

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Januar 1974

KFK 1931

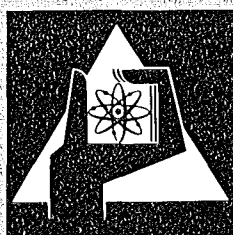
Institut für Reaktorentwicklung

**Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer
Kenngrößen für thermische und schnelle Leistungsreaktoren**

2. Themenkreis: Reaktordynamik

**Zusammenstellung der Vorträge von der
KTG-Fachtagung, 29. – 31. 1. 1974**

G.F. Schultheiß



**GESELLSCHAFT
FÜR
KERNFORSCHUNG M.B.H.**

KARLSRUHE

Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M.B.H.
KARLSRUHE

Fachtagung der
Fachgruppen Thermo- und Fluidodynamik und Reaktorphysik
der Kerntechnischen Gesellschaft im Deutschen Atomforum e.V.

29. bis 31. Januar 1974

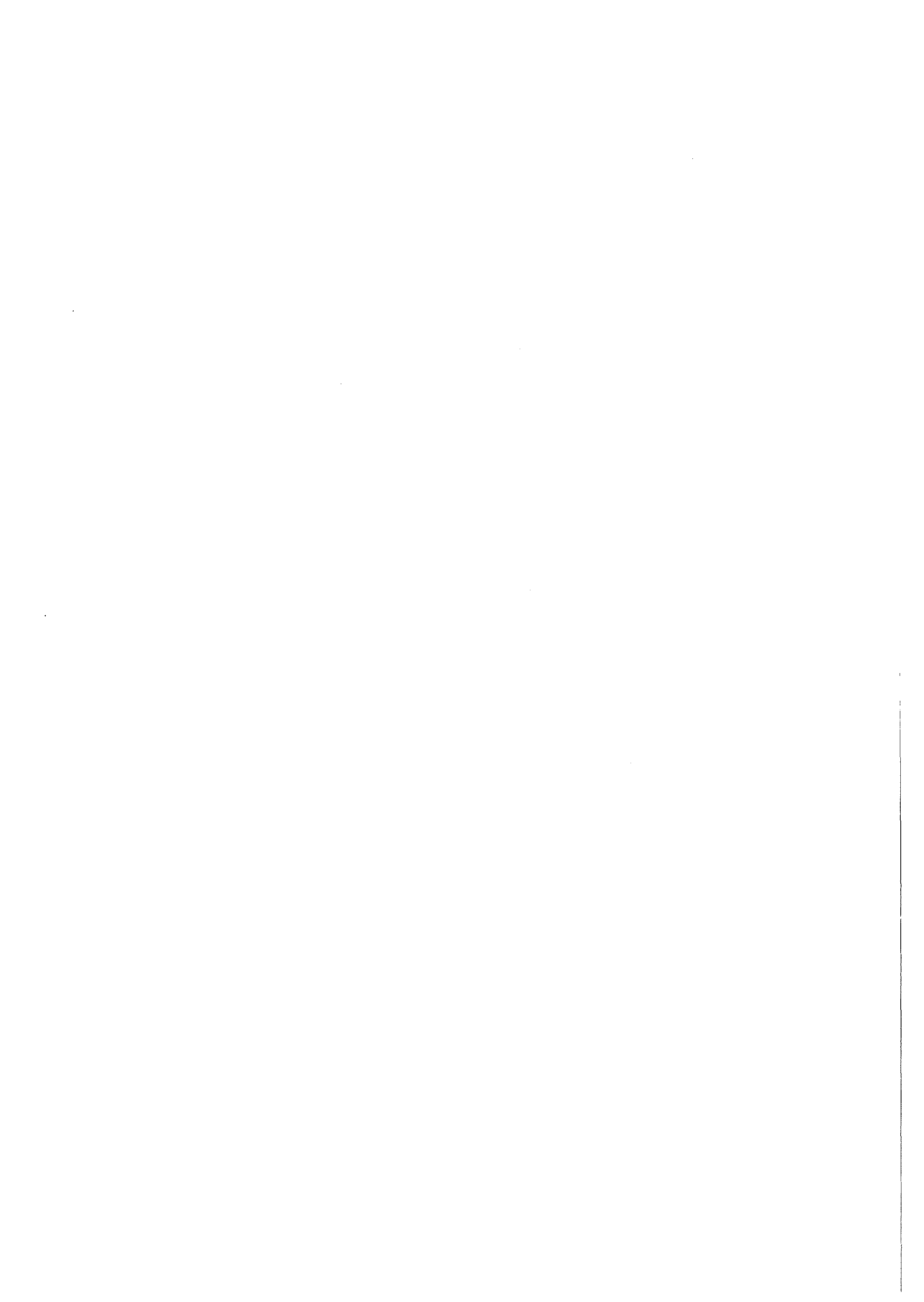
über

Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen
für thermische und schnelle Leistungsreaktoren

2. Themenkreis: Reaktordynamik

Zusammenstellung aller Vorträge

G.F. Schultheiß



Zusammenfassung

Dieser Bericht enthält die Zusammenstellung aller Vorträge, die anlässlich einer 2. Fachtagung über Reaktordynamik der Fachgruppen Reaktorphysik und Thermo- und Fluidodynamik der Kerntechnischen Gesellschaft im Deutschen Atomforum e.V. im Januar 1974 gehalten wurden. Die Tagung hatte das Ziel, die Anforderungen an die Genauigkeit der Vorhersage physikalischer Kenngrößen und den derzeitigen Stand in Leistungsreaktoren zu ermitteln. In den Vorträgen werden sowohl Probleme der Reaktordynamik von Leichtwasserreaktoren als auch der natriumgekühlten und der gasgekühlten Reaktoren behandelt.

Abstract

Status and Requirements of the Prediction of Physical Parameters for Thermal and Fast Power Reactors

II. Part: Reactor Dynamics

This report is the collection of all papers presented within a 2. Topical Meeting upon Reactor Dynamics held by the Reactor Physics and the Thermo-Fluidynamics Division of the Kerntechnische Gesellschaft im Deutschen Atomforum e.V. in January 1974. The objective of the meeting was to assess the required accuracy and the present status of the predictions of physical parameters for nuclear power reactors. In the papers problems of reactor dynamics for light-water reactors as well as sodium cooled and gas cooled reactors are treated.

INIS-Deskriptoren:

POWER REACTORS, REACTOR OPERATION, SIMULATION, REACTOR INSTRUMENTATION, TRANSIENTS, PRESSURE DEPENDENCE, TEMPERATURE DEPENDENCE, REACTOR SAFETY, COMPUTER CODES

<u>Inhalt:</u>	<u>Seite</u>
1. Vorwort	1
2. Übersichtsvorträge	5
2.1 Anforderungen durch Betriebstransienten, J.Schmidl, Kernkraftwerk Obrigheim	7
2.2 Kritische Größen von Leichtwasserreaktoren bei der Untersuchung instationärer Vorgänge, A.Reinhardt, Fachhochschule Hannover	19
2.3 Instrumentierung und Überwachung des dynamischen Verhaltens von Leistungsreaktoren, E.Schrüfer, Kraftwerk Union, Frankfurt	39
2.4 Probleme der Neutronik, L.Mayer, Kernforschungszentrum Karlsruhe, W.Werner, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	47
2.5 Mechanische Probleme der Reaktordynamik, K.Brandes, Bundesanstalt für Materialprüfung, Berlin	63
2.6 Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung, M.Fischer, G.Keßler, Kernforschungszentrum Karlsruhe	77
3. Spezielle Einzelvorträge: "Leichtwasserreaktoren" *)	105
3.1 Genauigkeitsprobleme der Punktdynamik am FDR-Reaktor des NS "Otto Hahn", R.Fiebig, Gesellschaft für Kernenergiever- wertung in Schiffbau und Schifffahrt, Geesthacht	107
3.2 Messungen der Dynamik während der Anfahrexperimente des "Otto Hahn"-Reaktors mit dem 2. Kern, M.Kolb, E.Robinson, E.Schwieger, Gesellschaft für Kernenergieverwertung in Schiffbau und Schifffahrt, Geesthacht	119
3.3 Berechnung der Druckschwankungen in Reaktoren mit Selbst- druckhaltung vom Typ FDR/EFDR infolge von Lastwechseln, D.Lübbesmeyer, Technische Universität, Berlin	127
3.4 Vorhersage der regeltechnischen Eigenschaften des SWR - erläutert am Beispiel des Kernkraftwerks Würgassen, H.Beckmann, Kraftwerk Union, Frankfurt	135
3.5 Nichtlineares Anlagenmodell zur Berechnung von Transienten in Siedewasserreaktoren, W.Frisch, S.Langenbuch, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	145
3.6 Überprüfung der Güte des SWR-Transientenmodells durch Nachrechnung von KWW-Inbetriebnahmeversuchen, H.Bräuhäuser, R.Nogly, Kraftwerk Union, Frankfurt	153

*) Alle Einzelvorträge folgen entsprechend dem Programmablauf
(vgl. Anhang)

3.7	Berechnung des transienten Verhaltens von Leichtwasserreaktoranlagen mit Hilfe der Laplace-Transformation, A.Höld, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	161
3.8	Vergleichsuntersuchungen zwischen SWR-Kernnachbildungen mit Punktkinetik und axial aufgelöstem Modell (CØSBWR), R.F.Bokelmann, Kraftwerk Union, Frankfurt	175
3.9	Ein 3-dimensionales Kernmodell zur Ermittlung der instationären Leistungsverteilung im Betriebsbereich von Siedewasserreaktoren, A.Schmidt, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	183
3.10	Laständerungen bei Siedewasserreaktoren und Reaktivitätsverhalten am Zyklusende, H.P.Dyck, P.G.Pohl, Kraftwerk Union, Frankfurt	193
4.	Spezielle Einzelvorträge: "Natriumgekühlte Reaktoren"	201
4.1	Berechnung des dynamischen Verhaltens von Kühlkreisläufen flüssigmetallgekühlter Reaktoren nach Störfällen, D.Brosche, A.Wahba, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	203
4.2	Simulation des gleichzeitigen Ausfalls aller Kühlmittelpumpen in einem natriumgekühlten schnellen Brutreaktor, D.Struwe, et al., Kernforschungszentrum Karlsruhe	213
4.3	Simulation eines milden unkontrollierten Leistungsunfalls im SNR-300 mit dem SAS3A-Programmsystem, P.Royl, Kernforschungszentrum Karlsruhe, L.L.Smith, M.G.Stevenson, Argonne National Laboratory, Argonne	221
5.	Spezielle Einzelvorträge: "Fragen der Xenonschwingung, gasgekühlte Reaktoren"	229
5.1	Xenonverteilung bei Betriebstransienten in großen Leichtwasser-Druckwasserreaktoren, F.Bennewitz, H.W.Bock, Kraftwerk Union, Erlangen	231
5.2	Einige Folgerungen aus den Ergebnissen der theoretischen Untersuchung über räumliche Xenontransienten in Hochtemperaturreaktoren, A.Lauer, Kernforschungsanlage Jülich	245
5.3	Beiträge zur Kurzzeitdynamik von Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen, J.Scharf, Kernforschungsanlage Jülich	251
6.	Anhang:	267
	Programm und Vortragsfolge	269
	Teilnehmerliste	271

Programmausschuß:

Böhm	KWU Erlangen
Brosche	LRA Garching
Eitner	TÜV Baden Mannheim
Helm	GfK Karlsruhe
Kilian	KWU Frankfurt
Rossbach	Interatom Bensberg
Schultheiss	GfK Karlsruhe
Simon	KWU Frankfurt
Wolf	KFA Jülich
Wolf	TU Berlin

Tagungsleitung:

Schultheiss	Institut für Reaktorentwicklung der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe
	Institut für Reaktortechnik der Universität Karlsruhe (TH)

Die Fachtagung wurde von der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H.,
Karlsruhe getragen.

1. Vorwort

Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen?

Die Fachgruppen Thermo- und Fluidodynamik und Reaktorphysik der Kerntechnischen Gesellschaft im Deutschen Atomforum eV. veranstalteten vom 29. - 31. Januar 1974 im Kernforschungszentrum Karlsruhe ihre 2. Fachtagung zum Themenbereich

"Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen für thermische und schnelle Leistungsreaktoren".

Nachdem sich eine erste Veranstaltung unter diesem Generalthema im Januar 1973 in Jülich mit der "Auslegung des Erstkerns" befaßte, wurde bei der Karlsruher Tagung die "Reaktordynamik" eingehender behandelt. An der Veranstaltung nahmen insgesamt etwa 120 Fachleute u.a. aus Belgien, Dänemark, Frankreich, den Niederlanden, Österreich und der Schweiz teil.

Ziel der Tagung war es, die Anforderungen an die Genauigkeit physikalischer Kenngrößen in Leistungsreaktoren zu ermitteln und zu begründen sowie die bisher erreichte Genauigkeit der Vorhersage festzustellen. Dabei sollte sich auch ergeben, welche Fragestellungen noch nicht zufriedenstellend beantwortet werden und mit welchem Gewicht diese Lücken zu belegen sind. Im einzelnen wurden folgende zwei Unterbereiche behandelt:

- Betriebstransienten, also Vorgänge mit großer Zeitkonstante, worunter das Lastwechselverhalten einschließlich der Anfahrexperimente und Probleme der Xenonschwingung verstanden werden.
- Störungen, also Vorgänge mit kleiner Zeitkonstante, wozu z.B. Reaktivitätsrampen beim Beladeunfall oder Regelstabaustrieb und kühlmittelseitige Störungen und Siedevorgänge zählen. Die speziellen Probleme der Notkühlung und Nachwärmeabfuhr sollten dabei ausgeklammert bleiben, die Abgrenzung liegt beim Stichwort "intaktes Primärsystem".

Die Einzelvorträge wurden in fünf Sektionen unterteilt. Die ersten drei Sektionen befaßten sich mit Problemen der Leichtwasserreaktoren, danach folgte eine Sektion über flüssigmetallgekühlte Reaktoren sowie eine

Zum Druck eingereicht am 27.5.74

weitere über Probleme der Xenonschwingungen. Durch diese Aufteilung war die Teilnahme an Einzelabschnitten der Tagung auch für solche Interessenten möglich, denen nicht die Zeit für die gesamte Tagung zur Verfügung stand. Von dieser Möglichkeit wurde, wie der Tagungsverlauf zeigte, sehr lebhaft Gebrauch gemacht.

Als Ergänzung zu den Einzelvorträgen unter diesen beiden Themenbereichen wurden sechs Übersichtsvorträge gehalten, die u.a. der Erweiterung des "Tagungs-Gesichtskreises" dienen sollten. Alle Vorträge wurden in diesem Bericht zusammengefaßt, um einen Überblick auch über die eigentliche Tagung hinaus zu ermöglichen.

Es soll hier zusätzlich auf einige Probleme aufmerksam gemacht werden, die im Verlauf dieser Tagung deutlich wurden und die Grundlage für eine Reihe von weiteren Aktivitäten auch im Bereich der Kerntechnischen Gesellschaft sein können.

Als besonders erfreulich erwies sich, daß es bei dieser Tagung gelungen war, in den Übersichts- und Einzelvorträgen sowohl Erfahrungen aus dem Betrieb von Kernkraftwerken wie auch aus dem Bereich der Forschung und Entwicklung zusammen dargestellt zu bekommen und zu diskutieren. Hierbei zeigte sich, daß es nicht unerhebliche Schwierigkeiten gibt, die im Bereich der Reaktordynamik entwickelten Rechenmodelle z.B. mit Experimenten an ausgeführten Anlagen zu überprüfen. Die Diskussionen während der Tagung ließen erkennen, daß hier durch entsprechende Zusammenarbeit auf der einen Seite genauer spezifiziert werden kann, welche Anforderungen an die Experimente und ihre Auswertung gestellt werden müssen oder können, um auf der anderen Seite durch entsprechende Modellrechnungen eine qualitative Aussage über die Güte der verschiedenen entwickelten Programmsysteme machen zu können. Die Schwierigkeiten dabei dürften in der Begrenzung der meßtechnischen Möglichkeiten bei den Experimenten liegen, so daß insbesondere an in Betrieb befindlichen Großanlagen die theoretischen Wunschvorstellungen nur in den seltensten Fällen in größerem Umfang erfüllt werden können.

Selbstverständlich sind die experimentellen Meßergebnisse mit entsprechenden Ungenauigkeiten verbunden. Die Auswirkungen derartiger Ungenauigkeiten

in der Kenntnis der verschiedenen physikalischen Kenngrößen und Systemparameter auf die dynamischen Vorgänge in Kernkraftwerken sind Inhalt des Tagungsthemas, konnten jedoch nur an vereinzelt Stellen von den Vortragenden in konkreter Weise behandelt werden. In der Diskussion zu den einzelnen Beiträgen stellte sich dann heraus, daß man von der Feststellung der Erfordernisse hinsichtlich der zulässigen oder vertretbaren Toleranzbreite für physikalische Kenngrößen noch ein gutes Stück entfernt ist. Insofern erscheint das in der Überschrift zu diesem Bericht gesetzte Fragezeichen eines der wesentlichen Ergebnisse dieser Tagung zu sein. Daß dies einer ganzen Reihe von Teilnehmern deutlich geworden ist, kam in den Diskussionen in den Sitzungen und auch am Rande der Tagung klar zum Ausdruck. Es darf hier die Hoffnung ausgesprochen werden, daß daraus entsprechende Folgerungen bei der Weiterführung der Forschungs- und Entwicklungsarbeiten gezogen werden, d.h. im besonderen, daß in nicht zu großem Abstand an den realen Bedürfnissen und Möglichkeiten "vorbeigeforscht" wird, was durch eine engere Zusammenarbeit der verschiedenen Bereiche und Institutionen durchaus erreichbar ist.

Diese Tagung zeigte, wie bereits eine Reihe von vorangegangenen ähnlichen Veranstaltungen, wie notwendig es ist, Fachleute aus den verschiedensten Bereichen der Kerntechnik zur Darlegung und vor allem zur ausführlichen Diskussion begrenzter Themenbereiche "an einen Tisch" zu bekommen. Hier liegt die Möglichkeit einer echten und auch wünschenswerten Ergänzung zu Großveranstaltungen, z.B. der Reaktortagung, wo allein aufgrund des Umfangs der Veranstaltung der Diskussion von Einzelproblemen nicht der erforderliche Raum gegeben werden kann. Die Fachgruppen der Kerntechnischen Gesellschaft mit ihrer offensichtlich katalytischen Wirkung zwischen den einzelnen Forschungseinrichtungen und der Industrie bieten hier ganz sicher Ansätze für die Veranstaltung weiterer, unter speziellen Themen stehender "Topical-Meetings". Allerdings darf hier noch einmal darauf hingewiesen werden, daß ohne die großzügige und tatkräftige Unterstützung geeigneter Institutionen, wie z.B. der Großforschungszentren, die Durchführung derartiger Tagungen wohl um ein erhebliches schwieriger wäre.

So wurde auch diese Tagung ermöglicht und getragen von der Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe, wofür ihr von den Veranstaltern und den Teilnehmern an dieser Stelle gedankt werden soll. Mein Dank gilt auch allen Mitgliedern der beteiligten Fachgruppen und den Mitarbeitern der Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe, die zum Gelingen der Tagung beigetragen haben.

Im März 1974

Dr.-Ing. G.F.Schultheiß

	<u>Seite</u>
2. Übersichtsvorträge	5
2.1 Anforderungen durch Betriebstransienten, J.Schmidl, Kernkraftwerk Obrigheim	7
2.2 Kritische Größen von Leichtwasserreaktoren bei der Untersuchung instationärer Vorgänge, A.Reinhardt, Fachhochschule Hannover	19
2.3 Instrumentierung und Überwachung des dynamischen Verhaltens von Leistungsreaktoren, E.Schrüfer, Kraftwerk Union, Frankfurt	39
2.4 Probleme der Neutronik, L.Mayer, Kernforschungszentrum Karlsruhe, W.Werner, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	47
2.5 Mechanische Probleme der Reaktordynamik, K.Brandes, Bundesanstalt für Materialprüfung, Berlin	63
2.6 Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung, M.Fischer, G.Keßler, Kernforschungszentrum Karlsruhe	77

KTG-Fachtagung Reaktordynamik
vom 29. bis 31. Januar 1974
in Karlsruhe

J. Schmidl
Kernkraftwerk Obrigheim GmbH

Anforderungen durch Betriebstransienten

Bei der Auslegung von Kraftwerken wird die vom Betreiber geplante Einsatzweise im Verbundnetz zugrunde gelegt. Daraus ergeben sich für den Betrieb des Kraftwerkes bestimmte Transienten, die durch entsprechende Ausführung der Komponenten und Regeleinrichtungen beherrscht werden müssen. Diese Anforderungen sowie die Art und der Preis des verwendeten Energieträgers haben im bisherigen Kraftwerksbau zu sogenannten Grund-, Mittel- und Spitzenlastkraftwerken geführt.

Mit dem Aufkommen der Kernkraftwerke zu kommerziellen Stromerzeugung ist man versucht, alle diese Forderungen in ein sogenanntes Universalkraftwerk zu packen. Dies scheint zunächst aus der Sicht des relativ geringen Wärmepreises und der guten Regeleigenschaften eines Reaktors durchaus möglich. Nur die hohen Anlagekosten würden aus wirtschaftlichen Gründen eine bestimmte Zeit einen Grundlastbetrieb mit voller Leistung notwendig machen.

Ähnliche Überlegungen wurden auch bei der Planung und dem Bau des Kernkraftwerkes in Obrigheim angestellt. Mit diesem Kraftwerk als Beispiel soll nun im weiteren versucht werden, etwas näher auf die Anforderungen an einen Druckwasserreaktor bei Grund-, Lastwechsel- und Frequenzhaltungsbetrieb am Verbundnetz einzugehen.

Während der ersten Betriebsjahre sollte das Kernkraftwerk Obrigheim Grundlastbetrieb fahren, d.h. das Kraftwerk soll - unabhängig von Leistungsbedarf und Netzfrequenz - die maximal mögliche konstante Leistung in das Verbundnetz einspeisen.

Diese Zeit war darüber hinaus vorgesehen, um die noch fehlenden Erfahrungen, besonders bezüglich des Betriebes des nuklearen Teils der Anlage, zu vervollständigen, Beanspruchungen festzustellen sowie das Personal auszubilden. Mit zunehmender Betriebserfahrung soll das Kraftwerk am Netzbetrieb in der Weise beteiligt werden, daß ihm vom Lastverteiler unter Berücksichtigung der zulässigen Laständerungen ein Leistungsfahrplan vorgegeben wird. Dies würde entsprechend der Tagesbelastung im Verbund maximal ein tägliches An- und Abfahren der Anlage bedeuten.

Über diese beiden Betriebsarten hinaus soll die Möglichkeit einer

Beteiligung an der Frequenzstützung des Netzes vorgesehen werden.

Zur Realisierung dieser geplanten Einsatzweise werden relativ hohe Laständerungsgeschwindigkeiten notwendig. Für das Kernkraftwerk Obrigheim wurden diesbezüglich folgende Grenzen festgelegt:

Bei einer stetigen Änderung der Klemmenleistung des Generators ist die zulässige Laständerungsgeschwindigkeit im Bereich von 0 bis ca. 65 % der elektrischen Netto-Nennleistung ± 13 MW/min und im Bereich von ca. 65 % bis 100 % der Netto-Nennleistung ± 20 MW/min.

Bei einer sprungförmigen Änderung der Klemmenleistung des Generators ist die zulässige Laständerung ± 25 MW, vorausgesetzt, daß die Leistung innerhalb des Bereiches von 30-100 % der Netto-Nennleistung bleibt.

Dies bedeutet, daß die Anlage innerhalb ca. 22 Minuten von 0 auf Vollast oder umgekehrt gefahren werden kann. Die sich daraus ergebenden Anforderungen an die Anlage sind aus konventionellen Kraftwerken bekannt und mit genügend Betriebserfahrung belegt. Dies kam auch den Kernkraftwerken hinsichtlich des konventionellen Teiles (Turbine usw.) zugute, d.h. hier soll nur auf das Verhalten des sogenannten nuklearen Teiles der Anlage, also des Reaktors mit Dampferzeugung eingegangen werden.

Vorher sind allerdings noch ganz kurz einige Erklärungen hinsichtlich der Ausführung der als Beispiel angeführten KWO-Anlage notwendig.

Das Kernkraftwerk Obrigheim ist mit einem Druckwasserreaktor mit einer thermischen Leistung von 1050 MW ausgerüstet. Über zwei Kühlkreisläufe mit konstantem Durchsatz und zwei Dampferzeuger wird Satttdampf für den Betrieb der Turbine erzeugt. Die Leistungserzeugung im Reaktor wird nach einem Regelprogramm, wie es im Bild 1 dargestellt ist, gefahren. Grundsätzlich wird jede Laständerung von der Turbine her eingeleitet und die Reaktorleistung über eine Dampfdruckregelung, die den Sollwert der Regelung der mittleren Kühlmitteltemperatur des Reaktors verstellt, angepaßt.

Im Bereich von 100 bis ca. 68 % Leistung wird mit konstanter Kühlmitteltemperatur gefahren. Damit sind bei konstantem Durchsatz im Reaktorkühlkreis auch die Reaktorein- und Austrittstemperaturen festgelegt. Mit der Grädigkeit der Dampferzeuger ergibt sich somit die (im Bild unten) angegebene Abhängigkeit des Dampfdruckes von der Leistung. Parallel wird der Ansprechdruck der Überproduktionsanlage verstellt.

Bei Lastreduktion unter 68 % bis etwa 35 % wird durch den Dampfdruckregler der Sollwert des Kühlmitteltemperaturreglers verstellt und damit der Frischdampfdruck konstant gehalten. Unter 35 % wird wieder die mittlere Kühlmitteltemperatur konstant gehalten, so daß bei weiterer Lastreduktion der Dampfdruck wieder ansteigt und bei

ca. 20 % Reaktorleistung der Ansprechwert der Überproduktionsanlage erreicht wird. Damit wird bei allen Lastreduktionen die Reaktorleistung nur auf 20 % zurückgefahren und somit eine Mindestlast des Reaktors sichergestellt, die für ein stabiles Regelverhalten erforderlich ist und eine schnelle Lasterhöhung ermöglicht. Dieses Regelprogramm vereinigt den Vorteil guter Selbstregelung (d.h. geringe Regelstabbewegung) im oberen Lastbereich ab 68 % mit dem Vorteil eines niedrigen Auslegungsdruckes der Sekundäranlage durch Konstanthalten des Dampfdruckes im unteren Lastbereich.

Laständerungen werden, soweit sie kurzfristig vorgenommen werden müssen, mit den Regelstäben ausgeregelt. Hierbei können die Regelstäbe je nach Leistung nur in einem bestimmten Bereich verfahren werden. Wird dieser Bereich überschritten, wird dem Kühlmittel entweder Borsäure zugegeben oder entzogen.

Das heißt, um nun wieder auf das eigentliche Thema zurückzukommen, als Stellgrößen für die Reaktor-Dampferzeugung bei Betriebstransienten wie Anfahren, Abfahren, Lastzyklen usw., sind die Regelstäbe und die Borkonzentration im Kühlmittel des Reaktors von Bedeutung. Sie sind für den Betriebsführer die einzigen Möglichkeiten, um Reaktivitätsänderungen infolge Abbrand, Xenon-Vergiftung und Temperaturkoeffizient der Reaktivität zu kompensieren und somit den Anforderungen bei Laständerungen gerecht zu werden.

Wie sieht nun das Verhalten der KWO-Anlage im praktischen Betrieb aus. Hier muß zunächst bemerkt werden, daß das Kraftwerk immer noch im Grundlastbetrieb eingesetzt ist und man wünscht sich, daß dies noch recht lange anhält. Trotzdem kann man aus An- und Abfahrvorgängen bei Störungen oder aus anderen Gründen doch Erkenntnisse für das Verhalten der Anlage bei Lastwechselbetrieb gewinnen.

Zunächst zum Grundlastbetrieb:

Das Bild 2 zeigt den gesamten vierten Betriebszyklus des Kraftwerkes. Eingetragen sind die Reaktorleistung, die mittlere Kühlmitteltemperatur, die Regelstabstellung sowie die Borkonzentration als Funktion der Betriebszeit in Tagen. Anfang Oktober 1972 wurde die Anlage nach erfolgter Revision und Brennelementwechsel wieder auf Vollast mit Leistungsregelung gefahren und blieb bis Mitte Februar 1973 mit konstanter Last am Netz. In mehr oder weniger regelmäßigen Abständen von ca. 3 bis 4 Wochen wurde die Leistung auf ca. 60 % für 1 bis 2 Stunden zum Prüfen der Turbinen-Sicherheitseinrichtungen reduziert. Dies erfolgt durch Verstellen des Sollwertes am Leistungsregler der Turbine und wird vom Reaktorleistungsregler entsprechend dem vorher gezeigten Regelprogramm oder sogenannten Teillastdiagramm mittels der Regelstäbe nachgefahren. Bezeichnend für diesen Betrieb ist, daß außer bei den vorhergenannten Prüfungen die Regelstäbe immer nur ca. 25 cm in den Kern eintauchen. Der Abbrand wird durch Verdünnen des Kühlmittels, d.h. durch Zugabe von Wasser kompensiert, wie auch der Verlauf der Borkonzentration zeigt. Diese Betriebsweise stellt naturgemäß die geringsten Anforderungen an die Anlage. Die Regelstabbewegungen sind mit 1 bis 2 Schritten entsprechend 1 bis 2 cm pro Tag sehr gering und es muß nur alle 2 bis 3 Tage Wasser zur Reduzierung des Borgehaltes gefahren werden.

Mitte Februar 1973 wird dieser ausgenommen ruhige Betrieb durch eine Schnellabschaltung infolge einer Leckage an einem Dampferzeuger unterbrochen. Nach 8 Tagen Reparaturzeit konnte der Leistungsbetrieb wieder aufgenommen werden. Im weiteren Verlauf der Betriebszeit ist eine Leistungsreduktion auf ca. 84 % Ende April 1973 bemerkenswert. Sie war durch eine Undichtheit im Sekundärsystem notwendig geworden. Man kann erkennen, daß die mittlere Kühlmitteltemperatur infolge des Regelprogramms nicht beeinflußt wird. Mitte Mai 1973 mußte die Anlage wiederum wegen verschiedener notwendig gewordener Reparaturen für ca. 3 Tage außer Betrieb genommen werden; ebenso am Ende dieses Monats.

Die Borkonzentration im Kühlmittel ist nun soweit abgesunken, daß durch das übliche Absenken durch Verdünnen der Abwasseranfall zu hoch würde. Durch zusätzliches Einschalten eines sogenannten Borkonzentrationsfilters in den Reinigungskreis des Primärkühlmittels, wird nun der Abbrand weiter kompensiert. Dieses Filter muß in relativ kurzen Zeitabständen regeneriert werden, so daß wie die Regelstabilitätskurve zeigt, größere Regelstabilitätsbewegungen notwendig sind.

