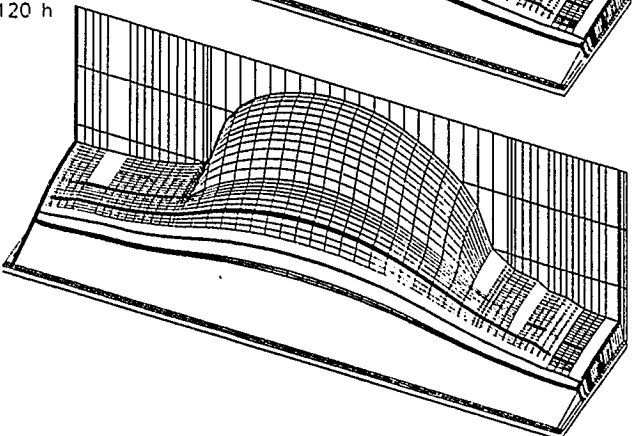


Abb. 14:
Umverteilung des
Temperaturfeldes
bei Druckentlastung

zum Brennstofftemperatur erreicht den höchsten Wert, der bei 1535°C liegt, und hernach ergibt sich eine langsame Temperaturverminderung.

Die Konzeption des MODUL-Reaktors wurde derart gewählt, daß im Störfall der Druckentlastung die Brennelementtemperatur im Maximum deutlich unterhalb der Grenze 1600°C bleibt. In verschiedenen experimentellen Untersuchungen, die insbesondere an bestrahlten AVR-Elementen mit hohem Abbrand durchgeführt wurden, zeigt sich, daß unterhalb dieser Grenze die Coated Particles intakt bleiben und auch nahezu keine Diffusion von Spaltprodukten durch die Coatings stattfindet (Abb. 15).

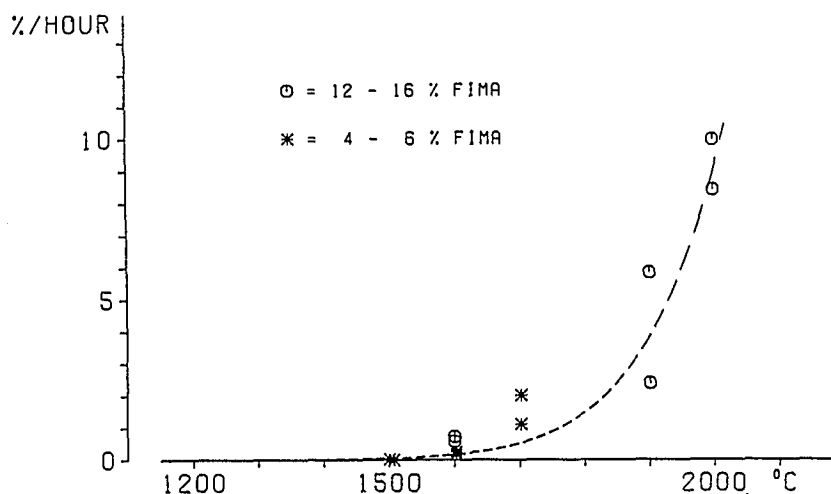
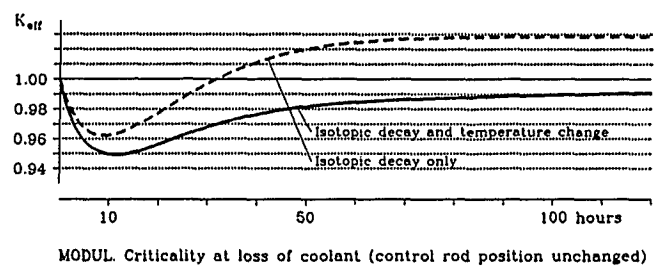
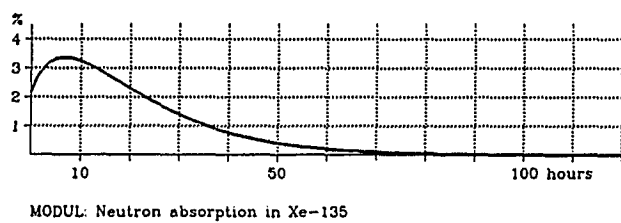
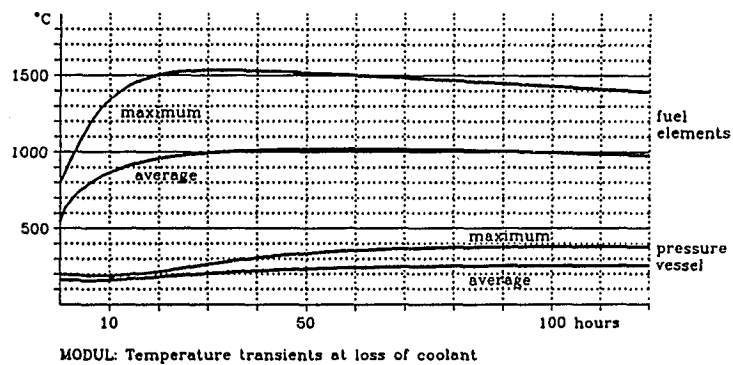
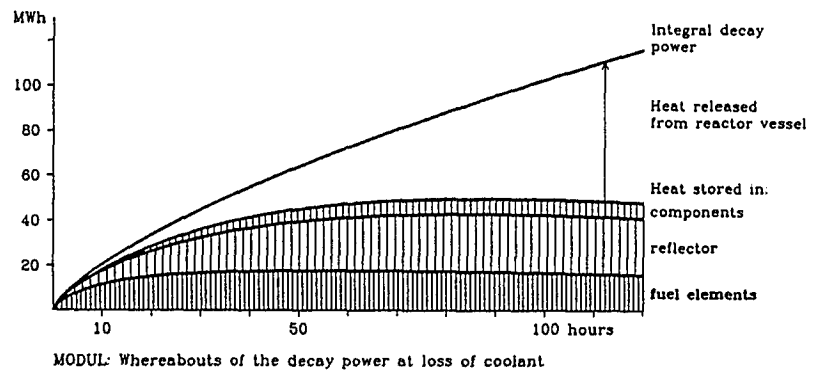
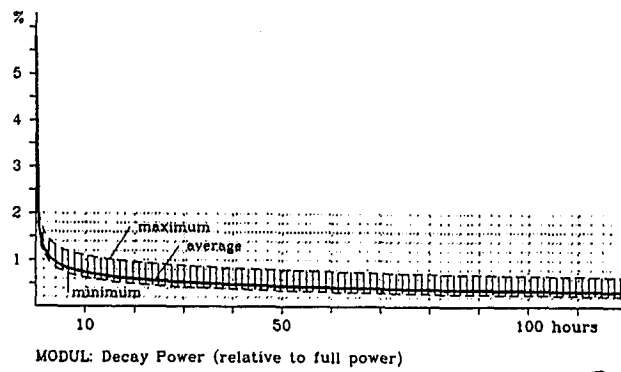


Abb. 15: ^{137}Cs -Freisetzung aus AVR-Brennelementen (BISO)

Die rechnerische Simulation des Störfalles basiert auf folgenden konservativen Grundlagen: (1) Vor Eintritt der Druckentlastung lief der Reaktor längere Zeit bei um 5% überhöhter Leistung, (2) die Druckentlastung vollzieht sich so schnell, daß keine Nachwärme durch das ausströmende Kühlgas abgeführt wird, (3) die Wärmeleitfähigkeit des Graphit beträgt 0.15 W/(cm·K), was der unteren Grenze des strahlungsgeschädigten A3-Graphits bei sehr hoher Temperatur entspricht, (4) für den Nachwärmeanteil der Spaltprodukte wird ein Malus in der Höhe einer 2σ -Standardabweichung zugeschlagen.

Im zweiten Diagramm der Abb. 16 zeigt sich, daß die Nachwärme während der ersten 12 Stunden vorwiegend in den Brennelementen gespeichert wird. Danach, bis zu 48 Stunden, erwärmt sie vorwiegend den Graphit des Reflektors. Danach nimmt die Temperatur des Druckbehälters langfristig bis auf 380°C zu, und die produzierte Nachwärme wird nicht mehr weiter im Reaktor gespeichert, sondern fast ausschließlich durch Abstrahlung an den Flächenkühler übertragen.



Hess, Teuchert/KFA

Abb. 16:
Transienten
beim Druckent-
lastungsstörfall

Der transiente Verlauf der Kritikalität wird durch die sich verändernden Temperaturen und den Isotopenzerfall, insbes. des ^{135}Xe , bestimmt. Um die Effekte zu separieren, wird in der gestrichelten Kurve der Effekt des Isotopenzerfalls bei unverändert gehaltener Temperatur dargestellt. Die Differenz zwischen den beiden Kurven zeigt den Reaktivitätseffekt auf, den die Aufheizung bei dem ^{135}Xe -Niveau des jeweiligen Zeitpunktes bewirkt. Bei der Berechnung der K_{eff} -Transienten wurde angenommen, daß die Kontrollstäbe unverändert in ihrer Betriebsposition fixiert bleiben. Offensichtlich bleibt der Reaktor unter dieser Prämisse über den gesamten Zeitraum von 5 Tagen unterkritisch.

