



**KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH**

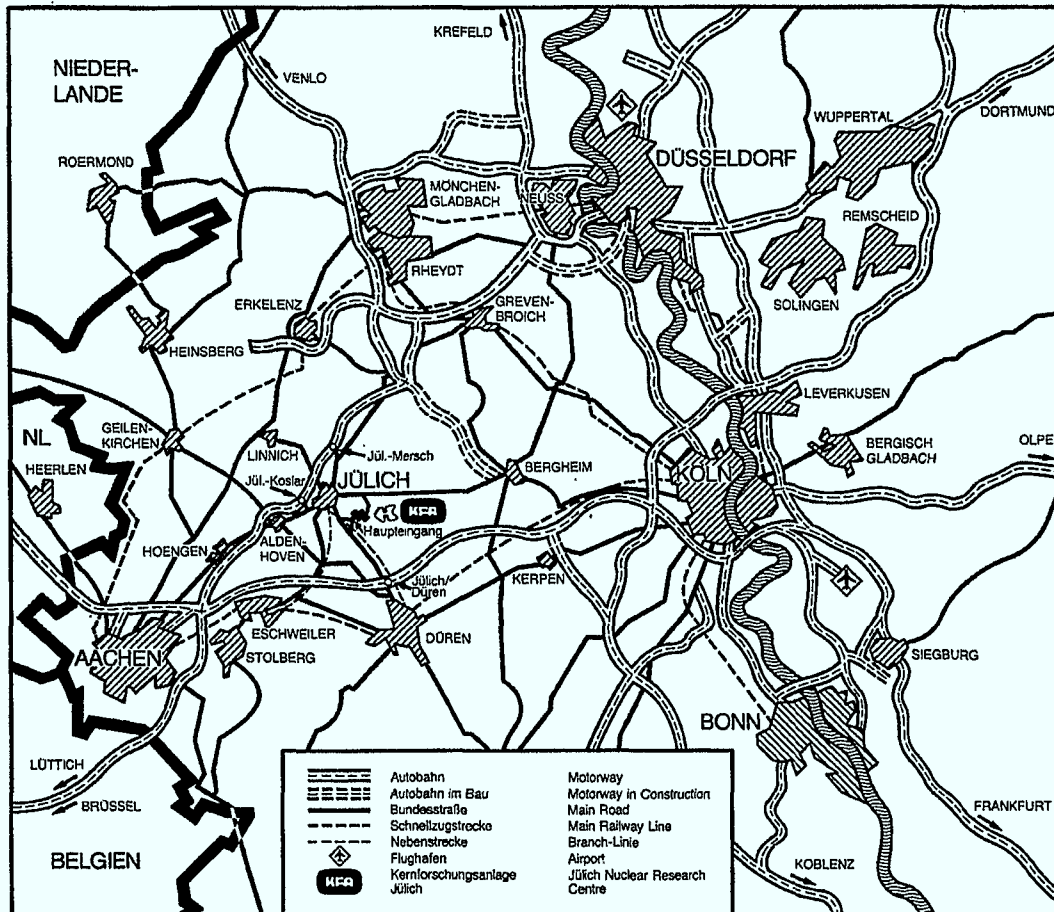
Institut für Reaktorentwicklung

**Beitrag zum Regelverhalten  
des Reaktorkerns von Kernkraftwerken  
mit Siedewasserreaktor  
am Beispiel der Anlage KKK**

von

Lutz-Peter Brandes

Jül-2149  
August 1987  
ISSN 0366-0885



**Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 2149**  
 Institut für Reaktorentwicklung Jül-2149

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

**Beitrag zum Regelverhalten  
des Reaktorkerns von Kernkraftwerken  
mit Siedewasserreaktor  
am Beispiel der Anlage KKK**

von

Lutz-Peter Brandes

D 82 (Diss. T.H. Aachen)

Contribution on the controllability of  
reactor cores for nuclear power plants with  
boiling water reactors demonstrated by KKK

by

Lutz-Peter Brandes

ABSTRACT

The international status of load-follow-operation experience for nuclear power plants with boiling-water reactors will be presented in this report. 3 D-core calculations will be used for analysing the influence of different types of core parameters with respect to load-follow capability and will be compared with operational experience. The accuracy and reliability of the calculations will be defined by power distribution measurements.

It will be shown, that the requirements for thermal margins (maximum fraction of linear heat generation rate and minimum critical power ratio) and PCI-related operational restrictions in a load-follow operation range of around 50 % to 100 % thermal power can be complied with.

Beitrag zum Regelverhalten des Reaktorkerns von  
Kernkraftwerken mit Siedewasserreaktor  
am Beispiel der Anlage KKK

von

Lutz-Peter Brandes

KURZFASSUNG

Die Arbeit faßt den internationalen Stand zu den Lastwechselerfahrungen von Kernkraftwerken mit Siedewasserreaktor zusammen.

Mit Hilfe von Simulationsrechnungen werden die einzelnen Einflußparameter des Reaktorkerns auf das Lastwechselverhalten untersucht und mit Betriebserfahrungen verglichen. Die Genauigkeit und Verläßlichkeit der Rechenergebnisse wird an Hand von Leistungsverteilungsmessungen bestimmt.

Es wird gezeigt, daß die Einhaltung der thermischen Grenzen (max. lineare Stabileistung und Abstand zur Siedeübergangleistung) sowie des PCI-bedingten Brennstoffschonprogramms in Lastwechselbereichen zwischen ca. 50 % und 100 % thermischer Reaktorleistung sichergestellt werden kann.



## Inhaltsverzeichnis

0. Einleitung	0/1 - 3
1. Einsatz von SWR-Kernkraftwerken im Regelbetrieb	1/1 - 8
2. Erfahrungsstand zum Regelbetrieb	2/1 - 8
3. Mechanisches Brennstabverhalten bei schnellen Leistungstransienten	3/1 - 21
4. Sicherheitstechnische Randbedingungen	4/1 - 6
5. Verifikation der verwendeten Rechenprogramme	5/1 - 15
6. Xenonverhalten bei langsamen Ganzkerntransienten	6/1 - 29
7. Auswahl geeigneter Lastwechselvarianten	7/1 - 8
8. Reaktorphysikalische Einflüsse durch den Lastwechselbetrieb	8/1 - 27
9. Weiterführende Betrachtungen	9/1 - 21
10. Wesentliche Ergebnisse und Schlußfolgerungen	10/1 - 4
Anhang 1: Programmbeschreibung RS3D	A1/1 - 12
Anhang 2: Programmbeschreibung Pl	A2/1 - 6
Anhang 3: Serviceprogramme	A3/1 - 4
Anhang 4: Auslegungsdaten der Anlage KKK	A4/1 - 5
Literaturverzeichnis	II
Abbildungsverzeichnis	III - IV
Tabellenverzeichnis	V

## L i t e r a t u r v e r z e i c h n i s

	S e i t e
zu Kapitel 1	1/6 - 7
zu Kapitel 2	2/7 - 8
zu Kapitel 3	3/20 - 21
zu Kapitel 4	4/6
zu Kapitel 5	5/15
zu Kapitel 6	6/29
zu Kapitel 7	7/8
zu Anhang 1	A 1/12
zu Anhang 2	A 2/6

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung		Seite
0-1	DVG Regelempfehlungen	0/3
1-1	Lastdiagramm	1/7
3-1	Grundlagen des Brennstoffschonprogramms	3/3
3-2	Wärmedehnung des Brennstoffes	3/8
3-3	Wärmedehnung des Hüllrohres	3/8
3-4	Zusammenhang zwischen Brennstofftemperatur und Stableistungsdichte	3/8
3-5	Radiales Temperaturprofil im Brennstab	3/10
4-1	Leistungsabhängige zulässige MFLPD	4/2
4-2	Durchsatzabhängige zulässige MASL	4/3
5-1	Vergleich von gemessenen und berechneten TIP-Schrieben	5/11
5-2	Vergleich von radialen und axialen Leistungsver- teilungsänderungen	5/12
5-3	Stabbilder	5/13
5-4	Vergleich von gemessenen und berechneten TIP-Werten	5/14
6-1	Verhalten von reaktorphysikalischen Größen im Lastwechselbetrieb	6/4
6-2	Veränderung der axialen Leistungsverteilung entlang der 100% URK	6/6
6-3	Änderung der Leistungs- und Dampfblasenverteilung entlang der 100% URK	6/7
6-4	Veränderung der axialen Verteilung durch Xenoneinfluß	6/8
6-5	Reaktivitätszusammenhänge	6/10
6-6	Aximale Leistungsverteilung nach Beendigung der Transiente	6/11
6-7	Radial gemittelte axiale Verteilung von Leistung und Xenonreaktivität	6/13
6-8	Radiale Leistungsverteilungsänderung	6/13
6-9	Übertragungsfunktion des Regelkreises	6/15
6-10	Regelkreis des Reaktors	6/16
6-11	Nyquist-Diagramm des stabilen Regelkreises	6/18
6-12	Nyquist-Diagramm des instabilen Regelkreises	6/18
6-13	Flußdichteabhängige Xenongleichgewichtskonzentration	6/19
6-14	Grenzmarken im Betriebskennfeld	6/21
6-15.1	Steuerstabbild im Vollastgleichgewichtszustand	6/23
6-15.2	Steuerstabbild nach Xenonkompensation	6/23
6-16	Veränderung der radialen und axialen Leistungsverteilung nach Stabbildanpassung	6/24
6-17	Aximale Leistungsverteilung für ausgewählte Brennelemente	6/25
6-18	Aximale und radiale Leistungsverteilungsänderungen nach Stabbildkorrektur	6/27
7-1.1-2	Antwortfunktionen nach Sprungfunktion	7/3
7-2.1-3	Einschwingverhalten von Regelungsgrößen	7/3

Abbildung	Seite	
8-1.1	Lastwechsel 100-85-100, 4 h	8/4
8-1.2	Lastwechsel 100-85-100, 8 h	8/4
8-1.3	Lastwechsel 100-70-100, 4 h	8/5
8-1.4	Lastwechsel 100-70-100, 8 h	8/5
8-1.5	Lastwechsel 100-55-100, 4 h	8/6
8-1.6	Lastwechsel 100-55-100, 6 h	8/6
8-1.7	Lastwechsel 100-55-100, 8 h	8/7
8-1.8	Lastwechsel 100-55-100, 12 h	8/7
8-2	Verhalten der MFLPD im Lastwechselbetrieb	8/10
8-3	Veränderung der axialen Verteilung im Lastwechselbetrieb	8/12
8-4	Abstand zu den Konditionierwerten im Lastwechselbetrieb	8/25
9-1	Lastwechsel 100-55-100, Gradient 15%/0,25 h	9/4
9-2.1	Lastwechsel 100-55-100, Gradient 15%/0,1 h	9/4
9-2.2	Lastwechsel 100-55-100, Gradient 15%/0,5 h	9/6
9-2.3	Lastwechsel 100-55-100, Gradient 15%/1 h	9/6
9-3.1	Veränderung der radialen und axialen Verteilung, Vierergruppe eingefahren	9/9-10
9-3.2	Veränderung der radialen und axialen Verteilung, Ausfahrlänge 100 cm	9/9-10
9-3.3	Veränderung der radialen und axialen Verteilung, Ausfahrlänge 200 cm	9/11-12
9-3.4	Veränderung der radialen und axialen Verteilung, Ausfahrlänge 300 cm	9/11-12
9-4.1	Veränderung der radialen Verteilung, Zentralstab eingefahren	9/14
9-4.2	Veränderung der radialen Verteilung, Zweiergruppe eingefahren	9/14
9-4.3	Veränderung der radialen Verteilung, Vierergruppe eingefahren	9/15
9-4.4	Veränderung der radialen Verteilung, Vierergruppe eingefahren	9/15
9-4.5	Veränderung der radialen Verteilung, Fünfergruppe eingefahren	9/16
9-5	Lastdiagramm	9/19
A 1-1	Leistungsverteilungsmodul im Standardbetrieb	A 1/12
A 2-1	Detektor-Lanzenzelle	A 2/5
A 2-2	Leistungsverteilungsermittlung im Pl	A 2/5
A 2-3	Programmsystem zur Ermittlung nuklearer Konstanten	A 2/6
A 4-1	Kernschema KKK	A 4/5

## T a b e l l e n v e r z e i c h n i s

Tabelle		Seite
1-1	Umfang des in KKK durchgeführten Regelbetriebes	1/5
3-1	KRB-Auslegungsdaten und Laständerungsraten	3/12
3-2	Werkstoffdaten von Zircaloy-2 und UO <sub>2</sub>	3/13
4-1.1	Fahrregeln für unkonditionierten Brennstoff	4/4
4-1.2	Fahrregeln für konditionierten Brennstoff	4/5
5-1	Genauigkeit der Programme P1 und RS3D	5/3-4
5-2	Verlauf des Multiplikationsfaktors im 2. Zyklus	5/7
5-3	Transiente vom 19.12.85, Verlauf des Multiplikationsfaktors	5/8
5-4	Vergleich von MASL und MFLPD am Nennlastpunkt	5/9
8-1	MASL- und MFLPD-Werte beim Lastwechselbetrieb	8/9
8-2	Verlauf von Größen entlang der 100%-URK	8/18
9-1	Maximalwerte von MFLPD und MASL bei 100 % Leistung	9/3
9-2	Steuerstabwirksamkeiten	9/16
A 4	Auslegungsdaten der Anlage KKK	A 4/1-2
A 4.1	Brennelementdaten	A 4/3
A 4.2	Brennelementdaten	A 4/4

## D a n k s a g u n g

Diese Arbeit wäre ohne die tatkräftige Unterstützung und Ermunterung durch Herrn Prof. Kilian nicht entstanden, der leider die Fertigstellung nicht mehr miterleben durfte. Ich habe versucht, sie in seinem Sinne zu Ende zu führen, indem ich seine Vorstellungen, Gedanken und Anregungen so weit wie möglich einfließen ließ.

Herrn Prof. Hecker möchte ich ausdrücklich dafür danken, daß er sich bereit erklärt hat, die Arbeit eines externen Gastmitarbeiters zu unterstützen und jederzeit zu fördern. Sein Interesse am Fortgang und Ergebnis dieser Untersuchung war mir immer eine wertvolle Hilfe. Herrn Prof. Schulten spreche ich meinen besonderen Dank aus für die Bereitschaft das Korreferat von Herrn Prof. Kilian zu übernehmen und sich für den Abschluß dieser Arbeit einzusetzen.

Herrn Hartel danke ich für die Bereitwilligkeit, diese Arbeit zu fördern und zu einem erfolgreichen Abschluß zu bringen und für sein großes Interesse am behandelten Thema, ohne das diese Arbeit neben meiner beruflichen Tätigkeit nicht hätte durchgeführt werden können.

Insbesondere gilt mein Dank auch Frau Stumpenhagen, die sich bereitwillig der Mühe unterzogen hat, das Manuskript von den Entwürfen bis zur Fertigstellung zu bearbeiten um ihm eine angemessene Form zu geben.

Ferner gilt mein Dank Frau Pilenz und Frau Haupt, die gewissenhaft die graphischen Arbeiten durchgeführt haben.

## 0. Einleitung

Die vorliegende Arbeit versucht, die reaktorphysikalischen Einflüsse, die während des Regelbetriebes von Kernkraftwerken mit Siedewasserreaktor auftreten, herauszuarbeiten und zu erklären. An Hand von Simulationsrechnungen und der Auswertung von Betriebserfahrungen des Kernkraftwerkes Krümmel (KKK) sollen die theoretischen Zusammenhänge beschrieben und im Hinblick auf ihre Übertragbarkeit auf andere SWR-Anlagen bewertet werden.

Den Anstoß zu dieser Arbeit gaben gemeinsame Bemühungen von Betreiberseite, allgemeingültige Aussagen über die Möglichkeiten, Kernkraftwerke am Regelbetrieb zu beteiligen, zu treffen. Dabei zeigte es sich, daß sehr unterschiedliche Meinungen über die in diesem Zusammenhang auftretenden Probleme bestehen. Die Schwierigkeiten, die im Regelbetrieb erwartet werden, wurden im Jahre 1984 vom Fachausschuß "Regelaufgaben" der Deutschen Verbundgesellschaft, einem Zusammenschluß aller deutscher Energieversorgungsunternehmen, in einer gemeinsamen Stellungnahme zusammengefaßt. Im Folgenden sollen die Aussagen, soweit sie SWR-Anlagen betreffen, wiedergegeben werden.

1. Gründe für das eingeschränkte Lastwechselverhalten von Kernkraftwerken
  - 1.1 Bedingt durch Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und Hüllrohr (Pellet-Cladding Interaction, PCI) kann bei instationärem Betrieb im Leistungsbereich ( $\geq 40 \% P_N$ ) die Wahrscheinlichkeit von Brennelementschäden signifikant ansteigen ( $P_N$  = Nennleistung).
  - 1.2 Brennelementschäden erzeugen eine erhöhte Aktivität im Kühlmittel und daraus resultierend einen erhöhten Aktivitätsanfall in der Anlage. Vorhersehbare Brennelementschäden können deshalb nicht zugelassen werden.

2. Mögliche Einschränkungen im Lastwechselverhalten von Kernkraftwerken durch Brennstoffschonprogramme
  - 2.1 Bei Siedewasserreaktoren können sich für Reaktorleistungen  $\geq 85\%$  und in Abhängigkeit von der Teillastdauer zulässige Leistungserhöhungsgeschwindigkeiten zwischen  $6,5\% P_N/h$  und  $0,5\% P_N/h$  sowie Haltezeiten für einen Steuerstab nach einer Ausfahrbewegung (von 2 bis 3 cm) zwischen 0,5 h und 8 h ergeben.
  
3. Heutiger Kenntnisstand über Konsequenzen aus der Anwendung von Brennstoffschonprogrammen
  - 3.1 Nur mit vollständig konditionierten Brennelementen und ausgehend von einem länger andauernden Beharrungszustand des Reaktors ist die Teilnahme der Kernkraftwerke an der Primärregelung im Bereich von  $+3$  bis  $-5\% P_N$  denkbar. Betriebserfahrungen über einen längeren Zeitraum liegen darüber noch nicht vor (Konditionierung bedeutet, daß der Brennstab an dieses Leistungsniveau herangeführt wurde).
  - 3.2 Siedewasserreaktoren können, zumindest im Bereich oberhalb von  $85\% P_N$ , die im DVG-Bericht (siehe Abb. 0-1) vereinbarten Lastwechselforderungen im allgemeinen nicht erfüllen.
  - 3.3 Die Teilnahme von Kernkraftwerken an der Primärregelung ist im Leistungsbereich oberhalb von  $85\% P_N$  im allgemeinen nicht möglich.
  - 3.4 Die Teilnahme von Kernkraftwerken an der Primärregelung ab einer bestimmten Frequenzabweichung (Totband) zur Reduzierung der Regelmovements ist wegen der in solchen Ausnahmefällen notwendigen hohen Leistungsänderungsgeschwindigkeit nicht sinnvoll.

#### 4. Zukünftige Situationen sowie Abschätzung technischer Weiterentwicklungen bei Brennelementen

4.1 Bedingt durch immer restriktivere Auflagen der Genehmigungsbehörde dürften die genehmigten Aktivitäts-Abgabemengen der Kraftwerke in Zukunft wesentlich geringer werden und damit mit weiteren Einschränkungen zu rechnen sein.

4.2 Verbesserungen der Brennelemente, z.B. Herabsetzung der Stableistung durch Einsatz von 9x9-Brennelementen im SWR oder Zr-Liner, lassen sich in ihren Auswirkungen frühestens nach zwei vollständigen Brennstoffzyklen (ca. 6 bis 8 Jahre) abschätzen.

4.3 Bei dem heutigen Mangel an theoretischem und praktischem Wissen um den Zusammenhang zwischen Leistungsänderungen und der Wahrscheinlichkeit von Brennelementschäden ist jedes Brennstoffprogramm mit Unsicherheiten in beiden Richtungen behaftet.

Aufbauend auf den Annahmen soll im Folgenden überprüft werden, wie weit diese Befürchtungen berechtigt sind oder bei detaillierter Betrachtung gegenstandslos werden. Hierzu werden die reaktorphysikalischen Einflußgrößen ermittelt und ihr Verhalten anlagenübergreifend unter Verwendung von Daten der Anlage KKK beschrieben.

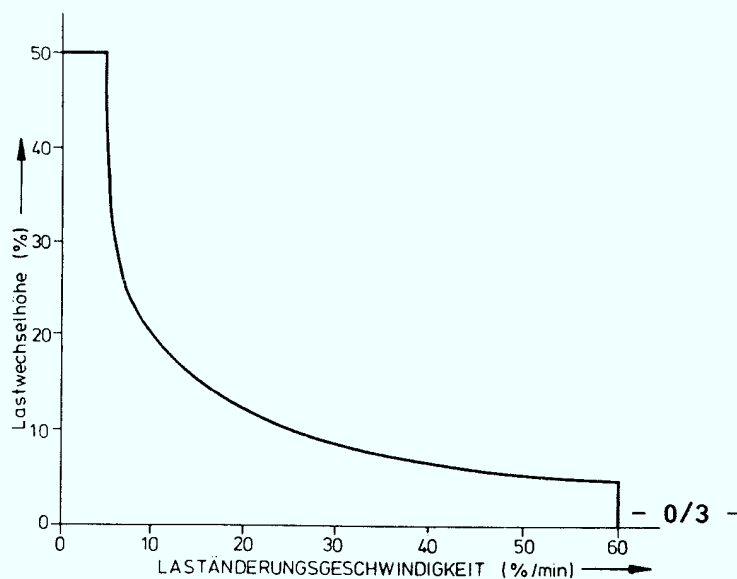


Abb. 0-1 DVG-Regelempfehlungen



## 1. Einsatz von SWR-Kernkraftwerken im Regelbetrieb

Die Aufgabe der Energieversorgungsunternehmen besteht darin, den Einsatz von Erzeugungsanlagen in Übereinstimmung zu bringen mit den Erfordernissen des Verbundnetzes und der jeweiligen Verbrauchssituation. Der Einsatz der Erzeugungsanlagen eines Energieversorgungsunternehmens (EVU) geschieht dabei nach technischen und betriebswirtschaftlichen Kriterien unter Berücksichtigung der jeweiligen Struktur des Versorgungsgebietes.

Die Anlagen werden dazu in drei Kategorien eingeteilt, die den Einsatzbereichen entsprechen:

- Grundlastbereich
- Mittellastbereich
- Spitzenlastbereich

Thermische Kraftwerke werden dabei in allen drei Kategorien eingesetzt. Kernkraftwerke, als Untergruppe der thermischen Kraftwerke, werden demgegenüber überwiegend weltweit bis heute im Grundlastbereich betrieben. Der entscheidende Grund hierfür liegt darin, daß der brennstoffabhängige Anteil an den Erzeugungskosten gegenüber anderen thermischen Anlagen, die fossile Brennstoffe einsetzen, i.a. deutlich niedriger ist, während die Kapitalkosten bei Kernkraftwerken überwiegen, so daß der wesentliche Kostenanteil erzeugungsunabhängig ist. Wegen des Brennstoffkostenvorteils bietet sich der Einsatz der Kernenergie in der Grundlast daher an.

Daneben beeinflussen jedoch auch die für jedes EVU unterschiedlichen ökonomischen und technischen Randbedingungen die Einsatzstrategie der Anlagen.

Mit zunehmenden Anteil der Kernenergie an der öffentlichen Versorgung (BRD 1985; 36%) stellt sich die Frage, wie weit die Kernkraftwerke sinnvoll am Regelbetrieb teilnehmen können. Zur Beurteilung können allerdings nicht mehr allein wirtschaftliche Gesichtspunkte herangezogen werden, es müssen auch technische Randbedingungen mit in die Bewertung einfließen.

Bevor auf diese Randbedingungen eingegangen werden kann, müssen die Regelaufgaben spezifiziert werden. Für thermische Anlagen sind die Erfordernisse von der DVG (Deutsche Verbundgesellschaft e.V.), einem

Zusammenschluß der deutschen EVU's, festgelegt worden /1-1, 1-2/. Sie stellen die Grundlage der Abb. 0-1 dar und geben die erforderliche, maximale Laständerungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Lastwechselhöhe wieder.

Eingeteilt wird der Regelbetrieb in die drei Anforderungsstufen:

- Primärregelung
- Sekundärregelung
- Lastwechselbetrieb (Tertiärregelung)

Unter Primärregelung ist dabei zu verstehen, daß die Anlagen regelungstechnisch in der Lage sein müssen, den augenblicklichen Ausfall des größten Blockes im Verbundnetz aufzufangen, ohne daß die damit verbundene Absenkung der Netzfrequenz zum Lastabwurf von Verbraucherleistung führt. Dies ist bereits bei Unterschreiten einer Frequenz von 49,1 Hz gegeben. Um den Lastabwurf zu vermeiden, müssen die Kraftwerksblöcke bereits bei einer Abweichung von 20 mHz von der Sollfrequenz (50 Hz) zur Frequenzstützung 2,5% ihrer Nennleistung als Stellreserve vorhalten. Für den Fall, daß die Bundesrepublik vom westeuropäischen Verbundnetz getrennt wird, muß die Stellreserve auf 5% erhöht werden. Kernkraftwerke sollen den Stellbereich von 5% in 5 s durchfahren können.

Die Sekundärregelung ist eine Leistungs-Frequenzregelung mit dem Ziel, Abgabe und Bezug elektrischer Leistung zwischen benachbarten Verbundpartnern im zeitlichen Mittel auszugleichen, d.h. die Austauschleistung und die Frequenz auf ihre Sollwerte zurückzuführen. Die Anforderungen, die dabei an die Regelung der Übergabeleistung zu stellen sind, hängen jeweils von der Situation der betroffenen Verbundpartner ab. Als typisch können dabei jedoch die Anforderungen im Bereich der Hamburgischen-Electricitäts-Werke AG (HEW) angesehen werden (Regelbereich:  $10\% P_N$ , Regelungsgeschwindigkeit:  $2,5\% P_N / \text{Minute}$ ).

Der Lastwechselbetrieb (Tertiärregelung) ist die Veränderung der Anlagenleistung durch die Betriebsmannschaft zur Anpassung der Erzeugung an die jeweilige Verbrauchssituation nach Vorgabe des Lastverteilers.

Im Gegensatz zur Primär- und Sekundärregelung findet hier keine automatische Regelung statt; die Leistung wird aus abrechnungsrelevanten Gründen in sogenannten Scheiben von 50 oder 100 MW jeweils zu Beginn einer

Viertelstunde angehoben oder abgesenkt. Bei Anwendung der Tertiärregelung würde die automatische Anpassung der Erzeugung an die jeweilige Verbrauchersituation im On-line-Betrieb von dem Optimierungsrechner der Lastverteilung durchgeführt. Damit ergeben sich Laständerungsgeschwindigkeiten bis zu 400 MW/h (entsprechend ca. 30%/h bei einer 1300 MW-Anlage) in einem realistisch maximal zu erwartenden Regelbandbereich zwischen 50%  $P_N$  und 100%  $P_N$ .

Demgegenüber stellen die DVG-Empfehlungen entsprechend Abbildung 0-1 deutlich höhere Anforderungen dar.

Bei der Beantwortung der Frage, ob Kernkraftwerke diesen Anforderungen ebenso wie konventionelle Anlagen genügen können, sind die Besonderheiten der nuklearen Energieerzeugung zu beachten. Während die Regeleigenschaften des Kraftwerksblocks, insbesondere des Turbogenerators, sich konstruktionsbedingt nicht von konventionellen Anlagen unterscheiden und die technisch möglichen Laständerungsgeschwindigkeiten des nuklearen Dampferzeugers -des Reaktors- entsprechend der Auslegung allen Netzanforderungen genügen müssen (Durchsatzregelung beim SWR ca.  $1\% P_N/s$ ), traten bereits mit Beginn der Kernenergieeinführung bei entsprechenden Demonstrationsprogrammen Brennelementbezogene Probleme auf.

Es zeigte sich, daß die Integrität der Brennelemente direkt von der Betriebsweise des Reaktors abhängt (siehe Kapitel 3); d.h. Hüllrohrdefekte können beim Übergang vom Grundlastbetrieb zum Lastwechselbetrieb zunehmen, verbunden mit einer entsprechend hohen Kernfreisetzungsrates von Spaltprodukten, falls bestimmte brennelementspezifische Gegebenheiten nicht beachtet werden. Dies führte dazu, die Regelfähigkeit des Reaktors im Hinblick auf die Brennelemente weniger optimistisch zu beurteilen. Verstärkt wurde diese vorsichtige Haltung seitens der Betreiber durch die in den 70er Jahren aufkommende öffentliche Diskussion um die Kernenergie sowie die Praxis der Genehmigungsbehörden weit restriktivere Abgabegrenzwerte für die Ableitung radioaktiver Stoffe festzulegen. Insbesondere die genehmigten Ableitungen von Jod-131 mit der Fortluft wurden deutlich reduziert. Das gasförmige oder aerosolgebundene leicht flüchtige Spalt-nuklid wird bei Vorliegen eines Brennstabdefektes über die unvermeidlichen Grundleckagen der Anlagen an die Umgebung abgegeben. Beim Vorliegen einer größeren Leckage in Verbindung mit einer höheren Kernfreisetzungsrates kann der Betrieb der Anlage sich daher deutlich schwieriger gestalten.

Wegen der notwendigen vorsichtigen Vorgehensweise zur Rückhaltung von flüchtigen Spaltprodukten (Edelgasen, Jod) können auch Abfahrvorgänge und besonders das Öffnen von Systemen zu Beginn des Brennelementwechsels Probleme aufwerfen.

Dies alles führte dazu, daß Brennelementhersteller und Betreiber gemeinsame Anstrengungen unternahmen, um Nullschadensraten durch eine stetige Verbesserung der Brennelementauslegung, kombiniert mit der Einführung von administrativen Schonprogrammregeln, zu erreichen. Daneben bestand auch in der Vergangenheit kaum die Notwendigkeit, die Anlagen im Regelbetrieb einzusetzen.

Mit dem weiteren Ausbau der Kernenergie und steigenden Verfügbarkeitszahlen wurden mit Beginn der 80er Jahre die Voraussetzungen für die Überlegungen geschaffen, Kernkraftwerke, wie andere thermische Erzeugungsanlagen auch, zu Regelzwecken heranzuziehen. Je nach Versorgungsstruktur des betreffenden EVU's, d.h. nach dem Anteil der Kernenergieerzeugung an der Gesamteinspeisung in das öffentliche Netz, werden sich daher die Anlagen aus heutiger Sicht früher oder später am Regelbetrieb beteiligen müssen.

Die spezielle Situation der HEW (Kernenergieanteil 1985: ca. 70%) führte dabei bereits im Jahre 1984 zu konkreten Schritten in Richtung auf einen Regelbetrieb der Kernkraftwerke. Geplant war eine Vorgehensweise, bei der in Stufen der Regelbetrieb der Anlagen begonnen und erweitert werden sollte, um möglichst umfangreiche Erfahrungen über das Verhalten der Anlage und speziell des Brennstoffes zu gewinnen. Für die Anlage KKK wurde daher im Rahmen des Probetriebes durch Regelversuche die grundsätzliche Eignung nachgewiesen /1-3/. In der zweiten Hälfte des Jahres 1985 wurden die Anlagen KKB und KKK im Rahmen der Sekundärregelung in einem Regelband von 100 MW wechselweise wöchentlich eingesetzt. Erwartungsgemäß zeigte es sich, daß bei dieser Betriebsweise keine Probleme auftreten /1-4/. Ab Ende 1985 wurde dann zeitweise nach Vorgaben des Lastverteilers in den Phasen, in denen kein Sekundärregelbetrieb erforderlich war, mit dem Lastwechselbetrieb schrittweise begonnen. Insbesondere bei feiertagsbedingten geringen Lastanforderungen des Netzes wurden Lastabsenkungen bis 400 MW durchgeführt. Später schlossen sich dann Phasen an, in denen die beiden Betriebsarten (Sekundärregelung, Lastwechselbetrieb) überlagert wurden. In Abb. 1-1 ist ein entsprechendes Lastdiagramm dargestellt.

In Tabelle 1-1 sind die bis Ende 1986 angefallenen Gesamtzeiten des Regelbetriebes mit den entsprechenden Laststufen sowie die Gesamtdauer des Sekundärregelbetriebes zusammengefaßt.

1. Sekundärregelung

Zeitdauer [h]	Regelband [% P <sub>N</sub> ]
1890	90 % - 100 %

2. Lastwechselbetrieb

Lastabsenkungen um

	50 MW	100 MW	150 MW	200 MW	250 MW	300 MW	350 MW	400 MW	500 MW
Zeitdauer [h]	302	178	123	116	76	91	21	19	29

Gesamtstunden: 955 h

Anzahl der Tage, an denen Lastwechselbetrieb stattfand: 72

Tab. 1-1 Umfang des in KKK durchgeführten Regelbetriebs (bis Ende 1986)

Die dabei gemachten Erfahrungen /1-5/ bilden im Zusammenhang mit Simulationsrechnungen die Grundlage der in dieser Arbeit zusammengestellten Aussagen zum Brennstoffverhalten beim Lastwechselbetrieb. Primär- und Sekundärregelung werden dabei wegen der zum Lastwechselbetrieb geringen Regelbandbreite nicht weiter untersucht. Wegen der Komplexität der Vorgänge, die sich beim Regelbetrieb ergeben, werden in dieser Arbeit nur Siedewasserreaktoren (SWR) behandelt. Obwohl die Aussagen auf speziellen Untersuchungen für die Anlage KKK beruhen, sind sie prinzipiell auf alle modernen SWR übertragbar, da die einzelnen Einflußgrößen analysiert und bewertet werden.

Das Brennstoffverhalten von Druckwasserreaktoren (DWR) bei Lastwechselbetrieb ist insbesondere bei französischen Anlagen bereits weitergehend veröffentlicht worden /1-6/. Auch im Zusammenhang mit deutschen DWR-Anlagen sind Erfahrungen publiziert worden /1-7, 1-8/.

Da zwischen SWR und DWR als wesentlicher Unterschied der im letzteren Fall fehlende Dampfblaseneinfluß besteht, ist das Anlagenverhalten und damit die Betriebsweise grundsätzlich unterschiedlich, so daß die Ergebnisse nicht übertragbar sind.

- /1-1/ Das versorgungsgerechte Verhalten der thermischen Kraftwerke  
DVG e.V., Heidelberg 1982
  
- /1-2/ Leistungsregelung im Verbundnetz  
DVG e.V., Heidelberg 1980
  
- /1-3/ L.-P. Brandes, J. Schulze, P. Kilian  
Commercial load following operation with KWU boiling water reactor  
Atomkernenergie, 3, 1986
  
- /1-4/ L.-P. Brandes  
Erfahrungen mit dem NKR-Betrieb (Sekundärregelung) im KKK  
Tagung Kerntechnik, Aachen 1986
  
- /1-5/ L.-P. Brandes, A. Grün, R. Lisdat, J. Schulze  
Load Following Capability and Experience with German LWR's  
Nuclear Europe, 1, 1987
  
- /1-6/ B. Gautier, J. Pelletier, C. Dehon, B. Morin  
Load Follow and Frequency Control in EDF Power Plants  
ANS Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance  
Orlando, 1985
  
- /1-7/ J. Schlegel  
Experience with load change operation in the Kernkraftwerk Unterweser  
7th Thermal Generation Specialists Meeting on Load Following  
Operation of Nuclear Power Plants, Paris 1985

/1-8/ W. Aleite, R. von Jan

KWU-PWR: Design for Optimum Load Follow Capability of Core and Fuel  
Nucl. Eng. Int., 1986

/1-9/ M. Timm

Das Netzverhalten von Kernkraftwerken  
VGB-Kraftwerktechnik, 9, 1978

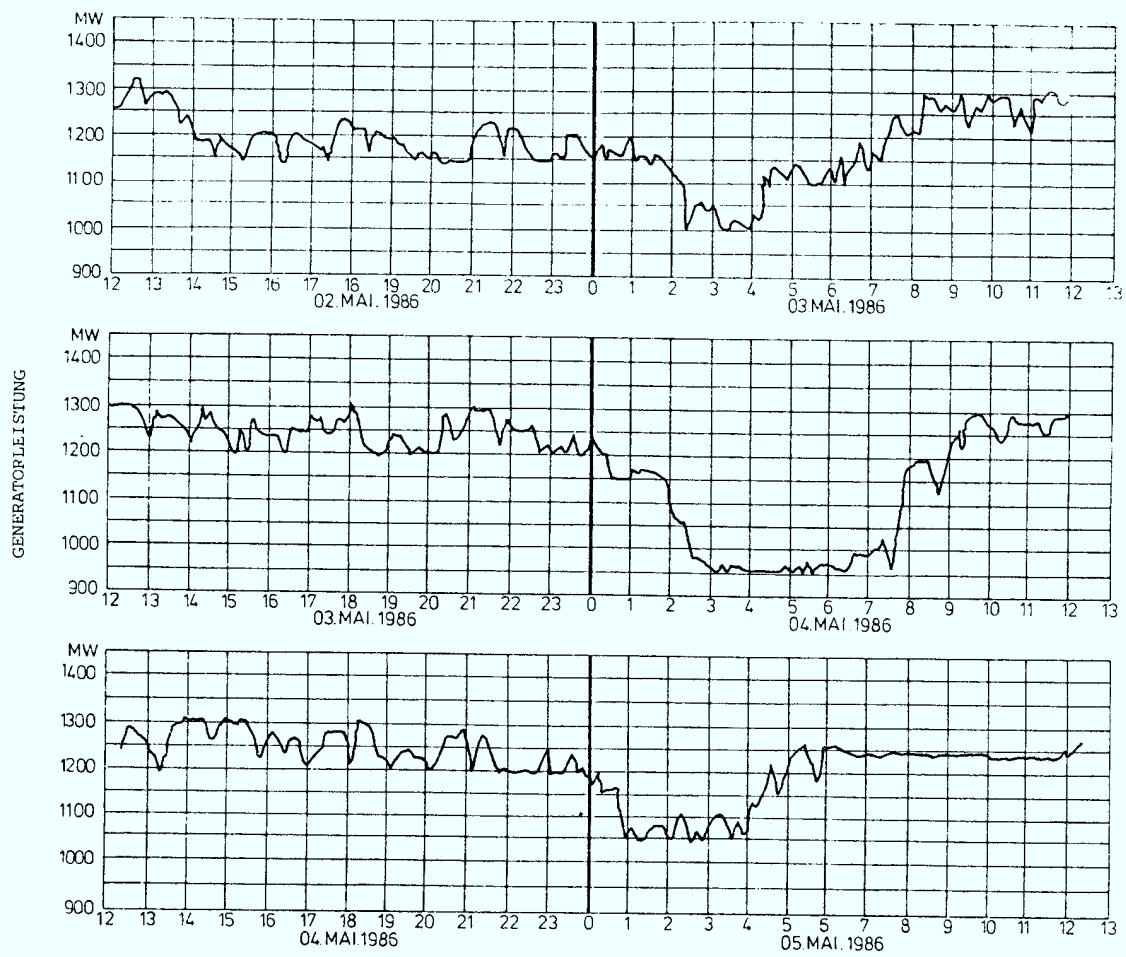


Abb. 1-1 Lastdiagramm



## 2. Erfahrungsstand zum Regelverhalten von SWR-Anlagen

Obwohl der Grundlastbetrieb anlagentechnische und wirtschaftliche Vorteile aufweist, bestand nie ein Zweifel darüber, daß Kernkraftwerke im Vergleich zu konventionellen Anlagen nur eine Alternative darstellen können, wenn hinsichtlich der Erfüllung der vom Netz gestellten Aufgaben kein ungünstigeres Verhalten vorliegt. Die daraus resultierenden Anforderungen beziehen sich im wesentlichen neben hohen Verfügbarkeiten (gleichbedeutend mit Zuverlässigkeit) auf günstige Regeleigenschaften. Die im Kapitel 0 enthaltenen Einschränkungen entstanden erst später in den 70er Jahren nach dem Vorliegen entsprechender negativer Betriebserfahrungen. Aus diesem Grund bestand und besteht weltweit ein großes Interesse, die Möglichkeiten von Kernkraftwerken im Verbundbetrieb auszuloten. Im Folgenden sollen die wichtigsten vorliegenden praktischen Erfahrungen mit SWR-Anlagen dargestellt werden.

In Deutschland waren die Erfahrungen durch die schlechten Betriebsergebnisse der Anlagen Lingen (KWL) /2-1, 2-2/ und Gundremmingen (KRB A) /3-4, 3-5/ im Hinblick auf das Brennstoffverhalten geprägt. Letztlich sind es auch diese Erfahrungen mit, die die allgemeine Einstellung zum Regelbetrieb bis heute beeinflusst haben (s. Kapitel 3). In den 70er Jahren wurden dann insbesondere in den USA vereinzelte Versuchs- bzw. Demonstrationsprogramme durchgeführt, um praktische Erfahrungen zu sammeln. Dabei handelt es sich i.a. um einen zeitlich eng begrenzten Modellbetrieb mit geringen Lastwechselfrequenzen und größeren Laststufen oder niedrigeren Laststufen mit häufigeren Lastwechseln. Um die dabei gemachten Erfahrungen auszuwerten und übertragen zu können, wurde die Beratungsgesellschaft S. M. Stoller Corporation im Jahre 1982 von europäischen EVU's beauftragt, einen Erfahrungsbericht zu erstellen. Dieser Bericht /2-3/ wurde 1983 vorgelegt und kommt zu dem wesentlichen, auf den Erfahrungen von 5 SWR-Anlagen des Herstellers General Electric mit 7x7 und 8x8 Brennstoff (Duane Arnold, Brunswick-1, Browns Ferry-3, Dresden-2, Quad Cities) basierenden Schluß, daß:

- der Regelbetrieb begrenzt wird durch die PCI-Schonprogrammregeln sowie anlagenabhängig in Einzelfällen durch zu geringe Abstände zu den thermischen Grenzen (mechanische und thermische Auslegungswerte).

Die in dem Bericht enthaltenen Empfehlungen zur weiteren Vorgehensweise beziehen sich auf weitergehende Untersuchungen (theoretischer und praktischer Art) sowie auf die Verwendung geeigneter Brennelemente.

Die Empfehlungen sind auch vor dem Hintergrund zu sehen, daß die vorgelegten Ergebnisse wenig vergleichbar sind. Es fehlt die zusammenfassende Darstellung von den, den Regelbetrieb bestimmenden reaktorphysikalischen Größen über den gesamten Versuchszeitraum bzw. genauere Angaben zu den möglicherweise aufgetretenen Einschränkungen und daraufhin getroffenen Abhilfemaßnahmen. Die durchgeführten Demonstrationsprogramme gelangen überwiegend zu dem Ergebnis, daß jeweils bereits in einem Regelbereich zwischen 75% und 100% Reaktorleistung ( $P_N$ ) Verfügbarkeitsverluste von einigen Prozent (ca. 3 - 4) auftreten können. Die vorgelegten Daten erlauben es jedoch nicht, diesen Schluß nachzuvollziehen.

Im Hinblick auf eine transparentere Darstellung der Ergebnisse sind demgegenüber hier die Erfahrungen von schwedischen und finnischen ASEA-ATOM-Reaktoren mit 8x8-Brennstoff zu nennen. Exemplarisch sollen hierzu die Betriebserfahrungen mit den Anlagen Forsmark 1 und 2 /2-4/ herangezogen werden. Die im Jahre 1984 durchgeführten Versuche ergaben, daß ein täglicher Lastwechselbetrieb zwischen 70% und 100% Reaktorleistung ohne Einschränkungen möglich ist sowie ein Wochenendbetrieb zwischen 60% und 100%. Beim täglichen Lastwechselbetrieb, mit dem Absenken der Leistung für 8 h zwischen 22.00 und 6.00 Uhr auf 70% und anschließendem Anheben der Reaktorleistung für den Rest des Tages auf 100% sowie dem Wochenendbetrieb (Reduktion der Anlagenleistung auf 60% von Samstag 00.00 bis Montag 00.00 Uhr) stellte eine wesentliche Erleichterung das erweiterte Betriebskennfeld dar, durch das Steuerstabbewegungen zur Xenonkompensation auf ein Minimum beschränkt werden können. Die Laständerungsgeschwindigkeit war mit 1%/Minute vergleichsweise gering. Um Leistungen unterhalb von 70% zu erreichen, mußten Steuerstäbe, speziell an Wochenenden, zur Xenonkompensation eingefahren werden. Da dies bei niedriger Leistung geschah, traten keine PCI-Beschränkungen durch Verschiebungen der Leistungsverteilung auf. Die trotz der geringen Lastwechselhäufigkeit auftretenden xenonbedingten Leistungsverteilungsänderungen wurden durch vorsorgliche Haltezeiten vor Leistungssteigerungen ausgeglichen, um ein Überschreiten von PCI-Regeln sicher zu verhindern. Die Autoren geben zu, daß dieses Verfahren sehr konservativ ist.

Für die Kernüberwachung wird bei ASEA-ATOM das dreidimensionale Simulationsprogramm POLCA verwendet. Durch begleitende Rechnungen konnte gezeigt werden, daß die thermischen Grenzen (MFLPD, MASL) keine Einschränkungen hervorrufen und die angewendeten PCI-Regeln sicher eingehalten werden.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß die Ergebnisse (gestützt durch Erfahrungen in Schweden /2-5/, /2-6/ und /2-7/) auch auf andere SWR's übertragbar sind, d.h. daß ein in diesem Umfang durchgeführter Betrieb problemlos handhabbar ist. Dies gilt auch für Anlagen, in denen vom erweiterten Betriebskennfeld kein Kredit genommen werden kann und verstärkt Steuerstäbe eingesetzt werden müssen.

Die in Deutschland vorliegenden Erfahrungen beruhen im wesentlichen ebenfalls auf Demonstrationsprogrammen. Im Jahre 1984 wurde im KKK, im Rahmen des Probetriebes, an zwei Wochenenden Lastfolgebetrieb gefahren mit den beiden Lastwechselstufen 100-85-100 sowie 100-70-100 zum Nachweis der zugesicherten Regeleigenschaften des Kraftwerksblocks /2-8/. Der Betrieb warf erwartungsgemäß keine Probleme auf. Allerdings erfolgte der Regelbetrieb nicht nach Vorgaben des Lastverteilers sondern nach einem festen Programm. Dabei wurde jeweils zum Wiedererreichen von 100% Reaktorleistung die Leistung ab 90% nur vorsichtig gesteigert.

Mit den Anlagen KRB B und C fand 1985 ebenfalls ein umfangreiches Versuchsprogramm zum Lastwechselverhalten statt /2-9/. Der Reaktorkern besteht bei beiden Anlagen überwiegend aus 8x8-Brennelementen und einem Anteil von 9x9-1. Die Autoren kommen zu dem, im Folgenden zusammengefaßten Ergebnis:

- Lastwechselbetrieb zwischen 60% und 90% Reaktorleistung mit Laständerungsgeschwindigkeiten bis 7%/Minute kann ohne Probleme durchgeführt werden.
- Die aufgetretenen Laständerungsgeschwindigkeiten beeinflussen die Leistungsverteilungsänderungen nicht ungünstig.

- Regelmäßige Lastwechsel im gesamten Durchsatzregelbereich (60% - 100%) verlangen verbesserte Kernüberwachungsmöglichkeiten (3-D-Simulationsprogramme).
- Durch verbesserte Brennelementauslegungen kann das PCI-Problem beseitigt werden.

Faßt man alle vorliegenden, veröffentlichten Erfahrungen zusammen, so ergibt sich folgendes Bild:

- Die begrenzenden reaktorphysikalischen Größen sind die Ausnutzung der maximal zulässigen Stableistungsdichte (MFLPD), die Ausnutzung des Abstandes zur Siedeübergangsleistung (MASL) sowie die für die verschiedenen Brennelementtypen geltenden Schonprogrammregeln (PCI).
- Lastwechselbetrieb zwischen 70% und 100% bzw. 60% und 90% Reaktorleistung sollte ohne Einschränkungen möglich sein (da jedoch alle Betriebserfahrungen sich auf einen Lastwechselfvorgang pro Tag beziehen - z.B.  $100\% P_N - 70\% P_N - 100\% P_N$  - ist die Übertragbarkeit auf größere Lastwechselfrequenzen nur bedingt gegeben).
- Ein Lastwechselbetrieb über den vorliegenden Rahmen hinaus, d.h. über den gesamten Umwälzregelbereich muß im Detail untersucht werden.
- Die Erweiterung des Betriebskennfeldes durch eine Vergrößerung des Umwälzregelbereiches erleichtert die Xenonkompensation.
- Zur Überwachung und Einhaltung betrieblicher Grenzwerte und administrativer Vorschriften müssen verstärkt verbesserte Überwachungsprogramme eingesetzt werden.

Damit wird prinzipiell gezeigt, daß ein Regelbetrieb von SWR-Anlagen möglich ist. Allerdings muß für jede Anlage im Detail untersucht werden, welche Möglichkeiten tatsächlich bestehen. Neben diesen einzelnen Veröffentlichungen zu praktischen Erfahrungen vermißt man jedoch zusammenfassende Analysen, die durch theoretische Untersuchungen gestützt, anlagenübergreifende, allgemeinverbindliche Aussagen treffen.

In /2-8/ wird deshalb der Versuch unternommen, auf der Grundlage des heutigen Kenntnisstandes allgemeinverbindliche Aussagen abzuleiten. Folgende Vorgehensweise wird empfohlen:

- Durchführung eines längerfristigen Lastfolgebetriebes in einem vergleichsweise schmalen Regelbereich von ca. 15%  $P_N$  um folgende Gesichtspunkte genauer untersuchen zu können:
- beobachten des PCI-Verhaltens
- die monatlich notwendige Fahrkammermessung zur Leistungsverteilungsüberwachung und Kalibrierung der Meßstellen, die normalerweise bei Xenongleichgewicht durchgeführt wird, muß in den Rahmen des Regelbetriebes durch Auswahl geeigneter Haltezeiten eingegliedert werden
- Anpassung von Abbrandkompensationsschritten der Steuerstäbe an Lastwechselbetriebsbedingungen unter Beachtung der PCI-Vorschriften
- Entwicklung von Kriterien für die Wiederaufnahme des Lastfolgebetriebes nach längeren Unterbrechungszeiten bei niedriger Leistung (z.B. nach Instandhaltungstätigkeiten).
- Stufenweise Vergrößerung des Regelbereiches unter Berücksichtigung der vorherigen Erfahrungen.

Der Beitrag kommt zu dem Schluß:

- Bei einer Ausdehnung des Regelbereiches über 30% hinaus (unterhalb 70%  $P_N$ ) muß konservativ angenommen werden, daß jedes zusätzliche Prozent Lastabsenkung ein halbes Prozent Verfügbarkeitsverlust bedeutet durch notwendige Haltezeiten zum Xenonausgleich. Danach würde ein Regelbereich zwischen 60% und 100%  $P_N$  zu Verfügbarkeitsverlusten von max. 5% führen.

Als zukünftige Entwicklungstendenz wird auf die Möglichkeit hingewiesen, durch geeignete Steuerstabfahrfolgen den Lastfolgebetrieb zu unterstützen.

Steuerstabfahrfolgen sind bisher so aufgebaut, daß sie durch ein ausgewogenes Verhältnis von reaktiven Stäben (Leistungsstäben) zu Steuerstäben, die die axiale Leistungsverteilung formen (Formstäben) den An- oder Abfahrvorgang im Stabregelbereich unterstützen sowie die Leistungsverteilungsentwicklung an die Abbrandentwicklung nach dem Haling-Prinzip im stationären Vollastbetrieb anpassen.

Die hierbei sich ergebenden Steuerstabfahrfolgen müssen nicht notwendigerweise auch zum Ausgleich von Xenonkonzentrationsänderungen im Regelbetrieb optimal sein. Dies gilt sowohl für die Einhaltung einer im Hinblick auf die Abbrandentwicklung gewünschten Leistungsverteilung sowie zur Einhaltung von betrieblichen Grenzwerten.

Um den letzteren Aspekt sicherzustellen, wird in /2-10/ vorgeschlagen, während des Regelbetriebes eine sogenannte "Z-Trim control"-Strategie anzuwenden. Das vorgeschlagene Konzept beruht darauf;

- während des Wiedererreichens der Nennleistung und in der Folge, die Leistungsverteilung an die des stationären Vollastbetriebes im Xenongleichgewicht anzupassen durch
- die Anpassung des Steuerstabbildes an die axiale (Z-Richtung) Gleichgewichtsleistungsverteilung durch entsprechendes zeitabhängiges Verstellen geeigneter niedrigreaktiver Steuerstabgruppen.

Die Vorgehensweise lehnt sich damit an die Betriebsweise von DWR-Anlagen an, die zur Vermeidung von Ganzkernxenonschwingungen die Veränderung der Leistungsverteilung im Lastwechselbetrieb begrenzen müssen. Der mit diesem Vorschlag verbundene Nachteil besteht in der vergleichsweise aufwendigen Vorgehensweise des Einfahrens von Steuerstäben (im geschilderten Beispiel sind 8 beteiligt) und der daraus folgenden fortlaufenden Aktualisierung des Steuerstabbildes sowie des Einhaltens der Bedingung, daß die Veränderung der axialen Verteilung in einem vorgegebenen Leistungsintervall ( $P_{axial} \leq P + \Delta P$ ) liegen muß. Dies macht wahrscheinlich eine rechnergesteuerte Überwachung und Vorgabe der Z-Trim-Stäbe notwendig. Darüberhinaus führt der verstärkte Einsatz von Steuerstäben zur Leistungsverteilungsformung im Verlauf eines länger dauernden

Regelbetriebes entweder zu einer allmählichen Verschiebung der axialen Leistungsverteilung zum oberen Kernbereich hin und/oder zu einer Veränderung der radialen Leistungsverteilung, die beide unerwünscht sind.

Wie noch gezeigt wird, ist jedoch die Überlegung, Steuerstäbe zur Unterstützung des Regelbetriebes einzusetzen und daher nach geeigneten Fahrfolgen zu suchen, ein sinnvoller Weg.

Abschließend kann festgestellt werden, daß bei Durchsicht der verfügbaren Literatur sich Hinweise ergeben, daß das Regelverhalten von SWR-Anlagen weitaus optimistischer gesehen werden kann als in der Vergangenheit (siehe Kapitel 0), obwohl letztendlich die Aussagen nur für die jeweils betrachteten Anlagen sowie die untersuchten Fälle gelten.

/2-1/ O. Deublein, M. Bigalke

Betriebserfahrungen im Kernkraftwerk Lingen mit den Brennelementen  
A.I.M., Liege, Centrales 1974

/2-2/ J. Schulze

Betriebserfahrungen mit dem Siedewasserreaktor des Kernkraftwerks  
Lingen  
Atomwirtschaft 1970 S. 396 ff.

/2-3/ S. M. Stoller Corporaton

Load Follow Experience in US. BWR's  
Final Report 1982

/2-4/ S. Övrum

Load Follow Operation of the Forsmark 1 and 2 BWR's  
7th Thermal Generation Specialists Meeting on Load Following  
of Nuclear Power Plants, Paris 1985

/2-5/ E. Mannola

Fuel and Core Performance at TVO Power Plants  
Sixteenth International Utility Nuclear Fuel Performance Conference  
Dallas, 1985

- /2-6/ S. E. Larsson  
Fuel Related Activities at Barsebeck Units 1 and 2  
Sixteenth International Utility Nuclear Fuel Performance Conference  
Dallas, 1985
- /2-7/ H. Nermann, S. Övrum, G. Wiksell and S. Persson  
Extensive Load Follow Operation with Swedish BWR's  
Nuclear Europe, April 1986
- /2-8/ L.-P. Brandes, J. Schulze, P. Kilian  
Commercial Load Following Operation with KWU Boiling Water Reactors  
Atomkernenergie 1986, Nr. 3
- /2-9/ N. Eickelpasch, R. Seepolt, M. Bauersfeld  
Testing of Load Following Capabilities of Gundremmingen  
Nuclear Power Station Units B and C  
4th ENS/ANS Conference 1986, Geneva
- /2-10/ C. M. Mildrum  
Z-Trim Load Follow Core Control Strategy for BWR Units  
ANS, Topical Meeting on Advances in Fuel Management  
1986, Pinehurst North Carolina

### 3. Mechanisches Brennstabverhalten bei schnellen Leistungstransienten

Im Folgenden sollen die Grundlagen und Erfahrungen, die zur Aufstellung von Brennstoffschonprogrammen geführt haben, dargestellt werden.

Im Leistungsbetrieb wirken eine Vielzahl von Einflüssen auf die Brennstofftablette und das Hüllrohr, die ausgedrückt in resultierenden Spannungen und Dehnungen in komplexer Weise das mechanische Verhalten des Brennstabs beschreiben. Die wesentlichen Beanspruchungen entstehen in vereinfachter Darstellung aus

- der Druckdifferenz über dem Hüllrohr bei unterschiedlichem Innen- und Außendruck im stationären Fall; dabei hängt der Außendruck vom Kühlmittelzustand und der Innendruck von der Leistungsgeschichte, dem Abbrandzustand und der linearen Stabileistung ab;
- der mechanischen Wechselwirkung zwischen Hüllrohr und Brennstoff, die vom unterschiedlichen Wärmeausdehnungsverhalten des Zircaloy-2 und des  $UO_2$  sowie von den Innendruckveränderungen durch transiente Spaltgasfreisetzung bestimmt wird.

Die mechanische Auslegung hat das Ziel, in allen Betriebszuständen bei den entstehenden Spannungen und Dehnungen genügend große Sicherheitsabstände zu den Auslegungsgrenzen sicherzustellen, so daß ein Brennstabversagen ausgeschlossen werden kann. Daneben gewährleistet die physikalische und thermo-hydraulische Auslegung, daß keine Defekte durch thermische Überlastung (Brennstoffschmelzen) und Siedeübergangsereignisse auftreten.

Ein Nichtversagen der Brennstäbe im bestimmungsgemäßen Betrieb (einschließlich der Betriebstransienten) bis zum Erreichen des Entladeabbrandes muß durch die Auslegung sichergestellt sein. Die wesentlichen Kriterien hierfür sind:

- Vermeiden von Brennstoffschmelzen durch Begrenzung der Brennstoff-Zentraltemperatur,
- Begrenzung des maximal zulässigen Hüllrohrinnendrucks zur Vermeidung der Vergrößerung des Spalts zwischen Hüllrohr und Brennstoff, um die daraus resultierende Verschlechterung des Wärmeübergangs zu verhindern;

- die Begrenzung der auftretenden Hüllrohrspannungen und -dehnungen auf werkstofftechnisch zulässige Werte.

Im Gegensatz dazu sind harte Wechselwirkungen durch PCI-Mechanismen (Spannungsrißkorrosion durch Wechselwirkung zwischen Hüllrohr und Brennstoff) zum gegenwärtigen Zeitpunkt nur durch administrative Maßnahmen (Betriebsempfehlungen) beherrschbar. PCI-Defekte treten auf, wenn durch die kombinierten Belastungen von Spannungen und Korrosionsangriffen durch Spaltprodukte (z. B. Jod) das Hüllrohr beschädigt wird. Die Bemühungen, PCI-Defekte im Rahmen der Brennstoffauslegung auszuschließen, haben zur Entwicklung des Zirkonliners geführt, bei dem das Hüllrohr mit einer Reinstzirkoniuminnenbeschichtung versehen ist. Dabei werden die Spannungen in dieser Schicht durch Rißbildung abgebaut und damit das Auftreten von Spannungsrißkorrosion auf das Hüllrohrgrundmaterial verhindert. Das Linerelement läßt auf Grund der bislang vorliegenden guten Testserfahrungen erwarten, daß es auch den Ansprüchen im täglichen Reaktorbetrieb genügt.

Da gegenwärtig jedoch nicht PCI-resistente Brennstäbe den Reaktorbetrieb begrenzen, wird die Einhaltung von Brennstoffschonprogrammen durch die Anwendung entsprechender Fahrregeln bestimmt.

Nach dem heutigen Kenntnisstand bedarf ein PCI-Defekt bestimmter Voraussetzungen /3-1, 3-2/, die im Rahmen von Rampentests experimentell nachgewiesen werden konnten. Danach tritt ein PCI-Schaden nur auf, wenn

- die Stableistung einen bestimmten Wert überschreitet, der als minimale PCI-Schwelle definiert ist. Unterhalb dieses Schwellwertes ist bei beliebigen Änderungen der Stableistung ein Schaden auszuschließen;
- ein Sprung in der Stableistung über den konditionierten Zustand zuzüglich einer bestimmten Bandbreite erfolgt (konditionierter Zustand bedeutet, daß der Brennstab durch langsame Leistungserhöhung an dieses Leistungsniveau angepaßt wurde);
- die Zeit, während der die Leistung in einem nicht zulässigen Bereich oberhalb des konditionierten Zustands liegt, einen Mindestwert überschreitet;

- die Laständerungsgeschwindigkeit oberhalb der PCI-Schwelle im unkonditionierten Bereich einen bestimmten Betrag überschreitet.