Im Juni 1973 mußte die Leistung wegen Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe auf ca. 35 % reduziert werden. Eine Reparatur war nicht sofort möglich. Das Kraftwerk blieb mit kurzen Unterbrechungen auf Wunsch des Lastverteilers zur Spannungshaltung am Netz. Nach erfolgter Reparatur konnte bis Anfang Juli wieder Vollast gefahren werden. Anschließend war wieder eine Reduktion der Leistung durch Erreichen der maximal zugelassenen Kühlwassertemperatur notwendig, d.h. die Leistung wurde entsprechend der Neckartemperatur gefahren; zwischendurch unterbrochen durch eine Turbinenschnellabschaltung, verursacht durch eine Störung an der Hilfserregermaschine.

Anfang August war nun das Ende der sogenannten Kernreisezeit erreicht, allerdings nicht die vorgesehene Betriebszeit. Der Termin für den Brennelement-Wechsel war zum 2. September 1973 vorgesehen. Um das Kraftwerk weiterhin mit maximal möglicher Leistung in Betrieb zu halten, mußte Reaktivität über den Kühlmitteltemperaturkoeffizienten, d.h. durch Absenken der mittleren Kühlmitteltemperatur gewonnen werden. Im Betriebsdiagramm (Bild 2) kann man dies sehr gut erkennen: Die Regelstäbe bleiben stehen, die Temperatur wird stufenweise um ca. 1° je Stufe bis maximal 15° C abgesenkt; die Leistung schwankt dementsprechend, um am Ende den Wert 80 % zu erreichen.

Im großen und ganzen kann man sagen, daß die Anlage den Anforderungen eines Grundlastkraftwerkes genügt. Es müssen allerdings noch technische Verbesserungen durchgeführt werden, um die Anzahl der Schnellabschaltungen zu reduzieren.

Nun zum Lastwechselbetrieb:

Lastwechselbetrieb kann, wie vorher schon bemerkt, bis zum täglichen An- und Abfahren der Anlage führen und letzteres mit maximal möglicher Geschwindigkeit.

Anhand von Bild 3 soll auf das Verhalten der Anlage bei Ab- und Wiederanfahren etwas näher eingegangen werden. Anlaß war die Undichtheit an einem Mannlochdeckel an einem Dampferzeuger. Es konnte

geplant abgefahren werden, d.h. der Termin war mit dem Lastverteiler vereinbart. Um die Anlage, ganz besonders die Dampferzeuger, zu schonen, wird bei KWO nicht mit der maximal möglichen Laständerungsgeschwindigkeit gefahren. Weiterhin mußte die Primäranlage abgekühlt werden, was bei einem normalen Lastwechsel, wie vorher angenommen, nicht notwendig ist, d.h., das Diagramm ist also nur mit gewissen Einschränkungen als repräsentativ anzusehen.

Eingezeichnet wird der Verlauf der Leistung, Regelstabstellung, Temperatur sowie das Einspeisen von Bor und Wasser in den Primärkreis. Das Abfahren bis auf ca. 30 % Reaktorleistung wurde geregelt, d.h. durch Verstellen des Sollwertes der Turbinenleistung innerhalb ca. 45 min allein mit den Regelstäben vorgenommen. Ab 30 % Reaktorleistung wird zur Kompensation des stark negativen Temperaturkoeffizienten der Reaktivität durch das Absenken der Temperatur (Primärkreis soll ja kalt gefahren werden) vorsorglich ca. 2 m³ Borsäure in das Kühlmittel eingespeist. Anschließend wird die Temperatur und natürlich auch der Druck im Primärkreis mit den zulässigen Gradienten abgesenkt.

Nach einer Reparaturzeit von ca. 4 Stunden kann mit dem Anfahrbetrieb begonnen werden. Zunächst werden die Regelstäbe bis auf 25 cm aus dem Kern gezogen, der Reaktor durch Einspeisen von Wasser zum Kühlmittel (Verdünnen) kritisch gemacht, um das Aufheizen des Primärkreises zu unterstützen bzw. zu beschleunigen. Das heißt bis ca. 13 Uhr wird das Hochheizen allein durch die Nachzerfallswärme und die Hauptkühlmittelpumpen bewirkt. Anschließend konnte mit kritischem Reaktor und durch weiteres Verdünnen weiter bis zum Erreichen der Betriebstemperatur hochgeheizt werden, natürlich unter gleichzeitigem Hochziehen des Primärdruckes.

Bemerkenswert ist hier noch, daß der Vorgang des Kritischmachens durch die abnehmende Xenonvergiftung, nach dem Abschalten sind mehr als 12 Stunden vergangen, unterstützt wird. Ab ca. 20 Uhr kann nun, nach dem noch einige Prüfungen und Messungen in der Anlage vorgenommen wurden, mit dem Leistungsbetrieb begonnen werden. Die Leistungserhöhung wird mit den in der Zwischenzeit auf 50 cm eintauchenden Regelstäben und gleichzeitigem Verdünnen vorgenommen. Bei ca. 20 % Reaktorleistung wird die Anlage auf Regeln geschaltet, d.h. die weitere Leistungserhöhung geschieht wiederum durch Verstellen des bereits bekannten Sollwertes. Die Steigerung der Reaktorleistung wird bei ca. 66 % durch eine Turbinenschnellabschaltung unterbrochen und erreicht nach ca. 4,5 Stunden nach Beginn des Leistungsbetriebes wieder 100 %.

Zu bemerken ist hierbei der hohe Anfall an Abwasser. Insgesamt mußten für den gesamten Vorgang ca. 150 m³ Wasser in den Primärkreis eingespeist werden, wobei natürlich der größte Teil zur Absenkung des Borpegels und zur Kompensation der Xenonvergiftung gebraucht wurde. Der Borpegel im Primärkreis war vor der Abschaltung ca. 120 ppm. Dieses Wasser fällt als Abwasser an, das infolge der mitgeführten Radioaktivität aufbereitet werden muß. Nimmt man nun an, daß nach einer solchen Reparatur weiter Lastwechsel, unter den schon genannten Bedingungen, wie tägliches Ab- und Anfahren mit maximal zugelassenen Laständerungsgeschwindigkeiten, gefahren werden soll, so ist größter Wert auf eine leistungsfähige Wasseraufbereitungsanlage zu legen.

Will man diesen relativ hohen Aufwand nicht einsetzen, so müssen insbesondere gegen das Ende der Kernreisezeit wesentlich längere Anfahrzeiten bis Vollast, durch das sogenannte Ausbrennen des Xenons, in Kauf genommen werden, wie es im Bild 4 gezeigt werden soll.

Hier betrug der Borpegel nur noch 50 ppm gegenüber ca. 850 ppm bei neuem Kern. Die Anlage ging infolge einer Störung an der Turbine durch Turbinenschnellschluß vom Netz; etwas später erfolgte durch eine weitere Störung Reaktorscram. Nach beendeter Reparatur konnte kurz nach 15 Uhr mit dem Anfahren durch Ziehen der Regelstäbe und zusätzliches Verdünnen begonnen werden. Da das Maximum der Xenonvergiftung erst gegen 23.00 Uhr zu erwarten war, konnte mit der Wassereinspeisung gespart werden, da man voraussichtlich weit vorher wieder Vollast erreicht haben würde. Diese Erwartung wurde dann allerdings durch eine weitere Turbinenschnellabschaltung bei der Überprüfung der Turbinensicherheitseinrichtungen gegen 16.50 Uhr zunichte gemacht.

Nun war zu entscheiden, ob durch weiteres Verdünnen oder durch Ausbrennen des Xenons und Inkaufnahme eines langsameren Leistungsanstieges weiter hochgefahren werden sollte.

Man entschied sich mit Rücksicht auf die vollen Abwassertanks für Letzteres, wie man aus dem Verlauf der Stabstellung und des Leistungsanstieges im Bild 4 sehr schön sehen kann.

Zusammenfassend für die Anforderungen, die sich aus dem Lastwechselbetrieb für den Druckwasserreaktor ergeben, kann man sagen, daß eine Optimalisierung anzustreben ist, bei der im wesentlichen die Wirtschaftlichkeit neben technischen Möglichkeiten, wie Kernteilbelastung und Reaktivitätsänderung durch ein entsprechendes Stabfahrprogramm bzw. Abwasseraufbereitung berücksichtigt werden müssen.

Wesentlich günstiger sieht diese Angelegenheit bei einem sogenannten Teillastwechselbetrieb oder Frequenzstützungsbetrieb des Kraftwerkes aus. Wie schon am Anfang ausgeführt, wird die Primäranlage beim Kernkraftwerk Obrigheim nach einem Regelprogramm in Abhängigkeit von der Leistung gefahren. Hieraus ergibt sich im Bereich von ca. 68 % bis 100 % Leistung eine konstante mittlere Kühlmitteltemperatur. Dieser Bereich scheint als der geeignetste für die genannte Fahrweise, d.h. allerdings, daß nur ca. ein Drittel der Leistung des Kraftwerkes dafür zur Verfügung stehen. Das Kraftwerk würde also nach einem von der Lastverteilung vorgegebenen Programm Grundlast mit ca. 68 % Leistung fahren und im täglichen Wechsel mit maximaler Änderungsgeschwindigkeit im Bereich bis 100 % auf- und abgefahren werden.

Die Anforderungen aus dieser Fahrweise würden sich im wesentlichen aus der ungleichmäßigen Abbrandverteilung im Kern ergeben, d.h. es müßte ein entsprechendes Regelstabprogramm gefahren werden.

Ähnliches gilt für den Frequenzstützungsbetrieb.

Bei dieser Betriebsart wird die Leistung des Kraftwerkes durch die Differenz aus einer hochgenauen Quarzfrequenz und der Netzfrequenz gesteuert. Der Anteil und die Steilheit der Leistungsänderung bei Frequenzänderungen kann eingestellt werden. Geht man wieder von der Voraussetzung aus, daß die Kühlmitteltemperatur konstant gehalten werden soll, so ergeben sich für KWO ein Grundlastbetrieb bei 84 % Leistung mit maximal ± 16 % Anteil für Frequenzregelung.

Das Bild 5 zeigt einen solchen Betrieb, der versuchsweise über einige Stunden gefahren wurde. Zu beachten ist die gegenüber Grundlastbetrieb hohe Zahl der Regelstabbewegungen. Die gesamte Anlage wird unruhig, da sämtliche Regler entsprechend der dauernden Leistungsänderungen im Eingriff sind. Das heißt, alle mechanisch bewegten Teile sind einem hohen Verschleiß unterworfen, sie müssen öfter kontrolliert und gewartet werden. Dies ist bei der hohen Strahlung, in der sich diese Teile meist befinden, nur mit hohem Zeit- und Personalaufwand möglich.

Zusammenfassend und abschließend soll noch bemerkt werden, daß die Probleme und Anforderungen durch Betriebstransienten, wie sie sich dem Betreiber einer solchen Anlage darstellen, nur oberflächlich behandelt werden konnten. Es sollte im wesentlichen der Alltag eines Kernkraftwerksbetriebes am Verbundnetz dargestellt werden, der ja all diese Probleme enthält.

Hierbei waren nur die sich unmittelbar aus dem Netzbetrieb ergebenden Transienten unter der Voraussetzung angesprochen, daß man in der Anlage gute, auch bei Wechsellast, standhafte Brennelemente und Komponenten, wie Dampferzeuger u.a.m. eingebaut hat. Das gleiche gilt für Stellantriebe und Ventile der Regler und Regelstäbe. Die Zuverlässigkeit dieser Aggregate muß aber mit in die Anforderungen einbezogen werden.

Aus der Sicht des Betreibers, der verpflichtet ist, billigen Strom gesichert zu erzeugen, kann man sagen, daß Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktor den Anforderungen durch Betriebstransienten, wie sie vom Verbundnetz gefordert werden, genügen, allerdings mit der Einschränkung, daß immer ein möglichst großer Teil der zur Verfügung gestellten Leistung als Grundlast und der Rest als sogenannte Regellast eingesetzt wird.

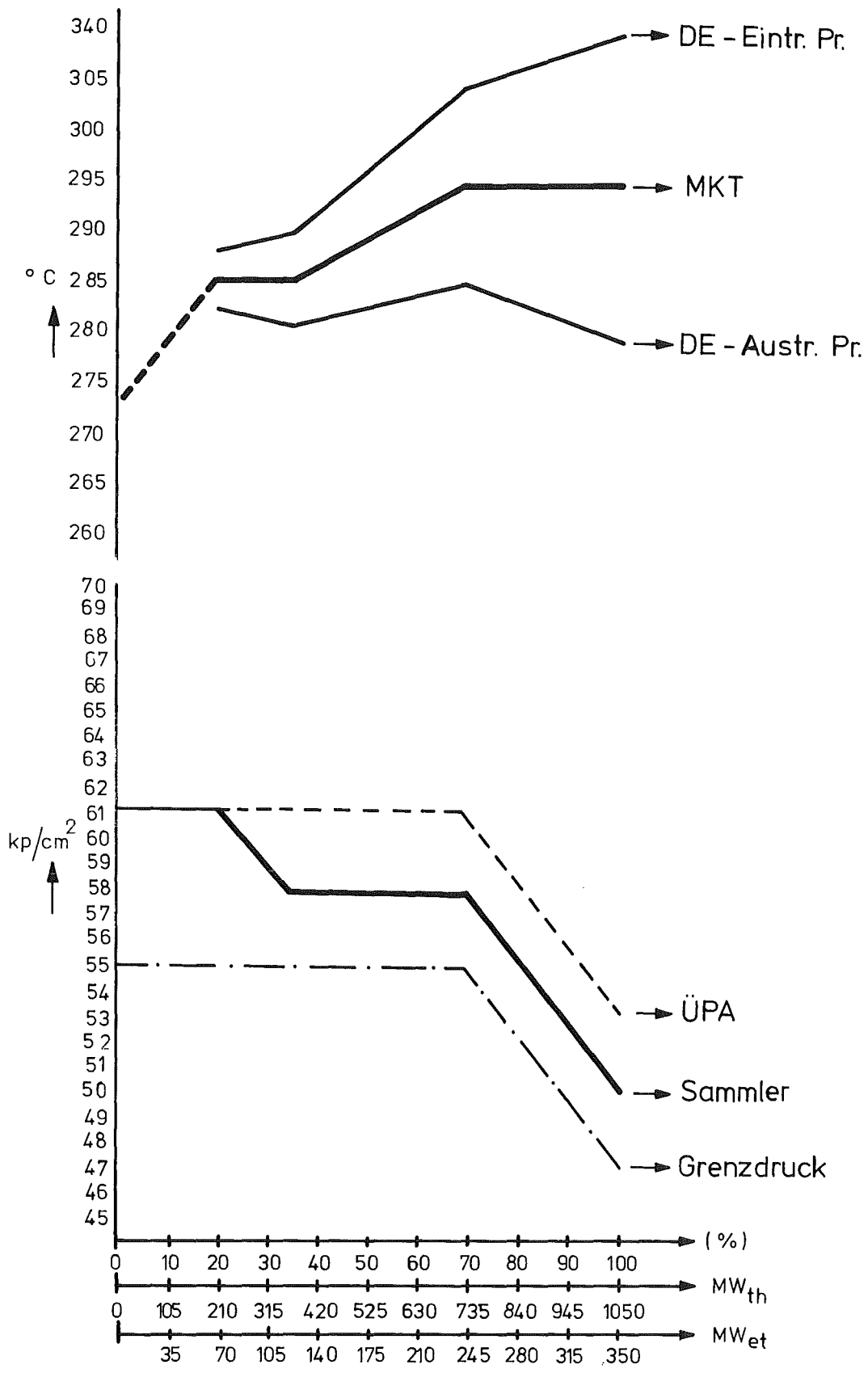


Bild 1

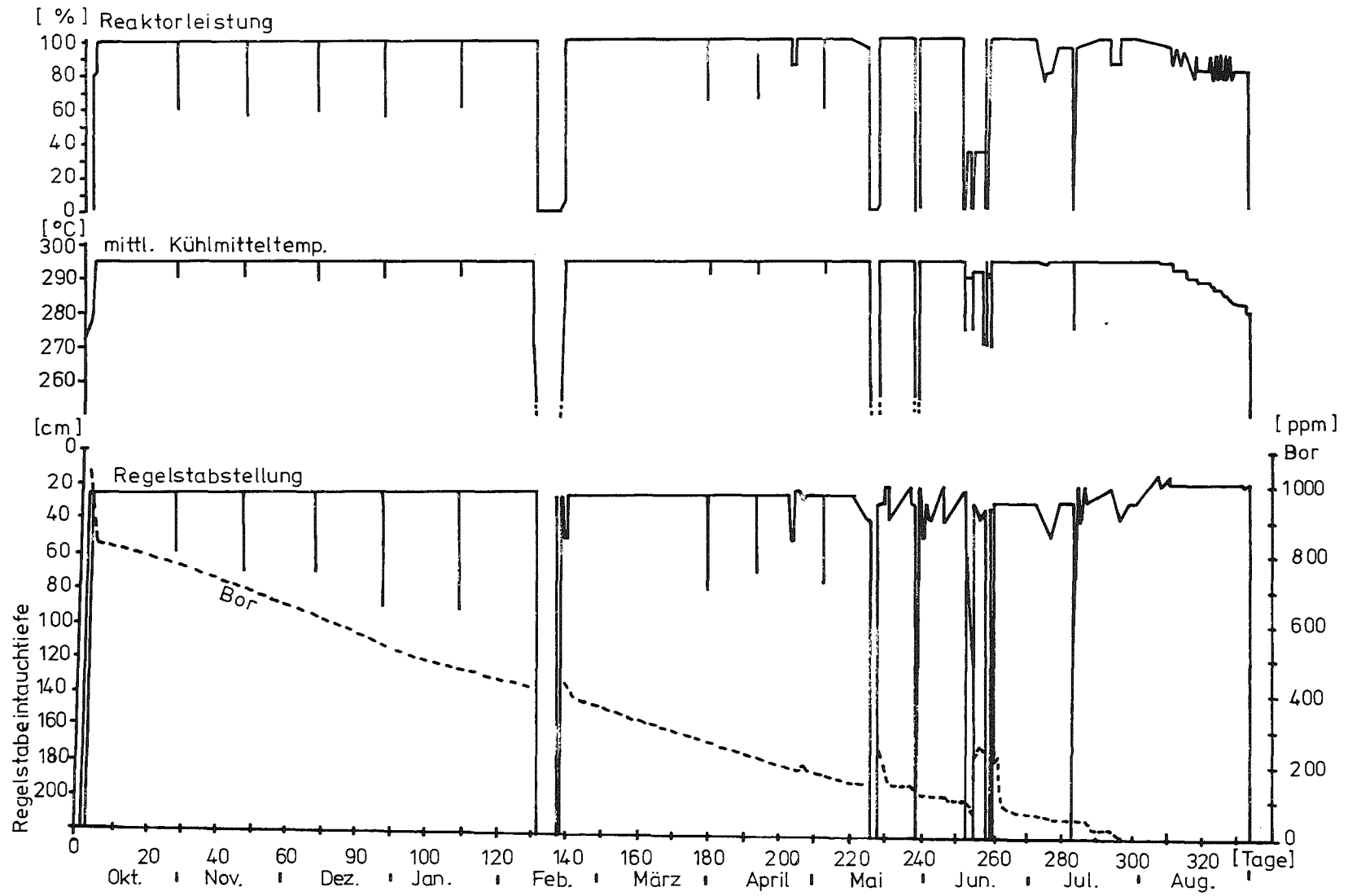


Bild 2

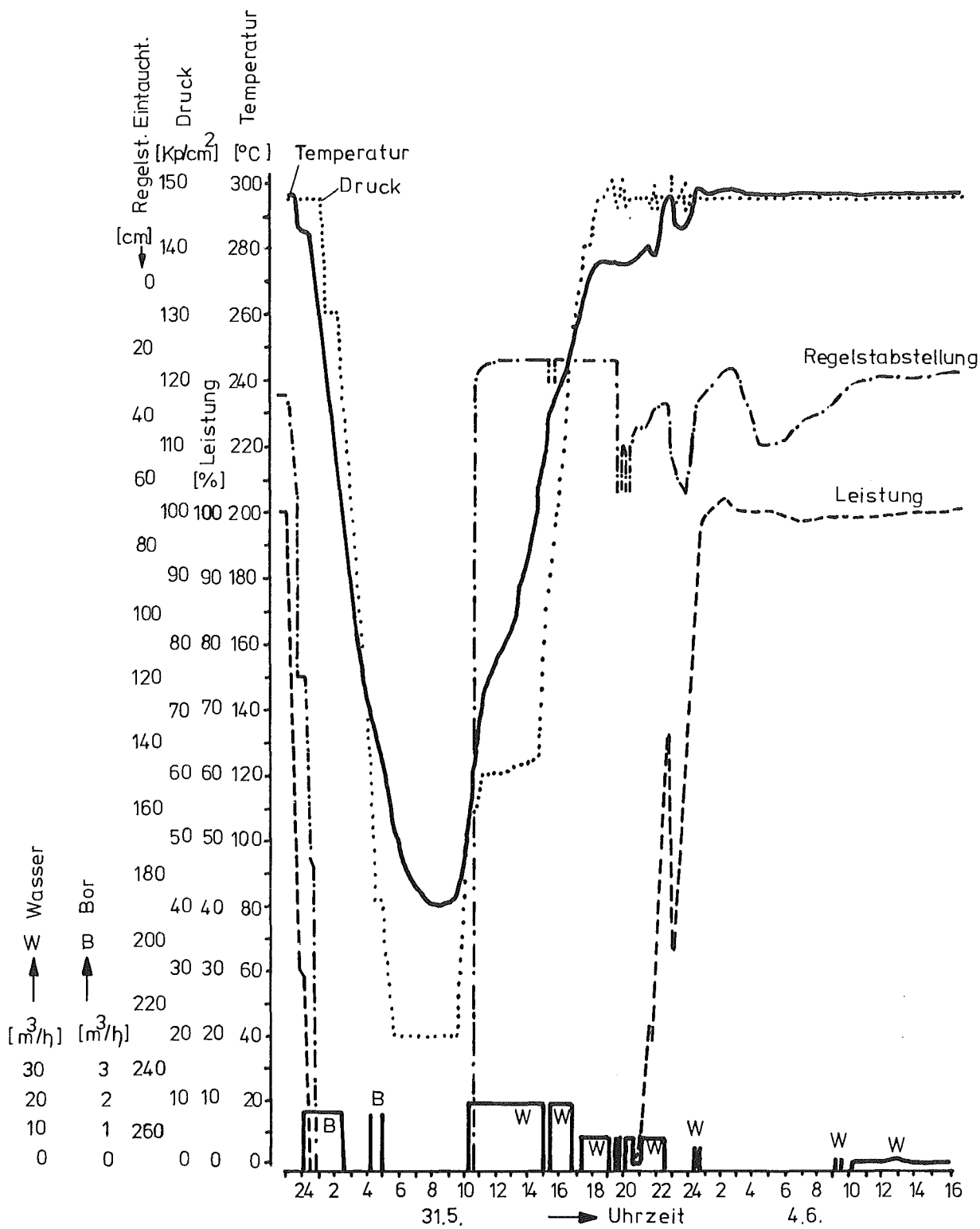


Bild 3

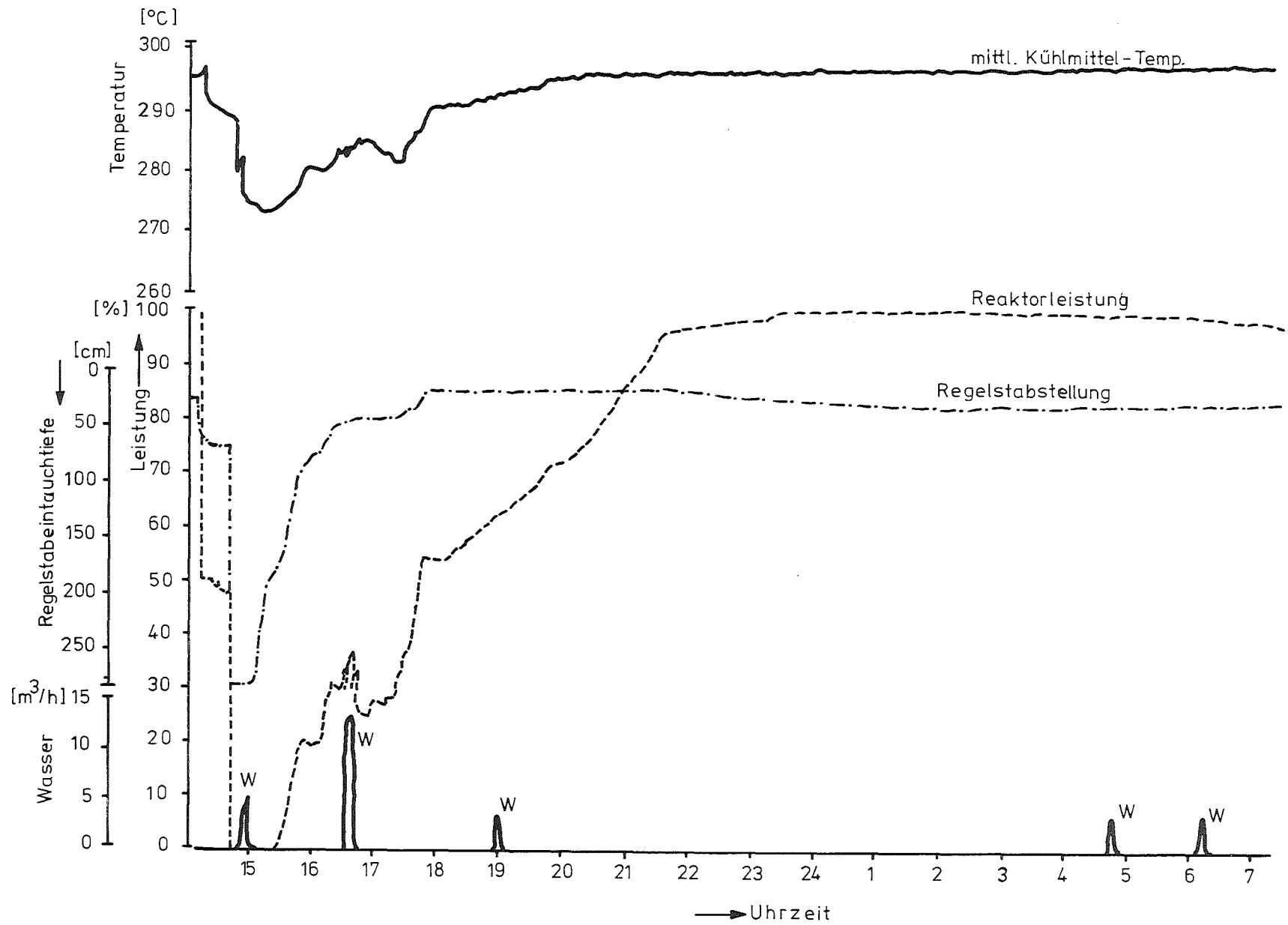


Bild 4

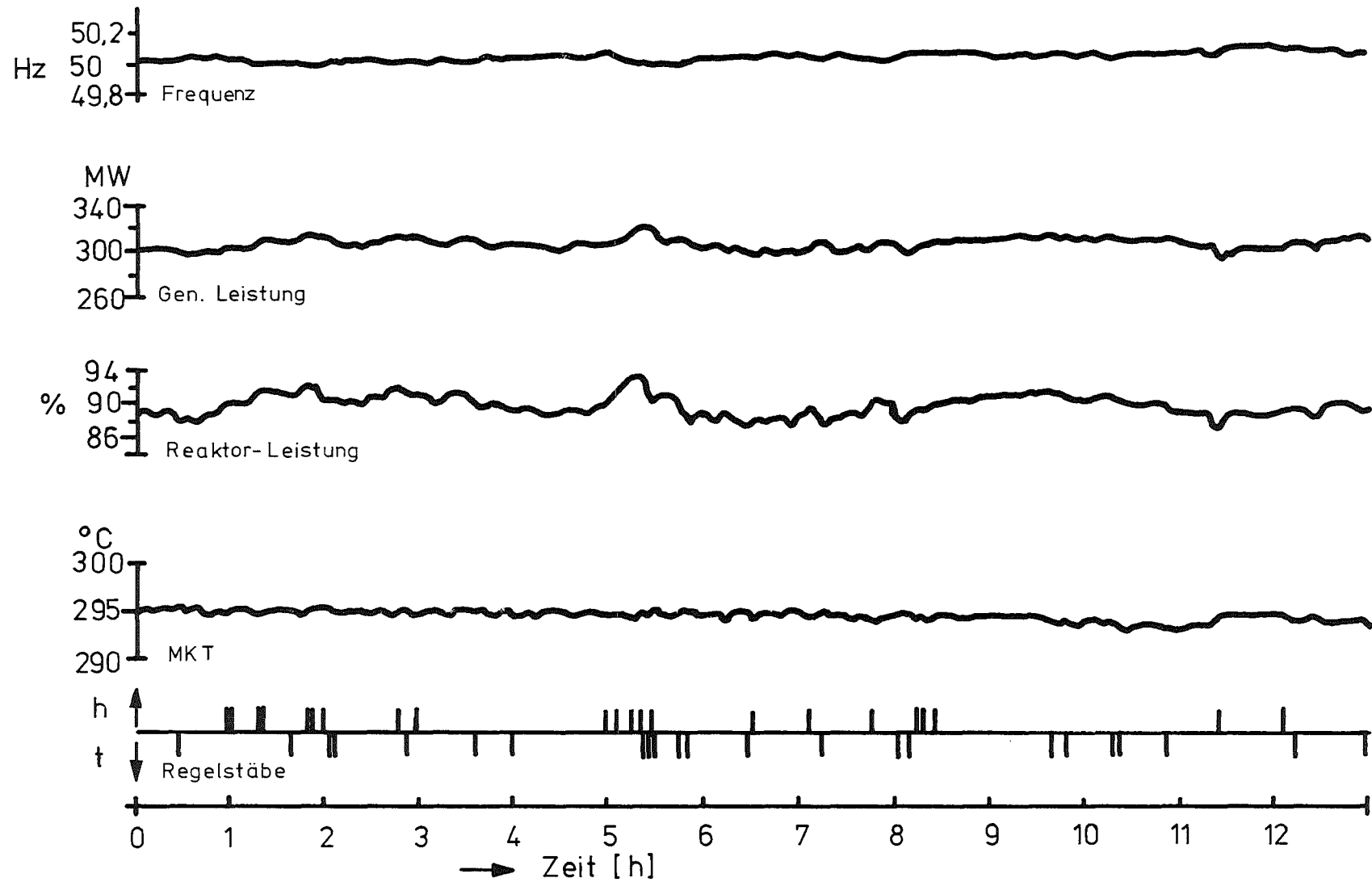


Bild 5

Kritische Größen von Leichtwasserreaktoren bei der Untersuchung instationärer Vorgänge

A. Reinhardt

Bei der Berechnung instationärer Vorgänge in Leichtwasserreaktoren spielten stets die Hilfsmittel und die zu ihrem Einsatz erforderlichen Kenntnisse eine ausschlaggebende Rolle. Mit den Hilfsmitteln waren auch die Kosten verknüpft, die sich aus Personal- und Rechenkosten zusammensetzten. Der Zwang, stets die aufzuwendende Zeit und die Kosten im Auge behalten zu müssen, führte dazu, daß mäßig genaue Rechenergebnisse erst durch Versuche mit der Anlage auf ihre Stichhaltigkeit geprüft wurden, bevor genauere Berechnungen in Angriff genommen wurden. Diese wurden nur dort durchgeführt, wo sie unbedingt erforderlich waren. Das erscheint sehr banal, die Entscheidungen sind aber doch meist recht schwierig. Ideen, wie man etwas verbessern könnte, hat man in der Regel viele, problematisch ist, die Prioritäten bei deren Verwirklichung richtig zu setzen.