3.9 Kritikalität nach einem Druckentlastungsstörfall

Im Falle eines Druckentlastungsstörfalles wird der Wärmetransport aus dem Kern durch das Kühlmittel Helium weitestgehend unterbrochen. Aufgrund der dann ansteigenden Brennstofftemperatur schaltet sich der Reaktor gemäß dem negativen Temperaturkoeffizienten auch ohne Aktivierung des Regelsystems nuklear ab. Durch Verfahren der Regelstäbe bzw. langfristig durch Einbringen der "kleinen Absorberkugeln" (KLAK) in den Seitenreflektor würde in einem solchen Falle der Reaktor für beliebig lange Zeit unterkritisch gehalten.

Im folgenden wird das nukleare Geschehen im Core für die hypothetische Verkettung folgender Ereignisse dargestellt:

1. Kühlmittelverlust des Cores durch Druckentlastung;
2. Nichtaktivierung oder Klemmen aller Regelstäbe (das erste Abschaltssystem bleibt in unveränderter Position entsprechend dem Vollastbetrieb);
3. Auch das zweite Abschaltssystem (KLAK) kann nicht aktiviert werden.

Für diese Störfallsituation ist zu zeigen, ob und wann der Reaktor bei allmählicher Abkühlung durch das Flächenkühlsystem der Betonzelle wieder kritisch wird. Abb. 17 zeigt die Charakteristica dieses Störfallablaufes.

Nach Druckentlastung des Reaktors steigen die Brennelementtemperaturen infolge der Zerfallsleistung der Spaltprodukte und des Brennstoffs zunächst schnell an. Hierdurch und durch den Zerfall des ^{135}I zu ^{135}Xe sinkt die Neutronenmultiplikation des Reaktors innerhalb der ersten ca. 10 Stunden um $\Delta K_{\text{eff}} \approx -0,05$, d.h. der Reaktor ist im sicher abgeschalteten Zustand.

Nach ca. 60 Stunden hat der Mittelwert der Brennelementtemperaturen das Maximum von nominell 970°C erreicht. Durch den zwischenzeitlichen, nahezu vollständigen Zerfall

des ^{135}Xe ist zu diesem Zeitpunkt der Reaktor nur noch um ca. 1% ΔK_{eff} unterkritisch. Die Nachwärmeleistung des Cores ist jetzt von anfänglich 6.4% der Core-Vollastleistung auf 0.4% vermindert, und die Brennstofftemperatur beginnt zu sinken. Entsprechend dem negativen Temperaturkoeffizienten steigt in der Folge die Reaktivität des Reaktors stetig an.

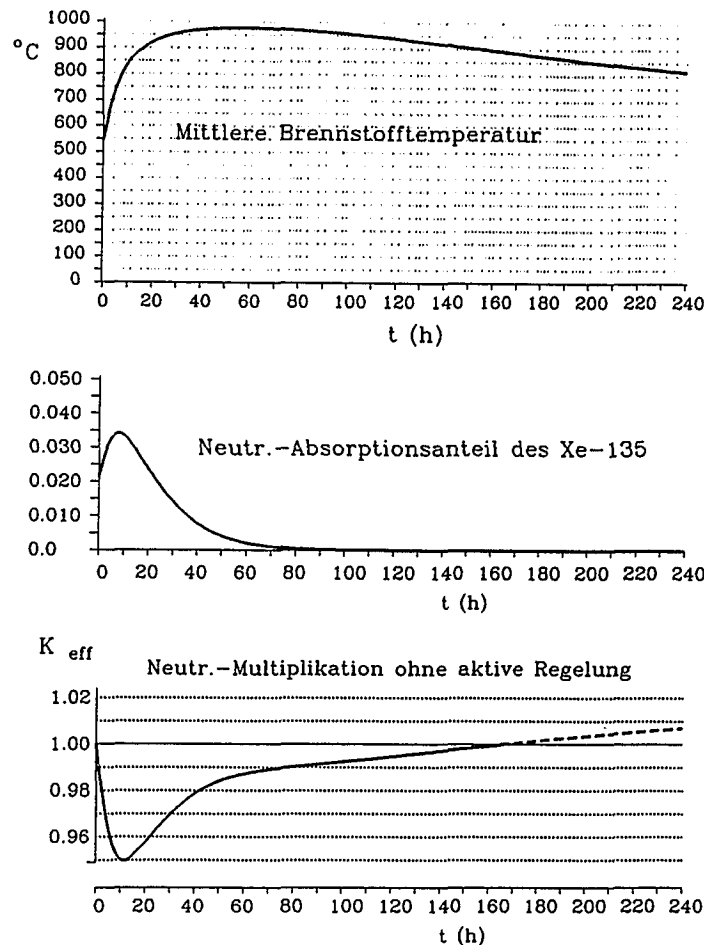


Abb. 17: Rekritikalität bei Druckentlastungsstörfall

Nach etwa 160 Stunden ist das "Wieder-kritisch-werden" des Reaktors zu erwarten - vorausgesetzt, daß auch bis zu diesem Zeitpunkt keines der Abschaltssysteme aktiviert werden kann und das Flächenkühlsystem in Betrieb bleibt. Zu diesem Zeitpunkt ist die mittlere Brennstofftemperatur auf ca. 900 $^{\circ}\text{C}$ abgeklungen. Aufgrund von Untersuchungen am AVR-Reaktor ist zu erwarten, daß die Leistungserzeugung wieder auflebt und sich auf einem sehr niedrigen Niveau einpendelt, bei dem die mittlere Temperatur im wesentlichen derjenigen entspricht, welche zum Zeitpunkt der Rekritikalität herrscht.

Es ist hinzuzufügen, daß in der hier beschriebenen Simulation die im vorigen Abschnitt genannten Unsicherheitszuschläge nicht angewendet wurden, da sie gegenüber den nominalen Werten eine überhöhte Brennstofftemperatur bedingen und dadurch den Zeit-

punkt der Rekritikalität zu weit hinausschieben würden. Hieraus erklären sich Unterschiede im Kurvenverlauf zwischen den Abbildungen 16 und 17.

3.10 Auswirkung gestörter Abstrahlung der Nachwärme vom Druckbehälter

Im Normalbetrieb des Reaktors beträgt die Temperatur des Druckbehälters im Maximum ca. 200°C. Die Temperatur des Flächenkühlsystems ist bei 50°C eingestellt. Im folgenden wird aufgezeigt, welche Konsequenzen eine hypothetische teilweise bis nahezu gänzliche Wärmeisolation des Druckbehälters durch äußere Einwirkungen hätte.

Der Wärmetransport vom Reaktordruckbehälter zum Flächenkühler der Betonzelle wird im Rechenprogramm THERMIX formal als Wärmeleitung wie folgt beschrieben:

Für den Wärmestrom durch die Flächeneinheit gilt:

$$\dot{q} = \frac{\lambda_s}{R_2 - R_1} (T_1 - T_2)$$

mit T_1, R_1 : Temperatur, äußerer Radius des Druckbehälters

T_2, R_2 : Temperatur, innerer Radius des Flächenkühlers.

Die "Strahlungsleitfähigkeit" λ_s wird bestimmt zu

$$\lambda_s = \frac{C_s}{\frac{2}{\varepsilon} - 1} \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right] \cdot \frac{R_2 - R_1}{T_1 - T_2}$$

mit dem effektiven Emissionsgrad

$$\varepsilon = \frac{2}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2}}$$

Es bedeuten:

C_s : $5.77 \cdot 10^{-4} \text{ W/cm}^2/\text{grad}^4$

ε_1 : Emissionsgrad des Druckbehälters

ε_2 : Emissionsgrad des Flächenkühlers.

Folgender Ereignisablauf wird angenommen:

- Bei Vollastbetrieb des Reaktors wird der Wärmestrom vom Behälter zum Flächenkühler gestört.

- Nachdem sich ein neues Temperaturgleichgewicht eingestellt hat, wird eine Druckentlastung des Reaktors angenommen. Die Wärmeisolation des Druckbehälters soll bis zu 10 Tagen bestehen bleiben.

Zur Simulation der Behälterisolierung wird der effektive Emissionsgrad ε von 0.6 (Auslegungspunkt) auf 0.3 und auf 0.01 reduziert, was einer Reduktion der wirksamen wärmetauschenden Fläche um 60% bzw. um 99% äquivalent ist (Tab. X). Die entsprechende Reduktion des Wärmestromes zum Flächenkühler bei Vollastbetrieb $\dot{Q} (Flk)$ des Reaktors ist in Tab. X aufgeführt.

Tabelle X: Wärmefluß in den Flächenkühler bei Zwangskühlung des Cores

ε		0.6	0.3	0.01
$\frac{1}{\frac{2}{\varepsilon} - 1}$		0.429	0.176	0.005
$\dot{Q} (Flk)$	KW	271	149	13
$\frac{\dot{Q} (Flk)}{\dot{Q} (Reaktor)}$		$1.4 \cdot 10^{-3}$	$7.5 \cdot 10^{-4}$	$6.5 \cdot 10^{-5}$
Max. Behältertemp.	°C	201	228	250

Die Behältertemperatur steigt bei nahezu vollständiger Isolierung auf Kaltgastemperatur an. Die Temperaturen des Cores und der inneren Reflektorbereiche bleiben praktisch unverändert.