In Abb. 3-1 sind diese prinzipiellen Grundsätze schematisch dargestellt.

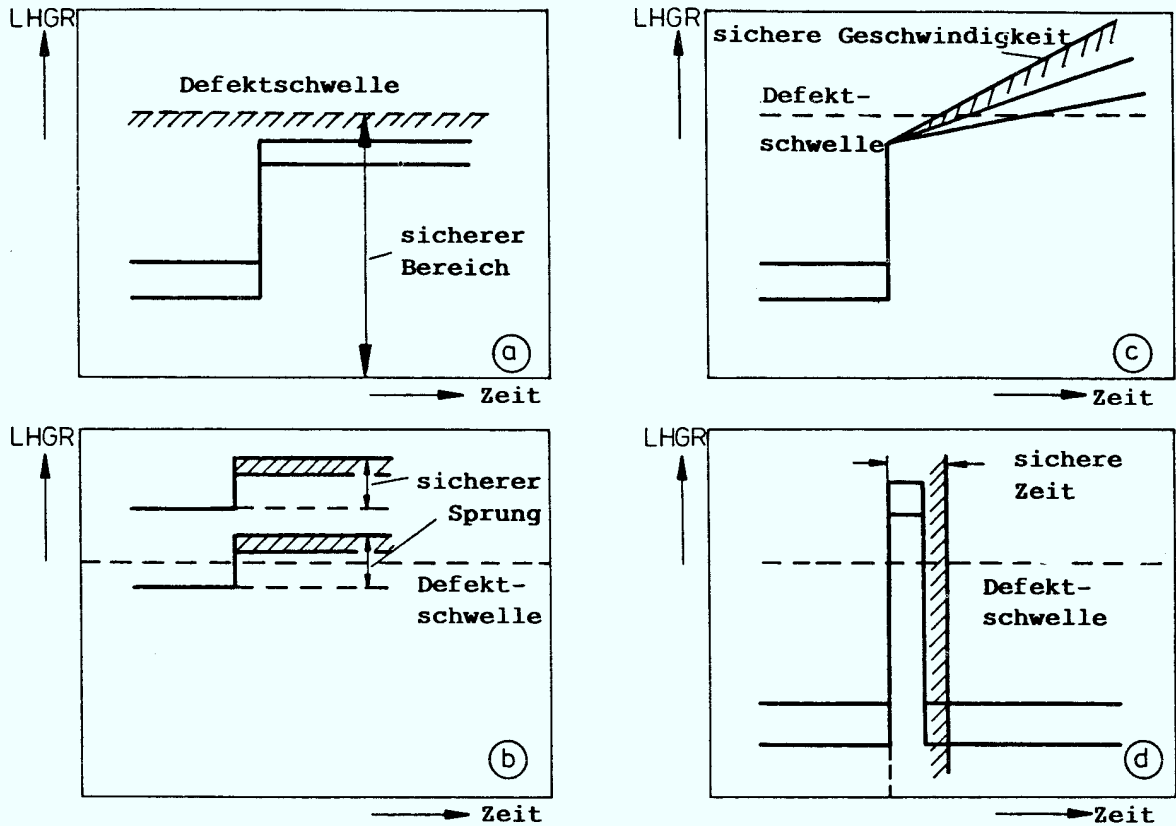


Abb. 3-1 Grundlagen des Brennstoffschonprogrammes

- (a) Darstellung der minimalen PCI-Schwelle
- (b) Darstellung des zulässigen Lastsprungs über den konditionierten Zustand
- (c) Darstellung der zulässigen Konditioniergeschwindigkeit
- (d) Darstellung des zulässigen Zeitbereiches für eine Verletzung der Kriterien (a) - (c)

LHGR = lineare Stableistung

Daraus folgt umgekehrt die gegenwärtig als allgemein gültig angesehene Annahme, daß der Brennstoff und die Hülle für eine bestimmte Stableistung als konditioniert gelten, wenn sie ohne Einschränkungen innerhalb dieses konditionierten Bereiches belastbar sind.

Die Notwendigkeit, den Brennstoff für eine bestimmte Stableistung erst konditionieren zu müssen, erscheint aus heutiger Sicht als eine Selbstverständlichkeit, und im Rückblick ist kaum zu verstehen, daß bis zu Beginn der 70er Jahre diese Wechselwirkungen nicht erwartet wurden und als Folge umfangreiche Brennstoffschäden auftraten. Zusätzlich erschwert wurde allerdings das Erkennen dieses Mechanismus dadurch, daß PCI-Defekte erst ab einem bestimmten Abbrand auftreten und damit bei den Brennelementen Fahrweisen, die sie im frischen Zustand tolerierten, bei höheren Abbränden zu Schäden führten. Erst als im Rahmen der Schadensursachenforschung durch die Untersuchung bestrahlter Brennstäbe und die Durchführung von Rampenexperimenten der Mechanismus deutlich wurde, erfolgten Gegenmaßnahmen in Form von Betriebsempfehlungen zur Schonung der Brennelemente.

Im Folgenden soll unter Verwendung vereinfachter Modellannahmen am Beispiel der Betriebserfahrungen des SWR-Kraftwerkes KRB-A aufgezeigt werden, welchen Beanspruchungen die Brennstäbe, unter Einhaltung der damals gültigen Betriebsvorschriften, unterworfen waren. Die Ausführungen gelten auch für die Anlage KWL, die bei gleichen Betriebsempfehlungen ähnliche Erfahrungen machte, wobei es in diesem Fall schwieriger ist, eine eindeutige Zuordnung vorzunehmen, da zusätzlich zu einem frühen Zeitpunkt andere Schadensursachen (Hydrierschäden) auftraten, die in der Folge dominierten.

Hierzu soll die Betrachtung in Abweichung zu heute üblichen Brennstoff-Mechanikprogrammen (COMETHE III-L, CARO-D; COMETHE wurde von Belgonucleaire S.A., CARO von KFK/KWU entwickelt), die die Eingangsdaten für Spannungsanalyseprogramme liefern, mit stark vereinfachten Annahmen durchgeführt werden.

Für die folgenden Betrachtungen soll idealisiert von rein elastischen Verhältnissen ausgegangen werden, da sich dann die Spannungen aus den resultierenden Dehnungen berechnen lassen.

Diese Annahmen gelten nur für die Druckbeanspruchungen; die zu untersuchenden Brennstoff-Hüllrohrwechselwirkungen müssen dagegen aufgrund der entstehenden Verschiebungen berechnet werden. Zur Vereinfachung, insbesondere für die Betrachtung einachsiger Spannungszustände, wird trotzdem im Folgenden von den resultierenden Dehnungen ausgegangen.

Auf dünnwandige, freistehende, zylindrische Hohlkörper wirken bei Betrachtung des Kräftegleichgewichts nach /3-3/ folgende Spannungen und Dehnungen aufgrund der Differenzdrücke

$$\sigma_t = \frac{R_i \cdot p_i - R_a \cdot p_a}{R_a - R_i} \quad (3.1)$$

$$\sigma_z = \frac{R_i^2 \cdot p_i - R_a^2 \cdot p_a}{R_a^2 - R_i^2} \quad (3.2)$$

$$\sigma_R = \Delta p = p_a - p_i \quad (3.3)$$

$$\epsilon_t = (\sigma_t / E) (1 - \nu / 2) \quad (3.4)$$

$$\epsilon_z = (\sigma_z / E) (1 - 2 \nu) \quad (3.5)$$

$$\epsilon_{p,R} = (1 / E) [\sigma_R - \nu (\sigma_t + \sigma_z)] \quad (3.6)$$

- mit
- $\sigma_{z,t,r}$  . . . Spannungen in tangentialer, axialer und radialer Richtung
  - $\epsilon_{t,z}$  . . . Dehnungen in tangentialer und axialer Richtung
  - $R_i, R_a$  . . . Innen/Außenradius der Hülle
  - $p_i$  . . . Hüllrohrinnendruck
  - $p_a$  . . . Hüllrohraußendruck = Kühlmitteldruck
  - $E$  . . . Elastizitätsmodul
  - $\nu$  . . . Poissonzahl
  - $\epsilon_{p,R}$  . . . radiale Dehnung durch Hüllrohrinnendruck

Der Hüllrohrinnendruck  $P_i$  resultiert im wesentlichen aus der erhöhten Spaltgasfreisetzung aus dem Brennstoff bei schnellen Laständerungen und damit als unmittelbare Folge aus der Erhöhung der mittleren Brennstofftemperatur. Darüber hinaus wird der Innendruck auch durch die thermische Ausdehnung der Hülle und des Brennstoffs beeinflusst. Dieser Effekt soll jedoch wie das Schwellen des Brennstoffs in Abbrandabhängigkeit nicht betrachtet werden. Desgleichen werden keine Korrosionsangriffe berücksichtigt.

Neben den aus dem Hüllrohrdifferenzdruck resultierenden Spannungen werden die aus der thermischen Ausdehnung vom Brennstoff resultierenden Spannungen in der Hülle betrachtet. Angenommen wird dabei, daß das Pellet starr ist, der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle geschlossen und die Dehnung der Pellets von der Hülle vollständig mitgemacht wird.

Die Dehnung von Brennstoff und Hülle in radialer Richtung bei einem einachsigen Spannungszustand folgt in vereinfachter Form zu

$$\epsilon_{\alpha} = (1 / R_i) \int_0^{R_i} \alpha_B (T) \cdot T(r) \cdot dr \quad (3.7)$$

$$\epsilon_{\alpha} = \bar{\alpha}_B \cdot \Delta T \quad (3.8)$$

mit

$\epsilon_{\alpha}$  . . . radiale Dehnung von Hüllrohr/Brennstoff

$\bar{\alpha}_B$  . . . Wärmeausdehnungskoeffizient des Brennstoffs  
(radial gemittelt)

$T(r)$  . . . radiale Temperaturverteilung im Brennstoff

Da die Hüllrohrdehnung durch den thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Hüllrohres kleiner ist als die Dehnung des Brennstoffs, wird konservativ unterstellt, daß die Hüllrohrdehnung der Brennstoffdehnung entspricht.

Die radiale Temperaturverteilung im Brennstoff kann nur aus der radialen Wärmequellendichte ermittelt werden, die mit Hilfe von Besselfunktionen gelöst wird.

$T(r)$  folgt aus der Fourier Wärmeleitungsgleichung in allgemeiner Schreibweise /3-10/

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a^2 \left\{ \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + (1/r) \frac{\partial T}{\partial r} + (1/r^2) \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right\} + \frac{a^2 \cdot q}{\lambda} \quad (3.9)$$

Reduziert auf den eindimensionalen (radialen), stationären Fall ergibt sich

$$(1/r) \cdot (d/dr) [ r \cdot \lambda (T) (dT/dr) ] + q(r) = 0 \quad (3.10)$$

mit  $r, \varphi, z$  . . . Koordinaten in radialer, tangentialer und axialer Richtung

$T(r)$  . . . Brennstofftemperatur

$a^2$  . . . Temperaturleitfähigkeit des Brennstoffs

$\lambda$  . . . Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs

$q$  . . . Wärmequellendichte des Brennstoffs

Bei Annahme eines parabolischen Verlaufs folgt daraus

$$T(r) = T_B + (\chi / 4 \pi \lambda) (1 - R^2 / R_B^2) \quad (3.11)$$

$T_B$  . . . Brennstoffrandtemperatur

$\chi$  . . . lineare Stableistung

$R_B$  . . . Pelletradius

Die Wärmedehnung des Brennstoffs und der Hülle ist in Abhängigkeit von der Brennstofftemperatur in den Abb. 3-2 und 3-3 dargestellt.

In Abb. 3-4 ist der Zusammenhang zwischen Brennstofftemperatur und Stableistungsdichte dargestellt. Die Abbildungen stellen Beispiele für 8x8-Brennelemente dar.

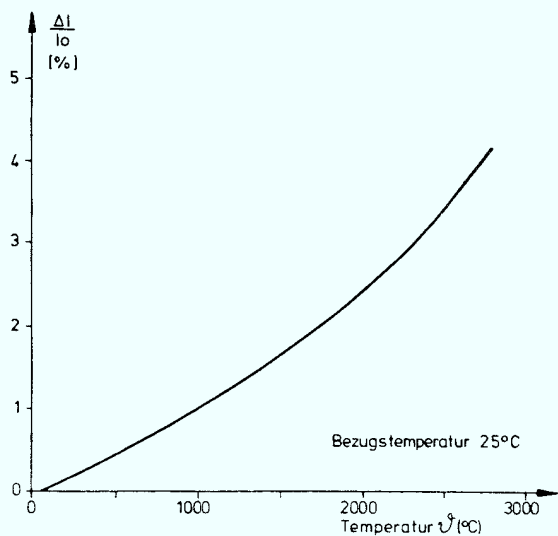


Abb. 3-2 Wärmedehnung des Brennstoffes in Abhängigkeit von der Temperatur

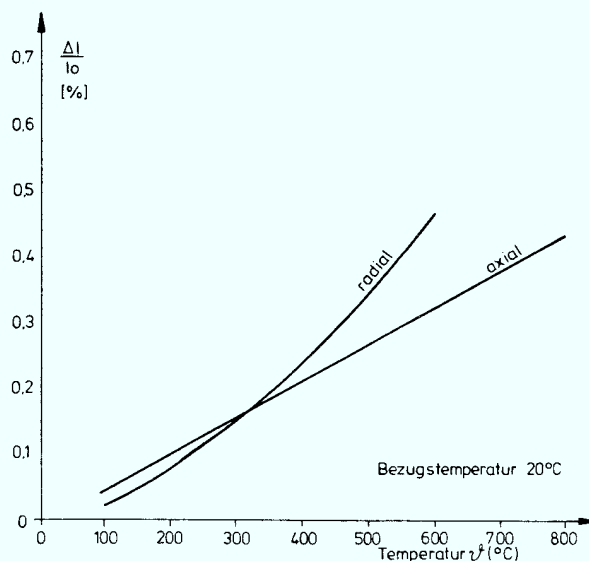


Abb. 3-3 Wärmedehnung des Hüllrohrmaterials in Abhängigkeit von der Temperatur

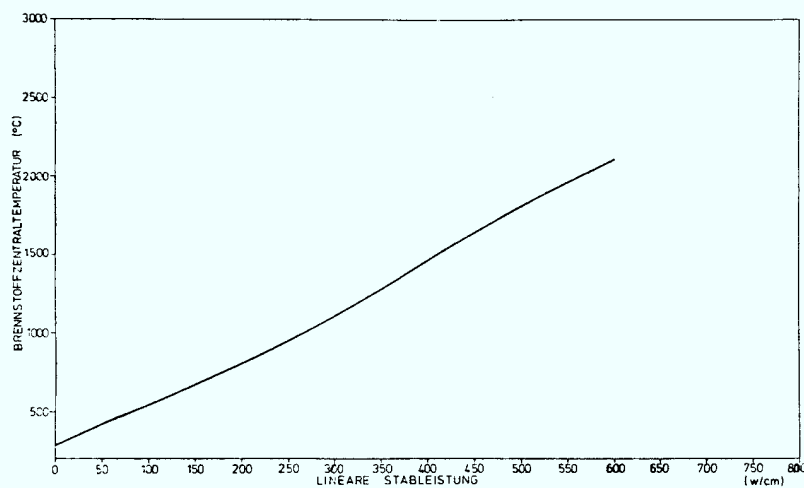


Abb. 3-4 Zusammenhang zwischen Brennstofftemperatur und Stableistungsdichte

Die Beziehung in Abb. 3-4 ist aus der Gleichung, die die Lösung der vollständigen Wärmeleitungsgleichung für den radialen (eindimensionalen) mit stationärer Temperaturverteilung gerechneten Fall darstellt, gewonnen.

$$T(r) = q/2 \left\{ \frac{R_B^2 - R^2}{2 \lambda_B} - \left( \frac{R_B^2}{\lambda_H} \right) \left[ \ln \left( \frac{R_B}{R_H} \right) - \frac{\lambda_H}{\alpha_{B,H} R_H} \right] \right\} + \Delta T \quad (3.12)$$

$\alpha_{B,H}$  . . . . Wärmeübergangszahl Brennstoff/Hüllrohr

$q$  . . . . Wärmequellendichte mit

$$q = \frac{\chi \cdot \rho_B}{m_B / L} \quad \rho_B \quad \dots \text{ Brennstoffdichte}$$

$\rho_B / L$  . . . . Brennstoffmenge/Längeneinheit

$R_B, R_H$  . . . . Brennstoff/Hüllrohrradius

$\lambda_B, \lambda_H$  . . . . Wärmeleitfähigkeit Brennstoff/Hüllrohr

$\Delta T$  . . . . Temperatursprung im Spalt zwischen Brennstoff/Hüllrohr

Die Lösung ergibt sich für den Fall  $R = 0$  und  $\Delta T = 0$  (Brennstoff/Hüllrohrkontakt).

$$T_z = (q/2) \left\{ \frac{R_B^2}{2 \lambda_B} - \frac{R_B^2}{\lambda_H} \left[ \ln \frac{R_B}{R_H} - \frac{\lambda_H}{\alpha_{B,H} \cdot R_H} \right] \right\} \quad (3.13)$$

In Abb. 3-5 ist ein typischer qualitativer Temperaturverlauf im Brennstab angegeben, der sich aus der Wärmeleitungsgleichung ergibt.

Abb. 3-2 zeigt im Vergleich mit Abb. 3-3, daß die Hüllrohrdehnung geringer ist als die Brennstoffdehnung, so daß die o. a. Annahme berechtigt ist.

Die Gesamtdehnung des Hüllrohrs beträgt somit in radialer Richtung aus Gl. (3.6) und Gl. (3.8)

$$\epsilon_H = \epsilon_{pR} + \epsilon_\alpha \quad (3.14)$$

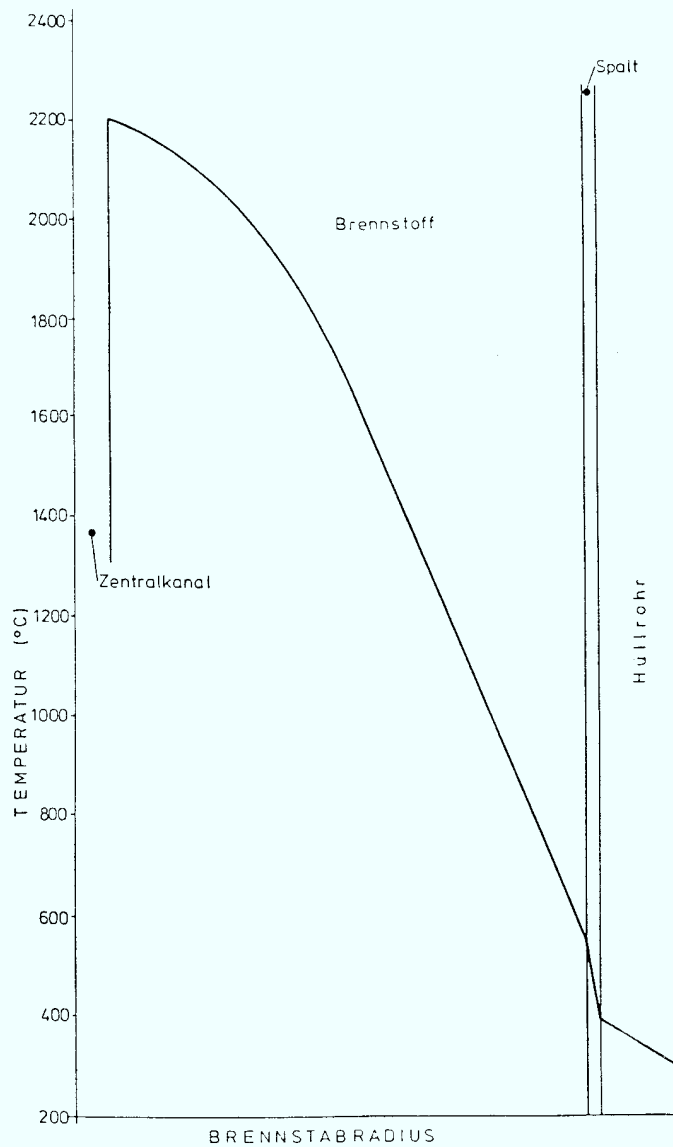


Abb. 3-5 Radiales Temperaturprofil im Brennstab

Nach dem Hook'schen Gesetz gilt im elastischen Bereich

$$\sigma_H = \epsilon_H \cdot E \quad (3.15)$$

Angemerkt werden muß an dieser Stelle, daß bei einer genaueren Betrachtung dieser radialen Spannung noch die Spannungen durch strahleninduziertes Wachsen und Kriechen überlagert werden müssen.

Die vollständige Behandlung der Hüllrohrspannungen in radialer Richtung führt zu

$$\epsilon_R = (1/E) [\sigma_R - \nu (\sigma_z + \sigma_t)] + \epsilon_{th} + \epsilon_s + \epsilon_v \quad (3.16)$$

mit  $\epsilon_{th}$  .... Dehnung infolge von thermischer Verformung

$\epsilon_s$  .... Dehnung infolge von Schwellverformung

$\epsilon_v$  .... Bleibende Dehnung infolge von Kriechen oder plastischer Verformung

Neben der harten Wechselwirkung zwischen Hüllrohr und Brennstoff ist auch die Änderung des Hüllrohrinnendruckes durch die transiente Spaltgasfreisetzung zu berücksichtigen. Eine analytische Beschreibung dieses Vorgangs muß die Spaltgaskonzentrationsverteilung im Brennstoff berücksichtigen. Die Spaltgasfreisetzung erfolgt nach /3-6/ im wesentlichen an den Korngrenzen im äußeren Randbereich der Brennstofftablette. Die bestimmenden Einflußgrößen sind dabei die Erhöhung der Diffusionskonstante durch höhere Brennstofftemperaturen sowie das Aufreißen des Brennstoffs im Randbereich. Die Berechnung der Freisetzung erfolgt im allgemeinen nach dem Modell von Booth /3-8/.

An dieser Stelle soll jedoch nur eine Abschätzung aufgrund der in /3-6/ enthaltenen experimentellen Daten erfolgen und mit Hilfe einer Plausibilitätsbetrachtung. Im quasi-stationären Reaktorbetrieb liegt die Spaltgasfreisetzung bis zum Erreichen des Zielabbrandes im Bereich von einigen Prozenten.

Dies führt zu einem langsamen Anstieg des Innendruckes über die Lebenszeit des Brennstoffs. Für die Ermittlung der Spannungen ist die Druckdifferenz über dem Hüllrohr entscheidend. Die Druckdifferenz ist zu Beginn der Einsatzzeit am größten und damit auch die hieraus resultierenden Spannungen. Für heutige 8x8-Brennelemente mit 4 bar Vorinnendruck nimmt der Innendruck bis zu Abbränden von 32 Gwd/t<sub>u</sub> theoretisch bis maximal in den Bereich des Kühlmitteldruckes (70 bar) zu. Die Druckdifferenz nimmt damit ab. Der zulässige maximale Überdruck für 8x8-Brennelemente liegt bei ca. 120 bar. Dieser Druck kann unter Annahme ungünstiger Randbedingungen (Toleranzen, Leistungsgeschichten) rechnerisch bei Abbränden von 35-40 Gwd/t<sub>u</sub> auftreten. Damit läßt sich die maximale Druckdifferenz mit Hilfe der Bedingungen für frischen Brennstoff ermitteln. Ferner ist zu beachten, daß

nach Erreichen eines Innendruckes, der dem Kühlmitteldruck entspricht, Abbrandwerte erreicht werden, die bei Transienten aufgrund des niedrigen Leistungsniveaus über die Brennstofftemperatur nur zu vergleichsweise geringen zusätzlichen Spaltgasfreisetzungen führen können. Gegenüber den berechneten Innendrucken liegen die im Rahmen von Nachbestrahlungsuntersuchungen gemessenen Werte deutlich niedriger.

Die bisherigen Betrachtungen sollen nun auf die in KRB-A gemachten Erfahrungen angewendet werden. Dazu sind die aus /3-5/ entnommenen wesentlichen Daten in Tab. 3-1 enthalten. Die Materialdaten für Zircaloy-2 und  $UO_2$  sind /3-9/ entnommen und in Tab. 3-2 enthalten.

Tabelle 3-1: KRB-Auslegungsdaten und Laständerungsraten

thermische Leistung	800 MW
mittl. Leistungsdichte	40,9 KW/l
mittl./max. lineare Stableistung	176/520 W/cm
Brennelementtyp	6 x 6
Hüllrohrmaterial	Zircaloy-2
Hüllrohrwandstärke	0,89 mm
Vorinnendruck	1 bar
Hüllrohraußendurchmesser	14,3 mm
max. lineare Stableistung im 5. Zyklus	470 W/cm
1. Anfahren im 5. Zyklus	
Änderungsgeschwindigkeit der Stableistung ( > 300 W/cm)	60 W/cm/h

Tabelle 3-2: Werkstoffdaten von Zircaloy-2 und UO<sub>2</sub>

		Zircaloy-2
Elastizitätsmodul	/20°C/	10 <sup>5</sup>
	/N/mm <sup>2</sup> /	
	/300°C/	7 · 10 <sup>4</sup>
Streckgrenze	/N/mm <sup>2</sup> /	
$\sigma_{0,2}$	/20°C/	350
$\sigma_{0,2}$	/300°C/	120
Poissonzahl	$\nu$	0,35
Wärmeleitfähigkeit [ W/cm K ]		0,17
		UO <sub>2</sub>
therm. Ausdehnungskoeffizient [ 1/K ]		1,3 · 10 <sup>-5</sup> ( 1750°C )
Wärmeleitfähigkeit [ W/cm K ]		0,025

### 1. Thermische Ausdehnung von Brennstoff und Hüllrohr

Im Folgenden wird vorausgesetzt, daß bei Leistungsrampen ab einem Ausgangsniveau von 300 W/cm ein Kontakt zwischen Brennstoff und Hülle besteht. Dies entspricht dem ungünstigsten Fall.

$$T(r) = T_B + (\chi / 4\pi \lambda_B) (1 - R^2 / R_{B2}^2)$$

Nach Gl. (3.11) wird die Brennstofftemperatur berechnet.

Bei einer Erhöhung der Stableistung von 300 W/cm auf 360 W/cm ergibt sich

$$\Delta T(r) = T_{B2} - T_{B1} + \frac{\chi_2 - \chi_1}{4\pi \bar{\lambda}_B} (1 - R^2 / R_{B2}^2) \quad (3.17)$$

$$\text{mit } \Delta \chi = \chi_2 - \chi_1 = 60 \text{ W/cm}$$

und  $\bar{\lambda}_B$  mittlere Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs  
im Temperaturbereich  $T, T + \Delta T \hat{=} 0,025 \text{ W/cm K}$

$$\Delta T_B = T_{B2} - T_{B1}$$

Die Änderung der Brennstoffrandtemperatur bei einem Übergang von 300 W/cm auf 360 W/cm wird mit  $\Delta T = 20 \text{ K}$  angesetzt. (Da die Daten für 8x8 Brennstoff gelten, sind sie als untere -nicht konservative- Abschätzung zu verstehen).

Als Bezugstemperatur wird  $T (R = R_{B/2})$  angesetzt, dies führt zu einer Linearisierung in radialer Richtung.

$$\Delta T (R = R_{B/2}) = 163 \text{ K}$$

Daraus ergibt sich als Brennstoffdehnung nach Gl. (3.8)

$$\epsilon_{\alpha,B} = \bar{\alpha}_B (T) \cdot \Delta T$$

mit  $\bar{\alpha}_B (T)$  ... mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient des Brennstoffs im Bereich  $T, T + \Delta T = 1,3 \cdot 10^{-5}/\text{K}$

$$\epsilon_{\alpha,B} = 2,1 \cdot 10^{-3}$$

Die Wärmedehnung der Hülle durch Temperaturanstieg in der Hülle ergibt sich mit einem angenommenen mittleren Anstieg von 20 K

$$\epsilon_{\alpha,H} = \bar{\alpha}_H (T) \cdot \Delta T$$

mit  $\bar{\alpha}_H (T)$  ... mittlerer Wärmeausdehnungskoeffizient des Hüllrohrs im Bereich  $T, T + \Delta T = 6,5 \cdot 10^{-6}/\text{K}$

$$\epsilon_{\alpha,H} = 1,3 \cdot 10^{-4}$$

Die Hüllrohrdehnung liegt damit betragsmäßig um eine Größenordnung unter der der Brennstoffdehnung.

mit der resultierenden Dehnung  $\epsilon_{\alpha}$  der Hülle durch den Brennstoff

$$\epsilon_{\alpha} = \epsilon_{\alpha,B} - \epsilon_{\alpha,H} \quad (3.18)$$

ergibt sich

$$\epsilon_{\alpha} = 2 \cdot 10^{-3}$$

Damit folgt für die Spannung in Umfangsrichtung nach dem Hook'schen Gesetz

$$\sigma_t = \epsilon_t \cdot E \quad (3.19)$$

$$\sigma_t = 140 \text{ N/mm}^2$$

## 2. Hüllrohrinnendruck

Als Vergleichsgröße wird der frische, heiße Zustand verwendet.

Bei einem Vorinnendruck von 1 bar (kalt) ergibt sich für den heißen Zustand (300 °C) nach dem idealen Gasgesetz

$$p \cdot V = m \cdot R \cdot T \quad (3.20)$$

mit p ... Druck

V ... freies Spaltgasvolumen

m ... Gasmenge

R ... Gaskonstante

T ... Temperatur

Bei Annahme eines konstanten Spaltgasvolumens folgt daraus beim Übergang von 20 °C auf 300 °C ein Druck von

$$p \approx 2 \text{ bar} \quad (3.21)$$

Der maximale Differenzdruck beträgt demnach

$$\Delta p = p_a - p_i \quad (3.22)$$

mit  $p_a$  ... Kühlmitteldruck (= 70 bar)

folgt  $\Delta p = 68 \text{ bar}$  als ungünstigster Hüllrohrdifferenzdruck

eingesetzt in Gl. (3.1)

$$\sigma_t = \frac{R_i \cdot P_i - R_a \cdot P_a}{R_a - R_i} \quad (3.23)$$

ferner gilt  $R_i \approx R_a$  und  $P_a \gg P_i$  (im frischen Zustand) bzw.

$P_i \gg P_a$  am Ende der Einsatzzeit unter Verwendung des max. zulässigen Innendruckes von 120 bar.

$$\sigma_t = 110 \text{ N/mm}^2 \text{ (frischer Zustand) bzw. } 90 \text{ N/mm}^2 \text{ (Zielabbrand)}$$

Im weiteren wird verwendet

$$\sigma_t = 90 \text{ N/mm}^2$$

Als max. Spannung kann damit zum Ende der Einsatzzeit unter unrealistisch ungünstigen Annahmen eine Spannung auftreten, die ungefähr im gleichen Bereich liegt wie die durch die Wechselwirkung zwischen Hülle und Brennstoff entstehende Spannung.

Die durchgeführten Abschätzungen der Hüllrohrspannungen müssen jedoch nicht konservativ sein. PCI-Defekte sind in der Regel an den Pelletenden aufgetreten. Dies kann sowohl mit den in diesem Bereich auftretenden erhöhten Korrosionsangriffen (durch höhere Jodkonzentrationen) als auch mit den erhöhten Spannungsspitzen zusammenhängen, die durch nicht gleichmäßiges Anliegen der Tablette hervorgerufen werden. Andererseits werden in diesem Bereich auch verstärkte Oxidschichten des Hüllrohrmaterials beobachtet, die wiederum dem Korrosionsangriff entgegenwirken.

Die Spaltgasfreisetzung erfolgt nach allen experimentellen Befunden demgegenüber jedoch nicht spontan, sondern stark verzögert. Außerdem kann durch Umverteilungsprozesse und Porenwanderung nur ein vergleichsweise geringer Anteil der im Brennstoff erzeugten Gase freigesetzt werden, so daß der transiente Druckaufbau im Brennstoff durch Spaltgasfreisetzung zu vernachlässigen ist.

Dennoch soll die Abschätzung der transienten Spaltgasfreisetzung im Folgenden anhand von Plausibilitätsbetrachtungen erfolgen.

Aus Modellrechnungen ergibt sich für den Gleichgewichtszustand ein Gesamtspaltgasanteil im Brennstab von ca.  $5,2 \cdot 10^{16}$  Bq. Dies entspricht größenordnungsmäßig einem Volumen von 2000 - 4000 Ncm<sup>3</sup>.

Bei Anwendung des idealen Gasgesetzes, das bei Vorliegen eines Gasgemisches bei diesen Drücken und dieser Zusammensetzung nicht streng anwendbar ist, sondern durch die van der Waals'sche Zustandsgleichung für reale Gase ersetzt werden müßte, folgt daraus in Verbindung mit dem freien Spaltgasvolumen von ca. 30 cm<sup>3</sup>

$$P_2 = P_1 \cdot \frac{T_2}{T_1} \cdot \frac{V_1}{V_2}$$

mit  $P_1, P_2$  Druck im kalten, heißen Zustand

$T_1, T_2$  Temperatur im kalten, heißen Zustand

$V_1, V_2$  Volumen des Spaltgases bei  $P_1, P_2$

Ferner wird angenommen, daß 10 % des Spaltgasinventars des Brennstoffs spontan freigesetzt wird. Nach den Angaben aus /3-6/ erscheint dies als vorsichtige Schätzung.

Damit folgt für  $T_2 = 573$  K und  $V_1 = 300$  Ncm<sup>3</sup> (entsprechend 10 % der verfügbaren Spaltgasmenge)

$$P_2 \approx 20 \text{ bar}$$

Der Brennstabinnendruck im heißen, frischen Brennstab (ohne Vorinnendruck mit He-Füllung) beträgt nach Gl. (3.21)

$$p \approx 2 \text{ bar}$$

Nach dem Gesetz von Dalton gilt für ideale Gasgemische, daß der Gesamtdruck eines Systems sich aus der Summe der Einzeldrücke der Gase berechnet. Daraus folgt

$$p_{\text{ges}} \approx 22 \text{ bar}$$

Die daraus resultierende Spannung ergibt ca.  $40 \text{ N/mm}^2$ . Damit ist gezeigt, daß die nach Gl. (3.23) für das Einsatzende berechnete Spannung von  $90 \text{ N/mm}^2$  als ausreichend konservativ betrachtet werden kann. Die tangentielle Gesamtspannung aus Innendruck und Hüllrohrdehnung infolge einer harten Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hüllrohr liegt demnach im Bereich von ca.  $230 \text{ N/mm}^2$  bei einer Lastrampe von  $60 \text{ W/cm/h}$  ab einem Ausgangswert von  $300 \text{ W/cm}$ . Die tatsächlich im Zyklus von KRB aufgetretenen höchsten Stableistungen lagen dagegen sogar um  $100 \text{ W/cm}$  höher.

Im Vergleich dazu liegt die  $\sigma_{0,2}$ -Grenze für Zircaloy-2 bei ca.  $120 \text{ N/mm}^2$ . Damit tritt bei einem Lastsprung von  $60 \text{ W/cm}$  bereits ein Überschreiten der  $\sigma_{0,2}$ -Dehnungsgrenze auf, selbst bei der Annahme eines spannungsfreien Ausgangszustandes. Selbst bei einer Freisetzung von  $10 \%$  der gesamten Spaltgasmenge ist der Druckaufbau und die daraus resultierende Spannung geringer als die Wechselwirkung durch Hüllrohrdehnung.

Die hier durchgeführte Abschätzung der auftretenden Spannungen erfolgte nur für den einachsigen Spannungszustand in tangentialer Richtung. Bei einer genauen Betrachtung muß entsprechend der Spannungshypothese nach Mohr der Spannungszustand ermittelt werden. Daneben wurde das Hook'sche Gesetz angewandt, obwohl die resultierenden Spannungen bereits zu plastischen Verformungen führen und damit das Hook'sche Gesetz nicht mehr streng gilt.

Damit kann auf stark vereinfachte Weise gezeigt werden, daß im unkonditionierten Stableistungsbereich Rampen von  $60 \text{ W/cm/h}$  zu Schäden führen können, wenn ein Kontakt zwischen Hüllrohr und Brennstoff besteht. Die in KRB-A und KWL aufgetretenen Schäden lassen sich damit teilweise erklären.

Die hier aufgeführten Ergebnisse stimmen größenordnungsmäßig auch mit den Ergebnissen aus /3-2, 3-3/ überein.

Dort wird mit Hilfe eines komplexeren Modells als Schadensgrenze eine Rampe von 70 W/cm/h unter Verwendung von Rampenexperimenten aufgezeigt. Die daraus resultierende Vergleichsspannung wird mit  $190 \text{ N/mm}^2$  angegeben. Die  $190 \text{ N/mm}^2$  entsprechen dem Grenzwert, ab dem mit Spannungsrißkorrosion zu rechnen ist.

Zusammenfassend soll darauf hingewiesen werden, daß die komplexen Vorgänge, die zu einem Brennstabdefekt im Zusammenhang mit einer Leistungsrampe führen können, wegen der Vielzahl von Einflußgrößen nur mit statistischen Mitteln erklärt werden können. Die bestimmenden Parameter wirken mit- und gegeneinander. Parameter, die einen Einfluß besitzen, hier jedoch nicht betrachtet wurden, sind

- Hüllrohrkorrosion
- Crudaufbau
- mechanische Belastungen durch Schwingungs- und Reibungseffekte
- chemische Korrosionsangriffe
- Neutronenversprödung des Hüllrohrmaterials

Da die beeinflussenden Größen insgesamt nur mit Hilfe von experimentellen Untersuchungen erfaßbar sind und sich einer analytischen Beschreibung weitgehend entziehen, kann das Ziel der betrieblichen Kernüberwachung nur sein, ausreichend große Sicherheitsabstände zu Defektschwellen und kritischen Rampengeschwindigkeiten einzuhalten.

Als ausreichend konservativ wird aufgrund der Rampenexperimente dabei heute für den nicht konditionierten Brennstoff eine minimale PCI-Schwelle von 300 W/cm, eine Konditioniergeschwindigkeit von 4 W/cm/h sowie einen zulässigen Leistungssprung von 40 W/cm über dem konditionierten Zustand angesehen, wenn dieser mindestens 300 W/cm beträgt. Unter PCI-Schwelle ist hierbei die experimentell abgesicherte Defektschwelle zu verstehen; sie ist jedoch nicht mit einer minimalen konditionierten Leistung im Sinne einer Brennstoffeigenschaft zu verwechseln. Dies bedeutet, daß der Brennstoff sehr wohl auch unterhalb der PCI-Schwelle konditioniert werden muß, bevor eine Überschreitung zulässig ist. Das Prinzip, das hinter der Konditioniergeschwindigkeit steht, bedeutet damit, daß bei jedem Abbrandzustand und jeder Leistungsgeschichte des Brennstoffs die Hülle an

jeden betrieblich erlaubten Leistungszustand angepaßt werden kann, wenn dies mit genügend langsamer Geschwindigkeit geschieht, so daß die entstehenden Spannungen im wesentlichen durch Kriechvorgänge abgebaut werden können. Die aus den Erfahrungen der Vergangenheit, Rampentests und modelltheoretischen Überlegungen gewonnenen Schonprogrammregeln sind in Tab. 4-1 wiedergegeben.

- / 3-1 /   Holzer, H. Stehle  
          Results and Analysis of KWU Power Ramp Investigations  
          Journal of Nuclear Materials  
          Vol. 87, No. 2 u. 3, Dez. 1, 1979, pp. 227-235
- / 3-2 /   W. Vogel, R. von Jan, H. Stehle  
          Experimental Strategy of Fuel Performance Testing  
          with Respect to PCI  
          Nuclear Engineering and Design  
          Vol. 65, No. 3, Juli 1981, pp. 307-312
- / 3-3 /   Holzmann, Meyer, Schumpich  
          Technische Mechanik, Teil 3  
          B. G. Teubner
- / 3-4 /   N. Eickelpasch  
          Six Years ' Experience with Core Performance at  
          KRB Power Station Gundremmingen  
          Experience from Operating und Fuelling of Nuclear Power  
          Plants, International Atomic Energy Agency Conference  
          Vienna 1974
- / 3-5 /   N. Eickelpasch, R. Seepolt, U. Wolf  
          The Correlation of Power Changes, Activity Releases  
          and Fuel Performance at the KRB Power Reactor  
          Enlarged Halden Programme Group Meeting Sandefjord, Norway  
          June 1974

- / 3-6 / H. Stehle, R. von Jan, H. Knaab  
LWR Fuel Behaviour during operational and overpower  
transients  
ANS Topical Meeting on Reactor Safety Aspects of Fuel  
Behaviour  
August 2-6, 1981 Sun Valley Idaho
- / 3-7 / W. Vogel, J. Ruyter, J. Markgraf  
The Petten Ramp Test Program of KWU/KFA During  
the Years 1976-1981  
IAEA Specialists' Meeting in Power Ramping and Cycling  
Behaviour of Water Reactor Fuel  
Petten September 8-9, 1982
- / 3-8 / A. H. Booth  
A Method of Calculation Fission Gas Diffusion from  $UO_2$   
Fuel and its Application at the X-2-f 200p Test  
AECL-496, Atomic Energy of Canada Limited (1957)
- / 3-9 / Gebhardt, Thümmel, Seghezzi  
Reaktorwerkstoffe Teil 1 und 2  
B. G. Teubner-Verlag
- / 3-10 / Gröber, Erk, Grigull  
Grundgesetze der Wärmeübertragung  
Springer Verlag
- / 3-11 / R. Holzer, H. Stehle  
Das Rampenverhalten von Brennelementen  
VGB Kraftwerkstechnik, 9, 1978



#### 4. Sicherheitstechnische Randbedingungen

Generell gilt, daß durch keine zulässige Betriebsweise (z.B. Regelbetrieb) eine Einschränkung des Sicherheitsniveaus der Anlage auftreten darf. Dies wäre z.B. der Fall, wenn es durch die Beanspruchungen der gewählten Betriebsart aufgrund von Materialermüdung zu einer Erhöhung der Schadensrate von Brennstäben führen würde. Da kein Kraftwerk einen absolut dichten Kreislauf besitzen kann, bedeutet dies bei gleicher effektiver Leckage eine Erhöhung der Abgabe radioaktiver Stoffe an die Umgebung über Abluft und Abwasser. Gleichzeitig steigt die Strahlenbelastung des Kraftwerkspersonals an, da der Leckagesuche und -beseitigung zur Begrenzung der betrieblichen Abgabewerte ein größerer Stellenwert beizumessen ist. Der Lastwechselbetrieb ist jedoch nicht nur im Hinblick auf die Auslegung der Brennelemente wichtig; die Auswirkungen der Lastwechsel auf Kurzzeit- und Langzeitverhalten von Komponenten und Rohrleitungen sind dabei ebenfalls zu beachten. Die Auslegung der Anlage berücksichtigt daher alle thermischen und mechanischen Belastungen im Laufe der Lebenszeit, so daß trotz des aus wirtschaftlichen Gründen bevorzugten Grundlastbetriebs der Lastwechselbetrieb einschränkungslos durchgeführt werden kann. Neben diesen Auslegungsgrundsätzen, die auch für konventionelle Anlagen gelten, sind weitere Aspekte bei Kernkraftwerken zu beachten, z.B. die Wechselwirkung zwischen Lastwechselbetrieb und Kontaminationsaufbau in den Anlageteilen (bedingt durch die höhere Kühlmittelkorrosionsproduktaktivität im Vergleich zum stationären Betrieb).

Die sicherheitstechnischen Rahmenbedingungen für die Auslegung und den Betrieb des Reaktorkerns enthalten daher alle im Betrieb zu beachtenden Grenzwerte /4-1/. Für jeden Zyklus ist im Rahmen der Planungsvorausrechnungen der Nachweis zu erbringen, daß der Reaktorkern innerhalb dieses Sicherheitsrahmens betrieben werden kann.

Die Kriterien für die Nachweisführung zum Folgezyklus sind als Bedingungen im "Rahmenplan Brennelementwechsel" festgelegt /4-2/. Die Bedingungen beruhen auf Festlegungen aus KTA-Regeln und BMI-Richtlinien (Zusammenstellung der im Genehmigungsverfahren zur Prüfung erforderlichen Informationen, ZPI). Sie sind im Folgenden aufgeführt, soweit sie Auswirkungen auf den Regelbetrieb haben können und für den bestimmungsgemäßen Betrieb gelten.

## 1. Maximale Lineare Stableistung

Im stationären Vollastbetrieb darf die maximale lineare Stableistung den für die im Anhang 4 enthaltenen Brennelementtypen festgelegten Wert von 440 W/cm nicht überschreiten. Die im Teillastbetrieb jeweils zulässige maximale lineare Stableistung ist in Abb. 4-1 als Verhältnis zur maximal zulässigen Stableistung (MFLPD), dargestellt.

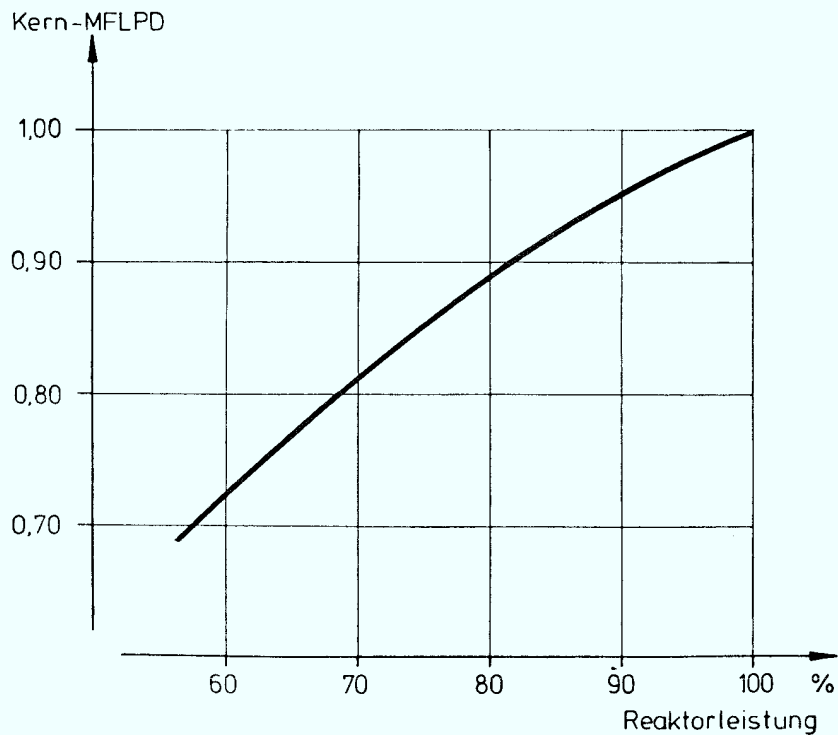


Abb. 4-1 Leistungsabhängige zulässige MFLPD

## 2. Kritischer Siedezustand

Im stationären Betrieb darf der Minimale Abstand zur Siedeübergangsleistung (MASL) den in Abb. 4-2 festgelegten kerndurchsatzabhängigen Wert nicht unterschreiten.

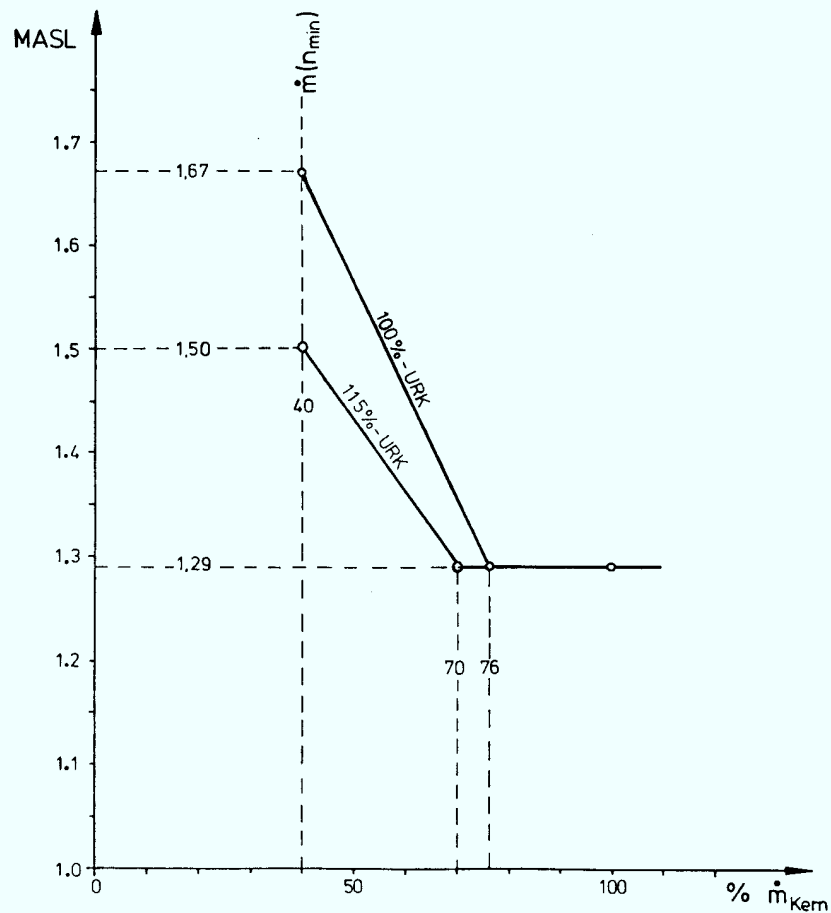


Abb. 4-2 Durchsatzabhängige zulässige MASL

Im Lastwechselbetrieb muß durch die Vielzahl möglicher Varianten die Einhaltung dieser Werte durch administrative Maßnahmen sichergestellt werden. Dies geschieht durch entsprechende Festlegungen im Betriebshandbuch (BHB), das ebenfalls Genehmigungsunterlage ist. Auch die Einhaltung der Schonprogrammregeln kann nicht durch die Auslegung erfolgen; sie muß ebenfalls durch administrative Regeln sichergestellt werden. In Tabelle 4-1 sind die Schonprogrammregeln als Auszug aus dem entsprechenden Betriebshandbuch-Kapitel aufgeführt.

Daher ist bei Analysen und Aussagen zum Lastwechselbetrieb insbesondere auf die Einhaltung der drei sicherheitstechnischen Kriterien

- Lineare Stableistung
- Kritische Siedeleistung
- Schonprogrammregeln

zu achten.

Tab. 4-1.1: Fahrregeln für unkonditionierten Brennstoff

1. Betriebliche Grenzwerte und Fahrregeln bei globaler Überwachung

- Kriterien:
- Erstes Anfahren nach Brennelementwechsel
  - Hochfahren nach Fahrfolgewechsel
  - Hochfahren über eine mehrere Wochen gefahrene Teillast hinaus

Hochfahrvorgang

Reaktorleistung (%) bzw. max. lin. Stabileistung (W/cm)	Regeln
0 % - 60 %	Keine Begrenzungen im Stabregelbereich bei Pumpenminstdrehzahl.
60 % - 300 W/cm*	Keine Begrenzungen im unteren Teil der Vollast-Umwälzregelkennlinie.
300 W/cm*	Haltezeit bis Mindest-Xenongehalt entsprechend 6 äquivalenten Vollaststunden in den letzten 12 h und nach Fahrfolgenwechsel mindestens 8 h Betriebszeit in der neuen Fahrfolge erreicht sind. Dabei Xenonkompensation mit Stäben: 5 cm Ausfahrstrittlänge/10 min Haltezeit für bewegte Stäbe.
300 W/cm - 330 W/cm**	5 %/h Lasterhöhungsrate mit Umwälzregelung; dabei Xenonkompensation mit Stäben, 5 cm/10 min.
330 W/cm - 100 %	1 %/h mittlere Lasterhöhungsrate mit Umwälzregelung; dabei keine Stabausfahrbewegungen.
100 %	Nach 8 h Vollast- (Konstantlast-) betrieb Xenonkompensation mit Stäben, 3 cm/6-8 h

Fahrfolgenwechsel

- Stabbild bei Pumpenminstdrehzahl umstellen
- Steigern der Reaktorleistung gemäß den Hochfahrregeln für unkonditionierten Brennstoff.

\* Aus aktuellen Kernberechnungen (oder alternativ: 60 W/cm<sup>2</sup> max. LVD-Anzeige)

\*\* Aus aktuellen Kernberechnungen (oder alternativ: 66 W/cm<sup>2</sup> max. LVD-Anzeige)

Tab. 4-1.2: Fahrregeln für konditionierten Brennstoff

2. Betriebliche Grenzwerte und Fahrregeln bei nodaler Überwachung

Eine detaillierte nodale Überwachung kann wegen der Vielzahl von Nodes im Kern praktisch nur rechnergestützt erfolgen. Hierbei ist von folgenden betrieblich nominalen Grenzwerten für jedes Node auszugehen:

- Abbrandabhängigkeit der PCI-Schwelle für unkonditionierten Brennstoff	linearer Verlauf zwischen 450 W/cm (0 MWd/kg) und 300 W/cm ( $\geq 15$ MWd/kg)
- Konditioniergeschwindigkeit	4 W/cm/h
- Dekonditioniergeschwindigkeit	2 W/cm/d
- Zulässige Überschreitung der PCI-Schwelle konditionierten Leistung	10 W/cm 40 W/cm

Es wird eine laufende Anpassung der Einhüllenden der konditionierten Leistungsverteilung durch nodales Konditionieren bzw. Dekonditionieren vorausgesetzt.

Das konditionierte Stabbild wird mit dem vorgegebenen Gradienten ebenfalls laufend angepaßt.

Nodale Überschreitungen der aktuellen konditionierten Stableistung bzw. der PCI-Schwelle - sofern diese höher liegt - über das zulässige Maß hinaus sind durch eine entsprechende Fahrweise zu verhindern.

Bis zum Erreichen dieser nodalen Stableistungsgrenzen ist die Geschwindigkeit nodaler Stableleistungsänderungen nicht begrenzt.

Hochfahrvorgang

Reaktorleistung (%) bzw.

max. lin. Stableistung (W/cm)      Regeln

0 % - 300 W/cm*	Keine Begrenzungen im Stabregelbereich bei Pumpenminstdrehzahl und im unteren Teil der Vollast-Umwälzregelkennlinie.
300 W/cm*	Haltezeit bis Mindest-Xenongehalt entsprechend 6 Vollaststunden in den letzten 12 h und nach Fahrfolgenwechsel mindestens 8 h Betriebszeit in der neuen Fahrfolge erreicht sind. Dabei Xenonkompensation mit Stäben. Konditioniertes Stabbild - sofern vorhanden - nicht überschreiten.
300 W/cm - 100 %	Lasterhöhung mit Umwälzregelung und bei Bedarf mit Stäben (3 cm/5 min) unter Einhaltung der Konditionierungsgrenzen bzw. der PCI-Schwelle im Rahmen der zulässigen Überschreitungen.

\* Aus aktuellen Kernberechnungen (oder alternativ: 60 W/cm<sup>2</sup> max. LVD-Anzeige, zulässige Überschreitungstoleranz 5 W/cm<sup>2</sup>)

- /4-1/ TÜV-Norddeutschland  
Sicherheitstechnische Rahmenbedingungen für die  
Auslegung und den Betrieb des Reaktorkerns  
Gutachten über die Sicherheit des Kernkraftwerkes  
Krümmel Nr. 27-83-014, Hamburg 1983
- /4-2/ Pohl, Hünchen  
Rahmenplan für Brennelementwechsel im Kernkraftwerk Krümmel  
Technischer Bericht: KWU R63/82/0820 d v. 09.11.82

## 5. Verifikation der verwendeten Rechenprogramme

Die Qualität der in dieser Arbeit enthaltenen Aussagen wird maßgeblich von der Genauigkeit der verwendeten Analysemethoden, d.h. im wesentlichen der Rechenprogramme, bestimmt.

Da die vorliegenden Erfahrungen nicht ausreichen, um vollständige allgemeingültige Aussagen abzuleiten, muß den theoretischen Betrachtungen größeres Gewicht beigemessen werden. Im Folgenden soll daher eine Bewertung der Programme RS3D (siehe Anhang 1) und Pl (siehe Anhang 2) erfolgen.

Die Genauigkeit der Rechenergebnisse hängt direkt von der Genauigkeit ab, mit der die dreidimensionale Leistungsverteilung im Reaktorkern simuliert werden kann. Dies gilt sowohl für die aktuelle Betriebsverfolgung als auch für Vorausrechnungen. Die Schwierigkeit besteht darin, nicht die tatsächliche Leistungsverteilung zu einem beliebigen Zeitpunkt im Kern wegen der hierfür erforderlichen Zahl von Detektoren messen zu können. Es muß ein Kompromiß zwischen notwendigem Meßaufwand und Genauigkeit der Rechenergebnisse geschlossen werden.

Die Genauigkeit des Pl und RS3D wird, wie für jedes andere zur Kernüberwachung bzw. Brennelementauslegung und Zykluseinsatzplanung verwendete Programmsystem, folgendermaßen nachgewiesen:

- Die Genauigkeit der Programme wird durch die Nachrechnung von kritischen Experimenten sichergestellt. Dabei werden für ausreichend instrumentierte Brennelementkonfigurationen in Testreaktoren gemessene Leistungsverteilungen und Kritikalitätszustände nachgerechnet.
- Die thermohydraulischen Daten werden in Versuchsständen an elektrisch beheizten Brennelementoriginalgeometrien über den gesamten Betriebsbereich bestimmt. Sie bilden die Grundlage für die Bestimmung der Kühlmitteldurchsatzverteilung sowie der Siedeübergangsleistung.
- Die für ein vorgegebenes Zeitintervall mit Hilfe der Berechnung der Leistungsgeschichte gewonnene axiale Abbrandverteilung wird mit Gammascan-

Meßwerten eines realen Brennelements verglichen. Unter Gammascan versteht man dabei die nuklidspezifische Messung von axialen Spaltproduktverteilungen in Brennelementen oder Brennstäben /5-1/.

- Die Rechenergebnisse von Diffusionsprogrammen werden mit anderen Methoden verglichen. In der Regel dienen dazu transporttheoretische Monte-Carlo-Programme /5-2/.

Mit Hilfe dieser Vergleiche lassen sich Genauigkeitsaussagen für die verwendeten Programme ableiten. In Tabelle 5-1 sind die entsprechenden Werte für RS3D und P1 enthalten. Die Daten gelten allerdings nur für stationäre Xenongleichgewichtszustände. Beim RS3D ergeben sich Verbesserungen für die Kombination RS3D/P1, d.h. das RS3D berechnet fiktive Fahrkammermeßdaten die als Eingangsdaten für das nachgeschaltete P1 dienen. Damit wird dem P1 bei jedem Lauf vorgespiegelt, daß gerade eine Fahrkammermessung stattgefunden hat. Die vom RS3D ermittelten fiktiven Fahrkammermeßdaten werden in Verbindung mit den aktuellen Betriebsdaten vom P1 dann zur Berechnung der Leistungsverteilung verwendet. Die Kombination RS3D/P1 kann sowohl mit als auch ohne Anpassung gerechnet werden; die Genauigkeit der Ergebnisse nimmt i.a. im letzteren Fall jedoch ab, mit Ausnahme der Fälle, bei denen zwischenzeitlich erhebliche Änderungen des Steuerstabbildes durchgeführt wurden. Unter Anpassung ist hierbei zu verstehen, daß die letzte tatsächliche Fahrkammermessung als Basis für die jeweils berechnete Leistungsverteilung verwendet wird. Nach jeder durchgeführten Fahrkammermessung werden die berechneten Verteilungen mit den gemessenen in Übereinstimmung gebracht durch eine entsprechende Anpassung der lokalen Multiplikationsfaktoren an den Maschenpunkten des Rechenmodells. Solange die aktuelle Leistungsverteilung der Basismessung des letzten Fahrkammerzeitpunktes in gewissen Grenzen entspricht, werden die besten Rechenergebnisse erzielt. Aus diesem Grund sind mit Ausnahme der Fälle, die explizit erwähnt werden, in dieser Arbeit jeweils die Ergebnisse der Kombination RS3D/P1 im Anpassungsmodus dargestellt. Voraussetzung dafür ist, daß als Ausgangsfall für Simulationsrechnungen ein realer Betriebspunkt gewählt wird.