Noch auf ein zweites haben die Kosten einen erheblichen Einfluß auf die Auswahl der zu berechnenden Fälle. Aus der Vielfalt der variierbaren Parameter, d.h. der möglichen Betriebs- und Störfälle sind die herauszusuchen, die

1. einen Zusammenhang mit dem garantierten Verhalten der Anlage haben,
2. eine abschätzbare Häufigkeit des Auftretens aufweisen,
3. eine mit der Häufigkeit abgestimmte Belastung für die Anlage darstellen.

Bei den Störfällen ist es Angelegenheit des Ingenieurs, alle denkbaren Vorkommnisse zu erfassen und zu berücksichtigen. Es hat sich etwas eingebürgert, spekulative Vorfälle aufzugeben, also solche, für die keine diskrete Ursache benannt werden kann, oder solche, für die mehrere unkorrelierte Ursachen erforderlich sind. Man sollte die Stichhaltigkeit solcher spekulativer Vorfälle überprüfen. Auch sollte man Schutzsysteme

nicht deshalb unberücksichtigt lassen, weil sie bestimmte Qualitätsmerkmale nicht erfüllten, sondern die Schutzqualität differenzierter mit der potentiellen Schadensschwere abstimmen.

Bei der Untersuchung der verschiedenen Vorkommniskategorien gibt es unterschiedliche Ablaufmuster, nach denen sich die Bearbeitungsmethode richtet. Dabei spielen aber auch gewisse geschichtliche Entwicklungen in den letzten 15 Jahren eine Rolle.

Analogrechentchnik

Als etwa um 1960 die Berechnung des instationären Reaktorverhaltens einsetzte, benutzte sowohl die Druckwasser- als auch die Siedewasserreaktortechnik den Analogrechner als Hilfsmittel. Da beim Druckwasserreaktor mit einem kleineren Gleichungssystem eine zufriedenstellende Beschreibung zu erzielen war, lohnte sich die Anschaffung eigener Analogrechenanlagen. Beim Siedewasserreaktor weitete sich jedoch wegen des mannigfachen Druckeinflusses auf das Geschehen das Gleichungssystem so sehr aus, daß nur größte Analogrechenanlagen eine zufriedenstellende Bearbeitung ermöglichten. Vor einer Anschaffung fast in Millionenhöhe scheute man aber zurück, zumal die kern-technischen Berechnungen eine maximale Auslastung von 25 % erwarten ließen. Es war zweckmäßiger, sich Rechenzeit an fremden Anlagen zu mieten.

Bei der Bearbeitung sehr großer Gleichungssysteme traten nun die Nachteile der Analogrechentchnik gravierend hervor:

1. Trotz bester Vorbereitung hatte man am Analogrechner etwa eine Woche aufzuwenden für Potentiometer- und Funktionsgeneratorabgleich, für statischen Test und Fehlersuche. Man mußte also etwa 10 000 DM an Anlagenmiete aufwenden, bis die erste Kurve vorlag.
2. Die Protokollierung des Rechenablaufes war sehr mühevoll. Selbst wenn man alle Schaltungsänderungen schriftlich festhält, ist der Rechenstatus nur schwer rekapitulierbar.
3. Das System ist hochempfindlich gegen Irrtümer. Während der

Bearbeitung versehentlich verstellte Potentiometer oder gesteckte Leitungen können nur unter großem Zeitaufwand herausgefunden werden, während der die Rechnermiete weiterläuft.

4. Die Datenvorbereitung (Normierung, Berechnung des statischen Tests) ist nur unter Einsatz von Digitalrechnern fehlerfrei zu bewältigen.

Um mit den Problemen fertig zu werden, wurden festverdrahtete Analogrechner oder Digitalrechner eingesetzt.

Festverdrahtete Analogrechner

Die erforderlichen Erweiterungen der Analogrechenanlage werden nicht durch Hinzukauf weiterer teurer Analogrechner vorgenommen, sondern es werden unter Zuhilfenahme integrierter Operationsverstärker billige festverdrahtete Bausteine erstellt. Da das Grundkonzept des Kernkraftwerks erhalten bleibt, können auch diese Bausteine immer wieder verwendet werden. In jeden Baustein werden mehrere Gleichungen zusammengefaßt. Hierdurch erhöht sich die Übersichtlichkeit und verringert sich auch der Arbeitsaufwand. Auf diese Weise wurde eine Analogrechenanlage, die ursprünglich aus zwei Rechnern mit 92 und 60 Verstärkern bestand, auf ein Analogrechensystem mit über 2000 Verstärkern erweitert, wobei Ausgabeeinrichtungen einbezogen sind.

Digitalrechentechnik

Zur Transientenanalyse werden Digitalrechner eingesetzt. Mitte der sechziger Jahre wurden blockorientierte Programmieretechniken geläufig. Das erste System, das von einem amerikanischen Reaktorbauunternehmen erworben wurde, kam noch nicht so recht zum Einsatz, weil zu dieser Zeit unsere Rechner noch zu klein waren. Durch Aufteilung in drei Links wurde zwar diese Hürde genommen, jedoch war die Rechenzeit beträchtlich. Die Einführung scheiterte aber auch an der Unerfahrenheit mit Digitalprogrammen. Bisher beschränkte sich der Umgang der Ingenieure mit Digitalrechnern auf die Dateneingabe. Der Umgang mit den Programmen war Mathematikern vorbehalten.

Beim Einsatz von Transientenprogrammen ist aber ein ständiges Anpassen an neue Programmstrukturen erforderlich. Erschwert

wurde die Übernahme auch dadurch etwas, daß das Programm in FORTRAN geschrieben war, die Absolventen deutscher Hochschulen aber, wenn überhaupt, nur ALGOL kannten. In einer Neufassung dieses Programmsystems waren einige Service-Programme gar in Maschinensprache der PHILCO geschrieben, die damit ganz ausfielen. Solche Erfahrungen haben uns veranlaßt, an unserer Fachhochschule in einem Informationstechnikkurs sowohl FORTRAN als auch eine Maschinensprache zu lehren.

Das amerikanische Programmsystem zur Transientenanalyse war insofern bemerkenswert, als es eine ganz einfache Integrieremethode benutzte, die Eulersche Methode mit einem Korrekturterm. Diese relativ ungenaue Methode wurde ergänzt durch eine veränderliche Zeitschrittweite. Diese wurde jeweils an eine vorgegebene Genauigkeitsschranke angepaßt. Ein Vergleich mit der Runge-Kutta-IV-Methode bei konstanter Schrittweite ergab, daß die einfache Integrieremethode bei gleichem Aufwand an Rechenzeit auch die gleiche Ergebnisqualität lieferte.

Weiter ist hervorzuheben, daß sie sogenannte schnelle Integrierer vorsah. Mit ihnen konnten Gleichungsteile mit etwa 3 % der Hauptschrittweite bearbeitet werden, wenn diese nur kleine Verzögerungen beinhalten.

Ein beträchtlicher Vorteil gegenüber der Analogrechentechnik bestand darin, daß Unterprogramme für Funktionsgeneratoren für zwei unabhängige Veränderliche (neben der Zeit) sowie für Totzeiten zur Verfügung standen.

Analogsimulation

Der Übergang von der Analogrechentechnik zum Analogsimulationssystem ASYM war leichter zu vollziehen, weil es sich enger an die Analogrechentechnik anlehnte. Es verwendete eine blockorientierte Programmiersprache, die sich etwa wie die Analogrechenbausteine aufbaute und in sich geschlossen war, also keine Programmierkenntnisse voraussetzte. Es verwendete Runge-Kutta-IV mit konstanter Schrittweite, also ein recht genaues Integrierverfahren. Außerdem können die Gleichungen in beliebiger Reihenfolge niedergeschrieben werden, das Deckprogramm ordnet sich die algebraischen Gleichungen zu voll-

ständigen Bäumen. Die Konsequenz ist jedoch, daß es keine algebraischen Schleifen duldet, was weder die Analogrechen-technik noch das vorausbeschriebene amerikanische System störte. Gewiß, man kann solche Schleifen durch Einschalten eines Totzeitschrittes trennen, indes hat jede Unverträglichkeit zahllose Fehlläufe zur Folge.

Ein gleichartiges System ist FANAGO, eine Weiterentwicklung des ANAGOL. Mit ihm ist vom ALGOL zum FORTRAN übergegangen worden. Für dieses System gelten die gleichen Charakteristika wie für ASIM, allerdings bietet es die Auswahl aus 5 Integrier-verfahren, nämlich 1. Euler, 2. Heun, 3. Runge-Kutta 4. Ordnung mit fester Schrittweite, 4. Runge-Kutta mit variabler Schrittweite und 5. Bulirsch-Stoer (das ist ein Verfahren mit automa-tischer Schrittweiterekorrektur zur Unterschreitung eines vorgegebenen Fehlers).

Als das ASIM-Programm auf die TR 440 umgestellt wurde, wurde das reine blockorientierte Programmieren verlassen und zahl-reiche Elemente der FORTRAN-Sprache übernommen, wodurch das System an Flexibilität gewann.

Während der Umstellung wurde auch die vergleichbare Sprache MIMIC auf der CDC 6600 eingesetzt. Allen diesen Kunstsprachen ist gemeinsam, daß es sehr schwierig ist, Programmfehler zu finden. Es kann Monate dauern, bis man sich eine Strategie zu-rechtgelegt hat, mit der man ein größeres Programmsystem Stück für Stück zum Laufen bringen kann. Meist hält der Hersteller das Dachprogramm geheim und gibt nur Benutzungsanweisungen be-kannt, die wohl für fehlerfreie Programme genügen, nicht viel aber bei der Fehlersuche helfen. Bei der Transientenanalyse steht aber die Bearbeitung immer neuer Fragestellungen, also die Inbetriebnahme immer neuer Programmteile im Vordergrund. Deshalb ist der Trend zu beobachten, diese blockorientierten Programmsysteme wieder zu verlassen und doch zu reinen FORTRAN-Systemen zu gehen. Hier bietet sich das von der Kernforschungs-gesellschaft Karlsruhe entwickelte System DYSIS an, das zuneh-mend eingesetzt wird, bzw. das von Interatom entwickelte IADIS. Es muß sich zeigen, ob die Konsequenzen richtig eingeschätzt werden, die ein Verzicht auf ein rechnergesteuertes Ordnen

des Gleichungssystems nach sich zieht; daß es praktikabel ist, beweisen seit nahezu 10 Jahren amerikanische Kollegen.

Hybridrechentechnik

Da das Wort "Hybridrechner" in unterschiedlicher Bedeutung gebraucht wird, soll es hier auf solche Anlagen beschränkt werden, bei denen Analog- mit Digitalrechnern korrespondieren.

Es lag nahe zu prüfen, wieweit Hybridrechenanlagen in Betracht kämen, auch hier wurde das Mieten von Rechenzeit erwogen. Als die Entscheidung anstand, liefen eine kleine Hybridanlage an der TU Berlin und eine größere bei der Deutschen Versuchsanstalt für Luft- und Raumfahrt. Die Anlage im Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung in Garching war im Aufbau. Weitere Anlagen im militärischen Bereich waren nicht zugänglich. Eine eingehendere Beschäftigung mit der DVL-Anlage führte zu der Überzeugung, daß nur die Nachteile der Analogrechen-technik mit denen der Digitalrechentechnik vereinigt wurden. Diese bestanden darin, daß der Digitalteil in Maschinensprache einer EAI-Maschine zu programmieren ist. Es schien jedoch nicht tragbar, wenn zu Auslegungsrechnungen für Kernkraftwerke eine solche Häufung von Spezialkenntnissen erforderlich wird.

Auch hier gibt es in anderen Bereichen der Reaktorauslegung andere Voraussetzungen. Wenn bereits eine große eigene Analogrechenanlage vorhanden ist, liegt eine Ergänzung zu einer Hybridanlage sehr viel näher. Es ist geplant, die früher schon erwähnte große Analogrechenanlage durch einen Siemens-Rechner 320 mit einem 16 k-Kernspeicher zu ergänzen, mit dem Überwachungs- und Schutzprogramme erprobt werden sollen. Er soll auch die DNB-Berechnungen durchführen. Des weiteren soll dieser Prozeßrechner Regelungsaufgaben übernehmen.

Diese Erörterungen mußten vorausgeschickt werden, weil die Rechentechnik die erreichbare Genauigkeit wesentlich beeinflusst. In dieser Kürze konnten nur einige wichtige Aspekte angeschnitten werden.

Gesamtleistung und Systemdruck

Nun zur Dynamik des Leichtwasserreaktors. Die wichtigste Größe ist die über das ganze Kernvolumen integrierte Leistungserzeugung. Sie beeinflusst maßgebend die Entwicklung des Systemdruckes. Von besonderer Bedeutung ist hierbei das Verhalten des Kühlmittels.

Beim Druckwasserreaktor kommt es im Normalbetrieb an der Oberfläche der Brennstäbe zum Oberflächensieden, der Dampf heizt das Kühlwasser und kondensiert dabei alsbald. Nur bei 115 % Last kommt es nahe am Kernaustritt zum Blasensieden. Der Dampfgehalt bleibt klein, er spielt nur eine untergeordnete Rolle. Wichtige Einflußgrößen sind dagegen die Brennstofftemperatur und die Kühlmitteltemperatur, von denen die erste grundsätzlich, die zweite auslegungsgemäß einem Leistungsanstieg entgegenwirkt. Das System ist ein System mit Ausgleich, es ist inhärent stabil.

Beim Siedewasserreaktor enthält das System größere Räume mit Sattedampf und größere Gemischräume. Die Gemischräume wirken unterschiedlich, je nachdem ob sie in der aktiven Zone liegen oder nicht.

In der aktiven Zone überwiegt bei einem Dampfblasengehalt von weniger als 12,9 % der Einfluß des Wassers, die Dichte nimmt also bei Druckanstieg ab infolge der höheren Sättigungstemperatur des Wassers. Dies trifft insbesondere für den Bereich kurz über der Siedegrenze zu.

Bei einem Dampfblasengehalt von mehr als 12,9 % überwiegt das Verhalten des Dampfes, die Dichte nimmt bei steigendem Druck zu. Über den ganzen Reaktorkern integriert verbleibt ein geringer positiver Druckkoeffizient der erzeugten Reaktorleistung, d.h. die Reaktorleistung nimmt mit steigendem Druck leicht zu. Nun fließt aber der erzeugte Dampf über ein Ventil ab, und diese abfließende Dampfmenge hat ebenfalls einen positiven Druckkoeffizienten. Da dieser Druckkoeffizient größer als der der Leistungserzeugung ist, ist das Gesamtverhalten ebenfalls ein Verhalten mit Ausgleich, wenn auch die stabilisierende Wirkung etwas schwächer als beim Druckwasserreaktor ist.

Hieraus ist ersichtlich, daß der Dampfblasenkoeffizient der Reaktivität nur solange eine sinnvolle Größe ist, wie der Reaktordruck konstant gehalten wird, das gesättigte Wasser also keinen Einfluß hat. Bei sich änderndem Druck ist die Modertordichte und ihr Reaktivitätskoeffizient besser geeignet.

Bei schnellen Drucktransienten - bei Ausfall der Hauptwärmesenke können Druckanstiegsgeschwindigkeiten bis zu 10 b/s auftreten - wird es problematisch, wie weit in dem Gemisch- und Dampfäumen die Temperatur des begleitenden Wassers gegenüber der Sättigungstemperatur verzögert ist, was den Vorgang ungünstig beeinflusst. Ähnliches gilt von Konstruktionsteilen aus Stahl, die ebenfalls beträchtliche Wärmemengen speichern können. Als die Drucktransienten noch langsam verliefen, wurden diese Energiespeicher noch nachgebildet. Die Erhöhung der Reaktornennleistung brachte eine solche Verkleinerung der Systemzeitkonstante, daß eine Berücksichtigung dieser Energiespeicher, deren Zeitverhalten wenig gesichert ist, nicht mehr zweckmäßig schien.

Damit kommt es zu überhöhten Druckanstiegsgeschwindigkeiten, die die Probleme mit den verschiedenen Verzögerungszeiten der Gegenaktion eher vergrößern. Der Abstand von der Reaktorschnellabschaltmarke, die Zeitkonstante des Meßumformers, die Verzögerungszeit von Schalter, 2v3-Auswertrelais und den Schützen, die Massenträgheit von Scramventil und Treibwasser reißen manche 100 Millisekunden aneinander, bis eine Leistungsreduktion infolge Schnellabschaltung beginnt. Auch bei den sich öffnenden Sicherheitsventilen spielen die Totzeiten und Bewegungsabläufe eine große Rolle. Es ist daher klar, daß eine gute Berechnung transienter Vorgänge eines Reaktors die sorgfältige Analyse vieler im Wirkungskreis eingeschlossener Bauteile umfaßt.

Bei der Berechnung des instationären Verhaltens wird zur Beschreibung der Neutronenphysik nach wie vor meist das Punktmodell eingesetzt. Es besticht durch seine Einfachheit. Die Variablenzahl bleibt klein, so daß Dachprogramme von Analogsimulationssystemen reichen. Indes war schon lange klar, daß die Fehler bis zu 20 und 30 % betragen können. Vor etwa 10 Jah-

ren wurde in Ispra von Monterosso und Vencenti die Entwicklung eines Programms mit axial aufgeteiltem Kern begonnen. Es liegt nun schon mehrere Jahre vor; an der Integration in eine Gesamtbeschreibung des Reaktors wird gearbeitet.

Auch von Birkhofer wurde in Garching ein solches Programm aufgebaut, das vornehmlich Druckwasserreaktoren axial und radial aufgelöst berechnet. In letzter Zeit hat man diese Berechnungen auch auf den Siedewasserreaktor ausgedehnt. Im ANDI-System ist in Erlangen diese Berechnungsmethode mit analogen und digitalen Bausteinen realisiert.

Das Punktmodell postuliert, daß eine Leistungsänderung in allen Volumenelementen proportional erfolgt. Nur unter dieser Voraussetzung gilt der berechnete Neutronenfluß sowohl für die gesamte Leistungserzeugung, die für die Entwicklung des Systemdruckes maßgebend ist, als auch für die Entwicklung der Heißstelle, das ist die Stelle maximaler Brennstofftemperatur als auch für die Entwicklung der minimalen Sicherheit gegenüber der kritischen Heizflächenbelastung.

Maximale Brennstofftemperatur

Die maximale Brennstofftemperatur war bei Transientenberechnungen stets eine zentrale Auslegungsgröße, auch wenn sich ihre Bewertung etwas verschoben hat.

Es ist experimentell nachgewiesen, daß ein zentrales Schmelzen der Brennstäbe keine nachteiligen Konsequenzen hat. Die Spaltgase diffundieren zum Zentrum und bauen dort die Heißstelle ab, indem sie das Spaltmaterial verdrängen. Der Weg der Wärme verkürzt sich etwas. Dieser Vorgang erfolgt jedoch langsam und hat für schnelle Transienten keine Bedeutung.

Natürlich erfolgt dennoch die Auslegung so, daß in keinem stationär möglichen Betriebszustand die maximale Brennstofftemperatur die Schmelztemperatur überschreitet. Im Gegenteil, es sind beträchtlich Margen für transiente Überlastungen vorhanden. Schließlich liegt nur wenige hundert Grad über der Schmelztemperatur die Verdampfungstemperatur von Urandioxyd.

Die Berechnung des transienten Verhaltens der maximalen Brennstofftemperatur geht vom stationären Anfangswert z.B. bei Nennleistung aus. Für diesen Betriebsfall wird der Lei-

stungsmittelwert berechnet. Er ist dadurch gekennzeichnet, daß 96 % der gesamten thermischen Leistung auf alle Brennstoffpellets gleichmäßig verteilt gedacht sind, während die restlichen 4 % unmittelbar im Kühlmittel bei der Neutronenmoderation und aus der γ -Strahlung gewonnen werden.

Die so gewonnene mittlere Leistungsdichte wird mit dem Heistellenfaktor multipliziert, der sich vereinfacht als Produkt aus dem axialen Heistellenfaktor, dem radialen Heistellenfaktor und dem lokalen Heistellenfaktor ergibt. Dieser Heistellenfaktor ist ein Vorgabewert, der zu keiner Zeit stationär überschritten werden sollte.

Andererseits betreibt man einen Siedewasserreaktor keineswegs mit minimalem Heistellenfaktor, weil das einen zu ungünstigen Abbrand ergäbe. Im Gegenteil, es wird am Anfang in der unteren Kernhälfte ein möglichst großer Heistellenfaktor eingestellt, damit dort der Brennstoff stark abbrennt. Dann können nämlich am Schluß der Abbrandperiode alle Steuerstäbe gezogen werden. Der große Abbrand reduziert dann die Leistungserzeugung in der unteren Kernhälfte etwa genau so stark wie die Dampfblasen in der oberen. Der Auslegungsheistellenfaktor wird also im Betrieb auch fast vollständig in Anspruch genommen.

Ist der Heistellenfaktor während des Betriebes überhaupt ausreichend genau erkennbar? Auf diese Frage muß daran erinnert werden, daß bei jedem Kraftwerk mit Eichinstrumenten eine genaue Bestimmung der thermischen Leistung vorgenommen wird. Parallel hierzu wird aus den Werten der Betriebsinstrumentierung vom Prozeßrechner die thermische Leistung ermittelt. Außerdem mit das Fahrkammersystem mit zwei Fahrkammern die räumliche Leistungsverteilung, die der Prozeßrechner über ein Approximationsmodell integriert. Da dieses Rechenverfahren axial nur Stützpunkte auswertet, kann aus dem begleitenden Schrieben der axiale Überhöhungsfaktor ermittelt werden. Zwischen den Fahrkammerkanlen muß nochmals mit einem gleichen Faktor gerechnet werden.

Unter dem Einfluß der maximalen Leistungsdichte verändern sich auch die Brennstoffdaten. Der stationäre Anfangswert der maximalen Brennstofftemperatur berücksichtigt diese Einflüsse.

Aber auch das Übergangsverhalten wird von der Leistungsdichte beeinflusst. Bild 1 zeigt die maximale Brennstofftemperatur, die mittlere Brennstofftemperatur und den Wärmefluß ins Kühlmittel bei mittlerer Leistungsdichte und an der Heißstelle nach einem 2 Sekunden andauernden Neutronenfluß-Rechteckimpuls und bei konstanter Kühlmitteltemperatur. Man erkennt hier neben dem Geometrieinfluß vor allem die mit Anstieg der Temperatur größer werdenden Zeitkonstanten. Sie bewirken, daß die Maximaltemperatur bei gleichem Neutronenflußimpuls kleiner ausfällt. Da aber während der Berechnung der Transiente die konstante Anfangszeitkonstante verwendet wird, sind die Ergebnisse konservativ.

Ein weiterer Effekt wird vernachlässigt, nämlich die Abschätzung der zentralen Brennstoffregionen durch die äußeren. Im Brennstoffinnern ist die Dichte an thermischen Neutronen geringer als am Rand. Da aber am Rand die Wärme einen kürzeren Weg bis ins Kühlmittel zurückzulegen hat, wird durch diesen Effekt das Temperaturprofil flacher als das mit konstanter Leistungsdichte berechnete. Dieser Effekt ist vom Abbrand abhängig.

Außerdem bleibt unberücksichtigt, daß sich bei einer Leistungsexkursion der Brennstoff ausdehnt, also dichter an die Hülle anlehnt. Hierdurch wird der Temperatursprung über den Spalt relativ kleiner, was sich auch günstig auf das Temperaturprofil im Brennstoff auswirkt, also die Zentraltemperatur absenkt.

Den größten Einfluß auf die Ergebnisse haben die Änderungen des Leistungsprofils über das Reaktorkernvolumen. Man kann sie in zwei Gruppen einteilen:

1. die axiale Verschiebung des Profils. Sie kommt beim Siedewasserreaktor durch alle Arten der Kühlmittelkenngrößenänderung zustande. Die wichtigste ist die Unterkühlungsänderung durch Änderung der Speisewassermenge oder -temperatur. Aber auch schnelle Drucktransienten wirken auf das Profil ein. Einen relativ geringen Einfluß auf das Profil hat die Kerndurchsatzvariation.

Beim Druckwasserreaktor können Profiländerungen sich ent-

wickeln, wenn sich Xenonschwingungen ausbilden könnten, worauf später noch eingegangen wird.

2. lokale Profiländerungen entstehen vor allem durch Steuerstabbewegungen. Radiale Profiländerungen wären aber auch denkbar, wenn die Einspeisung des Speisewassers über Segmente erfolgt und bei einem Speisewasserstrang die Vorwärmung ausfällt.

Die Berechnung des Verhaltens bei Steuerstabbewegungen lag lange Zeit besonders im Argen. Das lag an dem Festhalten an einer für große Reaktoren wenig sinnvollen Größe, nämlich der Reaktivität. Man spricht z.B. vom Reaktivitätsäquivalent eines Steuerstabes. Eine Verstellung des Steuerstabes um eine kleine Strecke ist aber nur im Umkreis von 50 cm wahrnehmbar. Dies ist auf Bild 5 jeweils unterhalb des Reaktivitätsänderungsbereiches deutlich erkennbar, oberhalb werden Dampfblasentransporteffekte wirksam. Beim Herausfahren eines Steuerstabes wird also Reaktivität in mehreren nuklear voneinander unabhängigen Reaktoren freigesetzt. Diese Reaktivitätsbeträge sind somit auch nicht addierbar. Das gleiche gilt auch für Steuerstäbe, die in der Querschnittsfläche um mehr als 50 cm voneinander entfernt sind. Ein solcher Stab hat aber beim Kernkraftwerk Lingen eine Länge von 3 m (Bild 2).

Besser wäre es, von einem räumlichen Reaktivitätsbelag oder einer Reaktivitätsdichte zu sprechen.

Bild 2, das bereits auf der Reaktortagung in Bonn in anderem Zusammenhang diskutiert wurde, zeigt die Leistungsdichte bei verschiedenen Stellungen einer Steuerstabgruppe über den Querschnitt gemittelt sowie die gesamte Reaktorleistung in Abhängigkeit von der Stellung der Steuerstabgruppe.

Die maximale Leistungsdichte liegt in der unteren Kernhälfte und somit auch die maximale Brennstofftemperatur. Sie wird erst erhöht, wenn der Steuerstab fast gezogen ist. Da die maximale Brennstofftemperatur stationär linear vom Neutronenfluß abhängig ist und dieser wieder im Punktmodell etwa linear von der Reaktivität, müßte der Stabgruppe ein Reaktivitätsverlauf mit einem ausgeprägten Maximum unten zugeschrieben werden.

Dieselbe Stabgruppe übt ihren größten Einfluß auf die gesamte

Leistung in der oberen Kernhälfte aus. Wenn die Stäbe weiter ausgefahren werden, wird zwar dort örtlich die Leistung erhöht. Die entstehenden Dampfblasen reduzieren aber in höheren Kernregionen die Leistung, so daß schließlich sogar eine Reduktion der Gesamtleistung erfolgt. Eine Steuerstabgruppe müßte also für das Punktmodell einen Reaktivitätsverlauf mit einem deutlichen Maximum im oberen Kernbereich haben.

Wenn dieses Verhalten mit dem Punktmodell wiedergegeben werden soll, wären zwei Neutronenkinetikenachbildungen erforderlich, aus einer wird die Gesamtleistung gewonnen, aus der anderen die maximale Brennstofftemperatur. Der Reaktivitätsverlauf der Steuerstabgruppe hätte zwei völlig verschiedene Verläufe.

Die gleiche Problematik besteht bei den Abschaltvorgängen Schnellabschaltung und Sammeleinfahren aller Steuerstäbe, wobei diese Vorgänge außerdem vom Abbrand beeinflußt werden. Beim frischen Kern stehen zahlreiche Stäbe in leistungswirksamen Bereichen, während sie am Schluß der Abbrandperiode ausgefahren sind. Es wurde zwar schon stets die letztere Version untersucht, da sie ungünstiger ist, der unterschiedliche Einfluß auf die Leistung und auf die maximale Brennstofftemperatur kann aber mit dem Punktmodell nicht ermittelt werden.

Übergang zum Filmsieden

Die dritte begrenzende Größe ist der Einsatz des Filmsiedens (Bild 3). Wenn beim Druckwasserreaktor die Heizflächenbelastung des Heißkanals bei Überlast einen Verlauf über der Kernhöhe hat, wie aus Bild 3 ersichtlich ist, und die kritische Heizflächenbelastung nach Untersuchungen von L.S. Tong und Mitarbeitern nach oben hin abnimmt, dann ergibt sich die Sicherheit gegenüber Filmsiedens zu einer Kurve mit einem deutlichen Minimum. Die kritische Heizflächenbelastung verläuft bei höherer Kerneintrittstemperatur tiefer.

Ähnlich sieht es beim Siedewasserreaktor aus, nur vollzieht sich hier gerade ein Übergang. Da die kritische Heizflächenbelastung nur dem Experiment zugänglich ist und stark von der Geometrie abhängt, wurden nach und nach immer größere

Prüfstände gebaut. Von Einrohr-Versuchen ist man bald zu 4-Rohr-, 9-Rohr-, 16-Rohr- bis schließlich zur Nachbildung eines vollständigen Brennelements übergegangen.

Auch die Meßtechnik wurde geändert. Es wird nicht mehr eine stationäre Leistung eingestellt, sondern die Meßstrecke wurde einer Transiente, z.B. einer Kühlmittelreduktion, unterworfen (Bild 4).

Hieraus ergab sich einmal eine Korrektur der kritischen Heizflächenbelastung von Hench-Levy stationär zu Hench-Levy transient. Außerdem war aus den Versuchen zu erkennen, daß das Filmsieden nicht sofort einsetzte, wenn der Durchfluß unterbrochen wurde, sondern um mehrere Sekunden verzögert. Andererseits beendete der wiederkehrende Kerndurchsatz auch nicht das Filmsieden, es wurde am Versuchsstand eine Abschaltung erforderlich.

Die Versuchsergebnisse mit der Nachbildung eines vollständigen Brennelements werden zur Zeit geprüft und in ihrer Aussage mit den bisherigen Berechnungen verglichen. Es dürfte eine Darstellung bringen, die eine weitere Einflußgröße einführt, nämlich den Abstand von der Siedezonengrenze.

Hieraus ist zu erkennen, daß auch die minimale Sicherheit gegenüber der kritischen Heizflächenbelastung eine von der axialen Leistungsverteilung abhängige Größe ist. Deshalb wird es auch hier erforderlich, alle Transienten, die eine besondere Gefahr des boiling transition, also des Übergangs zur Filmverdampfung mit sich bringen, axial aufgelöst zu berechnen. Dies sind Umwälzpumpenausfälle und schnelle Druckentlastungen. Da es sich um statistische Vorgänge handelt, können trotz der Einhaltung der Auslegungsbedingung, daß bei allen Transienten die minimale Sicherheit gegen kritische Heizflächenbelastung größer als 1 ist, einzelne Fälle von Durchbrennen auftreten.