Nach angenommenem Ausfall der Zwangskühlung durch Druckentlastung des Reaktors entwickeln sich die Temperaturen wie Abb. 18 als Funktion der seit Störfallbeginn vergangenen Zeit zeigt. Hierbei sind für die Nachwärmeproduktion nominelle Rechenwerte, d.h. keine Zuschläge zur Berücksichtigung von statistischen und systematischen Fehlern zugrunde gelegt.

Bei intakter äußerer Kühlung des Behälters erreicht die Brennstofftemperatur nach ca. 33 Stunden das Maximum von nominell 1460°C und sinkt danach stetig. Die Behältertemperatur erreicht mit einer Zeitverzögerung von ca. 80 Stunden den Maximalwert von 365°C.

Die 60%-ige Isolierung des Behälters wirkt sich auf den Verlauf der Brennstofftemperatur nur geringfügig aus, während die maximale Behältertemperatur auf 475°C ansteigt.

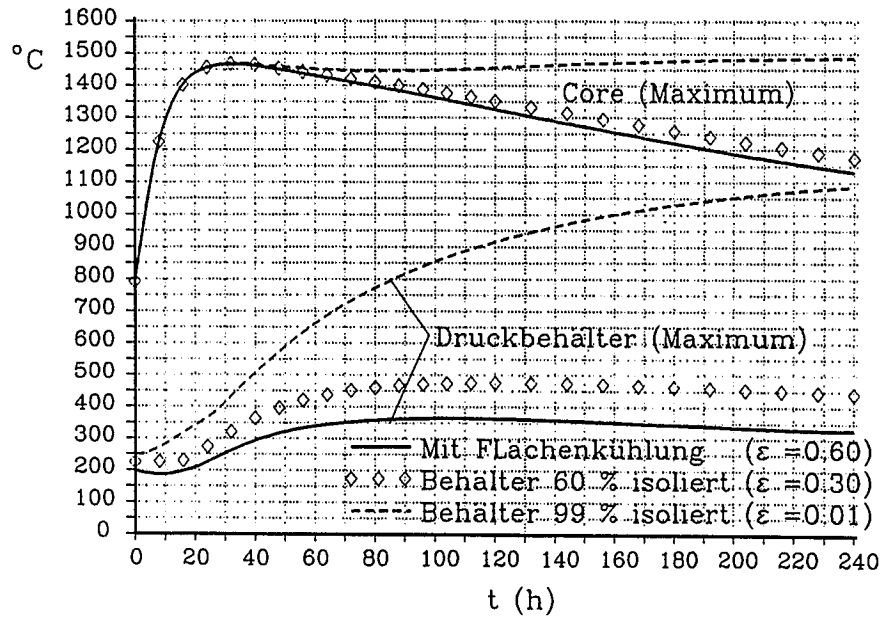


Abb. 18: Feststofftemperatur im DE-Störfall bei Behälterisolierung

Bei nahezu vollständiger Isolierung (99%) überschreitet die Behältertemperatur nach ca. einer Woche eine Temperatur von 1000°C.

Abb. 19 verdeutlicht das allmähliche Speichern von Wärmeenergie im Reflektor, Kohlestein, Kern- und Druckbehälter bei nur wenig steigender Brennstofftemperatur im Co-rezentrum. Die radialen Temperaturverläufe stellen die axialen Maximalwerte dar.

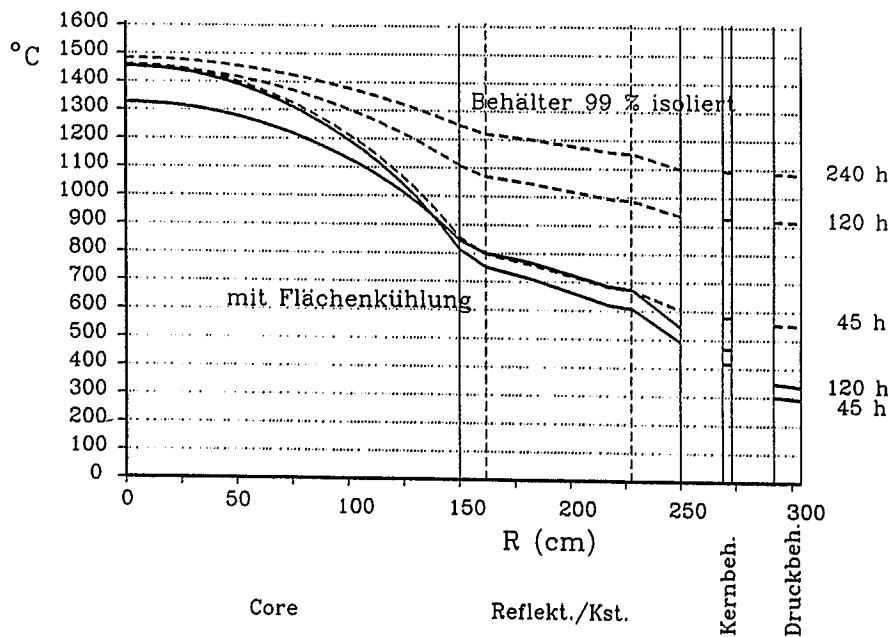


Abb. 19: Radialer Verlauf der Feststofftemperatur im DE-Störfall bei Behälterisolierung

3.11 Wirksamkeit des Hohlraumes über der Kugelschüttung auf die Kritikalität

Ein Hohlraum angrenzend an ein kritisches Reaktorcore bedingt einen erheblichen Einfluß auf die räumliche Verteilung des Neutronenflusses. Dies begründet sich dadurch, daß die Neutronen nicht, wie in Core und Reflektor, durch Moderatorstöße umgelenkt werden, sondern den Hohlraum geradlinig durchqueren und in das dahinter befindliche Medium in räumlich versetzter Position eintreten. Ein Vergleich zwischen Transportrechnung und Diffusionsrechnung führt dazu, daß man in sehr guter Näherung eine effektive Diffusionskonstante definieren kann, die sich aus der Dimension des Hohlraumes bestimmt /12/. Mit dieser effektiven Diffusionskonstanten kann der Hohlraum quasi als ein Diffusionsmedium simuliert werden und in die normale Diffusionsrechnung einbezogen werden. Eingehende Untersuchungen von H.Gerwin bestätigen diese Vorgehensweise.

In dieser Weise wird der 50 cm hohe Hohlraum über der Kugelschüttung (Abb. 1) in der Reaktorberechnung erfaßt. Nicht alle Rechenverfahren, die anderswo angewendet werden, können auf diese Weise vorgehen, daher ist von Interesse, welche Ungenauigkeit mit einer Vernachlässigung des Hohlraumes verbunden ist. Ferner besteht ein Interesse seitens der Reaktorsicherheit, den Reaktivitätsbeitrag kennenzulernen, der sich bei einem hypothetischen Absturz des Deckenreflektors auf die Oberfläche der Kugelschüttung ergeben würde, wobei der Hohlraum mit Graphit angefüllt wird.

Tabelle XI: Kritikalitätseffekt des oberen Hohlraumes

	K_{eff}	Leakage [%]
Referenzfall	1.00000	14.155
Deckenreflektor auf Kugelschüttung aufliegend	1.00120	14.195
Deckenreflektor unverändert, Hohlraum mit Graphit angefüllt	1.00146	14.199

Zwei Variationen der Reaktorrechnung erhellen die Wirksamkeit des Hohlraumes über der Kugelschüttung (Tab. XI):

- (1) Verlagern des Deckenreflektors nach unten (um 50 cm) bis zur Auflage auf der Kugelschüttung bedingt einen Anstieg der Kritikalität um 0.120 Nile. Diese Situation würde einem vollständigen Absturz des Deckenreflektors entsprechen. Sofern die Reaktivität nicht durch das Regelsystem abgeglichen wird, wird sie durch passive Reaktion des Reaktors, durch eine Temperaturerhöhung um 24°C abgefangen.
- (2) Ein Ausfüllen des Hohlraumes mit Graphit bringt eine Änderung der Kritikalität um 0.146 Nile. Dieser Effekt ist gering und rechtfertigt anderweitige Rechenverfahren, die die spezielle Hohlraum-Berücksichtigung nicht enthalten. Er würde sich in einem leicht

unterschiedlichen Anreicherungsgrad der Beschickungschargen von 7.77% zu 7.74% niederschlagen.

Im wesentlichen begründen sich die Kritikalitätsänderungen in einer leichten Veränderung der Leckage.

3.12 SiC-Beschichtung der Kugeln

In Störfällen, bei denen Wasserdampf oder auch Luftsauerstoff in den Kühlkreislauf gelangt, besteht die Möglichkeit einer Korrosion der Brennelementoberflächen. Um dieser Möglichkeit entgegenzuwirken, werden z.Zt. Entwicklungsarbeiten zu korrosionsbeständigen Kugeloberflächen durchgeführt. Das Ziel besteht darin, die Oberfläche mit einer SiC-Schicht zu versehen, welche fest in den Poren der Kugeloberfläche verhaftet ist. Die Korrosionsbeständigkeit der SiC-beschichteten Kugeln ist bereits experimentell bestätigt.