Tabelle 5-1: Genauigkeit der Programme Pl und RS3D

1. Pl

Anteile/Quellen	Neutronen-FK 1 $\sigma$ -Wert (%)	Gamma FK 1 $\sigma$ -Wert (%)
<u>FK-Signal</u>		
Rauschen	1,2	< 1,2
Positionierung/Asymmetrie	<u>2,3</u>	<u>1,7</u>
<u>insgesamt:</u>	<u>2,6</u>	<u>&lt; 2,0</u>
<u>Prozeßrechner-Modell</u>		
Diffusionstheorie und Korrelation bei der BE-Leistungsbestimmung	4,3	4,0
Monte-Carlo-Programm und PAR-Korrelation bei der Bestimmung der 4x4-Eckstableistung	-	2,5
Einfluß von Abbrand und Dampfblasen bei der BE-Leistungsbestimmung	1,7	< 1,7
Diffusionstheorie und Korrelation bei der maximalen Stableistungsbestimmung relativ zur BE-Leistung	2,8	2,8
BE-Stab-Fertigungstoleranz	<u>1,4</u>	<u>1,4</u>
<u>BE-Leistung</u>	<u>insgesamt: 4,6</u>	<u>&lt; 5,0</u>
<u>Maximale Stableistung</u>	<u>insgesamt: 5,6</u>	<u>&lt; 5,9</u>
<u>FK-Signal + Prozeßrechnermodell</u>		
<u>BE-Leistung</u>	<u>insgesamt: 5,3</u>	<u>&lt; 5,4</u>
<u>Maximale Stableistung</u>	<u>insgesamt: 6,2</u>	<u>&lt; 6,2</u>

Fortsetzung Tab. 5-1

2. RS3D

Für die Genauigkeit des RS3D-Programms gilt die im Rahmen der Methodenabsicherung ermittelte Genauigkeit aus Betriebsverfolgung und Gamma-Scandaten:

<u>Eigenwert</u>	(Mittelwert)
Kalter kritischer Zustand	+/- 0,3 % $\Delta k/k$
Kritischer Zustand im Betrieb	+/- 0,3 % $\Delta k/k$
 <u>Eigenfunktion</u>	
Radialer Formfaktor	+/- 4 %
Axialer Formfaktor	+/- 5 %
3 D- Formfaktor	+/- 6 %

Durch Anpassung des RS3D-Programmes an die gemessenen TIP's wird die Genauigkeit verbessert.

---

Die Aussagen zur Genauigkeit beziehen sich beim RS3D auf die Version RS3D07, die mit Beginn des 3. Zyklus zur Kernüberwachung eingesetzt wurde. Die Genauigkeit der Vorläuferversion RS3D05 ist naturgemäß geringer und liegt teilweise etwas oberhalb der Werte der Tabelle 5-1.

Zu Beginn dieses Kapitels wurde auf die Schwierigkeit hingewiesen, daß die tatsächliche Leistungsverteilung zu einem beliebigen Zeitpunkt im Zyklus nur näherungsweise bekannt ist. Dies resultiert aus der in radialer Richtung beschränkten Anzahl von Leistungsverteilungsdetektorlanzen, die bei einer Fahrkammermessung durchfahren werden können.

In Abbildung A 4-1 ist das Kernschema KKK mit den 48 LVD-Lanzen dargestellt.

Da das Pl-Programm als offiziell begutachtetes und genehmigtes Überwachungsprogramm eingesetzt wird, werden die hiermit im Betrieb ermittelten Leistungsverteilungen in Ermangelung der tatsächlichen Verteilungen als "wahre" Leistungsverteilungen definiert. Als mehr praktische Begründung dafür kann zusätzlich die positive Erfahrung mit diesem Programmpaket bei einer Vielzahl von SWR-Anlagen (alle GE- und KWU-Anlagen) und Betriebszyklen herangezogen werden. In keinem Fall hat es zu Brennstoffschäden bei Einhaltung der vom Programmsystem ermittelten zulässigen Betriebswerte geführt. Darüberhinaus führt das vom Pl verwendete Verfahren dazu, daß bei größeren Abweichungen von der letzten Basismessung durch eine erneute Fahrkammermessung der Abstand zu den thermischen Grenzwerten immer vergrößert und nie verkleinert wird. Dies beruht auf einem vom Pl angewendeten Verfahren der konservativen Überschätzung der Leistungsverteilung mit fortschreitender Entwicklung der Abbrandverteilung und des Steuerstabbildes und ist eine wichtige Voraussetzung für den Einsatz dieses Programmes zur aktuellen Kernüberwachung. Wäre dies nicht der Fall, würde eine nicht akzeptable Einschränkung der sicherheitstechnischen Rahmenbedingungen die Folge sein.

Da das Pl-Programmsystem jedoch trotz aller vorliegenden betrieblichen Bewährung Nachteile besitzt, die in der physikalisch unzulänglichen Methodik liegen, ist es beabsichtigt, es zu ersetzen, z.B. durch eine schnelle Version des RS3D. Dies hätte darüberhinaus den Vorteil, daß Fahrkammermessungen nur in größeren Abständen als bisher erforderlich wären.

Das RS3D ist im Rahmen der Brennelementauslegung und Brennstoffeinsatzplanung ebenfalls gegenüber Gutachtern und Genehmigungsbehörden qualifiziert /5-3/. Mit der Bezeichnung PANACEA wurde es von der GE entwickelt und zur Betreuung von US-SWR-Anlagen erfolgreich eingesetzt und frühzeitig für KWU-Anlagen übernommen.

Für die betriebliche Kernüberwachung sind Erfahrungen in /5-4, 5-5/ dargestellt.

Die Genauigkeit des RS3D wurde für diese Arbeit unter zwei Gesichtspunkten näher untersucht, die für Analysen des Regelbetriebes entscheidend sind.

- Zunächst und zu allererst spiegelt sich die Qualität eines Kernsimulationsprogrammes im Verhalten des Multiplikationsfaktors K wieder.

Der Verlauf des Multiplikationsfaktors ist in Tabelle 5-2 für den 2. Zyklus dargestellt. Die Werte wurden im Rahmen einer begleitenden Zyklusnachrechnung ermittelt. Die mit einem Stern gekennzeichneten Werte entsprechen Nachrechnungen von Fahrkammermessungen, die mit einem Gedankenstrich versehenen stellen Zwischenpunkte dar. Der mit einem Pfeil versehene Wert gibt den Zeitpunkt unmittelbar nach dem Fahrfolgenwechsel des 2. Zyklus wieder. Der Mittelwert des Multiplikationsfaktors für die 18 Zykluspunkte beträgt 0,9979, die Standardabweichung 0,0009. Damit zeigt die Nachrechnung ein sehr gutes, stabiles Verhalten des Multiplikationsfaktors über den Zyklus.

- Ein weiteres Kriterium für die Qualität der Rechenergebnisse ist das Verhalten des Multiplikationsfaktors im Teillastbereich, d.h. im Bereich von Durchsatz- und Stabregelung. Hierzu wurde eine Xenontransiente nachgerechnet, die im Rahmen eines Reparaturprogrammes am 19.12.1985 durchgeführt wurde. Der zeitliche Verlauf der Transiente ist für die charakteristischen Größen in Tabelle 5-3 dargestellt. Für die Phase der Leistungsabsenkung sind zusätzlich die sich aus der genauen Nachrechnung der Betriebszustände ergebenden Multiplikationsfaktoren aufgeführt. Auch in diesem Fall zeigt sich eine gute Konstanz der Werte. Dies ist eine wichtige Voraussetzung für die Durchführung von Simulationsrechnungen, da hierfür eine wesentliche Voraussetzung ist, daß die Multiplikationskonstante, der Eigenwert, tatsächlich eine Konstante ist. Da für den Regelbetrieb die Leistung vorgegeben wird, muß bei konstantem Eigenwert der xenonabhängige Kerndurchsatz als Variable bestimmt werden. Der Durchsatzkoeffizient der Reaktivität  $\alpha_D$  beträgt im RS3D für jedes Durchsatzprozent  $\Delta k = 0,00020$ . Das Konvergenzkriterium im Programm ist mit  $\Delta k = 0,00010$  festgelegt. Eine Veränderung des Eigenwertes um  $\Delta k = 0,00100$  würde damit schon einen Durchsatzfehler von 5% bedeuten, die Rechenergebnisse wären damit weitgehend wertlos.

Datum	Zyklusabbrand	P <sub>th</sub> (%)	KDS (%)	SSD (%)	K <sub>eff</sub>
11.06.85*	22.5	58.4	41.2	14.2	0.9973
26.06.85*	320.3	100.5	106.0	11.04	0.9990
11.07.85-	702.1	100.6	98.7	10.5	0.9979
30.07.85*	1109.4	101.0	99.8	10.1	0.9988
19.08.85*	1608.2	100.1	99.8	10.2	0.9982
26.09.85*	2496.5	100.0	99.2	9.9	0.9984
08.10.85-	2781.6	100.2	99.5	9.8	0.9980
28.10.85*	3257.0	99.8	99.2	9.7	0.9977
10.11.85-	3568.2	94.8	90.4	9.7	0.9976
(vor FF- Wechsel)					
--->					
10.11.85*	3568.2	67.5	52.2	8.4	1.0008
(nach FF- Wechsel)					
14.11.85*	3650.6	99.6	102.7	9.6	0.9974
04.12.85-	4126.1	96.0	94.5	8.4	0.9973
17.12.85*	4436.1	100.0	100.0	8.2	0.9965
23.01.86*	5316.7	100.2	100.2	6.7	0.9971
03.02.86-	5580.0	99.9	99.8	6.0	0.9973
12.02.86-	5795.7	100.0	100.4	5.6	0.9975
26.02.86*	6130.7	100.0	99.3	4.8	0.9974
12.03.86*	6456.0	99.6	100.4	4.5	0.9980
					X = 0.9979
					S = +0.00095

\* TIP-Messung-Nachrechnung

- Zwischenpunkte

--> Fahrfolgenwechsel

P<sub>th</sub> ... thermische Leistung

KDS ... Kühlmitteldurchsatz

SSD ... Steuerstabdichte

FF ... Fahrfolge

Tab. 5-2: Verlauf des Multiplikationsfaktors im 2. Zyklus

Uhrzeit	Leistung [%]	Durchsatz [%]	$K_{eff}$
23.58	99.70	99.91	1,00045
00.06	97.85	95.88	1,00115
00.07	92.90	85.19	0,99959
00.10	85.64	74.51	0,99944
00.12	81.38	69.33	0,99987
00.16	76.51	63.03	1,00014
00.22	73.50	60.80	1,00081
00.28	67.18	51.72	1,00060
00.31	60.94	43.54	1,00041
00.32	56.99	39.17	1,00073
00.36	55.81	41.98	1,00088
-->			
00.43	51.94	42.47	1,00057
00.47	44.18	42.73	1,00140
00.50	41.28	42.82	1,00105
00.53	35.96	42.72	1,00178
01.01	30.70	42.45	1,00021
			$\bar{X} = 1,00057$
			$S = 0,00063$

--> Beginn Stabeinfahren

Tab. 5-3: Transiente vom 19.12.1985, Verlauf des Multiplikationsfaktors

- Neben dem Multiplikationsfaktor ist die Genauigkeit der Ermittlung der Leistungsverteilung von Wichtigkeit. Im Rahmen des Vergleichs von Pl (Prozeßrechner) und RS3D/Pl (FNR) (FNR = Fortschrittlicher Nuklearrechner) sind für den Beginn des 3. Zyklus in Tabelle 5-4 jeweils sich aus der Betriebsüberwachung ergebende Werte für die maximale lineare Stabileistung und den Abstand zur Siedeübergangsleistung im stationären Vollastbetrieb aufgeführt. Die Übereinstimmung der Werte des FNR mit dem Prozeßrechner liegt im Bereich von 1 - 2% und ist damit sehr gut. Generell zeigen alle durchgeführten Vergleiche ab Beginn des 2. Zyklus etwas ungünstigere, d.h. höhere Werte für die Kombination RS3D/Pl als das Pl des Prozeßrechners. Der Abstand zu den thermischen Grenzen wird geringer, d.h. konservativer berechnet. Damit kann auch die Aussage abgeleitet werden, daß die Ergebnisse der zum Regelbetrieb durchgeführten Rechnungen ebenfalls i.a. als konservativ zu betrachten sind.

Tabelle 5-4: Vergleich von MASL und MFLPD am Nennlastpunkt

Datum	K <sub>eff</sub>	R S 3 D / P 1		P 1	
		MASL	MFLPD	MASL	MFLPD
10.	0,99864	0,860	0,835	0,866	0,805
11.	0,99852	0,866	0,846	0,875	0,812
12.	0,99911	0,818	0,782	0,848	0,770
13.	0,99880	0,847	0,817	0,860	0,784
14.	0,99864	0,872	0,850	0,880	0,816
15.	0,99868	0,868	0,843	0,875	0,821
16.	0,99878	0,875	0,845	0,892	0,838
17.	0,99864	0,870	0,847	0,892	0,837
18.	1,00222	0,862	0,811	0,864	0,803
19.	1,00144	0,863	0,801	0,862	0,800
20.	1,00153	0,833	0,769	0,823	0,749
21.	1,00146	0,841	0,779	0,839	0,768
22.	1,00162	0,864	0,821	0,864	0,815
23.	1,00172	0,859	0,825	0,854	0,813
24.	1,00164	0,873	0,865	0,883	0,866
25.	1,00172	0,871	0,866	0,880	0,863
26.	1,00169	0,876	0,896	0,880	0,861
27.	1,00171	0,875	0,877	0,883	0,874
28.	1,00181	0,873	0,895	0,877	0,887
29.	1,00168	0,878	0,917	0,880	0,905
30.	1,00166	0,871	0,896	0,878	0,885
31.	0,99994	0,865	0,826	0,867	0,884

- Als weitere Überprüfungsmöglichkeit kann ein Vergleich zwischen errechneten und gemessenen Fahrkammerdaten (TIP-Schriebe: Travelling-Incore-Probe) herangezogen werden. In Abbildung 5-1 ist die axial gemessene TIP-Verteilung für alle 48 Positionen mit der vom RS3D vorausberechneten verglichen. Die Übereinstimmung kann als sehr gut bezeichnet werden, da die mittlere Abweichung (radial und axial) 2% - mit einer Standardabweichung von  $\pm 1,5\%$  - beträgt. Die einzigen geringfügigen systematischen Abweichungen liegen im Bereich der axialen Brennelementenden. Sie sind durch die schwerer zu modellierenden Reflektorverhältnisse in diesem Bereich bedingt. Die dabei auftretenden Ungenauigkeiten sind allerdings für Überwachungszwecke unbedeutend, da sie mit sehr niedrigen lokalen Leistungen einhergehen. Zur Verdeutlichung der Verhältnisse ist in Abbildung 5-2 die radiale Verteilungsänderung sowie die radial gemittelte axiale Verteilung (Abweichung zwischen Pl-Rechnung mit gemessenen und berechneten TIP-Verteilungen) dargestellt.
  
- Als letzte Verifikationsmöglichkeit kann die im Verlauf einer Xenontransiente gemessene TIP-Verteilung an ausgewählten Kernpositionen mit einer vorausberechneten verglichen werden. Dies wurde zu Beginn des 3. Zyklus im Rahmen einer Weiterentwicklung des Steuerstabbildes durchgeführt. Die gewählte Vorgehensweise am 22.07.1986 stellt sich zusammengefaßt folgendermaßen dar:
  - 12.00: 100% Reaktorleistung, Beginn Leistungsabsenkung mit einem Gradienten von ca. 2%/Minute und Start einer Vorausberechnung mit dem FNR.
  - 12.15: 75% Reaktorleistung erreicht (270 W/cm).  
Beginn Entwicklung Steuerstabbild.
  - 12.30: Stabbild erreicht; Leistungssteigerung auf 80% Reaktorleistung.
  - 13.30: TIP-Messung der LVD-Positionen 44-17 und 52-17 sowie  
Vorausrechnung der TIP-Ergebnisse mit dem FNR.
  - Anschließend wurde zunächst die Leistung auf 85% und nach Erreichen des Xenontals mit Konditioniergeschwindigkeit auf Vollast gesteigert.

Abb. 5-1 Vergleich von gemessenen und berechneten TIP-Schrieben

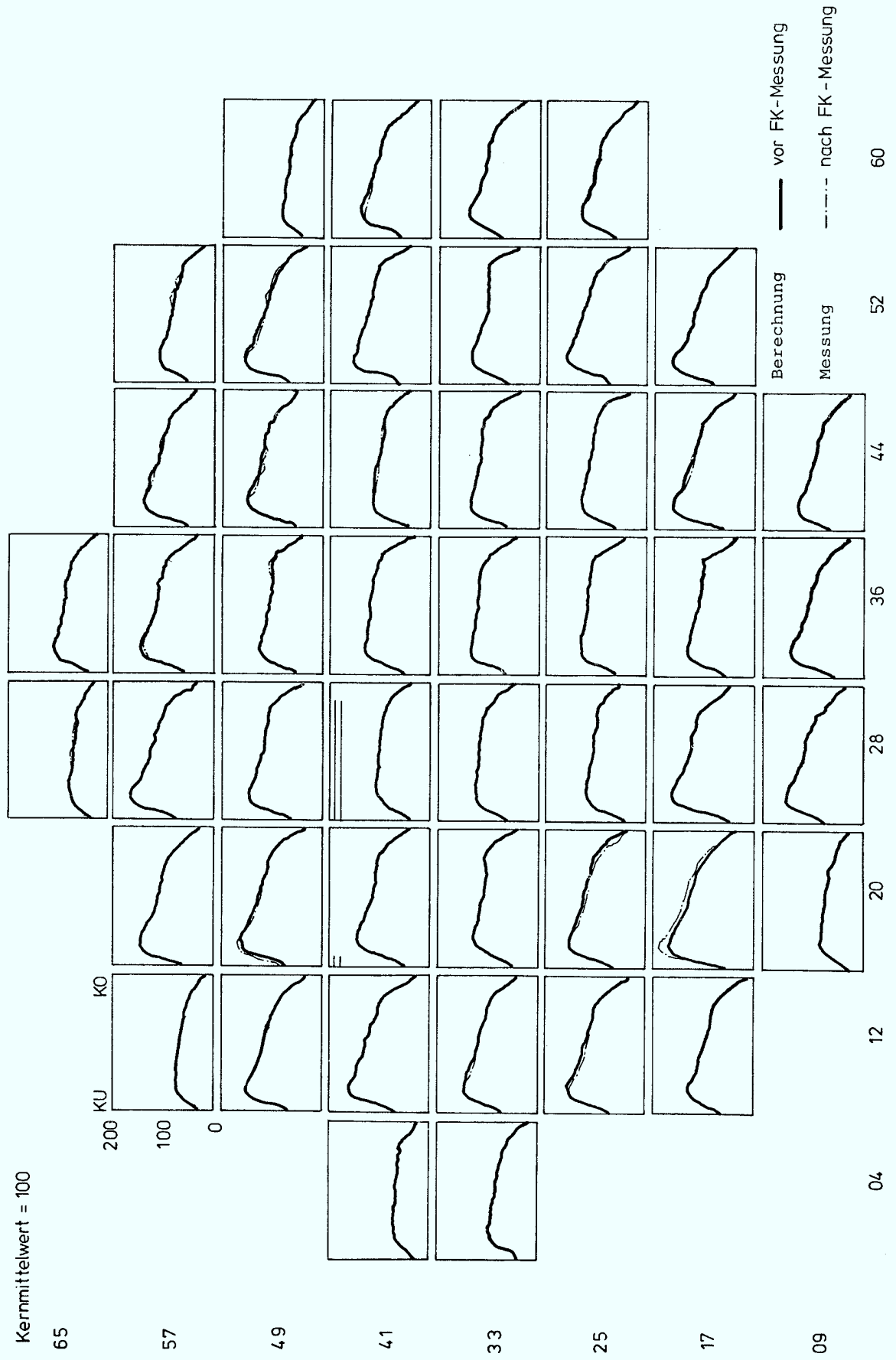
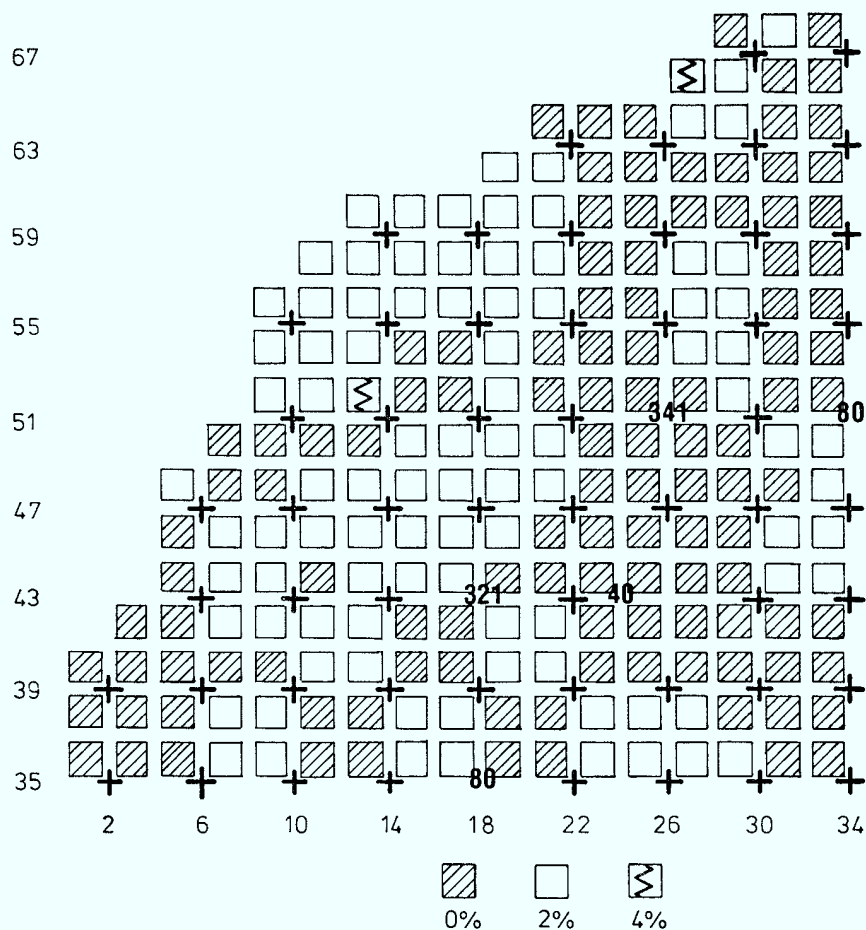
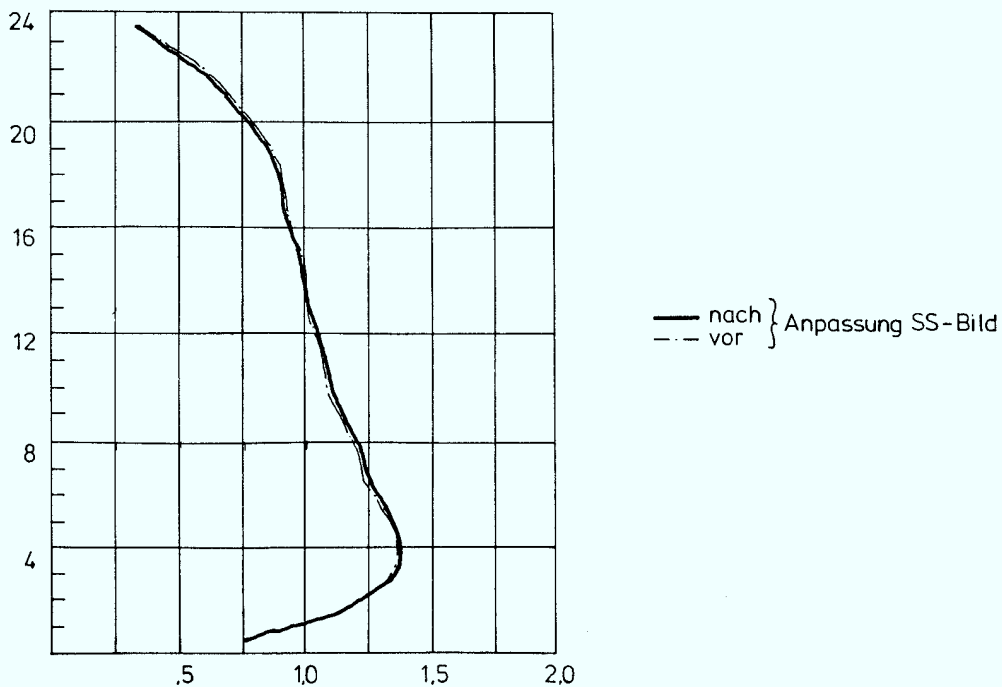


Abb. 5-2 Vergleich von radialen und axialen Leistungsverteilungsänderungen

DIFFERENZ BE-LEISTUNG



GESAMTKERN AXIALE LEISTUNGSVERTEILUNG



In Abbildung 5-3 ist für einen Kernquadranten das Steuerstabbild vor und nach der Umstellung dargestellt. Die ausgewählten LVD-Positionen 44-17 und 52-17 liegen in unmittelbarer Nachbarschaft der verfahrenen Steuerstäbe. Die die axiale Verteilung entscheidend beeinflussenden Steuerstabgruppen (42-19, 50-19, 50-27) wurden jeweils um ca. 60 cm ausgefahren. Gleichzeitig wurde dem Ausfahrvorgang eine Xenontransiente durch die Haltezeit bei 80% Reaktorleistung überlagert. In Abbildung 5-4 sind die gemessenen und berechneten axialen Flußverteilungen dargestellt. Die daraus berechnete mittlere axiale Abweichung beträgt für die Position 44-17:  $x = 0,023 \pm 0,017$ ; für die LVD-Position 52-17:  $x = 0,010 \pm 0,007$ .

35	+	+	+	+	64	+	+	+	+
31	+	+	+	+	+	+	+	+	+
27	+	+	40	+	215	+	+	+	
23	+	+	+	+	+	+	+	+	
19	65	+	244	+	294	+	+		
15	+	+	+	X	+	X	+	+	
11	+	+	+	+	+	+			
07	+	+	+	+					
03	+	+							
	34	38	42	46	50	54	58	62	66

X LVD-Lanzenpositionen

Abbildung 5-3.1 Stabbild

35	+	+	+	+	120	+	+	+	+
31	+	+	+	+	+	+	+	+	+
27	+	+	40	+	281	+	+	+	
23	+	+	+	+	+	+	+	+	
19	120	+	300	+	+	+	+		
15	+	+	+	X	+	X	+	+	
11	+	+	+	+	+	+			
07	+	+	+	+					
03	+	+							
	34	38	42	46	50	54	58	62	66

X LVD-Lanzenpositionen

Abbildung 5-3.2 Stabbild

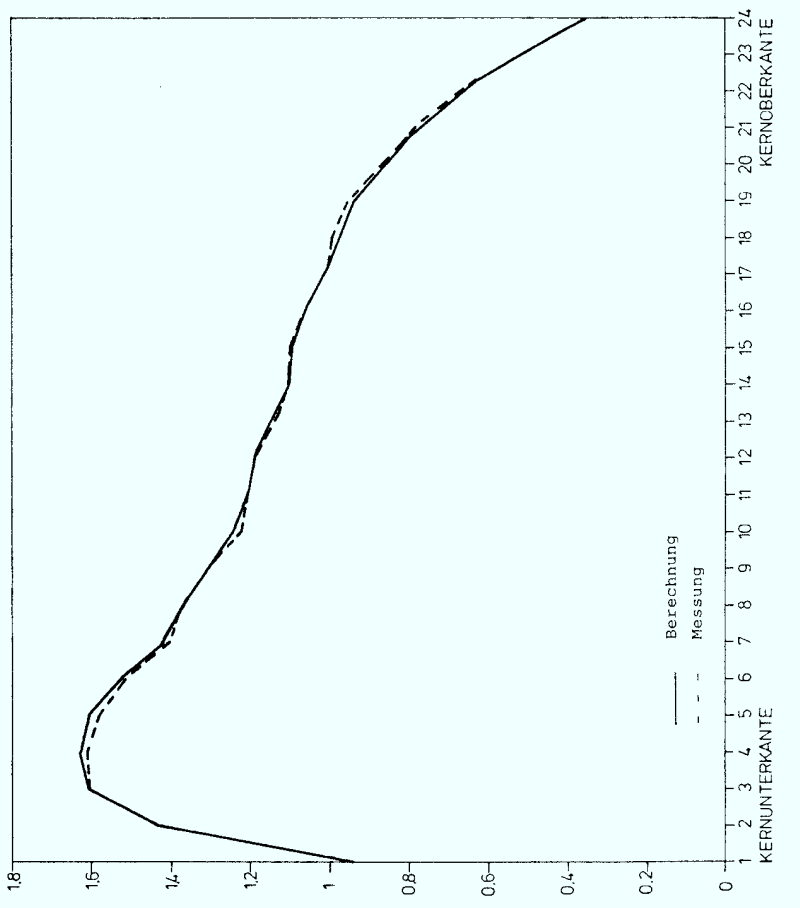


Abb. 5-4.2 Vergleich zwischen gemessenen und berechneten TIP-Werten für die Position 52-17

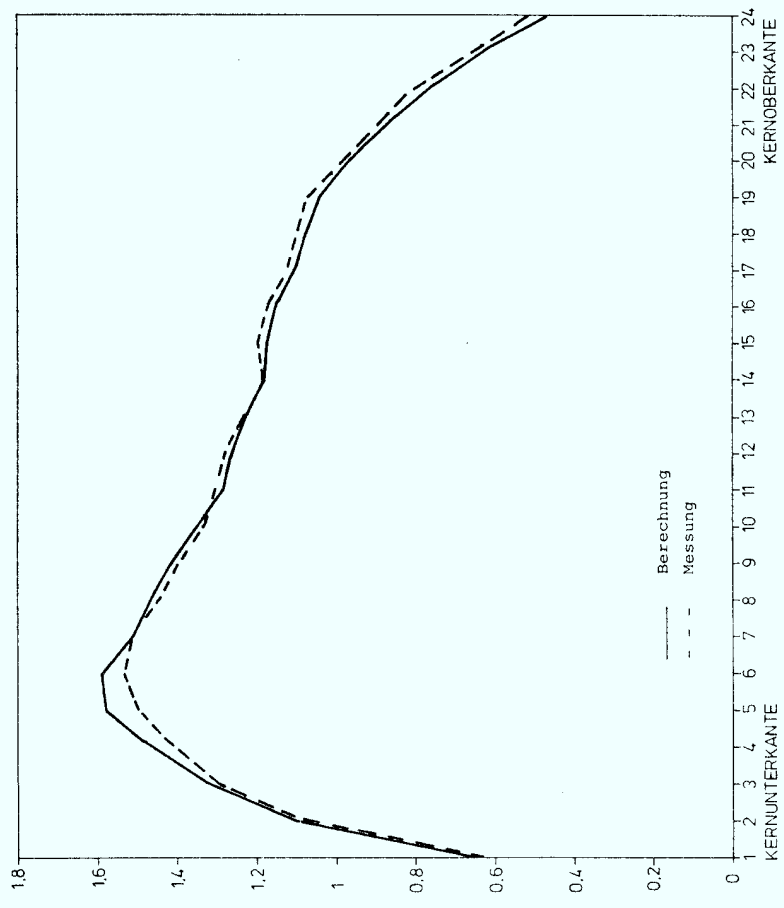


Abb. 5-4.1 Vergleich zwischen gemessenen und berechneten TIP-Werten für die Position 44-17

Die Übereinstimmung kann damit als sehr gut angesehen werden. Der Fehler liegt deutlich unter dem in Tabelle 5-1 angegebenen Wert für den axialen Formfaktor von  $\pm 5\%$ . Allerdings gilt dieser Wert für Rechnungen ohne Anpassung; der Vorteil der Anpassungsmethodik stellt sich in dem o.a. Beispiel deutlich dar. Die axialen Verteilungen der Abbildung 5-4 zeigen darüberhinaus ebenfalls die bereits erwähnte leichte Überschätzung des axialen Maximums, während die Position des axialen Maximums richtig berechnet wird. Es bestätigt sich auch hier, daß die Rechenergebnisse im Vergleich zur Messung konservativ ausfallen.

Zusammenfassend kann damit festgestellt werden, daß die in Tabelle 5-1 für das RS3D (ohne Anpassung) angegebene Genauigkeit auch für die Berechnung von instationären Betriebszuständen (Xenontransienten) unter Einschließung von Steuerstabbildänderungen als konservativer oberer Wert gelten kann. Die durchgeführten Vergleiche lassen sogar vermuten, daß die zu erwartende Genauigkeit um den Faktor 1,5 bis 2 besser ist.

/5-1/ P. Strohbach, M. Schrader, R. Hoffmann, V. Heidt, W. Voigts  
Gammascan an 117 Brennelementen in KKP 1  
Jahrestagung Kerntechnik 1982, Mannheim

/5-2/ D. H. Thomson, T. M. Traver -BMC-I  
The Battelle Monte Carlo Code  
BNW2-1433, June 1970

/5-3/ P. Strohbach  
Betriebsnachrechnungen mit den SWR-Auslegungsprogrammen  
BPSA und RS3D.  
Jahrestagung Kerntechnik 1986, Aachen

/5-4/ H. D. Lemke, K. Hünchen  
Advanced Nuclear Predictor (FNR System) for On-Line  
Operation in BWR Plants  
ENC '86 Transactions, Geneva, June 1986

/5-5/ U. Schmidt, A.-O. Senzlober, L.-P. Brandes  
Absicherung des FNR-Programmsystems anhand Xenontransienten  
und Lastfolgeverhalten bei KKK  
Jahrestagung Kerntechnik '85, München



## 6. Xenonverhalten bei langsamen Ganzkerntransienten

Das Xenonverhalten ist eine der bestimmenden Einflußgrößen bei Transientenvorgängen. Unter Transientenvorgängen sollen im Folgenden zeitabhängige Änderungen von Leistung und Leistungsverteilung verstanden werden. Nicht betrachtet werden dagegen in diesem Zusammenhang quasi-stationäre Veränderungen wie sie durch die Abbrandentwicklung hervorgerufen werden oder schnelle Transienten in Verbindung mit betrieblichen Störungen.

Xenon ist ein starkes Neutronengift, d.h. der Absorptionsquerschnitt für thermische Neutronen ist sehr groß. Xe-135 ist dabei mit einem Wirkungsquerschnitt von  $3,5 \cdot 10^6$  barn das bedeutendste zu betrachtende Isotop des Xenons. Es entsteht aus dem J-135 ( $T_{1/2} = 6,7$  h) durch  $\beta^-$ -Zerfall und besitzt eine Halbwertszeit von 9,2 h.

Die zeitabhängige Jodkonzentration (J-135) ergibt sich aus

$$d J/dt = - \lambda_J \cdot J - \sigma_J \cdot J \cdot \emptyset + f_J \cdot \sum_f \cdot \emptyset \quad (6.1)$$

mit  $\lambda$  . . . Zerfallskonstante  
 $\sigma$  . . . Einfangquerschnitt  
 $J$  . . . Jodkonzentration  
 $\emptyset$  . . . thermischer Neutronenfluß (zeit- und ortsabhängig)  
 $f$  . . . Spaltanteil  
 $\sum_f$  . . . makroskopischer Spaltquerschnitt des Urans

die zeitabhängige Xenonkonzentration (Xe-135) zu

$$d Xe/dt = + \lambda_J \cdot J + f_{Xe} \cdot \sum_f \cdot \emptyset - \lambda_{Xe} \cdot Xe - \sigma_{Xe} \cdot Xe \cdot \emptyset \quad (6.2)$$

mit  $Xe$  . . . Xenonkonzentration

Als mittlere Lebensdauer des Xenons ergibt sich daraus

$$T_{Xe} = 1/(\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe} \cdot \emptyset) \quad (6.3)$$

sowie als Gleichgewichtskonzentration ( $d X_e/dt = 0, \vartheta = \vartheta_0$ )

$$X_{e0} = \frac{\lambda_J \cdot J_0 + f_{Xe} \cdot \Sigma_f \cdot \vartheta_0}{\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe} \cdot \vartheta_0} \quad (6.4)$$

mit  $J_0 = (f_J \cdot \Sigma_f \cdot \vartheta_0) / \lambda_J$  da  $\sigma_J \cdot \vartheta \ll \lambda_J \cdot J$  (6.5)

folgt  $X_{e0} = \frac{(f_J + f_{Xe}) \cdot \Sigma_f \cdot \vartheta_0}{\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe} \cdot \vartheta_0}$  (6.6)

Als typische Werte ergeben sich damit für einen Leichtwasserreaktor aus (6.3) und (6.6)

$$\begin{aligned} T_{Xe} &\approx 0,4 \text{ h} \\ X_{e0} &\approx 10^{15} \text{ cm}^{-3} \end{aligned}$$

Für einen stationären Betriebszustand muß die Xenon- und Jodkonzentration an jedem Ort bekannt sein, da der Kernaufbau heterogen ist, d.h. Brennstoff, Moderator, Steuerstäbe und Strukturmaterial sind geometrisch und materialtechnisch unterschiedlich und lassen sich nur näherungsweise, jedoch mit vertretbarer Genauigkeit, homogenisieren.

Zur Berechnung von Xenontransienten, die sich aus Leistungs- und Leistungsverteilungsänderungen ergeben, müssen die Gleichungen (6.1) und (6.2) ortsabhängig gelöst werden. Die orts- und zeitabhängige Jodkonzentration kann dabei analytisch unter Voraussetzung einer linearen zeitlichen Leistungsänderung berechnet werden, während die Komplexität der analytischen Lösung für den Xenonverlauf ein numerisches Verfahren erfordert.

Die Berechnung der Leistungsverteilung erfolgt nach Verfahren wie sie im Anhang für die verwendeten Rechenprogramme beschrieben sind.

In Abbildung 6-1 ist der zeitliche Verlauf der Xenonkonzentration für eine Laständerung als Prinzipskizze dargestellt. Nach dem Absenken der Leistung steigt die Xenonkonzentration an durch den Zerfall des Jods, dessen Konzentration anfänglich noch der vorhergehenden Leistungsstufe entspricht. Da die Jodkonzentration sich in der Folge auf das neue Leistungsniveau einstellt und die Xenonkonzentration durch den veränderten Neutroneneinfang und den Zerfall bestimmt wird, tritt bis zum Erreichen eines neuen Gleichgewichtszustandes eine von der Laständerung abhängige, mehr oder weniger starke, Schwingung um den neuen Gleichgewichtszustand auf. Da diese Schwingung örtlich unterschiedlich sein kann und im Extremfall zu Leistungsumverteilungen führen würde, aus denen Brennstoffschäden resultieren können, wird beim Reaktorbetrieb diesen Vorgängen große Aufmerksamkeit gewidmet. Erschwert wird das Erkennen örtlicher Umverteilungen durch die großen Abstände zwischen benachbarten Neutronenflußdetektoren (axial ca. 80 cm), so daß zur zusätzlichen Information die Kernüberwachungsprogramme herangezogen werden müssen, die jedoch im Zusammenhang mit bisher eingesetzten Prozeßrechnern nur ca. 2 Rechenläufe pro Stunde erlauben, so daß eine enge zeitliche Anpassung an die Vorgänge nicht möglich ist. Um diesem Sachverhalt Rechnung tragen zu können, wurden entsprechend starke Betriebseinschränkungen in Form von Schonprogrammen eingeführt.

Xenonschwingungen sind jedoch keine grundsätzlich neue Erkenntnis; sie waren von Beginn der Kernenergieeinführung an bekannt. Mit dem Übergang zu kommerziellen Kernkraftwerken wurde aus wirtschaftlichen Gründen die Leistungsdichte im Kern erhöht, sowie die Ausnutzung der Brennelemente verbessert. Beides kann tendenziell zur Verstärkung des Xenonschwingungsverhaltens führen.

Daneben waren Xenonschwingungen im wesentlichen, da die Kernkraftwerke bisher generell im Grundlastbereich betrieben werden, nur aus Anfahrvorgängen aus xenonfreien oder xenonarmen Zustand, bei Steuerstabbildumstellungen oder von Leistungssteigerungen im Xenonmaximum nach reparaturbedingten Teillastzuständen bekannt. In allen diesen Fällen können extreme Veränderungen der Leistungsverteilung auftreten, so daß diese Erfahrungen auch auf einen möglichen Lastfolgebetrieb übertragen wurden und zu einer entsprechend vorsichtigen Einstellung führten (siehe Kapitel 0).

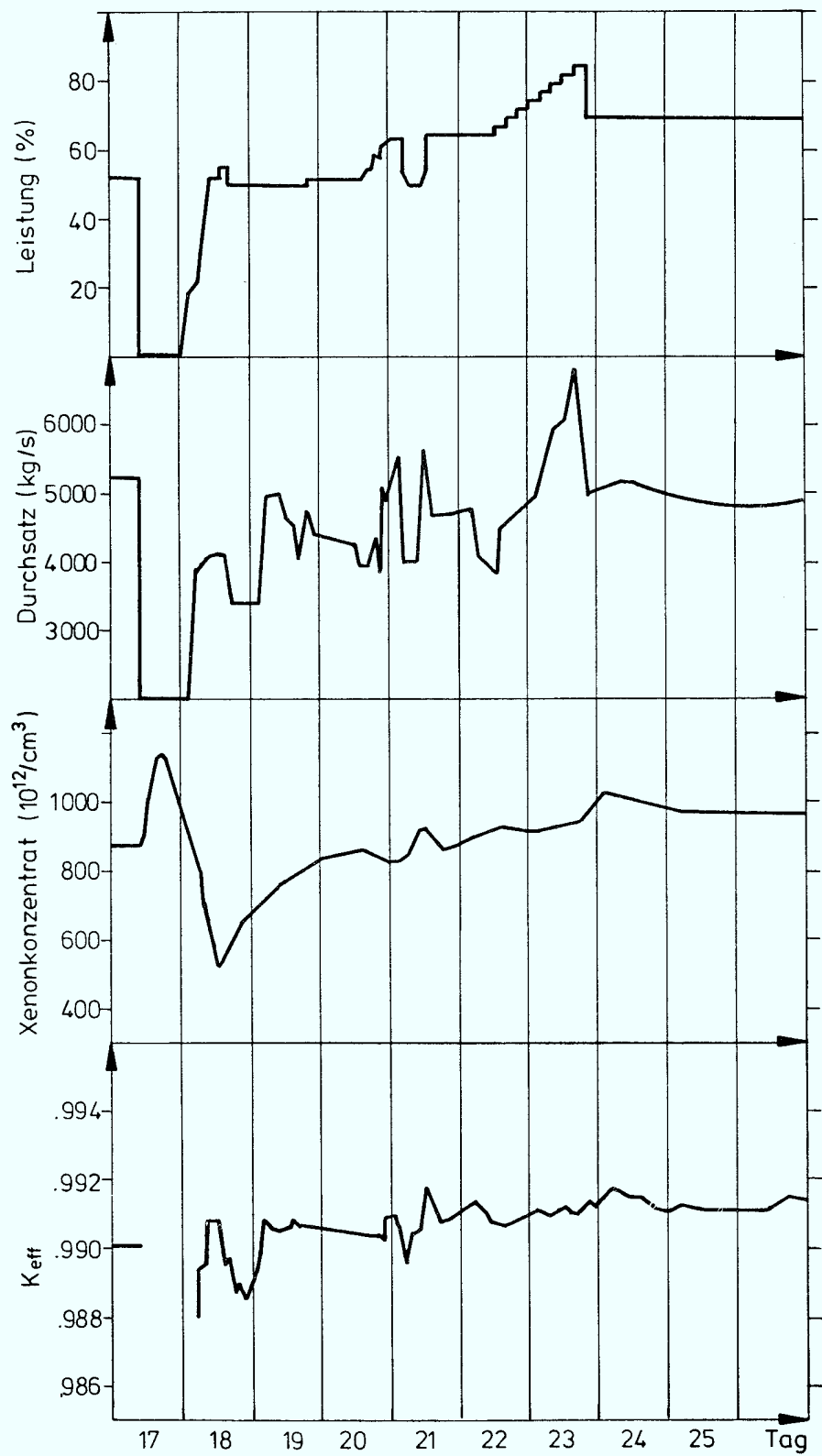


Abb. 6-1 Verhalten von reaktorphysikalischen Größen im Lastwechselbetrieb

Im weiteren soll gezeigt werden, welche Auswirkungen Xenonschwingungen bei realistischer Betrachtungsweise im Lastwechselbetrieb haben können und wie sie wirksam gedämpft bzw. begrenzt werden können. Als Hilfsmittel wird dazu das Kernsimulationsprogramm RS3D (siehe Anhang 1) herangezogen.

Zunächst muß festgestellt werden, daß das Auftreten von Xenonschwingungen nicht bedeutet, daß der Kern selbst instabil wird. Kerninstabilitäten sind bekannt im Zusammenhang mit thermohydraulischen Rückkopplungseffekten bei bestimmten Leistungs/Durchsatzverhältnissen (z.B. bei hoher Leistung im Naturumlauf).

Demgegenüber besteht die Sorge bei Xenonschwingungen darin, daß die Leistungsverteilung kentern kann, d.h. das Leistungsmaximum im Kern kann axial bzw. radial wandern und als Folge können mechanische oder wärmetechnische Auslegungswerte überschritten werden. Xenonschwingungen, die in Druckwasserreaktoren durch eine geeignete Leistungsverteilungsregelung verhindert werden müssen, da sie den gesamten Kern betreffen können, unterscheiden sich dabei gegenüber den lokalen Effekten in SWR-Anlagen.

Um die Vorgänge zu verdeutlichen, sollen im ersten Schritt, ausgehend von Xenongleichgewicht, zwei Zustände miteinander verglichen werden, die sich dadurch ergeben, daß die 100% URK (Umwälzregelkennlinie) schnell abgefahren wird und der Anfangs- (Nenndurchsatz) und Endpunkt (Minstdurchsatz) gegenübergestellt werden. Die Umwälzregelkennlinien stellen im Betriebskennfeld das Verhältnis von Leistung/Durchsatz in der Weise dar, daß ausgehend von einem bestimmten Steuerstabbild bei einem Kernminstdurchsatz (von 42 % für KKK) die URK mit dem Durchsatzwert bezeichnet wird, bei dem eine Reaktorleistung von 100% im Xenongleichgewicht erreicht wird bzw. würde. Das Betriebskennfeld schließt dabei alle im Reaktorbetrieb erlaubten Leistungs/Durchsatzverhältnisse ein (siehe Abb. 6-14).

Das schnelle Abfahren führt dazu, daß die Xenonverteilungen am Anfangs- und Endpunkt der Transiente übereinstimmen. Änderungen der Leistung und der Leistungsverteilung lassen sich dann ausschließlich auf die Änderung des Durchsatzes zurückführen, da das Steuerstabbild nicht verändert wird.

Im weiteren wird, solange nicht besonders angemerkt, das in der Abb. 6-15 enthaltene Steuerstabbild verwendet.

In Abbildung 6-2 sind die axialen Leistungsverteilungen für ein unkontrolliertes Brennelement (kein Steuerstab in unmittelbarer Nachbarschaft) sowie für zwei teilkontrollierte Brennelemente dargestellt.

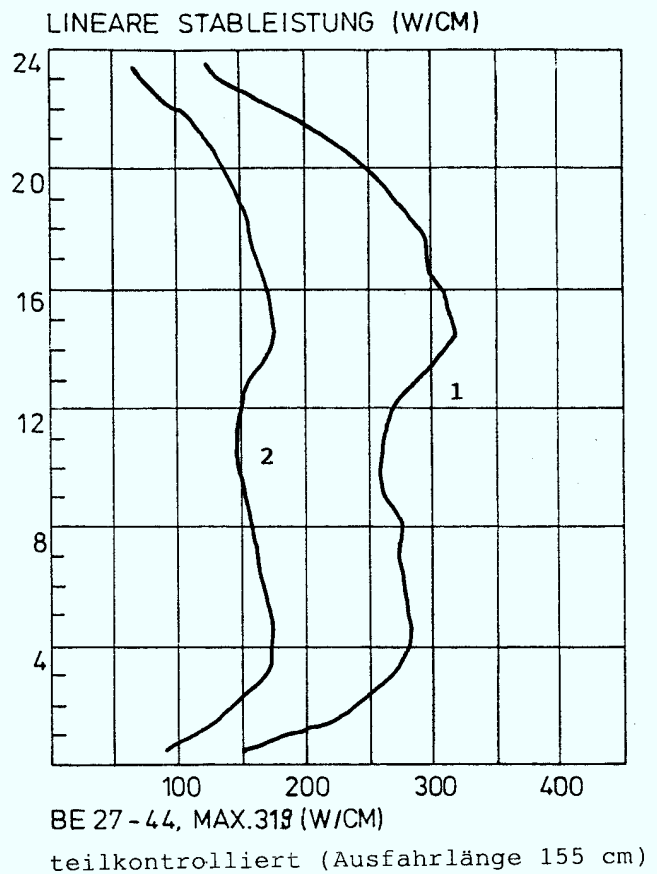
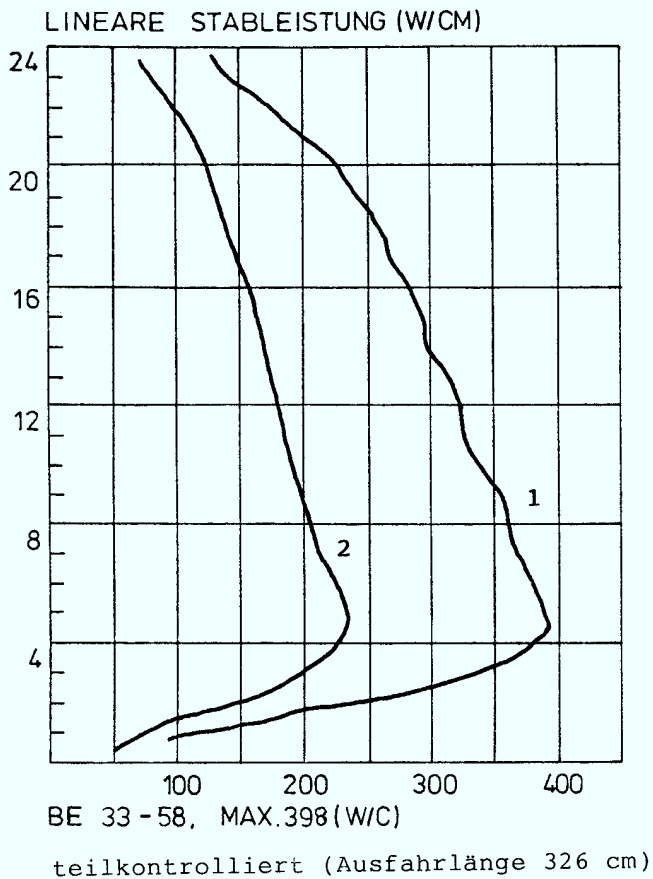
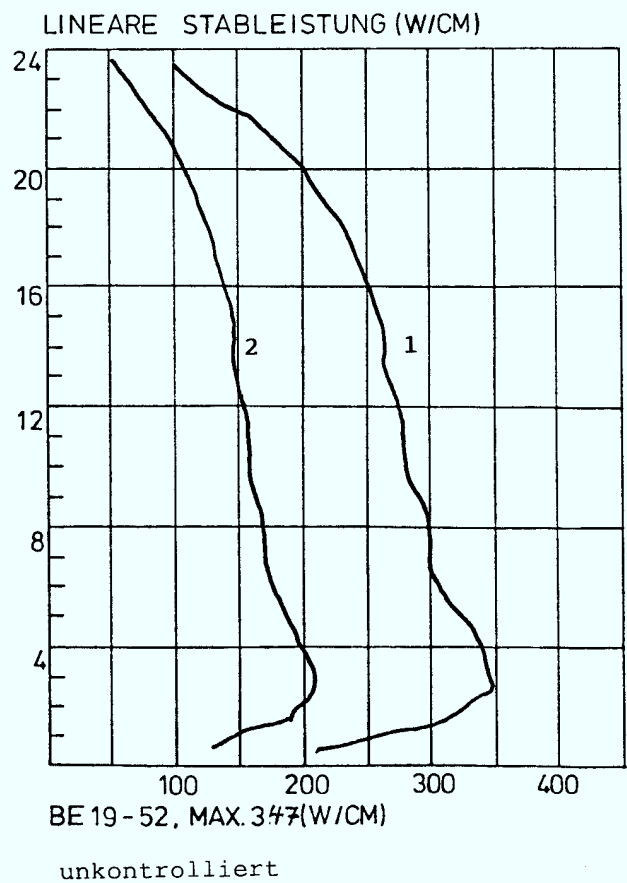


Abb. 6-2

Veränderung der axialen Leistungsverteilung entlang der 100% URK  
(100% und 47% Durchsatz)

Kurve 1: 100%

Kurve 2: 47%



In Abbildung 6-3 ist die radial gemittelte axiale Verteilung für Leistung und Dampfblasengehalt enthalten. Da entlang der URK der Durchsatz überproportional gegenüber der Leistung zurückgeht, verschiebt sich das Leistungsmaximum etwas zum Kerneintritt hin, desgleichen der Bereich des Nettosiedens. Die Form der Leistungsverteilung ändert sich nur geringfügig und da die Xenonverteilung genau der Leistungsverteilung im Ausgangspunkt entspricht und sich bis zu einem neuen Gleichgewichtszustand am neuen Lastpunkt der neuen Leistungsverteilung anpassen muß, können nur geringfügige Xenonverteilungsänderungen auftreten, die wiederum nur gering die Leistungsverteilung beeinflussen. Gedämpft wird die Umverteilung dadurch, daß keine spontane Änderung der Xenonkonzentrationsverteilung erfolgen kann, sondern die Anpassung entsprechend der mittleren Xenonlebensdauer erfolgt.

Die Dampfblasenverteilung folgt dagegen unverzüglich der Leistungsverteilung und damit werden axiale Veränderungen der Leistungsverteilung aufgrund von Xenonkonzentrationsänderungen ebenfalls stark gedämpft. Wegen der schwachen Kopplung benachbarter Brennelemente durch die kurze mittlere freie Weglänge der thermischen Neutronen (ca. 2-3 cm) tritt keine Änderung der radialen Leistungsverteilung auf.

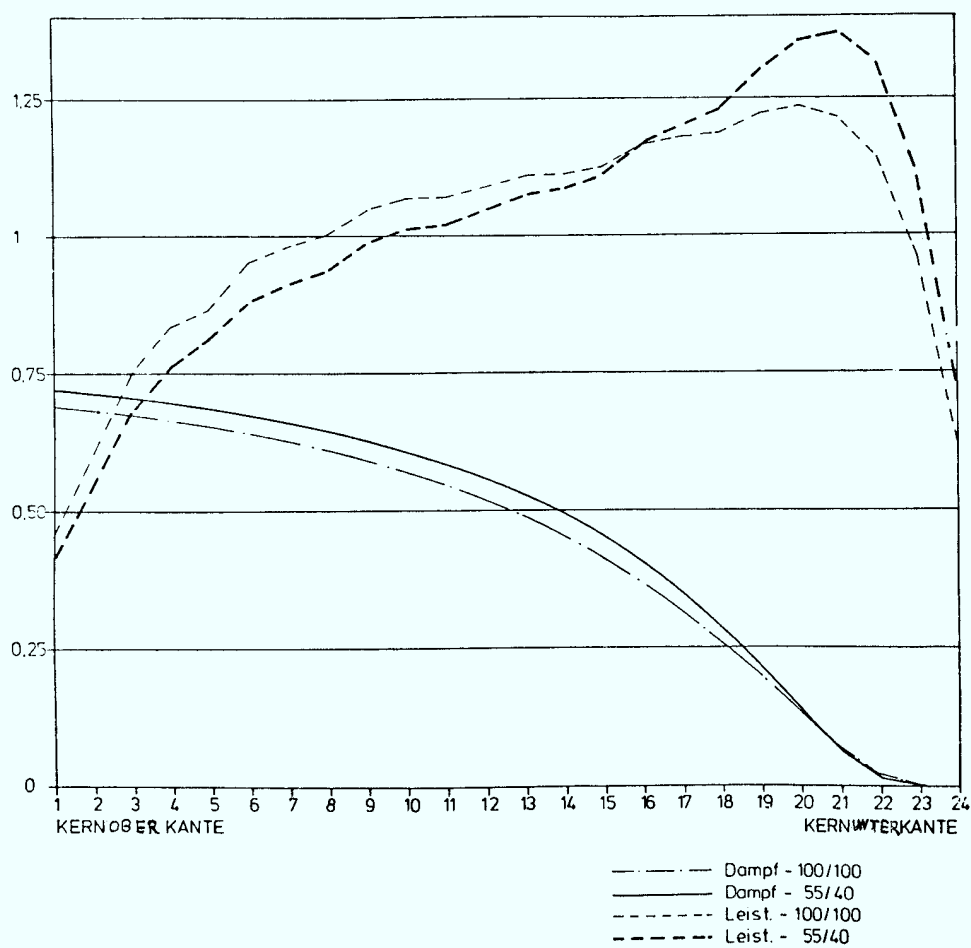


Abb. 6-3 Änderung der Leistungs- und Dampfblasenverteilung entlang der 100% URK

Entlang der URK spielen also radiale Xenonschwingungen keine Rolle, axiale Xenonschwingungen werden stark gedämpft und sind im Hinblick auf die Leistungsverteilungsänderungen von geringer Bedeutung.

Um diese qualitative Aussage auch quantitativ bewerten zu können, ist für die in Abbildung 6-2 verwendeten Brennelemente die Änderung der axialen Leistungsverteilung im Verlauf der Xenontransiente in Abbildung 6-4 wiedergegeben.

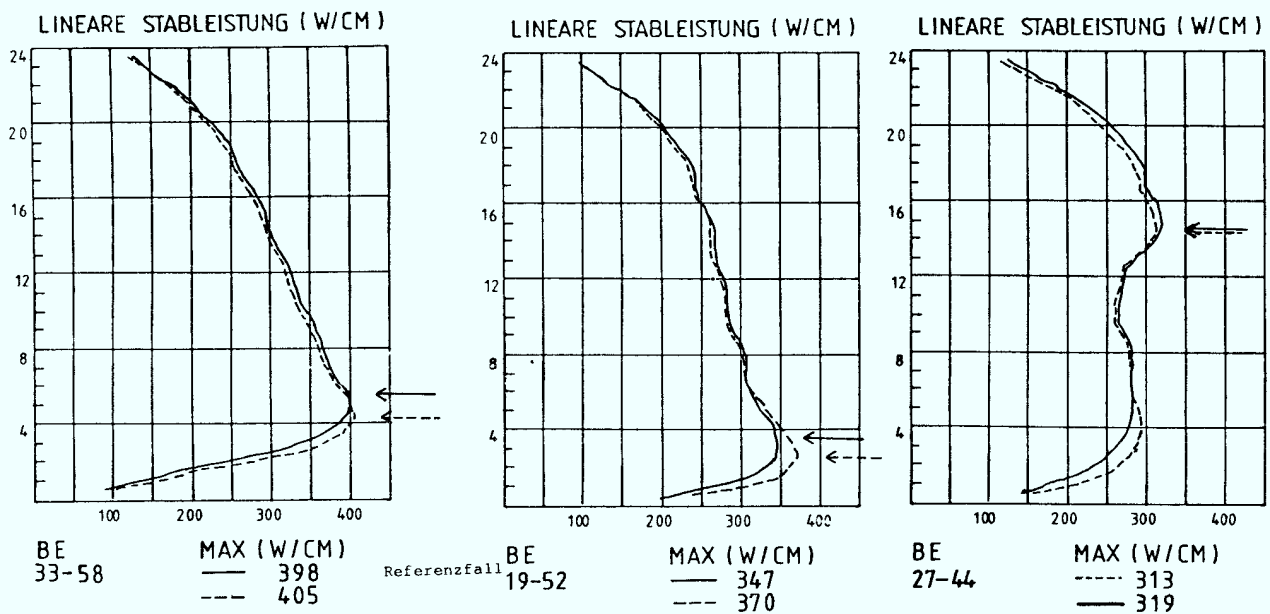


Abb. 6-4 Veränderung der axialen Verteilung durch Xenoneinfluß (bei Nennlast)

Hierzu wurde die 100 %-URK abgefahren bis zum minimalen Kerndurchsatz (ca. 56 % Reaktorleistung) und die Leistung bis zum Erreichen des Xenonmaximums (ca. 6 h) gehalten. Anschließend wurde die Leistung wieder auf 100 % gesteigert und die Entwicklung des Xenons bis zum Erreichen des Minimums verfolgt. Die axiale Leistungsverteilung ausgewählter Brennelemente wird dabei zwischen Erreichen 100 % (Beginn Transiente) und Xenontal (Ende Transiente) verglichen.