Deshalb ist die Frage berechtigt, was an den seit Jahren betriebenen Reaktoren beobachtet wurde.

Sowohl in Gundremmingen als auch in Lingen hat es undichte Brennelemente gegeben, es waren einige o/oo der eingesetzten

Stäbe. Die meisten Fehler konnten durch nicht genügende Sorgfalt bei der Brennstoffverarbeitung erklärt werden. Diese Mängel wurden abgestellt, und als Erfolg kann man feststellen, daß im Kern Würigassen nach etwa 4000 MWd/t noch kein Fehler aufgetreten ist, obwohl die Spitzenleistung jetzt schon um etwa 20 % größer ist als bei KRB. Allerdings wurde bei diesem Kraftwerk auch erstmals die Brennstoffkonditionierung betrieben. Die Leistung wurde erstmals so langsam erhöht, daß sich die Brennstoffoberfläche plastisch an die Hülleninnenfläche anpassen kann. Der Wert dieser Maßnahme ist noch umstritten. Es bleibt abzuwarten, ob sich diese Maßnahme erhält.

Die Erfahrung mit den undichten Brennelementen hat aber gezeigt, daß sie zu keiner Betriebseinschränkung führten, wenn sie auch eine Erschwerung der Komponentenwartung mit sich brachten. Geringste Kreislaufaktivierung wird dann bei konstantem Druck und konstanter Leistung erreicht, was allerdings dem Lastverteiler ungelegen ist, da er die erzeugte Leistung dem Verbrauch anpassen muß.

Es sieht also so aus, daß ein Berühren der Grenze zum transition boiling keineswegs als Katastrophe zu werten sei. Daher sind neue Auslegungsrichtlinien im Entstehen, die ein transientes Herangehen an den Beginn der transition boiling bis auf den Faktor 1,05 ermöglichen, was natürlich nur sinnvoll ist, wenn die Rechentechnik so genau die physikalischen Vorgänge beschreibt.

Xenon-Schwingungen

Als weiteres dynamisches Problem sind die Xenon-Schwingungen bei Druckwasserreaktoren aufzuführen. Dies sind indes so langsame Vorgänge, daß sie leicht durch ein Steuerstabsystem zu stabilisieren sind und hieraus keine Schwierigkeiten erwachsen. Gerade an diesem Problem erwies das Analogrechen-system ANDI seine Leistungsfähigkeit.

Schnelle Reaktivitätstransienten

Sehr schnelle Transienten sind die Reaktivitätsunfälle. Bei diesen Unfällen wird der Reaktor prompt kritisch. Hierbei

spielen nicht mehr die verzögerten Neutronen, sondern die prompten die entscheidende Rolle. Die mittlere Lebensdauer der prompten Neutronen beträgt aber nur 40 - 50 μs .

Bei digitalen Berechnungen darf die Zeitschrittweite meist maximal etwa genau so groß sein wie die kleinste Zeitkonstante. Das bedeutet, daß je Sekunde etwa 20 000 Zeitschritte berechnet werden müssen. Bei großen Systemen führt das zu untragbaren Rechenkosten. Größere Schrittweiten werden durch iterierende Verfahren möglich, die hier eingesetzt werden. Bei Reaktivitätsfällen tritt noch kein nennenswerter Energie-transport aus dem Kern ein. Allerdings die gelegentlich gehörte Meinung, daß in dieser kurzen Zeit auch noch kein Energiefluß ins Kühlmittel zustande käme, ist irrig. Es ist im Gegenteil so, daß der Energiefluß ins Kühlmittel schneller steigt als die mittlere Brennstofftemperatur, wie ich bereits zeigte. Es wäre also durchaus gerechtfertigt, bei diesen Vorgängen nicht nur den Dopplereffekt, sondern auch die Dampfblasenrückwirkung zu berücksichtigen, sofern nicht unterkühltes Kühlmittel den Anfangswert darstellt.

Bei langsamen Transienten wird dagegen die Lebensdauer der prompten Neutronen vernachlässigt, man setzt sie als null an (prompt jump response). Hierdurch kann die Schrittweite weiter erheblich vergrößert werden. Solche Einschränkungen kennt die Analogrechenteknik nicht, sie läßt große Unterschiede der Zeitkonstanten zu.

Instabilität

Ein Problem der Berechnung instationärer Vorgänge hat lange Zeit wegen der Unvollkommenheit der Rechenmethoden viel Mühe bereitet: das Stabilitätsproblem bei Siedewasserreaktoren. Man hatte nämlich mit viel Akribie den Akkumulationsprozeß der Dampfblasen beschrieben und die Laufzeit beim Transport durch den Kern berücksichtigt, ließ dann aber den so ermittelten Dampf über das Punktmodell auf den gesamten Neutronenfluß wirken. Da so der Dampf am Kernaustritt den Neutronenfluß an der Siedezonengrenze beeinflusste, braucht man sich über die vergleichsweise schlechten Rechenergebnisse nicht zu wundern. Es wäre an der Zeit, daß hier auf die Durchfüh-

rung wenig aussagefähiger Berechnungen verzichtet würde.

Da aber damit die Dimensionierung der Kerneintrittsblenden in der Luft hängen würde, muß man eine Untersuchungsmethode aufbauen, die mit axial unterteiltem Kern arbeitet. Auch die Untersuchungsmethoden der General Electric scheinen mir zu konservativ. Beispielsweise konnten die deutschen Siedewasserreaktoren noch in Betriebsbereichen äußerst stabil betrieben werden, die nach amerikanischen Auslegungsrichtlinien nicht mehr zulässig waren.

Rauschanalyse

Zum Schluß soll noch kurz eine Methode gestreift werden, aus statistischen Schwankungen Aussagen zu gewinnen. Allen Systemgrößen ist ein Rauschen überlagert, das man durch Autokorrelation in die Frequenzspektren zerlegen kann. Da diese Frequenzanteile durchaus sehr unterschiedliche Amplituden haben, schienen schmalbandig wirkende Maßnahmen geeignet, die statistischen Schwankungen zu dämpfen. Diese Methode war bisher jedoch noch nicht erfolgreich.

Ronnenberg, den 11.1.1974

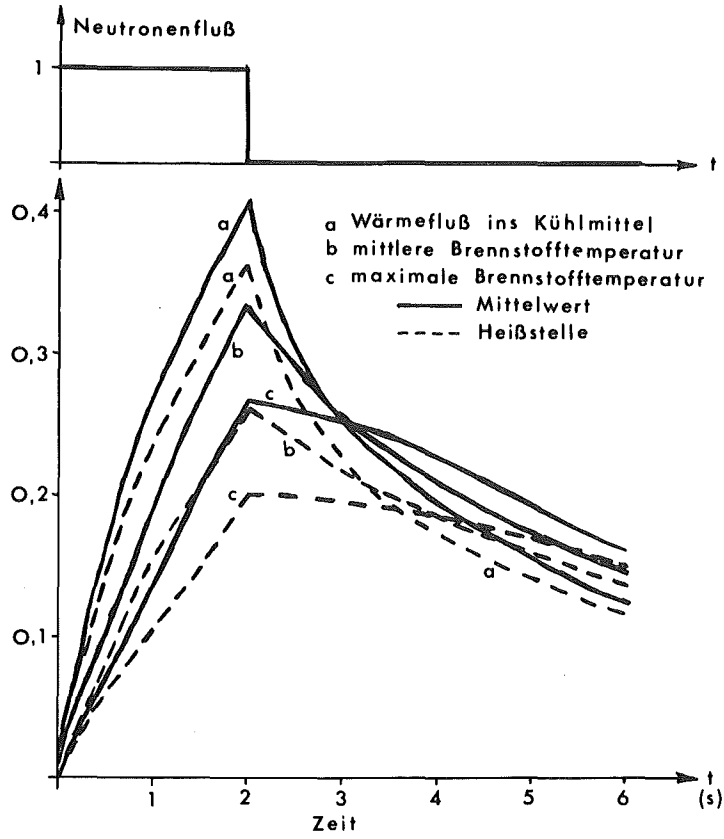


Bild 1: Zeitverhalten des 8 x 8 - Bündels

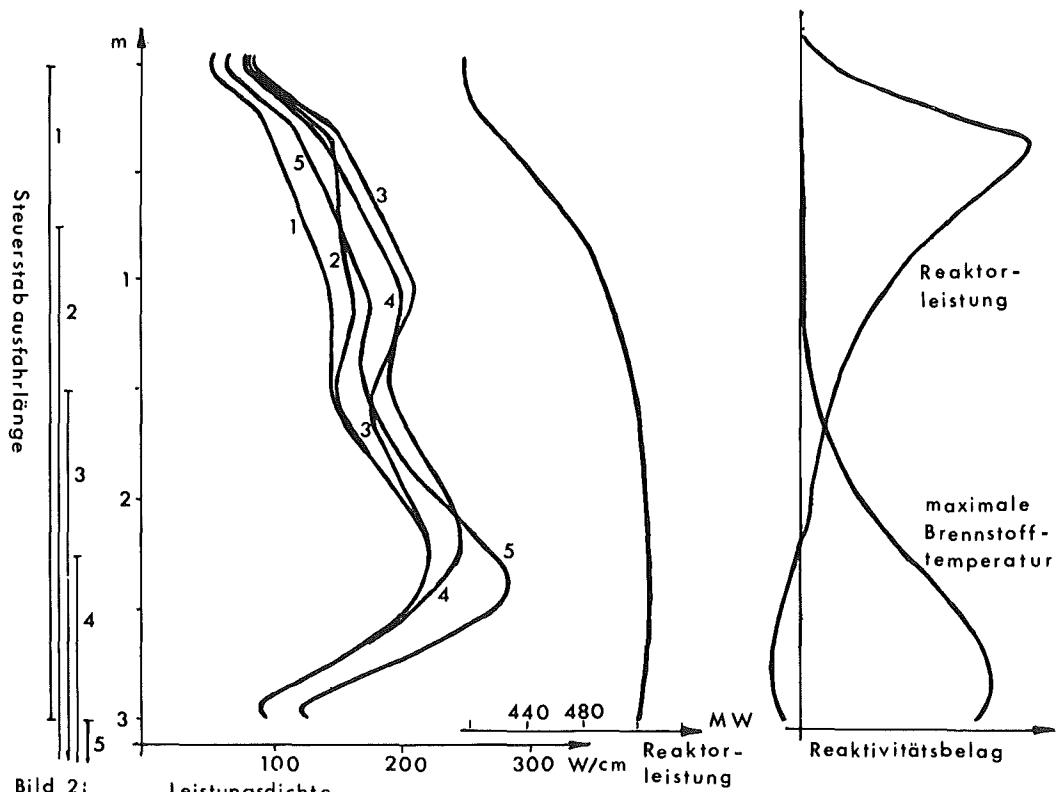
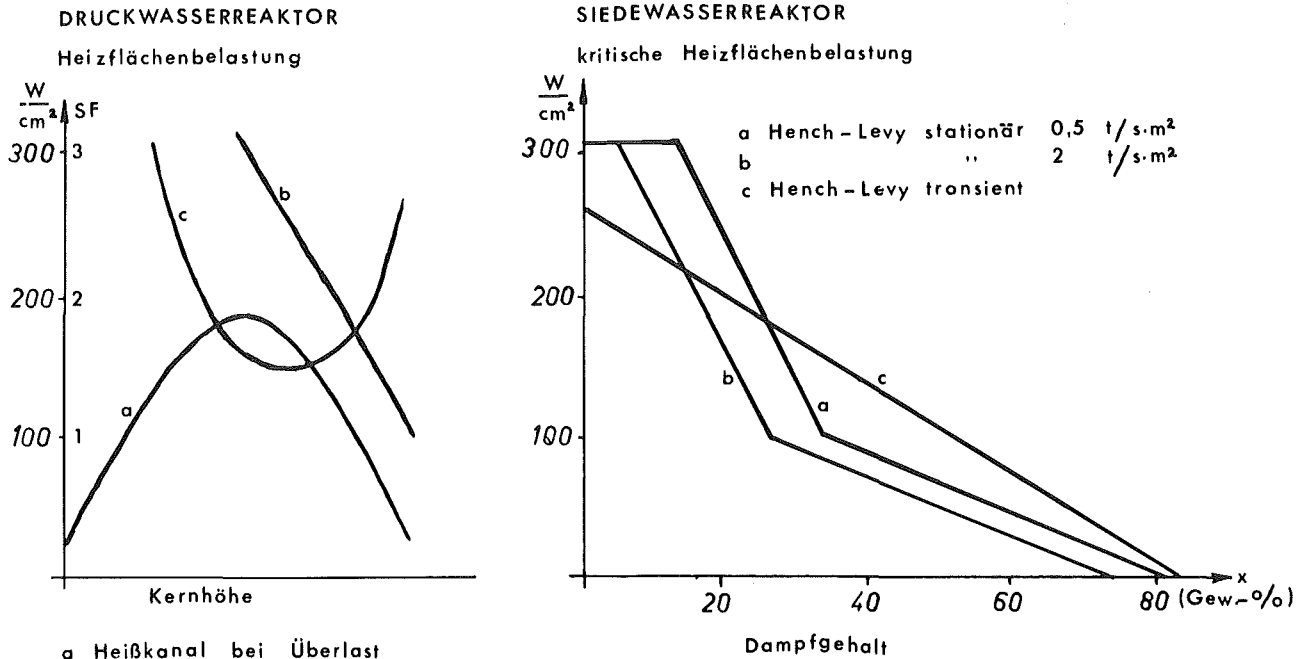


Bild 2: Wirksamkeit einer Steuerstabgruppe auf die Reaktorleistung und die max. Brennstofftemperatur



a Heißkanal bei Überlast
b kritische Heizflächenbelastung
c Sicherheit gegen Filmsieden
Bild 3: Übergang zum Filmsieden

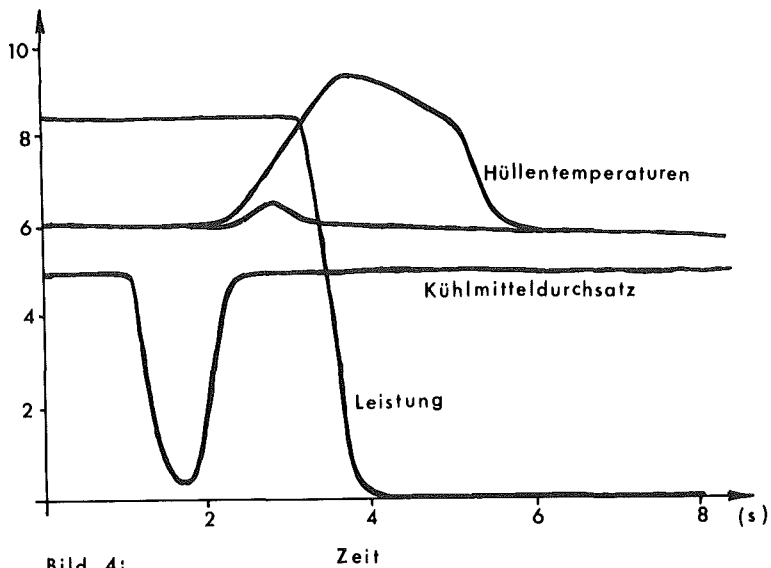


Bild 4:
TRANSIENTE MESSUNG DES SIEDEÜBERGANGES

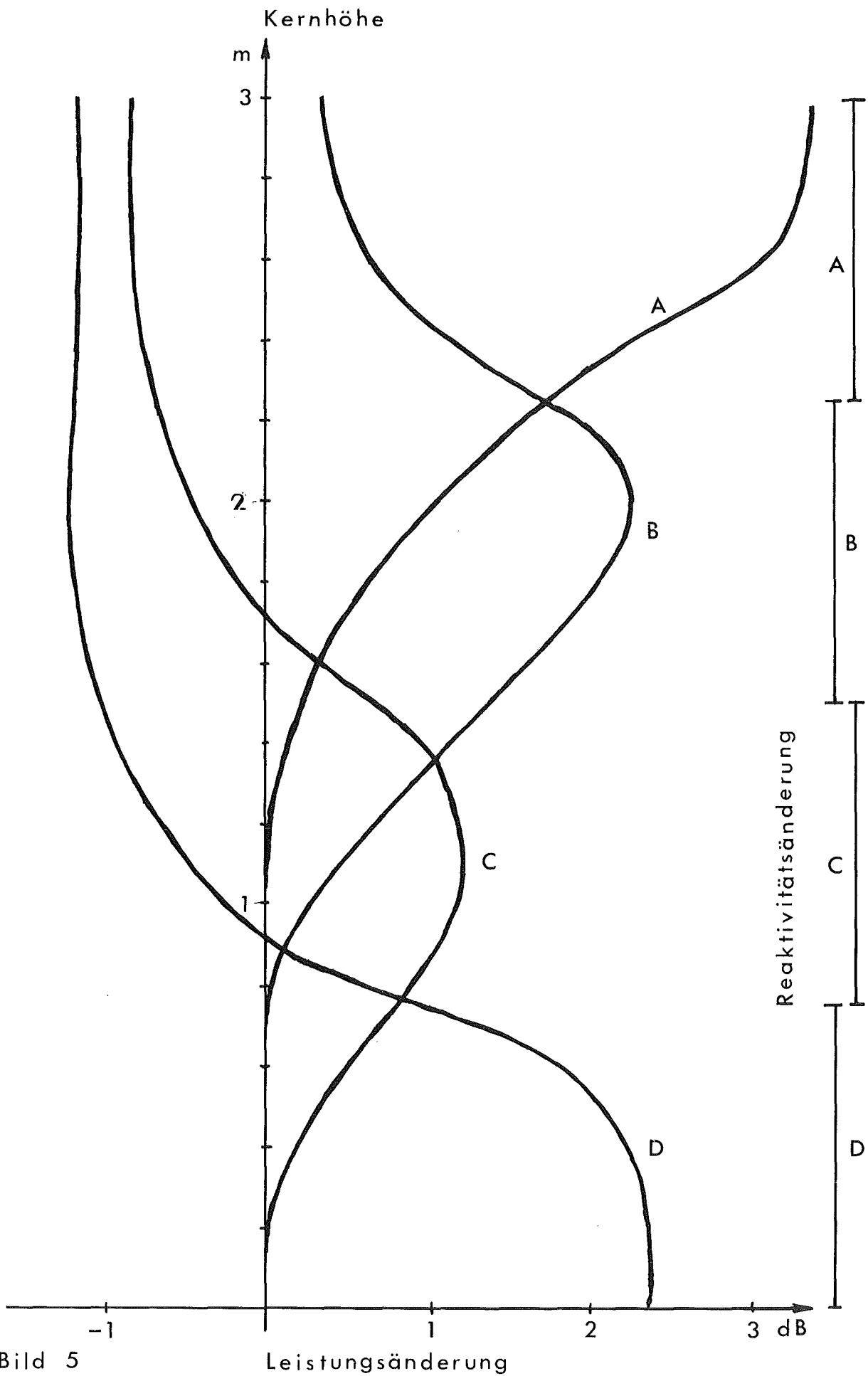


Bild 5

LEISTUNGSÄNDERUNG BEI ÖRTLICHER REAKTIVITÄTSÄNDERUNG

Instrumentierung und Überwachung des dynamischen Verhaltens von Leistungsreaktoren

E. Schrüfer, KWU-Frankfurt

Fachtagung der KTG, Fachgruppe "Thermo- und Fluidodynamik"
Karlsruhe, 29. bis 31.1.1974

Im Vortrag wird auf die Teile der Instrumentierung eines Kernkraftwerkes eingegangen, die wesentlich sind zur Erfassung und Überwachung des dynamischen Verhaltens. In diesem Zusammenhang interessiert nicht so sehr der Meßbereich, der Meßumfang oder die Meßgenauigkeit als vielmehr die Geschwindigkeit, mit der die Meßinstrumente auf die Änderung einer zu messenden Größe reagieren. Die elektronischen Teile der Instrumentierung werfen praktisch keine Probleme auf, so daß ich mich weitgehend auf das Zeitverhalten der Meßumformer beschränken kann. Hier treten Anzeigeverzögerungen auf, da Massen beschleunigt oder Wärmemengen übertragen werden müssen. Die in den Katalogen der Hersteller zu findenden Angaben über das Zeitverhalten sind nicht immer eindeutig und geben nur in seltenen Fällen die Zeitkonstante oder den Frequenzgang an.

1. Zeitverhalten der Meßwertgeber

1.1. Temperaturfühler

Häufig werden Thermoelement- oder Widerstandsthermometer-Meßeinsätze verwendet, die in Tauchhülsen geschützt und austauschbar angeordnet sind. Bei Temperaturänderungen muß sich die neue Temperatur des Mediums über die Tauchhülse und das Rohr des Meßeinsatzes auf das Fühlerelement übertragen. Dabei werden Wärmemengen zu- oder abgeführt. Die für den Temperatúrausgleich nötige Zeit hängt dann ab von

- Masse, spezifischer Wärme, Wärmeleitfähigkeit und geometrischen Abmessungen des Temperaturfühlers,
- spezifischer Wärme, Wärmeleitfähigkeit und Geschwindigkeit des zu messenden Stoffs,
- der Wärmeübergangszahl zwischen der Oberfläche des Thermometers und dem zu messenden Stoff.

Die Übergangsfunktion eines derartigen Temperaturfühlers ist von höherer Ordnung und folgt nicht einem einfachen Exponentialgesetz. Demzufolge reicht zur Charakterisierung nicht eine einzige Zeitkonstante aus. Oft werden deshalb die Zeiten angegeben, die zur Erreichung des 50- und 90 % Ausschlags erforderlich sind (VDE/VDI-Richtlinie 3511).

In zunehmendem Maße werden für Temperaturmessungen Mantelthermoelemente verwendet. Hier ist das Thermopaar in einem pulverförmigen Isolator eingebettet und mit einem metallischen Mantel umschlossen. Für schnelle Temperaturmessungen sind kleine Manteldurchmesser günstig. Die Ausführung mit isolierter Meßstelle ist langsamer als die verschweißte. Für kleine Mantelthermoelemente kann das Übergangsverhalten genügend genau durch eine Zeitkonstante beschrieben werden. Diese liegt für Elemente von 0,5 mm Durchmesser und für Messungen in flüssigem Natrium (400 °C) bei ca. 10 ms (Ausführung TM) bzw. bei 130 ms (Ausführung TI) /2/.

Für den Kraftwerksbetrieb ist nicht nur die Temperatur an sich, sondern auch ihr zeitlicher Verlauf von Bedeutung. So werden zum Beispiel der Aufheizgang von Turbine und Reaktordruckgefäß erfaßt, wobei gewisse, sich aus der unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeit der einzelnen Teile ergebenden Spannungswerte nicht überschritten werden dürfen. Über den "Freilastrechner" wird ausgegeben, welche Leistungsänderung im Hinblick auf die Temperaturänderungen erlaubt sind.

1.2. Druckmeßumformer

Weit verbreitet sind Druckmeßumformer mit Rohrfedermeßwerk. Einer Druckänderung müssen die Rohrfeder und der entsprechende elektrische und magnetische Abgriff folgen. Dies ist mit einer Zeitkonstanten von ca. 100 ms möglich. Beim SWR zum Beispiel werden derartige Meßumformer für die Druckregelung, für den Reaktorschutz und für die Messung transienter Vorgänge eingesetzt, wobei sich bisher die Zeitkonstante als ausreichend kurz herausgestellt hat.

Schnellere Druckmeßumformer sind die Geräte, die Dehnungsmeßstreifen oder Piezo-Kristalle verwenden. Bei einer Messung mit Dehnungsmeßstreifen werden Zeitkonstanten von 1 ms, bei Piezo-Kristallen solche mit 10^{-2} ms erreicht. Die entsprechenden Eckfrequenzen liegen dann bei 150 Hz bzw. 15 kHz.

Auch bei der Druckmessung interessiert im Kraftwerk nicht nur der augenblickliche Wert, sondern - insbesondere für Schutzfunktionen - der jeweilige Druckgradient. Bei dem Schwerwasserreaktor in Atucha soll zum Beispiel ein Bruch der Hauptkühlmitteleitung über die Messung des Druckgradienten erfaßt werden. Bei einem Druckabfall $> 8 \text{ bar/s}$ soll möglichst verzögerungsfrei die Bohreinspritzung betätigt werden. Für diese Aufgabe wird ein schneller Dünnfilm-Dehnungsmeßstreifen-Druckaufnehmer eingesetzt, mit einem nachgeschalteten Gleichspannungsverstärker, wobei die gemeinsame Zeitkonstante ca. 1 ms beträgt. Die Zeit, die das Drucksignal für seinen Lauf bis zum Meßumformereingang benötigt, ist hier größer als die Zeit, die für die Messung, Meßwertverarbeitung und Auslösung erforderlich ist.

1.3. Differenzdruckmeßumformer

Ein gebräuchliches Differenzdruckmeßgerät ist die Bartonzelle mit einem elektrischen oder magnetischen Abgriff. Bei einer Differenzdruckänderung müssen nicht nur die Federn bewegt, sondern es muß auch Öl von einem Faltenbalg in den anderen transportiert werden. Die dafür nötige Zeit hängt hauptsächlich von der Menge des zu bewegenden Öls, seiner Viskosität und der dem Öl angebotenen Durchtrittsfläche ab. Über die letztgenannte Größe ist zum Beispiel bei der Bartonzelle BZ 199 die Dämpfung und damit das Zeitverhalten einstellbar.

Bei der Bartonzelle BZ 199 liegt je nach Durchmesser des Faltenbalgs das zu verdrängende Volumen zwischen 25 und 8 cm^3 , bei der Bartonzelle BZ 224 zwischen 2,3 und 0,4 cm^3 und bei der Membranzelle bei 0,6 cm^3 . Dementsprechend haben diese Zellen unterschiedliche Übergangsfunktionen.

Bei allen Zellen kann hinreichend konservativ das Zeitverhalten mit einer Zeitkonstanten beschrieben werden. Für die kleinere Zelle und die Membranzelle nennt die Herstellerfirma Zeitkonstanten von 0,1 s.

Die Differenzdruckmessung wird im Kraftwerk vornehmlich für Füllstands- und Durchflußmessungen benutzt. Anhand einer Durchflußmessung soll gezeigt werden, daß es nicht immer sinnvoll ist, den Meßumformer so schnell wie möglich zu wählen. Vielmehr muß bei der Auslegung der Zeitkonstanten betrachtet werden, welche (impulsförmigen) Transienten der zu messenden Größe noch erfaßt und welche im Interesse eines ruhigen Kraftwerkbetriebs unterdrückt werden sollen.

Beim SWR zum Beispiel wird bei einem Anstieg der Primärdampfmenge von 120 % auf ein Leck in der Primärdampfleitung geschlossen. Demzufolge wird von dieser Messung eine Reaktorschnellabschaltung und eine Ab-sperrung des Sicherheitsbehälters abgeleitet. Zunächst liegt es nahe, die Messung und Schutzauslösung so schnell wie möglich zu machen. Eine nähere Untersuchung bringt aber zum Vorschein, daß bei intakter Primär-dampfleitung schon Schwingungen im Dampfdurchsatz mit Amplituden $> 120\%$ auftreten, die dann die Sicherheitsaktionen unnötig auslösen würden. Um dies zu vermeiden, ist der Meßumformer entweder zu dämpfen oder die Auslösung ist zeitverzögert vorzunehmen.

1.4. Neutronenflußmessung

Neutronendetektoren nutzen vornehmlich Kernreaktionen aus, in denen proportional zu den auftreffenden Neutronen ionisierende Teilchen gebildet werden. Diese ionisierenden Teilchen führen dann zu Ionisations-kammerströmen oder zu Zählrohrimpulsen. Die Laufzeit der ionisierenden Teilchen im Detektor ist so kurz, daß die Detektoren in den Fällen, in denen die Kernreaktionen prompt stattfinden, auch prompte Signale liefern. Derartige schnelle Reaktionen sind zum Beispiel

- die Bildung von α -Teilchen aus Bor 10
- die Spaltung des Urans 235
- der (n, γ) -Prozeß an Kobalt 59.

Die prompten Signale dieser Detektoren werden in den elektrischen Bau-gruppen nicht wesentlich verzögert. Die Neutronenflußmeßgeräte sind hin-reichend schnell und können im Leistungsbereich Eckfrequenzen bis 100 Hz übertragen.

Die Neutronenflußmessung ist das klassische Beispiel für eine Größe, bei der nicht nur der jeweilige Wert, sondern auch die Änderungsgeschwindigkeit dieses Wertes von Bedeutung ist. So ist hier speziell der Begriff der Reaktorperiode definiert. Die kürzesten zu messenden Perioden liegen im Kraftwerk bei 3 s und bereiten vom Prinzip her keine Schwierigkeiten. Diese treten erst auf, wenn durch impulsförmige Einstreuungen in die Leitungen des Meßumformers Neutronenflußänderungen vorgetäuscht werden.

Die Verstärker für die Periodenmessung überstreichen in der Regel 6 Zehnerpotenzen des Neutronenflusses, zum Beispiel zwischen 10^{-4} und 100 % Vollast. Wegen der kleineren zu messenden Ströme bei 10^{-4} % Leistung muß naturgemäß eine größere Zeitkonstante verwendet werden als bei Vollast. Bei dem Hochfahren des Reaktors kommt der Verstärker aus dem Bereich niedrigerer Ströme in den der höheren. Damit nimmt seine Zeitkonstante ab. Durch die Verkürzung der Zeitkonstanten wird eine Neutronenflußzunahme vorgetäuscht, so daß u.U. unnötig der Grenzwert für eine Warnung oder Abschaltung erreicht wird.

2. Dokumentation der Signale

Binäre Ereignisse, wie zum Beispiel der Einschaltzeitpunkt von Motoren oder die Überschreitung von Grenzwerten werden im Kraftwerk mittels der Gefahrenmeldeanlage auf Zeitschnellschreiber oder über eine elektronische Datenerfassungsanlage dokumentiert. Bei Verwendung von Prozeßrechnern beträgt die Zeitauflösung ca. 10 ms. Aufwendiger als die Dokumentation dieser digitalen Meldungen ist die des Verlaufs von analogen Größen.

2.1. Inbetriebnahmemessungen

Im Zuge der Inbetriebnahme werden zur Überprüfung der Auslegungsrechnungen eine Reihe von Transienten gefahren. Dabei muß der Verlauf von analogen Größen, kombiniert mit Digitalmeldungen festgehalten werden. Hierfür werden Schreiber mit schnell ansprechenden Meßwerken und schnellem Papiervorschub bis zu 1,8 m/s eingesetzt. Diese Inbetriebnahmeversuche sind zeitlich geplant. Die Schreiber können gezielt ein- und ausgeschaltet werden, so daß sich die anfallende und auszuwertende Papiermenge in Grenzen hält.

Als sehr vorteilhaft hat es sich erwiesen, schon während der Planung des Kraftwerkes Anschlußmöglichkeiten für die Inbetriebnahme-Instrumentierung an einer zentralen Stelle, zum Beispiel einem Versuchsmeßschrank, vorzusehen /5/. Dadurch können zusätzliche Meßgeräte ohne Störung der Betriebsinstrumentierung übersichtlich angeordnet werden.