Tabelle XII: Charakteristik bei SiC-Beschichtung der Kugeln

Schichtdicke	μm	0	100	200	300	400
Anreicherung	%	7.77	7.91	8.05	8.20	8.34
Konversionsrate		0.461	0.456	0.451	0.446	0.441
Leckage	%	14.2	14.0	13.7	13.5	13.3
Mittl. therm. Fluß	$10^{14}/\text{cm}^2 \text{ sec}$	0.71	0.68	0.66	0.65	0.63
Max. Kugelleistung	KW/Kugel	1.37	1.36	1.35	1.34	1.33
Inventar ^{235}U	kg/GW	429	445	461	477	493
$^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$	kg/GW	71.2	71.8	72.4	72.9	73.5
U_3O_8 -Bedarf	kg/GWd	238	242	247	252	256
Trennarbeit	kg SWU/GWd	171	175	179	183	187
Brennstoffzykluskosten	Dpf/KWh _e	2.18	2.21	2.24	2.27	2.30
Brennstoff		1.22	1.25	1.28	1.31	1.34
Fabrikation		0.29	0.29	0.29	0.29	0.29
Entsorgung		0.67	0.67	0.67	0.67	0.67

Eine Parameterstudie zeigt auf, in wie weit die neutronenphysikalischen und wirtschaftlichen Eigenschaften des Reaktors von einer SiC-Beschichtung der Kugeln betroffen werden (Tab. XII). Als Parameter wird die Dicke der aufgetragenen SiC-Schicht von 0.0 bis 0.4 mm variiert und jeweils der Gleichgewichtsbetriebszyklus erstellt. Die Spaltstoffanreicherung wird jeweils erhöht, um gleichbleibenden Abbrand ($80 \text{ MWd/kg}_{\text{SM}}$) zu erzielen. In den Kenndaten des Gleichgewichtszyklus zeigen sich folgende Tendenzen:

- Eine Erhöhung der Anfangsanreicherung von 7.8 bis zu 8.3%
- Eine 8-prozentige Zunahme im Uranerzbedarf. Er bleibt damit noch immer um 10% unter dem U_3O_8 -Bedarf eines großen LWR (Abb. 7)
- Eine 13-prozentige Zunahme im Spaltstoffinventar
- Eine 6-prozentige Zunahme in den Brennstoffzykluskosten. Hier allerdings ist kein Malus für eine Erhöhung der Fabrikationskosten durch den Beschichtungsvorgang berücksichtigt.

Es ist offensichtlich, daß dem Vorteil, den die SiC-Beschichtung im Hinblick auf hypothetische Störfälle mit sich bringt, nur eine relativ geringe Einbuße in Wirtschaftlichkeit und Uranverbrauch gegenübersteht.

Für die Beihilfe zu dieser Studie über die neutronenphysikalische Auswirkung einer SiC-Beschichtung möchten wir uns bei Herrn Andreas Senst, einem Gaststudenten aus Potsdam, bedanken.

4. Rechnerische Bestimmung der Nachzerfallsleistung des Brennstoffes

4.1 Das Rechenprogramm ORIGIN-JÜL-II

Zur Ermittlung der Nachzerfallsleistung des Brennstoffs fanden zwei Rechenprogramme Verwendung: der Code NAKURE /13/ und der Code ORIGIN-JÜL-II /15/. Der zweitgenannte ist eine Weiterentwicklung des Programms ORIGIN-EXJÜL /16/. Er führt bei vorgegebener zeitlicher und energetischer Verteilung des wirksamen Neutronenflusses Abbrandrechnungen für 1200 Nuklide, davon 101 Schwermetalle und 820 Spaltprodukte, durch. Die zugehörigen Libraries enthalten u.a. Wirkungsquerschnitte und Zerfallsdaten. Für diese Rechnungen werden 98-Gruppen-Absorptions- und Spaltwirkungsquerschnitte auf der Basis von ENDF/B-V und JEF-1 für bis zu 91 Nuklide mit Hilfe der Spektralprogramme GAM und THERMOS auf drei Gruppen kondensiert. Diese Nuklide bewirken 95% der gesamten Neutronenabsorption. Für die restlichen Isotope wird näherungsweise ein 1/v-Verlauf der Querschnitte angenommen. Die für die Abbrandrechnung erforderliche Kenntnis der Breitgruppen-Neutronenflüsse am jeweiligen Ort der Bestrahlung wird aus der 2-D-Diffusionsrechnung im Rahmen der Coreauslegung mit VSOP gewonnen.

Das rechnerische Nachvollziehen der Bestrahlungsgeschichte für eine einzelne Brennelementcharge des MODUL erfordert hierbei CPU-Rechenzeiten von bis zu einigen Minuten. Bei 360 im Rechenmodell identifizierten, verschiedenen Brennelementchargen im Reaktorkern würde der Einsatz des Programms zur Ermittlung der räumlichen Vertei-

lung der Nachzerfallsleistung bei einer transienten Berechnung der Wärmequellen für die Beurteilung des Störfalls "Ausfall der aktiven Nachwärmeabfuhr" den Rahmen der praktisch verfügbaren Rechenzeiten sprengen. Es wurde deshalb im Rahmen diesbezüglicher Untersuchungen nur schwerpunktmäßig zu Benchmark-Zwecken eingesetzt.

4.2 Das Rechenprogramm NAKURE

Zur Berechnung der Nachzerfallsleistung allgemein und im Speziellen zur Beurteilung von Coreaufheizstörfällen wurde aus dem oben genannten Grund das besser verfügbare Rechenprogramm NAKURE (Nachwärmeberechnung im Kugelbettreaktor) entwickelt. Der Code beruht auf den Berechnungsvorschriften von DIN 25485 /14/, welche die Grundlage für die Berechnung der Nachzerfallsleistung von HTR mit Kugelbrennelementen liefert. Details zum Berechnungsverfahren können Ref. /13/ entnommen werden. Die Anwendbarkeit dieser Norm auf den MODUL-Reaktor wird weiter unten diskutiert.

Die Genauigkeit der berechneten Nachwärmewerte wird direkt durch den Detaillierungsgrad der erforderlichen Programmeingabegrößen bestimmt, d.h. durch die isotoopenweise, zeitliche und räumliche Aufschlüsselung des Leistungshistogramms des Brennstoffs.

Liegen für das Reaktorcore die Informationen des Leistungshistogramms in räumlicher Verteilung, d.h. für Brennstoffbereiche unterschiedlicher Brennstoffzusammensetzung bzw. Bestrahlungsgeschichte an jedem Ort im Core vor, so kann die resultierende Nachwärmeproduktion ortsabhängig berechnet werden. Die gesamte Nachwärme ergibt sich dann als die Summe der Einzelbeiträge aller Corebereiche. Der räumliche Detaillierungsgrad der Nachwärmeberechnung wird nur durch die räumliche Diskretisierung der erforderlichen Daten begrenzt. Diese wiederum ergibt sich aus der Modellierung des Reaktorcores für die Coreauslegungsrechnungen mit Hilfe des Programmzyklus VSOP.

Für die nuklearen Rechnungen zum MODUL wird das Core geometrisch in 36 Teilbereiche diskretisiert, wobei jeder ein Gemisch von Brennelementen enthält, welche zwischen 1 und 10 Durchläufe durch das Core erlebt haben und somit unterschiedliche Leistungshistogramme aufweisen. Für jedes der sich so ergebenden 360 Leistungshistogramme wird nun zum betrachteten Zeitpunkt nach Reaktorabschaltung mit Hilfe des Programms NAKURE die Nachwärmeproduktion ermittelt und so für das Core ein zweidimensionales Bild der Wärmequellverteilung erzeugt.

Zur transienten Berechnung der Reaktortemperaturen im Druckentlastungsstörfall mit Hilfe des Programms THERMIX erfolgt nun zu jedem "Thermix-Zeitschritt", d.h. in

zeitlichen Abständen von ca. 1 Sek. bis zu einigen Minuten eine Neuberechnung der lokalen Wärmequellverteilung durch einen Aufruf des als Unterprogramm fungierenden Codes 'NAKURE'.

4.3 Zur Anwendbarkeit von DIN 25485 auf den MODUL-Kugelhaufen-Reaktor

Bei der Ermittlung der Nachzerfallsleistung sieht DIN 25485 /14/ für einige Teilbeiträge Näherungslösungen vor, deren Gültigkeit bei der Erarbeitung der Norm nur für Einfachdurchlauf der Brennelemente durch das Reaktorcore ('OTTO'-Beschickung) nachgewiesen wurde. Im folgenden soll aufgezeigt werden, ob und gegebenenfalls inwieweit die oben beschriebene Vorgehensweise für den betrachteten MODUL-Reaktor hiervon berührt wird.

Die gesamte Nachzerfallsleistung des Brennstoffs wird nach DIN 25485 als die Summe folgender Einzelbeiträge ermittelt:

- a) Beitrag der Spaltprodukte
- b) Beitrag von ^{239}U und ^{239}Np
- c) Beitrag des ^{134}Cs
- d) Beitrag der Aktiniden außer ^{239}U und ^{239}Np
- e) Beitrag restlicher Einfangreaktionen.

Zu a) :

Die Berechnungsvorschrift ist uneingeschränkt gültig für HTR mit kugelförmigen Brennelementen und $^{235}\text{U}/^{238}\text{U}$ -Brennstoff für Abklingzeiten bis zu 10^9 Sek. (ca. 30 Jahre).