Die Auswirkung der Xenontransiente zeigt sich deutlich im Rückgang des Kerndurchsatzes bei jeweils 100 %-Leistung. Der Durchsatzrückgang beträgt im Verlauf von 3 Stunden 11,8% (Erreichen des Xenontals).

Dabei wird das axiale Stableleistungsmaximum um ca. 1 Maschenweite in Richtung auf den Kerneintritt verschoben. Die Zunahme in der linearen Stableistung beträgt für das teilkontrollierte Brennelement 33-58 (Ausfahrlänge 327 cm) 7 W/cm; für das teilkontrollierte Brennelement 27-44 (Ausfahrlänge 155 cm) nimmt die Stableistung dagegen um 6 W/cm ab. Interessant hierbei ist, das das axiale Maximum sich im letzteren Fall nicht verschiebt. Für das nicht kontrollierte Brennelement 19-52 nimmt die Stableistung um 23 W/cm zu. Kerngemittelt ergibt sich eine Zunahme von 8 W/cm. Die mittlere Stableistung muß bei konstanter Leistung mit der Kerndurchsatzverringerung zunehmen, da sich der axiale Peak durch die Erhöhung des Dampfblasengehaltes (stromabwärts nach Erreichen des Nettosiedens) stärker ausprägt. Bemerkenswert ist ebenfalls, daß das Brennelement in der unmittelbaren Nachbarschaft des Steuerstabes mit der Ausfahrlänge 155 cm eine Abnahme der linearen Stableistung zu verzeichnen hat. (Der Grund dafür liegt ebenfalls in der Erhöhung des Dampfblasengehaltes mit der Folge einer Abnahme der Leistungsdichte im oberen Kernbereich.)

Die Änderung der Stableistung in der Umgebung obenstehender Steuerstäbe zeigt daher ein günstiges Verhalten. Dieser Effekt wird im Zusammenhang mit Änderungen des Steuerstabbildes später genauer betrachtet (siehe Kapitel 9).

Die Änderungen sind insgesamt jedoch vergleichsweise gering; ein Erreichen von Auslegungsgrenzen der Brennelemente ist ausgeschlossen.

Läßt sich für den Verlauf einer Transiente mit definiertem Ausgangspunkt noch das Xenonverhalten vergleichsweise einfach mit Hilfe von Plausibilitätsbetrachtungen und überschlägigen Rechenverfahren beschreiben, gestaltet sich dies bei beliebigen Lastwechseln zunehmend schwieriger bzw. die Vorhersage des Xenonverhaltens ist quantitativ nicht mehr möglich. Es werden daher genauere und komfortablere Werkzeuge benötigt.

Mit Hilfe eines dreidimensionalen Diffusionsprogrammes läßt sich für einen gegebenen Lastwechselbetrieb das Xenonverhalten jedoch hinreichend genau vorhersagen.

In der Praxis treten allerdings Schwierigkeiten dabei auf, aktuelle Vorhersagen zu treffen, da sich die Randbedingungen fortwährend ändern und wegen der erforderlichen Rechenzeit Vorausrechnungen häufig bei vorliegendem Ergebnis überholt sind.

Wegen der Vielzahl der möglichen Betriebszustände und Lastfolgevarianten ist eine generelle Vorausberechnung nicht durchführbar. Andererseits folgt die Xenonverteilung bekannten physikalischen Gesetzmäßigkeiten, so daß das Xenonverhalten, wenn auch nicht deterministisch, so doch statistisch ermittelt werden kann.

In Abbildung 6-5 sind die reaktivitätsmäßigen Zusammenhänge der wesentlichen Größen Durchsatz (Unterkühlung), Neutronenfluß, Xenonkonzentration und Dampfblasenverteilung dargestellt. Der wechselseitige Einfluß dieser Größen verhindert dabei, wie bereits erläutert, einfache Voraussagen aufgrund von Plausibilitätsbetrachtungen. (Quantitative Analysen hierzu sind in Kapitel 8 enthalten.)

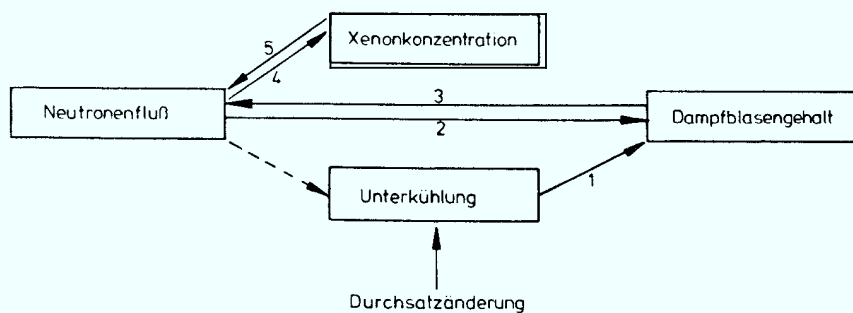


Abb. 6-5 Reaktivitätszusammenhänge

Für statistische Betrachtungen ist es notwendig, statt der Xenonverteilung das Verhalten der interessierenden Größen, die den Lastwechselbetrieb einschränken könnten, zu untersuchen. Als begrenzende Größen sind dabei der Abstand zur betrieblich zulässigen mechanischen Auslegungsgrenze, der Abstand zum betrieblich einzuhaltenden Abstand zur Siedeübergangsleistung sowie die Brennstoffschonprogrammregeln (Ausnutzung der Überschreitungstoleranz zur konditionierten Leistung) entscheidend (siehe Kapitel 4). Zur Parametrierung des Lastwechselbetriebes wird die Höhe der Laständerung sowie die Teillastdauer verwendet.

Auf den Abstand zu den Konditionierungsgrenzen wird später näher eingegangen, da das Schonprogramm einerseits nicht direkt Auslegungswerten zugeordnet werden kann, andererseits jedoch vom Verhalten der linearen Stableistung abhängig ist, die wiederum durch die MFLPD beschrieben wird.

Zunächst soll als Vorgriff auf das Kapitel 8 eine einzelne Transiente näher betrachtet werden.

In Abb. 6-6 ist beispielhaft für den Lastfolgefall (100 % - 55 % - 100 %, 4 h Haltezeit bei Konstantlast) die axiale Leistungsverteilung bei 100 % Leistung nach ca. 100 Rechenpunkten (8 Lastwechsel) dargestellt. Der Ausgangsfall ist dabei durch die in Abb. 6-4 für den Referenzfall angegebenen Leistungsverteilungen gekennzeichnet.

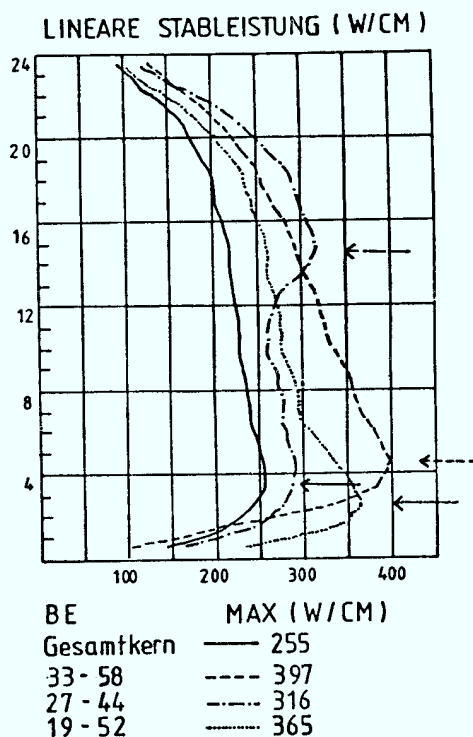


Abb. 6-6 Axiale Leistungsverteilung nach Beendigung der Transiente

Ausgewählt wurden für den Vergleich Brennelemente mit den höchsten Leistungserzeugungen in teilkontrolliertem und unkontrolliertem Zustand. Als teilkontrollierte Brennelemente wurden die Positionen 33-58 (Steuerstabausfahrlänge 327 cm) und 27-44 (Steuerstabausfahrlänge 155 cm) gewählt. Der Steuerstab mit Pos. 327 cm ist dabei als Formungsstab oder shallow-rod (zur Leistungsverteilungsformung), der Stab mit Pos. 155 cm noch als Leistungsstab oder deep-rod (zur Leistungsregelung) anzusehen. Als unkontrolliertes Brennelement wurde die Position 19-52 gewählt. Ein Steuerstab mit der Ausfahrlänge 366 cm ist dabei als vollausgefahren zu betrachten.

In Abb. 6-7 ist die radial gemittelte axiale Verteilung der Xenonreaktivität und der Leistung für Beginn und Ende der Lastwechseltransiente dargestellt. Die Xenonreaktivität als Maß der Xenonkonzentration zeigt mit Ausnahme des unteren Kernbereichs eine nahezu gleichmäßige Abnahme. Der Verlauf ist damit praktisch parallel zur vorhergehenden Verteilung im Xenongleichgewicht. Die Konzentration des Xenons hat sich nahezu einem Quasigleichgewicht entsprechend der im betrachteten Zeitraum gefahrenen mittleren Leistung angepaßt. Die radial gemittelte Leistungsverteilung entspricht weitgehend dem Transientenausgangsfall (Referenzfall in Abb 6-4). Das Leistungsverteilungsmaximum ist lediglich etwas in Richtung auf den Kerneintritt verschoben (ca. 1 Maschenweite, d.h. 15 cm). Die Ursache hierfür liegt in dem stark reduzierten Kerndurchsatz (und der damit erhöhten Dampfblasenkonzentration), der im Verlauf der Xenontransiente bei 100 % Leistung von 100 % auf 84 % zurückgegangen ist.

Die maximale lineare Stableistung hat sich für die überwiegende Zahl der teilkontrollierten Brennelemente praktisch nicht verändert; die Differenz beträgt 1 W/cm bzw. 2 W/cm. Für die meisten unkontrollierten Bündel zeigen sich ebenfalls nur geringfügige Änderungen der Leistungsverteilung.

In Abb. 6-8 ist die Veränderung in der radialen Verteilung (Bündelleistung) dargestellt. Die Differenzen in den Brennelementleistungen liegen zwischen 0 % und max 2 %.



Die max. Abweichungen liegen in den Bündeln mit den höchsten Leistungen. Damit kann zusammenfassend festgestellt werden, daß die Veränderungen in der axialen und radialen Leistungsverteilung in einem zulässigen Bereich liegen.

Der Grund hierfür liegt in dem in der Abb. 6-5 beschriebenen Zusammenhang. Die wesentlichen Einflußgrößen sind hierbei die Xenonreaktivität und die Dampfblasenreaktivität. Die Xenonreaktivität ändert sich vergleichsweise langsam (mittlere Xenonlebensdauer 0,4 h), die Dampfblasenreaktivität praktisch unverzögert, da der Durchsatz (Unterkühlung) im Sekundenbereich den Neutronenfluß verändert und dieser wiederum über die Brennstoffzeitkonstante (Sekundenbereich) quasi unverzögert die Leistung, und damit die Dampfblasenerzeugung beeinflusst.

Die Reaktivitätsänderung durch die Dampfblasenverteilungsänderung beträgt für den oben geschilderten Fall, bei dem der Dampfblasengehalt kerngemittelt von 42,4 % auf 45,8 % bei 100 % Leistung ansteigt  $0,45\% \Delta K/k$ ; die Reaktivitätsänderung des Xenons beträgt nach Abb. 6-6 ca.  $0,5\% \Delta K/K$  gemittelt. Damit ist die Reaktivitätsänderung durch die Dampfblasen nahezu der der Xenonreaktivitätsänderung gleich. Betrachtet man die Reaktivitätsänderungen als internen Regelkreis, handelt es sich damit um einen gedämpften, stabilen Regelvorgang.

Diese Aussage gilt selbstverständlich nur im Leistungsbereich des Reaktors, bzw. streng nur im Bereich der Umwälzregelkennlinie zwischen 55 % und 100 % Reaktorleistung.

Die folgenden Ausführungen bauen auf regelungstechnischen Betrachtungen auf, wie sie z.B. in /6-1/, /6-2/ und /6-3/ für den Reaktor dargestellt werden.

Für die weiteren Betrachtungen wird deshalb unterstellt, daß die Reaktivitätsrückwirkungen in Form eines geschlossenen Regelkreises sich nicht nur auf den Reaktor als Ganzes sondern auch auf lokale Vorgänge anwenden lassen. In axialer Richtung gilt dies für lokale Vorgänge näherungsweise, da Rückwirkungen aus der unmittelbaren Nachbarschaft eines betrachteten Abschnitts bei einer genauen Vorgehensweise nicht vernachlässigt werden dürfen. Dagegen sind die radialen Wechselwirkungen wegen der schwachen Kopplung vernachlässigbar.

In Abb. 6-9 ist der Regelkreis nach /6-1/ dargestellt. Eine Reaktivitätsänderung  $\Delta K$  bedingt eine Leistungsänderung  $\Delta P$ , die wiederum über eine Rückkopplung der verschiedenen Reaktivitätskoeffizienten das  $\Delta K$  beeinflusst.

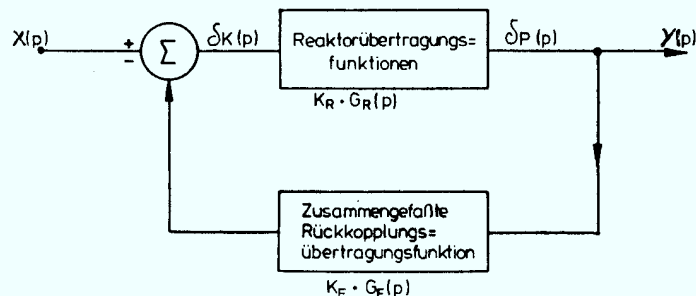


Abb. 6-9 Übertragungsfunktion des Regelkreises

Die Übertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises ergibt sich in vereinfachter Darstellung zu

$$\frac{Y(p)}{X(p)} = \frac{K_R \cdot G_R(p)}{1 + A(p)} \quad (6.7)$$

$$\text{mit } A(p) = K_R \cdot G_R(p) \cdot K_F \cdot G_F(p) \quad (6.8)$$

$A(p)$  ist dabei die Übertragungsfunktion des aufgetrennten Regelkreises

$X(p), Y(p) \dots$  Laplace-Transformierten der Ein- und Ausgangsgrößen  
 $K_R \cdot G_R(p), K_F \cdot G_F(p) \dots$  Verstärkungsfunktionen

Das Verhalten von  $A(p)$  kann dabei zu Stabilitätsaussagen mit Hilfe des Nyquist-Diagramms herangezogen werden.

In Abb. 6-10 sind die wichtigsten Größen nach Abb. 6-4 im geschlossenen Regelkreis dargestellt. Die Reaktivitätsrückwirkung des Xenons ist hierbei als eigenständige Übertragungsfunktion dargestellt.

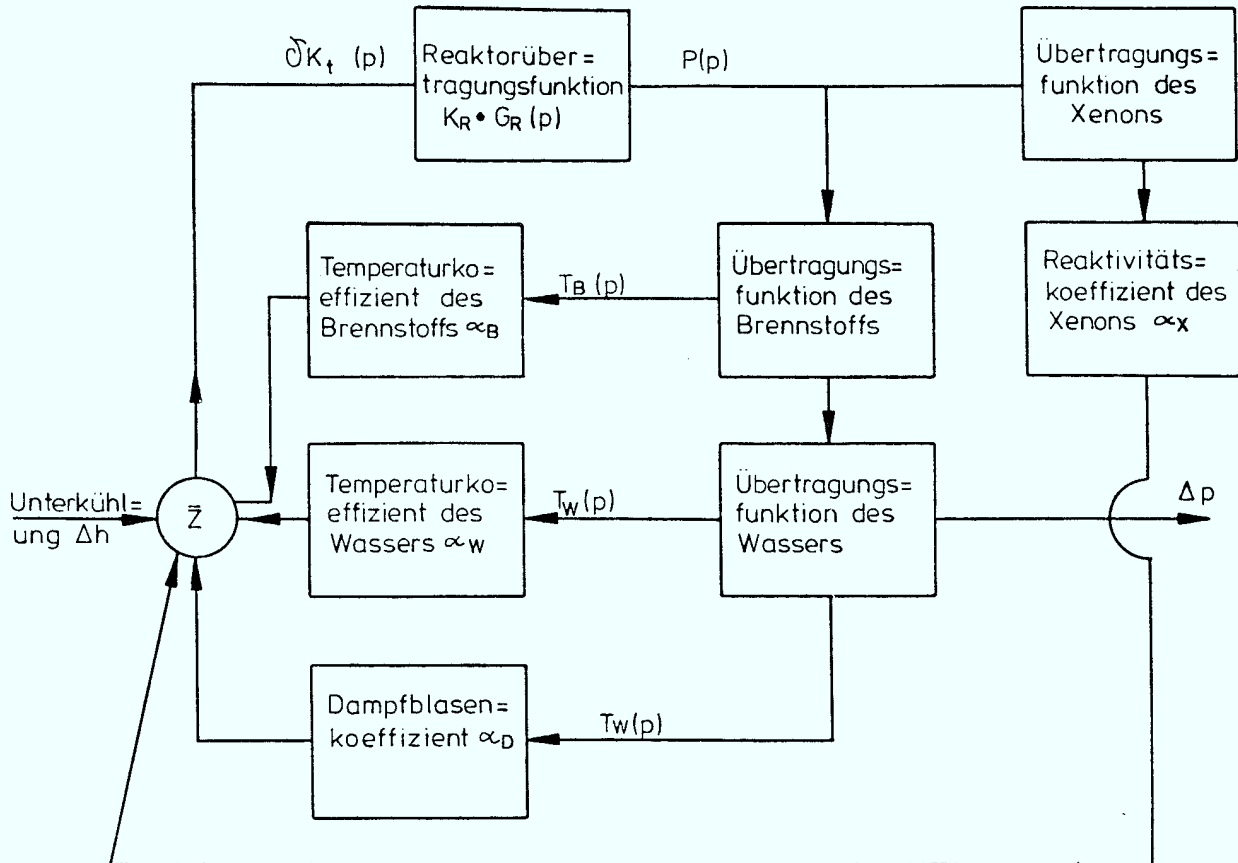


Abb. 6-10 Regelkreis des Reaktors

$K_R \cdot G_R(p)$  stellt den Zusammenhang zwischen Reaktivitätsänderung  $\delta K(p)$  und Leistungsänderung  $P(p)$  dar;  $\alpha_B$ ,  $\alpha_w$ ,  $\alpha_D$  und  $\alpha_X$  sind die Reaktivitätskoeffizienten des Brennstoffs, des Moderators, der Dampfblasen und des Xenons.

Wie in der Regelungstechnik üblich, erfolgt die Betrachtung der Laplacetransformierten Größen um das Regelverhalten im Frequenz- statt im Zeitbereich zu untersuchen. Die Übertragungsfunktion des Xenons folgt dabei den Gl. (6.1) und (6.2).

Die gesamte Rückkopplungsreaktivität ist damit

$$dK_t(p) = dK_B(p) + dK_w(p) + dK_o(p) + dK_x(p) \quad (6.9)$$

mit

$$dK_B = \alpha_B \cdot T_B(p) \quad (6.10)$$

$$dK_w = \alpha_w \cdot T_w(p) \quad (6.11)$$

$$dK_o = \alpha_o \cdot V_o(p) \quad (6.12)$$

$$dK_x = \alpha_x \cdot X(p) \quad (6.13)$$

mit  $T_B, T_w$  ..... Brennstoff/Moderatortemperatur

$V$  ..... Dampfblasengehalt

$X$  ..... Xenonkonzentration

Die Auslegung eines Reaktors erfolgt aus sicherheitstechnischen Gründen derart, daß bei Betriebsdruck und -temperatur alle Reaktivitätskoeffizienten negativ sind. Dies betrifft den Brennstofftemperaturkoeffizienten, den Moderatortemperaturkoeffizienten und den Dampfblasenkoeffizienten. Das Moderator/Brennstoffverhältnis wird so gewählt, daß der Reaktor ausreichend untermoderiert ist. Der Reaktor ist vollkommen stabil, wenn der Gesamtreaktivitätsbetrag aller Koeffizienten negativ ist und einen großen Betrag besitzt. Demgegenüber nimmt die Xenonkonzentration und damit der Reaktivitätsbeitrag im Lastwechselbetrieb, ausgehend von 100 % Leistung und Xenongleichgewicht ab. Der Betrag dieser Reaktivitätsänderung kann weiterhin auch nicht vernachlässigt werden. Im Betrieb dienen die Steuerstäbe dabei als Kompensationsmittel, falls nicht andere Möglichkeiten bestehen.

Da die Verhältnisse bei 100 % Leistung betrachtet werden und sich die Leistungsverteilung nicht wesentlich ändert, tritt praktisch keine Änderung beim Brennstofftemperaturkoeffizienten und beim Moderatortemperaturkoeffizienten auf. Der Letztere ändert sich nicht, obwohl beim reduzierten Kerndurchsatz die Unterkühlung zunimmt, da beim Siedewasserreaktor sich die mittlere Moderatortemperatur im Kern nicht ändert, die im Sättigungszustand nur von dem konstant gehaltenen Reaktordruck abhängt. Da das Steuerstabbild während der Transiente nicht geändert wird, tritt kein zusätzlicher Reaktivitätseffekt auf. Schließlich gleicht die Reaktivitätsänderung des Dampfblasengehalts die der Xenonkonzentration bereits nach relativ kurzem Lastwechselbetrieb aus. Damit muß die Leistungsverteilung auch hinreichend stabil sein. Das Nyquist-Diagramm der Übertragungsfunktion des aufgetrennten Regelkreises gibt in Abb. 6-11 und 6-12 diesen Sachverhalt prinzipiell wieder.

Die Darstellung bezieht sich auf den Reaktor als Regelkreis nach /6-1/.

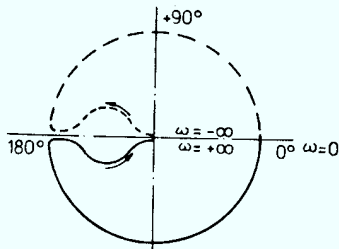


Abb. 6-11

Nyquist-Diagramm des stabilen Regelkreises

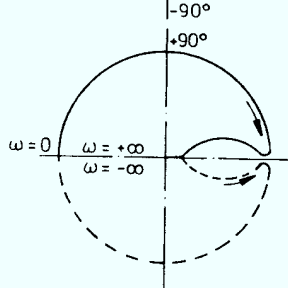


Abb. 6-12 Nyquist-Diagramm des instabilen Regelkreises

Der Regelkreis ist dann instabil, wenn das Verhältnis  $Y(p)/X(p)$  gegen unendlich strebt; d. h. die Verstärkung unendlich wird. Nach GL. (6.7) ist dies dann erfüllt, wenn entweder  $K_R \cdot G_R(p)$  unendlich wird oder  $A(p)$  den Wert  $-1$  annimmt.

Die erste Bedingung braucht nicht weiter betrachtet zu werden, da sie durch die Auslegung des Reaktors ausgeschlossen wird; anderenfalls wäre der Reaktor nicht regelbar.

Mit dem Stabilitätskriterium von Nyquist kann der Verlauf des Frequenzgangs überprüft werden im Hinblick darauf, ob das 2. Kriterium erfüllt ist. Es ist dabei von entscheidender Bedeutung, wo der Punkt  $A(p) = -1$  im Diagramm liegt.

Durchläuft der Frequenzgangvektor des offenen Kreises das Nyquist-Diagramm für alle Frequenzwerte und erreicht dabei zugleich mit dem Phasenwinkel von  $180^\circ$  eine Amplitude gleich oder größer als Eins, dann wird der Wert des Frequenzganges des geschlossenen Kreises entweder unendlich oder negativ, und das System ist damit instabil. Hat der Frequenzgang bei einer Phasenverschiebung von  $180^\circ$  einen Amplitudenwert kleiner als Eins, so ist der Abstand der Kurve vom Punkt  $-1, j0$  ein Maß für die relative Stabilität, die das System hat, wenn der Kreis wieder geschlossen ist.

In Abb. 6-13 ist die Xenongleichgewichtskonzentration als Funktion des Neutronenfluß, d.h. der Leistung dargestellt.

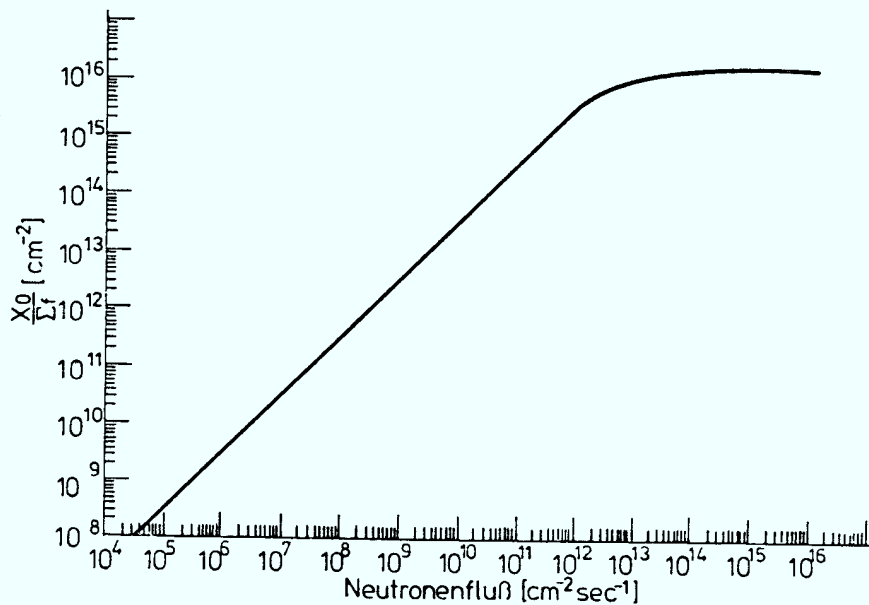


Abb. 6-13 Flußdichteabhängige Xenongleichgewichtskonzentration

Aus der Abbildung kann abgeleitet werden, daß der Betrag des positiven Xenonreaktivitätskoeffizienten den negativen der Dampfblasen übersteigen kann, wenn die Leistungssteigerung aus Xenonminimum bzw. -maximum aus hot-stand-by-Betrieb oder kaltem abgeschalteten Zustand erfolgt, bzw. aus langem Teillastbetrieb bei < 50 % Reaktorleistung. Damit können durchaus Betriebszustände entstehen, bei denen aufgrund der Verstärkung der Rückkoppelung durch einen betragsmäßig großen positiven Reaktivitätskoeffizienten des Xenons ein instabiler Zustand auftritt. Da diese Zustände jedoch nur im Vergleich zum Lastwechselbetrieb aus extremen Ausgangssituationen entstehen können, sollen sie hier nicht weiter betrachtet werden.

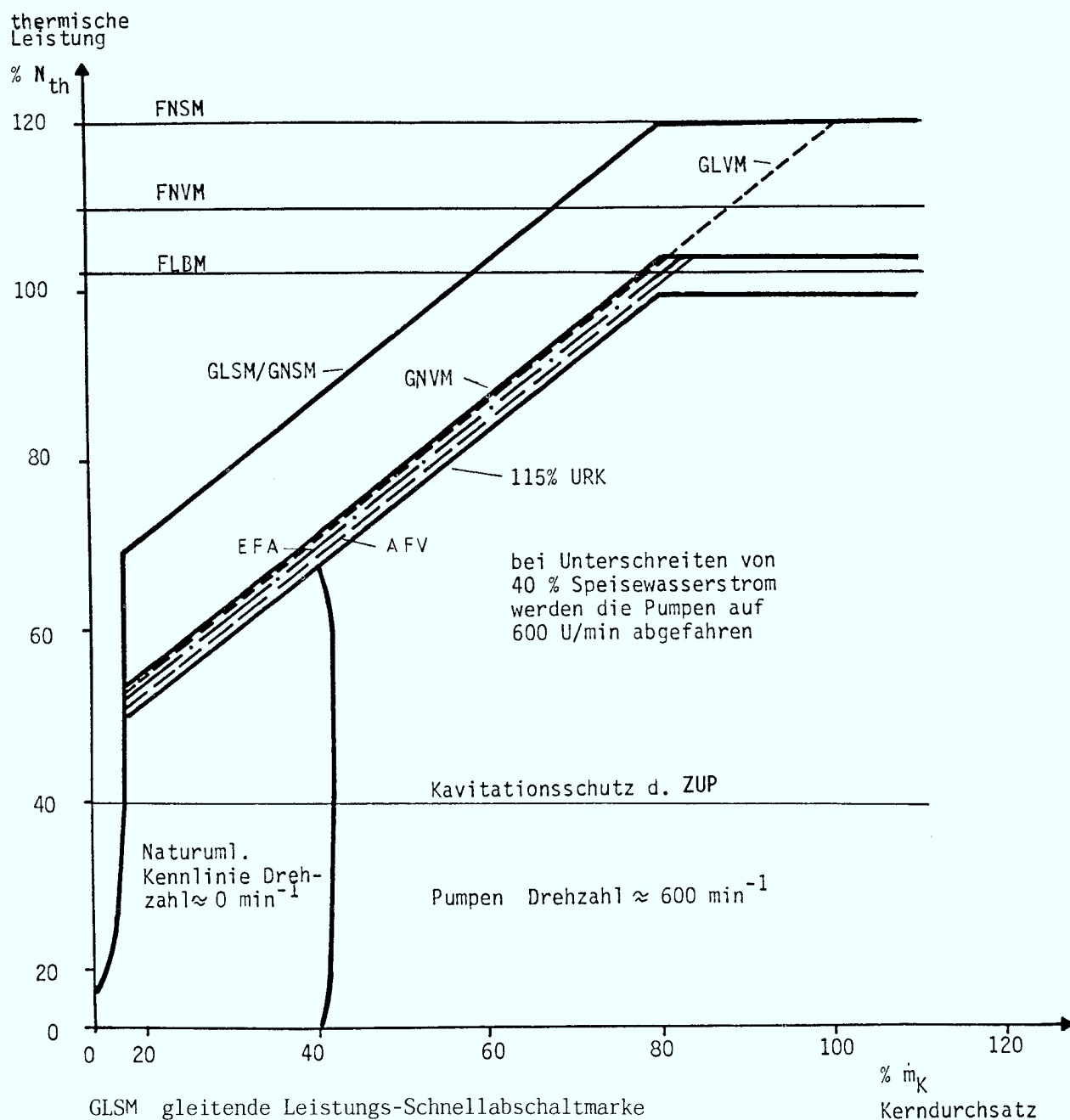
Die bisherigen Betrachtungen betrafen lediglich einen Lastwechselbetrieb entlang der Umwälzregelkennlinien des Betriebskennfeldes. In Abb. 6-14 ist das Betriebskennfeld für das Kernkraftwerk Krümmel dargestellt. Es unterscheidet sich gegenüber anderen Anlagen nur in der Festlegung des linken Eckpunktes auf der 100 % URK. Je nach Anlage kann die Leistung bei Pumpenmindestdrehzahl (minimaler Kerndurchsatz) etwas unterschiedlich sein. Hieraus ergeben sich jedoch keine prinzipiellen Unterschiede. Eingetragen sind in das Betriebskennfeld zusätzlich die Schutz- und Begrenzungsmaßnahmen.

Bei der Diskussion der Ergebnisse des Lastfolgefalls 100-55-100 zeigte es sich, daß im Verlauf der Lastwechsel der Kerndurchsatz von 100 % auf 84 % abgenommen hat.

Der Gleichgewichtszustand der sich bei Fortführung dieser Transiente ergeben hätte, würde bei ca. 70 % Durchsatz liegen. Da das Steuerstabbild nicht verändert wurde und sich der Kerndurchsatz bei 100 % Leistung entsprechend der Abnahme der mittleren Xenonkonzentration verringert, würde der Betriebszustand nach links im Betriebskennfeld wandern, d.h. auf eine höhere URK. Da sich bei konstanter Leistung mit einer Reduzierung des Kerndurchsatzes der Abstand zur Siedeübergangsleistung (siehe Kapitel 8) verringert, ist aus sicherheitstechnischer Sicht eine beliebige Verlagerung des Betriebspunktes nach links nicht möglich.

Das Betriebskennfeld ist nach links begrenzt durch Schutz- und Verriegelungsmarken, die durch aktive Maßnahmen ein Verlassen des zulässigen Betriebsbereiches verhindern. Die Maßnahmen erstrecken sich über die Ausfahrverriegelung und Einfahrerregung der Steuerstäbe, das Abfahren der Kühlmittelumwälzpumpen bis zur Reaktorschnellabschaltung.

Damit betrieblich die Umwälzregelkennlinie im Lastwechselbetrieb eingehalten werden kann, müssen mit abnehmender Xenonkonzentration Steuerstäbe zur Reaktivitätskompensation eingefahren werden.



- GLSM gleitende Leistungs-Schnellabschaltmarke
- GNSM gleitende Neutronenfluß-Schnellabschaltmarke
- GLVM gleitende Leistungs-Steuerstabausfahrverriegelung
- GNVM gleitende Steuerstabausfahrverriegelung (v. N-Flußabhängig)\*
- FLBM 102 % Leistungsbegrenzung
- FNVM 110 % feste Neutronenflußverriegelungsmarke
- FNSM 120 % feste Schnellabschaltmarke
- AFV regelungsinterne Ausfahrverriegelung der Steuerstäbe
- EFA regelungsinterne Einfahrerregung der Steuerstäbe

\* Löst gleichzeitig die Hochfahrsperrung der Pumpen aus

Bild 6-14: Grenzmarken im Betriebskennfeld

Das Verfahren von Steuerstäben ist dabei in der Regel nur im Rahmen des gültigen Fahrfolgeprogramms zulässig. Unter Fahrfolgeprogramm ist hierbei eine Betriebsvorschrift zu verstehen, die die Reihenfolge der Ausfahrsschritte von Steuerstabgruppen regelt. Das Steuerstabfahrprogramm wird dazu für jeden Betriebszyklus an Hand der gewählten Beladekonfiguration (die Verteilung von frischen und teilabgebrannten Brennelementen im Reaktorkern) mit Hilfe von Zyklusvorausrechnungen festgelegt.

Die Aufgabe des Steuerstabfahrprogramms besteht darin, in jedem Betriebszustand eine symmetrische Leistungsverteilung (Rotations- oder Spiegelsymmetrie) und eine wirtschaftlich optimale Leistungsverteilung einzustellen sowie genügend große Sicherheitsabstände zu betrieblichen Grenzwerten einzuhalten.

Unter betrieblichen Grenzwerten ist hierbei der einzuhaltende Abstand zur Siedeübergangsleistung sowie das maximal zulässige Leistungsdichteverhältnis zu verstehen, die sogenannten thermischen Grenzen. Die Begrenzung der Leistungsdichte dient dazu, ein örtliches Brennstoffschmelzen auszuschließen.

Im Gegensatz zur Leistungsregelung mit Hilfe der Kühlmittelumwälzpumpen wird bei Änderungen des Steuerstabbildes immer auch die Leistungsverteilung mit beeinflusst. Allerdings sind die Auswirkungen bei geringfügigen Änderungen meist vernachlässigbar. Die Ursache für diese Änderungen ergeben sich aus dem Aufbau des Steuerstabfahrprogramms. In Abb. 6-15.1 ist das für die in diesem Kapitel diskutierten Transientenrechnungen verwendete Steuerstabbild dargestellt. Es besteht aus 20 Leistungsstäben zwischen 40 und 155 cm Ausfahrlänge sowie 8 Formungsstäben mit 326 cm Ausfahrlänge. Um die Auswirkungen des Verfahrens von Steuerstäben zu untersuchen, wurde für den Lastfall 100-55-100 bei 84 % Kerndurchsatz das Steuerstabbild im Rahmen der Fahrfolge so verändert, das der Kerndurchsatz wieder 100 % beträgt. In Abb. 6-15.2 ist das daraus resultierende Stabbild dargestellt.

67							+	+	+
63							+	+	+
59				+	+	+	+	+	326
55			+	+	+	+	+	+	+
51			+	+	+	+	50	+	+
47		+	+	+	+	+	+	+	+
43		+	+	+	50	+	155	+	40
39	+	+	+	+	+	+	+	+	+
35	+	+	326	+	+	+	40	+	+
	02	06	10	14	18	22	26	30	34

+ SS ausgefahren

Abbildung 6-15.1 Steuerstabbild im Vollastgleichgewichtszustand

67							+	+	+
63							+	+	+
59				+	+	+	+	+	210
55			+	+	+	+	+	+	+
51			+	+	260	+	40	+	+
47		+	+	+	+	+	+	+	+
43		+	+	+	40	+	40	+	40
39	+	+	+	+	+	+	+	+	+
35	+	+	210	+	+	+	40	+	+
	02	06	10	14	18	22	26	30	34

+ SS ausgefahren

Abbildung 6-15.2 Steuerstabbild nach Xenonkompensation

Die Veränderung beträgt in diesem Fall 20 Fahrschritte, die Steuerstabdichte im Kern ist von 6,4 % auf 8,3 % angestiegen. Dabei ist eine zusätzliche Gruppe von 4 Steuerstäben in den Kern eingefahren auf die Position 260 cm Ausfahrlänge, die Steuerstäbe mit der Ausfahrlänge 326 cm sind auf 210 cm eingefahren sowie alle oben stehenden Steuerstäbe auf 40 cm Ausfahrlänge.

Die durchgeführte Leistungsreduktion zur Anhebung des Kühlmitteldurchsatzes wird dabei im wesentlichen von den oben stehenden Steuerstäben erbracht. Der Reaktivitätsbeitrag eines Steuerstabs liegt bereits bei einem Drittel Ausfahrlänge bei ca. 3/4 seiner Wirksamkeit. Die von unten eingefahrenen Steuerstäbe haben deshalb im wesentlichen einen Beitrag zur Veränderung der Leistungsverteilung gebracht. Dies wird aus der Abb. 6-16 deutlich, die die relative Änderung in der radialen und axialen Leistungsverteilung zeigt. Im Gegensatz zur Abb. 6-7 und 6-8 treten deutliche Veränderungen auf, die nun radial bis 6 % betragen, axial ist die Leistungsverteilung deutlich abgeflacht und das Maximum hat sich stark nach oben verschoben.

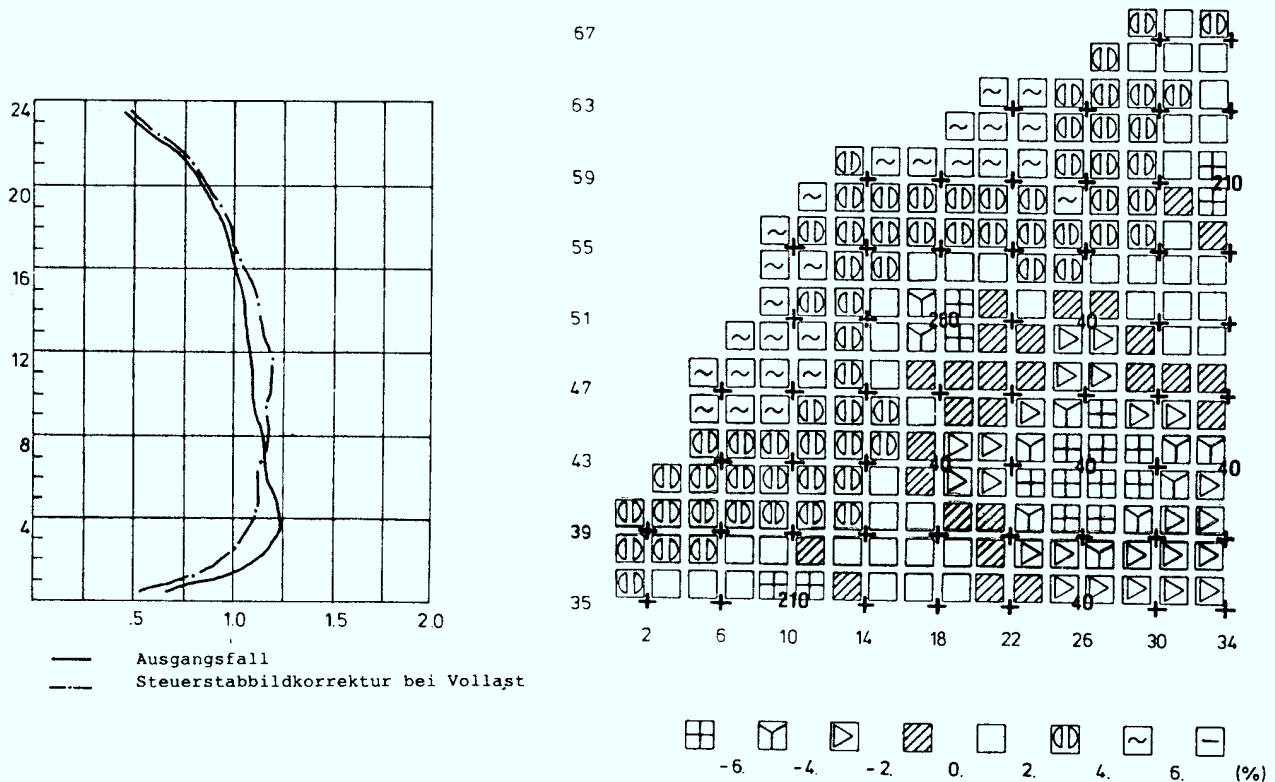


Abb. 6-16 Radiale Leistungsverteilungsänderungen

Abb. 6-16 Veränderung der radial gemittelten axialen Leistungsverteilung nach Stabbildanpassung

Noch deutlicher wird dies bei Betrachtung der lokalen Verhältnisse. In Abb. 6-17 sind die axialen Leistungsverteilungen aufgetragen für die auch im Vorangegangenen betrachteten Brennelemente.

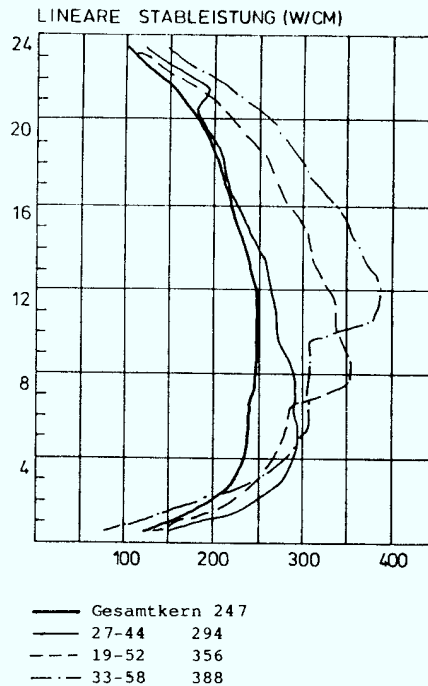


Abb. 6-17  
 Axiale Leistungsverteilung für ange-  
 wählte Brennelemente nach Stabbild-  
 korrektur

Bei den Brennelementen 33-58 und 19-52 ist das Leistungsmaximum nach oben verschoben, dabei hat sich die lineare Stableistung jeweils um 9 bzw. 10 W/cm verändert. Besonders für das vorher nicht kontrollierte Brennelement 19-52 zeigt sich, daß das Verschieben der Leistungsverteilung im Hinblick auf die Einhaltung von betrieblichen Grenzwerten unproblematisch ist. Für das Brennelement 27-44 ist die lineare Stableistung sogar um 25 W/cm zurückgegangen, dabei hat sich jedoch das Leistungsmaximum aus dem oberen Drittel in das untere Drittel verschoben. Die Leistungsverteilungsform entspricht dabei dem eines nicht kontrollierten Brennelements.

Hinsichtlich der Einhaltung von betrieblichen Grenzwerten bietet dieses Vorgehen keine Probleme, allerdings hat sich die Leistungsverteilung in radialer und axialer Richtung im Hinblick auf eine optimale Leistungsverteilung ungünstiger entwickelt. Aus der radial gemittelten axialen Verteilung ist zu entnehmen, daß das Leistungsmaximum aus der Position 4 in die Position 12 verschoben wurde und damit die lineare Stabileistung um 8 W/cm abgenommen hat. Eine kerngemittelte Abnahme um 8 W/cm, entsprechend 2 % der Leistungsdichte, in Verbindung mit der axialen Verschiebung bedeutet schon eine deutlich verschlechterte Brennstoffnutzung. Eine optimale Abbrandentwicklung als Resultat einer optimalen Leistungsverteilung erfordert eine möglichst steile Leistungsverteilung, die möglichst lange im Zyklus ihr Leistungsmaximum im unteren Drittel des Kerns besitzen sollte. Zum Ende des Zyklus mit fortgeschrittenem Abbrandzustand im unteren Bereich der Brennelemente richtet sich die Leistungsverteilung auf, ein Herunterziehen der Leistungsverteilung mit Hilfe der Steuerstäbe ist zu diesem Zeitpunkt nicht mehr möglich, da der Kern am Ende des Zyklus steuerstabfrei sein sollte, um eine möglichst gleichmäßige axiale Abbrandverteilung zu erzielen sowie eventuell vorhandenes Restgadolinium auszubrennen. Am Ende des Zyklus treffen damit zwei unterschiedliche Interessenlagen aufeinander. Für einen wirtschaftlich optimalen Betrieb sollte der Kern die letzte Phase im Zyklus steuerstabfrei sein. Für einen Lastwechsel werden demgegenüber zum Xenon- ausgleich Steuerstäbe benötigt, die sich möglichst tief im Kern befinden sollten.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß das Einfahren von Steuerstäben zur Kompensation des Xenonausbrands hinsichtlich der Leistungsverteilungsentwicklung aus sicherheitstechnischer Sicht akzeptabel ist, aus wirtschaftlichen Gründen jedoch nicht wünschenswert. Wenn jedoch Steuerstäbe eingefahren werden müssen zur Leistungsreduktion bzw. zum Anheben des Kerndurchsatzes ist ein Einfahren im Rahmen des Fahrprogramms nicht zweckmäßig, da auch reaktivitätsmäßig unbedeutende shallow-rods verfahren werden, die zu einer unerwünschten axialen Umverteilung führen und entsprechend starken Xenoneinflüssen. Mit dem heute eingesetzten Steuerstabfahrrechnern ist es jedoch nicht bzw. nur eingeschränkt möglich, lediglich einzelne Steuerstabgruppen zu verfahren.

Dies kann jedoch zukünftig geändert werden, da die Vorteile dieser Vorgehensweise eindeutig sind. Als Übergangslösung bietet es sich auch an, eine zusätzliche Fahrfolge für Lastfolgephasen vorzuhalten, die den Anforderungen dieser Betriebsart genügt. In Abb. 6-18 ist die Verbesserung insbesondere in radialer Richtung beim ausschließlichen Verfahren von Leistungsstäben gezeigt. Im Kapitel 9 werden Vorgaben für das Verfahren von Steuerstäben zur Leistungsreduzierung bei gleichzeitig möglichst wirtschaftlicher Vorgehensweise gegeben.

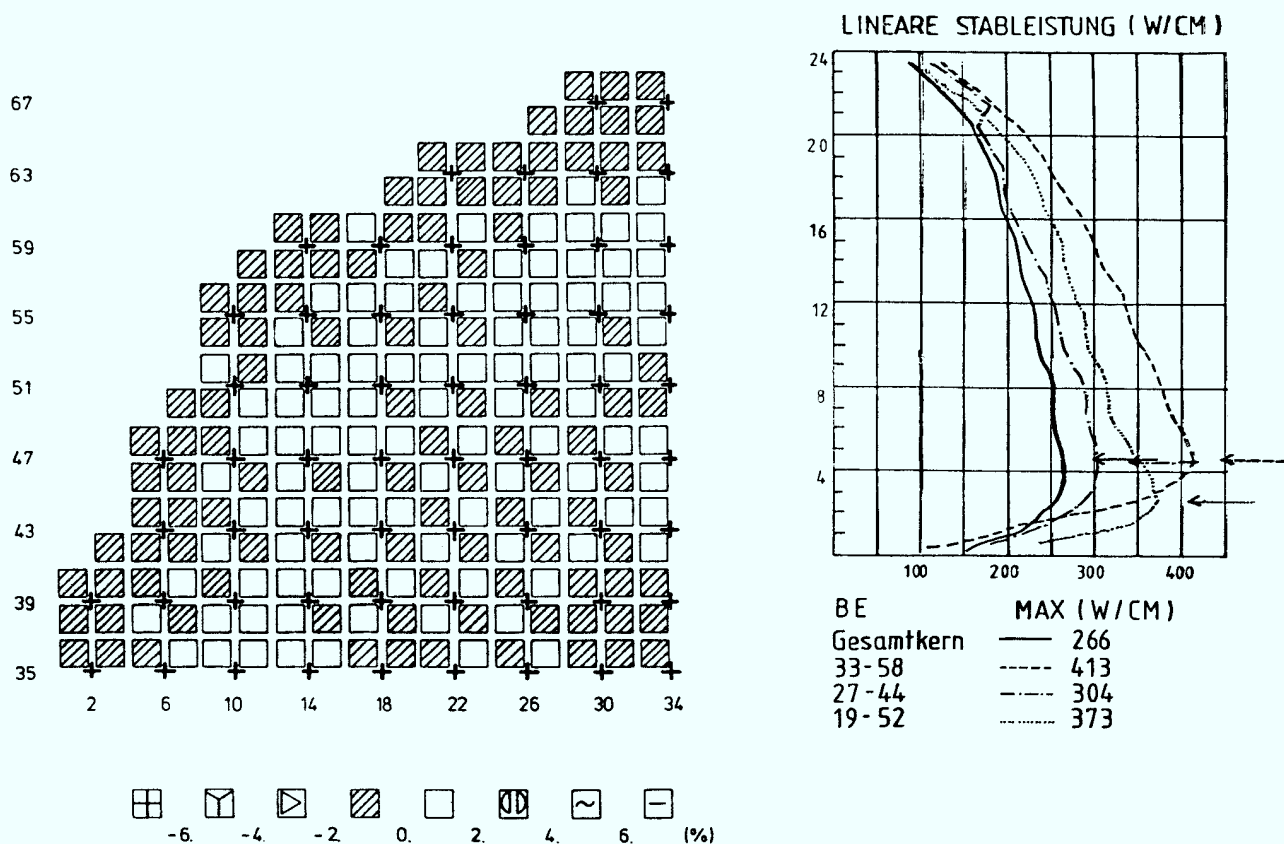


Abb. 6-18 Axiale Leistungsverteilung nach Stabbildkorrektur

Abb. 6-18 Radiale Leistungsverteilungsänderungen

Neben der Veränderung des Steuerstabbildes zur Leistungskompensation hat sich in den letzten Jahren die Möglichkeit gezeigt, das Betriebskennfeld nach links zu erweitern. Ermöglicht wird dies im wesentlichen durch die Einführung verbesserter Methoden zur Bestimmung der Siedeübergangsleistung. Dabei besitzt auch die Erweiterung des Betriebskennfeldes für den stationären Vollastbetrieb eindeutige Vorteile. Durch eine Reduzierung des Kerndurchsatzes bei 100 % Leistung, die 115 % URK in der Abb. 6-14 entspricht dabei einem Kerndurchsatz

von 80 % bei Nennlast, werden die Belastungen der Kerneinbauten und der Kühlmittelumwälzpumpen reduziert. Dies führt z. B. zu einer längeren Lebensdauer der Brennelementkästen, da durch die Reduzierung des Differenzdrucks über der Kastenwand die resultierenden plastischen Verformungsgeschwindigkeiten reduziert werden. Daneben führt der verringerte Kerndurchsatz zu einer Zunahme des Dampfblasengehalts, der wiederum eine Verhärtung des Neutronenspektrums (spectral-shift-Betrieb) hervorruft und zu einem verstärkten Aufbau von Plutonium führt. Damit wird die Wirtschaftlichkeit verbessert, d.h. die Brennstoffkreislaufkosten reduziert.

Die Erweiterung des Betriebskennfeldes hat jedoch auch im Zusammenhang mit dem Lastwechselbetrieb Vorteile, da der Xenonausbrand statt durch Einfahren von Steuerstäben über die Reduzierung des Kerndurchsatzes kompensiert werden kann. In diesem Fall tritt keine radiale Leistungsverteilungsänderung auf, axial wird der Xenoneinfluß durch den höheren Dampfblasengehalt auf einer höheren URK stärker gedämpft als auf einer 100 % URK. Ein weiterer Vorteil von Durchsatzänderungen im Gegensatz zum Verfahren von Steuerstäben besteht darin, daß diese Vorgehensweise zu geringeren Belastungen der Brennstäbe führt. Deutlich wird dies aus der Abb. 6-2 im Vergleich mit den Abb. 6-16 und 6-17. Die Leistungsverteilung in teilkontrollierten Brennelementen zeigt bei Veränderungen des Stabbildes größere Veränderungen als die Leistungsverteilung von unkontrollierten Brennelementen bei Änderung des Durchsatzes.

Die in diesem Kapitel gemachten Ausführungen zeigen, wie sich Leistungsänderungen im Rahmen eines periodischen Lastwechselbetriebes auf das Xenonverhalten auswirken. Es konnte gezeigt werden, daß die eingangs geschilderten Befürchtungen hinsichtlich von Leistungsverteilungsinstabilitäten durch Xenontransienten beherrschbar sind. Die Reaktivitätsrückwirkung der Dampfblasen dämpft das Schwingungsverhalten im oberen Lastbereich ausreichend.

Radiale Leistungsumverteilungen, wie sie im Zusammenhang mit Steuerstababfolgenwechseln (Umstellung des Steuerstabbildes zur Optimierung der Abbrandentwicklung) auftreten können, sind beim Einfahren von Steuerstäben im Rahmen eines Lastwechselbetriebes begrenzt und führen nicht zu Problemen bei der Einhaltung betrieblicher Grenzwerte (siehe Kapitel 9).

Diese Aussagen gelten selbstverständlich nicht für extreme Xenonausgangssituationen (z. B. Anfahren aus xenonfreiem Zustand), gleichfalls kann nicht ausgeschlossen werden, daß die Veränderung des Steuerstabbildes zur Xenonkompensation in bestimmten Betriebszuständen (z. B. am Zyklusende) zu nicht zulässigen Leistungsverteilungsänderungen führen kann. Dies ist Gegenstand von weiteren Untersuchungen in anschließenden Kapiteln.

/6-1/ Schultz, Steuerung und Regelung von Kernreaktoren und Kernkraftwerken  
Berliner Union, Stuttgart

/6-2/ R. T. Lahey, F. J. Moody, The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water  
Nuclear Reactor ANS

/6-3/ Oppelt, Kleines Handbuch technischer Regelvorgänge  
Verlag Chemie



## 7. Auswahl geeigneter Lastwechselvarianten

Da die Art des Lastwechsels den entscheidenden Einfluß auf die Leistungsverteilung ausübt, ist der Auswahl von geeigneten Lastwechselvarianten für Simulationsrechnungen großes Gewicht beizumessen. Dies ist insbesondere deshalb wichtig, weil eine Betrachtung aller möglichen Lastwechselfälle wegen des damit verbundenen hohen rechentechnischen Aufwands nicht möglich ist und, wie im Folgenden gezeigt, auch nicht notwendig.

Als Alternative bietet es sich deshalb an, Lastwechselfolgen auszuwählen, die einhüllend alle möglichen Varianten abdecken. Im Kapitel 6 wurde gezeigt, daß der Reaktor als Regelkreis betrachtet werden kann und regelungstechnische Überlegungen auch für örtliche Änderungen der Leistung angewendet werden können.

Die folgenden Überlegungen beruhen auf der Beschreibung des Regelungsverhaltens nach /6-1/, das die Grundlage für die Übertragbarkeit von Schwingungstheoretischen Betrachtungen auf reaktorphysikalische Vorgänge bildet. Die Problemstellung beruht darin, eine geeignete Eingangsgröße zu ermitteln, bei der die Ausgangsfunktion ein zeitabhängiges Maximum aufweist.

In Abb. 7-1 ist eine sprungförmige Änderung der Eingangsgröße  $X(t)$  dargestellt, sowie das Verhalten der Ausgangsgröße  $Y(t)$ . Dabei werden 2 Fälle unterschieden:

$$\text{A:} \quad Y(t) = K \cdot X(t) \quad (7.1)$$

$K$  ist hierbei eine beliebige Konstante, so daß zwischen  $X(t)$  und  $Y(t)$  ein festes Verhältnis besteht.  $Y(t)$  folgt  $X(t)$  praktisch unverzögert, ohne ein Einschwingverhalten zu zeigen.

$$\text{B:} \quad Y(t) = K(t) \cdot X(t) \quad (7.2)$$

$K(t)$  ist eine zeitabhängige Variable;  $Y(t)$  ist damit nicht mehr direkt abhängig von  $X(t)$  und zeigt ein deutliches Schwingungsverhalten.

Wird nun unter  $X(t)$  die Leistung des Reaktors verstanden und unter  $Y(t)$  der Kerndurchsatz, so stellt Fall A (Abb. 7-1.1) den Durchsatzverlauf in Abhängigkeit von der Leistungsänderung dar, falls keine Xenonrückwirkung auftritt.

Da die Summe der Reaktivitätskoeffizienten des Brennstoffes, des Moderators und des Dampfblasengehaltes im Betriebsbereich negativ sind, tritt keine Verstärkung sondern eine Dämpfung des Kühlmitteldurchsatzes auf.

Da im Lastwechselbetrieb die Leistung als Sollwert vorgegeben wird, zeigt der Verlauf des Durchsatzes die Einflüsse der Reaktivitätsrückwirkungsbeiträge der o.a. Reaktivitätskoeffizienten.

Da die Xenonrückwirkung nur für sehr kleine Leistungsänderungen (kurzzeitig < 10%) in der Praxis vernachlässigt werden kann, ist in Abb. 7-1.2 der tatsächliche Verlauf des Durchsatzes  $Y(t)$  als Folge einer positiven Laständerung dargestellt entsprechend Fall B.  $Y(t)$  wird hierbei vom Xenonverhalten bestimmt und zeigt ein deutliches Einschwingverhalten. Entscheidend für das Verhalten der Leistungsverteilung in dieser Transiente ist dabei das Verhältnis von Maximal- und Minimalwert des Kerndurchsatzes, die das Xenonmaximum bzw. Xenonminimum darstellen.

Instabilitäten können demnach auftreten, wenn der Kerndurchsatz sehr große bzw. sehr kleine Werte annimmt.

Die Änderung der Eingangsgröße  $X(t)$  (die Leistung) beeinflusst unmittelbar die Ausgangsgröße  $Y(t)$  (den Kerndurchsatz). Da bei einer einmaligen Änderung von  $X(t)$  sich nach einiger Zeit  $Y(t)$  auf einen neuen Gleichgewichtszustand einschwingt, wird für die weitere Betrachtung von einer sich periodisch ändernden Eingangsgröße ausgegangen. In Abb. 7-2.1 wurde als einfachster Fall eine Sinusfunktion angenommen, so daß

$$X(t) = X_0 \cdot \sin(\omega t + \alpha) \quad (7.3)$$

$X_0$  stellt dabei die Höhe der Laständerung dar,  $\alpha$  ist die Phasenverschiebung gegenüber dem Nulldurchgang. Im Beispiel ist  $\alpha$  nicht gleich Null gewählt worden.