Für genaue Messungen des Zeitverlaufs empfiehlt es sich - auch bei einem Anschluß an den Versuchsmeßschrank - den davorliegenden Meßkreis zu überprüfen. Hier sollen den angeschlossenen Meßgeräten keine Dämpfungsglieder vorgeschaltet sein, die dann auch das Signal am Versuchsmeßschrank verzögern würden.

2.2. Leistungsbetrieb

Im Leistungsbetrieb ist die Inbetriebnahme-Instrumentierung nicht mehr vorhanden. In der weitaus überwiegenden Zeit treten auch keine besonderen Ereignisse auf. Die Instrumentierung des Kraftwerks ist diesem Verhalten angepaßt und nur die wichtigsten Prozeßvariablen werden noch analog aufgezeichnet. Die Vorschubgeschwindigkeit der Schreiber liegt im allgemeinen bei 60 mm/h und ist damit so gering, daß Ereignisse im Sekundenbereich nicht mehr aufgelöst werden können. Mitunter sind noch Zeitschnellschreiber vorhanden, deren Vorschub nach einem eingetretenen Ereignis auf eine höhere Geschwindigkeit umgeschaltet wird. Damit kann dann der Ablauf einer Störung, aber nicht mehr ihre Entstehung verfolgt werden.

In dieser Situation bietet der Prozeßrechner mit dem Störablaufprotokoll eine gewisse Hilfe. Die Ausgabe dieses Protokolles wird von definierten Meldungen angestoßen und der Verlauf von zusammengehörenden Prozeßvariablen wird rückwirkend für die Zeit nach der Störung mit unterschiedlichen Zeitrastern ausgedruckt. Bei einem SWR-Kraftwerk sind zum Beispiel 40 derartige Protokolle vorgesehen.

3. Rauschmessungen

Die bisher behandelten Meßverfahren werten praktisch nur die Grobstruktur des Meßsignals aus. Dieser Grobstruktur ist jedoch noch eine Feinstruktur überlagert. Jedes Meßsignal schwankt mit kleiner Amplitude in einem gewissen Umfang. Aufgabe der Rausch- oder Korrelationsanalyse ist, die Struktur dieser Schwankungen zu untersuchen und damit neue, zusätzliche Informationen über den zu überwachenden Prozeß zu finden.

Die Schwankungen des Meßsignals können völlig regellos verlaufen. So zum Beispiel bei stochastischen Vorgängen im Reaktor wie Fluktuation und Turbulenz. Sie können aber auch periodische Teilkomponenten enthalten, wie zum Beispiel die Drehzahl von Pumpen oder die Schwingungen von Einbauten. Schon aus dem Meßsignal eines einzigen Fühlers können Folgerungen gezogen werden, die über die zu messende Größe hinaus gehen. Noch weitergehende Erkenntnisse werden erhalten, wenn die Signale benachbarter Meßgeräte, zum Beispiel Thermoelemente, die in einem bestimmten Abstand voneinander sitzen, oder auch die Signale unterschiedlicher Meßgeräte, zum Beispiel Druckmessung und Neutronenflußmessung, miteinander in Beziehung gesetzt werden.

Folgende Beispiele lassen sich für die Anwendung der Rauschmessung angeben:

- a) Bestimmung des Übertragsverhaltens von Reaktoren /7, 8/
- b) Nachweis von Schwingungen in Druckwasserreaktoren /9, 10/
- c) β -Kompensation der Neutronenflußmessung im Übergangsbereich von Reaktoren /11/
- d) Bestimmung der Natrium-Kühlmittelgeschwindigkeit aus korrelierten Thermoelementsignalen /2, 12, 13/
- e) Bestimmung der Dampfblasengeschwindigkeit aus korrelierten Neutronenflußsignalen /14, 8/.

Die Korrelationsanalyse ist zur Zeit noch weitgehend Gegenstand von Forschungsarbeiten. Sie erweist sich aber heute schon als ein nützliches Werkzeug und löst Meßprobleme, denen mit konventionellen Mitteln nur schwierig oder überhaupt nicht beizukommen ist.

- /1/ H. Schlitt, Systemtheorie für regellose Vorgänge, Springer-Verlag 1960
- /2/ H.F. Grave, Zur dynamischen Messung nichtelektrischer Größen, Elektro-Anzeiger (1973) Nr. 6, S. 96-99, Nr. 7, S. 127-129
- /3/ O. Knappe, Das Zeitverhalten von sperrstofffreien Differenzdruckmeßgeräten, S&F-Technische Mitteilungen Heft 3, Okt. 1960
- /4/ E. Schrüfer, Die Kernflußinstrumentierung großer Leistungsreaktoren, Atom und Strom 15 (1969) 5/6, S. 84-89
- /5/ H. Kahnert und W. Maygatt, Die Leittechnik im Kernkraftwerk Würgassen, Atomwirtschaft Bd. 17 (1972) Nr. 2, S. 112/15
- /6/ B. David, M. Kolb, E. Robinson, E. Schwieger, Messungen zur Dynamik während der Anfahrexperimente des "Otto Hahn"-Reaktors mit dem 2. Kern, 2.Fachtagung der KTG-Fachgruppen, Jan. 1974, Karlsruhe
- /7/ R. Lembcke, Spektren von Rauschsignalen im KWL und Vergleich mit theoretischen Vorstellungen, Reaktortagung, Deutsches Atomforum 1972, S. 37-40
- /8/ D. Wach, Ermittlung lokaler Dampfblasengeschwindigkeiten aus Rauschsignalen von Incore-Ionisationskammern, Atomwirtschaft Dez. 1973, S. 580-582
- /9/ W. Bastl, Fortschritte in der Rauschanalyse zur betriebsmäßigen Überwachung von Druckwasserreaktoren, Reaktortagung, Deutsches Atomforum 1973, S. 478-481
- /10/ W. Bastl, W.H. Dio, W. Haas, D. Wach, Nachweis von Pendelbewegungen des Kernbehälters im Neutronenflußrauschen, Atomwirtschaft 17, S. 263 (Mai 1972)
- /11/ H. Weiß, A Correlation Method for Neutron Flux Measurement in Nuclear Reactors, Atomkernenergie 14, 1969, S. 375
- /12/ K.-H. Raes, C. Mika, D. Stegemann, Kühlmittelgeschwindigkeits- und Durchsatzmessung aus korrelierten Thermoelementsignalen Reaktortagung, Deutsches Atomforum 1972, S. 618-621
- /13/ C. Mika, K.-H. Raes, D. Stegemann, Temperaturkorrelationsmessungen in strömendem Natrium einer beheizten Teststrecke mit SNR-Geometrie, Reaktortagung, Deutsches Atomforum 1973, S. 170-173
- /14/ W. Seifritz, Experimentelle Untersuchungen zur räumlichen Kopplung des Leistungsreaktorrauschens mit Hilfe des Kohärenzlängenkonzeptes, Reaktortagung, Deutsches Atomforum 1973, S. 119-122
- /15/ E. Türkcan and J.E. de Vries, Temperature Noise Experiment in Sodium Loop (4 Pin-Bundle) Reaktortagung, Deutsches Atomforum 1973, S. 166-169
- /16/ C. Mika, K.-H. Raes, E. Türkcan and J.E. de Vries, Investigation on Temperature Noise in Liquid Sodium Flowing Through an Electrically Heated 4-Pin Bundle, RCN Report RCN 195, June 1973

KTG-Fachtagung der Fachgruppen Thermo- und Fluidodynamik
und Reaktorphysik, Karlsruhe, 29. - 31.1.1974

Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenn-
größen für Thermische und Schnelle Leistungsreaktoren

2. Themenkreis: Reaktordynamik

Probleme der Neutronik

W. Werner LRA Garching

L. Mayer GfK/INR Karlsruhe

1 EINLEITUNG

Die Neutronenkinetik, d.h. die Berechnung des orts-, energie- und zeitabhängigen Neutronenflusses in einem Reaktor stellt ein Problem dar, das im Laufe der Zeit mit immer weiter verfeinerten Methoden gelöst wurde. Am Beginn der Entwicklung steht das Punktkinetikmodell, das unter Vernachlässigung der Orts- und Energieabhängigkeit die Berechnung der Reaktorkinetik mit recht kleinem Aufwand gestattet. Die immer weiter steigenden Anforderungen an die Modellgenauigkeit insbesondere im Bereich der Reaktorsicherheitsanalyse führten im Laufe der Jahre zur Entwicklung von ein-, zwei- und jetzt schließlich dreidimensionalen energieabhängigen Codes. Der Aufwand für ein Kinetikprogramm multipliziert sich natürlich mit jedem Übergang zu einer weiteren Dimension, und daß die Entwicklung in der geschilderten Form verlaufen konnte, liegt allein an der Entwicklung der Großcomputer, die in derselben Zeit einen ähnlich stürmischen Verlauf nahm.

Die Entwicklung 3-dimensionaler Codes zur Berechnung der Reaktordynamik und auch ihr Einsatz ist allerdings selbst bei den heute zur Verfügung stehenden Computern ein sehr kostenspieliges Unterfangen. Die Notwendigkeit dazu besteht heute bereits für große thermische Reaktoren, und für schnelle Reaktoren zeichnet sie sich ab, sobald man von den heutigen kleinen Demonstrationsreaktoren wie dem SNR 300 zu größeren Assemblies mit 1000 - 3000 MWe übergeht.

3d-Codes braucht man beispielsweise zur Behandlung folgender Effekte:

1. Asymmetrische, exzentrische Störvorgänge wie lokales Sieden, Pinversagen, Austreiben eines Regelstabs.

2. Behandlung von lokalen Rückwirkungsvorgängen wie Sieden, Brennstoff-Kühlmittel-Reaktion, Slumping.

Man sollte die Bedeutung von 3d-Codes für solche Rechnungen weder über- noch unterschätzen. Einerseits wird man sie vorläufig nicht routinemäßig einsetzen können; dazu sind selbst die einfacheren Näherungslösungen zu aufwendig, insbesondere wenn sie, wie dies für sinnvollen Einsatz notwendig ist, mit entsprechend aufwendigen Thermodynamik- und Rückwirkungs-codes gekoppelt sind. Man wird daher gute nieder-dimensionale Methoden einsetzen müssen, wozu im folgenden noch einiges zu sagen sein wird. Andererseits werden echte 3d-Rechnungen gebraucht um a.) von Fall zu Fall die Güte der nieder-dimensionalen Näherungen überprüfen zu können und b.) in besonders kritischen Fällen die genauere Methode einsetzen zu können.

Bei der Entwicklung von 3d-Codes hat man zunächst die Randbedingungen zu beachten, die von der Speichergröße der verfügbaren Rechenanlagen her gegeben sind.

Geht man davon aus, daß zur Transientenuntersuchung in Leichtwasserreaktoren i. a. 2 prompte Energiegruppen und 6 Gruppen verzögerter Neutronen benützt werden, und fordert, daß alle Daten im schnellen Speicher untergebracht werden können, so ergibt sich, daß die durchschnittlichen Maschenweiten für eine diskrete Rechnung nicht viel unter 20 cm liegen können. Verfahren, die bei solchen Maschenweiten keine verlässlichen Resultate mehr liefern, können nur mit Hilfe externer Speicher und häufigem Datentransport eingesetzt werden, mit entsprechenden Konsequenzen für die Rechenzeit.

Für schnelle Reaktoren sollte die erlaubte Punktzahl bei etwa 10 000 liegen bei einer Zahl von mindestens 6 Energiegruppen und 6 verzögerten Gruppen. Die Kriterien für die Behandlung der Zeitabhängigkeit sind die gleichen für thermische und schnelle Anordnungen. Die Zeitschrittlänge sollte nicht durch Stabilitätskriterien beschränkt sein und eine automatische Schrittlängen Anpassung, die sich nur an Zuwachsdaten orientiert, sollte realisiert werden.

2 DIREKTE UND INDIREKTE VERFAHREN

Verfahren zur Integration der zeitabhängigen Neutronen-Diffusionsgleichung lassen sich ganz grob in direkte und indirekte Verfahren aufteilen. Bei den ersteren wird an jedem Punkt des Ortsgitters die lokale Lösungsfunktion in der Zeit fortgepflanzt, wobei Änderungen von Wirkungsquerschnitten in jedem Ortspunkt berücksichtigt werden. /1,2,3,4/ In jedem Zeitschritt erfolgt also eine neue Bestimmung der örtlichen Verteilung, durch numerische Integration der zugrundeliegenden partiellen Differentialgleichung. Dieses Vorgehen ist sicher dann angebracht, wenn sich die örtliche Verteilung von Zeitschritt zu Zeitschritt merkbar ändert, jedoch ist es unwirtschaftlich, wenn sich die örtliche Verteilung nur wenig oder garnicht ändert.

Bei den indirekten Verfahren /5,6/ werden nur globale Größen in der Zeit fortgepflanzt, unter Berücksichtigung von globalen Reaktivitätsänderungen. Hierzu ist nur die Integration von gewöhnlichen Differentialgleichungen erforderlich. Überschreitet die Reaktivitätsänderung bestimmte Grenzen, so erfolgt eine Neubestimmung der örtlichen Verteilung durch Bestimmung einer stationären oder quasistationären Lösung der Neutronen-Diffusionsgleichung. Dieses Vorgehen ist offensichtlich von Vorteil, wenn sich die örtliche Verteilung in der Zeit wenig ändert, jedoch ist es unwirtschaftlich bei starken lokalen Änderungen in der Zeit.

Hieraus kann entnommen werden, daß man zur Berechnung von modernen Leichtwasserreaktoren, die wegen ihrer Größe schwache örtliche Kopplung aufweisen, vorteilhaft mit direkten Methoden arbeiten wird, während das Hauptanwendungsgebiet der indirekten Methoden z.Z. mehr bei den räumlich stark gekoppelten schnellen Reaktoren liegt.

3 NEUERE RESULTATE BEI DIREKTEN VERFAHREN

Die bekanntesten direkten Verfahren sind die konventionellen Finiten-Differenzen-Verfahren.

3.1 Wahl der Ortsdiskretisierung

Aufgrund der heterogen-diskreten Struktur von Leichtwasserreaktoren ergaben sich hier Probleme, die bei sonstigen Anwendungen nicht auftreten: Die Gitterpunkte des Ortsgitters können auf 2 verschiedenen Weisen den Zonen verschiedenen Materials zugeordnet werden. Die erste Möglichkeit zeigt die linke Abbildung in Fig. 2. Hier sind die Gitterpunkte jeweils dem Zentrum eines diskreten Bereichs zugeordnet. Die im diskreten Bereich geltenden Wirkungsquerschnitte gelten natürlich auch am Gitterpunkt. Die zweite Möglichkeit zeigt die rechte Abbildung. Hier sind die Gitterpunkte jeweils dem Rand eines diskreten Bereichs zugeordnet. Ändern sich Wirkungsquerschnitte von einem diskreten Bereich zum nächsten, so müssen sie für den auf der betreffenden Trennfläche liegenden Gitterpunkt in geeigneter Weise ermittelt werden. Die unterschiedlichen Diskretisierungsvorschriften können zu erheblich verschiedenen Ergebnissen führen, z.B. bei der Darstellung schmaler Spalte, bei denen die 2te Möglichkeit zu erheblichen Fehlern führen kann. Ein weiteres Beispiel bietet das RISØ-Benchmark Problem /7/ (und alle Probleme mit sehr ausgeprägtem Reflektormaxima), bei dem ebenfalls die 2te Möglichkeit zu erheblichen Fehlern führt. Daher wird bei neueren Programmentwicklungen heute überwiegend die 1te Möglichkeit bevorzugt.

3.2 Zeitintegration

Von den einfach zu programmierenden expliziten Verfahren ist aus Gründen der numerischen Stabilität nur das zweischichtige Verfahren von DuFort-Frankel brauchbar /1/. Es zeichnet sich durch die kürzest mögliche Rechenzeit pro Ortspunkt und Zeitschritt aus, zwingt aber aus Gründen der Rechengenauigkeit zu verhältnismäßig kleinen Zeitschritten (Fig. 3).

Als Alternative zu expliziten Verfahren werden deshalb für Transienten-Rechnungen implizite Verfahren eingesetzt. Im eindimensionalen Fall ist die für jeden Zeitschritt vorzunehmende Gleichungsauflösung problemlos und erfordert nur unerheblich mehr Rechenzeit, als bei expliziten Verfahren, da die Gleichungsmatrizen dann Bandgestalt geringer Bandbreite haben, und daher leicht direkt aufgelöst werden können.

Im mehrdimensionalen Fall ist eine direkte Auflösung nicht mehr praktikabel. Ältere Verfahren verwenden daher zur Auflösung der entstehenden Gleichungen iterative Methoden, meistens Überrelaxationsmethoden (z.B. TWIGLE)/4/.

Ein Iterationsschritt benötigt dabei etwa so viel Rechenzeit, wie ein Zeitschritt eines expliziten Verfahrens. Die benötigte Iterationszahl pro Zeitschritt ist eine stark problemabhängige Größe. Für die Berechnung eines quasiasymptotischen Verlaufs ist sie niedrig, für einen Fall mit ortsabhängiger Rückwirkung ziemlich groß (etwa 15 - 25 für 2d-Probleme; für 3d-Probleme fehlen Angaben, aber jedenfalls sind die Iterationszahlen größer als bei 2d-Problemen). Wegen der hohen Rechenzeiten der iterativen Verfahren, besonders für 3d-Probleme, wurden in den letzten Jahren sogenannte Matrixzerlegungsmethoden für neutronenkinetische Rechnungen entwickelt /2,3/. Bei diesen wird ein n-dimensionales Problem in eine Folge von i. a. n 1-dimensionalen Problemen zerlegt, welche rechentechnisch einfach gehandhabt werden können. Die Rechenzeit pro Zeitschritt ist im 2d-Fall (mit 2 Teilschritten) ca. 3,5 mal so groß wie für das explizite Verfahren, und im 3d-Fall (mit 3 Teilschritten) etwa 5 mal so groß. Diese Zahlen versprechen deutlich Vorteile gegenüber den älteren Verfahren. Erste Erfahrungen mit Matrixzerlegungsverfahren /8/ waren jedoch negativ. Es zeigte sich nämlich, daß bei Anwendung auf realistische Reaktorprobleme die Nichtnegativität der Fortpflanzungsmatrix gestört sein kann, was die numerische Lösung sofort unbrauchbar macht. Dieses Phänomen konnte zunächst nur durch unverhältnismäßig kleine Zeitschritte vermieden werden. Bei geschickter Wahl des Zerlegungsalgorithmus (siehe /3/) treten jedoch keine anderen Schrittweitenbeschränkungen als durch Genauigkeitsanforderungen auf.

Aussagen über die letztlich interessierende Verfahrenseffizienz lassen sich aus den angegebenen relativen Rechenzeiten erst bei Kenntnis der Genauigkeit der Verfahren ableiten. Als Maß hierfür kann die Anzahl der Zeitschritte genommen werden, die nötig ist, um den Zahlenwert der Lösung an einem bestimmten Punkt zu verdoppeln. Fig. 4 enthält diese Angaben und sich daraus ergebende Problemzeiten. Hierbei ist natürlich zu beachten, daß Verfahren vom Du-Fort-Frankel-Typ aus Gründen der Genauigkeit bei LWR's keine größeren Zeitschritte als einige ms zulassen, und zwar unabhängig vom Funktionszuwachs pro Schritt. Dadurch ist die effiziente Anwendung solcher Verfahren auf die Untersuchung von schnellen Exkursionen mit starken lokalen Rückwirkungseffekten beschränkt. In diesem Bereich sind sie allerdings mit neueren Verfahren durchaus konkurrenzfähig.

3.3 Variablentransformation zur Erhöhung der Effizienz

In ihrer konventionellen Form erlauben direkte Verfahren selbst im Grenzfall eines rein asymptotischen Verhaltens der Lösung

$(\phi(x,t) = e^{-\alpha t} \phi(x))$ keine Reduzierung des Rechenaufwands. Jeder Zeitschritt umfaßt selbst in diesem Fall eine völlige Neuberechnung der sich nicht verändernden Ortsfunktion $\phi(x)$. Um diesen sinnlosen Aufwand zu vermeiden, benützen neuere Verfahren /2,3/ eine Variablentransformation $\phi(x,t) = e^{-\alpha t} \phi(x,t)$, worin α eine geeignete Konstante, z.B. eine mittlere reziproke Periode ist.

Der Vorteil dieser Transformation ist evident:

Bei der numerischen Integration der Funktion $\phi(x,t)$ wird lokal die zeitliche Änderung gegenüber dem "mittleren" Anstieg $e^{-\alpha t}$ bestimmt. Ändert sich die lokale Flußverteilung also nur wenig, so werden große Zeitschritte möglich. Erfahrungen mit dem Programm MADFUX zeigen z.B., daß bei quasiasymptotischen Verhalten eine Verdopplung des Lösungswertes in nur 2 Zeitschritten möglich ist, ohne daß die Genauigkeit leidet. Die absolute Größe des Zeitschritts kann dabei im Minutenbereich liegen. Mit einer derartigen Transformation arbeitende und mit am Zuwachs der Funktion $\phi(x,t)$ orientierter, automatischer Zeitschrittsteuerung ausgestattete Verfahren weisen eine hohe Effizienz auf, welche ihren Einsatz auch auf Gebieten sinnvoll erscheinen läßt, welche bisher den indirekten Verfahren vorbehalten waren.

3.4 Grobgitterverfahren

Die dreidimensionale Berechnung moderner Leichtwasserreaktoren mit Hilfe klassischer Finite Differenzen Verfahren übersteigt wegen der hohen Anzahl von erforderlichen Gitterpunkten (einige 100 000) die Speicherkapazität selbst der größten heute verfügbaren Rechenanlagen. Um zu Verfahren mit tragbaren Speicherplatzanforderungen zu gelangen, wurden im wesentlichen 3 neue Methoden eingeführt, nämlich Nodale Verfahren /9,10,11,12,13,14/, Verfahren der Finiten Elemente /15/ und Syntheseverfahren /6,16/, welche genauer im Zusammenhang mit schnellen Reaktoren besprochen werden. Alle diese Verfahren haben zum Ziel, den Aufwand hinsichtlich der räumlichen Darstellung der Lösung zu vermindern.

Nodale Verfahren gehen von einer Darstellung der Diffusionsgleichung aus, bei der Integrale der Lösungsfunktion über quaderförmige Teilbereiche des Reaktors (Nodes) betrachtet werden.

Üblicherweise ist ein Node mit seinen unmittelbar angrenzenden 7 Nachbarn gekoppelt, (Fig. 5) so daß Gleichungsmatrizen von der Struktur der Finiten-Differenzen Matrizen entstehen, welche mit konventionellen Methoden gelöst werden können. Die Unterschiede der verschiedenen nodalen Verfahren liegen in der Art und Weise, in der die räumlichen Kopplungskoeffizienten berechnet werden.

Bei den Programmen FLARE /9/, TRILUX /10/ und MEDIUM /11/ treten als gesuchte Funktionen die Flußmittelwerte in den einzelnen Nodes auf. Die Kopplungskoeffizienten zwischen zwei Nodes bestimmen den Zusammenhang zwischen den Fluß-Mittelwerten in den beiden Nodes und dem Neutronenstrom durch die Trennfläche der beiden Nodes. Die Berechnung der Kopplungskoeffizienten erfolgt mit Hilfe von Stoßwahrscheinlichkeiten. Hierbei ist aber eine Reihe von vereinfachenden Annahmen zu machen, welche andererseits dazu benützt werden können, die Rechenergebnisse an bekannte Lösungen anzupassen.

In einem anderen nodalen Verfahren, das auf Børresen /12/ zurückgeht, wird angenommen, daß die Neutronenströme durch die Trennfläche zweier benachbarter Nodes durch die klassische Finiten Differenzen Formel richtig beschrieben werden, wenn statt der Flußmittelwerte der Nodes die Flußwerte im Zentrum der Nodes verwendet werden. Für die Berechnungen von Absorption und Spaltung werden jedoch die Flußmittelwerte benützt. Dadurch wird eine Relation zwischen Flußmittelwerten und Flußwerten im Zentrum erforderlich, welche ebenfalls durch Anpassung an bekannte Lösungen bestimmt wird.

Die bisher beschriebenen nodalen Verfahren haben den Nachteil, daß sie Parameter enthalten, welche durch Anpassung bestimmt werden. Dies macht diese Verfahren für kinetische Rechnungen mit starken Flußprofiländerungen praktisch unbrauchbar. Dazu ist es vielmehr erforderlich, daß die Kopplungskoeffizienten allein aus der im Verlauf einer kinetischen Rechnung augenblicklich bekannten Lösung bestimmt werden können. Von den in der offenen Literatur veröffentlichten Verfahren wird diese Forderung erfüllt vom Verfahren der nodalen Synthese /13/, das derzeit bei der KWU Erlangen als quasi-statisches Programm IQSBOX implementiert wird, und vom Verfahren der nodalen Funktionsapproximation /14/, das am LRA als Programmsystem POLBOX im Einsatz ist.

Bei IQSBOX werden die Nodemittelwerte und Trennflächenströme zunächst wie beim Programm MEDIUM mit Hilfe von Stoßwahrscheinlichkeiten berechnet. Mit Trennflächenströmen als Randbedingungen und den üblichen Stetigkeitsbedingungen, werden dann für jedes Nodepaar und jede Koordinatenrichtung eindimensionale feinmaschige Diffusionsrechnungen ausgeführt, welche neue, verbesserte Trennflächenströme zwischen jedem Nodepaar liefern. Damit werden neue Kopplungskoeffizienten berechnet, mit welchen dann eine neue nodale 3d-Lösung bestimmt wird. Dieses Vorgehen wird iterativ bis zur Konvergenz fortgesetzt.

Das Verfahren der nodalen Funktionsapproximation ist ein direktes kinetisches Verfahren. Ausgangspunkt ist die Gleichung in Fig. 5, einschließlich der linken Seite. Die Lösung in jedem Node wird durch ein Polynom 2ten Grades (QUABOX) oder durch ein Spline Polynom 3ten Grades (CUBBOX) approximiert, dessen Stützstellen der Funktionswert im Nodezentrum und die Funktionswerte auf den 6 Seitenflächen sind. Durch Elimination der Werte auf den Seitenflächen durch die üblichen Stetigkeitsbedingungen für Fluß und Strom erhält man die von der Lösung abhängigen Kopplungskoeffizienten für den üblichen 7-Punkt Differenzenstern. Dazu muß für jede Gitterlinie und jede prompte Neutronengruppe ein einfaches tridiagonales Gleichungssystem gelöst werden. Dies ist praktisch der einzige Mehraufwand gegenüber einer klassischen Diffusionsrechnung mit gleich viel Gitterpunkten.

Da die Gleichungsmatrizen die gleiche Struktur haben, wie bei konventionellen Finiten-Differenzen-Verfahren, wird zur Zeitintegration im Programmsystem POLBOX das beim Finiten-Differenzen-Verfahren bewährte Matrixzerlegungsverfahren MADFUX verwendet. Bei gleicher Punktezahl wie beim Finiten Differenzen-Verfahren beträgt der Mehraufwand pro Zeitschritt ca. 50 %.

Insgesamt ergibt sich aber eine wesentliche Verringerung der Rechenzeiten, bezogen auf Finite Differenzen Verfahren, da nur noch ein

Bruchteil der Ortspunkte benötigt wird. Bisherige Erfahrungen zeigen, daß selbst bei sehr heterogenen Reaktoren mit 20 cm Nodegröße gerechnete POLBOX-Lösungen mindestens so gut sind, wie mit ca. 5 cm Maschenweite gerechnete Finite Differenzen Lösungen. Fig. 6 zeigt ein Profil des thermischen Neutronenflusses für das IAEA 3d-Benchmark Problem /7/. Mit der kleinstmöglichen Maschenweite gerechnete Finite Differenzen Lösungen sind mit 20/10 cm Maschenweite gerechnete QUABOX Lösung verglichen.

Das gezeigte Flußprofil der POLBOX-Lösung ist mit Hilfe der bei der Berechnung verwendeten Polynome gezeichnet, stellt also keine freihändige Interpolation dar.

Die Finite Elemente Methode /15/ erlaubt ebenfalls die Verwendung von ausreichend großen Nodes. Die gesuchte Lösung wird dargestellt als Linearkombination von sog. Basisfunktionen, die meist durch Polynome 2ten oder 3ten Grades definiert sind. Mit Hilfe eines der Differentialgleichung zugeordneten Variationsprinzips werden die Koeffizienten der Linearkombination bestimmt. Sie ergeben sich als Volumenintegrale, in deren Integrand die gewählten Basisfunktionen und die Wirkungsquerschnitte vorkommen. Bei der Wahl der Definitionsbereiche der Basisfunktionen ist man nicht an ein reguläres Gitter gebunden. Dieser prinzipielle Vorteil der Finite Element Methode, der ihr auf anderen Gebieten eine große Überlegenheit gegenüber anderen Verfahren einbringt, kommt bei Leichtwasserreaktoren mit ihrer regulären Brennstoff-Moderator Struktur allerdings nicht zum Tragen.

Ebenso wie bei den vorher besprochenen Verfahren ist auch hier in jedem Zeitschritt ein lineares Gleichungssystem zu lösen, dessen Struktur aber nicht günstig ist für die numerische Auflösung. Bei gleicher Nodegröße hat z.B. das Verfahren der nodalen Funktionsapproximation erheblich kürzere Rechenzeiten pro Zeitschritt. Wegen seiner potentiell größeren Genauigkeit würde das Finite Element Verfahren an sich größere und damit weniger Nodes zulassen als das Verfahren der nodalen Funktionsapproximation, dieser Vorteil kann aber wegen der diskreten Reaktorstruktur von Leichtwasserreaktoren nicht ausgenutzt werden. Ähnliches gilt für Schnelle Reaktoren. Vorteile kann das Finite Element Verfahren nur bringen bei der Untersuchung von Reaktoren oder Reaktorkomponenten mit komplizierter Geometrie.

4 INDIREKTE VERFAHREN

4.1 Neuere Resultate bei indirekten Verfahren

Für schnelle Reaktoren haben Näherungsverfahren zur Behandlung der Neutronenkinetik aus ökonomischen Gründen besondere Anziehungskraft, wengleich man dabei immer noch die Unsicherheiten der fehlenden Konvergenzkriterien in Kauf nehmen muß. Der gemeinsame Näherungsansatz aller Verfahren außer der Orts-Zeit-Synthese für den orts- und zeit-abhängigen Fluß lautet

$$\phi(\vec{r}, t) = \sum_{i=1}^I A_i(t) \psi_i(\vec{r}, t)$$

Die Syntheseverfahren benutzen mehrere, meist 2-3 Formfunktionen ψ , die zeitunabhängig sind oder in größeren Zeitintervallen ausgetauscht werden. Hier bleibt stets das Problem offen, wie gut man mit den gewählten Formfunktionen die Lösung approximiert. Ähnliches gilt für die Orts-Zeit-Synthese, die Formfunktionen beispielsweise nur für 2 Dimensionen vorgibt und die fehlende dritte Dimension von der Amplitudenfunktion mitbehandeln läßt. Für dieses Beispiel lautet der Ansatz also

$$\phi(x,y,z,t) = \sum_{i=1}^I A_i(z,t)\psi_i(x,y)$$

In zwei Dimensionen wurde das Zeit-Syntheseverfahren in Verbindung mit einem realistischen Thermodynamik- und Rückwirkungsmodell bereits 1968 von G. Kessler /6/ in der GfK realisiert. Dieser Code "Radyvar" wies nur in Bezug auf das Datenmanagement Nachteile auf und wurde inzwischen modernisiert und in seinem Rückwirkungsteil wesentlich erweitert.