Zu b) :

Die Näherungsgleichung zur Ermittlung von 'Rk' (Neutroneneinfangrate/gesamte Spaltrate) wird in NAKURE nicht verwendet, sondern die 'Rk' werden direkt aus den Coreauslegungsrechnungen gewonnen. Daher existiert keine Einschränkung für das MODUL-Core.

Zu c) :

Hier werden in NAKURE die Näherungsbeziehungen 35 - 38 aus /14/ verwendet, deren Konservativität nur für 'OTTO'-Beschickung nachgewiesen ist. Auf einen Transfer der Wirkungsquerschnitte und der Neutronenflüsse aus den Auslegungsrechnungen wurde verzichtet, da der Beitrag des Cäsiums für störfallrelevante Abklingzeiten von bis zu etwa 50 Stunden weniger als 1% der gesamten Nachwärmeleistung beträgt.

Zu d) und e) :

Die übrigen Aktiniden (außer ^{239}U und ^{239}Np) und die restlichen Neutroneneinfangprodukte liefern für Abklingzeiten bis zu 50 Stunden einen Beitrag zur gesamten Nachzerfallsleistung zwischen 2% und 6%. Hier wurde die Konservativität der Rechenvorschrift zunächst nur für 'OTTO'-Cores nachgewiesen. Zur Bedeutung einer möglichen Unsicherheit an dieser Stelle sei darauf hingewiesen, daß ein genereller Fehler von 1% in der Berechnung der Nachzerfallsleistung einem Fehler in der maximalen Störfalltemperatur von ca. 7°C entspricht.

Im Fall des MODUL's wurden nun für den Corebereich der maximalen Nachzerfallsleistung (Coreachse, mittlere Corehöhe) Benchmark-Rechnungen mit NAKURE und ORIGEN-JÜL-II durchgeführt. Abb. 20 zeigt den Vergleich der Ergebnisse. Es ist ersichtlich, daß eine Konservativität der DIN-Norm gegenüber dem Summationsprogramm ORIGEN-JÜL-II auch bei der hier vorliegenden Kernbeschickung mit Mehrfachdurchlauf der Brennelemente erhalten bleibt.

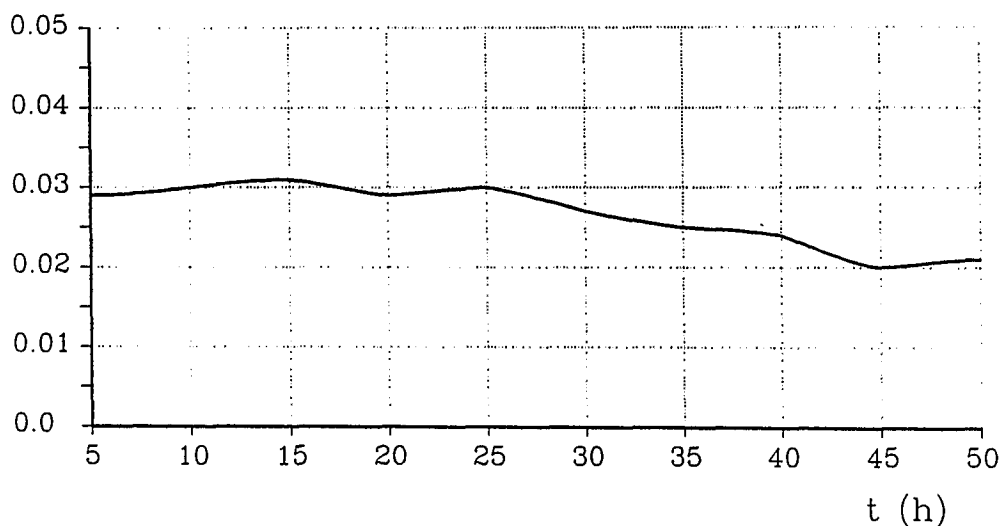


Abb. 20: Vergleich der Nachwärme zwischen DIN-Norm und ORIGEN-JÜL-2
[(NW(DIN) - NW(ORIG)) / NW(ORIG) im lokalen Maximum der Nachwärmeproduktion]

5. Erstkern und Einlaufphase

5.1 Gestaltung des Erstkerns

In einem Kugelbettreaktor mit kontinuierlicher Brennstoffbeschickung stellt sich im Gleichgewichtsbetrieb ein stationärer Zustand des Kerns ein, bei dem sich zwar der Abbrandzustand der einzelnen Brennelemente im Laufe ihrer Bestrahlung während der

Wanderung durch den Reaktorkern ändert, sich aber am gleichen Ort im Kern stets Brennelemente des gleichen Brennstoff- und Spaltproduktgehaltes befinden. Hieraus resultiert bei einem Reaktorbetrieb mit konstanter Leistung ein stationäres räumliches Neutronenfluß- und Leistungsprofil. Abweichungen hiervon ergeben sich nur aus dem realen Leistungsbetrieb, bedingt durch Abschaltungen, Lastwechsel oder Änderungen in der Brennelementbeschickung des Reaktors. Dieser Gleichgewichtszustand des Kerns wurde im 3. Kapitel beschrieben.

Im Gegensatz zum Gleichgewichtskern sind zu Beginn des Reaktorbetriebs in den Brennelementen noch keine parasitären Neutronenabsorber in Form von Spaltprodukten vorhanden. Hieraus folgt, daß eine Überkritikalität des Erstkerns durch ein verringertes Inventar an Spaltstoff, durch Zugabe von Neutronengiften, durch eine geeignete Betriebsweise des Reaktors bzw. durch eine Kombination dieser Maßnahmen verhindert werden muß. Die betriebsmäßigen Regel- und Abschaltvorrichtungen sollten hierzu nicht oder in nur geringem Maße eingesetzt werden müssen, um deren bestimmungsgemäße Verfügbarkeit nicht einzuschränken.

Ziel der Erstkernauslegung muß ferner sein, die räumliche Wärmequellverteilung ähnlich der des Gleichgewichtskerns zu gestalten. Die für das Gleichgewichtscore definierten Grenzwerte für die Leistungserzeugung, d.h. für Temperaturen und Wärmeflüsse in den Brennelementen, müssen auch im Erstcore und während der Einlaufphase des Reaktors eingehalten werden.

Diesen Forderungen zum Teil entgegen steht das Bestreben nach einer möglichst geringen Belastung der Stromgestehungskosten durch die Brennelementbeschickung des Erstkerns, d.h. nach einem möglichst kleinen Barwert des Brennelementinventars im Erstkern.

Der letztgenannte Gesichtspunkt legt die teilweise Beschickung des Erstkerns mit brennstofffreien Moderatorelementen nahe, deren Herstellungskosten vergleichsweise gering sind. Die resultierende Leistungsbelastung der verbleibenden Brennelemente bestimmt dann die Obergrenze des Anteils dieser "Blindkugeln".

Das Abwägen dieser Gesichtspunkte führte schließlich zur Wahl eines Blindkugelanteils im Erstcore von 50%. Diese Moderatorelemente sind homogen mit den Brennelementen vermischt. Die maximale Leistungsbelastung des Brennstoffs liegt dann - wie weiter unten gezeigt - bei der Inbetriebnahme nominell unterhalb von 200 mW je coated particle und ist somit für die verwendeten 500 μ -Triso-Partikel durch Bestrahlungstest ausreichend abgesichert.

5.2 Inbetriebnahmephase

Nach Festlegung des Brennstoffinventars der Brennelemente sowie des Blindkugelanteils bleiben als freie Parameter zur Einstellung der Kritikalität des frischen Reaktorkerns die Spaltstoffanreicherung des Brennstoffs und ggf. das Leistungsniveau des Reaktors.

Den zeitlichen Verlauf der Kritikalität des Cores während der Inbetriebnahmephase, wie sie sich bei Vollastbetrieb theoretisch - ohne Eingriff des Regelsystems - einstellen würde, zeigt Abb. 21 (Fall: konstante Coreleistung). Die Abbildung 22 dient dem Verständnis dieses Zusammenhanges.

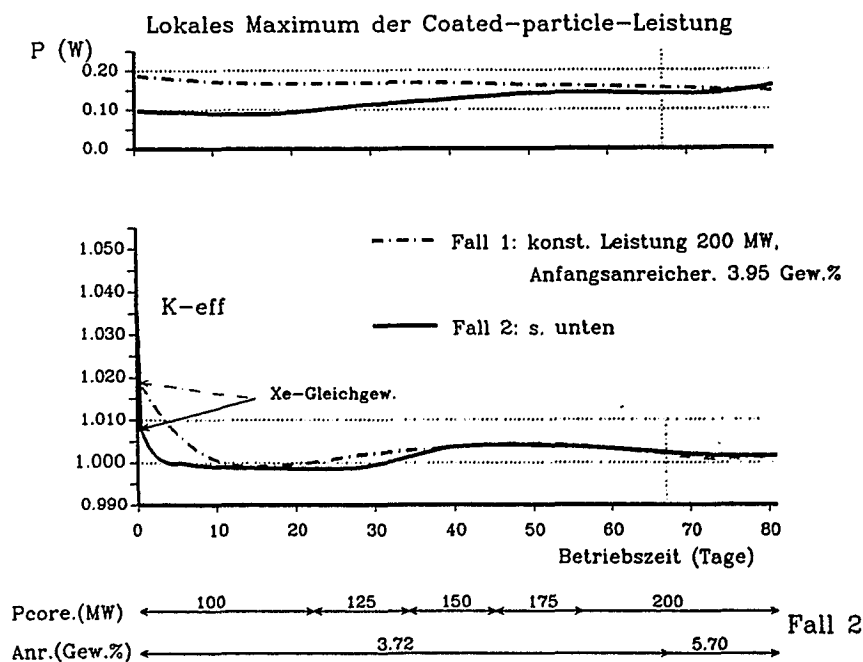


Abb. 21: Strategie zur Inbetriebnahme

Der spaltproduktfreie Erstkern hat zunächst eine Überschußreaktivität von 5.4% Δk . Im Verlauf des ersten Betriebstages stellt sich die Gleichgewichtskonzentration des ^{135}Xe ein. Die Überschußreaktivität beträgt dann noch ca. 2% Δk .