Mit (7.2) folgt daraus für  $Y(t)$

$$Y(t) = K(t, X_0) \cdot X_0 \sin(\omega t + \alpha) \quad (7.4)$$

Abb. 7-1.1 lineare Antwortfunktion einer Sprungfunktion

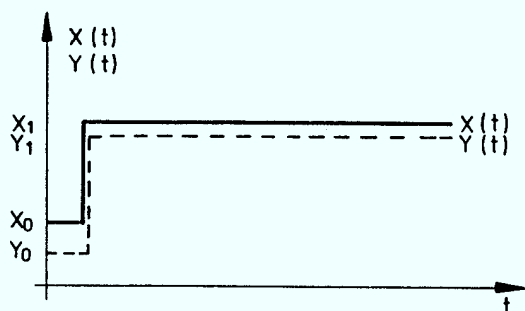


Abb. 7-1.2 nicht lineare Antwortfunktion einer Sprungfunktion

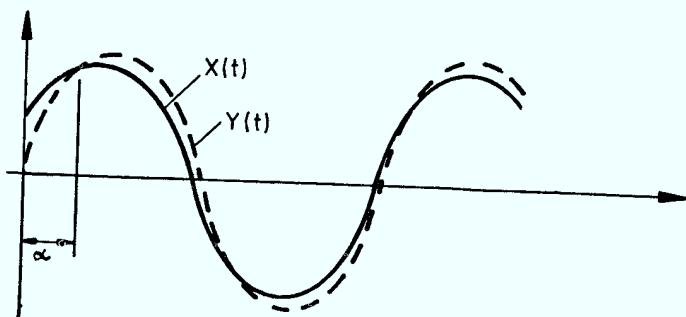
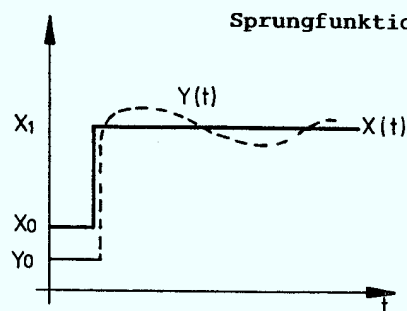


Abb. 7-2.1 lineare Antwortfunktion einer Sinusfunktion

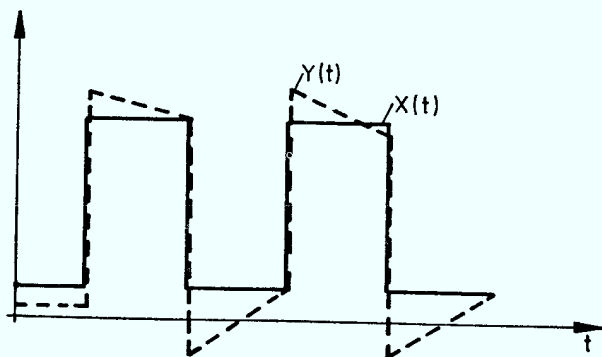


Abb. 7-2.2 lineare Antwortfunktion einer Rechteckfunktion

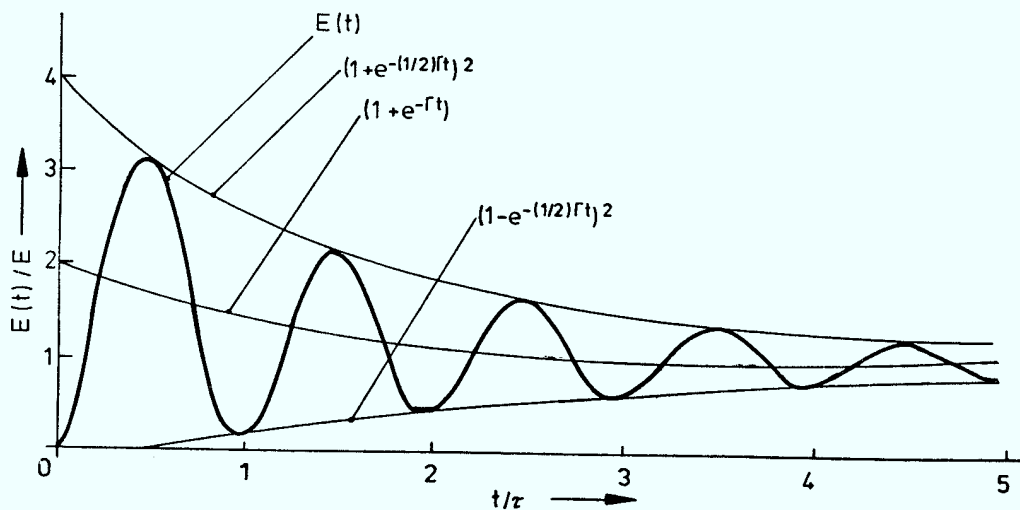


Abb. 7-2.3 gedämpftes Einschwingverhalten einer Sinusfunktion

$K(t, X_0)$  stellt dabei einen Verstärkungsfaktor dar, der zeitabhängig ist. Für große  $t$  geht  $K(t, X_0)$  in eine nur von  $X_0$  abhängige Konstante  $K_0$  über.

$Y(t)$  ist selbst direkt von  $X_0$  abhängig, d.h. der Höhe der Laständerung proportional.

Zur Beurteilung der Auswirkungen periodischer Laständerungen ist neben der Amplitude (Höhe der Laständerung) die Frequenz entscheidend. Da für lange, quasistationäre Lastzustände sich jeweils neue Gleichgewichtszustände einstellen, muß die Frequenz so gewählt werden, daß der Xenoneinfluß jeweils sein Maximum bzw. Minimum zu Beginn einer neuen Laständerung durchläuft.

In diesem Fall kann erreicht werden, daß sich die Frequenz der erzwungenen Schwingung  $X(t)$  der Resonanzfrequenz von  $Y(t)$  annähert. Falls  $Y(t)$  in diesem Fall nicht zu große - im Verhältnis zum Gleichgewichtswert - Amplituden annimmt, muß  $Y(t)$  für alle möglichen Fälle ausreichend stabil sein, da sie bei dieser Vorgehensweise mit einhüllend erfaßt werden.

Das geschilderte Verfahren entspricht den Stabilitätstests, die an komplizierten Regelkreisen durchgeführt werden, um zu zeigen, in welchen Bereichen sich die Ausgangsfunktion innerhalb vorgegebener Grenzen bewegt, wenn die Eingangsfunktion periodisch hinsichtlich Amplitude und Frequenz verändert wird.

Für die durchgeführten Rechnungen wurde zur Vereinfachung nicht von einer sinusförmigen Eingangsfunktion ausgegangen, sondern die in Abb. 7-2.2 dargestellte Rechteckfunktion gewählt. Hierdurch werden jedoch nicht die vorangestellten Überlegungen ungültig, da mit Hilfe einer Fourier-Analyse jede periodische Funktion als Überlagerung harmonischer Funktionen dargestellt werden kann, entsprechend

$$F(t) = B_0 + \sum_{m=1}^{\infty} B_m \cdot \cos m \omega t + \sum_{m=1}^{\infty} A_m \cdot \sin m \omega t \quad (7.5)$$

Da in vielen betrachteten Fällen aufgrund des Xenoneinflusses ein gedämpftes Schwingungsverhalten vorliegt, soll der Verlauf der Schwingung bei einer harmonischen Anregung nach Gl. (7.5) betrachtet werden.

Für den Sonderfall der eindimensionalen, erzwungenen, gedämpften Schwingung gilt nach /7-1/, /7-2/

$$a \cdot \ddot{u}(t) + b \cdot \dot{u}(t) + c u(t) = F(t) \quad (7.6)$$

Die allgemeine Lösung dieser Gleichung lautet

$$U_1(t) = \text{Exp}(-t/2\tau) (A_1 \cdot \sin \omega_1 t + B_1 \cos \omega_1 t) \quad (7.7)$$

$$\text{mit } \tau = 1/b \quad (7.8)$$

und  $b$  ... Dämpfungskonstante

Die einhüllende Abklingkurve dieser Schwingung ergibt sich zu

$$U_2(t) = (1 + \exp(-t/2\tau))^2 \quad (7.9)$$

Der Verlauf der Funktionen  $U_1(t)$  und  $U_2(t)$  ist in Abb. 7-2.3 dargestellt.

Die Gl. (7.6) kann nun der Form nach aus der Neutronenkinetik abgeleitet werden, wenn die 2. Ableitung gleich Null gesetzt wird, d. h. keine Beschleunigungskräfte wirksam werden. Das nach /7-3/ sich für eine punktkinetische Lösung ergebende Gleichungssystem besitzt die Form

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\rho - \bar{\beta}}{\Lambda} \theta + \sum_i \lambda_i C_i + \mathcal{G} \quad (7.10)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\bar{\beta}_i}{\Lambda} \theta - \lambda_i \cdot C_i \quad i = 1, \dots, 6 \quad (7.11)$$

mit

- $\rho$  — Reaktivität
- $\bar{\beta}, \bar{\beta}_i$  — effektiver Anteil verzögerter Neutronen
- $C_i$  — Konzentration der Vorläuferkerne für verzögerte Neutronen
- $\Lambda$  — effektive Lebensdauer der prompten Neutronen
- $\mathcal{G}$  — effektive Neutronenquelle
- $\lambda$  — Zerfallskonstante

Als einzige unabhängige Variable ist in (7.10) und (7.11) die Zeit enthalten, die Lösung  $\Theta(t)$  ist die Amplitude der als unveränderlich angenommenen räumlichen Flußverteilung. In dieser vereinfachten Darstellung ist die räumlich-zeitliche Abhängigkeit durch eine rein zeitliche Abhängigkeit ersetzt (-> Punktkinetik).

Die Gleichung (7.10) besitzt daher die Form der Gl. (7.6), die Koeffizienten  $a$ ,  $b$ ,  $c$  lassen sich durch reaktorphysikalische Größen darstellen (weiterführende Betrachtungen sind in /6-2/ enthalten).

Für Lastwechselbetrachtungen wird in der allgemeinen Form  $U(t)$  durch  $Y(t)$  bzw.  $F(t)$  durch  $X(t)$  ersetzt; d. h. durch Leistung und Durchsatz.  $X(t)$  ist dabei bei den Simulationsrechnungen eine aus harmonischen Funktionen zusammengesetzte Rechteckfunktion, deren Koeffizienten sich aus reaktorphysikalischen Größen berechnen lassen. Der Verlauf der Antwortfunktion  $Y(t)$  ergibt sich aus dem Verhalten der Reaktivitätskoeffizienten. Die Funktion selbst ist wie aus (7.7) hervorgeht wieder eine aus harmonischen Anteilen zusammengesetzte harmonische Funktion, jedoch keine Rechteckfunktion. Die Dämpfung und davon abgeleitet, die Abklingfunktion wird ebenfalls von den Reaktivitätsrückwirkungen bestimmt.

Da trotz der vorangegangenen Überlegungen sich auch bei Rechteckfunktionen beliebig viele Varianten ergeben können, muß eine weitere sinnvolle Reduktion erfolgen.

Die Einführung der Rechteckfunktion verfolgt den primären Zweck, alle denkbaren Lastwechselformen einhüllend zusammenzufassen. Daneben besitzt sie einen weiteren Vorteil, da nur noch 2 Variablen bei der Eingangsfunktion auftreten, die Höhe und die Frequenz der Laständerung. Damit besteht die prinzipielle Möglichkeit, einhüllende Betrachtungen durch Parametervariationen durchzuführen.

Für die Variation der Lasthöhe wurden 3 Laststufen ausgewählt:

- $P_1$  - 100-85-100
- $P_2$  - 100-70-100
- $P_3$  - 100-55-100

Die Wahl der Laststufen erfolgte so, daß die Lastabsenkungen in einem geradzahligen Verhältnis zueinanderstehen und bei der anschließenden Analyse die Abhängigkeit von der Höhe der Laständerung deutlich wird.

Die Rechteckfunktion wurde allerdings in einer Hinsicht eingeschränkt, da unendlich große Laständerungsgeschwindigkeiten nicht in der Praxis auftreten können. Dies führte entsprechend Kapitel 9 zu endlichen Geschwindigkeiten und damit auch zu Flankensteigungen mit endlichen Werten, d.h. der Flankenwinkel ist kleiner als  $90^\circ$ .

Für die Variation der Lastwechselfrequenzen wurden 2 Fälle ausgewählt mit Konstantlastzeiten von:

$$\begin{array}{l} t_1 - 4 \text{ h} \\ t_2 - 8 \text{ h} \end{array}$$

Die Auswahl erfolgte so, daß jeweils Laständerungen näherungsweise im Xenonmaximum und Xenonminimum durchgeführt werden, um das Schwingungsverhalten möglichst stark anzufachen. Niedrigere bzw. höhere Frequenzen zeigen ein stabileres Verhalten der Ausgangsfunktion, da sich das Xenon einem neuen leistungsabhängigen Gleichgewicht nähert bzw. die zeitliche Leistungsänderung zu schnell erfolgt, so daß der Xenonverlauf deutlich gegenüber dem Leistungsverlauf verschoben ist. Daneben dürfte der gewählte Zeitbereich (4 - 8 h) am oberen Ende der möglichen, zu erwartenden Lastwechselfrequenz, die in der Praxis erforderlich ist, liegen.

Insgesamt ergeben sich damit 6 Lastwechselvarianten, die für eine Bewertung des Lastwechselverhaltens im Hinblick auf betrieblich einzuhaltende Grenzwerte ausreichend sind. Um trotzdem den Zeitbereich darüber hinaus ergänzend zu betrachten, wurden für den Lastwechselfall 100-55-100 die Konstantlastzeiten 6 h und 12 h zusätzlich ausgewählt. Bereits bei Zeiten von 8 h - 12 h zeigt sich dabei ein fast stationäres Verhalten, so daß die Verfolgung noch längerer Zeiten nicht notwendig ist. Xenon- und Leistungsverteilung passen sich einander an bevor eine erneute Laständerung erfolgt; die Leistungsverteilung ist in diesen Fällen stabiler als bei größeren Lastwechselfrequenzen.

Bei den Leistungsstufen wurde lediglich der Bereich der Umwälzregelung aus zwei Gründen betrachtet:

- Ein Lastwechselbetrieb bis in Bereiche von deutlich weniger als 55% erscheint aus heutiger Sicht weder wirtschaftlich sinnvoll noch notwendig für die Zukunft.
- Im Bereich der Leistungsregelung mit Hilfe von Steuerstäben wird die Leistungsverteilung wesentlich verändert (radial und axial); gleichzeitig sind Untersuchungen über das Verhalten der thermischen Grenzen nicht sinnvoll, da der Reaktor in einem Leistungsbereich betrieben wird, in dem die vorliegenden Abstände zu Grenzwerten keine Probleme erwarten lassen und darüberhinaus MFLPD und MASL ihren Definitionsbereich verlassen. Eine Leistungssteigerung aus langem Teillastbetrieb (deutlich unter 55%) auf 100% Leistung ist wegen des fehlenden Xenons ohne zwischenzeitliche Haltezeiten nicht möglich. Generell gilt für alle Anlagen, daß beim Überschreiten von 60% Reaktorleistung ein Xenonäquivalent von 600% h in den letzten 12 h erreicht sein sollte, d.h. die mittlere Leistung in den letzten 12 h muß mindestens 50% betragen haben. Die Erfahrungen zeigen, daß dieses Kriterium die Mindestanforderungen wiedergibt.

/7-1/ Berkeley Physik Kurs  
Teil 3, Schwingungen und Wellen  
Vieweg Verlag

/7-2/ K. Magnus  
Schwingungen  
B. g. Teubner Verlag, Stuttgart

/7-3/ D. Smidt  
Reaktortechnik  
G. Braun, Karlsruhe

## 8. Reaktorphysikalische Einflüsse durch den Lastwechselbetrieb

Auf Grund der vielfältigen Wechselwirkungen, die auf den Lastfolgebetrieb einen Einfluß haben können, ist es notwendig, jeden einzelnen Parameter im Detail zu untersuchen. Dabei lassen sich zwei unterschiedliche Gruppen von Parametern aufzeigen:

- beeinflussbare Parameter
- nicht beeinflussbare (feste) Parameter.

Zu der ersten Gruppe zählen Beladestrategie, Steuerstabfahrfolge und Brennelementtypen sowie Betriebsweise des Kerns, mit denen in gewissen Bereichen sowohl die Leistungsverteilung im Kern als auch brennelementspezifische Auslegungsgrößen einstellbar sind. Im Einzelnen sind dies:

- BE-Typ: (Gittertyp: 8x8, 9x9; Moderator/Brennstoffverhältnis; Anreicherungs- und Vergiftungsverteilung, Linerbrennelemente)
- Beladestrategie: Streubeladung, Control-Cell-Core-Beladung, Rotations- oder Spiegelsymmetrie, Low-Leakage-Beladung
- Fahrfolgenstrategie: Fahrfolgenwechsel, Fahrfolgentyp, steuerstabfreier Zyklus
- Betriebsweise: mit/ohne erweitertem Betriebskennfeld, vorwiegend Durchsatzregelung oder gemischt mit Stabregelung, Streck-Betrieb.

Zur zweiten Gruppe zählen:

- Reaktivitätskoeffizienten (durch BE-Typ und Kernaufbau bestimmt)
- Lastfolgebetrieb, da vom Netz vorgegeben
- Xenoneffekte
- Bereich des max. möglichen Betriebskennfeldes (anlagenspezifisch)
- Reaktorphysikalische Auslegung (Kernaufbau).

Im Folgenden soll nun der Einfluß der einzelnen Größen näher untersucht werden. Das transiente Verhalten des Xenons, als wichtigster Störgröße, wurde bereits qualitativ beschrieben. Als Größen, die das Störverhalten im besonderen kennzeichnen, wurden die Ausnutzung der maximal zulässigen Stableistungsdichte, der Siedeübergangsabstand und die Einhaltung der Schonprogrammregeln ausgewählt.

Zunächst soll daher quantitativ das Verhalten dieser Größen als Folge des Lastwechselbetriebes beschrieben werden, bevor im nächsten Schritt auf die anderen Parameter eingegangen wird.

### 1. Ausnutzung der maximal zulässigen Stableistungsdichte

Für die maximal zulässige Stableistungsdichte wird im allgemeinen die Bezeichnung MFLPD (Maximum Fraction of Local Power Density) verwendet.

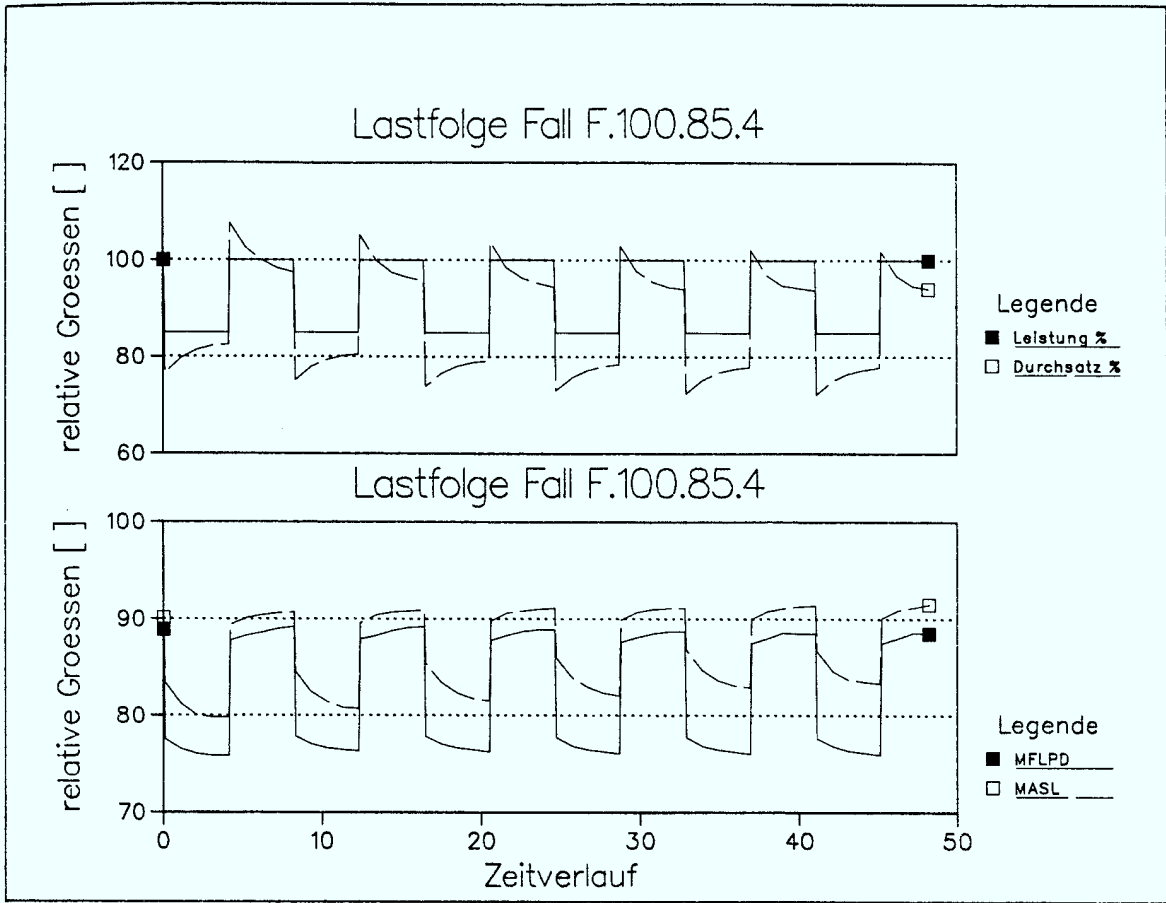
Die Stableistungsdichte ist dabei ein Maß für die mechanische Belastung des Hüllrohres sowie für den Abstand zum Brennstoffschmelzen. Insbesondere das Brennstoffschmelzen aufgrund zu hoher lokaler Stableistungen muß in jedem Betriebszustand mit genügend großer Sicherheit ausgeschlossen werden, da ein Brennstabdefekt die unmittelbare Folge wäre. Für die eingesetzten 8x8- und 9x9-Brennelemente liegt der betrieblich einzuhaltende Grenzwert bei 440 W/cm; die Definition erfordert nun im Betrieb einen Wert für die MFLPD von  $\leq 1$ .

Neben der MFLPD hat sich bis heute im wesentlichen der Gesamtheistellenfaktor als Auslegungsparameter durchgesetzt. Für die mechanische und thermohydraulische Auslegung wurden und werden bei 8x8-Brennelementen Standardleistungsverteilungen (Auslegungsleistungsverteilungen) verwendet, die das Verhältnis der einzelnen Heistellenfaktoren zum Gesamtheistellenfaktor beschreiben. Mag es in der Vergangenheit berechtigt gewesen sein, eine Konvention in Form einer zykluseinhüllenden Leistungsverteilung einzuführen, so sollte zukünftig die Bewertungsgröße "Heistellenfaktor" entfallen, da für fortschrittliche Brennelemente (angefangen mit 8x8 Retrofit) diese Definition keinen Sinn mehr ergibt. Die ursprüngliche Absicht bei der Verwendung von Standardleistungsverteilungen bestand darin, den zyklusabhängigen Nachweis für die Einhaltung der Auslegungswerte zu vereinfachen und zu standardisieren. Mit der Einführung verbesserter Brennelemente zeigte es sich, daß die Festlegung einer zykluseinhüllenden Leistungsverteilung zu einer überkonservativen Vorgehensweise mit nicht notwendigen Einschränkungen in der Einsatzplanungsflexibilität führte.

Dieser Nachteil überwiegt gegenüber den Vorteilen bei der sicherheitstechnischen Nachweisführung, der sich aus der vereinfachten Vorgehensweise ergibt. Im praktischen Betrieb besitzt die Leistungsverteilungsform keine sicherheitstechnische Bedeutung, solange die Auslegungsbedingungen eingehalten werden; d.h. die Forderung nach maximal zulässigen radialen, axialen und lokalen Heißstellenfaktoren ist überflüssig und als Folge die Definition eines Gesamt-Heißstellenfaktors. Weiterhin ist die Festlegung eines zulässigen Heißstellenfaktors im Teillastbereich unsinnig; dies wird aus der folgenden Überlegung deutlich. Beim Abfahren einer beliebigen URK, ausgehend vom stationären Gleichgewicht, ändert sich näherungsweise weder die radiale noch die lokale Leistungsverteilung im Gegensatz zur axialen Verteilung durch die Änderung des Kühlmitteldurchsatzes. Jede im Verlauf der Transiente sich einstellende Leistungsverteilung ist damit eine Funktion der Leistungsverteilung im Ausgangspunkt. Die Leistungsverteilung im stationären Betrieb wird wiederum im Rahmen der Einsatzplanung abbrandabhängig unter Berücksichtigung sicherheitstechnischer und wirtschaftlicher Gesichtspunkte in Form des Beladeschemas und der Steuerstabfahrfolge vorgegeben. Im Bereich der Stabregelung ist die Festlegung einer Leistungsverteilung, auf Grund der in diesem Bereich vorhandenen niedrigen Brennstabbelastungen ebenfalls nicht zweckmäßig.

Aus den genannten Gründen wurde daher als Parametergröße die MFLPD ausgewählt. In Abb. 8-1 sind neben der Leistung und dem Durchsatz die MFLPD für die untersuchten Lastfolgevarianten aufgetragen. In allen Fällen ist deutlich der Xenoneinfluß aus dem Verhalten des Kühlmitteldurchsatzes erkennbar. Für alle gerechneten Fälle wurde die Leistung vorgegeben und der Kerndurchsatz gesucht. Als Ergebnis folgte die Leistungs- und Kühlmittelverteilung sowie die hier besonders interessierenden thermischen Grenzen. Im Bereich der Leistungsänderungen wurde die Leistung in Laststufen von 15% und Zeitschritten von 0,1 h variiert. Damit ergeben sich Leistungsgradienten von  $\pm 150\%/h$  (ca. 30 MW/min). Dieser Gradient wurde gewählt, weil damit die in einem Lastwechselbetrieb maximal auftretenden Geschwindigkeiten sicher abgedeckt sind (siehe Kapitel 1, DVG-Empfehlungen); die Erwartungswerte liegen im Lastfolgebetrieb bei maximal  $\pm 30\%/h$ .

Die bewußt hoch gewählten Laständerungsgeschwindigkeiten, die das Schwingungsverhalten möglichst stark anfachen sollten, führen bei den Rechnungen erwartungsgemäß zu einem deutlichen Einschwingverhalten bei Laständerungen. Da die Leistung vorgegeben wurde, beschreibt der Verlauf des Durchsatzes den globalen Xenoneinfluß.



ASbb. 8-1.1 Lastwechsel 100-85-100  
Konstantlastzeiten 4 h

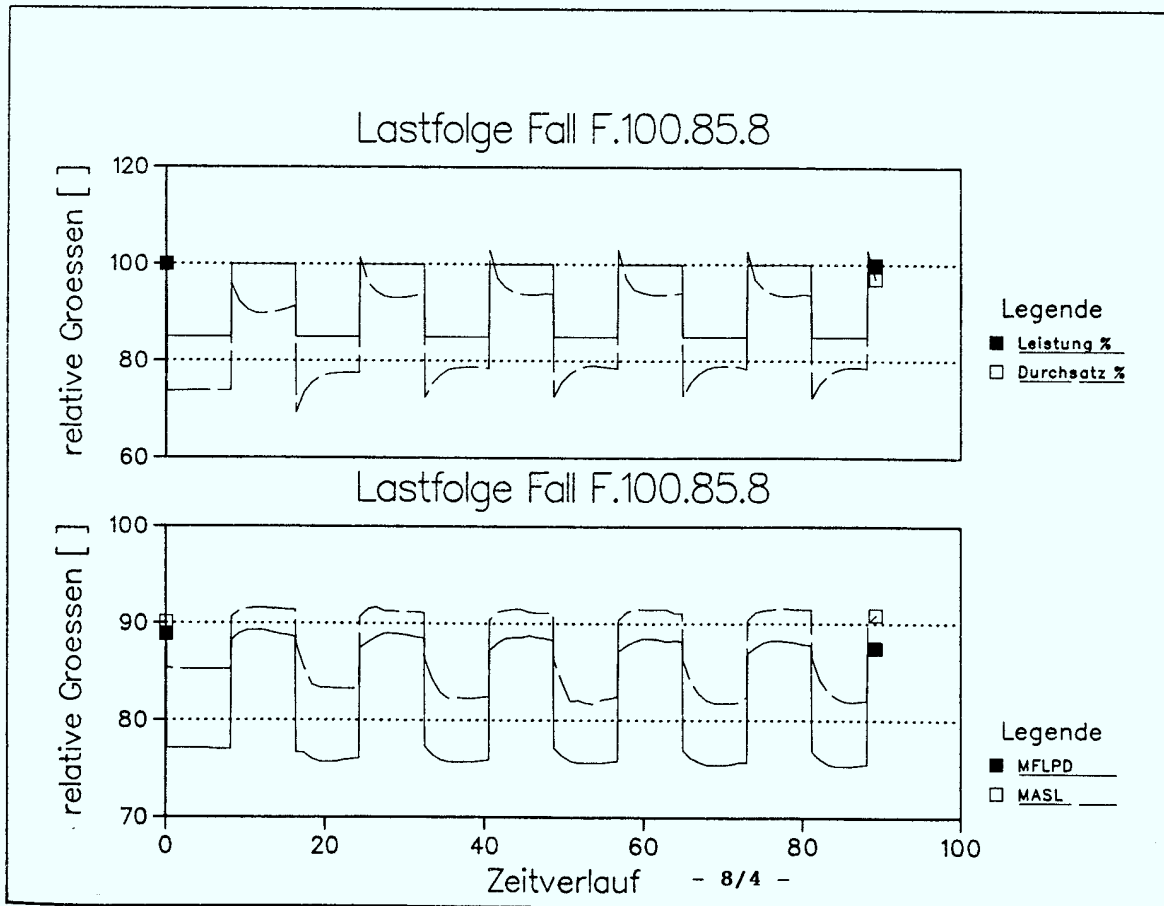


Abb. 8-1.2 Lastwechsel 100-85-100  
Konstantlastzeiten 8 h

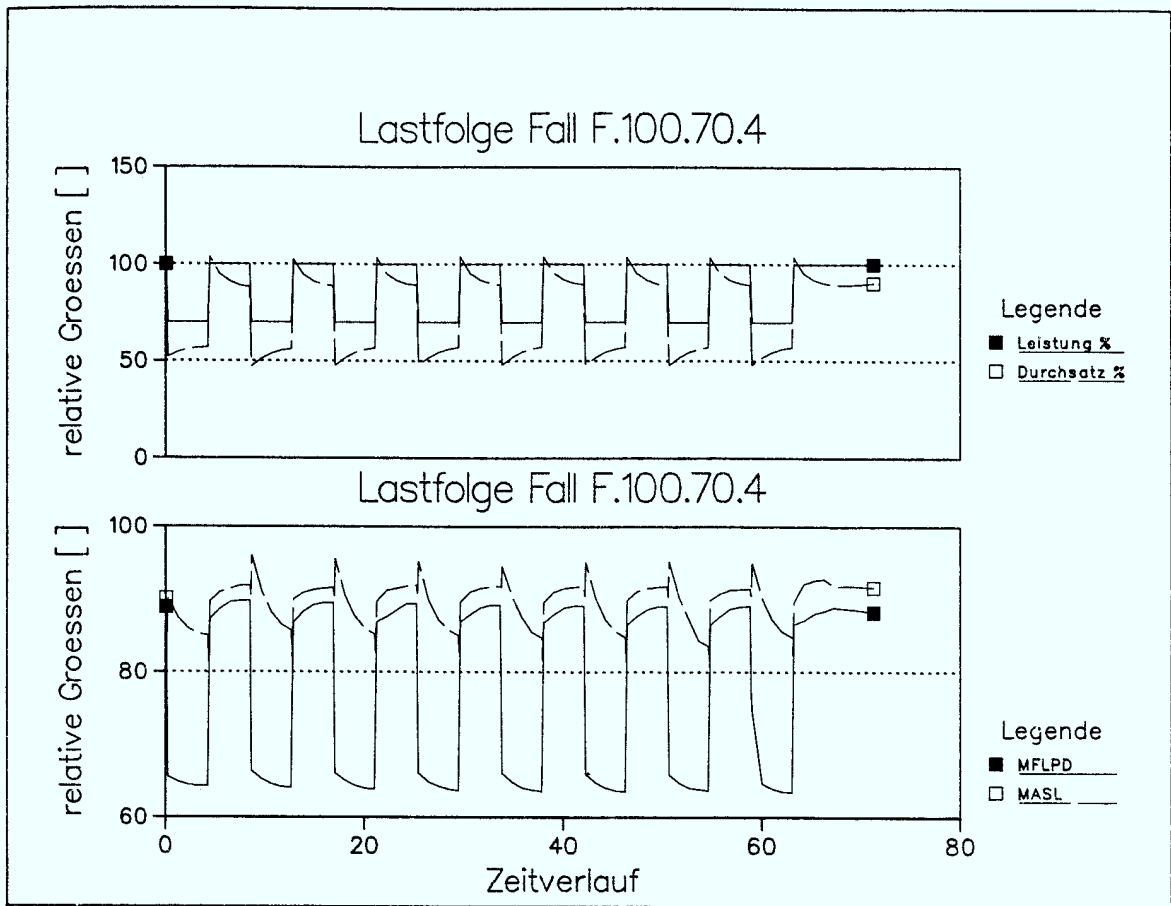


Abb. 8-1.3 Lastwechsel 100-70-100  
Konstantlastzeiten 4 h

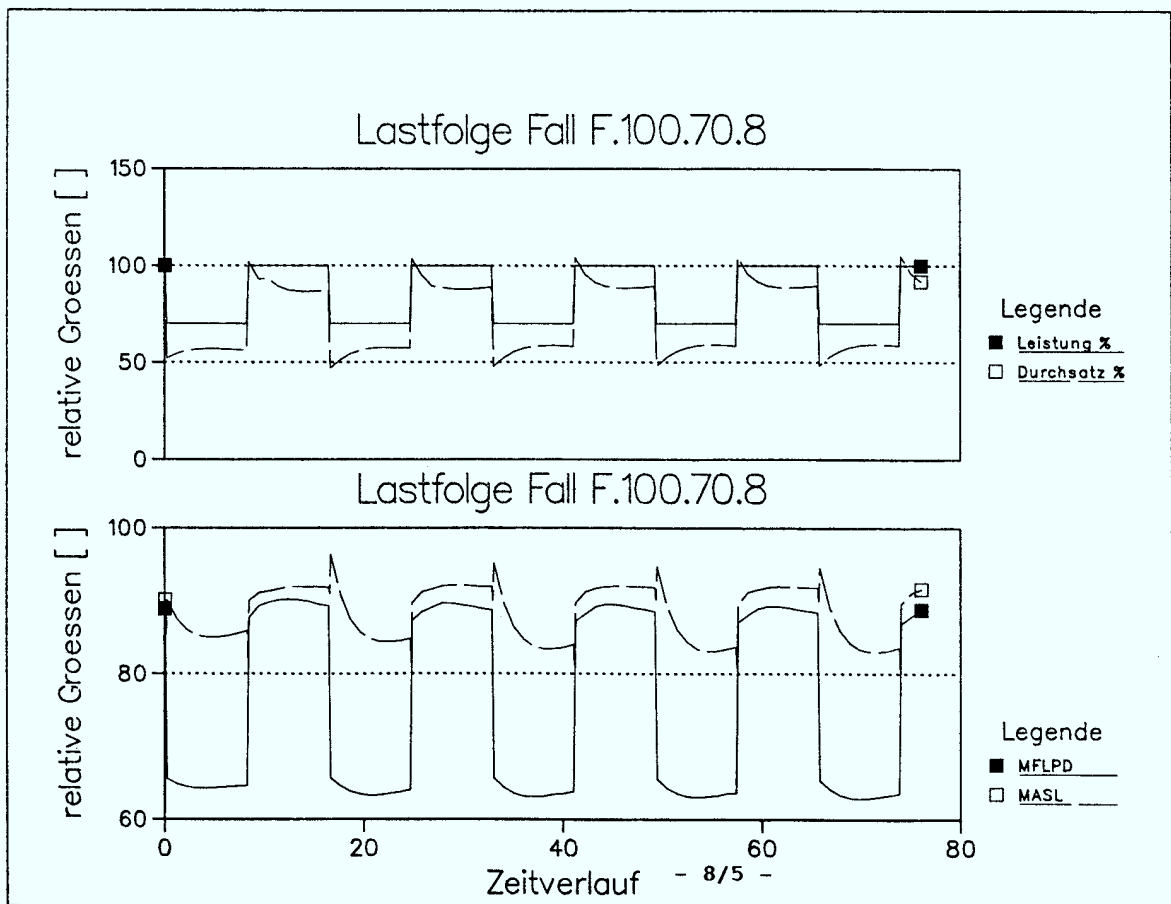


Abb. 8-1.4 Lastwechsel 100-70-100  
Konstantlastzeiten 8 h

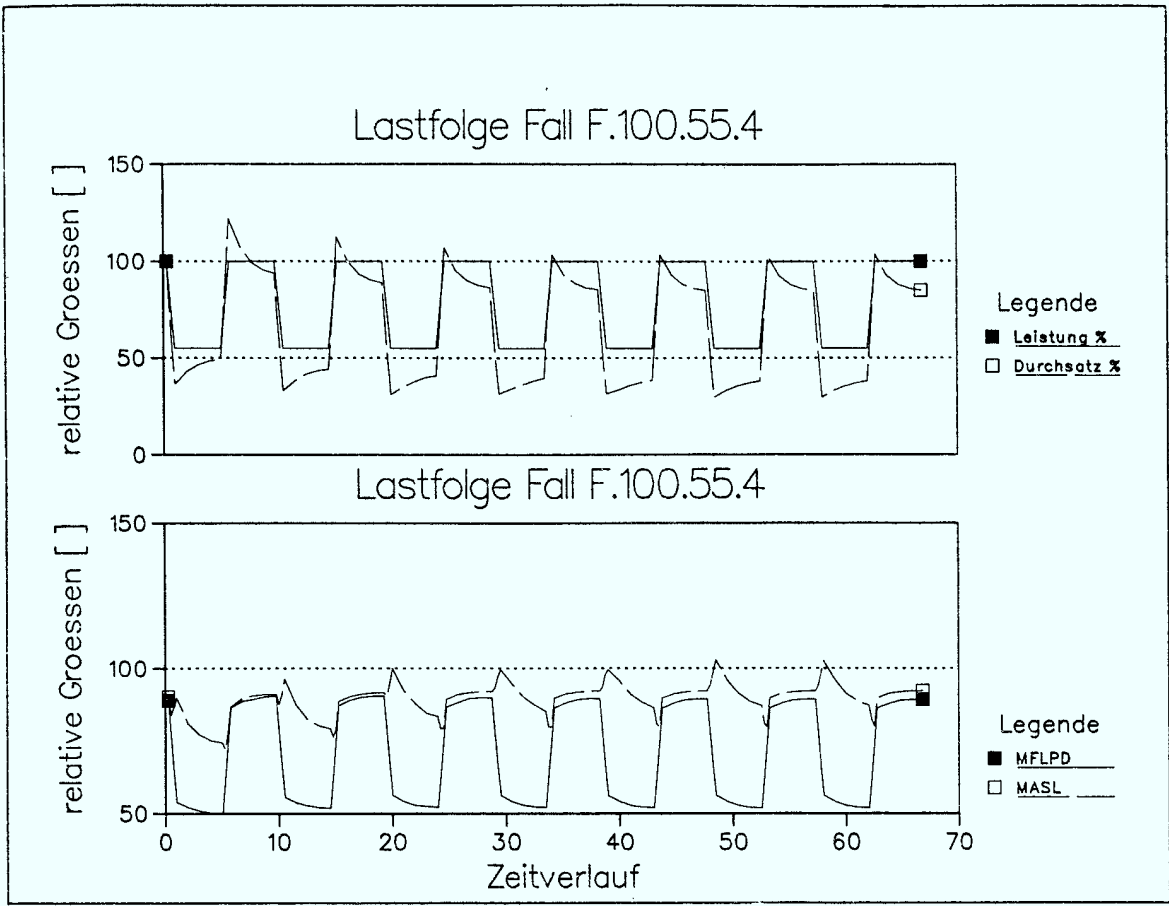


Abb. 8-1.5 Lastwechsel 100-55-100  
Konstantlastzeiten 4 h

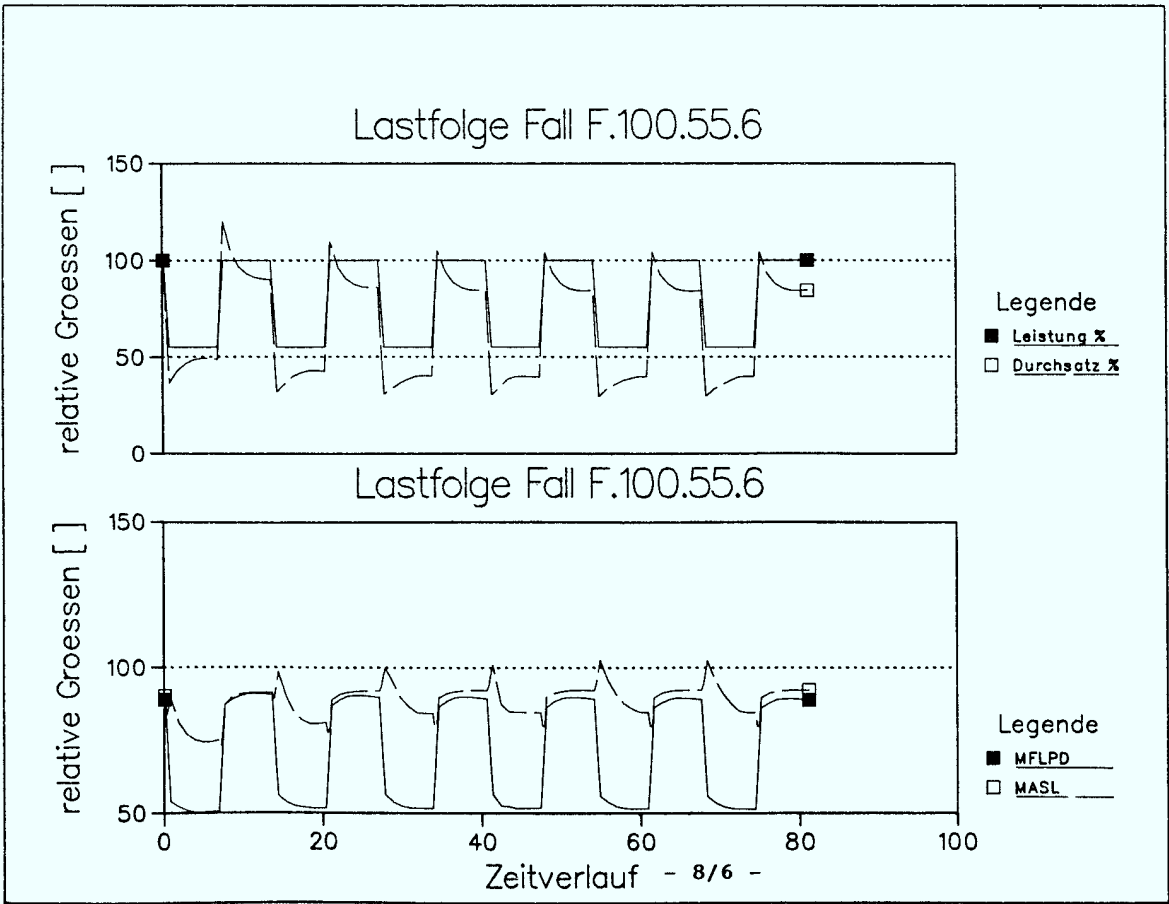


Abb. 8-1.6 Lastwechsel 100-55-100  
Konstantlastzeiten 6 h

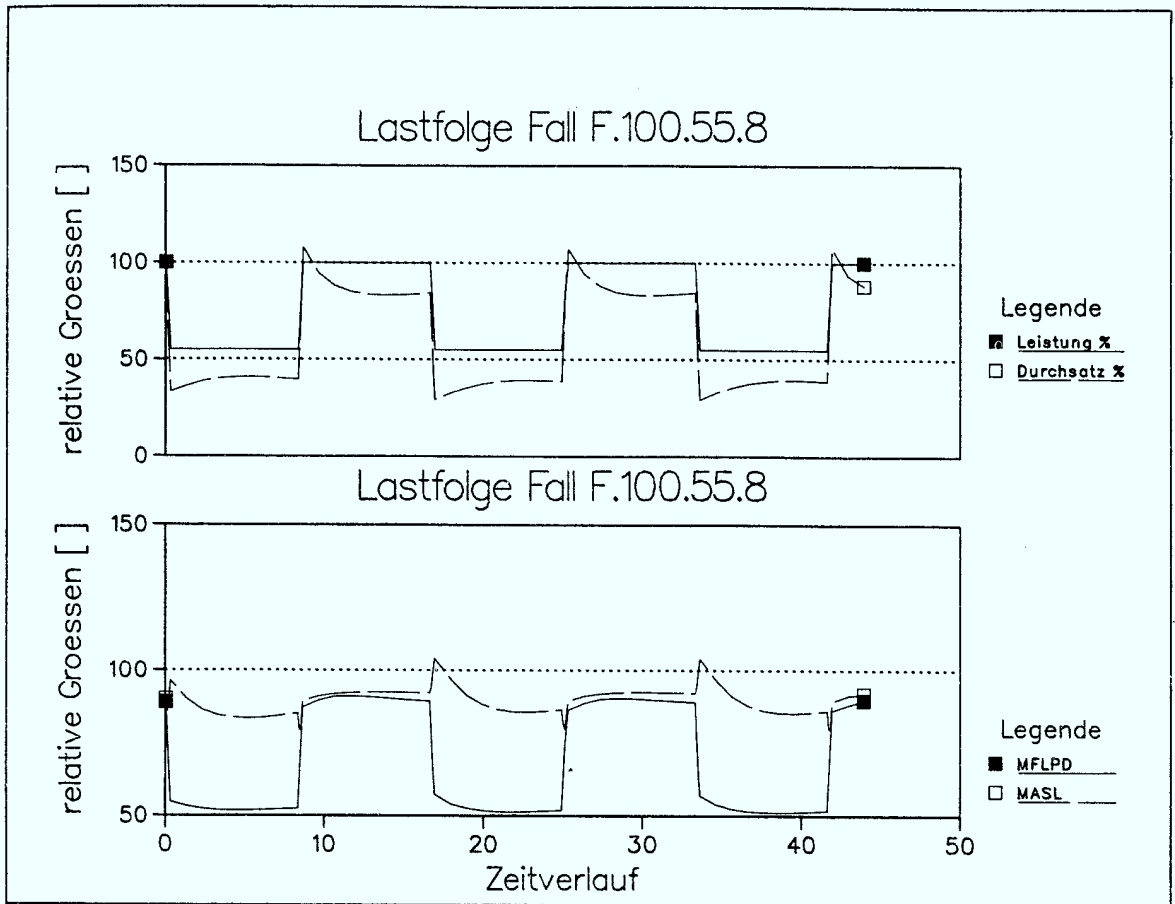


Abb. 8-i.7 Lastwechsel 100-55-100  
Konstantlastzeiten 8 h

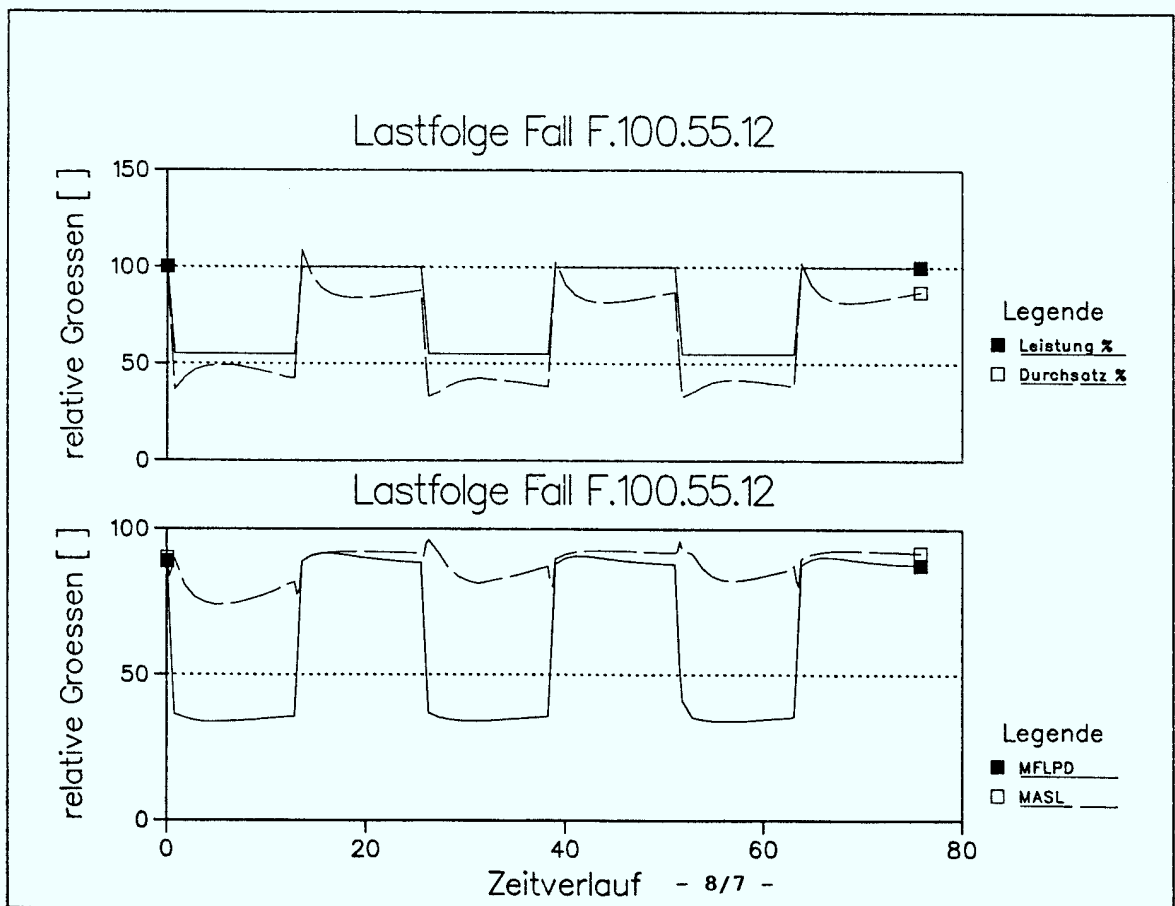


Abb. 8-i.8 Lastwechsel 100-55-100  
Konstantlastzeiten 12 h

In allen Fällen ist mit zunehmender Laständerungshöhe erkennbar, daß der Betrag des Überschwingens bzw. Unterschwingens zunimmt. Daneben zeigt es sich, daß der Einschwingvorgang bereits nach 3 Lastwechseln weitgehend abgeschlossen ist und jeweils der erste Lastwechsel bereits die maximalen Xenonrückwirkungen hervorruft. Würde man die Spitzenwerte des Durchsatzes bei 100% Reaktorleistung verbinden, so ließe sich ein Dämpfungsfaktor für den Verlauf der Xenontransiente angeben.

Da der Durchsatzwert einem neuen quasistationären Gleichgewicht zustrebt, steht zu erwarten, daß dies auch für den Verlauf der MFLPD gilt. Interessant ist hierbei lediglich der Verlauf am oberen Lastpunkt (100%), da vorwiegend bei dieser Leistung das Erreichen von Auslegungsgrenzen auftreten könnte.

Der Verlauf der max. Stableistung am Nennlastpunkt wird durch das Durchsatzverhalten bestimmt. Mit abfallendem Kerndurchsatz durch Xenonabbau steigt die MFLPD an, bis sie ein Maximum erreicht, daß je nach Teillastdauer im Bereich von 3 - 4 h nach Wiedererreichen der 100% liegt, anschließend fällt die Stableistung wieder leicht ab. Insgesamt zeigt sich für alle Lastfolgevarianten der gleiche Verlauf, die MFLPD erreicht beim ersten Lastwechsel den größten Wert (1 - 2 % über dem Ausgangswert), um anschließend mit sehr geringer Steigung abzufallen.

In Tabelle 8-1.1 sind die Maximalwerte der MFLPD für alle Transienten angegeben. Der Abfall in der linearen Stableistung über alle Lastwechsel betrachtet, beträgt danach ca. 1%.

Der leichte Abfall läßt sich dadurch erklären, daß in Folge der Durchsatzabnahme und der damit verbundenen Zunahme des Dampfblasengehaltes die durch die Xenonabnahme bedingte Änderung der axialen Leistungsverteilung begrenzt wird. Insgesamt betrachtet liegt jedoch der MFLPD-Wert auch nach längerem Lastwechselbetrieb geringfügig über dem Ausgangswert. Hierzu sei auf die Ausführungen im Kapitel 6 verwiesen.

Der Anstieg der MFLPD im Vergleich zum stationären Ausgangswert beim ersten Lastwechsel nimmt mit der Höhe des Lastwechsels und der Konstantlastdauer zu. Aus Abb. 8-2 ist ersichtlich, daß die Zunahme - bei 4 h Haltezeit und einer Laständerung von 45% - der MFLPD 1,6% beträgt; für 8 h Haltezeit beträgt der entsprechende Wert 2,1%.

Tabelle 8-1

Lastfolgevariante  
Fahrfolge Ia

		Tabelle 1.1) MFLPD bei 100%								
		100.85.4	100.85.8	100.70.4	100.70.8	100.55.4	100.55.8	100.55.6	100.55.12	100.55.4
		Fahrfolge Ib								
1. LW	89,2	89,3	89,9	90,2	90,5	91,0	91,0	91,0	91,7	96,4
2. LW	89,0	89,0	89,5	89,8	90,4	90,4	90,5	90,5	90,8	98,0
3. LW	88,9	88,8	89,4	89,5	89,8	90,2	90,0	90,0	90,5	97,7
4. LW	88,7	88,5	89,2	89,3	89,5	90,1	89,8	89,8	90,5	97,7
5. LW	88,6	88,3	89,1	89,4	89,4	89,6	89,6	89,6	89,4	
6. LW	88,6		89,0	89,3	89,3	89,4	89,4	89,4		
7. LW			89,1	89,2	89,2	89,2	89,2	89,2		
8. LW			88,9	89,2	89,2	89,2	89,2	89,2		

		Tabelle 1.2) MASL bei 100%								
		100.85.4	100.85.8	100.70.4	100.70.8	100.55.4	100.55.8	100.55.6	100.55.12	100.55.4
		Fahrfolge Ib								
1. LW	90,7	91,6	91,9	91,9	91,1	92,4	91,4	91,4	92,2	88,9
2. LW	90,9	91,7	91,6	92,1	91,6	92,5	92,0	92,0	92,6	88,9
3. LW	91,1	91,5	91,9	92,0	92,0	92,4	92,3	92,3	92,7	90,1
4. LW	91,2	91,5	91,8	92,0	92,2	92,4	92,3	92,3	92,7	90,8
5. LW	91,4	91,6	91,8	92,2	92,2	92,3	92,3	92,3		
6. LW	91,5		91,8	92,2	92,2	92,3	92,3	92,3		
7. LW			91,5	92,2	92,2	92,3	92,3	92,3		
8. LW			91,8	92,2	92,2	92,3	92,3	92,3		

		Tabelle 1.3) MASL am unteren Lastpunkt								
		100.85.4	100.85.8	100.70.4	100.70.8	100.55.4	100.55.8	100.55.6	100.55.12	100.55.4
		Fahrfolge Ib								
1. LW	83,4	83,4	90,1	90,1	97,0	96,3	89,7	89,7	89,9	91,0
2. LW	84,5	85,0	96,0	96,3	96,3	104,0	98,6	98,6	96,2	93,0
3. LW	85,4	86,4	95,5	95,1	100,0	104,0	99,9	99,9	96,8	96,0
4. LW	86,0	86,3	95,2	94,7	99,6	104,0	101,0	101,0	98,0	
5. LW	86,8	86,3	94,5	94,5	99,5	102,6	102,6	102,6		
6. LW	86,7	86,6	95,1	95,1	103,0	102,5	102,5	102,5		
7. LW			95,2	95,2	102,6					
8. LW			95,0	95,0						

Ausgangswerte: MFLPD: 88,9%  
MASL: 90,1%XXX.YY.Z  
XXX... Ausgangsleistung  
YY.. Teillast  
Z... Lastdauer  
LW... Lastwechsel

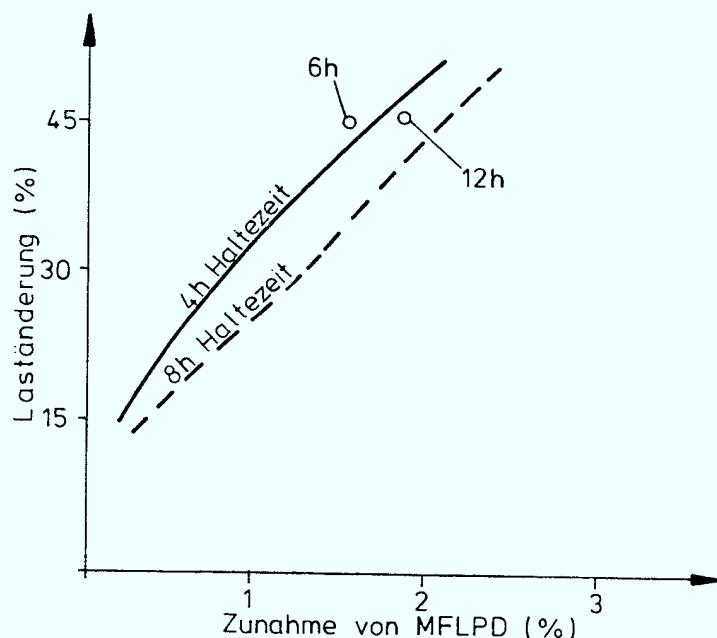


Abb. 8-2 Verhalten der MFLPD im Lastwechselbetrieb

Um zu zeigen, daß auch bei längeren Konstantlastzeiten sich die Zunahme nur geringfügig weiter verstärkt durch den schnelleren Xenonausbrand und das damit verbundene schnellere Erreichen eines neuen quasistationären Zustandes, sind die entsprechenden Werte für jeweils 6 h und 12 h Konstantlastdauer mit angegeben.

Der Einfluß der Konstantlastdauer erklärt sich daraus, daß nach Überschreiten des Xenonmaximums, der Kerndurchsatz wieder abnimmt, bevor eine erneute Laständerung stattfindet. Zu diesem Zeitpunkt ist jedoch die MFLPD noch auf ihrem Maximalwert. Eine Laststeigerung auf 100% erfolgt im Xenonminimum, der Anstieg im Kerndurchsatz bei 8 h Haltezeit ist im Gegensatz zu 4 h Haltezeit deutlich niedriger. Bei gleicher Leistung bedeutet jedoch ein höherer Kerndurchsatz eine Abflachung der Leistungsverteilung und damit eine Abnahme der MFLPD. Bei längeren Zeiten als 8 h ist das Minimum bereits wieder verlassen, d.h. die Zunahme des Kerndurchsatzes ist größer und damit nimmt die MFLPD ab.

Um zu zeigen, daß dieses Ergebnis nicht von dem zufällig gewählten Ausgangspunkt im Zyklus abhängig ist, wurden stichprobenartig Lastfolgerechnungen für unterschiedliche Zeitpunkte im Zyklus mit unterschiedlichen radialen Verteilungen durchgeführt. Für den 2. Zyklus wurde eine Streubeladung gewählt, d.h. in den Steuerstabzellen (die vier, einen Steuerstab umgebenden Brennelemente) befinden sich sowohl frische wie auch teilabgebrannte Brennelemente. Zur Verbesserung der radialen Leistungsverteilung während des Zyklus wurde entschieden, nach der ersten Zyklushälfte einen Fahrfolgenwechsel durchzuführen. Der Fahrfolgenwechsel (Änderung des Steuerstabbildes) führt zu einer grundlegenden Änderung der radialen Leistungsverteilung. Damit bestand die Möglichkeit, von sehr unterschiedlichen Leistungsverteilungen ausgehend, Lastwechselvarianten zu untersuchen. Die durchgeführten Rechnungen zeigen jedoch kein unterschiedliches Verhalten, das auf die unterschiedlichen Leistungsverteilungen zurückzuführen wäre. Für die Fahrfolge Ib (1. Zyklushälfte) sind für die Lastwechselvariante 100-55-100 mit 4 h Konstantlastdauer die entsprechenden Werte in der letzten Spalte der Tabelle 8-1 angegeben. Die anderen Daten in der Tabelle beziehen sich auf den Fahrfolgetyp Ia (2. Zyklushälfte).

Während der Abfall der linearen Stableistung für alle Lastwechselvarianten und Lastwechselgeschwindigkeiten beobachtet werden kann, ist der Maximalwert der MFLPD von der Laständerungsgeschwindigkeit abhängig.

Bei deutlich niedrigeren Laständerungsgeschwindigkeiten (10%/h) bleibt die MFLPD näherungsweise konstant im Verlauf des Lastwechselbetriebes am Nennlastpunkt. Damit zeigt es sich, daß nicht nur Lasthöhe und Konstantlastdauer eine Rolle spielen, sondern auch die Laständerungsgeschwindigkeit (siehe Kapitel 9). Alle hier aufgeführten Untersuchungen beziehen sich daher auf extreme Situationen.

In Abb. 8-3 sind zur Verdeutlichung der örtlichen Vorgänge für die Lastfälle 100-85-100, 100-70-100 sowie 100-55-100 für die Lastdauer 4 h die lokalen axialen Leistungsverteilungen der Brennelemente 19-52 (unkontrolliert) und 33-58 (teilkontrolliert) dargestellt.

Das letztere Brennelement repräsentiert dabei die MFLPD im Kern.