Die adiabatische und die quasistatische Methode unterscheiden sich von den Syntheseverfahren dadurch, daß sie nur eine Formfunktion ψ verwenden, die aber als schwach zeitabhängig angenommen und in größeren Zeitabständen neu bestimmt wird. Die beiden Methoden unterscheiden sich in den Gleichungen zur Neuberechnung der Formfunktion. Es ist die statische Diffusionsgleichung im Falle der adiabatischen Methode:

$$0 = \nabla D_g \nabla \psi_g + \chi_g S_g - \sum_{g'=1}^G v \Sigma_{g'}^f \psi_{g'} - \sum_{g' < g}^G \psi_{g'} S_g - \sum_{g' > g}^G \psi_{g'} S_{g'}; \quad 1 \leq g \leq G,$$

bzw. eine genauere, direkt aus der zeitabhängigen Diffusionsgleichung und dem Separationsansatz abgeleitete Gleichung für die quasistatische Methode:

$$R_g = \nabla D_g \nabla \psi_g + \chi_g S_g - (1-\beta) v \Sigma_g^f \psi_g - \left(\Sigma_g^{\text{rem}} + \frac{\dot{A}}{A} \right) \psi_g + S_g - \sum_{g' < g}^G \psi_{g'} S_{g'} + \frac{1}{A} \left(S \chi_g^i \lambda_i C_i \right);$$

$$1 \leq g \leq G,$$

Diese Gleichung enthält explizit die Quelle der verzögerten Neutronen und die Zeitableitungen, wobei man noch je nach Behandlung der Zeitableitung der Formfunktion zwei Varianten unterscheidet. Für die normale quasistatische Methode ist der entsprechende Term

$$R_g = 0,$$

für die verbesserte approximiert man ihn durch eine Rückwärtsdifferenz

$$R_g = \frac{\psi_g(t) - \psi_g(t - \Delta t)}{v_g \Delta t}$$

In zwei Dimensionen wurden diese Methoden bereits realisiert - in Form der Codes FX2 /5/ und QX2S /17/ in den USA, Kintic-1 /48/ in Deutschland - und haben sich bewährt. Ein Vergleich /19/ der beiden Methoden ergibt, daß sie für schnelle Reaktoren einigermaßen äquivalent sind, da dort keine extremen Flußverwerfungen vorkommen, daß jedoch bei thermischen Anordnungen die quasistatische Methode deutlich besser ist. Die Realisierung dieser Methode bringt zudem gegenüber der adiabatischen Methode keinen großen zusätzlichen Aufwand. Will man daher eine dieser Methoden in drei Dimensionen realisieren, so sollte man die quasistatische wählen. Für diese spricht noch das Argument, daß man damit bei Verwendung kleiner Zeitschritte für die Neubestimmung der Formfunktion ein implizites vollnumerisches Verfahren annähert und damit sozusagen "seine eigenen Benchmark-Probleme" herstellen kann. In praxi verliert dieses Argument allerdings einiges von seiner Zugkraft, da bei so kleinen Zeitschritten die quasistatische Methode jedem guten vollnumerischen Verfahren in der Schnelligkeit unterlegen ist, und man sie daher nur für sehr kleine Benchmark-Probleme in dieser Art einsetzen kann. Ein Vergleich zwischen der quasistatischen Methode und Syntheseverfahren ist unseres Wissens bis jetzt noch nicht durchgeführt worden, ist jedoch in der GfK, wo beide Verfahren vorliegen, geplant.

Bis heute sind Dynamikrechnungen für schnelle Reaktoren nur in Verbindung mit finiten Differenzenverfahren gemacht worden, jedoch können beim Übergang auf drei Dimensionen und große Assemblies künftig auch nodale Methoden oder die Methoden der Finiten Elemente Bedeutung gewinnen, beispielsweise zur Bestimmung von Formfunktionen für die Näherungsverfahren.

4.2 Energieabhängigkeit

Zur Transientenberechnung thermischer Reaktoren reicht i.a. die Berücksichtigung von 2 Energiegruppen aus, bei schnellen Reaktoren werden jedoch erheblich mehr benötigt. In Arbeiten von Terney /20/ und Stacey /21/ wurde in den letzten Jahren untersucht, ob sich durch Verwendung der Energiesynthese im Vergleich zu konventionellen Multi-gruppenrechnungen Rechenzeitvorteile erzielen lassen. Dazu zunächst ein Beispiel, das aus den Sicherheitsberechnungen für den SNR-300 stammt: Die 2-dimensionale Berechnung des 5 sec-Rampenunfalls bis zur Einleitung der Disassemblyphase erfordert eine Darstellung des Cores mit rund 1000 Ortspunkten und 15 Energiegruppen, wenn man die Querschnitte mit der üblichen Flußwichtung aus 26 Energiegruppen gewinnt. Mit der quasistatischen Methode braucht man für diesen Fall rund 8 Stunden auf der IBM 370/165, was 17 000 DM Kosten entspricht. Bei solchen Kosten kann man allenfalls einzelne Fälle rechnen, der Übergang auf 3-dimensionale Rechnungen ist aber ziemlich illusorisch. Die Arbeiten von Terney und Stacey weisen jedoch den Ausweg aus dieser Schwierigkeit in Form zweier Alternativen:

- a) Energiesynthese. Dies ist für 1-dimensionale Codes die effizienteste Behandlung der Energieabhängigkeit, erfordert jedoch die Entwicklung spezieller Codes. Für mehrdimensionale Anwendung muß die Schnelligkeit der Methode noch nachgewiesen werden.
- b) Rechnung in dem üblichen Gruppenbild, wobei die Kondensation jedoch

mit bilinearer Wichtung gemacht wird. Diese Methode ist nicht so effizient wie die Energiesynthese (bei 1-dimensionalen Anwendungen), erfordert jedoch keine oder nur geringe Modifikationen der existierenden Codes. Die Energiegruppenszahl läßt sich bei dieser Methode auf etwa die Hälfte gegenüber der Standardmethode reduzieren.

Welche dieser Methoden bei mehrdimensionalen Codes die effizientere ist, muß noch geklärt werden. Bei der GfK werden momentan die von Terney begonnenen 1-dimensionalen Untersuchungen unter Einbeziehung eines Rückwirkungsmodells fortgeführt.

5 MATERIALBEWEGUNGEN

Erhebliche Bedeutung hat die Beschreibung von Materialbewegungen im Reaktor wie Regelstabbewegung oder Bewegung einer Grenze zwischen flüssigem und dampfförmigen Kühlmittel. Die Art und Weise wie solche Effekte berücksichtigt werden, hat direkte Rückwirkungen auf die Behandlung der Neutronenkinetik. Probleme tauchen sowohl bei null-dimensionalen Rechnungen wie bei ortsabhängiger Kinetik auf. Bei null-dimensionalen Rechnungen hat man eine Reihe von Möglichkeiten, die Effekte von Materialbewegungen zu erfassen, beispielsweise die Benutzung einer "driving function" aus Messungen, Benutzung von Störungstheorie 1. Ordnung entweder direkt oder zu Bestimmung der "driving function", oder Reaktivitätstabellen, die meist auch mit Störungstheorie 1. Ordnung gewonnen werden. Schon aus dieser Aufzählung wird deutlich, daß die Reaktivitätseffekte von Materialbewegungen meist mit Störungstheorie 1. Ordnung behandelt werden, daß also weder die Änderung der Flußverteilung durch die Materialbewegung noch die Kopplung verschiedener Störeffekte berücksichtigt wird. Dazu ein Beispiel aus Rechnungen für einen überprompt kritischen Transient am SEFOR. Der Transient wurde durch Herausschießen eines Absorbers aus dem Zentralkanal des Reaktors erzeugt. Die ortsabhängigen Effekte sind nicht sehr groß und lokal begrenzt, wie Fig. 7 zeigt; hier sind für einige Energiebereiche die radialen Flußverteilungen in einer Ebene durch die anfängliche Absorberposition gezeigt, und zwar zu Beginn und am Ende des Transienten. Dazu nun der zeitliche Verlauf der Leistungen (Fig. 8) einmal echt ortsabhängig gerechnet - mit der quasistatischen Methode - und einmal mit unverändert ortsabhängigem Rückwirkungsteil, aber mit einer Form der Punktkinetik, bei der die Reaktivitätseffekte mit Störungstheorie 1. Ordnung und der statischen Flußverteilung bestimmt werden. Der Unterschied ist gravierend.

Dies ist nur ein Beispiel für das Versagen der Störungstheorie 1. Ordnung. Ausführlicher wurde dieser Effekt beispielsweise von Laron Smith /17/ für Brennstoffbewegungen untersucht.

Man kann die Ergebnisse der Punktkinetik mit Störungstheorie 1. Ordnung verbessern, indem man z.B. die Flußverteilung zu einem anderen Zeitpunkt benutzt, jedoch hängt dies von dem zu rechnenden Fall ab, und bei Unfallrechnungen weiß man nicht notwendig im voraus, welche Materialverteilungen sich ergeben werden. Bessere Methoden zur Bestimmung von Reaktivitätseffekten in 0-dimensionalen Rechnungen sind:

1. Wenn vorhanden, Benutzung von Meßwerten.
2. Störungstheorie höherer Ordnung, wobei aber im Auge zu behalten ist, daß der Aufwand dafür geringer sein sollte als für eine der echt ortsabhängigen Näherungsmethoden.
3. Direkte Δk -Rechnungen; der Aufwand dafür lohnt sich jedoch nur, wenn die Ergebnisse für eine große Serie von Rechnungen eingesetzt werden können. Er wird unvertretbar groß, wenn die Wechselwirkung verschiedener Störungen mit berücksichtigt werden soll.
4. Die Stacey'sche Methode /22/ zur Bestimmung von Reaktivitätskoeffizienten mittels eines Variationsansatzes, die auch die Wechselwirkung verschiedener Störungen berücksichtigt. Auch diese Methode kann sinnvoll nur für eine größere Serie gleichartiger Rechnungen eingesetzt werden.

Ein praktischer Vergleich zwischen den Vor- und Nachteilen dieser verschiedenen Methoden wäre sicherlich eine lohnende Aufgabe.

Bei ortsabhängigen Codes hat die Behandlung bewegter Materialgrenzen ebenfalls ihre Probleme, die aus der Benutzung relativ großer Zonen herrühren, in denen die ursprünglich heterogene Materialzusammensetzung verschmiert wird. Bewegt sich eine Materialgrenze durch eine solche Zone, so wird dies dadurch wiedergegeben, daß die beiden beteiligten Materialzusammensetzungen homogenisiert werden. Dies ergibt jedoch nur eine Näherung für das Verhalten der Reaktivität, denn z.B.: Ein Regelstab in einer Hälfte einer Zone - oder dieselbe Menge Regelstabmaterial anteilig über die ganze Zone verteilt - für diese zwei Beschreibungen stimmt die Reaktivität um so schlechter überein, je stärker ortsabhängig die Importance in der Zone ist. Dementsprechend ergeben sich Anomalien in der zeitlichen Entwicklung der Reaktorleistung, die z.B. Yasinsky /23/ mit dem 1-dimensionalen Code WIGLE untersucht hat.

Zur Lösung dieses Problems gibt es eine Reihe denkbarer Methoden, die ihre Vor- und Nachteile aufweisen:

1. Bei finiten Differenzenverfahren und indirekten Verfahren

- a.) Benutzung von vielen feinen Zonen in der axialen Richtung. Damit verbunden ist jedoch die Handhabung von grossen Datenmengen, da vielfach Temperaturverteilungen, Materialeigenschaften, Wirkungsquerschnitte usw. als zonenabhängig behandelt werden.
- b.) Beibehaltung der groben Zonen, und bei Bedarf Einführung von Unter- und Mischzonen unter Erhaltung des Maschennetzes. Ähnliches ist in dem Code QX2S bereits realisiert.
- c.) Eine einfache und genaue Behandlung dieses Problems ist möglich bei dem Programm POLBOX und bei Finite Element Verfahren, bei welchen eine Stabstellung zwischen zwei Nodebegrenzungen ohne Schwierigkeiten bei der Berechnung der Kopplungskoeffizienten berücksichtigt werden kann. Bei POLBOX und bei Finite Element Verfahren geschieht dies dadurch, daß die Integrale in Fig. 5 unter Beachtung der jeweiligen Stabstellung ausgewertet werden.

2. Bei Näherungsverfahren wie der adiabatischen und quasistatischen Methode

- a.) Einführung zusätzlicher beweglicher Zonengrenzen in das Maschennetz. Dies wäre ebenfalls eine genaue Methode, das Problem anzugehen. Falls ein Reaktor allerdings sehr viele bewegte Materialgrenzen enthält, wie dies bei inkohärenten Siedevorgängen u. a. der Fall ist, könnte dies das Maschennetz unangenehm vergrößern und zudem vielleicht zu einem schwerfälligen Formalismus führen.
- b.) Korrekturen ähnlich den Reaktivitätstabellen bei nulldimensionalen Rechnungen für Materialbewegungen innerhalb einer groben Zöne. Dies ist einfach zu realisieren, jedoch gilt für die Korrekturen das im Zusammenhang mit nulldimensionalen Rechnungen gesagte. Je nach Verfahren zur Lösung der kinetischen Gleichungen können sich zudem Schwierigkeiten in der Konsistenz der Reaktivitätswerte ergeben, wenn die bewegte Materialgrenze eine Zonengrenze passiert.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß man auf dem Wege zu leistungsfähigen Dynamikprogrammen bereits ein beträchtliches Stück vorwärts gekommen ist, daß jedoch noch einiges an Entwicklungsarbeiten zu leisten sein wird. Wenn dabei auch ein stärkeres Gewicht auf der Entwicklung von wirklichkeitsnahen Rückwirkungsmodellen liegt, so gibt es, wie dieser Vortrag gezeigt hat, auch auf dem Gebiet der Neutronenkinetik noch eine ganze Reihe von offenen Fragen, Verfeinerungs- und Erweiterungsarbeiten und Entwicklungsmöglichkeiten.

6 LITERATUR

- /1/ A. Birkhofer, W. Werner
Atomkernenergie, 15, 2, 97 (1970)
- /2/ A.L. Wight, K.F. Hansen, D.R. Ferguson
NSE 44, 239 - 251 (1971)
- /3/ A. Birkhofer, W. Werner
ANS Transactions, 15, 2, 789 - 790 (1972)
- /4/ J.B. Yasinski, M. Natelson, L.A. Hageman
WAPD-TM 743 (1968)
- /5/ D.A. Meneley
Dynamics of Nuclear System, S. 483, (D.L. Hetrick, Hrsg.),
University of Arizona Press, Tucson, Arizona, 1972
- /6/ G.Kessler
KFK 781, 1968
- /7/ B. Micheelsen, DAEC Risø
The 3d IAEA Benchmark Problem (1972)
- /8/ L.A. Hageman, J.B. Yasinski
NSE 38, 8 - 32 (1969)

- /9/ D.L. Delp et al
GEAP-4598 (1964)
- /10/ L. Goldstein, F. Nakache, A. Veras
ANS Transactions 10, 300 (1967)
- /11/ M.R. Wagner
Tagungsbericht der Reaktortagung des deutschen Atomforums,
161 - 164 (1972)
- /12/ S. Børresen
NSE 44, 37 - 43 (1971)
- /13/ M.R. Wagner
Tagungsbericht der Reaktortagung des deutschen Atomforums,
35 - 38 (1973)
- /14/ A. Birkhofer, W. Werner
Proceedings of ANS Topical Meeting on Mathematical Models and
Computational Techniques for Analysis of Nuclear Systems,
CONF-730414-P2, IX 31 - 41 (1973)
- /15/ C.M. Kang
Thesis, MIT (1971)
- /16/ W.M. Stacey Jr.
IAEA Seminar on numerical reactor calculations, Wien,
17.-21.Jan. 1972
- /17/ L.L. Smith
Ph. D. Dissertation, Purdue University 1971
- /18/ L. Mayer, H. Bachmann
KFK 1627, 1972
- /19/ K.O. Ott, D.A. Meneley
NSE 36, 402, 1969
- /20/ W.B. Terney, R. Srivenkatesan
KFK 1827, 1973
- /21/ W.M. Stacey Jr.
NSE 41, 249, 1970
- /22/ W.M. Stacey Jr.
NSE 49, 213, 1972
- /23/ J.B. Yasinsky, L.R. Foulke
NSE 44, 72, 1971

LOESUNGSPRINZIP BEI DIREKTEN UND INDIREKTEN VERFAHREN

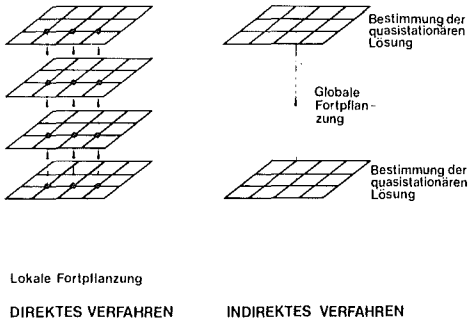


Fig. 1

AUSWIRKUNGEN VERSCHIEDENER DISKRETISIERUNGSARTEN



Fig. 2

RECHENZEITEN PRO ORTSPUNKT UND ZEITSCHRITT IN RELATIVEN EINHEITEN

	EXPLIZIT Du- Fort- Frankel	IMPLIZIT Matrixzerlegung	IMPLIZIT Überrelaxation
2d	1	3,5	15 - 25
3d	1	5	> 20

Fig. 3

ANZAHL DER ZUR VERDOPPELUNG DER LOESUNG ERFORDERLICHEN ZEITSCHRITTE (BEI VERGLEICHBARER GENAUIGKEIT) UND PROBLEMZEIT (IN RELATIVEN EINHEITEN)

	EXPLIZIT (DuFort-Frankel)	IMPLIZIT (Matrixzerlegung MADFUX)	IMPLIZIT (Überrelaxation TWIGLE)
Schritt- zahl	100	25	20
Problem- zeit			
2d 100		90	300-500
3d 100		125	> 400

Δt nicht grösser als einige ms Δt beliebig

Fig. 4

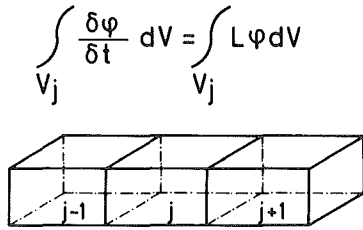


FIG. 5: GRUNDGLEICHUNG DER NODALEN VERFAHREN

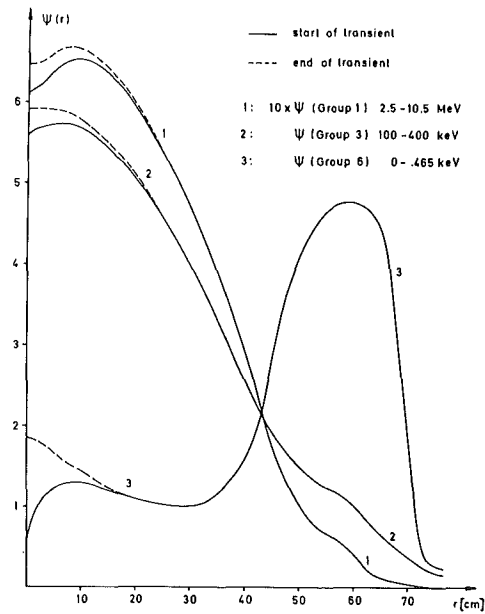
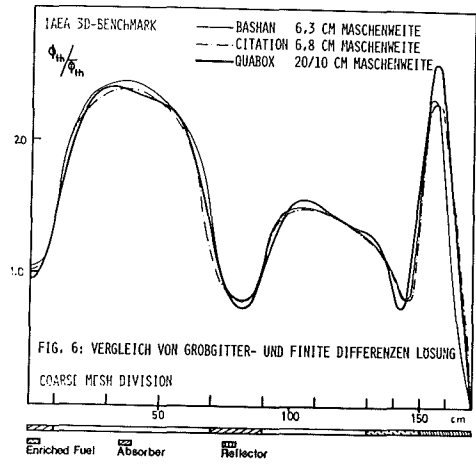
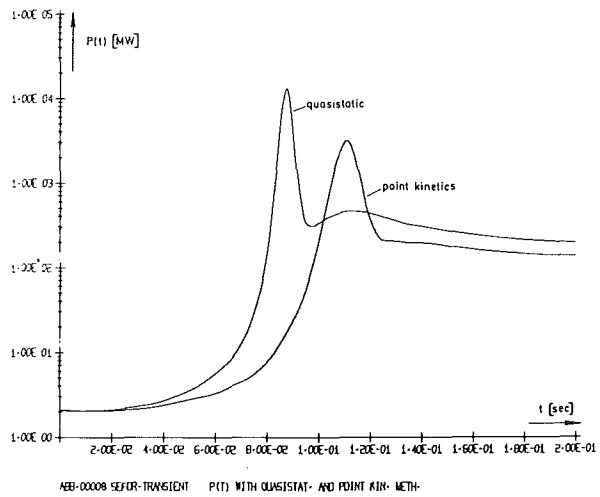


Fig. 7 : Radial group fluxes at start and end of SEFOR prompt critical transient, $z = 94.443$ cm



MECHANISCHE PROBLEME DER REAKTORDYNAMIK

Klaus Brandes,
Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM), Berlin

1. Einleitung

Für einige Typen von Leistungsreaktoren ist die Innovationsphase im wesentlichen abgeschlossen. Das gilt sicherlich für die Leichtwasser-Reaktoren. Die Teilnahme der Betreiber an dieser Tagung ist ein Indiz dafür. Aufgabe der weiteren Entwicklung ist es, die Betriebserfahrungen in die sicherheitstechnisch-wirtschaftliche Optimierung einzubeziehen [16].

Bei dieser Optimierung sind vor allem jene Bereiche der Technik mit einzubeziehen, die bisher eher nur am Rande Berücksichtigung fanden, so z.B. die Probleme der Wartung und Reparatur und in größerem Umfange als bisher die Konstruktions-Mechanik (das englische "Structural Mechanics" trifft besser), die der Analyse des mechanischen Verhaltens während der gesamten Lebenszeit des Kernkraftwerkes (KKW) dient. Ein Bild der gegenseitigen Beeinflussungen und Abhängigkeit, wie es Bild 1 für den Flugzeugbau darstellt [26], wäre auch für den KKW-Bau eine Bereicherung. Die Konstruktionsmechanik ist nicht nur auf die Berechnung des mechanischen Verhaltens von Strukturen beschränkt. Ein weites Feld bietet sich ihr bei der Entwicklung neuer konstruktiver Lösungen, durch die sicherheitstechnisch und wirtschaftlich optimalere Formen entstehen oder bestimmte Entwicklungslinien überhaupt erst möglich werden. An dieser Stelle sind vor allem die vorge-spannten Druckbehälter zu nennen, die infolge ihrer Konzeption das Problem der schnellen instabilen Rißausbreitung, wie es bei Stahldruckbehältern auftritt, elegant umgehen (siehe Bilder 2 und 3): Die Zugkräfte werden einzelnen, voneinander unabhängigen Spanngliedern übertragen; das Versagen einzelner Spannglieder ist für die Sicherheit des Behälters bedeutungslos. Im Bauingenieurwesen wird das hier zutage tretende Prinzip seit vielen Jahrzehnten angewandt (Spannbeton, Hängebrücken).

2. Grundlagen

Die mechanischen und methodischen Grundlagen der Konstruktionsmechanik sind

- Newtons Grundgesetze der Mechanik
(Trägheits-, Aktions-, Reaktionsprinzip)
- Schnittprinzip von Euler
- Materialgesetze.

Hinzu kommen Verschiebungs-Verzerrungs-Relationen. Ausgangspunkt ist i.a. eine Lagrangesche Darstellung: Das verwendete Koordinaten-Raster sei fest mit den Massepunkten der Struktur verbunden.

Wesentliche Formulierungshilfen bieten die (Extremal-) Prinzipie der Mechanik.

Nur im Fall linearer Elastizität oder Viscoelastizität sind die Materialgesetze einfach formulierbar und ist das Werkstoffverhalten durch wenige Kenngrößen zu charakterisieren. Die Schwierigkeiten bei der Lösung konstruktionsmechanischer Probleme bei Verwendung nichtlinearer Materialgesetze - diese vermitteln zwischen den (in der Regel kleinen) Dehnungen und den Spannungen - haben die Behandlung beliebiger derartiger Probleme verhindert, solange nicht digitale Rechner verfügbar waren.

Die Konstruktionsmechanik ist gekennzeichnet durch die Einführung zahlreicher "technischer Theorien", die durch plausible Vereinfachungen die anstehenden Probleme überhaupt erst lösbar machten (Balken-, Platten-, Schalentheorie). Bei aller Vereinfachung führen diese Theorien - wegen der Einbeziehung der Geometrie der Tragwerke - auf partielle Differentialgleichungssysteme 8. Ordnung - in der Regel mit nicht konstanten Koeffizienten.

3. Computerorientierte Methoden der Analyse

Mit der Verfügbarkeit leistungsfähiger digitaler Rechner begann eine Entwicklung, die zu übersichtlichen Formulierungen auch komplizierter Probleme führte. Grundlage ist eine "Diskretisierung" der Probleme: Durch lokale funktionale Ansätze werden die funktional unbestimmten Probleme in parametrisch unbestimmte, also in algebraische transformiert. Nichtlineares Verhalten wird durch schrittweise lineares Vorgehen simuliert, wenn nicht Integraltransformationen Verwendung finden können. Speziell die zahlreichen Probleme der Kontinuumsmechanik bei komplizierteren Randbedingungen sind so lösbar geworden.

Die Formulierungen der "Matrizenstatik", der wohl allgemeinsten Form der Diskretisierung, zeigen einen klaren und verständlichen Aufbau:

Die Struktur sei aus gleichartigen einfachen Elementen zusammengesetzt, deren mechanische Beschreibung Materialgesetz und Geometrie beinhaltet. Bei Verwendung der Matrizenverschiebungsmethode werden Knotenpunkt-Verschiebungen des Elementes $\{\delta\}^e$ mit Randkräften $\{p\}^e$ über eine Steifigkeitsmatrix $[k]$ gekoppelt,

$$[k]\{\delta\}^e = \{p\}^e.$$

Die Elemente werden über eine die Topologie des Systems beschreibende Matrix $[a]$ gekoppelt, die vom Booleschen Typ ist, also nur die Elemente 1 und 0 enthält. Das gesamte mechanische System wird dann durch

$$[K]\{\delta\} = \{P\},$$
$$[K] = [a]^T \left[\begin{array}{c} [k]^e \\ \vdots \\ [k]^e \end{array} \right] [a], \quad \{P\} = [a]^T \left\{ \{p\}^e \right\}$$

beschrieben, das - bei vielen 10^3 Unbekannten mit einigem Aufwand - lösbar ist.

Dynamische Probleme sind ähnlich formulierbar, - im einfachsten Falle

$$[M]\{\ddot{\delta}\} + [C]\{\dot{\delta}\} + [K]\{\delta\} = \{P(t)\},$$

[M] und [C] Massen- und Dämpfungsmatrix, werden nach ähnlichen Vorschriften wie [k] berechnet und wie [K] über die Transformation mit den topologischen Matrizen zusammengesetzt.

Die Diskretisierung ist in Bild 4 beispielhaft für einen Spannbeton-Reaktordruckbehälter angegeben, Bild 5 zeigt einige "Elemente" aus einer Familie von Elementen, wie sie zur Diskretisierung dreidimensionaler Strukturen Verwendung finden. Einfachste Elemente und die zugehörige Matrix [B] zeigt Bild 6.

Interessant ist aber vor allem das Materialgesetz. [k] folgt aus

$$[k] = \int_{(V)} [B]^T [D] [B] dV^e,$$

wobei [D] das Materialgesetz ist, der Zusammenhang zwischen Spannungen σ und Dehnungen ϵ , im elastischen Falle

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{ij} = C_{ijkl} \epsilon_{kl}.$$

Wegen der Symmetrieeigenschaften des Spannungs- und Dehnungstensors ist die Darstellung des Materialgesetzes als Tensor 4. Stufe (C_{ijkl}) in der Regel nicht erforderlich. Es reichen einfachere Darstellungen aus [17].

So entstehen sehr allgemeine Materialgesetze, deren einzelne "Konstante" zu ermitteln sind und bei denen die Lebensgeschichte einen Einfluß hat, meistens über ein sog. "nachlassendes Erinnerungsvermögen". Bei numerischem Vorgehen sind also über die Vorgeschichte des Materials zahlreiche Daten zu speichern.

Phänomenologische Materialgesetze haben außerdem Informationen über Versagensmechanismen zu beinhalten, diese ganz sicher in Abhängigkeit von der Lebensgeschichte (z.B. low cycle fatigue).

Auf Einzelheiten soll bei den Beispielen eingegangen werden.

4. Anwendungen

Die Darstellung kann sich nur auf einige Schwerpunkte konzentrieren. Bei der Auswahl der Beispiele wurde darauf Wert gelegt, sowohl die enge Kopplung der mechanischen mit kernphysikalischen und thermodynamischen Vorgängen zu zeigen als auch den wesentlichen Aspekt der Analyse der "passiven Sicherheitsbarrieren" (radioaktive Substanzen einschließende Hüllen) darzustellen.

Es bietet sich an, diesen Gesichtspunkten mit der Beschreibung des mechanischen Verhaltens von

Coated Fuel Particle,
Brennelement-Hüllen,
Reaktor-Druckbehältern

gerecht zu werden.

Bei allen Beispielen kann gezeigt werden, daß vor allem mangelhafte Kenntnisse über das physikalisch-technologische Materialverhalten Ursache ist für eine häufig noch geringe Übereinstimmung zwischen rechnerischer Analyse und Experiment.

Die aufgezählten Strukturen decken alle geometrisch interessanten Bereiche ab. Ihre Abmessungen reichen von 10^{-3} bis 10^2 m.

4.1. Coated Fuel Particle

Coated Particle stellen eine wesentliche Entwicklung im Rahmen der Hochtemperatur-Reaktoren (HTR) dar. Ihr Durchmesser beträgt etwa 1 mm (Bild 7). Der Kern aus UO_2 ist ummantelt von einer porösen Pufferzone und einem "Druckbehälter" aus pyrolithischem Kohlenstoff, dieser eventuell mit einer SiC-Zwischenschicht. Die Beanspruchung ist über die gesamte Lebenszeit - beginnend mit dem Herstellungsprozeß - zu verfolgen unter folgenden Einwirkungen (Bild 8):

strahleninduzierte Volumenänderungen,
Temperatur-Ausdehnung,
Rekristallisation,
Spaltgas-Entwicklung

bei

elastischem und plastischem Materialverhalten,
thermisch und durch Bestrahlung aktiviertem Kriechen.

Diese Belastungen und Reaktionen hängen ab von der Fluenz, der Temperatur und der Zeit. Einen ersten Eindruck von der Komplexität der Materialgesetze kann Bild 9 vermitteln.