Während der ersten zwei Wochen Vollastbetrieb werden frische Brennelemente nachgeladen, deren Spaltstoffanreicherung gleich der der Erstkernelemente ($N_{\text{fiss}}/N_{\text{U}} = 3.95\%$) d.h. nur etwa halb so groß wie im späteren Gleichgewichtsbetrieb ist. Die Zuführrate der Brennelemente ist zunächst doppelt so hoch wie im Gleichgewichtsbetrieb, so daß die Zuführrate des Spaltstoffs etwa die gleiche ist (s. Abb. 21). Blindkugeln werden dem Zyklus entnommen, um das Corevolumen konstant zu halten.

In den ersten Monaten werden nur brennstofffreie Blindelemente entladen. Hierdurch steigt während der ersten Betriebsmonate das Spaltstoffinventar des Kerns stetig an, in den ersten Wochen zusätzlich durch den Aufbau erbrüteten Plutoniums (s. oberes Diagramm in Abb. 22, gestrichelte Kurve). Das untere Diagramm zeigt den einhergehenden Aufbau der parasitären Neutronenabsorption durch die sich aufbauenden Spaltprodukte zusätzlich zum ^{135}Xe . Durch deren schnellen Anstieg in den ersten vier Betriebswochen wird der Zuwachs an Spaltstoff im Reaktorkern überkompensiert. Die Folge ist das in Abb. 21 zu erkennende Absinken der Reaktivität in diesem Zeitraum. Die Forderung nach $k_{\text{eff}} \geq 1$ zu jedem Zeitpunkt bestimmt die Spaltstoffanreicherung (3.95 Gew.% ^{235}U) des Brennstoffs. Für das Erstcore resultiert dann die genannte Überschußreaktivität von ca. 2% Δk (nach Xe-Aufbau).

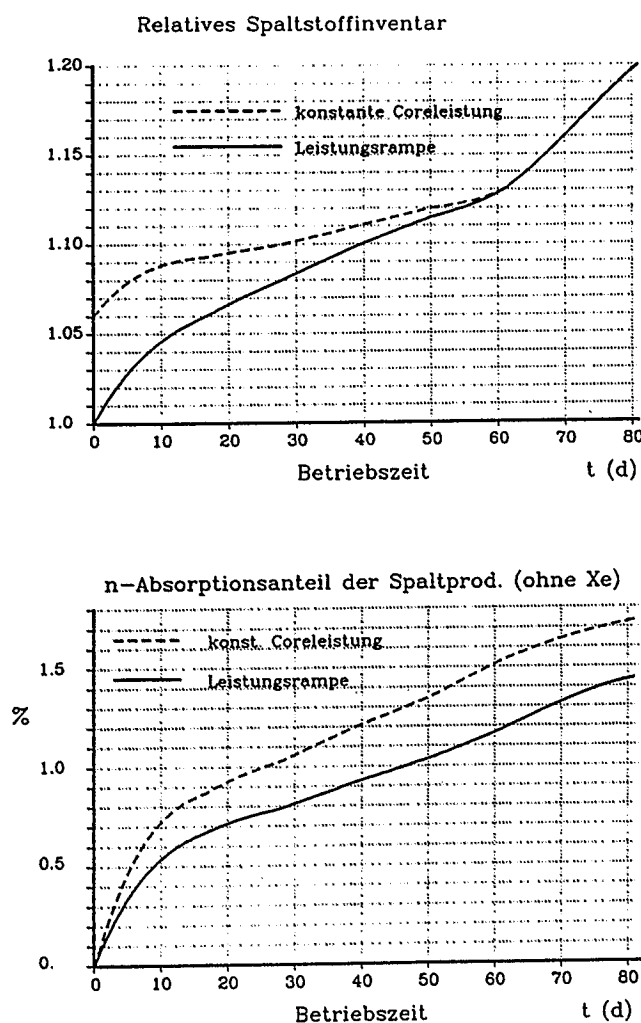


Abb. 22: Spaltstoffinventar und Spaltproduktabsorption in der Anfangs-Betriebsphase

Die von der Firma INTERATOM z.Zt. vorgesehene Methode zur Kompensation dieser Reaktivität beruht auf dem Einsatz eines kleinen Anteils von Graphitelementen, die

„abbrennbare Neutronengifte“ (z.B. Bor, Hafnium) enthalten. Dieser Weg wurde beim THTR-Reaktor erfolgreich beschritten. Er beinhaltet jedoch einige prinzipielle, nach unserer Ansicht vermeidbare Nachteile:

- Ein zusätzlicher Typ von Kugelementen (neben Brennstoff- und Blindkugeln) ist im Bereich der Brennelementherstellung, des Transports und der Reaktorbeschickung zu identifizieren und zu handhaben.
- Der Reaktivitätseffekt dieser Absorberelemente und ihr Bestrahlungsverhalten sind zu verifizieren.
- Die nur statistisch vorherzusagende Wanderung dieser Elemente durch den Kern beim Umwälzen des Kugelbettes bedingt Unsicherheiten bezüglich einer genauen Vorhersage ihres Einflusses auf die Reaktivität des Reaktors und auf die lokale Neutronenflußverteilung.
- Die parasitäre Neutronenabsorption erfordert ein höheres Spaltstoffinventar des Erstkerns als prinzipiell erforderlich („Poison eats money“).

Diese Aspekte motivierten zu dem Versuch, eine Betriebsweise des Reaktors während der Inbetriebnahmephase zu bestimmen, welche einerseits den Einsatz von abbrennbaren Neutronengiften im Core erübrigt, ohne andererseits die nötige Reaktivitätsreserve des Kontroll- und Abschaltsystems in unzulässiger Weise einzuschränken.

Die Analyse der in den Abb. 21 und 22 dargestellten Zusammenhänge führte zu folgender, hier vorgeschlagener Betriebsstrategie (in Abb. 21 als „Fall 2“ dargestellt):

- Die Spaltstoffanreicherung der Erstkernbrennelemente wird von 3.95 auf 3.72 Gew.% gesenkt.
- Die thermische Reaktorleistung wird während der ersten 3 Betriebswochen auf 100 MW begrenzt und danach stufenweise angehoben. Nach ca. 8 Wochen wird die Vollastleistung (200 MW) erreicht.

Als Folge der erstgenannten Maßnahme sinkt die Überschußreaktivität des Erstkerns bei Xe-Gleichgewicht von 1.9 auf 0.77% Δk . Durch die Leistungsbegrenzung während der ersten zwei Betriebsmonate steigt das Spaltstoffinventar schneller an als bei Vollastbetrieb und erreicht am Ende dieser Betriebsperiode schließlich den gleichen Wert wie im Fall des sofortigen Vollastbetriebs (s. Abb. 22, oben). Parallel hierzu erfolgt der Aufbau der Spaltprodukte aufgrund der verringerten Anfangsleistung des Reaktors verzögert

und ihre Neutronenabsorptionsrate ist nach zwei Wochen Betriebszeit um etwa 1/4 geringer (s. Abb. 22, unten).

Die Summe dieser beiden Effekte führt zu einem wesentlich flacheren zeitlichen Verlauf von k_{eff} . Abb. 21 zeigt, daß für die gesamte Periode der Beschickung des Kerns mit dem Erstkernbrennelementtyp gilt: $1.008 > k_{\text{eff}} > 0.999$. Die Überschußreaktivität wird also durch die dargestellte Betriebsweise des Reaktors um mehr als 1 nile reduziert. Das Ausregeln der verbleibenden Reaktivität kann durch das erste Abschaltssystem des Reaktors erfolgen. Dies wird durch Tabelle XIII verdeutlicht:

Tabelle XIII: Wirksamkeit der Kontrollstabbank (auch 1. Abschaltssystem)

		Gleichgewichtscore	Erstcore
Nennleistung, Stäbe in 0-Position (248 cm)	K_{eff}	1.0001	1.0077
Stäbe Unterkante Deckenreflektor	K_{eff}	1.0155	1.0215
Stäbe 546 cm eingefahren	K_{eff}	0.9794	0.9763
Kapazität der 6 Stäbe	ΔK_{eff}	0.0361	0.0452
Unterkritikalität in Stabstellung 546 cm	ΔK_{eff}	-0.0206	-0.0237

Die Rechnungen, welche die oben genannten Kritikalitätswerte ergeben, wurden für die Normalposition der Regelstäbe durchgeführt, d.h. für diejenige Position, welche sie während des Vollastbetriebs des späteren Gleichgewichtskerns einnehmen werden. Bei dieser Stabposition würde sich dann im Erstkern - wie erläutert - $k_{\text{eff}} = 1.0077$ einstellen. Zum Erreichen eines gerade kritischen Erstkerns und während der Inbetriebnahmephase müssen also die Stäbe etwas tiefer in den Seitenreflektor eingefahren sein (vgl. Regelstabcharakteristik im Gleichgewichtszyklus in Abb. 10). Dies ist nur zulässig, wenn der dann verbleibende Abschalt-Reaktivitätseffekt der Regelstäbe ebenso sicher für eine Heißabschaltung des Reaktors ausreichend ist wie im Gleichgewichtskern.