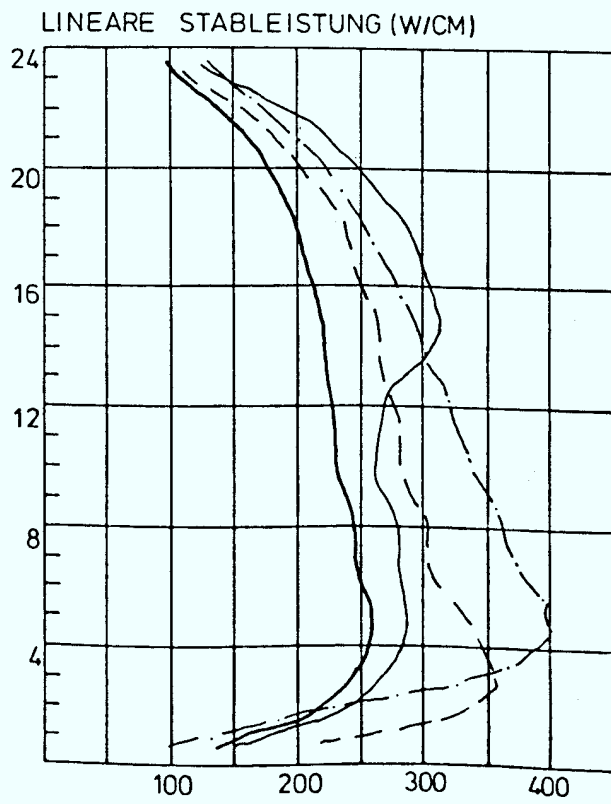
Bei beiden Brennelementen ist ersichtlich, daß die Änderungen der linearen Stableistung im Bereich des Maximums nur geringfügig sind. Die deutliche Reduzierung des Kerndurchsatzes bei größeren Lastwechseln wirkt dabei dem Bestreben der Leistungsverteilung sich durch den Xenoneinfluß aufzurichten und abzuflachen entgegen.

- Gesamtkern
- .- 33-58
- 27-44
- - 19-52

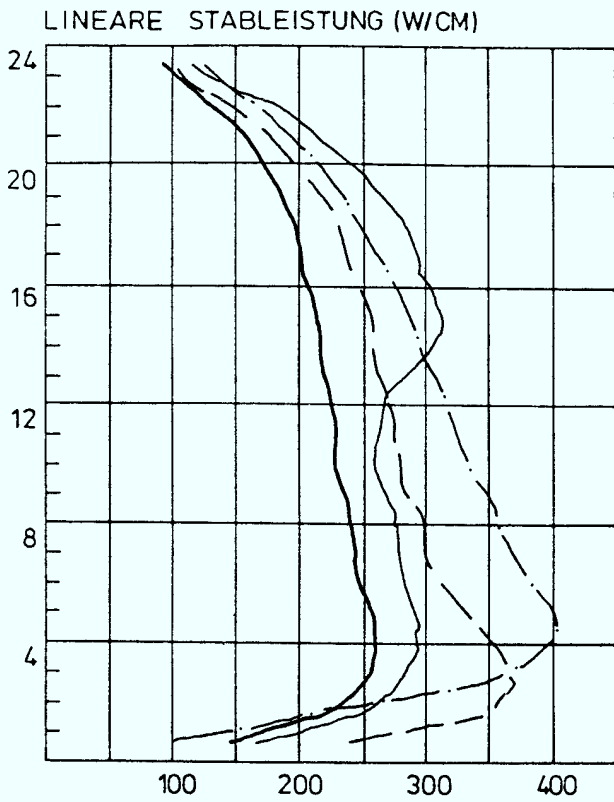
Abb. 8-3 Veränderung der axialen Verteilung

- 8-3.1 Fall 100-85-100
- 8-3.2 Fall 100-70-100
- 8-3.3 Fall 100-55-100

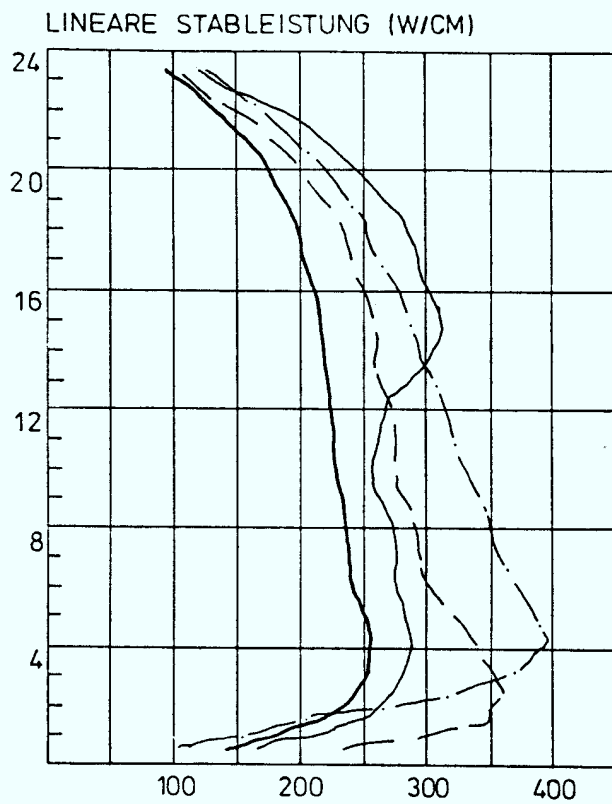
8-3.1



8-3.2



8-3.3



Die bisher gemachten Aussagen beruhen auf Lastfolgeuntersuchungen, bei denen das Steuerstabbild nicht geändert wurde. In allen diesen Fällen lagen die Änderungen am Ort der maximalen linearen Stableistung im Bereich bis zu + 2%. Damit wäre allein aus Gründen der Begrenzung der MFLPD auf einen Wert  $\leq 1$  der Einsatz von Steuerstäben nicht notwendig. Da jedoch aus anderen Gründen - z.B. zur Verhinderung des Verlassens des Betriebskennfeldes - sich die Notwendigkeit dazu ergeben kann, muß dies genauer betrachtet werden (siehe Kapitel 9).

Dabei kann auch im Falle eines erweiterten Betriebskennfeldes für Korrekturzwecke das Verändern von Steuerstabstellungen - insbesondere bei langen Teillastbetriebsdauern - notwendig werden. Allerdings ist je nach Größe der Betriebskennfelderweiterung der Einsatz von Steuerstäben dann deutlich weniger erforderlich.

Im Kapitel 6 wurde gezeigt, daß durch den Einsatz von Steuerstäben, entsprechend dem Fahrprogramm, zur Kompensation des Xenoneinflusses, die Leistungsverteilung durch Formstäbe verändert wird. Dies ist ein nicht erwünschter Nebeneffekt.

Der Einsatz von Formstäben dient im Grundlastbetrieb dazu, den axialen Peak zu begrenzen, so daß die MFLPD nicht den Wert 1 erreicht. Die radiale und lokale Leistungsverteilung ist durch den Beladepfan, das geplante Steuerstabbild sowie durch die Brennelementauslegung weitgehend festgelegt, so daß lediglich die axiale Verteilung variiert werden kann. Im Laufe der Brennelemententwicklung verringerte sich die Notwendigkeit zum Einsatz von Formstäben durch die Reduzierung der Stableistung jedoch immer mehr, so daß für 9x9-Brennelemente ihre Existenzberechtigung auf betriebliche Sonderfälle reduziert wird. Auf der anderen Seite nimmt jeder zur Reaktivitätsbindung vorhandene Leistungsstab im Verlaufe des Ausfahrens nach der heute angewendeten Strategie notwendigerweise Formstab-Positionen ein. Da diese Vorgehensweise jedoch reaktorphysikalisch nicht notwendig ist, läßt sich auch ein geändertes Verfahren spätestens mit Entfall der Schonprogrammregeln vorstellen.

Im Kapitel 6 wurde in der Abb. 6-18 gezeigt, wie sich die Leistungsverteilung beim ausschließlichen Verfahren von Leistungsstäben deutlich günstiger verhält als beim Vorgehen nach dem Steuerstabfahrprogramm.

Die maximale lineare Stableistung im Referenzfall lag bei 398 W/cm (MFLPD = 0,90), durch das Verfahren innerhalb der Fahrfolge fällt dieser Wert geringfügig ab auf 388 W/cm. Durch die ausschließliche Bewegung von Leistungsstäben steigt der Maximalwert auf 413 W/cm (MFLPD = 0,94) an. Dies bedeutet einen Anstieg um 4%. In beiden Fällen liegt das Maximum beim Steuerstab mit der Ausfahrlänge 326 cm. Wäre im letzteren Fall ein Absenken der linearen Stableistung notwendig gewesen, so hätte dies durch ein geringfügiges Einfahren der Steuerstäbe z.B. von 326 nach ca. 300 cm geschehen können. Da durch das Einfahren von obenstehenden Steuerstäben nur die radiale Leistungsverteilung geringfügig verändert wird, verschiebt sich der Ort der max. Stableistung im Kern nicht. Ein weiterer Vorteil dieser Vorgehensweise besteht darin, daß die Überwachung und Einhaltung von betrieblichen Grenzwerten bei einer weitgehend stabilen Leistungsverteilung erleichtert wird.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die Einhaltung der MFLPD im Verlauf des Lastwechselbetriebes vergleichsweise einfach ist.

Der geringe Anstieg in der MFLPD bei Aufnahme des Lastwechselbetriebes bedeutet hinsichtlich der Zyklusplanung zur Erzielung eines wirtschaftlichen Betriebes keine besonderen Vorkehrungen. Der Beladepplan braucht daher nicht auf die Erfordernisse eines Lastwechselbetriebes angepaßt zu werden. Durch leichte Anpassungen des Steuerstabbildes an die aktuelle Xenonsituation läßt sich jederzeit der gewünschte MFLPD-Wert einstellen und einhalten.

## 2. Einhaltung des Abstandes zur Siedeübergangsleistung

Vor einer Untersuchung des MASL-Verhaltens müssen einige Bemerkungen zur MASL (Minimaler Abstand zur Siedeübergangsleistung) selbst eingefügt werden. Der Begriff MCPR (Minimum Critical Power Ratio) findet ebenfalls häufig Verwendung.

Der MASL liegt eine Korrelation (THAM = Thermohydraulische Analysen Methode) zugrunde, die die Abhängigkeit der Siedeübergangsleistung von Brennelementauslegungsdaten und Betriebsparametern ausdrückt. Die Koeffizienten dieser Korrelation stammen aus einer statistischen Auswertung einer Vielzahl von Siedeübergangsversuchen an Brennelementoriginalgeometrien, bei denen die

Siedeübergangsleistung in Abhängigkeit von Kühlmitteldurchsatz, Kühlmittelqualität und Leistungsverteilung ermittelt wurde. Die Siedeübergangsleistung stellt damit die Brennelementleistung dar, bei der ein Siedeübergangsereignis, d.h. stabiles Filmsieden, statistisch wahrscheinlich ist. Der betrieblich einzuhaltende Grenzwert der MASL setzt sich aus zwei Anteilen zusammen, dem stationären und dem transienten Beitrag. Der stationäre MASL-Wert  $MASL_S$  besagt, daß mit einer statistischen Sicherheit von 99,9% ( $MASL_{99,9}$ ) bzw. 100% ( $MASL_{100}$ ) kein Siedeübergangsereignis im stationären Betriebszustand auftreten kann. Theoretisch liegt der stationäre MASL-Wert gerade bei Eins, durch Toleranzbetrachtungen der Meß- und Rechenwerte, die die Siedeübergangsleistung bestimmen, ergibt sich je nach Brennelementtyp und Anlage für  $MASL_{99,9}$  ein Wert im Bereich von 1,04 bis 1,08; für den  $MASL_{100}$ -Wert ergibt sich ein Wert der bis zu 1,20 betragen kann. Dieser deutlich höhere Wert des  $MASL_{100}$  ergibt sich aus der Erhöhung der statistischen Sicherheit von 99,9% auf 100%. Die Forderung nach dem Vermeiden auch eines einzigen Siedeübergangsereignisses (< 1 Stab), die im Zusammenhang mit der in der Vergangenheit verwendeten Hench-Levy-Korrelation auf der Grundlage einer deterministischen Betrachtungsweise einen gewissen Sinn ergab, führt bei der probabilistischen Methode der THAM-Korrelation zu einer Überlagerung der statistischen Unsicherheiten mit einer für statistische Verfahren i.a. nicht üblichen Forderung nach einer Sicherheit von 100%. Bei einer statistischen Sicherheit von 99,9% können in einem Siedewasserreaktor von 1300 MW ca. 50 Brennstäbe einem Siedeübergangsereignis unterliegen. Sicherheitstechnisch entspricht die Einhaltung dieses Kriteriums den internationalen und nationalen Regelwerken.

Da insbesondere auf Grund des statistischen Analyseverfahrens, die Verhinderung eines einzigen Siedeübergangsereignisses zu extremen Einschränkungen führt, sollte statt des in einzelnen Fällen von Gutachter/ Behörden-seite für den stationären Betriebszustand geforderten  $MASL_{100}$  dann eher ein  $MASL_{99,99}$  (ca. 5 Stäbe) verwendet werden. Als Beispiel ergibt dies für die in KKK eingesetzten 9x9-5 Brennelemente folgende Werte

$$\begin{aligned} MASL_{99,9} &= 1,07 \quad (1,06) \\ MASL_{99,99} &= 1,14 \quad (1,11) \end{aligned}$$

$$\text{MASL}_{100} = 1,19 \quad (1,14)$$

Zum Vergleich ist in den Klammern der Wert für 8x8-2 angegeben.

Die Verbesserung der betrieblichen Flexibilität ist bei dieser Vorgehensweise offensichtlich. Sicherheitstechnische Einschränkungen sind damit nicht verbunden.

Daneben ist gerade beim Übergang auf fortschrittliche Brennelemente mit einer günstigen, d.h. flachen Leistungsverteilung, ein Anstieg der MASL-Werte verbunden, da bei einer flachen - im Gegensatz zu einer steilen - Leistungsverteilung die Wahrscheinlichkeit für den gleichzeitigen Übertritt mehrerer Brennstäbe in den Siedeübergang ansteigt.

Die Siedeübergangsleistung hängt im wesentlichen vom Kühlmitteldurchsatz durch das Brennelement, der lokalen Leistungsverteilung im Brennelement und der Brennelementleistung selbst ab. Bei Laständerungen ändert sich im allgemeinen sowohl der Kühlmitteldurchsatz als auch die Brennelementleistung während die lokale Leistungsverteilung davon nicht betroffen ist. Die lokale Leistungsverteilung unterscheidet sich nur für kontrollierte und unkontrollierte Brennelementsegmente, daneben verändert sie sich langfristig entsprechend der Abbrandentwicklung.

Neben dem stationären Betrag der betrieblich einzuhaltenden MASL enthält diese einen Anteil als Transientenvorhalt. Unter dem transienten Anteil  $\text{MASL}_T$  ist hierbei ein Vorhalt zu verstehen, mit dem auch für betriebliche Störfälle ein hinreichend großer Schutz gegenüber Brennstabschäden besteht. Der transiente Anteil der MASL ist dabei anlagenspezifisch zu ermitteln. Bei modernen Kernkraftwerken mit Siedewasserreaktor haben sich jedoch 2 Transiententypen als einhüllend erwiesen. Schnelle Leistungstransienten infolge eines Druckanstieg (insbesondere der Ausfall der Hauptwärmesenke) sowie Transienten in Folge einer Störung der Leistungsregelung, speziell das Hochlaufen der Kühlmittelumwälzpumpen.

Im oberen Leistungsbereich wird der betrieblich einzuhaltende Grenzwert durch den Ausfall der Hauptwärmesenke bestimmt; im unteren Teillastbereich wirkt die Pumpenhochlauftransiente begrenzend. Ähnlich wie bei der Ermittlung der  $\text{MASL}_S$  wird im allgemeinen eine zykluseinhüllende Betrachtungsweise gewählt, so daß für die verschiedenen Transienten eine Kombination ungünstiger Eingangsgrößen gewählt wird. Dies sind vor allem die lokalen und die radialen Leistungsverteilungen.

Als Ergebnis kommt für verschiedene Anlagen und Brennelementtypen ein betrieblich einzuhaltender Grenzwert von 1,26 bis 1,32 bei 100% Leistung heraus. Bei Pumpenmindestdrehzahl ergibt sich ein Grenzwert im Bereich von 1,55 bis 1,70. Wird ein erweitertes Betriebskennfeld eingeführt, ergeben sich auf der höheren URK günstigere Werte, da eher Schutzbegrenzungen wirksam werden beim Pumpenhochlauf, während der obere Grenzwert normalerweise davon nicht betroffen ist.

In Abb. 4-2 ist der betrieblich einzuhaltende Grenzwert in Abhängigkeit vom Kerndurchsatz am Beispiel der Anlage KKK dargestellt. Die Kurve 1 zeigt dabei den für die 100%-URK gültigen Verlauf, die Kurve 2 den für die 115%-URK im 3. Zyklus.

Im Folgenden soll untersucht werden, ob die im stationären Betrieb nach den Erfahrungen ausreichenden betrieblichen Grenzwerte auch den Anforderungen des Lastwechselbetriebes genügen.

Zu diesem Zweck muß die Abb. 8-1.1-8 mit den Lastwechselrechenergebnissen herangezogen werden. Hierbei ist im Gegensatz zu den Betrachtungen hinsichtlich der MFLPD nicht nur der obere Lastbereich von Interesse, sondern auch der Bereich geringer Kerndurchsätze im unteren Lastbereich, wegen des in diesem Betriebspunkt notwendigen Transientenvorhalts.

Der Verlauf der MASL-Werte (als Ausnutzung des zulässigen Betriebswertes) ist in der Tabelle 8-1.2 für den Lastpunkt 100% und die Lastwechselvarianten dargestellt. Sowohl aus dem graphischen Verlauf der Abb. 8-1 als auch aus der Tabelle 8-1.2 ist ersichtlich, daß die MASL-Ausnutzung mit fortschreitender Transientendauer leicht ansteigt als Folge der Abnahme der Xenonkonzentration und damit des reduzierten Kerndurchsatzes. Dabei nimmt für die stärkste Transiente (100-55-100) die MASL-Ausnutzung beim 1. Lastwechsel um 2,4% zu. Im Gegensatz zum Verlauf der MFLPD ist anschließend jedoch kein Abfall oder eine Zunahme zu verzeichnen, der MASL-Wert bleibt praktisch konstant. Dies zeigt den vergleichsweise geringen Einfluß des Kerndurchsatzes auf die MASL.

Zur Verdeutlichung ist in der Tab. 8-2 der Verlauf von MASL, MFLPD und MASL-Ausnutzung entlang der 100% URK - ausgehend vom Xenongleichgewicht - dargestellt.

Leistung	Durchsatz	M F L P D	M A S L	MASL-Ausnutzung
[ % ]	[ % ]	[ - ]	[ - ]	[ % ]
100	100	0,889	1,42	90,1
90	84	0,840	1,52	81,0
80	70	0,732	1,65	83,9
70	57	0,650	1,74	85,5
60	44	0,572	1,83	87,0
55	40	0,537	1,89	86,2

Tabelle 8-2: Verlauf von Größen entlang der 100%-URK

Die MASL nimmt dabei von 100% Durchsatz nach 40% Durchsatz ausgehend von 1,42 auf 1,89 zu, d.h. um 33%. Da die lokale Leistungsverteilung näherungsweise konstant bleibt, hängt die MASL nur vom Kerndurchsatz und der Brennelementleistung ab. Damit würde die MASL bei Annahme einer linearen Beziehung (MASL~Leistung, Durchsatz) auf 1,04 absinken. Die Siedeübergangsversuche haben auch gezeigt, daß zwischen Leistung und MASL ein direkter proportionaler Zusammenhang besteht. Ein Leistungsanstieg um 1% entspricht deshalb auch einem Anstieg in der MASL-Ausnutzung um 1%. Im Gegensatz dazu nimmt die MASL nur um ca. 1% ab bei einer Abnahme des Kerndurchsatzes um 5%. Diese Zusammenhänge erklären auch die Abnahme der MASL im Verlauf der Lastwechselvariante (100-55-100). Bei einem Kerndurchsatz von 85% ist die MASL von 1,42 auf 1,39 zurückgegangen. Dieser Rückgang läßt sich allein aus der Abnahme des Kerndurchsatzes erklären. Der Einfluß der axialen Leistungsverteilung ist dagegen gering (siehe Kapitel 6).

Damit läßt sich am 100% Lastpunkt eine Beziehung zwischen MASL-Ausnutzung und Kerndurchsatz angeben. Da die Kerndurchsatzreduktion jedoch nicht nur durch den Anstieg der MASL-Ausnutzung begrenzt wird, sondern auch durch das Betriebskennfeld ist eine Anhebung des Kerndurchsatzes in Verbindung mit einem Einfahren von Steuerstäben erforderlich. Bei einem Verfahren entsprechend dem Steuerstabfahrprogramm steigt die MASL bei 100% Kerndurchsatz auf 1,45 an, da die axiale Leistungsverteilung deutlich abgeflacht und nach oben verschoben wird. Bei einem Verfahren von Leistungsstäben nimmt die MASL wieder den Ausgangswert 1,42 an. Dies bedeutet, daß die axiale Leistungsverteilung praktisch, wie bereits gezeigt, nicht verändert wurde

und damit der Ausgangswert wieder erreicht werden muß. Der Einsatz von Formstäben ist daher auch zur Beherrschung der MASL nicht nur nicht notwendig, sondern würde sogar zu einer leichten Verschlechterung führen.

Im Bereich des minimalen Kerndurchsatzes bestehen jedoch andere Zusammenhänge. Dies wird ebenfalls aus Tab. 8-2 deutlich. Obwohl entlang der 100% URK die MASL um ca. 33% zunimmt, beträgt der Anstieg in der MASL-Ausnutzung lediglich ca. 5%, auf Grund der transientenbedingten Zunahme des Grenzwertes im unteren Durchsatzbereich.

Tabelle 8-1.3 zeigt die Ergebnisse für die max. MASL-Ausnutzung bei den einzelnen Lastwechselvarianten in Abhängigkeit von den durchgeführten Lastwechseln. Es zeigt sich, daß die MASL-Ausnutzung den Wert 1 überschreitet, d.h., die betrieblich erforderliche MASL unterschreitet. Dies setzt sich mit der Transientendauer fort. Um die Entwicklung der MASL-Werte sehen zu können, wurde bei den Rechnungen nicht korrigierend eingegriffen. In der Praxis würde durch ein Einfahren von reaktivitätsbindenden Steuerstäben und ein Anheben des Kerndurchsatzes der notwendige MASL-Wert wieder eingestellt. Unterschiede als Folge von verschiedenen Konstantlastzeiten bestehen nicht, desgleichen zeigt sich auch kein Unterschied zwischen verschiedenen Fahrfortgtypen. Im Lastwechselbereich bis 70% Leistung liegt die MASL noch unterhalb des zulässigen Wertes. Der Anstieg in der MASL-Ausnutzung beträgt ca. 7% pro 15%-Leistungsschritt. Danach wäre es notwendig, für den Lastwechselbetrieb einen ausreichend hohen MASL-Ausgangswert vorzuhalten. Auf der anderen Seite zeigt der MASL-Verlauf nach Abb. 8-1 einen steilen Abfall bereits innerhalb von einer Stunde. Daher könnte kurzzeitig jeweils mit Hilfe von Steuerstäben der Durchsatz angehoben werden und die Korrektur der Steuerstabbilder rechtzeitig vor der nächsten Laständerung wieder rückgängig gemacht werden. Nach dem Verlauf der MASL wäre dies spätestens 1 bis 2 Stunden nach Erreichen des unteren Lastpunktes möglich.

An dieser Stelle muß noch vermerkt werden, daß bei der Bildung der MASL auf die Werte entsprechend der 100%-URK zurückgegriffen wurde, weil die Rechnungen nach Abb. 8-1 im 2. Zyklus stattfanden. Da jedoch bei den geschilderten Lastwechselfvorgängen eine Verschiebung des Betriebspunktes zu einer höheren URK hin erfolgt, gelten auch nicht mehr die Grenzwerte der alten URK. Da für die Simulationsrechnungen keine zusätzlichen Transientenrechnungen durchgeführt werden konnten zur Bestimmung der

URK-abhängigen MASL-Werte sind die Teillastwerte als überkonservativ zu betrachten. Als Vergleich können hierzu die im 3. Zyklus durchgeführten Rechnungen unter Verwendung realer Grenzwerte herangezogen werden (siehe Kapitel 9).

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß das Verhalten der MASL (wie das der MFLPD) im Lastwechselbetrieb vorhersagbar ist, selbst wenn in einigen Fällen - auch im Teillastbetrieb - zur Begrenzung der Auswirkungen geeignete Gegenmaßnahmen ergriffen werden müssen.

### 3. Einhaltung des Brennstoffschonprogrammes

Im Kapitel 3 sind die Grundlagen des Brennstoffschonprogrammes beschrieben worden. Im Lastwechselbetrieb ist die Überwachung und Einhaltung des konditionierten Zustandes aus folgenden Gründen besonders wichtig. Im Gegensatz zum Grundlastbetrieb, bei dem die Leistungsverteilung sich nur entsprechend der Abbrandentwicklung verändern kann und die zulässige Ausfahrgeschwindigkeit der Steuerstäbe zur Abbrandkompensation i.a. die Erfordernisse übersteigt, führt der Lastwechselbetrieb zu einer transienten Beeinflussung der Leistungsverteilung. Änderungen der örtlichen Leistung eines Brennstabsegmentes treten als Folge einer Xenonkonzentrationsänderung, der Verschiebung der Leistungsverteilung durch Steuerstabbildkorrekturen zur Xenonkompensation sowie bei längerfristigem Lastwechselbetrieb durch Abbrandkompensation auf. In den beiden ersten Fällen wird die örtliche maximal zulässige Stableistung eines Segmentes überwacht, im letzteren Fall geschieht dies bisher durch Einhaltung einer zulässigen Ausfahrgeschwindigkeit für die Steuerstäbe.

Da gegenwärtig noch Prozeßrechnerprogramme für die Leistungsverteilungsüberwachung vorherrschen, mit denen eine lokale Überwachung nicht durchführbar ist, erfolgt die Einhaltung der Schonprogrammregeln mit Hilfe von globalen Betriebsvorschriften. In der Tabelle 4-1 sind diese Vorschriften für heute übliche Brennelemente aufgeführt. Die Regeln beruhen darauf, daß ab einem Grenzwert für die Signale der Leistungsverteilungsdetektoren (LVD) die aktuelle Anzeige dieses Signal unterhalb eines Meßwertes für den konditionierten Zustand zuzüglich einer Überschreitungstoleranz liegen muß.

Die Verwendung von LVD-Signalen zur Überwachung der konditionierten Leistung hat den Vorteil, daß im Gegensatz zu der Prozeßrechnerüberwachung eine "Real-time-Verfolgung" möglich ist. Demgegenüber besteht der Nachteil darin, daß

- die Anzahl der 48x4-LVD's im KKK-Kern eine lokale Überwachung nur grob näherungsweise erlaubt,
- die Überwachung der Leistungsverteilung nur möglich ist, wenn die konditionierte Leistungsverteilung von der aktuellen nicht zu unterschiedlich ist,
- eine Fortschreibung des Konditionierzustandes nur im stationären Zustand möglich ist.

Um diese methodenbedingten Schwachstellen auszugleichen, müssen in die Festlegung der entsprechenden LVD-Grenzwerte zur Beschreibung der lokalen Leistungsverteilung ausreichend konservative Annahmen mit einfließen, die jede möglicherweise auftretende Situation abdecken. Dies führt naturgemäß zu einer pessimistischen Vorgehensweise, die sich jedoch im stationären Betrieb bewährt hat und dafür auch akzeptabel ist. Beim Verlassen des stationären Betriebspunktes (z.B. bei reparaturbedingten oder zur Durchführung von Sicherheitsprüfungen notwendigen Lastabsenkungen) können je nach Teillastniveau und -dauer Probleme in der anschließenden Laststeigerungsphase auftreten. Die betrieblichen Einschränkungen können sich bei einem ausgedehnten Lastwechselbetrieb so weit verstärken, daß diese Betriebsart nicht oder nur eingeschränkt möglich ist.

Durch den Einsatz von schnellen Überwachungsrechnern lassen sich einige dieser Schwierigkeiten überwinden. Statt die LVD-Signale zur Überwachung direkt einzusetzen, kann die vom Rechner daraus ermittelte dreidimensionale Leistungsverteilung herangezogen werden, so daß ein feineres Überwachungs-raster vorliegt. In axialer Richtung wird jedes Brennelement in 24 Segmente aufgeteilt und die Berechnung für jedes Brennelement durchgeführt.

Statt 192 LVD-Signalen - falls keine LVD's ausgefallen sind - stehen nun  $840 \times 24 = 20160$  Brennelementsegmentleistungen zur Verfügung, eine ausreichend große Zahl zur Erfassung der lokalen Vorgänge. Allerdings bleibt auch hierbei noch eine Einschränkung bestehen, statt der lokalen Brennstableistung wird die lokale Brennelementleistung (Segmentleistung) verwendet.

Die lokale Leistungsverteilung (Brennstableleistungsverteilung) wird für die dreidimensionalen Rechnungen abbrand- und steuerstabstellungsabhängig in Form von Eingabedaten zur Verfügung gestellt. Erst hieraus folgen die nodalen Werte.

Die Basis der Schonprogrammregeln bildet folgerichtig die lineare Stableistung zur Ermittlung des konditionierten Zustandes. Für die Ausfahrgeschwindigkeit der Steuerstäbe über das konditionierte Stabbild hinaus, gelten jedoch weiterhin globale Regeln. Das konditionierte Stabbild stellt dabei das Stabbild dar, dessen Leistungsverteilung bei Nennlast und Xenongleichgewicht konditioniert ist.

Eine weitere Problematik besteht darin, daß bei einem gehäuften Ausfall von LVD's (aus sicherheitstechnischer Sicht dürften ca. 50% ausfallen, sofern die verbleibenden gleichmäßig im Kern verteilt sind) sich die Stützstellen für die globale Überwachung verringern. Für ausgefallene LVD's müssen entweder Ersatzwerte eingegeben werden, oder es muß eine automatische Nachführung durch den Prozeßrechner erfolgen. Mit zunehmender Anzahl ausgefallener LVD's wird dabei die Ermittlung von geeigneten Ersatzwerten schwieriger und fällt entsprechend konservativ aus.

Die Beachtung einer maximal zulässigen Ausfahrgeschwindigkeit beruht dabei auf folgender Schwierigkeit. Sowohl die sogenannte minimale konditionierte Leistung (300 W/cm) als auch die zulässige Überschreitungstoleranz von 40 W/cm über der konditionierten Leistung ist das Ergebnis von Rampenexperimenten an Brennstäben. Die axiale Segmentierung der Brennelemente in 24 Knoten erfordert ein verfeinertes Verfahren zur Überwachung der Steuerstabausfahrbewegung. Die Höhe eines Brennelementsegmentes beträgt ca. 15 cm, als Ausfahrschritt haben sich 3 cm als betrieblich zulässig ergeben. Der zugehörige Sprung in der Stableistung kann dabei 30 W/cm betragen, mit einer Konditioniergeschwindigkeit von 4 W/cm ergeben sich damit ca. 8 h als Haltezeit zwischen zwei Ausfahrschritten. Für das Ausfahren von Steuerstäben über ein Brennelementsegment werden danach 5 Schritte benötigt. Falls nun der Sprung in der lokalen Stableistung rechnerisch genau ermittelt werden könnte, wäre die Aufstellung globaler Regeln überflüssig. Da jedoch noch Probleme mit der physikalischen Modellierung des Einflusses der Steuerstabspitze auf den benachbarten Eckstab bestehen und für Steuerstabzwischenstellungen in einem Brennelementsegment Interpolationen zwischen dem nicht kontrollierten und dem vollkontrol-

lierten Segment erforderlich sind, wird gegenwärtig noch aus sicherheitstechnischen Überlegungen der globalen Regel der Vorzug gegeben.

Für einen längeren Lastwechselbetrieb ohne Vollastphasen, die eine Abbrandkompensation bei Xenongleichgewicht zulassen, gibt es derzeit kein befriedigendes Konzept für eine geeignete Vorgehensweise. Eine globale Regelung kann nicht angewendet werden, wenn der benötigte Zeitraum für eine Konditionierung nicht eingehalten werden kann und darüberhinaus dem unkonditionierten Zustand sich noch xenonbedingte Effekte überlagern.

Aus diesem Grund kann zukünftig nur durch eine Erfassung der lokalen Steuerstabeffekte im dreidimensionalen Berechnungsverfahren eine sinnvolle Lösung gefunden werden.

Hierzu müssen jedoch noch als Eingangsvoraussetzung Untersuchungen über die Auswirkungen von Steuerstabbewegungen auf die lokale Leistungsverteilung erfolgen.

Andererseits sind im Verlauf des Lastwechselbetriebes Steuerstäbe zur Xenonkompensation einzufahren. Dies führt dazu, daß die Abbrandkompensation erst nach Beendigung des Lastwechselbetriebes möglich ist und bei Xenongleichgewicht. Nach längerem Lastwechselbetrieb kann es zu Verfügbarkeits- einschränkung führen, da der Bedarf an Abbrandkompensation die zulässige Ausfahrgeschwindigkeit überschreiten würde. Eine Möglichkeit zur Lösung dieses Problems besteht darin, unterschiedliche Steuerstabgruppen für Xenon- und Abbrandkompensation einzusetzen. Eine in KKK teilweise angewendete Zwischenlösung besteht in folgender Methode. Die Steuerstäbe werden in 2 Gruppen eingeteilt (Xenonstäbe und Abbrandstäbe). Die Xenonstäbe werden weiter eingefahren als zur Xenonkompensation erforderlich. Das Reaktivitätsdefizit wird durch das Ausfahren von Abbrandstäben kompensiert. Das Ausfahren von Steuerstäben kann dabei auch durch eine Reduktion des Kerndurchsatzes (Voraussetzung: erweitertes Betriebskennfeld) unterstützt werden. In beiden Fällen wird das Steuerstabbild "vorkonditioniert", d. h. nach Beendigung des Lastwechselbetriebes können die eingefahrenen Steuerstäbe (Xenonstäbe) zur schnelleren Abbrandkompensation nachgezogen werden.

Es hat sich jedoch im Rahmen der Betriebserfahrungen in KKK gezeigt, daß die Vollastphasen, während und zwischen Regelbetriebszeiten, über weite Zeiträume im Zyklus eine ausreichende Ausfahrgeschwindigkeit erlauben.

Wegen der geringen Einflüsse auf die axiale Verteilung kann praktisch unmittelbar nach Wiedererreichen von Vollast mit dem Ausfahren von Steuerstäben fortgefahren werden.

Die Auswertung der Lastwechselrechnungen führt hinsichtlich der Einhaltung des Schonprogrammes zu folgenden Ergebnissen. Der untere Lastbereich braucht dabei nicht weiter betrachtet zu werden, da die MFLPD in keinem Fall den Wert 0,68 erreicht oder überschreitet. Dieser Wert entspricht einer linearen Stableistung von 300 W/cm, d.h. der minimalen konditionierten Leistung. Bei einer axialen Verschiebung der Leistungsverteilung in bisher für diese Leistung nicht konditionierte Bereiche kann daher trotz u.U. fehlender Konditionierung kein Brennstabdefekt eintreten. Deshalb ist lediglich der obere Lastwechselbereich von Interesse.

Im Zusammenhang mit der Diskussion des MFLPD-Verhaltens zeigte es sich, daß die Zunahme der MFLPD zu Beginn des Lastwechselbetriebes maximal 2% beträgt und der Verlauf danach leicht fallend ist. Ein Anstieg von 2% bedeutet für die Stableistung eine Zunahme von maximal 10 W/cm. Da jedoch die zulässige Überschreitung bei 40 W/cm liegt, wären damit in keinem Fall Schwierigkeiten zu erwarten.

Allerdings würde dies unterstellen, daß sich die Leistungsverteilung nicht lokal verändert. Es wurde bereits gezeigt, daß dieses nur in bestimmten Fällen eingeschränkt gilt. Im oberen Lastbereich kann daher eine Aussage über die Einhaltung des Schonprogrammes nicht aus dem Verlauf der MFLPD abgeleitet werden. Es muß vielmehr das lokale Geschehen verfolgt werden.

In der Abb. 8-4 ist der Abstand zu den Konditioniergrenzen (incl. Überschreitungstoleranz) im Verlauf der Transiente bei 100% Leistung aufgetragen.

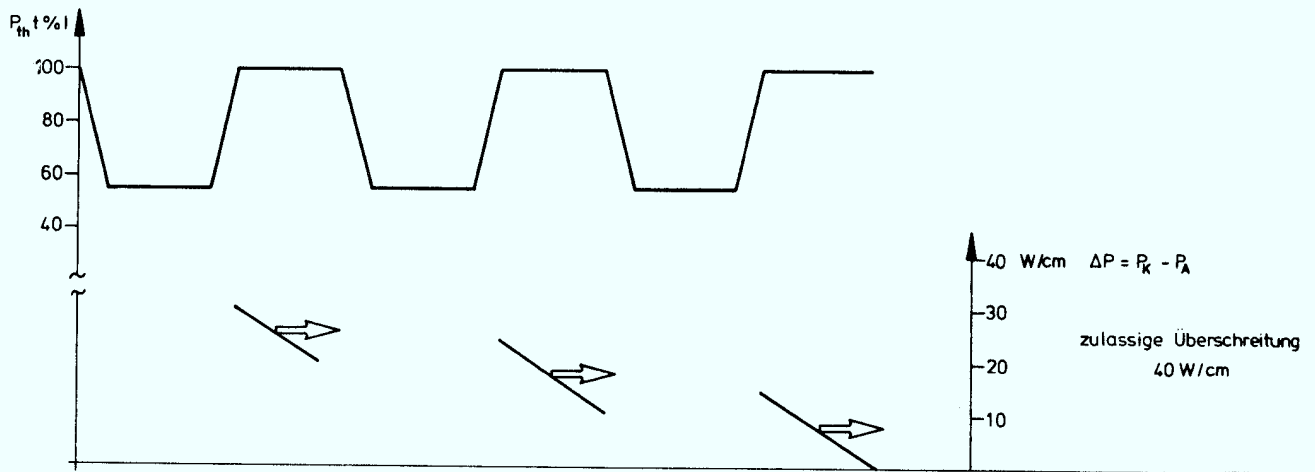


Abb. 8-4 Abstand zu den Konditionierwerten im Lastwechselbetrieb

Ausgewählt wurde die stärkste Transiente (100-55-100), in allen anderen Fällen sind die lokalen Veränderungen geringer. Der Ausgangswert von 0 W/cm bedeutet, daß ein konditionierter Zustand vorliegt, so daß die Überschreitungstoleranz vollständig genutzt werden kann.

Der Verlauf von  $P = P_k - P_a$  ( $P_k$  ... konditionierte lokale Leistung,  $P_a$  ... aktuelle lokale Leistung) zeigt nur eine geringfügige Inanspruchnahme der Überschreitungstoleranz, die darüberhinaus im Verlauf der Transiente abnimmt. Dies ist kein Widerspruch zu der Aussage, daß die Leistungsverteilung sich axial verschiebt. Es bedeutet lediglich, daß die xenonbedingte Änderungsgeschwindigkeit der Stableistung die Konditioniergeschwindigkeit nicht wesentlich überschreitet und sich anfangs vorhandene Konditionierdefizite nicht im zeitlichen Verlauf akkumulieren. Wichtig ist hierbei, daß der Verlauf des Kühlmitteldurchsatzes, mit einem Maximum zu Beginn der Vollastphasen, zu einer Abflachung der Leistungsverteilung führt, der dann in der Folge abfällt, so daß eine ausreichende Konditioniermöglichkeit besteht. Ein weiterer Vorteil hinsichtlich des Konditionierverhaltens tritt durch den Lastwechselbetrieb selbst auf. Das "Wandern" der Leistungsverteilung führt zu einer "Überkonditionierung" des Brennstoffes, die konditionierte Leistungsverteilung liegt einhüllend über der Leistungsverteilung im Xenongleichgewicht bei Vollast.

Dies folgt daraus, daß die Konditioniergeschwindigkeit höher ist als die Dekonditioniergeschwindigkeit.

Die bisher gemachten Aussagen gelten jedoch nur für den Fall einer lokalen Überwachungsmethode. Die globale Methode versagt hier auch auf Grund der fehlenden Mitkonditioniermöglichkeit sowie der Unkenntnis der lokalen Zusammenhänge.

Solange keine Steuerstabbewegungen stattfinden, kann also ein Überschreiten der Konditioniergrenzen ausgeschlossen werden.

Beim Einfahren von Steuerstäben zur Anhebung des Kerndurchsatzes sind zwei Varianten betrachtet worden. Im ersten Fall werden nur Leistungsstäbe verfahren. Dadurch bleiben Leistungsverteilungsänderungen auf einige Prozent beschränkt. Für den nicht realistischen Fall, daß jeweils erst bei Erreichen von 85%-Kerndurchsatz Korrekturen vorgenommen werden, treten örtliche Veränderungen von maximal 10 - 15 W/cm auf, die von den Regeln problemlos abgedeckt werden. Da jedoch in der Praxis sich wahrscheinlich ein quasi-kontinuierliches Verfahren durchsetzen würde, läge auch in diesem Fall die Leistungsverteilungsänderungsgeschwindigkeit im Bereich der Konditioniergeschwindigkeit.

Großhubige Steuerstabbewegungen sollten, auch wenn sie möglich sind, wegen der lokalen Störungen der Xenon- und Leistungsverteilung in der Regel vermieden werden. Dieses Problem bleibt auch beim Einsatz von Linerbrennelementen bestehen, da Leistungsverteilungsänderungen in Folge des Xenoneinflusses bei Stabstellungsänderungen sowie des Steuerstabeinflusses selbst nicht zum Erreichen der Auslegungswerte für MFLPD und MASL führen dürfen.

Im zweiten Fall, bei einem Verfahren von Steuerstäben entsprechend der Fahrfolge, treten wegen der starken axialen und radialen Beeinflussungen deutlich ungünstigere Werte auf. Für den hier untersuchten Fall treten Maximalwerte von 40 - 50 W/cm auf, eine Verletzung der Schonprogrammregeln wäre der Fall. In besonders ungünstigen Fällen können die Überschreitungen bis 60 W/cm betragen. Allerdings ist bei einer feinstufigen Vorgehensweise auch dieser Weg praktikabel. Da jedoch auch aus anderen Gründen eine starke Verschiebung der Leistungsverteilung nicht erwünscht ist, sollte diese zwar prinzipiell mögliche Vorgehensweise vermieden werden.

Das Ausfahren von Steuerstäben kann dagegen über das konditionierte Steuerstabbild hinaus nur mit Konditioniergeschwindigkeit (3 cm/8 h) erfolgen. Für Laständerungen ist diese Geschwindigkeit zu niedrig. Das Reaktivitäts-

äquivalent bei einem Ausfahrschritt von 12 Leistungsstäben entspricht z.B. nur ca. 1% Reaktorleistung; zur Kompensation des Abbrandes ist dies allerdings ausreichend. Eine Abbrandkompensation im Lastwechselbetrieb entzieht sich entsprechend den weiter unten gemachten Anmerkungen den Schonprogrammregeln und ist damit bisher nicht durchführbar.

An dieser Stelle sei ebenfalls darauf hingewiesen, daß der Übergang vom Grundlastbetrieb zum Lastwechselbetrieb im Hinblick auf die Überwachung der Schonprogrammregeln eine nahezu vollständige Abstützung auf die hierzu erforderliche Software verlangt, während in der Vergangenheit durchaus von der Neutronenflußinstrumentierung für Plausibilitätsbetrachtungen Kredit genommen werden konnte. Auf Grund der geschilderten Probleme ist dies während des Lastwechselbetriebes nur noch sehr bedingt möglich.

Damit steigen die Anforderungen an die Zuverlässigkeit der Software und der Hardware. Die Anforderungen an die Software beziehen sich dabei auf eine aus sicherheitstechnischer Sicht ausreichende Genauigkeit bei der Ermittlung der Leistungsverteilung (siehe Kapitel 5). Im Hinblick auf die eingesetzte Hardware wird insbesondere eine sehr hohe Ausfallsicherheit verlangt, da im Gegensatz zum Grundlastbetrieb die aktuelle Leistungsverteilung wesentlich von der Leistungs- und Xenongeschichte abhängt. Längere Ausfallzeiten würden daher die Genauigkeit der Berechnung der aktuellen Leistungsverteilung verschlechtern und außerdem eine Fortschreibung des Konditionierzustandes verhindern.

Zusammenfassend zeigt sich bei der Analyse von Lastwechselforgängen im Bereich der Umwälzregelung, daß die Einhaltung der MFLPD, der MASL sowie des Schonprogrammes unter Berücksichtigung der betrieblichen Einflußmöglichkeiten vergleichsweise einfach durchführbar ist. Generell erfordert jedoch der Regelbetrieb umfangreichere Überwachungsmaßnahmen und Steuerungsmechanismen als der Grundlastbetrieb.



## 9. Weiterführende Betrachtungen

Im vorangegangenen Kapitel wurde das Verhalten der MFLPD und MASL im Verlauf des Lastwechselbetriebes beschrieben.

Die Analysen zeigten keine Abhängigkeit von der gewählten Beladestrategie, da sich die Ergebnisse der Rechnungen für Zyklus 2 (Streubeladung) und Zyklus 3 (Control-Cell-Core mit Low-Leakage-Beladung) nicht unterscheiden. Bei einer Streubeladung befinden sich in einer Steuerstabzelle (Steuerstab mit den vier direkt benachbarten Brennelementen) sowohl frische als auch verschieden stark abgebrannte Brennelemente. Die Verteilung der Brennelemente im Kern folgt einem gleichmäßigen "gestreuten" Muster. Demgegenüber befinden sich im Control-Cell-Core in den Steuerstabzellen, die im Verlauf des Zyklus als Regelpositionen benötigt werden, nur Brennelemente, die den höchsten, im Kern vorhandenen, Abbrand repräsentieren. Auf diese Weise wird erreicht, daß die Reaktivitätsfreisetzung in der unmittelbaren Nachbarschaft eines Steuerstabes vergleichsweise gering ist. In bestimmten Fällen kann damit erreicht werden, daß die auftretende max. lineare Stableistung unterhalb der PCI-Schwelle des Brennstoffes liegt.

Unter Low-Leakage- bzw. Super-Low-Leakage-Beladung versteht man eine Strategie, bei der hochabgebrannte Brennelemente an die Peripherie des Kerns gebracht werden. Hierdurch wird die prinzipiell nicht vermeidbare Neutronenleckage deutlich verringert, d.h. die Brennstoffnutzung verbessert.

Dem gleichen Zweck dienen in axialer Richtung verwendete Natururanpellets (ca. 15 cm) an beiden Brennelementenden.

Durch den Einsatz von niedrigreaktiven, d.h. hochabgebrannten Brennelementen am Kernrand (üblicherweise in den äußeren drei Reihen) müssen die innen liegenden Brennelemente zur Kompensation einen höheren Leistungsanteil übernehmen, d.h. die lineare Stableistung dieser Brennelemente erhöht sich. Dieser Anstieg kann durch eine geeignete Beladung und Fahrweise (Leistungsverteilungsregelung) auf betrieblich zulässige Werte begrenzt werden. Daneben besteht die Möglichkeit durch eine Erhöhung der Stabzahl im Brennelement (z.B. 9x9) oder durch eine Verringerung des lokalen Faktors, d.h. eine Vergleichmäßigung der Leistungsverteilung innerhalb des Brennelementes (z.B. SVEA siehe Anhang A4), dies zu kompensieren. (Der lokale Faktor ist dabei als das Verhältnis der maximalen Stableistung im Brennelement zur mittleren Stableistung definiert. Je höher dieser Faktor ist, desto ungleichförmiger ist die radiale Leistungsverteilung im Brennelement.)

Die Unempfindlichkeit von der gewählten Beladestrategie läßt sich damit erklären, daß mit der Beladung lediglich der radiale Faktor, d.h. die relative Brennelementleistung eingestellt wird, die wiederum durch die Betriebsweise des Kerns, d.h. das abbrandabhängige Steuerstabbild kontrolliert wird. Die MFLPD wird durch die maximale lineare Stableistung, d.h. durch die Kombination des maximalen radialen Faktors mit dem maximalen lokalen Faktor und dem maximalen axialen Faktor, bestimmt. Der Einfluß des Xenons im Lastwechselbetrieb wiederum wird ebenfalls nur von der maximalen Stableistung und nicht von den einzelnen Beiträgen dazu beeinflusst.

Als weiterer Einflußparameter, der sich auf das Lastwechselverhalten auswirken kann, ist der Brennelementtyp zu nennen. Der dritte Zyklus KKK stellt dabei einen einmaligen Fall dar, da er die Möglichkeit bietet, praktisch alle heute verfügbaren Brennelementtypen im direkten Vergleich zu bewerten.

Der Kern KKK besteht im dritten Zyklus aus folgenden Brennelementen:

- 400 Erstkernbrennelemente des Typs 8x8-1 (Standard)
- 308 Brennelemente der ersten Nachladung vom Typ 8x8-2 (Retrofit)
- 120 Brennelemente der zweiten Nachladung vom Typ 9x9-5
- 8 Vorläuferbrennelemente vom Typ SVEA
- 4 Vorläuferbrennelemente vom Typ 9x9-9Q

Während der Übergang vom 8x8-Standardelement über das Retrofitelement zum 9x9-5 Brennelement den heutigen Brennelementstandard repräsentiert, soll der Einsatz von Vorläuferelementen die Entscheidung über zukünftige Brennelementnachladungen vorbereiten. Neben allgemeinen Daten zur Anlage KKK sind im Anhang 4 die wesentlichen Auslegungsmerkmale der Brennelemente aufgeführt.

Das wesentliche Unterscheidungsmerkmal der Vorläuferbrennelemente besteht darin, daß die zur lokalen Leistungsverteilungsabflachung benötigten Wasserstäbe im Falle des SVEA-Elementes durch eine zentrale kreuzförmige Struktur, im Falle des 9x9-9Q durch einen quadratischen zentralen Wasserkanal dargestellt werden. Durch den damit verbundenen größeren Anteil von Moderator im Brennelement wird eine verbesserte Nutzung des Brennstoffes erreicht. Um das Verhalten dieser Brennelemente während eines ausgedehnten Lastwechselbetriebes zu untersuchen, wurde eine Simulationsrechnung ausgehend von einem realistischen Betriebszustand zu Beginn des dritten Zyklus durchgeführt.

Hierzu wurde wiederum als Transiente der bereits im Kapitel 8 hinsichtlich des Xenoneinflusses sich am stärksten auswirkende Lastwechselbetrieb zwischen 55% und 100% Reaktorleistung mit einer Haltezeit von vier Stunden ausgewählt. In Abb. 9-1 ist wieder zeitabhängig die Reaktorleistung und der Kerndurchsatz aufgetragen sowie der Brennelementtypabhängige Verlauf der MASL und der MFLPD.

Hinsichtlich der auftretenden Maximalwerte liegen bei der MFLPD die Typen 8x8-1, 8x8-2 und SVEA dicht zusammen. Bei den Brennelementen vom Typ 9x9-5 muß berücksichtigt werden, daß sie gegenüber den 8x8 mehr Brennstäbe (76 statt 62) enthalten; die Brennelemente vom Typ 9x9-9Q wurden bewußt auf niedrig belastete Randpositionen gesetzt, daraus resultiert ebenfalls eine geringere Stableistung. Betrachtet man den Verlauf für alle Brennelemente im Hinblick auf MASL und MFLPD, so zeigt sich kein systematisch unterschiedliches Verhalten, das nicht auf das unterschiedliche Leistungsniveau zurückgeführt werden kann. Im Falle der MASL ist daraufhinzuweisen, daß jedem Brennelementtyp eigene Siedeübergangsversuche zu Grunde liegen, so daß gerade bei veränderter Brennelementstruktur (z.B. beim SVEA) stärkere Unterschiede im Verlauf der Siedeübergangsleistung auftreten können. Demgegenüber beträgt die maximal zulässige Stableistung für alle Brennelementtypen 440 W/cm. In Tab. 9-1 sind die maximal auftretenden Werte für die berechneten Lastwechsel angegeben. Beim Vergleich mit Tab. 8-1 zeigt sich kein unterschiedliches Verhalten. Allerdings tritt keine Überschreitung des zulässigen MASL-Verhältnisses auf, da im Gegensatz zu den Rechnungen für den zweiten Zyklus zu Beginn des dritten Zyklus ein deutlich niedrigerer maximaler radialer Faktor (1,33 gegenüber 1,47) vorlag, der in Verbindung mit dem Rückgang des Kerndurchsatzes im Verlauf der Transiente zu einem geringeren Anstieg der MASL führt.

	M F L P D / M A S L				
	8x8-1	8x8-2	9x9-5	9x9-9Q	SVEA
0.	0,902/0,751	0,884/0,752	0,787/0,879	0,710/0,746	0,900/0,681
1. LW	0,912/0,754	0,903/0,754	0,802/0,882	0,727/0,753	0,919/0,686
2. LW	0,918/0,758	0,917/0,757	0,810/0,884	0,740/0,749	0,929/0,693
3. LW	0,917/0,761	0,917/0,763	0,809/0,887	0,740/0,747	0,928/0,695
4. LW	0,916/0,762	0,915/0,761	0,808/0,888	0,740/0,746	0,927/0,699
5. LW	0,915/0,763	0,914/0,762	0,808/0,888	0,739/0,746	0,926/0,700
6. LW	0,915/0,763	0,914/0,762	0,808/0,888	0,740/0,746	0,927/0,700
7. LW	0,915/0,763	0,914/0,762	0,808/0,888	0,739/0,746	0,926/0,701
8. LW	0,914/0,763	0,913/0,762	0,808/0,888	0,739/0,746	0,925/0,700
9. LW	0,913/0,763	0,912/0,762	0,808/0,888	0,738/0,746	0,925/0,700
10. LW	0,913/0,762	0,912/0,762	0,808/0,888	0,738/0,746	0,925/0,700

Tab. 9-1: Maximalwerte von MFLPD und MASL bei 100%-Leistung (LW = Lastwechsel)

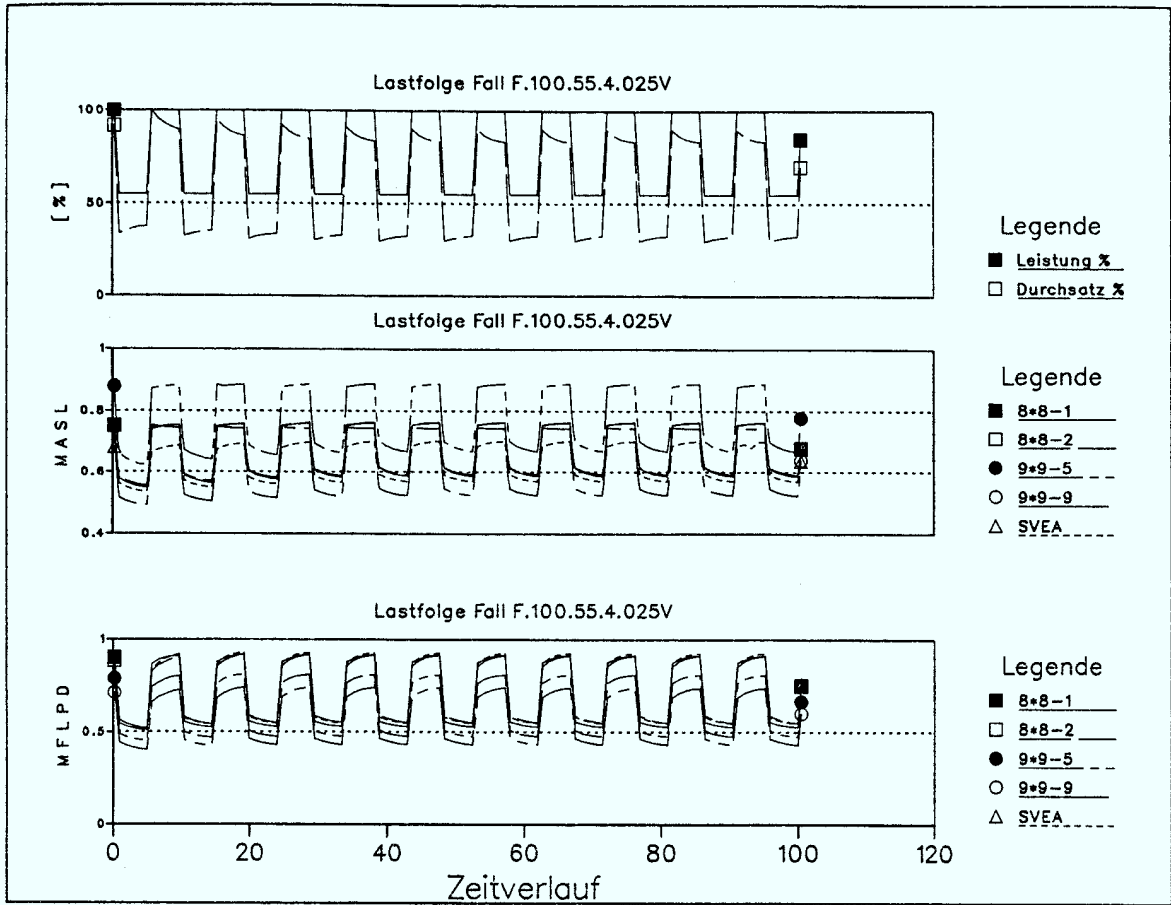


Abb. 9-1 Lastwechsel 100-55-100  
 Konstantlastzeiten 4 h  
 Gradient 15%/0,25 h

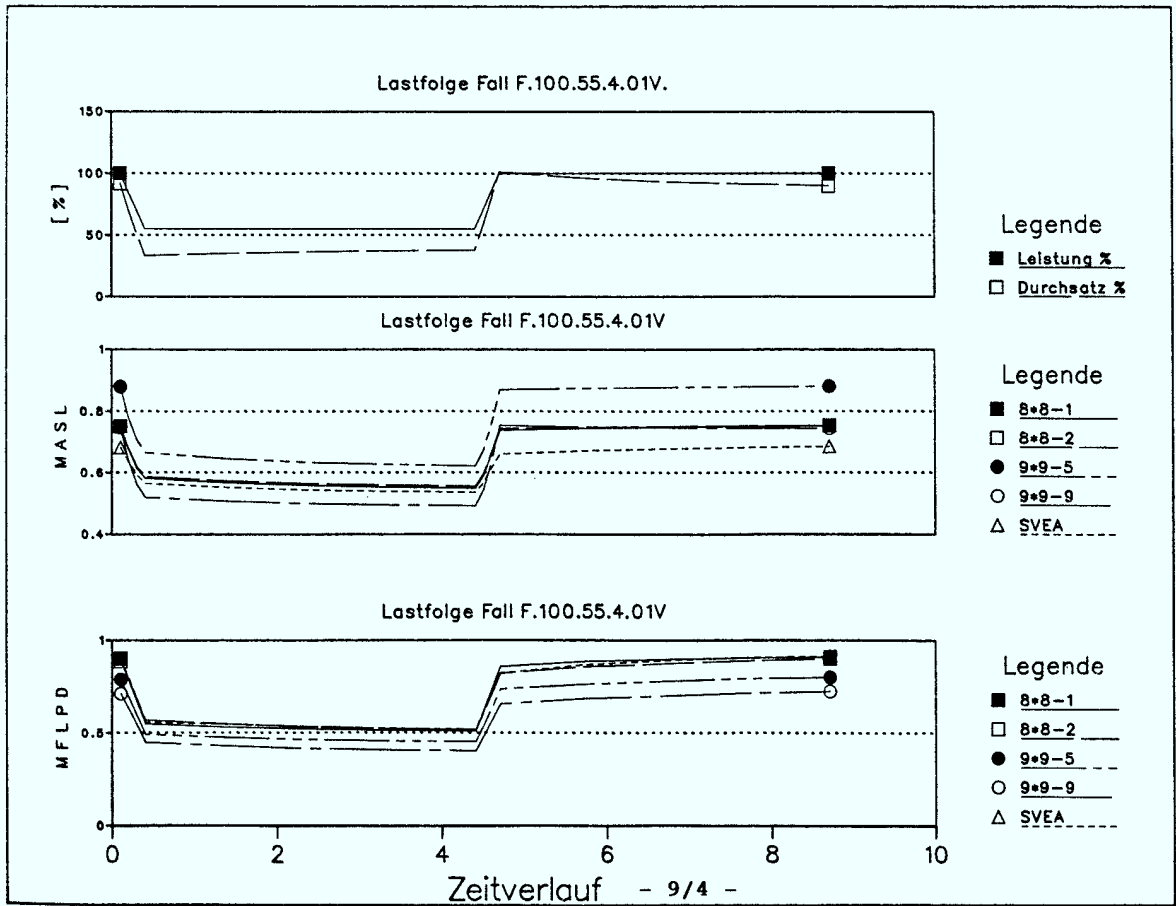


Abb. 9-2.1 Lastwechsel 100-55-100  
 Gradient 15%/0,1 h

Zur Erklärung des brennelementtypunabhängigen Verhaltens läßt sich Folgendes anmerken. Leistungsdichte und Xenonkonzentration sind einander direkt proportional. Die Verbesserung der Leistungsverteilung bei den fortschrittlichen Brennelementen führt zu einer gleichmäßigeren Brennstoffbelastung, d.h. das Verhältnis von maximaler Stableistung zur mittleren Stableistung innerhalb eines Brennelementes nimmt ab. Der Idealfall wäre dabei, wenn jeder Stab eines Brennelementes den gleichen Beitrag zur Energieerzeugung des Brennelementes liefern würde. Eine Abnahme der maximalen Stableistung eines Brennelementes geht mit einer Abnahme der maximalen Xenonkonzentration einher. Der Reaktivitätsbeitrag des Xenons im Verlauf einer Lastwechseltransiente muß dabei bei einem verbesserten Brennelementdesign geringer ausfallen, das Verhalten des Brennelementes wird daher günstiger ausfallen.