Die rechnerische Verfolgung der mechanischen Größen während der Lebenszeit von Coated Particle gelingt heute schon außerordentlich gut (siehe Bilder 10, 11 und 12) [5].

Zwar zeigt die hier sehr gute Übereinstimmung mit Versuchen, daß es möglich ist, derartige komplizierte Probleme theoretisch-rechnerisch zu lösen;

das darf aber nicht darüber hinwegtäuschen, daß einige Lücken bezüglich der Werkstoffkennwerte (Kriechen, Schwinden, Festigkeit ($f(\sigma, T, \epsilon_c)$)), die im vorliegenden Falle so lange variiert wurden, bis Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch erreicht wurde.

4.2. Brennelement-Hüllen

Stabförmige Brennelemente bestehen in der Regel aus einem Hüllrohr (cladding) und Brennstoff-Pellets (Bild 13). Die Schäden an einigen Reaktoren in den letzten Jahren zeigten, daß es bei der Auslegung und der rechnerischen Analyse von Brennelementen noch einige Lücken zu schließen gilt.

Die Kopplung der verschiedenen Disziplinen muß beim Entwurf von Brennelement-Stäben besonders gut sein; denn schon relativ geringe Abweichungen der Stäbe von ihrer Sollform führen zu schlechterer Wärmeabfuhr, damit zu einseitiger Temperaturerhöhung und Zunahme der schädlichen Verformung. Größere Verformungen der äußeren Brennelement-Stäbe führen zu einer Änderung des Neutronen-Haushaltes, ein Effekt, der erst bei sehr hohen Leistungsdichten merkbar wird.

Daneben entstanden die unangenehmsten Schäden durch unvorhergesehene Brennstoff-Hülle-Wechselwirkung: Die Analyse der Pellets als ebenes mechanisches Problem erwies sich als unzureichend (Bilder 13, 14 und 15).

Auch in diesem Bereich ist es inzwischen gelungen, das mechanische Verhalten während der Lebenszeit zu simulieren, obwohl einige der Materialgesetze nur in sehr groben Umrissen bekannt sind (siehe Bild 16).

4.3. Vorgespannte Druckbehälter

Die Stahlbehälter-Technologie (siehe Bild 17) setzt der Entwicklung im Kernkraftwerksbau Grenzen, die durch die Entwicklung vorgespannter Behälter umgangen werden können. Die Grenzen für Stahldruckbehälter sind sowohl rein technologischer Art (z.B. Bruchmechanik, Ultraschallprüfung) als auch wirtschaftlicher, da bei verstärktem Bau von KKW nicht genügend viele Behälter gefertigt werden können.

Spannbeton wird seit vielen Jahrzehnten im Bauwesen verwendet. nichtsdestoweniger sind die Kenntnisse über das Materialverhalten gering, wenn nach dem Verhalten bei mehrachsiger Beanspruchung und bei erhöhten Temperaturen gefragt wird.

Unter Temperaturgradienten findet eine zusätzliche Feuchtigkeitsdiffusion statt, die die Eigenschaften des Betons verändert (Wärmeleitfähigkeit, Kriechen, Festigkeit). Beton hat nur eine geringe Zugfestigkeit, so daß bei extremen Beanspruchungen mit Rissen zu rechnen ist, die die Grenztragfähigkeit bestimmen (siehe Bilder 18, 19 und 20). Zur Zeit läuft in der BRD ein umfangreiches F&E-Programm, um die Kenntnislücken bezüglich des Beton-Materialverhaltens zu schließen und auch deren Anwendung zu sichern.

Ein einfaches eindimensionales Werkstoffmodell für Zementbeton zeigt Bild 21, den Einfluß von Fehlern bei der Bestimmung von Materialkennwerten Bild 22.

Bild 23 zeigt die Ergebnisse von Rechnungen und Messungen an einem Spannbeton-Behälter. Aus der Darstellung ist klar ersichtlich, daß insbesondere beim Langzeit-Verhalten (Kriechen, Relaxation) noch größere Unsicherheiten auftreten.

Bei den in letzter Zeit entwickelten vorgespannten gußeisernen Behältern treten erheblich weniger material-technologische Fragen auf.

4.4. Äußere Einwirkungen auf Kernkraftwerke

Die bisher kurz erwähnten Strukturen dienen dem Einschluß der radioaktiven Elemente. Ihre Beanspruchung ist auf Vorgänge aus dem Innern des Reaktors zurückführbar. In allen Fällen besteht eine mehr oder weniger enge Kopplung mit kernphysikalischen und thermodynamischen Vorgängen.

KKW sind aber auch durch Einwirkungen von außen gefährdet, durch die Sicherheitshüllen beschädigt und u.U. gleichzeitig Reaktorunfälle ausgelöst werden können. In die Sicherheitsbetrachtung einbezogen werden Flugzeugabstürze, Explosionsdruckwellen und Erdbeben. Die beiden erstgenannten Einwirkungen können nur dann lediglich in ihrer Wirkung auf das Containment betrachtet werden, wenn dieses streng von den übrigen Reaktorkomponenten getrennt ist. Die Ergebnisse einer Studie, die noch nicht alle Effekte einschließt, zeigt Bild 24.

Bei nicht optimaler sicherheitstechnischer Konzeption ist die Wirkung der erheblichen Stoßkräfte zu verfolgen - bis hin zu den Wirkungen auf Primär-Kreislauf-Komponenten und Core-Struktur.

Deutsche Kernkraftwerke sind hinsichtlich ihres seismischen Verhaltens nicht optimal ausgelegt, da bis vor kurzer Zeit diesem Aspekt kaum Aufmerksamkeit geschenkt wurde. Die rechnerische Analyse ist zwar prinzipiell möglich; es tauchen aber Schwierigkeiten auf bei der Idealisierung des mechanischen Modells und bei der Angabe der Dämpfungseigenschaften von Strukturen.

Daß Strukturen der Art, wie Bild 25 eine beispielhaft zeigt, zu sehr großen Beanspruchungen der Stützenanschlüsse führt, ist leicht einzusehen. Sicherlich werden die Anforderungen einer aseismischen Auslegung von KKW zu einigen Änderungen in der Konzeption führen.

5. Zusammenfassung

In einem sehr groben Überblick ist versucht worden, wesentliche Aspekte der Konstruktionsmechanik in der Kerntechnik darzustellen. Wert wurde vor allem auf die enge Kopplung mit anderen Disziplinen gelegt sowie auf die Tatsache, daß eine sicherheitstechnisch und wirtschaftlich optimale Auslegung nur bei frühzeitiger Einbeziehung der Konstruktionsmechanik in die Entwicklungsarbeiten möglich ist.

Auch für die technologische Entwicklung in der Kerntechnik gilt, daß es eine der wichtigsten Aufgaben ist, das verfügbare Wissen aus allen Zweigen der Technik rechtzeitig zu aktivieren. Die erfolgreiche Bewältigung dieser Aufgabe ist noch keineswegs Regelfall.

Literatur

- [1] Proceedings of the 1st International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Berlin, 20.-24. September 1971, EUR 4820 d-f-e
- [2] Preprints of the 2nd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Berlin, 10.-14. September 1973, Commission of the European Communities
- [3] Argyris, J.H.; Willam, K.J.: Some Considerations for the evaluation of finite Element Models, [2], paper M 2/1, Vol. 6 B
- [4] Zienkiewicz, O.C.: The Finite Element Method, McGraw Hill 1971
- [5] Walther, H.: On mathematical Models for calculating the mechanical behaviour of coated fuel particles; Nuclear Engineering and Design 18, No. 1, pp. 11-39 (1972)
- [6] Brandes, K.: Zur Systematik numerischer Näherungsverfahren in der Statik und Dynamik der Konstruktionen; Nuclear Engineering and Design 18, No. 3, pp. 469-486 (1972)
- [7] Zerna, W.; Schnellenbach, G.; Wrage, S.: Konstruktive und ausführungstechnische Probleme bei Spannbeton-Reaktordruckbehältern, [2], paper H 3/1
- [8] Schilling, F.E.; Beine, B.: Prestressed cast-iron pressure vessel (PCIPV); Nuclear Engineering and Design 25, No. 2, pp. 315-319 (1973)
- [9] Levy, S.; Wilkinson, J.P.D.: A three-dimensional study of nuclear fuel rod behavior during startup, [2], paper D 1/5
- [10] Schnellenbach, G.; Hartmann, G.; Ick, U.: Systemanalytische und parametrische Untersuchungen von Spannbeton-Reaktordruckbehältern; [2], paper H 3/5
- [11] Schimmelpfennig, K.; Hansson, V.: Untersuchung zur Grenztragfähigkeit von Spannbeton-Reaktordruckbehältern; [2], paper H 2/3
- [12] Dietrich, R.; Fürste, W.: Berechnungsmethoden zur Ermittlung von Belastungsbedingungen und Grenztragfähigkeitsverhalten von Kernkraftwerks-Bauwerksstrukturen bei außergewöhnlichen äußeren Einwirkungen wie Flugzeugabsturz und Gasdruckwelle, [2], paper J 3/1
- [13] Coleman, D.C.; MacDonald, P.E.: A generalized approach to modelling the integrated effects of ratchetting in fuel rods, [2], paper D 1/3
- [14] Keller, W.: Pressurized Water Reactor Development and its Mechanical-Structural Requirements and Problems; NED 19, 1, (1972), p. 41-54

- [15] Marguerre, K.; Schalk, M.; Wölfel, H.: Berechnung der Erdbebenschwingungen von Strukturen mit der Finite-Element-Methode - Mechanische Modelle von Kernkraftwerken mit Einbauten, [1], Vol. 5 K, paper K 2/7, S. 123-138
- [16] Moses, F.: Design for Reliability - Concepts and Applications. Int. Symp. on Computers in Optimization of Structural Design, Univ. of Swansea, Jan. 1972
- [17] Handbuch der Physik. Hrsg.: S. Flügge, Springer Berlin 1955, Bd. VII
- [18] Jahresbericht 1969 der Bundesanstalt für Materialprüfung, S. 56
- [19] Zienkiewicz, O.C.; Owen, D.R.J.; Phillips, D.V.; Nayak, G.C.: Finite Element Methods in the Analysis of Reactor Vessels; Nuclear Engineering and Design 20, 2 (1972), p. 507-541
- [20] Jahresbericht 1968 der Bundesanstalt für Materialprüfung, S. 56
- [21] McGuire, R.K.; Cornell, C.A.: Creep of Concrete under Stochastic Load; Journal Structural Mechanics 2, 2, p. 109-133 (1973)
- [22] Browne, R.D.; Smith, J.R.; Bamforth, P.: The Performance of the Wylfa Nuclear Pressure Vessels during Commissioning in Relation to Design Analysis; [2], paper H 4/4
- [23] Rashid, Y.R.; Gilman, J.D.: Three-dimensional Analysis of Reactor Pressure Vessel Nozzles. [1], Vol. 4, p. 193-211
- [24] Proceedings Conf. Effective Use of Computers in the Nuclear Industry. April 1969, Knoxville, Tennessee. CONF-690401
- [25] Reynen, J. et al.: Stress Analysis of an HTGR Graphite Fuel Element including Radiation Creep and Dimensional Changes. [1], Vol. [2], p. 81-94

DREAM AIRPLANES

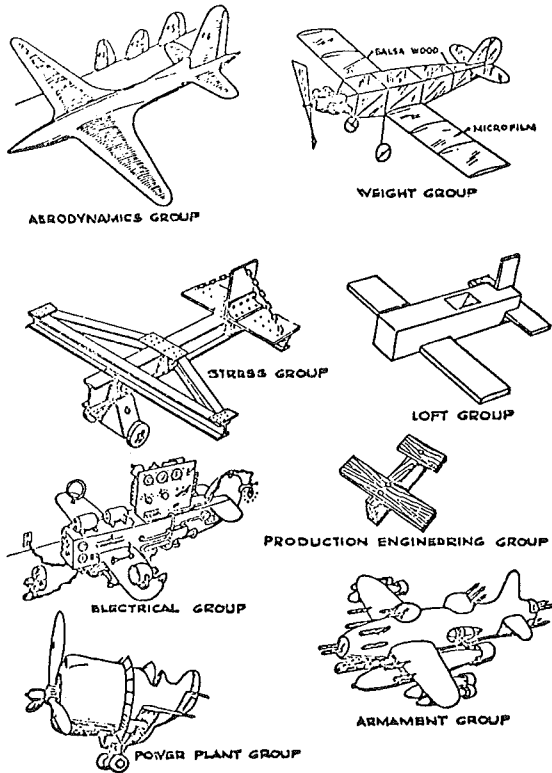


Bild 1 Zur Notwendigkeit der Zusammenarbeit bei technologischen Entwicklungen [26]

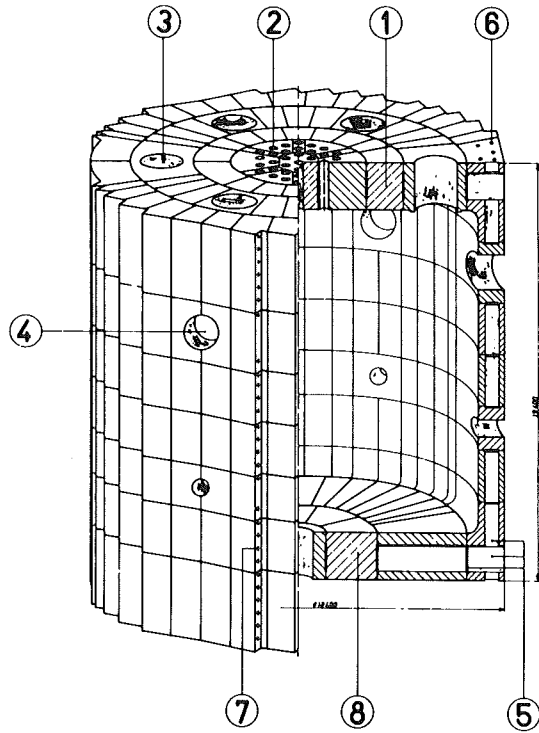


Bild 3 Vorgespannter gußeiserner Behälter. Die ringförmige Vorspannung ist nicht dargestellt [8]

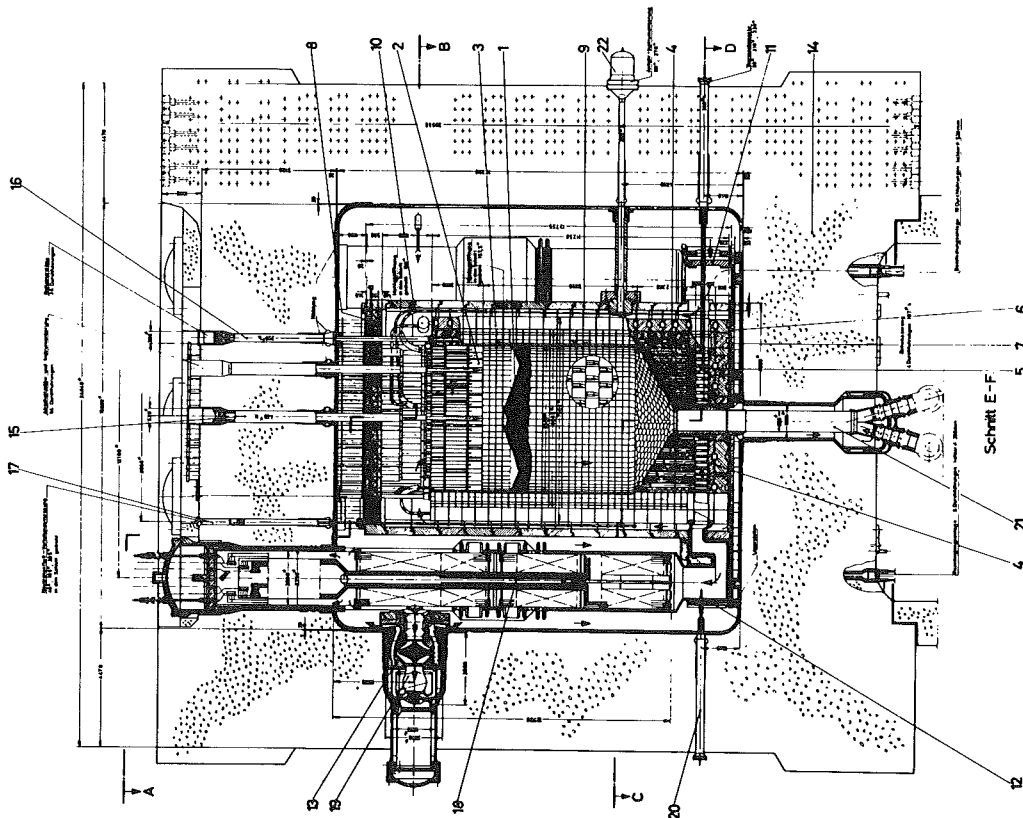


Bild 2 Spannbeton-Reaktordruckbehälter für das 300-MWe-THTR Prototyp-Kernkraftwerk, [18]

	$\{u_i\}$	$[B]$
<p>$u_1; v_1; u_2; v_2; u_3; v_3$</p> <p>$u_1; u_{1,x}; u_{1,y}; v_1; v_{1,x}; v_{1,y};$ $u_2; u_{2,x}; u_{2,y}; v_2; v_{2,x}; v_{2,y};$ $u_3; u_{3,x}; u_{3,y}; v_3; v_{3,x}; v_{3,y}$</p> <p>$A = \text{Fläche d. Dreiecks}$</p>	$\frac{1}{2A} \begin{bmatrix} y_2 - y_3 & 0 & y_3 - y_1 & 0 & y_1 - y_2 & 0 \\ 0 & x_3 - x_2 & 0 & x_1 - x_3 & 0 & x_2 - x_1 \\ x_3 - x_2 & y_2 - y_3 & x_1 - x_3 & y_3 - y_2 & x_2 - x_1 & y_1 - y_2 \end{bmatrix}^*$	
<p>$u_1; v_1; u_2; v_2;$ $u_3; v_3; u_4; v_4$</p> <p>$u_1; u_{1,x}; u_{1,y}; u_{1,xy};$ $v_1; v_{1,x}; v_{1,y}; v_{1,xy}$ $v_4; v_{4,x}; v_{4,y}; v_{4,xy}$</p> <p>$X_i, Y_i$ Hermite'sche Polynome 2. Ord. in x, y</p>	$C \begin{bmatrix} X_{1,x} Y_1 & 0 & X_{1,x} Y_2 & 0 & X_{2,x} Y_1 & 0 & X_{2,x} Y_2 & 0 \\ 0 & X_1 Y_{1,y} & 0 & X_1 Y_{2,y} & 0 & X_2 Y_{1,y} & 0 & X_2 Y_{2,y} \\ \frac{X_1 Y_{1,y} + X_{1,x} Y_1}{2} & \frac{X_1 Y_{2,y} + X_{1,x} Y_2}{2} & \frac{X_2 Y_{1,y} + X_{2,x} Y_1}{2} & \frac{X_2 Y_{2,y} + X_{2,x} Y_2}{2} & \dots & \dots & \dots & \dots \end{bmatrix}^*$	

Bild 6 Einfachste ebene "Elemente". Darstellung der verwendeten unbekannt Parameter $\{u_i\}$ sowie der Matrix $[B]$, $[20]$ ($\{u_i\} = \{d\}^T$)

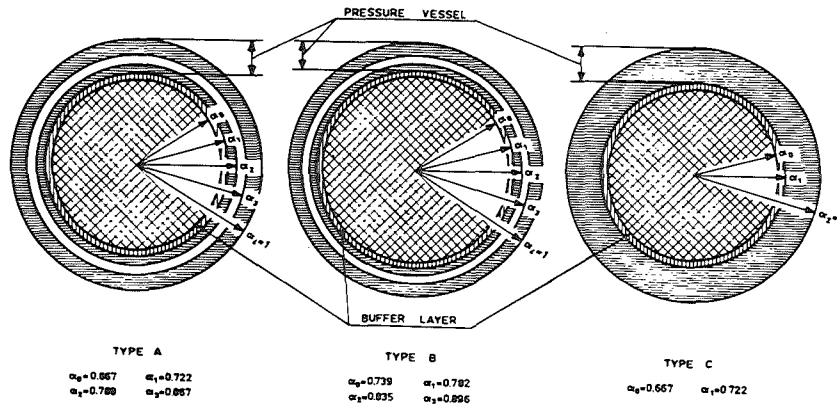


Bild 7 Coated fuel particle. Der "Druckbehälter" besteht aus pyrolithischem Kohlenstoff, bei Typ A und B mit einer Zwischenschicht aus SiC [5]

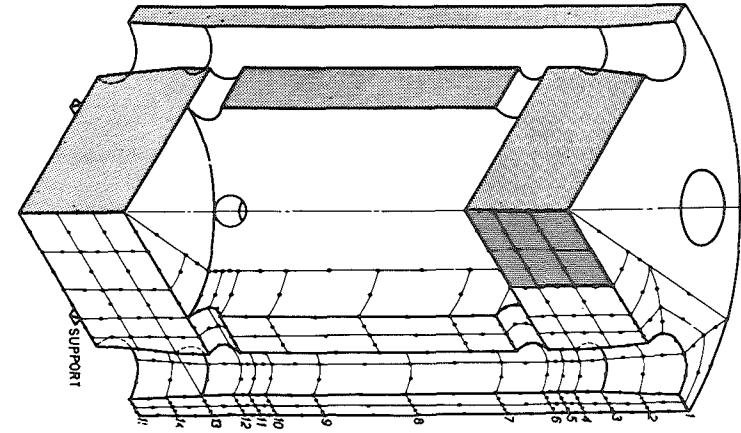
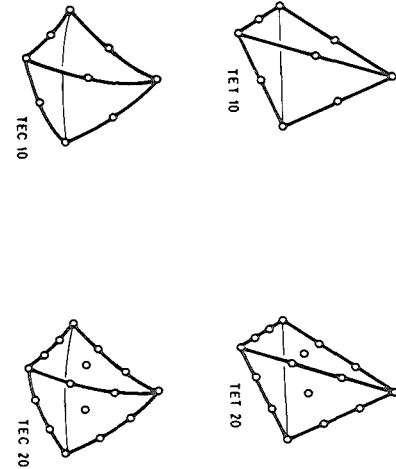


Bild 4

"Diskretisierung" eines Spannbeton-Reaktordruckbehälters. Die Verschiebungen an den Knotenpunkten sind die unbekannt Parameter. Nach ihrer Ermittlung können Dehnungen und Spannungen an jedem Punkt der Struktur berechnet werden [19]

Bild 5

"Elemente" einer "Familie", aus denen man sich die Struktur für die Analyse zusammengesetzt denkt (ASKA-System)



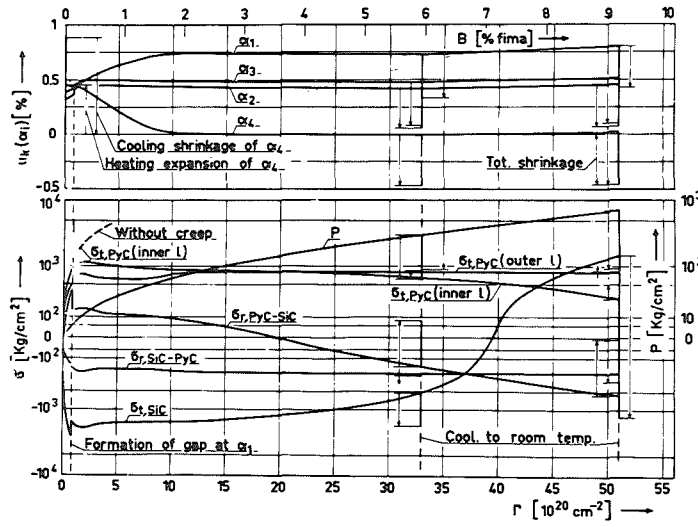


Bild 11 Ergebnisse der Analyse für Typ A (s. Bild 7). Die tangentialen Spannungen $\sigma_{t,SiC}$ erreichen während der Lebenszeit nicht die Materialfestigkeit. Wegen ihrer Steifigkeit übernimmt die SiC-Schale im wesentlichen die Zugkräfte. Der Spaltgasdruck nimmt gleichmäßig zu. Der unregelmäßige Beginn der Kurven gibt die Vorgänge beim Herstellungsprozeß wieder [5]

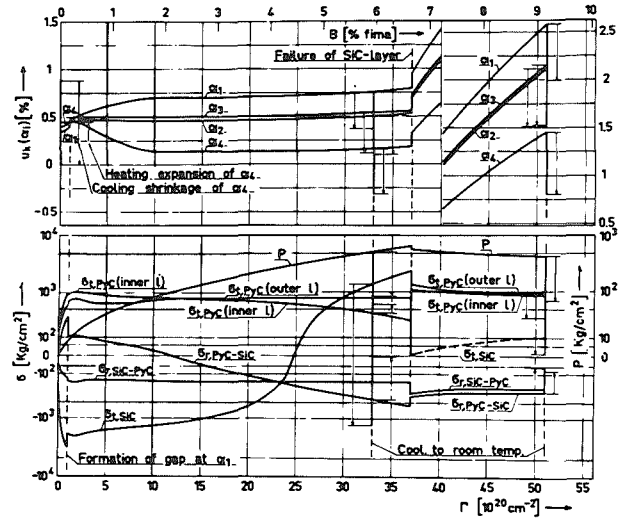


Bild 12. Ergebnisse der Analyse für Typ B (s. Bild 7). Bei $F = 37 \cdot 10^{20} \text{ cm}^{-2}$ bricht die SiC-Schale, Spaltgas entweicht [5]

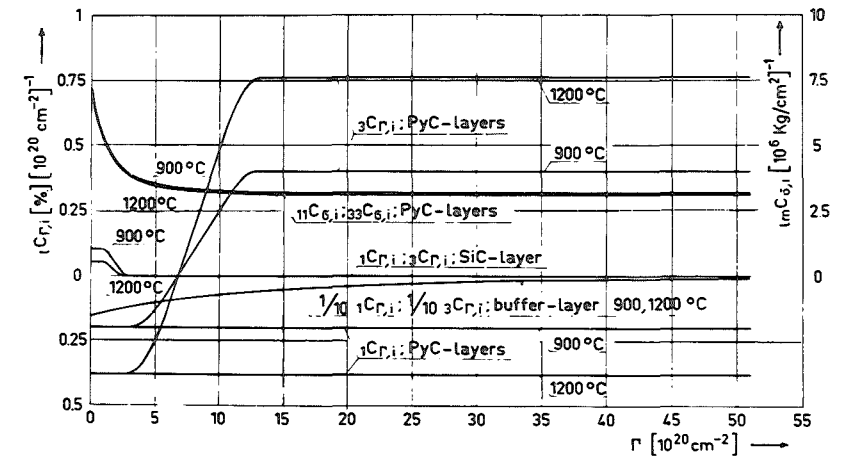
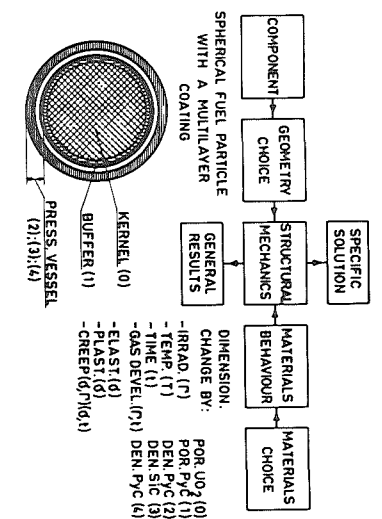
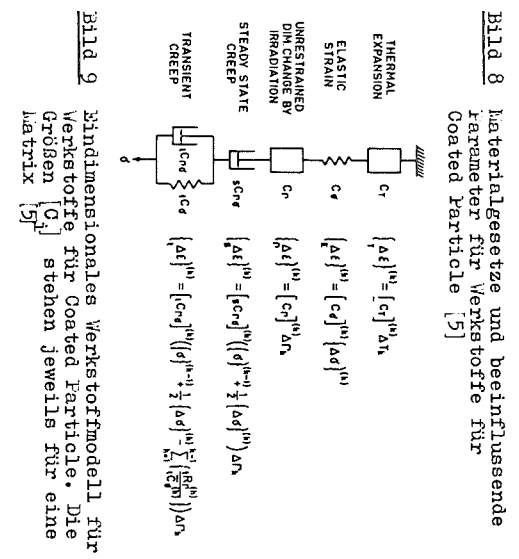


Bild 10 Änderung von Materialkennwerten mit der Fluenz. Der vordere Index i steht für die radiale (i = 3) oder tangentiale Richtung (i = 1). Auffällig ist die stark zunehmende Anisotropie der strahleninduzierten Dimensionsänderung ($C_{r,i}$, $C_{r,i}$; siehe auch Bild 9), [5]



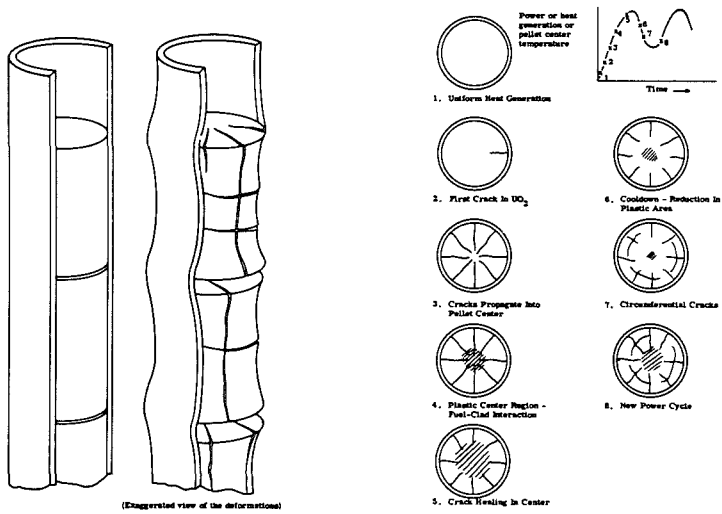


Bild 13 Brennstab-Hülle mit Pellets. Die Vorgänge in einem Pellet während des oben rechts dargestellten Anfahr-Vorganges zeigen die einzelnen Bilder in chronologischer Reihenfolge. Die Risse entstehen infolge von temperaturerzeugten Spannungen [9]

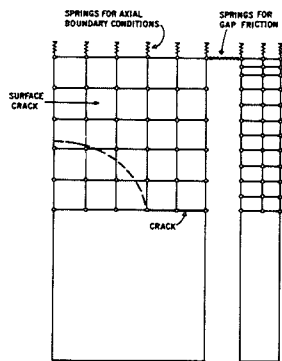


Bild 15 "Diskretisierung" von Hüllrohr und Pellet für eine dreidimensionale rechnerische Analyse, [9]

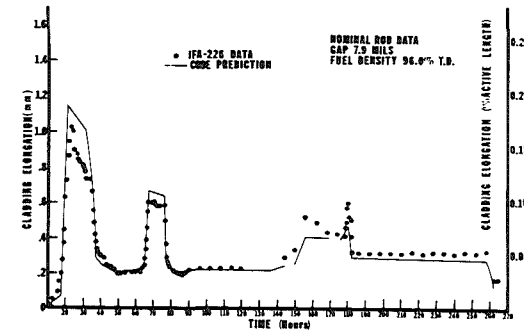
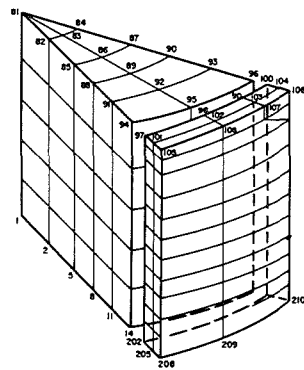