Der Vergleich der Reaktivitätsbilanzen der Abschaltstäbe in Erst- und Gleichgewichtskern (Tab. XIII) zeigt, daß trotz der vorhandenen Überschußreaktivität im Erstkern k_{eff} bei vollständig eingefahrenen Stäben um 0.3% niedriger ist als im Gleichgewichtskern. Die erforderliche Abschaltreserve des Stabsystems bleibt daher auch während der Inbetriebnahme des Reaktors erhalten. Die insgesamt durch die Stäbe gebundene Reaktivität beträgt dann im Erstkern bei einer Reaktorleistung von 100 MW 2.15 nile.

Die Simulation der Absorberstäbe im vorliegenden "R-Z"-Rechenmodell durch einen "Zylinderring" in der realen radialen Position der Regelstäbe erfolgte nach Justierung der ^{10}B -Konzentration auf 3-D-Rechnungen von W.Scherer /17/.

Der durch die vorgeschlagene Beschränkung der Reaktorleistung in den ersten ca. 8 Betriebswochen errechenbare Verlust an Erzeugung elektrischer Energie von ca. 37 GWh ($\eta \sim 0.4$) gegenüber einem Vollastbetrieb beginnend zur Stunde 0 des Reaktors ist ohnehin nur theoretischer Natur, da das hier vorgeschlagene stufenweise "auf-Leistungs-gehen" eher der gängigen (Genehmigungs-)Praxis entspricht. Eine wesentliche wirtschaftliche Pön ist hier wohl nicht zu erwarten.

5.3 Einlaufphase: Brennelementbeschickung

Mit fortschreitender Betriebsdauer nimmt der Abbrand des Brennstoffs im Core zu. Im Verlauf der Einlaufphase muß daher die Spaltstoffanreicherung des frischen Brennstoffs in einem oder mehreren Schritten auf die des späteren Gleichgewichtskerns angehoben werden. Zwei alternative Beladungsstrategien wurden untersucht und sind in Abb. 23 verdeutlicht:

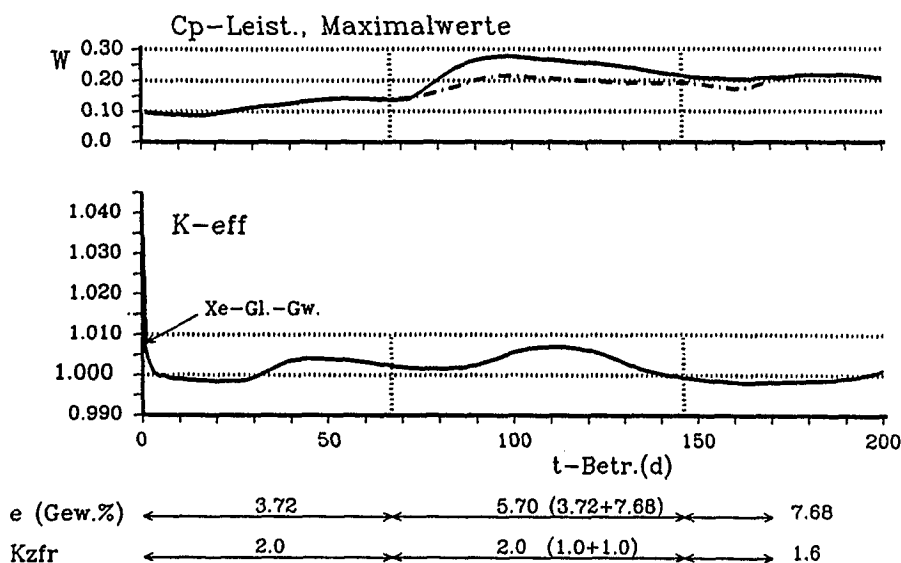


Abb. 23: Einbrennphase

Im untersten Teil des Bildes sind die Spaltstoffanreicherung der Nachladebrennelemente ("e" in Gewichtsprozenten) und die relative Kugelzuführtrate (Kzfr) angezeigt. Letztere bedeutet die zeitliche Zuführtrate an frischen Brennelementen bezogen auf diejenige des späteren Gleichgewichtskerns. Sie ist identisch mit der Ausscheiderate von zunächst Blindkugeln, später von abgebrannten Brennelementen.

Während der ersten ca. 70 Betriebstage bestehen die Nachladechargen aus denselben Brennelementen wie der Erstkern. Die Nachladerate ist doppelt so hoch wie bei der

späteren Gleichgewichtsbeschickung. Danach wird die Spaltstoffanreicherung des Brennstoffs von 3.72% auf 5.7% angehoben. Die gestrichelte Kurve im oberen Teil von Abb. 23 zeigt die resultierende, maximale Leistungsbelastung der Coated Particles.

Dieselbe mittlere Spaltstoffanreicherung läßt sich auch durch eine Mischung im Verhältnis von 1:1 aus den Erstkernbrennelementen ($e = 3.72\%$) und denen des Gleichgewichtskerns ($e = 7.68\%$) einstellen. In diesem Fall erübrigen sich Herstellung und Handhabung eines dritten Anreicherungsgrades des Urans. Die maximale Leistung der coated particles steigt in den Brennelementen mit der höheren Anreicherung auf nahe 300 mW (durchgezogene Kurve in Abb. 23).

Die zweite der beschriebenen Beschickungsvarianten ist z.Zt. Referenz. Die in der Abbildung zu erkennende, auszuregelnde Schwankungsbreite von k_{eff} bleibt wie beim Erstkern unterhalb von $1\% \Delta k$. Da die Kritikalitätsänderungen sich hier sehr langsam vollziehen, bietet sich ein Ausregeln über die Umwälzgeschwindigkeit der Brennelemente an, um die gesamte Abschaltreaktivität der Stäbe zu erhalten.

Nach ca. 150 Tagen Betriebszeit beginnt die Beschickung des Kerns mit ausschließlich Brennelementen des Gleichgewichtstyps. Von nun an wird die Nachladerate der Brennelemente stufenweise reduziert (s. Abb. 24). Nach ca. 300 Tagen sind die Blindkugeln vollständig aus dem Kern entfernt. Nach 2 Vollastjahren ist die Gleichgewichtsbeschickungsrate erreicht und die Einlaufphase des Reaktors ist abgeschlossen.

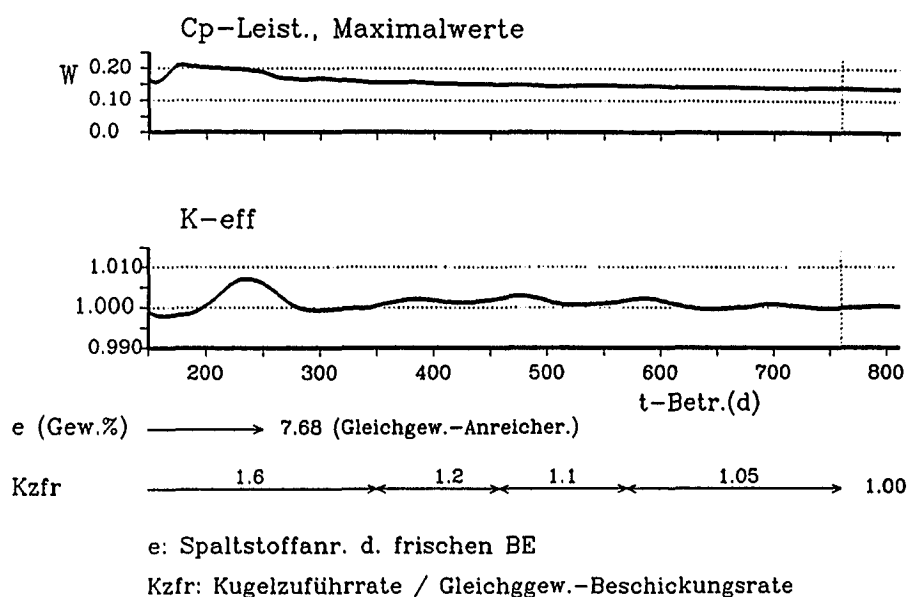


Abb. 24: Übergang zum Gleichgewichts-Core

5.4 Einlaufphase: Kernaufheizung im Druckentlastungsstörfall

Das größte Spaltproduktinventar des Kugelbettreaktors wird im Abbrandgleichgewicht des Kerns erreicht. Setzt man konstante Reaktorleistung voraus, so steigt die gesamte Nachwärmeproduktion des Kerns nach der Inbetriebnahme stetig an und erreicht schließlich - wie der Schwermetallabbrand - einen Gleichgewichtszustand.