Allerdings ist dieser Einfluß in der Praxis kaum feststellbar, da die Unterschiede in der Xenonkonzentration im betrachteten Lastwechselbereich zu gering sind. Hierzu muß noch einmal auf die Abb. 6-13 hingewiesen werden. Die Xenonkonzentration geht im oberen Leistungsbereich in ein Quasigleichgewicht über, d.h. die leistungsdichteabhängige Xenonkonzentration variiert nur wenig und beeinflusst damit die Leistungsverteilung nur gering.

Die Siedeübergangsleistung hängt dagegen stärker vom Brennelementtyp ab. Neben dem radialen Faktor und dem Bündeldurchsatz spielt der thermische Durchmesser und der lokale Faktor eine wichtige Rolle. Die beiden ersten Einflußgrößen sind praktisch typunabhängig während der thermische Durchmesser von der inneren Wasserkanalstruktur abhängig ist und der lokale Faktor durch die flachere Leistungsverteilung abnimmt. Damit liegen bei diesen Brennelementen im Betrieb größere Abstände zu den Grenzwerten vor.

Zusammenfassend kann damit festgestellt werden, daß die Unterschiede zwischen den einzelnen Brennelementtypen im Hinblick auf den Lastwechselbetrieb gering sind und sich bei fortschrittlicheren Brennelementen leichte Vorteile zeigen.

Ergänzend hierzu sind in den Abb. 9-2.1-3 die Verläufe von MFLPD und MASL abhängig vom Laständerungsgradienten und vom Brennelementtyp angegeben. In den Simulationsrechnungen wurden die drei Gradienten 15% Reaktorleistung/0,1 h, 15% Reaktorleistung/0,5 h und 15% Reaktorleistung/1 h untersucht, während in den Rechnungen zur Abb. 9-1 ein Gradient von 15% Reaktorleistung/0,25 h verwendet wurde.

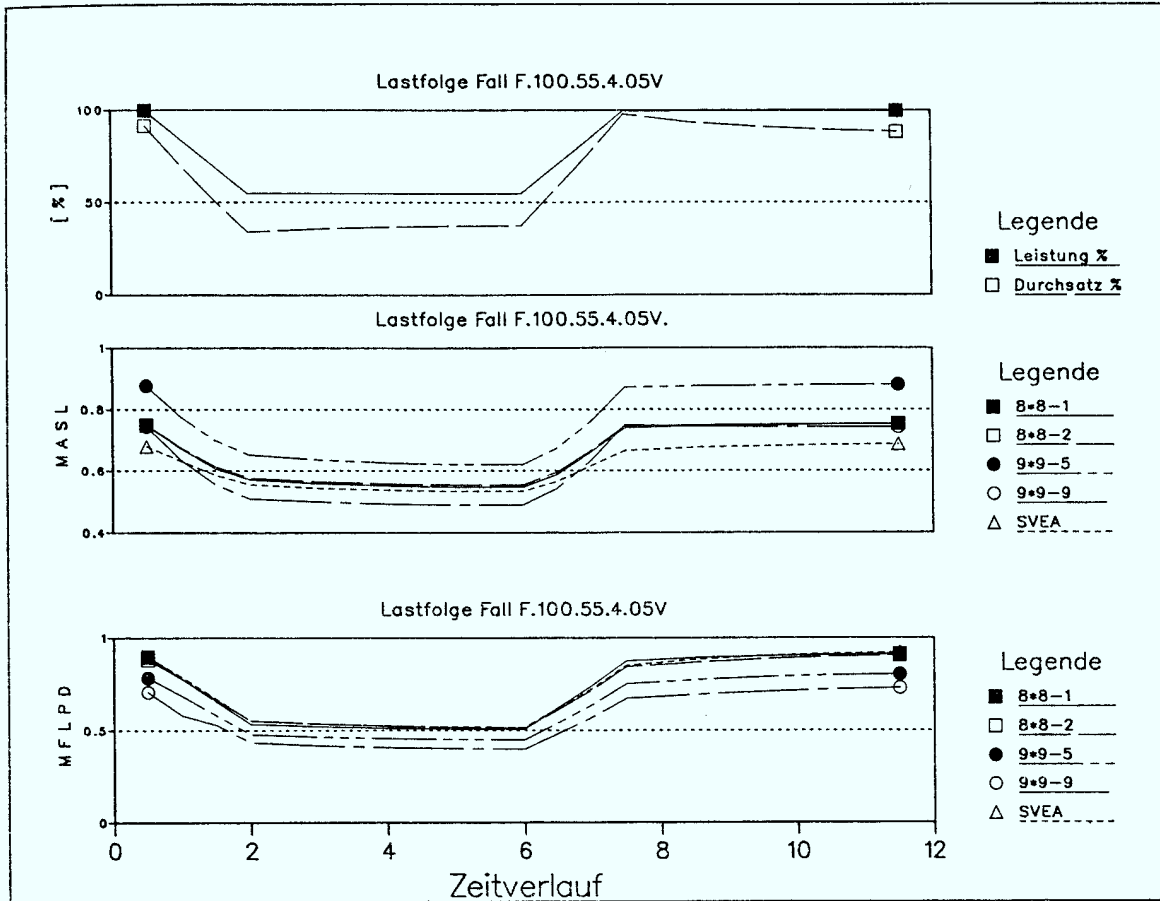


Abb. 9-2.2 Lastwechsel 100-55-100  
Gradient 15%/0,5 h

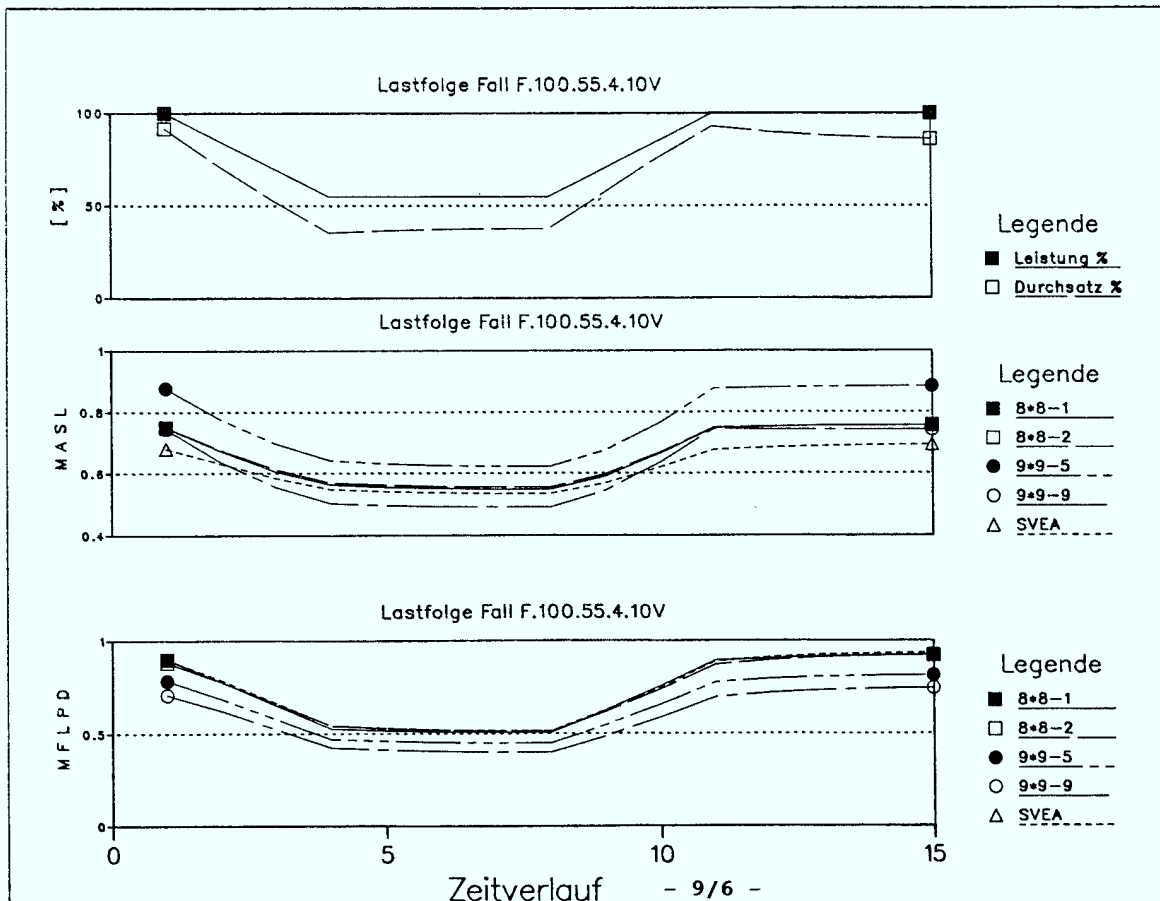


Abb. 9-2.3 Lastwechsel 100-55-100  
Gradient 15%/1 h

Damit ist ein Spektrum von 15%/h bis 150%/h betrachtet worden. Aus dem Verlauf des Kerndurchsatzes, der den Xenoneinfluß repräsentiert, kann entnommen werden, daß nur marginale Unterschiede zwischen den einzelnen Brennelementtypen auftreten.

Die bereits früher getroffene Aussage, daß schnellere Laständerungen größere Xenontransienten hervorrufen, läßt sich aus dem Verhältnis maximaler/minimaler Kerndurchsatz bei 100% Reaktorleistung ableiten. Damit kann festgestellt werden, daß die Laständerungsgeschwindigkeit einen wesentlichen Einfluß auf das Verhalten der begrenzenden Größen ausübt. Bei geringen Laständerungsgeschwindigkeiten sind die Auswirkungen deutlich geringer als bei höheren. Dies gilt vor allem für die Phasen, die sich unmittelbar an eine Laständerung anschließen.

Der brennelementtypabhängige Einfluß auf die MASL und MFLPD während der drei Transienten zeigt entsprechend den weiter oben gemachten Ausführungen ebenfalls keine systematischen, lastwechselgeschwindigkeitsabhängigen Tendenzen.

In den vorangegangenen Kapiteln wurde der Einsatz von Steuerstäben zur Xenonkompensation beschrieben. Im Folgenden sollen diese Untersuchungen fortgeführt werden. Die Wirkung von Steuerstäben auf die Leistungsverteilung im Kern soll dazu noch einmal zusammenfassend dargestellt werden.

Als Beispiel wird dafür das Ende des 2. Zyklus gewählt, da im Streckbetrieb der Kern steuerstabfrei ist und damit die Auswirkung von einzelnen Steuerstäben auf die Leistungsverteilung im Detail quantitativ beschrieben werden kann. Während in den bisherigen Ausführungen im wesentlichen der Einfluß auf die axiale Leistungsverteilung diskutiert wurde, soll im weiteren stärker auf die radiale Verteilung eingegangen werden.

Dazu werden im Rahmen einer Simulationsrechnung die Steuerstäbe einer Vierergruppe (34-43, 34-27, 26-35, 42-35) in den steuerstabfreien Kern voll eingefahren und anschließend auf die Ausfahrlängen 300 cm, 200 cm, 100 cm und 366 cm (voll ausgefahren) gebracht. Um die Auswirkungen ohne den Xenoneinfluß beurteilen zu können, werden die Rechnungen jeweils im Xenongleichgewicht durchgeführt.

Die o.a. Vierergruppe wurde ausgewählt, da sie den reaktivitätsmäßig größten Beitrag im Kern liefert und gleichzeitig nicht zu der am Ende des 2. Zyklus eingesetzten Steuerstabfahrfolge (Typ IB) gehört. Damit wird erreicht, daß nur Steuerstabzellen direkt betroffen sind, die vorher längere Zeit steuerstabfrei waren.

Der Vorteil dabei ist, daß der Gadoliniumausbrand damit zum Ende des Zyklus nicht begrenzt wird und der Unterschied zwischen Leistungsverteilung und Abbrandverteilung entsprechend dem Haling-Prinzip gering gehalten wird. Dies ist besonders wichtig, wenn im Streckbetrieb zur Kompensation des Lastwechselbetriebes Steuerstäbe längere Zeit im Kern verbleiben müssen.

In den Abb. 9-3.1-4 sind die Einflüsse im Hinblick auf die radiale und axiale Verteilung dargestellt. Als Vergleich dient jeweils der Referenzfall des steuerstabfreien Kerns. Die axiale Verteilung ist für den Gesamtkern und das Brennelement 29-40 dargestellt. Das letztere wurde ausgewählt, da es im direkten Einflußbereich zweier benachbarter Steuerstäbe liegt.

Zunächst soll der Einfluß auf die axiale Verteilung kommentiert werden. Bei voll eingefahrener Vierergruppe (Abb. 9-3.1) wird die radial gemittelte axiale Verteilung kaum beeinflußt. Die leichte Abnahme der Stabileistung in der unteren Kernhälfte wird durch eine entsprechende Zunahme in der oberen Kernhälfte kompensiert.

Betrachtet man dagegen das Brennelement 29-40, so ist durch die Abschirmwirkung der Steuerstäbe eine fast gleichmäßige Abnahme der Stabileistung über die gesamte Brennelementhöhe zu verzeichnen. Werden im nächsten Schritt die Steuerstäbe um 100 cm gezogen, verstärkt sich der Einfluß auf die axiale Verteilung. Im oberen Kerndrittel nimmt die Stabileistung zu; dies dehnt sich beim Ziehen auf 200 cm auf die gesamte obere Kernhälfte aus. Werden die Steuerstäbe auf 300 cm gezogen, geht die Überschreitung der Stabileistung im Vergleich zum Referenzfall zurück, um sich im voll ausgefahrenen Zustand wieder dem Referenzfall anzupassen. Festgestellt werden kann, daß die maximalen axialen Änderungen im Bereich von Ausfahrlängen zwischen 150 und 300 cm liegen.

Die radiale Verteilung, die die Veränderung der Brennelementleistung angibt, ist bei voll eingefahrenen Steuerstäben am größten. In der unmittelbaren Nachbarschaft der eingefahrenen Steuerstäbe nimmt die Bündelleistung um bis zu max. 6% ab, während sie in den äußeren Kernbereichen entsprechend ansteigt, da die Reaktorleistung konstant gehalten wird. Dazwischen liegt ein schmaler Übergangsbereich entsprechend einer neutralen Faser. Beim Ziehen der Steuerstäbe um 100 cm geht der Leistungsanstieg in den äußeren Kernbereichen von 6%

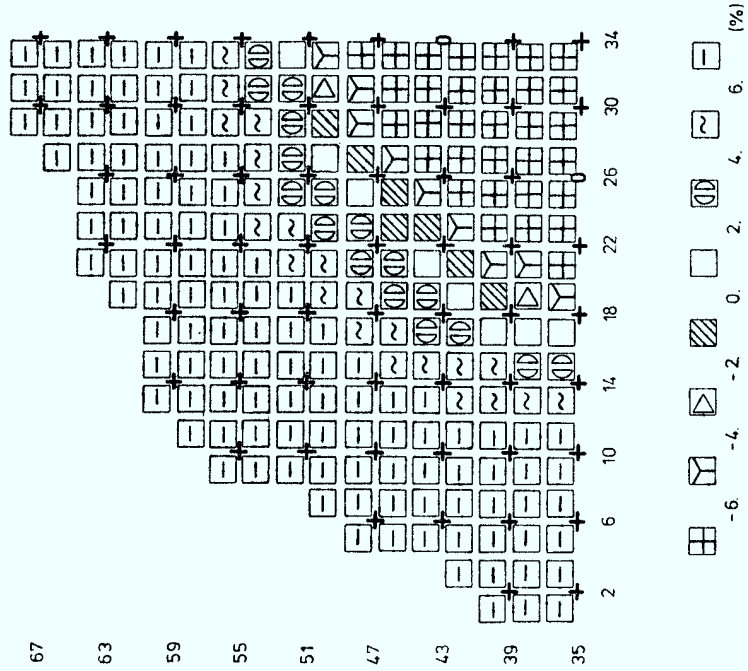


Abb 9-3.1 Veränderung der radialen Verteilung Vierergruppe eingefahren

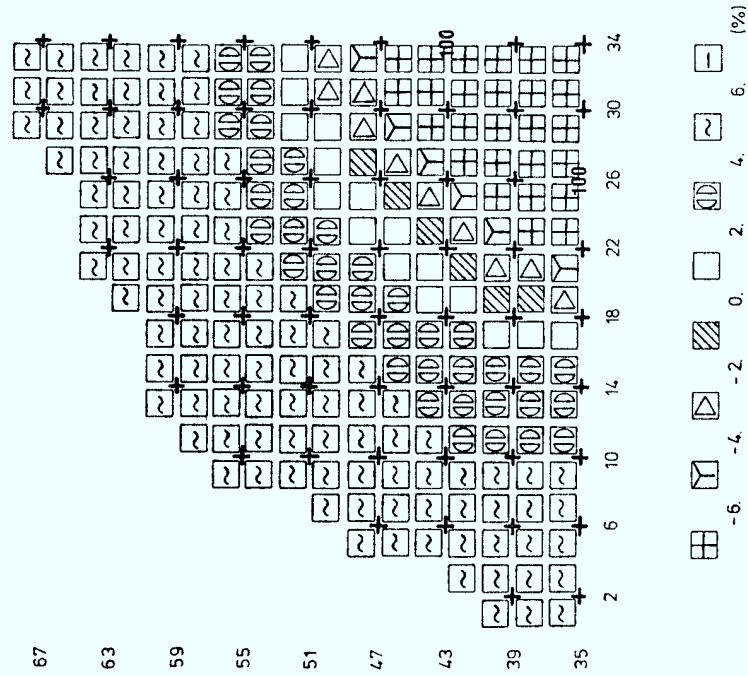


Abb. 9-3.2 Veränderung der radialen Verteilung Ausfahrlänge 100 cm

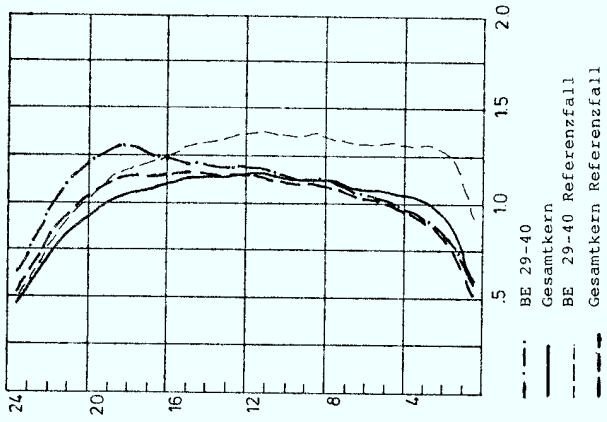


Abb. 9-3.2 Axiale Leistungsänderungen  
Viererguppe Ausfahrlänge 100 cm

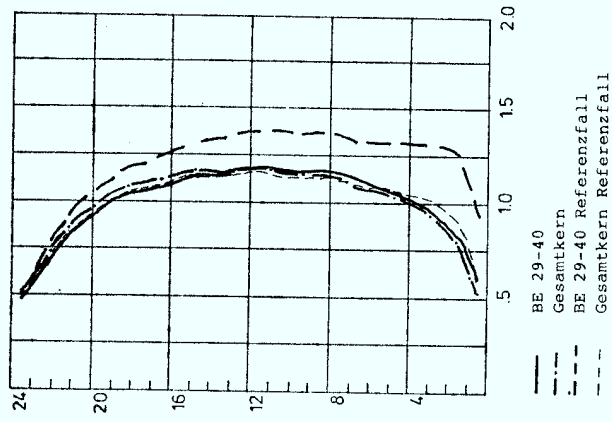


Abb. 9-3.1 Axiale Leistungsverteilungsänderungen  
Viererguppe voll eingefahren

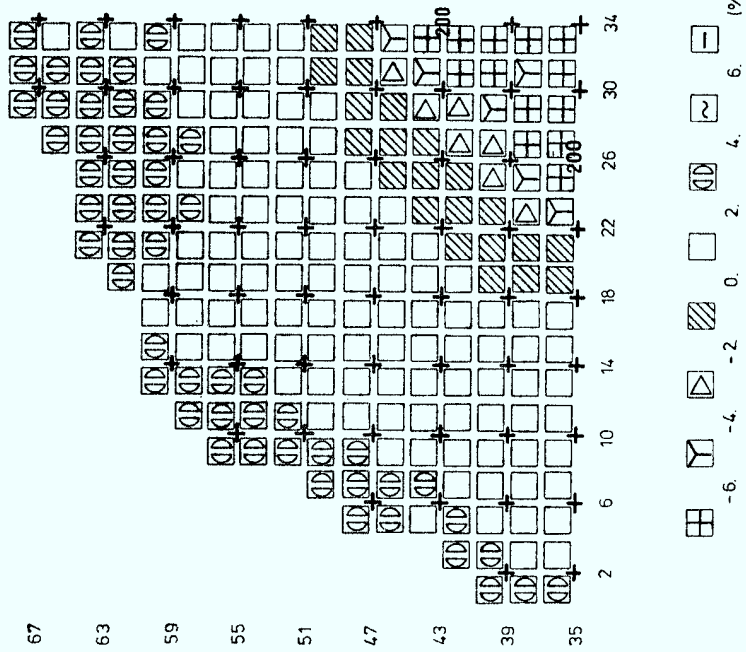


Abb. 9-3.3 Veränderung der radialen Verteilung Ausfahrlänge 200 cm

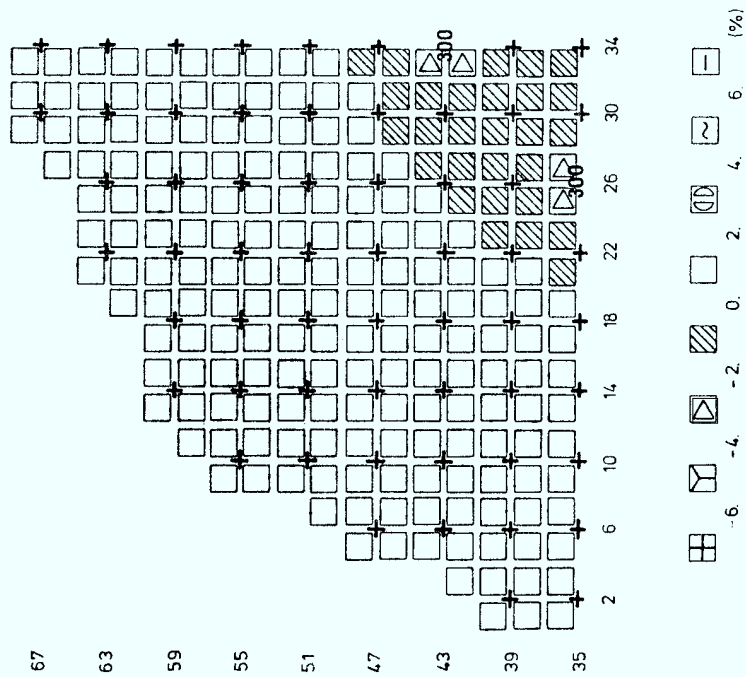


Abb. 9-3.4 Veränderung der radialen Verteilung Ausfahrlänge 300 cm

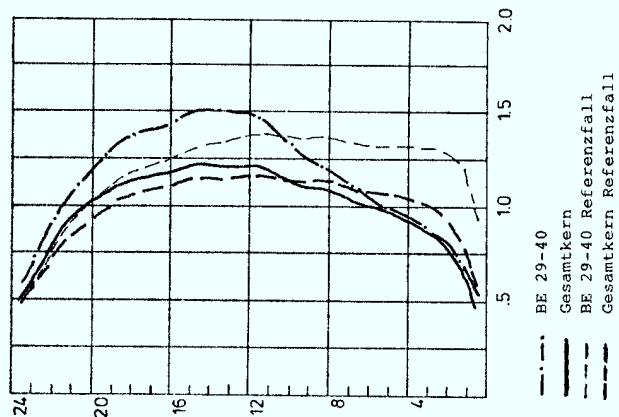


Abb. 9-3.3 Axiale Leistungsverteilungsänderungen  
Viererguppe Ausfahränge 200 cm

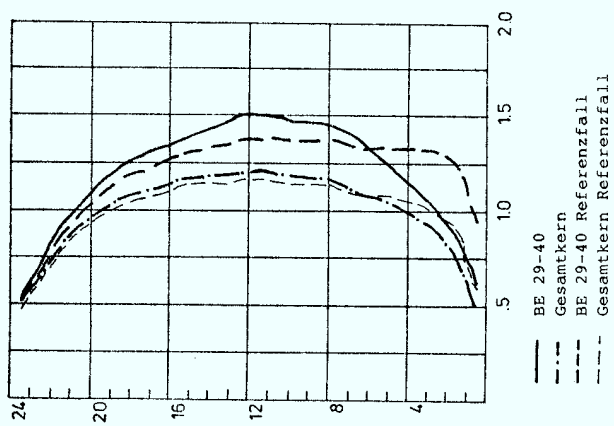


Abb. 9-3.4 Axiale Leistungsverteilungsänderungen  
Viererguppe Ausfahränge 300 cm

auf 4% zurück, während die Nachbarschaft der Steuerstäbe noch keine Änderung erfährt. Bei einer Ausfahrstellung von 200 cm beträgt der Unterschied zum Referenzfall nur noch 2% bei den meisten Brennelementen mit Ausnahme der den Steuerstäben direkt benachbarten. Erreichen die Steuerstäbe 300 cm, betragen die Unterschiede in den Bündelleistungen selbst in den Steuerstabzellen nur noch 2%. Im Vergleich zur axialen Verteilung läßt sich damit feststellen, daß die radiale Verteilung am stärksten im Bereich von 0 - 150 cm Ausfahrlänge beeinflußt wird.

Um die Veränderung der radialen Verteilung durch die Steuerstäbe weiter zu analysieren, müssen verschiedene Steuerstabpositionen miteinander verglichen werden. Während für die axiale Leistungsverteilung im wesentlichen die axiale Stellung der Steuerstäbe bestimmend ist, muß bei der radialen Verteilung auch die radiale Position beachtet werden. Zur Erläuterung sind verschiedene Rechnungen durchgeführt worden mit unterschiedlichen, voll eingefahrenen Steuerstabgruppen.

In der Abb. 9-4.1 ist die Veränderung zum Referenzfall für die radiale Verteilung bei eingefahrenem Zentralstab (34-35) dargestellt. In der Abb. 9-4.2 für eine Zweiergruppe (26-35, 42-35), in der Abb. 9-4.3 für eine Vierergruppe (02-35, 34-67, 66-35, 34-03), in der Abb. 9-4.4 für eine weitere Vierergruppe (14-35, 34-55, 54-35, 34-15) und in der Abb. 9-4.5 für eine Fünfergruppe (34-35, 02-35, 34-67, 66-35, 34-03).

Aus den Abbildungen kann entnommen werden, daß die radiale Position, die für die Reaktivitätswirksamkeit des Steuerstabes entscheidend ist, wesentlich für die radiale Verteilung ist. Bei zwei unterschiedlichen Vierergruppen wird, sofern die Reaktivitätsbindung vergleichbar ist, auch ein vergleichbarer Einfluß auf die radiale Leistungsverteilung eintreten, wie aus dem Vergleich der Abb. 9-3.1 und 9-4.4 zu entnehmen ist. Aus Abb. 9-4.3 ist zu ersehen, daß reaktivitätsschwache Vierergruppen einen deutlich geringeren Einfluß ausüben. Je nach benötigter Reaktivitätsbindung lassen sich damit immer Steuerstabbilder finden, die den Leistungsanstieg in weiter entfernten Brennelementen auf gewünschte Werte begrenzen lassen. In der Tab. 9-2 sind die Reaktivitätsbindungen für die unterschiedlichen Steuerstabbilder zusammengestellt. Der Rückgang des Kerndurchsatzes ist dabei als Maß für die Steuerstabwirksamkeit anzusehen. Für die Xenonkompensation kann näherungsweise angenommen werden, daß ein Anstieg der Reaktorleistung um ein Prozent durch eine Reduktion des Kerndurchsatzes um zwei Prozent ausgeglichen werden kann.

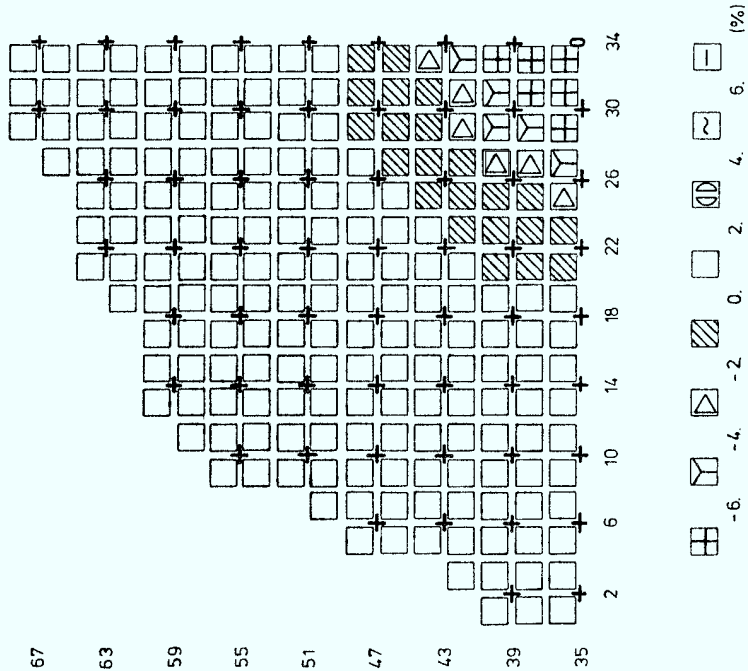


Abb. 9-4.1 Veränderung der radialen Verteilung Zentralstab (34-35) eingefahren

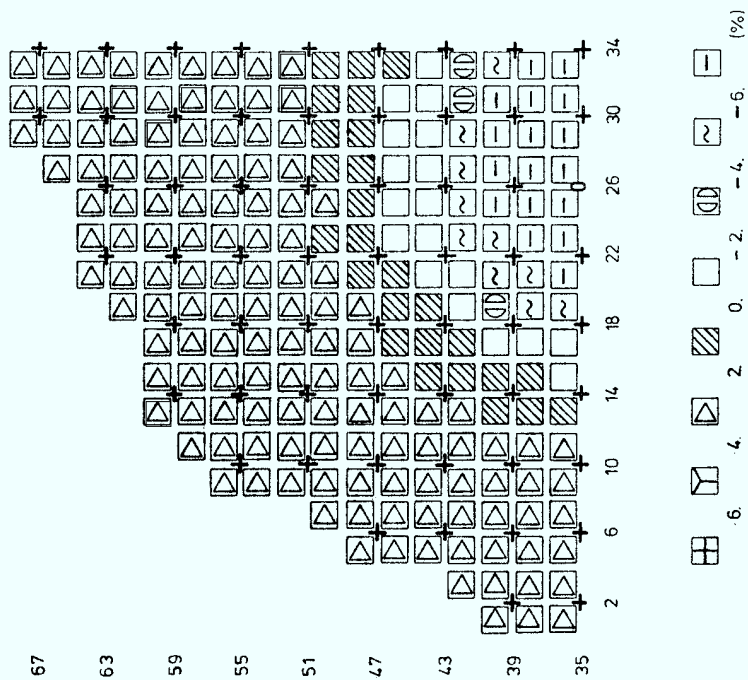


Abb. 9-4.2 Veränderung der radialen Verteilung Zweiergruppe (26-35, 42-35) eingefahren

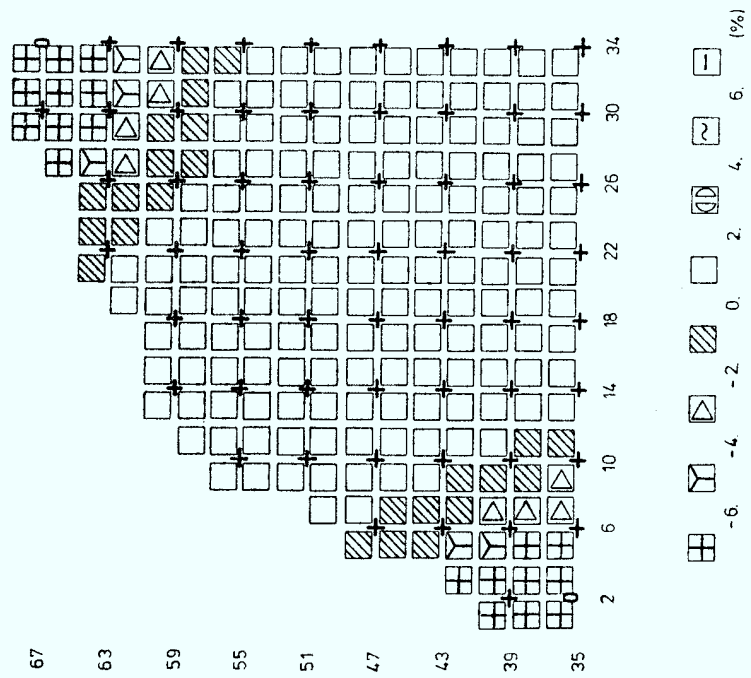


Abb. 9-4.3 Veränderung der radialen Verteilung

Vierergruppe (02-35, 34-67, 66-35, 34-03) eingefahren

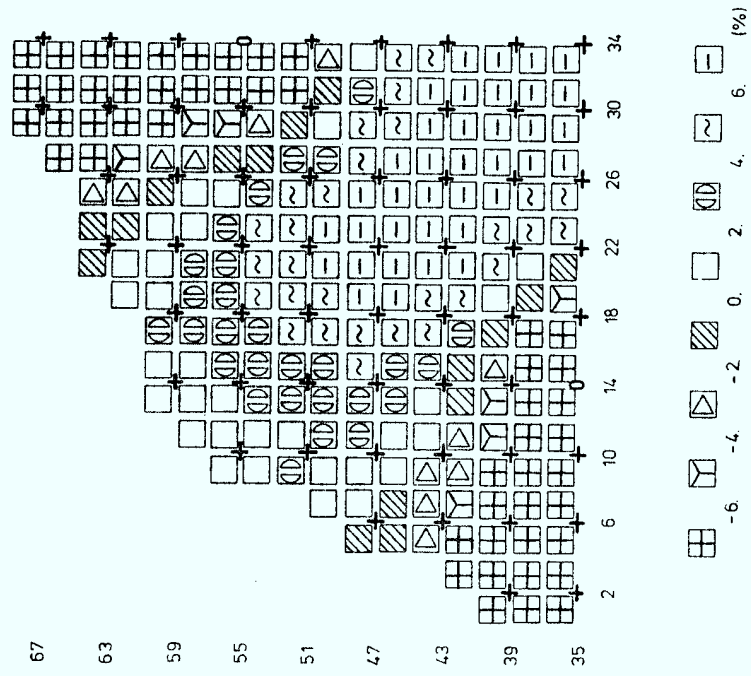


Abb. 9-4.4 Veränderung der radialen Verteilung

Vierergruppe (14-35, 34-55, 54-35, 34-15) eingefahren

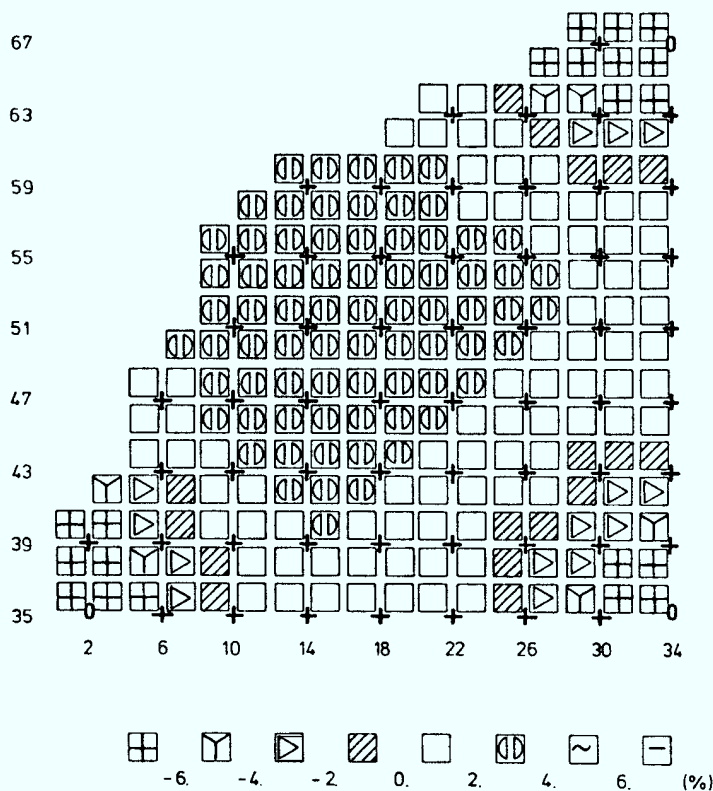


Abb. 9-4.5 Veränderung der radialen Verteilung  
Fünfergruppe (34-35, 02-35, 34-67, 66-35, 34-03) eingefahren

Fall	Leistung Durchsatz		volleingefahrene	
	[ % ]	[ % ]	Steuerstäbe	
1	100	123,2	34-43, 34-27, 26-35, 42-35	
2	100	102,8	34-35	
3	100	109,7	26-35, 42-35	
4	100	103,9	02-35, 34-67, 66-35, 34-03	
5	100	109,3	14-35, 34-55, 54-35, 34-15	
6	100	108,1	34-35, 02-35, 34-67, 66-35, 34-03	
Referenzf.	100	98,6	---	
				Leistungsbinding durch Steuerstäbe
				12,3 %
				2,1 %
				5,6 %
				2,7 %
				5,4 %
				4,8 %
				---

**Tab. 9-2 Steuerstabwirksamkeiten**

Wie der Tab. 9-2 zu entnehmen ist, liegt damit ein genügend großes Spektrum zur Xenonkompensation vor. Betrachtet man die Fälle 3 und 5, die hinsichtlich der Reaktivitätsbindung gleichwertig sind, so kann festgestellt werden, daß im ersten Fall nicht nur die geringere Zahl von Steuerstäben eingesetzt, sondern auch eine günstigere Beeinflussung der radialen Leistungsverteilung erzielt wird.

Angemerkt werden muß hierbei noch, daß normalerweise nur Steuerstabgruppen eingesetzt werden sollten, die entweder rotationssymmetrisch oder spiegel-symmetrisch für den Viertelkern sind, um die Leistungsverteilungsberechnung nicht zu komplizieren und die Abbrandverteilung symmetrisch zu halten. Im Streckbetrieb erfüllt jedoch die Leistungs- und Abbrandverteilung näherungs-weise Spiegel- und Rotationssymmetrie, so daß auch eine Halbkernsymmetrie vorliegt, die den Einsatz von einer "halben" Vierergruppe ermöglicht.

Allerdings muß an dieser Stelle daraufhingewiesen werden, daß ein Einfahren von Steuerstäben zur Xenonkompensation nur entsprechend den Schonprogramm-regeln erfolgen kann, während Probleme mit der Einhaltung von MFLPD und MASL nicht auftreten, wie im Kapitel 8 dargestellt wurde.

Das Einfahren der Steuerstäbe kann dabei vorsorglich bei Erreichen eines ausreichenden Leistungsniveaus unterhalb der PCI-Schwelle erfolgen. Lediglich das Ausfahren von Steuerstäben in Vollastphasen nach Wiedererreichen von Xenongleichgewicht erfordert ein kurzfristiges Absenken der Reaktorleistung auf 70% - 75% zum zügigen Ausfahren der Steuerstäbe.

Bei der anschließenden Leistungssteigerung auf 100% muß auf die Einhaltung der Schonprogrammregeln für die betroffenen Steuerstabzellen geachtet werden. Wählt man daher zur Xenonkompensation vorsorglich Steuerstabzellen an der Kernperipherie (z.B. Fall 4) so bleibt die Stableistung aufgrund des geringen radialen Faktors i.a. unterhalb der PCI-Schwelle. Gleichfalls ist hier anzumerken, daß in der Regel ein Einsatz von Steuerstäben nur zu Beginn des Streckbetriebes notwendig sein wird, da mit fortschreitender Abbrandent-wicklung die Vollastfähigkeit des Kerns nur durch ein gleichmäßiges Anheben des Kerndurchsatzes aufrechterhalten werden kann. Damit steht jedoch nach einiger Zeit auch im Streckbetrieb ein genügend großer Durchsatzbereich zur Xenonkompensation zur Verfügung.

Die bisherigen Betrachtungen bezogen sich auf die Vorgehensweise zum Ende des Zyklus. Für den Zeitraum im Zyklus, in dem Steuerstäbe zur Abbrandkompensation eingesetzt werden können, hat es sich im dritten Zyklus bewährt, eine reaktivi- tätswirksame Vierergruppe zur Xenonkompensation auszuwählen. Selbst für einen ausgedehnten Lastwechselbetrieb zwischen 60% und 100% während eines Wochen- endes hat sich zur Xenonkompensation ein Einfahren einer Vierergruppe von 100 cm auf 40 cm als vollkommen ausreichend erwiesen.

Nach den Schonprogrammregeln kann im anschließenden Vollastbetrieb das alte Vollaststeuerstabbild kurzfristig wieder eingestellt werden entsprechend einer Ausfahrgeschwindigkeit von 3 cm/5 Minuten.

In diesem Zusammenhang hat es sich auch als vorteilhaft erwiesen, zwei unterschiedliche Stabgruppen, eine zur Xenonkompensation, die andere zur erforderlichen Abbrandkompensation einzusetzen. Durch eine entsprechende Anpassung des Steuerstabbildes ist dies leicht möglich. Die Vorteile liegen darin, daß Abbrand- und Xenonkompensation weitgehend voneinander unabhängig betrieben werden können. Desweiteren hat sich gezeigt, daß auf diese Weise nicht nur das Steuerstabbild vorsorglich konditioniert wird, sondern auch die Leistungsverteilung vorkonditioniert wird. Bei einem Lastwechselbetrieb an zwei aufeinanderfolgenden Wochenenden mit zwischenzeitlichen Lastwechseln in den Nachtstunden der Wochentage wurde nach dem zweiten Wochenende bei Wiederreichen der Vollast kein Überschreiten des konditionierten Zustandes beobachtet. Durch die auftretende Xenontransiente bei Vollast wird jeweils eine Konditionierung oberhalb der Gleichgewichtsverteilung erreicht, die wiederum für den folgenden Lastwechselbetrieb genutzt werden kann.

Zum Schluß soll auf die Vorteile einer Betriebsweise mit erweitertem Betriebskennfeld eingegangen werden.

Im Kapitel 8 wurde ausgeführt, daß bei einer Betriebsweise auf der 100%-URK im Verlauf des Lastwechselbetriebes Steuerstäbe eingefahren werden müssen zur Xenonkompensation, um ein Verlassen des Betriebskennfeldes nach links zu verhindern. Wie gezeigt wurde, ist dies auch ohne Probleme möglich. Mit Beginn des 3. Zyklus wurde im KKK das Betriebskennfeld nach links erweitert, so daß nun mit 80% Kerndurchsatz 100% Reaktorleistung gefahren werden kann. Da auch in der Vergangenheit bis zu einem Überdurchsatz von 108% der Reaktor betrieben werden konnte, liegt damit ein Durchsatzbereich zum Ausregeln der Reaktorleistung von 80% bis 108% vor.

Um die wirtschaftlichen Vorteile des erweiterten Betriebskennfeldes nutzen zu können, wird die Anlage in den Vollastphasen bei 80% Kerndurchsatz betrieben. Hierdurch wird der Dampfblasengehalt von 42% auf 46% erhöht, das Neutronenspektrum verhärtet sich im oberen Kernbereich und der Aufbau von spaltbaren Plutoniumisotopen wird gefördert. Gleichzeitig wird mit der Erhöhung des Dampfblasengehaltes auch der Reaktivitätskoeffizient der Dampfblasen verstärkt

(siehe Kapitel 6). Da im Verlauf des Lastwechselbetriebes durch eine Abnahme der Xenonkonzentration der Kerndurchsatz weiter zurückgehen würde, muß, um dies zu vermeiden, entweder zu Beginn des Lastwechselbetriebes der Kerndurchsatz vorsorglich erhöht oder im Verlauf des Regelbetriebes kontinuierlich angepaßt werden.

Um zunächst Erfahrungen zu sammeln, wurde zu Beginn des 3. Zyklus vor Aufnahme des Regelbetriebes am Wochenende der Kerndurchsatz vorsorglich erhöht, d.h. die URK abgesenkt. Dabei zeigte es sich, daß bei einem Regelbetrieb zwischen 70% und 100% Reaktorleistung entsprechend Abb. 9-5 eine Durchsatzerhöhung von 5% vollständig ausreicht. Für einen Regelbetrieb während der Nachtzeiten an Werktagen ist dies nicht notwendig, da jeweils der Vollastbetriebspunkt bei Xenonüberschuß wieder erreicht wird, d.h. der Kerndurchsatz liegt über dem Gleichgewichtszustand. Im weiteren Verlauf des Regelbetriebes wurde nach den anfänglichen Erfahrungen auf ein vorsorgliches Erhöhen des Kerndurchsatzes verzichtet und statt dessen eine kontinuierliche Anpassung in den Teillastphasen nach Überschreitung des Xenonmaximums vorgenommen.

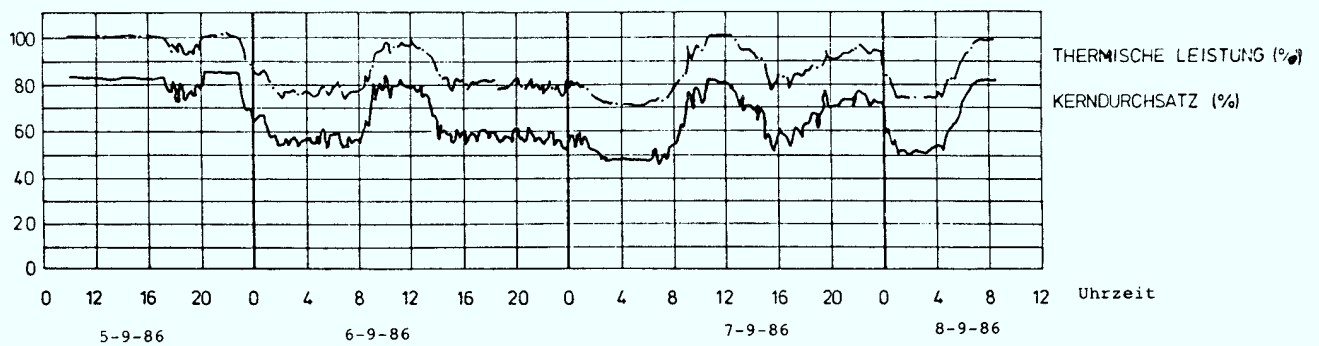


Abb. 9-5 Lastdiagramm

Um den Kerndurchsatz erhöhen zu können, müssen zur Reaktivitätskompensation Steuerstäbe eingefahren werden. Dazu wurde, wie bereits weiter oben beschrieben, eine Vierergruppe als "Xenongruppe" ausgewählt und entsprechend eingestellt. Auf diese Weise konnte gezeigt werden, daß die radiale Verteilung von der "Xenongruppe" nur geringfügig beeinflußt wird, während die anderen Steuerstäbe entsprechend der für den Zyklus geplanten Abbrandentwicklung ihre Position behielten bzw. entsprechend weiter ausgefahren wurden. Die Leistungsverteilung konnte damit entsprechend der für den Vollastbetrieb geplanten Vorgehensweise eingestellt werden, so daß die Abbrandentwicklung dem Sollzustand entsprach. In keinem Fall wurden "shallow-rods" benötigt, um die axiale Leistungsverteilung zu begrenzen; es zeigte sich im Gegenteil durch Simulationsrechnungen, daß das Einfahren dieser Steuerstabgruppen eher zu Störungen der Xenonverteilung geführt hätte.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß sowohl die Simulationsrechnungen als auch die Regelbetriebserfahrungen im zweiten und dritten Zyklus keinen Hinweis darauf geben, daß ein beliebiger Lastwechselbetrieb zwischen 50% und 100% Reaktorleistung nicht oder nur mit Verfügbarkeitseinschränkungen möglich ist. Bei der Einhaltung von MASL und MFLPD treten keine Probleme auf, so lange nicht bereits im Ausgangspunkt für den Regelbetrieb ein Wert nahe Eins vorliegt. Wie die Rechnungen zeigen, reichen bereits einige Prozent Abstand zu den thermischen Grenzen. Damit ist auch gewährleistet, daß mit dem Regelbetrieb gegenüber dem Grundlastbetrieb keine Verschlechterung der Leistungsverteilung und damit der Zielabbrandverteilung verbunden ist.

Im Hinblick auf wirtschaftliche Betrachtungen kann folgende Aussage gemacht werden. Der Übergang von Grundlastbetrieb in den Regelbetrieb bedeutet keine grundsätzliche Verschlechterung in der Leistungsverteilung. Solange keine Steuerstäbe zu Kompensationszwecken benötigt werden, wird die axiale Verteilung steiler und damit die Brennstoffnutzung besser; überwiegt jedoch der Einfluß der Steuerstäbe auf die Leistungsverteilung ist eine Verschlechterung der Brennstoffnutzung kaum zu vermeiden.

Im Zusammenhang mit den Schonprogrammvorschriften zeigt sich, daß die Überschreitung des konditionierten Zustandes innerhalb des zulässigen Bereiches liegt. Dies setzt jedoch eine lokale Überwachung sowie eine automatische Mitkonditionierung voraus.

Geringe Verfügbarkeitseinschränkungen können dagegen, solange noch PCI-empfindliche Brennelemente den Reaktorbetrieb bestimmen, auftreten, wenn bei ausgedehntem Regelbetrieb im Streckbetrieb der Einsatz von Steuerstäben erforderlich wird.



## 10. Wesentliche Ergebnisse und Schlußfolgerungen

Die vorliegende Arbeit hatte zum Ziel, den Nachweis zu führen, ob und in welchem Umfang ein unbeschränkter Regelbetrieb möglich ist. Ausgangspunkt hierfür waren die Bestrebungen der Energieversorgungsunternehmen, Plandaten für den Einsatz von Kernkraftwerken im Regelbetrieb zu gewinnen. Zu diesem Zweck wurden nationale Arbeitsgruppen bei der DVG (Deutschen Verbundgesellschaft), der VGB (Vereinigung der Großkraftwerksbetreiber) und der VDEW (Verband Deutscher Elektrizitätswerke) geschaffen, sowie der internationale Erfahrungsaustausch (z.B. über die Unipede) verstärkt.

Obwohl einzelne Erfahrungen mit dem Regelbetrieb vorlagen, konnten sich insbesondere hinsichtlich möglicher Einschränkungen, speziell bei Siedewasserreaktoren, keine allgemein gültigen Aussagen ableiten lassen.

Dies führte zu entsprechend restriktiven Einschätzungen und daraus abgeleiteten Annahmen.

Die besondere Situation im HEW-Versorgungsgebiet, mit hohem Anteil von Kernstrom an der Gesamterzeugung, erforderte jedoch frühzeitig verlässliche Plandaten.

In diesem Zusammenhang bot die Anlage KKK günstige Voraussetzungen, da

- im ersten Zyklus ein dreidimensionales Simulationsprogramm zur on-line Überwachung sowie für Vorausrechnungen installiert wurde,
- im zweiten und dritten Zyklus unterschiedliche Beladestrategien angewendet wurden,
- im dritten Zyklus eine vergleichsweise große Zahl unterschiedlicher Brennelementtypen zum Einsatz gelangte,
- mit Beginn des dritten Zyklus das Betriebskennfeld erweitert wurde,
- Erfahrungen mit schrittweise gesteigertem Regelbetriebsumfang gesammelt werden konnten.

Auf diese Weise konnten alle, den Regelbetrieb möglicherweise beeinflussenden Größen im Detail untersucht, mit den Betriebserfahrungen verglichen und abgesichert werden.

In der vorliegenden Arbeit werden zunächst die bisher veröffentlichten Erfahrungen zusammengefaßt und kommentiert.

Nach der Beschreibung der Ursachen für Brennstabdefekte, die bei den ersten Demonstrationsanlagen auftraten und im wesentlichen der Unkenntnis über Hüllrohr-Brennstoffwechselwirkungen (PCI) sowie den deutlich höheren Stableistungen der damals üblichen 6x6- bzw. 7x7-Brennelementen zuzuschreiben sind, wird auf die prinzipiellen Vorgänge im Verlauf von Xenontransienten eingegangen. Dabei zeigte es sich, daß die Reaktivitätsrückwirkungen von Xenon und Dampfblasen sich nahezu ausgleichen und damit nur eine geringfügige Veränderung der axialen Leistungsverteilung auftritt. Wegen der schwachen Kopplung benachbarter Brennelemente tritt daneben praktisch keine Veränderung der radialen Verteilung auf. Dies gilt allerdings nur, sofern keine Änderungen des Steuerstabbildes vorgenommen werden.

Als Bewertungsmaßstab für den Regelbetrieb wurde das Verhalten der reaktorphysikalischen Größen MASL und MFLPD sowie die Schonprogrammregeln ausgewählt, die als Begrenzungen wirken können.

Die Analysen zeigten dabei, daß eine Einhaltung der betrieblichen Grenzwerte möglich ist. Der Anstieg der MFLPD bleibt auch bei umfangreichem Regelbetrieb mit häufigen, schnellen Lastwechseln auf wenige Prozent beschränkt, so daß, wie heute auch für den Vollastbetrieb üblich, ein Zyklusplanwert für die MFLPD von 0,90 bis 0,95 zur Beherrschung des Anstieges ausreichend ist, ohne daß Gegenmaßnahmen ergriffen werden müssen. Sollten sich besondere Betriebszustände ergeben, bei denen der Ausgangswert größer als 0,95 ist, kann durch eine entsprechende Korrektur des Steuerstabbildes die axiale Verteilung begrenzt und damit die MFLPD eingehalten werden. Die Einhaltung der MASL gelingt im Regelbetrieb durch ein Einfahren von Steuerstäben über den Xenonkompensationsbedarf hinaus in Verbindung mit einem gleichzeitigen Anheben des Kerndurchsatzes. Im Hinblick auf die Schonprogrammregeln zeigte sich, daß bereits zu Beginn des Regelbetriebes eine ausreichende Autokonditionierung des Brennstoffes erfolgt, die in der Folge zu immer geringeren, zulässigen Überschreitungen des Konditionierzustandes führen. Voraussetzung hierfür ist jedoch eine lokale Brennstoffüberwachung sowie eine automatische Mitkonditionierung. Anderenfalls ist wegen der unzureichenden Überwachungsmöglichkeiten und der daraus folgenden erforderlichen vorsichtigen Vorgehensweise mit Verfügbarkeitsverlusten bei Wiedererreichen von Reaktorleistungen größer als 90% zu rechnen.

Probleme im Regelbetrieb können auch bei notwendigen Korrekturen des Steuerstabbildes auftreten, sofern nicht gezielt bestimmte Stabgruppen eingesetzt werden bzw. die Fahrfolge entsprechend modifiziert wird. Wesentlich erleichtert würde dies durch zukünftige Steuerstabfahrrechner, die die Möglichkeit bieten, bestimmte Stabgruppen (z.B. als Xenongruppe) selektiv auszuwählen und zu verfahren. Das Ziel sollte darin bestehen, auch im Regelbetrieb die geplante Abbrandentwicklung möglichst wenig zu stören.

Auf den Einsatz von Steuerstäben zur Leistungsverteilungskorrektur sowie zur Kompensation des Xenonmangels kann bei einer Erweiterung des Betriebskennfeldes nach links weitgehend verzichtet werden. Bereits eine Erweiterung des Durchsatzbereiches um 10% sollte für die meisten Regelaufgaben ausreichend sein. Insbesondere zeigte sich, daß bei einem geschickten Einsatz von Steuerstäben auch ein Lastwechselbetrieb während der Streckbetriebsphase problemlos möglich ist.

Desweiteren haben die Analysen gezeigt, daß die Ergebnisse nahezu unabhängig von der gewählten Beladestrategie, der Betriebsweise im Zyklus und den eingesetzten Brennelementtypen sind, so daß für einen geplanten Regelbetrieb im Zyklus keine besonderen Vorkehrungen zu treffen sind. Zukünftige PCI-resistente Brennelemente werden durch den Entfall von Schonprogrammregeln den Regelbetrieb durch eine Vereinfachung der Überwachungsmaßnahmen wesentlich erleichtern, bzw. bestimmte Vorgehensweisen erst ermöglichen.

Da die Analysen zum größten Teil auf Simulationsrechnungen beruhen, wurde durch Verifikationsverfahren gezeigt, daß die Genauigkeit der Rechnungen im Hinblick auf die Bestimmung der Leistungsverteilung im Bereich von  $\pm 2$  bis  $\pm 4\%$  liegt.

Da in allen Fällen die axiale Verteilung als Folge des verwendeten Modelles eher überschätzt als unterschätzt wird, ist damit eine ausreichende Genauigkeit nachgewiesen worden.

Als zusätzliche, wesentliche Absicherungsmaßnahme wurden die Erfahrungen mit dem Regelbetrieb im 2. und 3. Zyklus herangezogen und mit den veröffentlichten Betriebserfahrungen anderer Anlagen verglichen. Dabei bestätigten sich die theoretischen Untersuchungen vollständig.

Entscheidend für einen erfolgreichen Regelbetrieb ist jedoch nicht allein die Einhaltung betrieblicher Grenzwerte, sondern vor allem die Vermeidung von Brennstabdefekten. Die Betriebserfahrungen des 2. und 3. Zyklus zeigen dabei, daß keine, dem Regelbetrieb zuzuordnenden Brennstabdefekte aufgetreten sind. Dies ist die entscheidende Bestätigung der Ergebnisse dieser Arbeit, durch die gleichzeitig auch die Zulässigkeit der geschilderten Vorgehensweise abgesichert wird.

Die Absicht dieser Arbeit lag jedoch nicht allein darin, Betrachtungen des Regelbetriebes für die Anlage KKK durchzuführen, sondern im Vordergrund stand eine Sensitivitätsanalyse aller möglichen Einflußparameter durchzuführen, so daß allgemeingültige Aussagen für alle SWR-Anlagen getroffen werden können. Die Vorgehensweise und die vorgelegten Ergebnisse lassen daher den Schluß zu, daß unter Beachtung der entsprechenden Hinweise ein Regelbetrieb im geschilderten Rahmen bei allen SWR-Anlagen durchgeführt werden kann. Darüber hinaus läßt sich aus den Ergebnissen auch ableiten, daß SWR-Anlagen besondere Eigenschaften aufweisen, die den Regelbetrieb vergleichsweise einfach gestalten und die Durchführung unterstützen. Die Befürchtungen, die in der Einleitung dargestellt wurden, konnten damit weitgehend ausgeräumt werden.

## Anhang 1: Das stationäre dreidimensionale Reaktorsimulationsprogramm (RS3D)

Die Berechnung der Neutronenflußverteilung in einem Siedewasserreaktor ist wegen der starken örtlichen Variation der Moderator-dichte, der Steuerstabstellungen, der Brennelementtypen usw. nicht separierbar. Aus diesem Grund muß sie dreidimensional erfolgen und die thermohydraulische Rückkopplung berücksichtigen.