Dies gilt nicht unbedingt für die lokale Nachzerfallsleistung. Das lokale Inventar an langlebigen Spaltprodukten wird durch den Abbrand des Brennstoffs bestimmt, dasjenige der Spaltprodukte mit kurzen Halbwertszeiten primär durch die kurz vor der Reaktorabschaltung produzierte Spaltleistung der Brennelemente am betrachteten Ort im Reaktor.

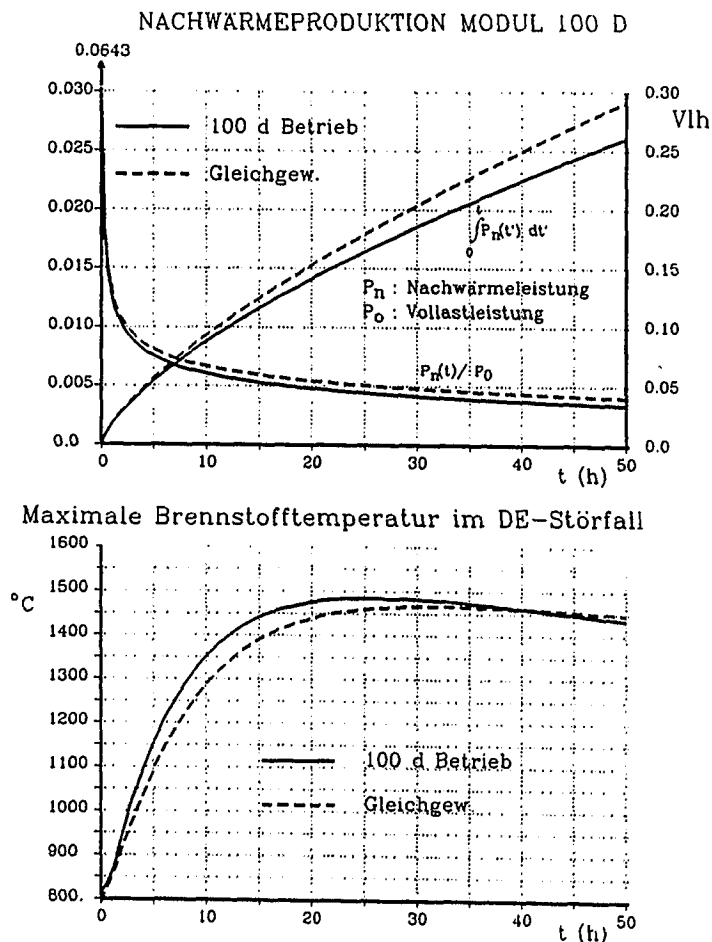


Abb. 25: Charakteristik eines Störfalles 100 Tage nach Betriebsbeginn

Während der Einlaufphase des Kerns ändert sich infolge der in Kapitel 5.3 beschriebenen, mehrfach modifizierten Brennelementbeschickung innerhalb der tolerierbaren Bandbreite auch die räumliche Leistungsdichteverteilung des Kerns. So erreicht, wie aus

den Abbildungen 23 und 24 zu ersehen ist, die lokale Leistungserzeugung der Brennelemente nach ca. 100 Tagen Betriebszeit ihr Maximum. Die maximale, lokale Leistungsdichte des Kerns beträgt zu diesem Zeitpunkt 5.94 MW/m^3 (Peak-Faktor 1.98) im Vergleich zu 5.13 MW/m^3 (Peak-Faktor 1.71) im Gleichgewichtskern.

Die Bedeutung dieses Zusammenhanges ist in Abb. 25 dargestellt. Das obere Bild zeigt den Vergleich der gesamten Nachwärmeleistung des Kerns bezogen auf die Vollastleistung vor Abschaltung sowie des Zeitintegrals der Zerfallsleistung - gemessen in Stunden Vollastleistung - zwischen dem Gleichgewichtskern und dem Kern nach 100 Betriebstagen. Die relative Nachzerfallsleistung des Kerns fällt innerhalb eines Tages von anfänglich 6.4% auf etwa 0.5% mit etwas höheren Werten im Gleichgewichtskern. Entsprechend ist dessen zeitliches Nachwärmeintegral nach 30 bis 35 Stunden um ca. 10% höher.

Einen qualitativ anderen zeitlichen Verlauf zeigt der Vergleich der maximalen Brennstofftemperatur: Im Gleichgewichtskern wird 30 bis 35 Stunden nach Druckentlastung ein Temperaturmaximum von nominell 1467°C erreicht. Danach sinkt die Temperatur langsam ab. Nach erst 100 Tagen Reaktorbetriebszeit hingegen erzeugt die höhere lokale Betriebsleistung zunächst eine höhere lokale Nachzerfallsleistung. Die maximale Brennstofftemperatur steigt schon nach etwa 24 Stunden auf nominell 1484°C an, sinkt dann aber aufgrund des geringeren Inventars langlebiger Spaltprodukte schneller ab als im Gleichgewichtskern.

Die während der Einlaufphase zu erwartende Brennstofftemperatur im Druckentlastungsstörfall ist also geringfügig (im Rechenbeispiel um 14°C) höher als im Gleichgewichtskern.

6. Literatur

- / 1/ H.Reutler, G.H.Lohnert:
"The Modular High-Temperature Reactor", Nuclear Technology Vol. 62 (July 1983) 22 - 30
- / 2/ E.Teuchert, U.Hansen, K.A.Haas:
"V.S.O.P. - Computer Code System for Reactor and Fuel Cycle Simulation", JÜL-1649, Kernforschungsanlage Jülich GmbH (März 1980). "Version 1991" in Vorbereitung
- / 3/ W.Feltes, T.Kindt, N.Kohtz, H.Haque:
Abschlußbericht zum F&E-Vorhaben "Untersuchung zur Erfüllung der sicherheitstechnischen Randbedingungen beim Erstkern", INTERATOM-Bericht 54.08082.4 vom 29.V.91, INTERATOM, D-5060 Bergisch Gladbach 1, Postfach
- / 4/ L.Binkele:
"Ein Verfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von neutronenbestrahlten Graphiten bei Temperaturen zwischen 50 und 1000°C", JÜL-1096-RW, Kernforschungsanlage Jülich GmbH (August 1974)
- / 5/ VDI-Wärmeatlas:
Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 4. Auflage (1984)
- / 6/ K.Robold:
"Wärmetransport im Inneren und in der Randzone von Kugelschüttungen", JÜL-1796, Kernforschungsanlage Jülich GmbH, (August 1982)
- / 7/ HOBEG, Hochtemperaturreaktor-Brennelement GmbH, D-6450 Hanau 11:
Private Mitteilung (Mai 1977)
- / 8/ E.Teuchert:
"Brennstoffzyklen des Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors in der Computersimulation", JÜL-2069, Kernforschungsanlage Jülich GmbH (Juni 1986)
- / 9/ A.De Volpi:
TRANS.AM.NUCL.SOC. 30, pg. 298 (November 1978)
- /10/ H.Gerwin, W.Scherer, E.Teuchert:
"The TINTE Modular Code System for Computational Simulation of Transient Processes in the Primary Circuit of a Pebble-Bed High-Temperature Gas-Cooled Reactor", Nucl.Sci.Eng. 103, 302 - 312 (1989)

- /11/ Y.Sun:
"Untersuchungen zur Übertragung der Sicherheitseigenschaften des MODUL-Reaktors auf einen großen Leistungsreaktor", JÜL-2585, Forschungszentrum Jülich GmbH (Februar 1992)
- /12/ H.Gerwin, W.Scherer:
"Treatment of the Upper Cavity in a Pebble-Bed High-Temperature Gas-Cooled Reactor by Diffusion Theory", Nucl.Sci.Eng. 97, 9 - 19 (1987)
- /13/ H.J.Rütten, K.A.Haas:
"NAKURE - Programm zur Berechnung der Nachzerfallsleistung der Kernbrennstoffe von Hochtemperatur-Reaktoren mit kugelförmigen Brennelementen", Aktualisierte Fassung, Interner Bericht KFA-ISR-IB-1/91 (Januar 1991)
- /14/ DIN 25485:
"Berechnung der Nachzerfallsleistung der Kernbrennstoffe von Hochtemperatur-Reaktoren mit kugelförmigen Brennelementen" (Mai 1990)
Dto., Dokumentation und Erläuterungen, Beiblatt 1 zu DIN 25485
- /15/ Veröffentlichung in Vorbereitung
- /16/ H.J.Rütten:
"Daten abgebrannter Brennelemente verschiedener Reaktoren und Brennstoffzyklen - Ermittelt mit dem Computercode ORIGEN-EXJÜL", Interner Bericht KFA-IRE-IB-12/79 (August 1979)
- /17/ W.Scherer:
"Zur Beschreibung der Stab- und KLAK-Führungshohlräume des MODUL-Reaktors im Diffusionscode CITATION", KFA Jülich, IRE-T, Interne Notiz (März 1989)

Jül-2618

Mai 1992

ISSN 0366-0885