Dreidimensionale Berechnungsmethoden mit grobem Stützpunktgitter und einer bzw. eineinhalb Neutronengruppen erlauben eine Berechnung der makroskopischen Leistungsverteilung mit genügender Genauigkeit, weil im Leichtwasserreaktor im wesentlichen nur schnelle Neutronen diffundieren können, da thermische Neutronen wegen ihrer kleinen Diffusionslänge nahezu vollständig am Ort ihrer Entstehung absorbiert werden. Aus diesem Grund kann näherungsweise die makroskopische Neutronenflußverteilung unter Verwendung nur einer Neutronengruppe, im schnellen Energiespektrum, und daraus folgend, die Leistungsverteilung berechnet werden.

Da der örtliche Neutronenmultiplikationsfaktor, einschließlich seiner lokalen Rückkopplungseffekte, im wesentlichen die makroskopische Leistungsverteilung bestimmt, ist seine Ermittlung von entscheidender Bedeutung für die Genauigkeit der Ergebnisse. Aus diesem Grund ist das Verhalten des Neutronenmultiplikationsfaktors auch ein wesentliches Beurteilungskriterium für die Güte des verwendeten Programmes (s. Kapitel 5).

Die Berücksichtigung der thermischen Neutronengruppe bei der makroskopischen Berechnung bringt nur dann eine weitere Verbesserung der Genauigkeit, wenn die Maschenweite in der Größenordnung der thermischen Diffusionslänge liegt. Derartige dreidimensionale Berechnungen sind mit den gegenwärtig in Gebrauch befindlichen Rechnern nur mit nicht vertretbarem Aufwand durchführbar, da  $10^6$  bis  $10^7$  Stützpunkte benötigt werden.

Die vom Programm RS3D benötigten nuklearen Eingangsdaten werden mit Hilfe des Bündelprogrammmsystems BPS (s. Anhang 3) berechnet.

## 1. Neutronenphysikalisches Modell

Das im RS3D verwendete Modell zur Beschreibung der makroskopischen Neutronenflüsse und der Leistungsverteilung basiert auf einem Wenig-Gruppen-Verfahren. Bei der Steuerstabzellen-Berechnung wird ein 3-Gruppenmodell verwendet.

$$\begin{aligned} \nabla D_1 \cdot \nabla \phi_1 - \Sigma_1 \cdot \phi_1 + \frac{1}{k} (v_1 \cdot \Sigma_{f,1} \cdot \phi_1 + v_2 \cdot \Sigma_{f,2} \cdot \phi_2 + v_3 \cdot \Sigma_{f,3} \cdot \phi_3) &= 0 \\ \nabla D_2 \cdot \nabla \phi_2 - \Sigma_2 \cdot \phi_2 + \Sigma_{sl_1} \cdot \phi_1 &= 0 \\ \nabla D_3 \cdot \nabla \phi_3 - \Sigma_3 \cdot \phi_3 + \Sigma_{sl_2} \cdot \phi_2 &= 0 \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

mit D ... Diffusionskoeffizient  
 $\phi_{1,2,3}$  ... Neutronenfluß (schnell, epithermisch, thermisch)  
 $\Sigma, \Sigma_f, \Sigma_{sl}$  ... makroskopischer Absorptions/Spalt-Querschnitt / Bremsquer-  
 schnitt  
 k ... Multiplikationsfaktor  
 v ... Spaltausbeute

Der Schnellspaltfaktor  $\epsilon$  ist in  $v_1 \cdot \Sigma_{f,1}$  mit berücksichtigt. Da der Energiebereich der 1. Gruppe (schnelle Neutronen) bis zu 5,5 KeV hinunterreicht, enthält diese Gruppe praktische alle Spaltneutronen.

Das Gleichungssystem (A.1) läßt sich mit

$$\nabla D_i \cdot \nabla \phi_i = D_i \cdot B_i^2 \cdot \phi_i \quad ; \quad D_i / \Sigma_i = M_i^2 \quad (\text{A.2})$$

formal nach dem effektiven Neutronenmultiplikationsfaktor k auflösen.

$$\begin{aligned} k = & \frac{v_1 \cdot \Sigma_{f,1}}{\Sigma_1} \cdot \frac{1}{1+B_1^2 \cdot M_1^2} + \frac{v_2 \cdot \Sigma_{f,2}}{\Sigma_2} \cdot \frac{\Sigma_{sl_1}}{\Sigma_1} \cdot \frac{1}{(1+B_1^2 \cdot M_1^2) \cdot (1+B_2^2 \cdot M_2^2)} \\ & + \frac{v_3 \cdot \Sigma_{f,3}}{\Sigma_3} \cdot \frac{\Sigma_{sl_2} \cdot \Sigma_{sl_1}}{\Sigma_2 \cdot \Sigma_1} \cdot \frac{1}{(1+M_1^2 \cdot B_1^2)(1+M_2^2 \cdot B_2^2)(1+M_3^2 \cdot B_3^2)} \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

Der unendliche Multiplikationsfaktor  $K_\infty$  ergibt sich hieraus durch Nullsetzen der Leckageterme  $B_1^2 \cdot M_1^2$

$$k_\infty = \frac{v_1 \cdot \Sigma_{f1}}{\Sigma_1} + \frac{v_2 \cdot \Sigma_{f2}}{\Sigma_2} \cdot \frac{\Sigma_{s1}}{\Sigma_1} + \frac{v_3 \cdot \Sigma_{f3}}{\Sigma_3} \cdot \frac{\Sigma_{s2}}{\Sigma_2} \cdot \frac{\Sigma_{s1}}{\Sigma_1} = k_{\infty 1} + k_{\infty 2} + k_{\infty 3} \quad (\text{A.4})$$

Da in einem Leichtwasserreaktor wegen der kleinen thermischen und epithermischen Diffusionsflächen ( $M_3^2 \ll M_1^2$ ;  $M_2^2 \ll M_1^2$ ) die Neutronendiffusion makroskopisch in erster Linie in der schnellen Gruppe stattfindet, ist es sinnvoll, die Berechnung der makroskopischen Leistungsverteilung auf die Behandlung dieser Gruppe unter näherungsweise Berücksichtigung der beiden übrigen abzustellen.

Unter Vernachlässigung von höheren Potenzen der Leckagen  $B_1^2 \cdot M_1^2$  und ihren Kreuzprodukten erhält man mit

$$M^2 = M_1^2 + M_2^2 + M_3^2; \quad B_2^2 = B_1^2; \quad B_3^2 = B_1^2 \quad (\text{A.5})$$

aus den Gleichungen (A.3) und (A.4)

$$k(1 + B_1^2 \cdot M^2) = k_\infty + B_1^2 [k_\infty (M_2^2 + M_3^2) + k_{\infty 2} \cdot M_3^2] \quad (\text{A.6})$$

bzw. aus (A.6) die angenäherte 1-Gruppen-Gleichung für den schnellen Fluß

$$B_1^2 = \frac{k_\infty/k - 1}{M^2 - A_\infty/k} = -1/D_1 \frac{\nabla D_1 \cdot \nabla \phi_1}{\phi_1} \approx -\frac{\nabla^2 \phi_1}{\phi_1} \quad (\text{A.7})$$

mit  $A_\infty = k_{\infty 1} (M_2^2 + M_3^2) + k_{\infty 2} \cdot M_3^2$

$$= \frac{v_1 \cdot \Sigma_{f1}}{\Sigma_1} \cdot (M_2^2 + M_3^2) + \frac{v_2 \cdot \Sigma_{f2}}{\Sigma_2} \cdot \frac{\Sigma_{s1}}{\Sigma_1} M_3^2$$

als Korrekturfaktor für epithermische und schnelle Spaltungen

Der Gradient der schnellen Diffusionskonstante  $D_1$  kann in (A.7) vernachlässigt werden, wenn die Brennelementbündel gleiche Moderator/Brennstoffverhältnisse besitzen und von Bündel zu Bündel keine starken Unterschiede des Dampfblasengehaltes auftreten.

Gleichung (A.7) wird in eine Differenzengleichung überführt und das entstehende lineare Gleichungssystem für die Neutronenflüsse an den einzelnen Maschenpunkten iterativ gelöst.

Bei der Berechnung von Xenontransienten wird die orts- und zeitabhängige Jod- und Xenonkonzentration berechnet und zur Korrektur des Multiplikationsfaktors an den Maschenpunkten verwendet. Bei der Berechnung des Einflusses der Xenonvergiftung auf den unendlichen Multiplikationsfaktor muß berücksichtigt werden, daß die Erzeugungsrate an Xenonatonen der Leistungsdichte (d.h. thermischer, epithermischer und schneller Spaltrate) proportional ist, während der Abbau neben dem natürlichen Zerfall nur durch den thermischen Neutronenfluß bestimmt ist.

Den Einfluß der Xenonvergiftung auf  $K_\infty$  erhält man im 3-Gruppenmodell aus (A.4), in dem man  $\sum_3$  durch  $\sum_3 + \sum_x$  ersetzt. Auf diese Weise erfüllt das stationäre Programm auch die Erfordernisse von Transientenrechnungen.

Für Randbündel muß der Neutronenfluß an die Reflektorgrenzfläche angepaßt werden und auch die Leckagen berücksichtigen. Hieraus wird ein entsprechend korrigiertes  $K$  (gegenüber  $K_\infty$ ) an den betroffenen Maschenpunkten ermittelt.

## 2. Leistungsverteilung

Die gesuchte Spaltungsleistungsdichte hat den Wert:

$$P = \sum_{f1} \cdot \phi_1 + \sum_{f2} \cdot \phi_2 + \sum_{f3} \cdot \phi_3 \quad (\text{A.8})$$

Mit

$$\bar{v} = \frac{v_1 \cdot \sum_{f1} \cdot \phi_1 + v_2 \cdot \sum_{f2} \cdot \phi_2 + v_3 \cdot \sum_{f3} \cdot \phi_3}{\sum_{f1} \cdot \phi_1 + \sum_{f2} \cdot \phi_2 + \sum_{f3} \cdot \phi_3} \quad (\text{A.9})$$

erhält man aus der Gleichung für den schnellen Fluß in (A.1) sowie den Gleichungen (A.2) und (A.7) die für das RS3D gewählte Darstellung der Spaltungsleistungsdichte

$$P = \frac{k \cdot \sum_1 \cdot \phi_1}{\bar{v}} \cdot [1 + M_1^2 \cdot B_1^2] = \frac{k \cdot \sum_1 \cdot \phi_1}{\bar{v}} \cdot [1 + M_1^2 \frac{k_\infty / k - 1}{M^2 - A_\infty / k}] \quad (\text{A.10})$$

Die Berechnung der Leistungsverteilung ist in Abb. A 1-1 dargestellt.

### 3. Unendlicher Multiplikationsfaktor $K_\infty$

Die Einflüsse der Dampfblasen, des Doppler-Effektes, des Abbrandes der Xenonvergiftung, der Steuerstäbe und der Brennstaboberflächenbelegung (Crudaufbau) auf  $K_\infty$  werden mit Hilfe von Polynomen dargestellt, deren Koeffizienten vom Brennstofftyp abhängen und aus parametrischen BPS-Rechnungen gewonnen werden.

$$K_\infty = \{ [k_\infty(UH, E, C) + \Delta K_u(U - UH, E, C)] \cdot \{ 1 + \frac{\Delta K_o}{K} (P/P_\gamma, U, C) \} - \Delta K_c(UH, E_u, E_c) \} \cdot \{ 1 + \frac{\Delta k_x}{K} (X, E, C) \} \cdot \{ 1 + \frac{\Delta K_s}{K} (S, U) \}$$

Der Dopplerkoeffizient in (A.11) ergibt sich zu (A.11)

$$\Delta K_o / K = - \frac{\sqrt{a + b(P/P_\gamma) + c(P/P_\gamma)^2} - d}{e + f \cdot u}$$

mit a, b, c, d, e, f ... Konstanten (A.11a)

und

- $U_H = \int_0^E \frac{dE'}{E}$ : über dem Abbrand E gemittelte relative Wasserdichte U
- C : Steuerstab-Stellungszustand
- $P_\gamma$  : Bezugsleistungsdichte, für die die Wirkungsquerschnitte berechnet werden
- P : wirkliche Leistungsdichte am betrachteten Maschenpunkt
- $E_u$  : unkontrollierter (ohne Steuerstab) Abbrand
- $E_c$  : kontrollierter (mit Steuerstab) Abbrand
- X : Xenonkonzentration
- S : Brennstaboberflächenbelegung

#### 4. Thermohydraulisches Modell

Die thermohydraulische Berechnung liefert bei gegebenem Gesamtkerndurchsatz und Reaktorleistung den Druckverlust und den Kühlmitteldurchsatz für die einzelnen Brennelemente und damit den Gesamtkerndruckverlust unter Berücksichtigung der Bündelleistung, der axialen Leistungsverteilung sowie der Eintrittsblende und Brennelementgeometrie.

Um die Berechnung zu vereinfachen, werden die Brennelemente zu wenigen charakteristischen Bündeltypen zusammengefaßt und dafür die thermohydraulischen Größen bestimmt. Dazu werden folgende Voraussetzungen gemacht

- Der Bruchteil des Gesamtdurchsatzes durch die Bypass-Region am Kerndurchsatz ist vorgegeben und gleich dem Bruchteil des anteiligen Bypassdurchsatzes eines jeden Bündels am Gesamtdurchsatz durch das jeweilige Bündel.
- Im Bereich unterkühlten Siedens werden Einflüsse der Zweiphasenströmung auf Druckabfall und Bündelströmung vernachlässigt.
- Der Druckverlust ist bei allen Bündeln gleich.

- Die axiale Leistungsverteilung hat im unteren und oberen Kernbereich jeweils einen konstanten Wert.
- Alle bei den hydraulischen Berechnungen verwendeten Kühlmittleigenschaften werden für den Reaktordruck ermittelt.
- Alle aktiven Brennstofflängen sind gleich.

Die iterative Berechnung der Kühlmitteldurchsatzverteilung erfolgt folgendermaßen:

Ein erster Schätzwert des Kerndruckverlustes wird durch die Berechnung des Druckverlustes des ersten charakteristischen Bündels mit einem ersten Schätzwert des Kühlmitteldurchsatzes gewonnen. Danach werden alle anderen charakteristischen Bündel (beginnend mit dem ersten Schätzwert des Durchsatzes) im Programm sukzessiv abgearbeitet. Dabei werden die jeweiligen Durchsätze solange extrapoliert und iteriert, bis alle charakteristischen Bündel den ersten Schätzwert des Kerndruckverlustes innerhalb einer vorgegebenen Genauigkeit besitzen (Druck-Iteration).

Anschließend wird der sich hieraus ergebende Gesamt-Kühlmitteldurchsatz mit dem Vorgabewert verglichen und bei einer Abweichung der Kerndruckverlust entsprechend extrapoliert und das ganze Verfahren solange wiederholt, bis der Gesamtkühlmitteldurchsatz innerhalb einer vorgegebenen Schranke mit dem Eingabewert übereinstimmt (Durchsatz-Iteration).

Dann werden die Kühlmitteldurchsätze des berechneten Modellkerns in die des realen Reaktorkerns umgerechnet. Dies geschieht, in dem ein linearer Zusammenhang zwischen dem Kühlmitteldurchsatz eines individuellen Bündels und dessen Abweichungen von seinem zugeordneten charakteristischen Bündel hinsichtlich Bündelleistung, axialer Leistungsverteilung und Crud-Belegung angenommen wird.

Die hierbei auftretenden Koeffizienten werden beim Kerndruckverlust des Modellkerns aus Berechnungen des Kühlmitteldurchsatzes an den Eckpunkten der jeweiligen charakteristischen Bereiche durch Differenzen-Quotienten-Bildung gewonnen.

Auf diese Weise wird für jedes individuelle Bündel gegenüber seinem zugeordneten charakteristischen Bündel der korrigierte Durchsatz zum Abschluß auf den vorgegebenen Gesamtkühlmitteldurchsatz durch die Brennelementbündel des Kerns normiert.

#### 5. Enthalpie- und Dampfblasenverteilung

Bei der Berechnung der Kühlmittelenthalpie wird von einem linearen Zusammenhang zwischen benachbarten Stützstellen ausgegangen und für Brennelementbündel und Bypass folgende Wärmequellen bzw. Wärmesenken berücksichtigt:

- Die von den Brennstäben durch ihre Hülle hindurch an das Kühlmittel abgegebene Wärme.
- Die Wärmeerzeugung im Kühlmittel, im Brennelementkasten und in den Steuerstäben aufgrund von Gamma-Absorption und Neutronenbremsung.
- Der Wärmezustrom aus den Kühlkanälen bei unterschiedlichen Temperaturen in den Kanälen und den Spalten.
- Die Wärmeverluste an das Kühlmittel in den Wasserspalten bei unterschiedlichen Temperaturen im Kühlkanal und den Spalten.
- Die Wärmeverluste an das Wasser im Rückströmraum durch den Kernmantel hindurch.

Zur Vereinfachung werden alle Wasserspalten zu einem Bypasskanal zusammengefaßt.

Die Berechnung der Dampfblasenverteilung geschieht folgendermaßen:

Sobald die Oberflächentemperatur der Brennstäbe die Siedetemperatur überschreitet, beginnen sich Dampfblasen zu bilden (unterkühltes Sieden).

Diese Blasen lösen sich jedoch nur dann von der Oberfläche ab und verursachen einen Nettodampfgehalt im Kühlmittel, wenn die Unterkühlung einen bestimmten, der Heizflächenbelastung proportionalen Wert unterschreitet. Da dieser Wert über die Heizflächenbelastung höhenabhängig ist, wird er zwischen zwei Stützstellen linear interpoliert, um den Ort zu finden, an dem die Dampfblasenablösung beginnt.

Nach Beginn der Dampfblasenablösung steigt die Enthalpie der flüssigen Phase zunehmend schwächer mit der Gesamtenthalpie des Kühlmittels an, weil in steigendem Maße die Enthalpie-Zunahme zur Dampferzeugung führt, und die gebildeten Dampfblasen eine wachsende Überlebenswahrscheinlichkeit in der unterkühlten Flüssigkeit besitzen. Aus demselben Grund ist die Dampfqualität  $X$  im Kühlmittel größer als im thermodynamischen Gleichgewicht. Der relative Dampfvolumenteil  $VF = \alpha$  errechnet sich mit den Strömungsgeschwindigkeiten  $W_W$  und  $W_D$  für Wasser und Dampf, den entsprechenden Dichten  $\rho_W$  und  $\rho_D$  und der Massenbilanz zu

$$VF = \alpha = \frac{X}{X [1 + \rho_D / \rho_W (1/X - 1)] + \frac{\rho_D W}{G/F} (1 - \alpha)} \quad (A.12)$$

mit  $W = W_D - W_W$ : Schlupf zwischen Wasser und Dampf

$G/F$  : Massenstromdichte im Brennelement

Im RS3D ist die obige Gleichung für  $VF$  durch einen empirisch angepaßten, gleich strukturierten Ausdruck ersetzt.

Die zur neutronenphysikalischen Berechnung benötigte relative Wasserdichte  $U$  hat den Wert

$$U = (\rho_W (1 - \alpha) + \rho_D \cdot \alpha) / \rho_B \quad (A.13)$$

mit  $\rho_B$  = Bezugsdichte

## 6. RS3D-Berechnungsmodule

Die Möglichkeiten des RS3D-Programmes sind im wesentlichen auf das Ziel ausgerichtet, für Einsatzplanungszwecke ein umfangreiches Instrumentarium zu besitzen. Sie umfassen u.a. folgende Optionen:

- Zykluslängenberechnungen mit einer Haling-Leistungs- und Abbrandverteilung (z.B. zur Optimierung von Beladeplänen)
- Berechnung von kalten Betriebszuständen (z.B. zur Ermittlung kritischer Steuerstabbilder)
- Berechnung der Abschaltsicherheit
- Berechnung von Dampfblasen- und Leistungskoeffizienten der Reaktivität
- Berechnung von Xenontransienten
- Berechnung der Umwälzregelkennlinie (URK)
- Umlademodul für Brennelementwechselpläne

## 7. RS3D-Versionen

Die dieser Arbeit zugrundeliegenden Rechnungen wurden sowohl mit den Versionen RS3D05 als auch RS3D07 durchgeführt. Mit Beginn des 2. Zyklus stand zur Durchführung von Rechnungen das on-Line-Überwachungsinstrumentarium des FNR (Fortschrittlicher Nuklear Rechner) zur Verfügung. Es besteht aus den Programmen:

- RS3D zur Betriebsverfolgung und Vorausrechnung
- Pl zur Betriebsverfolgung sowie als nachgeschaltetes Programm zum RS3D (dabei liefert das RS3D berechnete Fahrkammerwerte als Eingangsgrößen für das Pl).

Das RS3D kann jeweils mit bzw. ohne Anpassung gerechnet werden. Anpassung heißt in diesem Zusammenhang, daß nach Beendigung einer Fahrkammermessung, die Meßdaten zur Anpassung des RS3D-Programms an den aktuellen Zeitpunkt im Zyklus benutzt werden. Dies geschieht durch eine Korrektur der K-Werte an den Maschenpunkten in der Weise, daß die gemessene Flußverteilung mit der berechneten übereinstimmt. Damit wird eine enge Anpassung des Programms an die Zustände im Zyklus erreicht und ein Auseinanderlaufen der Ergebnisse von Pl und RS3D vermieden. Gleichzeitig erhöht sich die Genauigkeit der Rechenergebnisse. Die Rechnungen wurden daher mit seltenen Ausnahmen (z.B. bei Steuerstabbilduntersuchungen) normalerweise im adaptiven Modus, d.h. mit Anpassung durchgeführt. Mit Beginn des 3. Zyklus wurde die Version RS3D07 eingeführt, die im wesentlichen folgende Verbesserungen enthält:

- exakte Berechnung des materiellen Bucklings
- Berücksichtigung des nichtlinearen räumlichen Neutronenflußverlaufs innerhalb des großen Maschenvolumens.
- Berücksichtigung unterschiedlicher Diffusions-Konstanten an benachbarten Maschenpunkten.
- Berücksichtigung des Einflusses unterschiedlicher Neutronenspektren in den benachbarten Maschenvolumen auf das Spektrum im betrachteten Maschenvolumen.
- Vollständige Anpassung des thermohydraulischen Modells an das Programm THRP (stationäres thermohydraulisches Reaktorprogramm, s. Anhang 3) mit entsprechenden thermohydraulischen Verbesserungen.

Diese Verbesserungen führen zu einem verbesserten Verhalten des Multiplikationsfaktors und einer genaueren Ermittlung der Leistungsverteilung.

/A1-1/ Strohbach, Locke

Stationärer 3D-Reaktorsimulator (RS3D)

KWU, Technischer Bericht R124/85/584 v. 04.11.85.

/A1-2/ R. Lembcke

Der adaptive SWR-Kernsimulator als zentraler Baustein vom fortschrittlichen Nuklearrechner (FNR) im On-line-Betrieb

Jahrestagung Kerntechnik 1984, Frankfurt

/A1-3/ P. Strohbach, P. Pohl, P. Kilian

Verifikation der Auslegungs- und Berechnungsverfahren des Siedewasserreaktors

Reaktortagung Kerntechnik 1978, Hannover

/A1-4/ H. D. Lemke, D. Pleuger, U. Schmidt

Fortschrittliche Nuklearrechnungen für den SWR

Atomkernenergie-Kerntechnik (41), 1982

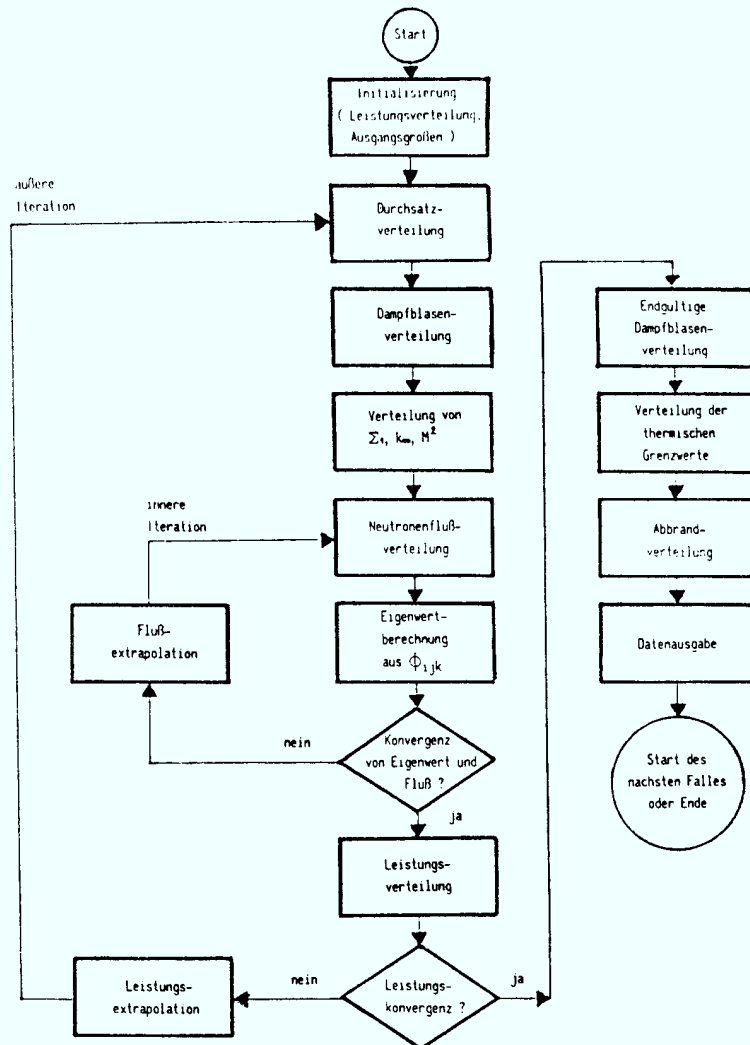


Abb. A 1-1 Leistungsverteilungsmodul im Standardbetrieb

## Anhang 2: Das nukleare Kernüberwachungsprogramm P 1

Das zur Kernüberwachung eingesetzte nukleare Programmpaket besteht aus 3 Hauptteilen:

- P 1 - 1: Zur Aufbereitung der erforderlichen Daten, zur Berechnung der axialen Leistungsverteilung aus den LVD-Anzeigen und zur ersten Abschätzung der Leistungen der Bündelsegmente sowie der Bündeldurchsätze.
- P 1 - 2: Zur iterativen Berechnung der Kühlmitteldurchsatz- und Dampfblasenverteilung, sowie der Leistungsverteilung in den Bündelsegmenten durch radiale Expansion und einer leistungsabhängigen Konvergenzprüfung der Segmentleistungen.
- P 1 - 3: Zur Auswertung und Vorbereitung der Protokollierung der berechneten Daten. Neben den allgemeinen Daten werden insbesondere die Abstände zu den zulässigen Betriebsgrenzen der linearen Stabileistung (MFLPD) und der Siedeübergangsleistung (MASL) berechnet. Die letzteren Daten dienen auch zur Festlegung von Grenzwerten für die LVD.  
Energieerzeugung sowie Abbrände der Kerninstrumentierung (LVD), der Brennelementbündel und der Steuerstäbe werden akkumuliert.

Die Berechnung der Bündelleistungen, der Bündeldurchsätze sowie der Leistungsverteilung geschieht mit Hilfe von Fits, die aus Parametervariationen mit Hilfe der Rechenprogramme RS3D und BPS abgeleitet werden. Da in der Vergangenheit keine entsprechend leistungsfähigen Prozeßrechner zur Verfügung standen, wurde aus Rechenzeitgründen auf ein physikalisches Modell verzichtet und statt dessen ein Expansionsmodell gewählt.

Der Rechengang im Programm stellt sich folgendermaßen dar:

- Die Basis jeder Leistungsverteilungsberechnung ist die letzte Fahrkammermessung. Mit der Fahrkammermessung werden nicht nur die LVD's in ca. 4-wöchigem Abstand zur Abbrandkompensation kalibriert, sondern auch axiale Neutronenfluß- bzw. Gammaflußverteilungen an verschiedenen radialen Positionen (KKK: 48) aufgenommen.

(In den letzten Jahren sind die in der Vergangenheit als Fahrkammerdetektoren üblichen Neutronenflußspaltkammern durch Gammafahrkammern ersetzt worden, da sie auf betriebsbedingte radiale Veränderungen ihrer Lage nicht so empfindlich reagieren.)

Diese axialen Flußverteilungen werden bis zur nächsten Fahrkammermessung an die aktuellen LVD-Anzeigen angepaßt und liefern damit die Basis, für die im Stundenabstand vom Pl berechneten Leistungsverteilungen.

Da die Beladung und das Steuerstabbild rotations- oder spiegelsymmetrisch sein muß, folgt auch die radiale und axiale Leistungsverteilung diesen Symmetriebedingungen. Daher kann auch durch die vergleichsweise geringe Anzahl von LVD-Lanzen im Kern eines SWR jede Position zwischen 4 Brennelementen (mit Ausnahme des Kernrandes) durch Spiegelung oder Drehung mit einer echten Lanze oder Pseudolanze besetzt werden (siehe Abbildung A 4-1).

Mit den Ergebnissen der vorangegangenen Pl-Rechnung erfolgt eine erste Abschätzung der Leistungsverteilung im Kern, indem die vorangegangene Leistungsverteilung mit dem Verhältnis aus aktueller LVD-Anzeige zur LVD-Anzeige des vorangegangenen Pl-Laufs korrigiert wird. Auf ähnliche Weise werden auch die neuen Bündeldurchsätze abgeschätzt.

Für die Berechnung der aktuellen Bündeldurchsätze müssen zwei Bedingungen erfüllt sein:

- Die Summe aller Bündeldurchsätze (incl. Bypaßanteil) muß gleich dem gemessenen Kerndurchsatz sein.
- Alle Bündel müssen den gleichen Druckverlust haben.

Aus den so ermittelten Durchsätzen und der vorgegebenen Leistungsverteilung (beim ersten Durchlaufen der Iterationsschleife ist das die erste Abschätzung) kann unmittelbar die Dampfblasenverteilung bestimmt werden.

Die Leistungsverteilung wird dann in vier Schritten berechnet:

- Zuerst wird die mittlere Leistung PAR der vier Eckstäbe bestimmt, die einer echten oder Pseudo-LVD-Lanze benachbart sind (die Berechnung erfolgt jeweils für n axiale Brennstabsegmente; n = 24 für KKK). PAR nimmt dabei folgende Form an.

$$PAR = f (ER, E, V, C_1)$$

mit ER: effektive LVD-Anzeige

E : mittlerer Abbrand der vier benachbarten Bündelsegmente

V : mittlerer Dampfblasengehalt der vier benachbarten Bündelsegmente

C<sub>1</sub>: Korrelationskonstanten

(In Abb. A 2-1 ist eine Lanzenzelle dargestellt.)

- Der zweite Schritt ist die Berechnung der mittleren Leistung P4B der vier Bündelsegmente, die einer echten oder Pseudo-LVD-Lanze benachbart sind, aus der mittleren Leistung der vier Eckstabsegmente PAR:

$$P4B = f (PAR, E, V, D_1, F_1, F_2)$$

mit D<sub>1</sub>: Korrelationskonstanten

F<sub>1</sub>: vom Steuerstabbild abhängiger Faktor

F<sub>2</sub>: vom Steuerstabbild abhängiger Dampfblasenkoeffizient

- Im dritten Schritt werden die Leistungen P der einzelnen Bündelsegmente aus der mittleren Leistung P4B der vier benachbarten Bündelsegmente berechnet:

$$P = f (P4B, PA)$$

mit PA: Leistungsaufteilungsfaktor, der abhängig ist von dem Steuerstabbild, von den Verteilungen des Dampfblasengehaltes, des Abbrandes, des Brennstofftyps in der Viererbündelzelle und vom Grobflußgradienten (mis-match-Faktor zwischen benachbarten Bündeln).

- Im letzten Schritt werden die Bündelsegmentleistungen P so normiert, daß ihre Summe gleich der über eine Wärmebilanz bestimmten Reaktorleistung ist. Die vier Schritte müssen solange wiederholt werden bis das vorgegebene Konvergenzkriterium erfüllt ist.

Der Ablauf ist schematisch in Abb. A 2-2 dargestellt.

Die lokalen Leistungsverteilungen in einem Bündelsegment werden dem Pl (wie beim RS3D) vom BPS als Eingangsdaten in Abhängigkeit vom Abbrand, Dampfblasengehalt und Steuerstabskonfiguration zur Verfügung gestellt.

Als weitere Daten stellt das Pl zur Verfügung:

- statistische Daten zur Energieerzeugung
- Brennstoffabbranddaten
- Isotopenvektoren
- LVD-Abbranddaten
- Steuerstabsabbranddaten.

Da das Pl kein eigenständiges physikalisches Modell beinhaltet, ist zur Darstellung der Abhängigkeiten von Hilfsprogrammen (RS3D, BPS, THRP) in Abbildung A 2-3 der prinzipielle Zusammenhang dargestellt.

# DETEKTOR-LANZENZELLE

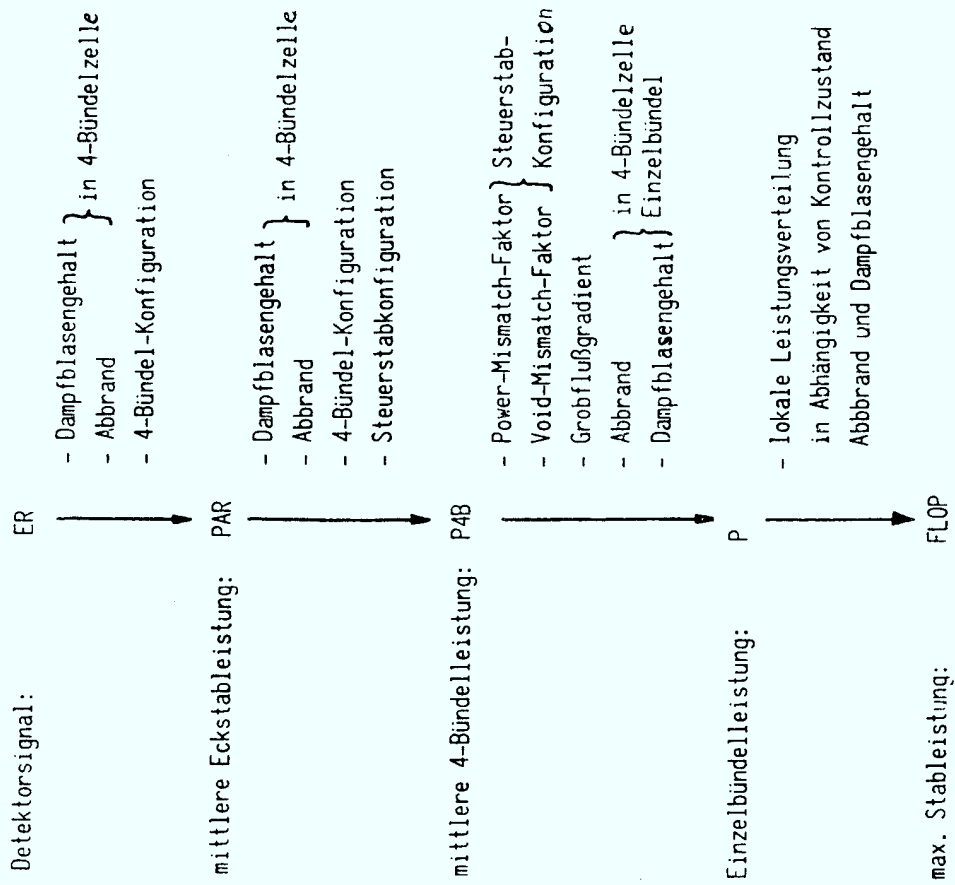
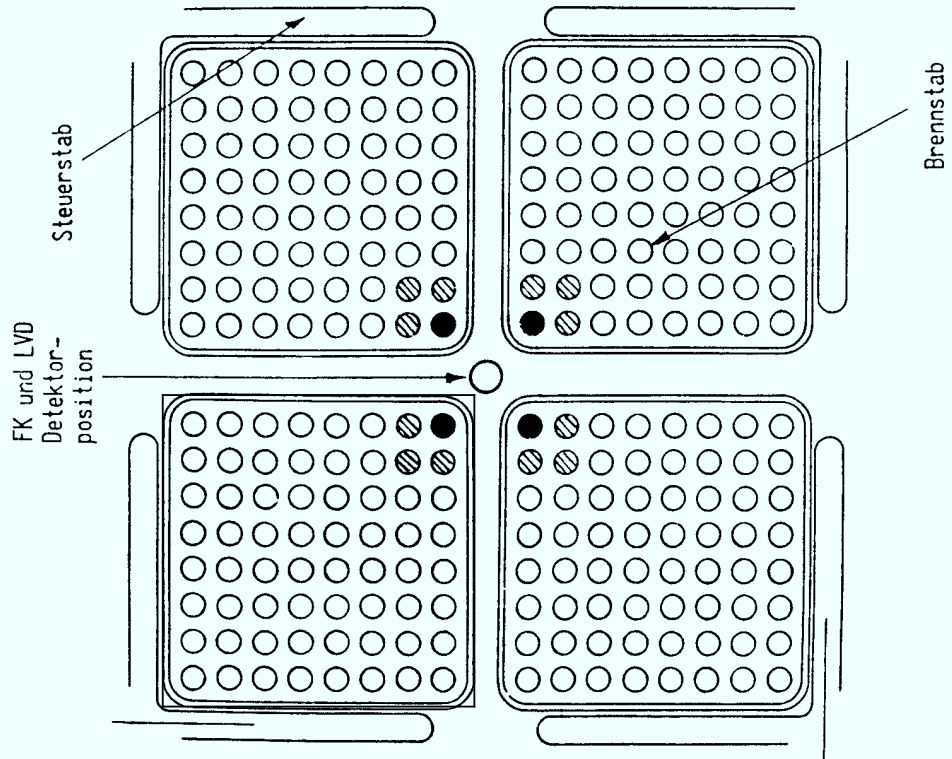


ABB. A2-2 Leistungsverteilungsermittlung im Prozeßrechner (schematisch)

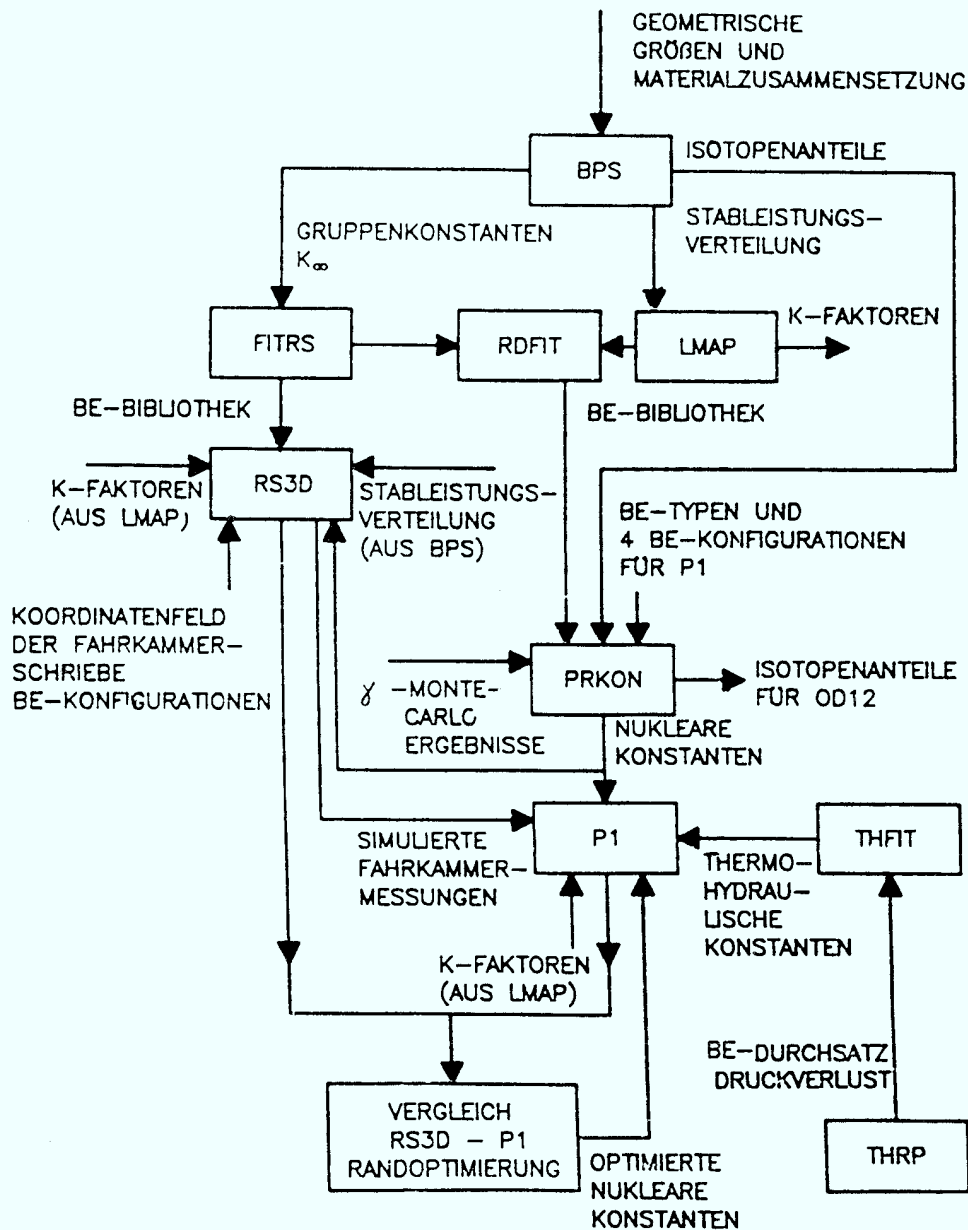


ABB. A2-3 Programmsystem zur Ermittlung der nuklearen Konstanten

/A2-1/ D. Pleuger

Instrumentierungskonzept und Signalverarbeitung im Reaktorkern  
des Siedewasserreaktors

Atomkernenergie-Kerntechnik 41, 1982

### Anhang 3: Service-Programme

#### 1. Das Bündelprogrammsystem zur Brennelementauslegung (BPS/BPSA)

Das Programmsystem berechnet die Neutronenfluß- und Stableistungsverteilung zweidimensional in einer horizontalen Ebene sowie den Abbrand für einen vorgegebenen Zeitabschnitt und Dampfblasengehalt im Bündel. Die für das Reaktorsimulationsprogramm (RS3D) benötigten Eingabedaten, die zweithomogenisierten Gruppenkonstanten und der unendliche Multiplikationsfaktor  $K_{\infty}$  werden vom BPS/BPSA berechnet. Die Ergebnisse werden mit Hilfe der Vielgruppen- Neutronen-Bremmung (mittels Erststoßwahrscheinlichkeit), der integralen Mehrgruppen-Transportrechnung für den thermischen Bereich, von zweidimensionalen Dreigruppen-Diffusionsrechnungen und Abbrandrechnungen mit variablen Betriebszuständen ermittelt.

Als Eingangsdaten benötigt das Programm die materiellen und geometrischen Daten eines Brennelementes.

Die Vorgehensweise zur Ermittlung der Eingabedaten für das RS3D entspricht den folgenden Schritten:

- Zunächst werden die thermischen Breitgruppen-Neutronenwirkungsquerschnitte für alle homogenisierten Brennstabzellen und externen Regionen erzeugt. Im thermischen Bereich wird das thermische Spektrum von Stab zu Stab, unter Berücksichtigung der Leckage, die nach der Diffusionstheorie ermittelt und in das thermische Spektrum eingefügt wird, bestimmt. Zwischen Diffusionsrechnung und thermischer Spektrumsrechnung wird ausiteriert, um genaue raumabhängige thermische Wirkungsquerschnitte zu erzielen.
- Im zweiten Schritt werden die zellweise und regionenweise homogenisierten Wirkungsquerschnitte für die schnelle und epithermische Breitneutronengruppe erzeugt. Dazu wird ein Mehrgruppenprogramm unter Anwendung der Stoßwahrscheinlichkeitsmethode eingesetzt.

Im epithermischen Bereich werden die Resonanzintegrale der einzelnen Niveaus mit einer verbesserten JR (intermediate resonance)- Approximation berechnet, wobei die "intermedialen" Resonanzen brennstofftemperaturabhängig sind.

- Im dritten Schritt werden die Wirkungsquerschnitte benutzt, die in den vorangegangenen in einer zweidimensionalen Grobmaschen-Breitgruppen-Diffusionsberechnung erzeugt worden sind, um nodale Daten und die Leistungsverteilung im Bündel zu bestimmen.
- Im vierten und letzten Schritt erfolgt die Isotopen- Abbrandberechnung. Hierzu werden bis zu 100 Isotope berücksichtigt für Spaltprodukte, Brut- und Brennstoffe.

Als Ergebnis kann ein Brennelementbündel als ein zweidimensionales, isoliertes (in einer unendlichen Anordnung), heterogenes System simuliert werden unter Berücksichtigung von Brennstäben, Wasserstäben, abbrennbaren Giften, Wasser innerhalb und außerhalb des Kastens und der Steuerstäbe. Das Ablaufdiagramm des Programmes ist in Abbildung A 3-1 dargestellt. Die Problemlösung erfolgt aus ökonomischen Gründen durch eine Kombination von Transporttheorie (Brennstabzelle, externe Region) und Diffusionstheorie (Grobmaschenrechnung).

In Verbindung mit dem RS3D05 wird das Programm BPS angewendet, für das RS3D07 die verbesserte Version BPSA. Die Modifikationen bestehen im wesentlichen aus verfeinerten mathematischen Verfahren und konsistenteren physikalischen Methoden.

Eine nachgeordnete, jedoch wesentliche Aufgabe des Systems BPS/BPSA besteht darin, für RS3D und THRP die sogenannten K-Faktoren zu ermitteln. Der K-Faktor (Peaking-Faktor) ist neben der Brennelementleistung und dem Bündeldurchsatz der bestimmende Faktor für die Siedeübergangsleistung eines Brennelementes. Er berücksichtigt den Wärmeaustausch zwischen benachbarten Stäben aufgrund der schnellen Durchmischung des Kühlmittels innerhalb des Brennelementes.

Das PCI- Überwachungsprogramm OD11 erfüllt zwei Aufgaben:

- Nach jedem Pl-Lauf wird für jedes Brennelementsegment die aus der lokalen Verteilung folgende maximale lineare Stabileistung mit dem Konditionierzustand für dieses Brennelementsegment verglichen. Bei einer Überschreitung des Konditionierzustandes wird eine Warnmeldung ausgelöst und die Konditionierung entsprechend der Konditioniergeschwindigkeit nachgeführt; bei einer länger dauernden Unterschreitung des Konditionierzustandes wird dieser entsprechend der Dekonditioniergeschwindigkeit, abgebaut.
  
- Nach jedem Pl-Lauf wird überprüft, ob das Steuerstabbild dem konditionierten Stabbild entspricht, oder dieses unzulässig überschreitet. Bei einer zulässigen Überschreitung wird entsprechend den erforderlichen Haltezeiten des Schonprogrammes das Stabbild nachkonditioniert. Da hierbei jedoch nur die Einhaltung der allgemeinen Regel kontrolliert wird, unabhängig von der radialen und axialen Position des Steuerstabes und seiner Brennelementumgebung, wird zusätzlich eine quasi-nodale Überwachung durchgeführt. Hierzu wird die Veränderung der linearen Stabileistung des dem Steuerstab am nächsten befindlichen Stabes, des Eckstabes berücksichtigt. Aus BPS-Rechnungen wird die maximale, abbrandabhängige Leistungsänderung beim Übergang vom unkontrollierten zum kontrollierten Zustand des Eckstabes ermittelt und als Veränderung des lokalen Faktors in das Modell eingeführt. Nach den globalen Regeln darf ein Stab über einen Hub von 15 cm (entsprechend einem Brennelementsegment) nur in 5 Schritten  $a' 3$  cm gezogen werden. Beim Übertragen dieser Regel auf die Veränderung des lokalen Faktors für den Eckstab, mit Hilfe einer linearen Anpassung, kann nicht grundsätzlich vorausgesetzt werden, daß diese Vorgehensweise ausreichend konservativ ist, so daß die allgemeine Ausfahrregel noch Vorrang hat bis ein verfeinertes Modell vorliegt und abgesichert ist.

## 2. Das Programmsystem zur thermohydraulischen Analyse des Reaktorkerns (THRP)

Das Programm bestimmt die wesentlichen thermischen und hydraulischen Daten eines Brennelementes für unterschiedliche Betriebszustände und Leistungsverteilungen.

Die Vorgehensweise entspricht der im RS3D angewandten Methode, der Kern wird in charakteristische, den Kern repräsentierende Bündeltypen aufgeteilt. Für jeden Bündeltyp werden dann die folgenden Daten berechnet:

- Druckverlust innerhalb des Brennelements und in den Bypassbereichen (geodätisch, Reibung, Beschleunigung, lokal, Zweiphasen)
- Verlauf der Kühlmittelenthalpie
- Berechnung der Siedeübergangsleistung
- thermohydraulische Analyse von Wasserstabstrukturen
- Analyse des internen Kühlmittelumwälzkreislaufes im Reaktor
- Kühlmitteldurchsatzverteilungen.

Mit Hilfe dieser Daten wird der Kern in parallele, nicht kommunizierende Kühlmittelkanäle eingeteilt und stationär berechnet.

Als Eingabedaten werden Kerngeometrie, Leistung und Leistungsverteilung, Betriebsdruck und Kerneintrittsenthalpie benötigt.

## 3. Fortschrittlicher Nuklear-Rechner (FNR)

Neben den Programmen RS3D und Pl beinhaltet der FNR eine umfangreiche Farbgrafiksoftware (zur übersichtlichen Darstellung wesentlicher Ergebnisse), eine Datei zur Abspeicherung und schnellen Abrufung aller wesentlichen Daten des aktuellen Zyklus (History-Datei) sowie ein Programm zur Überwachung der nodalen PCI-Regeln. Auf das letztere Programm soll hier näher eingegangen werden, um die angewendete Methodik zu verdeutlichen.

## Anhang 4: Auslegungsdaten der Anlage KKK

### 1. Hauptdaten der Anlage

Thermische Reaktorleistung	3690	MW
Generatorklemmenleistung	1316	MW
Kraftwerks-Nettoleistung	1260	MW
Netto-Anlagenwirkungsgrad	34	%
Gesamt Frischdampfmenge	1994	kg/s
FD-Leitungen	4	
Sicherheits- und Entlastungsventile an den FD-Leitungen	11	
Drehzahl des Turbosatzes	25	s <sup>-1</sup>
Anzahl der Turbinengehäuse	1 HD/3 ND	
Umleitstation ausgelegt für 2flutige Turbinengehäuse HD/ND	60 % der Nenndampfmenge 1/3	
Kondensatordruck	0,004	bar
Vorwärmendtemperatur	215	°C
Druck im Kondensator	0,044	bar
Kühlwasser-Eintrittstemperatur	11	°C
Kondensator-Kühlwassermenge	ca. 56,8	m <sup>3</sup> /s
Scheinleistung-Generator	ca. 1530	MVA
Leistungsfaktor	0,86	

## 2. Daten des Kerns

Zahl der Brennelemente	840
Zahl der Steuerstäbe	205
Zahl der Neutronenquellen	5
Zahl der Anfahr-detektoren	5
Zahl der Leistungsverteilungs-detektoren	4 x 48
Äquivalenter Kerndurchmesser	4987 mm
Aktive Kernhöhe (kalt)	3710 mm (8x8) 3810 mm (9x9)
Brennstoff	UO <sub>2</sub> -Tabletten
Moderator-Brennstoff-Verhältnis (Erstkern)	2,6
Uranmenge im Erstkern	155,8 t

## 3. Thermohydraulische Auslegungsdaten bei Nennlast (100% URK)

Mittlere Leistungsdichte im Kern	50,9	MW/m <sup>3</sup>
Mittlere spezifische Uranbelastung	22,7	MW/t
Gesamter Heistellenfaktor (8x8)	2,43	
Maximale Brennstofftemperatur	2254	°C
Gesamte Heizfläche (Erstkern)	7710	m <sup>2</sup>
Mittlere Heizflächenbelastung	46	W/cm <sup>2</sup>
Mittlerer Dampfblasengehalt in den Brennelementkästen (Erstkern)	42	Vol.-%
Mittlerer Dampfblasengehalt am Kernaustritt (Erstkern)	60	Vol.-%
Unterkühlung am Kerneintritt	42,7	kJ/kg
Kühlmitteldurchsatz durch Brennelemente	13822	kg/s
Kühlmitteldurchsatz durch Spalte	1622	kg/s
Minimaler Abstand zur Siedeübergangsleistung	1,29	

#### 4.1 Brennelementdaten

##### Benennung

##### Nachladebrennelement 2. Zyklus

##### 4.1.1 Brennelement Brennelementhersteller

##### K W U A S E A

Erstkernelemente	K W U	A S E A
1. Stabanordnung	8x8	8x8
2. Anzahl der Brennstäbe je BE	63	62
3. Anzahl der Wasserstäbe je BE	1	2
4. Mittenabstand der Brennstäbe	16,25 mm	16,30; 16,05; 15,8 mm
5. Anzahl der Abstandshalter je BE	7	7
6. BE-Kasteninnenweite	134 mm x 134 mm	134 mm x 134 mm
7. Gesamthöhe eines Brennelementes	4470 mm	4470 mm
8. Mittlere Anreicherung je BE (Gew.-% U-235)	1,94 %	2,81 %
9. Uranmasse je BE (Sollgehalt)	185,5 kg	176 kg
10. Absorber je BE (Gew.-% Gd <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	1 x 2,5/2 x 3,5 (3 Stäbe)	ca. 3,0 (4 Stäbe)
11. mittlerer Entladeabbrand (MWd/t)	17.500	32.000

##### 4.1.2 Brennstab

1. Hüllrohraußendurchmesser	12,5 mm	12,3 mm
2. Hüllrohrinnendurchmesser	10,80 mm	10,66 mm
3. Wanddicke des Hüllrohrs	0,85 mm	0,82 mm
4. Länge der Brennstoffsäule	3710 mm	3710 mm
5. Füllgas	Helium	Helium
6. Einfülldruck	6,5 bar	6,5 bar
		12,25 mm Normalstab (11,75 mm Eckstab)

## 4.2 Brennelementdaten

### Benennung

### Nachladebrennelement 3. Zyklus

#### 4.2.1 Brennelement Brennelementhersteller

1. Stabanordnung
2. Anzahl der Brennstäbe je BE
3. Anzahl der Wasserstäbe je BE
4. Mittenabstand der Brennstäbe
5. Anzahl der Abstandshalter je BE
6. BE-Kasteninnenweite
7. Gesamthöhe eines Brennelementes
8. Mittlere Anreicherung je BE  
(Gew.-% U-235)
9. Uranmasse je BE (Sollgehalt)
10. Absorber je BE (Gew.-%, Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)
11. mittlerer Entladeabbrand (MWD/t)

#### A S E A

8x8  
64  
- (Wasserkreuz)  
15,5 mm  
6x4  
136,9 mm  
4481 mm  
2,71 %

#### K W U

9x9  
72  
1 Wasserkanal  
14,45 mm  
7  
134 mm  
4470 mm  
3,19 %

#### K W U

9x9  
76  
5  
14,45 mm  
7  
134 mm  
4470 mm  
3,0 %

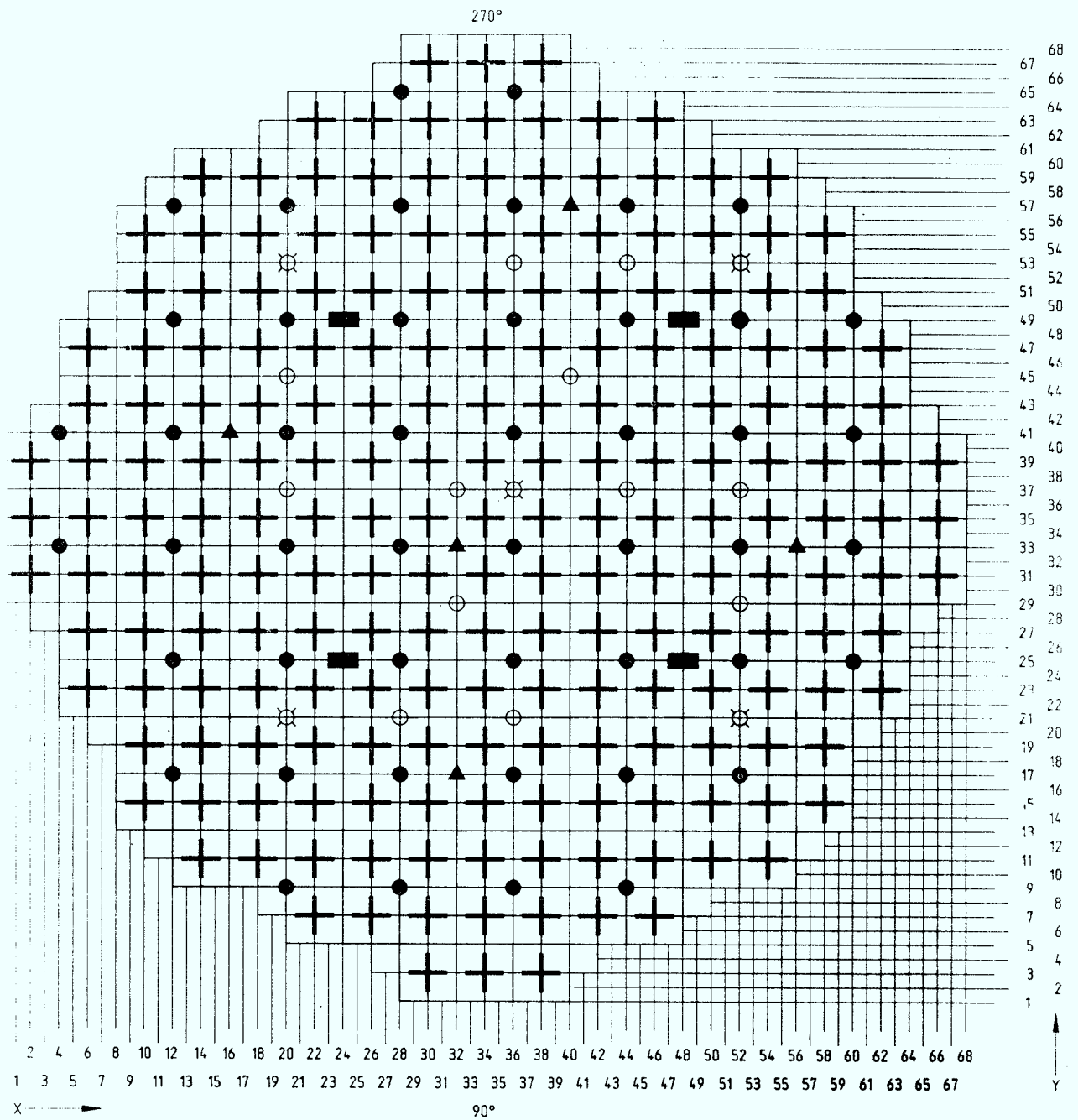
172 kg  
4,4  
6 Stäbe  
35.000

177,7 kg  
3,0  
9 Stäbe  
39.500

184,3 kg  
3,0  
9 Stäbe  
35.400

#### 4.2.2 Brennstab

1. Hüllrohraußendurchmesser	11,0 mm	11,63 mm Normalstab
2. Hüllrohrinnendurchmesser	9,67 mm	12,25 mm Konnektorstab)
3. Wanddicke des Hüllrohrs	0,665 mm	10,65 mm
4. Länge der Brennstoffsäule	3810 mm	0,80 mm
5. Füllgas	oben und unten jeweils 150 mm Natururan	3810 mm
6. Einfülldruck	Helium 6,5 bar	oben und unten jeweils 147 mm Natururan Helium 8 bar



⊗ Neutronenquelle (5)

● Meßpositionen der lokalen Leistung (48)

▲ Anfahrkanal (5)

■ Übergangskanal (4)

○ Alternativpositionen für Neutronenquelle (12)



Steuerstab (205)

Brennelementbündel (840)

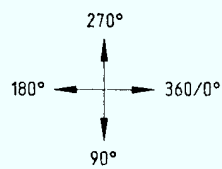


Abb. A4-1

# KERNSCHEMA KKK