Bild 16 Verfolgung der Effekte beim "ratchetting" von Brennelementen während bestimmter Betriebsabläufe [13]

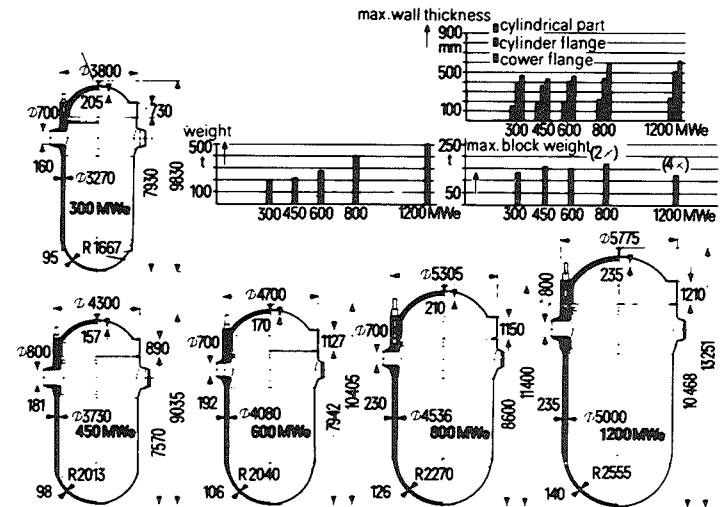


Bild 17 Entwicklung von Stahldruckbehältern für KKW, [14]

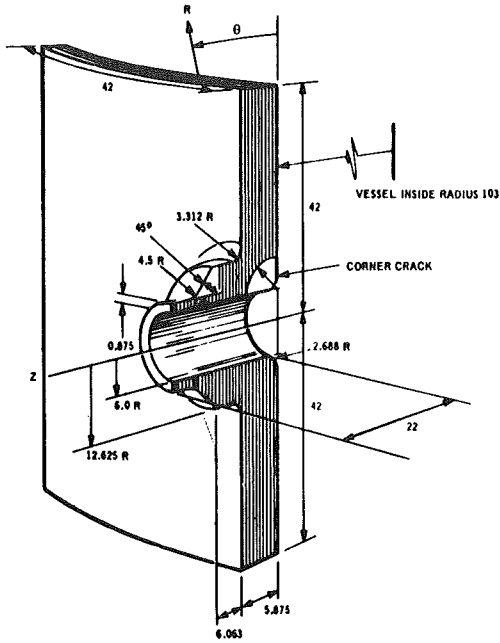
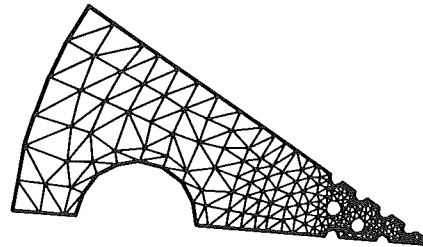


Bild 18 Anriß an einem Stutzenanschluß, [23]



PLAN VIEW OF THE THREE-DIMENSIONAL GRID

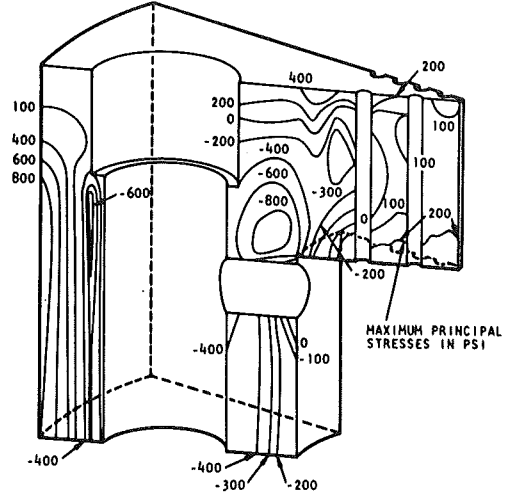


Bild 20 Diskretisierung und Berechnungsergebnisse für Spannbeton-Reaktordruckbehälter [24]

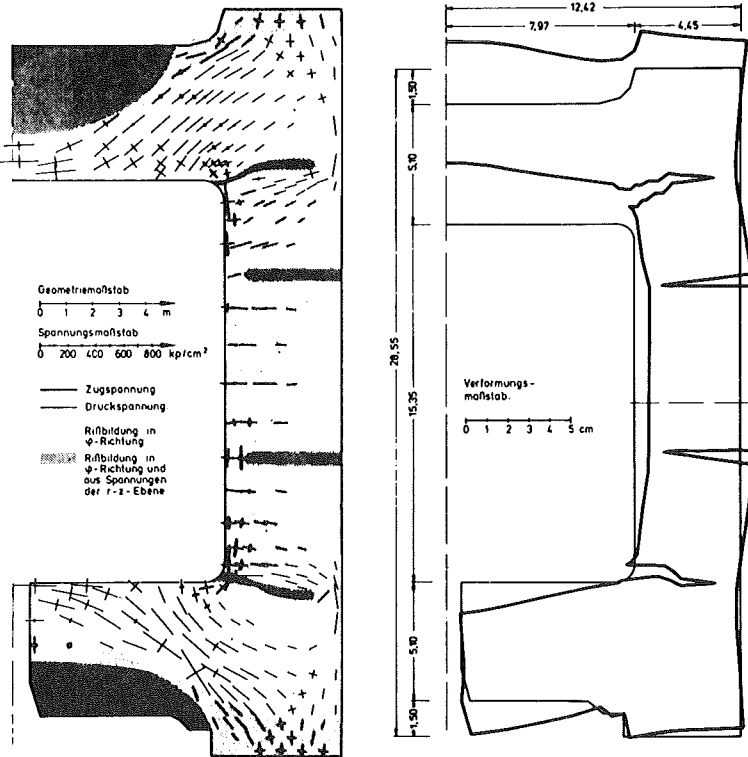
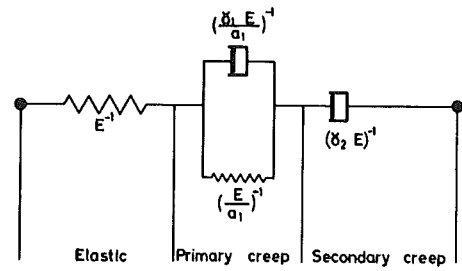


Bild 19 Spannungsberechnung, Rißverlauf und Versagensform eines Spannbeton-Reaktordruckbehälters, [11]



$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} \left\{ 1 + a_1 \left(1 - e^{-\delta_1 t} \right) + \delta_2 t \right\}$$

Bild 21 Visko-elastische eindimensionales Modell für Zementbeton [25]

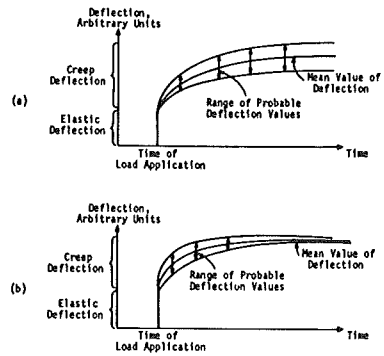


Bild 22 Auswirkung von Änderungen in den Parametern D und r eines kriechgesetzes $C = D (1 - \exp(r(t-\tau)))$ [21]

Bild 23 Ergebnisse von Messungen und Berechnungen von Dehnungen eines Spannbeton-Reaktor-druckbehälters während der Errichtung und der Inbetriebnahme [22]

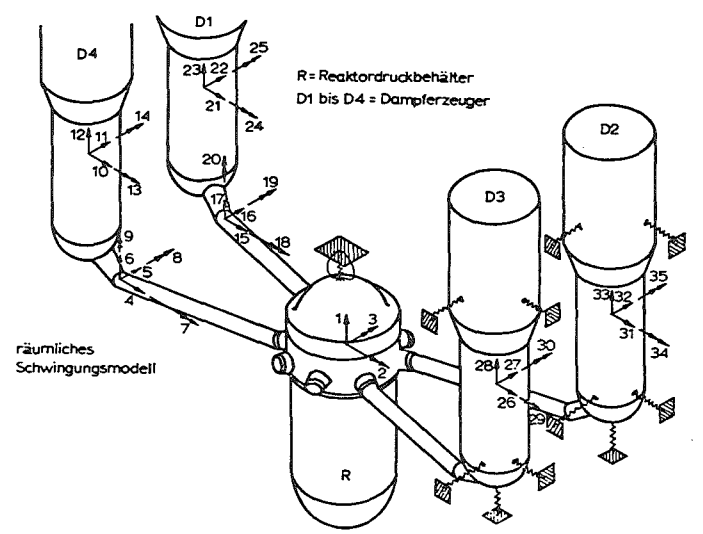
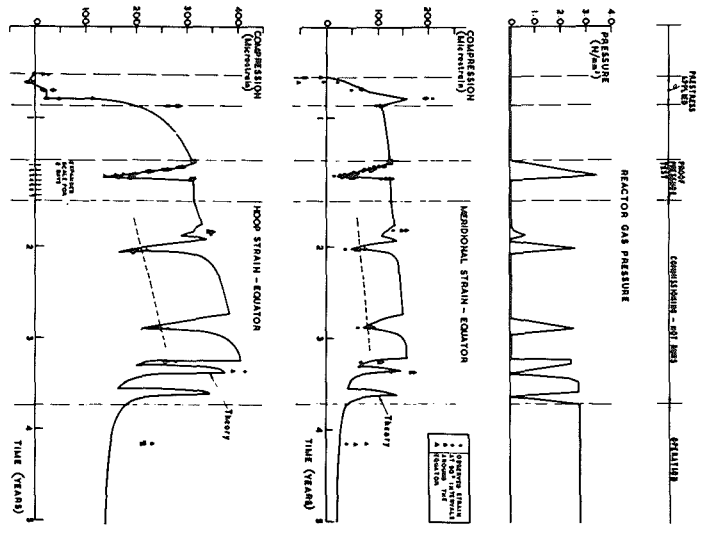


Bild 25 Kopplung von Reaktordruckbehälter und Dampferzeugern über steife Rohrleitungen, [15]

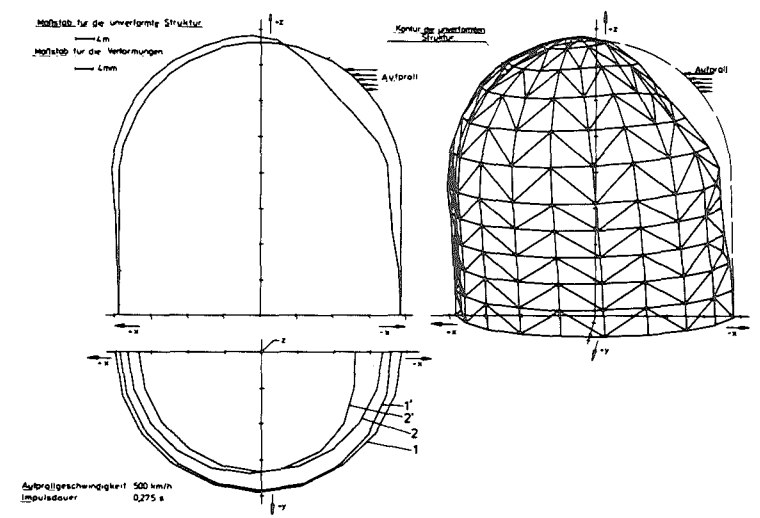
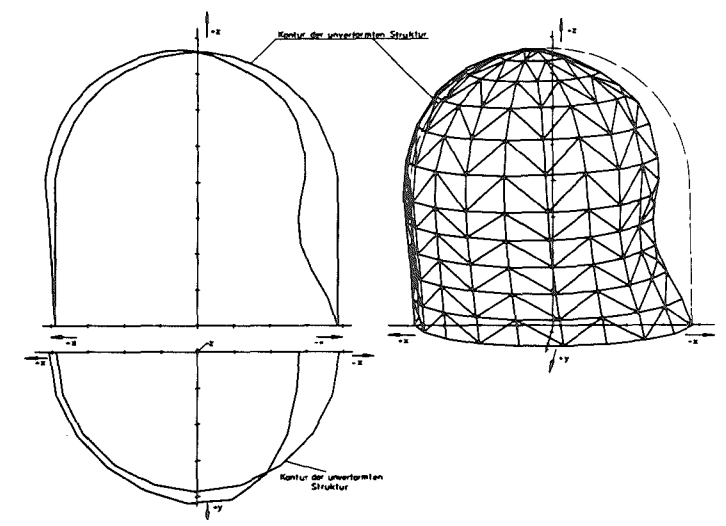


Bild 24 Wirkung einer Explosionsdruckwelle (oben) und eines aufprallenden Flugzeuges auf ein Stahlbeton-Containment. Dargestellt ist die Verformung 0,030 s nach Ankunft der Druckwelle von 2,0 kp/cm² bzw. 0,160 s nach Aufprall einer Boeing 707-320 mit 500 km/h Geschwindigkeit, [12]

KTG-Fachtagung Reaktordynamik
Kernforschungszentrum Karlsruhe
29. bis 31. Januar 1974

Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung
in Leichtwasserreaktoren

Bei Normalbetrieb sind in Leichtwasserreaktoren die Vorgänge im Brennstab und dessen Wechselwirkung mit dem Kühlmittel weitgehend bekannt, obwohl so manches, wie z.B. das Lastwechselverhalten, quantitativ noch untermauert werden muß.

Anders sieht die Situation bei starken Temperaturtransienten und bei Kühlmittelverlustunfällen aus. Die damit verbundenen Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung erfordern noch intensive und umfangreiche F+E-Arbeiten bevor man von einem ausreichenden qualitativen und quantitativen Verständnis der dabei auftretenden Mechanismen sprechen kann.

Daneben sind z.Z. Brennstabprobleme im Zusammenhang mit der strahleninduzierten Nachverdichtung des UO_2 in der Diskussion.

Aus dem sehr umfangreichen Problemkreis Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung in heutigen Kernkraftwerken werden die folgenden 3 Themen herausgegriffen:

- I. Sicherheitsprobleme im Zusammenhng mit der Nachverdichtung von UO_2 unter Bestrahlung
- II. Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung bei Kühlmittelverlustunfällen
- III. Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung beim Hüllrohrabschmelzen.

I. Sicherheitsprobleme durch nachverdichtete und kollabierte Hüllrohre

Wie Sie wissen, wurde Anfang 1972 erstmals bei den Brennelementwechseln im Schweizer Kernkraftwerk Beznau I und in den amerikanischen Westinghouse-Druckwasserreaktoren Ginna und Robinson II eine größere Anzahl Brennstäbe entdeckt, deren Hüllrohre in verschiedenen axialen Bereichen über Längen von 15 bis 100 mm kollabiert waren. Man weiß heute, daß als Ursache für diese Kollabierschäden eine strahleninduzierte Nachverdichtung des UO_2 -Brennstoffs anzusehen ist. Diese Nachverdichtung, auch fuel densification genannt, hat sich als relativ unabhängig von der linearen Stableistung und damit von der Brennstofftemperatur erwiesen und trat bereits nach relativ kurzer Betriebszeit, nämlich weniger als 2000 Stunden, auf. Die Nachverdichtung wurde sowohl in drucklosen als auch in vordruckbeaufschlagten Brennstäben festgestellt, führte allerdings nur in drucklosen Brennstäben zu Kollabierschäden. Die bisher bekannt gewordenen Kollabierschäden in Druckwasserreaktoren mit Brennstäben ohne Vordruck wurden teilweise erst nach längerer Betriebszeit entdeckt und haben im Normalbetrieb zu keinen Störungen Anlaß gegeben.

Im Falle eines Störfalles, z.B. eines Kühlmittelverlustunfalles, liegen die Verhältnisse jedoch anders und zwar aus folgenden Gründen:

Die strahleninduzierte Nachverdichtung des Brennstoffes, wahrscheinlich infolge von Nachsinterungsvorgängen, führt zu einer Abnahme des Pelletvolumens mit entsprechenden Änderungen von Radius und Länge und beeinflusst damit das Verhalten des Brennstabes bei einem Kühlmittelverlustunfall in zweierlei Weise:

1. Eine Abnahme des Pelletradius führt zu einer Erweiterung des Spaltes zwischen Hüllrohr und Pellet und damit zu einer Verschlechterung des Wärmeübergangs vom Brennstoff zur Hülle und zu einer Erhöhung der gespeicherten Wärme im Brennstoff.
2. Die Abnahme der Pelletlänge kann zu axialen Hohlräumen in der Pelletsäule führen und führt infolge der Änderung der Moderationsverhältnisse zu lokalen Fluß- und Leistungsspitzen.

Die maximale Hüllrohrtemperatur, die für einen postulierten Kühlmittelverlustunfall errechnet wird, hängt nun aber u.a. von der Speicherwärme im Brennstoff zu Beginn des Unfalls ab.

Unmittelbar nach dem Bekanntwerden der Kollabierschäden in den amerikanischen Reaktoren wurden daher überall die Sicherheitsaspekte des fuel densification-Problems einer eingehenden Prüfung und Analyse unterzogen mit den folgenden vorläufigen Ergebnissen:

1. Nach allen jetzt vorliegenden Informationen kann erwartet werden, daß die strahleninduzierte Nachverdichtung des Brennstoffs durch eine Optimierung der Pelletherstellung, insbesondere des Sinterprozesses, so minimal gehalten werden kann, daß ein unzulässiges Sicherheitsrisiko vermieden wird.
2. Trotzdem wird von der USAEC seit dem Auftreten der Kollabierschäden verlangt, die Auswirkungen der strahleninduzierten Nachverdichtung des Brennstoffs, also kollabierte Hüllrohre, in die Sicherheitsanalysen, mit einzubeziehen. Es muß dabei der Nachweis geführt werden, daß die Notkühlungskriterien trotz der Vergrößerung des Spaltes zwischen Hülle und Brennstoff sowie der örtlich erhöhten Heizflächenbelastung in benachbarten Brennstäben eingehalten werden.
3. Außerdem muß nachgewiesen werden, daß im Falle eines Kühlmittelverlustunfalles die Hüllrohrtemperatur des kollabierten Brennstabes nicht über 980 °C ansteigt, um eine merkliche Versprödung des kollabierten Hüllrohres durch Oxidation zu vermeiden.
4. Als zusätzliche Maßnahme hat die USAEC für alle Reaktoren, bei denen mit einer merklichen Nachverdichtung des Brennstoffes gerechnet werden muß, Leistungsbeschränkungen angeordnet. Diese Maßnahme muß als sehr konservativ angesehen werden; sie gilt allerdings nicht generell, sondern bezieht sich nur auf die jeweils eingesetzte Coreladung. Es wird erwartet, daß diese Maßnahme für künftige Coreladungen bei Verwendung von Pellets höherer Dichte und größerer thermischer Stabilität rückgängig gemacht werden kann.
5. In deutschen Kernkraftwerken wurden bisher keinerlei Kollabierschäden oder merkliche Brennstoffnachverdichtungen festgestellt, und zwar weder

in Druckwasserreaktoren noch in Siedewasserreaktoren, auch nicht in Stäben ohne Vorinnendruck. Als Grund dafür wird in erster Linie die Verwendung von Brennstoffpellets relativ hoher Dichte und großer thermischer Stabilität angesehen.

Die deutschen Genehmigungsbehörden haben daher bisher keinerlei Veranlassung gehabt, irgendwelche Leistungsbeschränkungen zu verlangen. Trotzdem sind auch in der Bundesrepublik Forschungsvorhaben zum besseren Verständnis der strahleninduzierten Nachverdichtung von Leichtwasserreaktor-Brennstoff und zur Optimierung des Sinterprozesses bei der Pelletherstellung angelaufen bzw. verstärkt worden. Ziel dieser Forschungsvorhaben ist es, die Porensterometrie unter bestimmten Randbedingungen festzustellen, ihre Änderung unter Bestrahlungsverhältnissen zu untersuchen und sie durch Wahl der technologischen Parameter derart zu optimieren, daß die strahleninduzierte Nachverdichtung des Brennstoffes weder bei Normalbetrieb noch bei Störfällen zu einem erhöhten Risiko führt.

II. Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung bei Kühlmittelverlustunfällen

Ich komme nun zu den Problemen der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung bei Kühlmittelverlustunfällen, die z.Z. im Rahmen des Reaktorsicherheitsforschungsprogramms des BMFT hier in Karlsruhe durch das Projekt Nukleare Sicherheit mit höchster Priorität untersucht werden.

Dabei möchte ich zunächst versuchen, Ihnen einen Überblick über den Stand der Kenntnisse auf diesem Gebiet zu geben und dann kurz die laufenden Forschungsvorhaben erläutern.

Bei Kühlmittelverlustunfällen muß ja durch die Notkühlsysteme mit größtmöglicher Sicherheit gewährleistet werden, daß die dabei unvermeidlichen Ungleichgewichte zwischen Brennstableistung und Brennstabkühlung nicht zum Brennelementschmelzen und zu einer potentiellen Ausbreitung von Brennstabschäden im Core führen.

Abb. 1 zeigt in schematischer Form typische Verläufe von Transienten des Kühlmitteldruckes und der Hüllrohrtemperaturen bei einem Bruch des Primärkreises.

Abb. 1: Druck- u. Hüllrohrtemperaturverlauf beim Kühlmittelverlustunfall eines DWR (2-F-Bruch im kalten Strang, stark schematisiert)

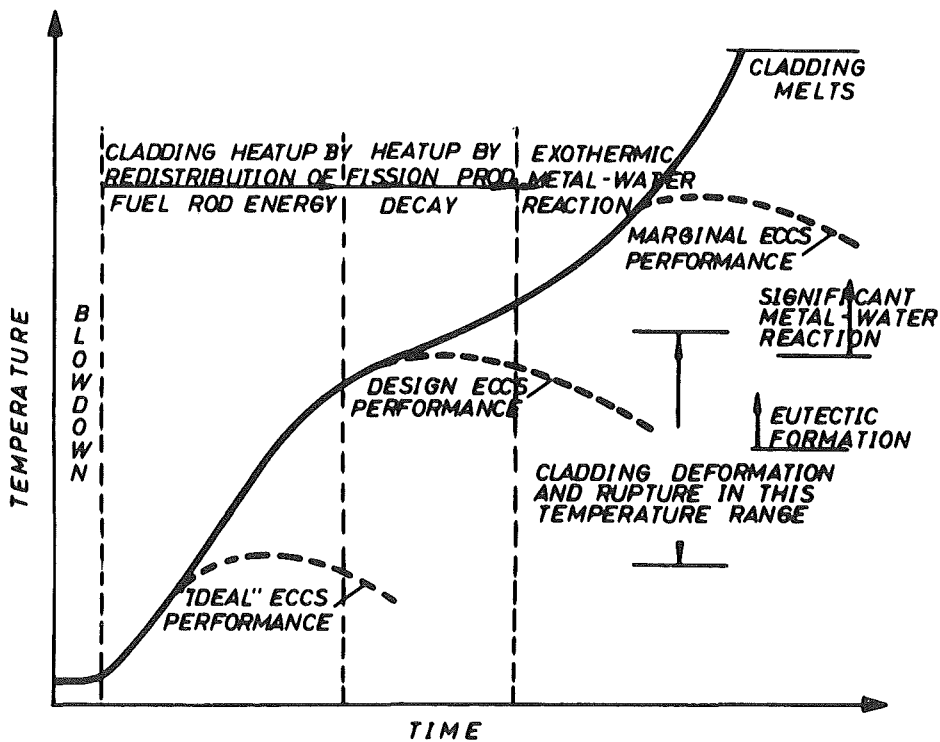
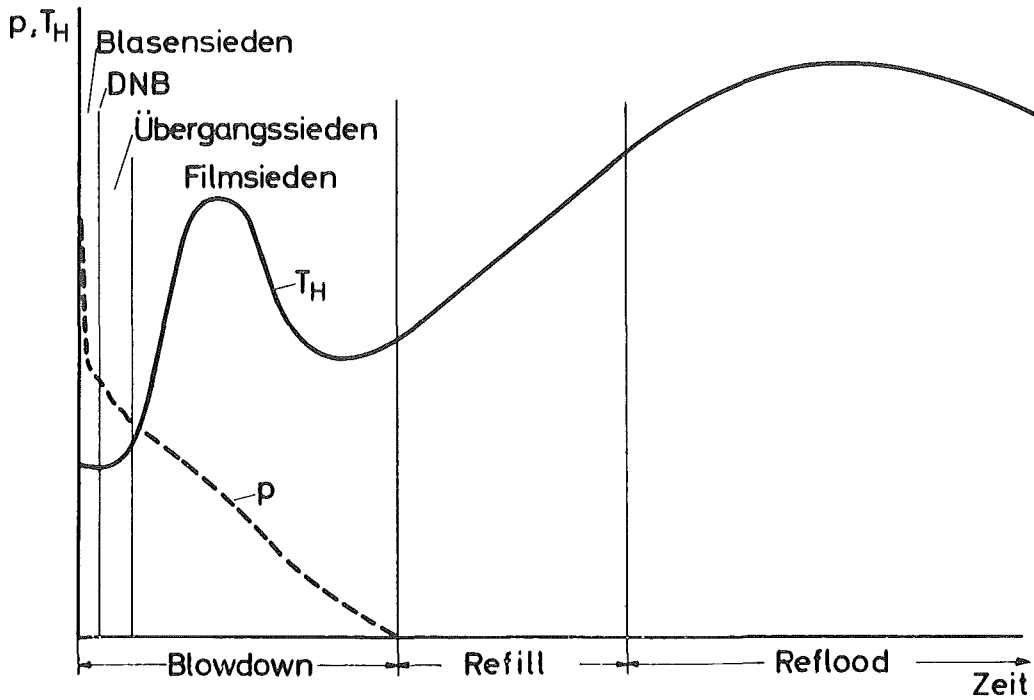


Abb. 2: Ablaufmöglichkeiten bei einem Kühlmittel-Verlust-Unfall /3/ (ECCS=Emergency core cooling system).

Der in etwa 0,1 sec. von Betriebsdruck auf Sättigungsdruck abfallende Systemdruck führt nach kurzer Zeit zu einem stark transienten Übergangs- bzw. Filmsieden an den Brennstäben. Dabei kann die Hüllrohrtemperatur infolge des kurzzeitigen Stagnierens des Kerndurchsatzes durch die Speicher- und Nachwärme nach etwa 3 bis 5 sec. auf Werte zwischen 700 und 1000 °C ansteigen um anschließend durch den sich erholenden Kerndurchsatz wieder abzusinken. Nach etwa 10 bis 20 sec ist das Kühlmittel aus dem Reaktordruckgefäß ausgeströmt, so daß sich im Reaktorkern nur noch stagnierender Dampf befindet, und die Brennstäbe praktisch nicht mehr gekühlt werden.

Nach dem Druckausgleich, das ist das Ende der blowdown-Phase, erfolgt das Wiederauffüllen und Fluten des Reaktordruckgefäßes und des Cores mit Notkühlwasser. In der Zeit bis das Flutwasser den Kern erreicht hat, hier bezeichnet als Refill-Phase, heizen sich die Brennelemente infolge der verbliebenen Speicherwärme im Brennstoff und vor allem durch die Nachzerfallswärme nahezu adiabatisch erneut auf etwa 1200 °C auf. Wir nennen diese Phase die 2. Aufheizphase.

Sobald das Flutwasser die Kernunterkante erreicht, das ist der eigentliche Beginn der Flutphase, setzt die Kühlung durch eine stürmische Dampfbildung wieder ein. Schließlich erfolgt das Ablöschen der Hüllrohre auf die Temperatur des Flutwassers.

Die möglichen Konsequenzen solcher schneller Temperaturtransienten zeigt Abb. 2 qualitativ.

Nach Erreichen des Temperaturbereiches von 750 bis 800 °C beginnen die Hüllrohre sich stark aufzublähen oder zu bersten.

Ab etwa 900 °C ist mit zunehmend selbst erhaltender Zirkon-Wasser-Reaktion zu rechnen; d.h. daß die durch Aufblähen oder Bersten der Hüllrohre zunächst nur lokal auftretende Störungen der Kerngeometrie verstärkt wird durch die u.U. schon bei 900 °C einsetzende und bei 1200 °C voll wirksam werdende stark exotherme Zirkon-Wasserdampf-Reaktion. Die Folge kann sein, daß durch diese stark exotherme Reaktion die Hüllrohre abschmelzen.

Aufgrund der Reaktion zwischen Wasserdampf und Zircaloy-Hülle bildet sich zunächst ein Oxidfilm mit einem Sauerstoffkonzentrationsgefälle in der Hüllrohrwand. Zugleich wird Wasserstoff freigesetzt. Damit sind

die Voraussetzungen für ein Verspröden des Hüllrohres gegeben. Man unterscheidet daher das duktile Brennstabversagen vom spröden Brennstabversagen.

Duktiles Brennstabversagen

Die wichtigsten Parameter, die das duktile Brennstabversagen beeinflussen, sind:

1. der Innendruck im Brennstab, zusammengesetzt aus Vorinnendruck und aufgebautem Spaltgasdruck
2. der zeitliche und räumliche Temperaturverlauf während des Störfalles
3. die Gleichmäßigkeit der Hüllrohrwandstärke
4. die Betriebsgeschichte

Weitere Parameter, wie Einfluß der Nachbarstäbe, Abstandshalter usw. haben offenbar eine untergeordnete Bedeutung.

Abb. 3 zeigt die bisher gemessene Abhängigkeit der Versagenstemperatur vom Brennstabinnendruck. Je höher der Innendruck, desto niedriger die Grenztemperatur, bei der der Bruch der Hülle erfolgt. Aufgetragen sind experimentelle Daten von isothermen Tests, wo also bei jeweils konstanter Temperatur der Brennstabinnendruck bis zum Bruch gesteigert worden ist. Ferner die untere Grenzkurve für transiente Tests. Außerdem sehen Sie die bisherigen Ergebnisse amerikanischer Reaktorhersteller und anderer Institutionen in USA!

Den gleichen Sachverhalt zeigt Abb. 4; hier ist der maximale Innendruck in den Brennstäben über der Bersttemperatur aufgetragen, wobei nun zusätzlich die beim Versagen gemessenen Dehnungen sowie die Bereiche der α - und β -Phase des Zircalloys sowie der α - β -Mischkristallphase eingetragen sind. Zu beachten ist der Bereich der α - β -Mischkristallphase zwischen 1500 und 1780 °F bzw. zwischen 815 und 980 °C.

Abb. 5 zeigt die gemessenen Umfangsdehnungen des aufgeblähten und geborstenen Brennstabes in Abhängigkeit vom Brennstabinnendruck. Die größte Umfangsdehnung an einem Stab hängt sehr stark vom Innendruck ab. Bei Innendruck von 28 bis 42 bar liegt ein Dehnungsminimum mit gemessenen Werten von maximal 50 % bezogen auf den Gesamtumfang vor, während bei kleineren und größeren Drucken Dehnungswerte bis über 100 % registriert wurden. Unter den gegebenen Versuchsbedingungen entsprechen Innendrucke von 28 bis 42 bar Hüllrohr-

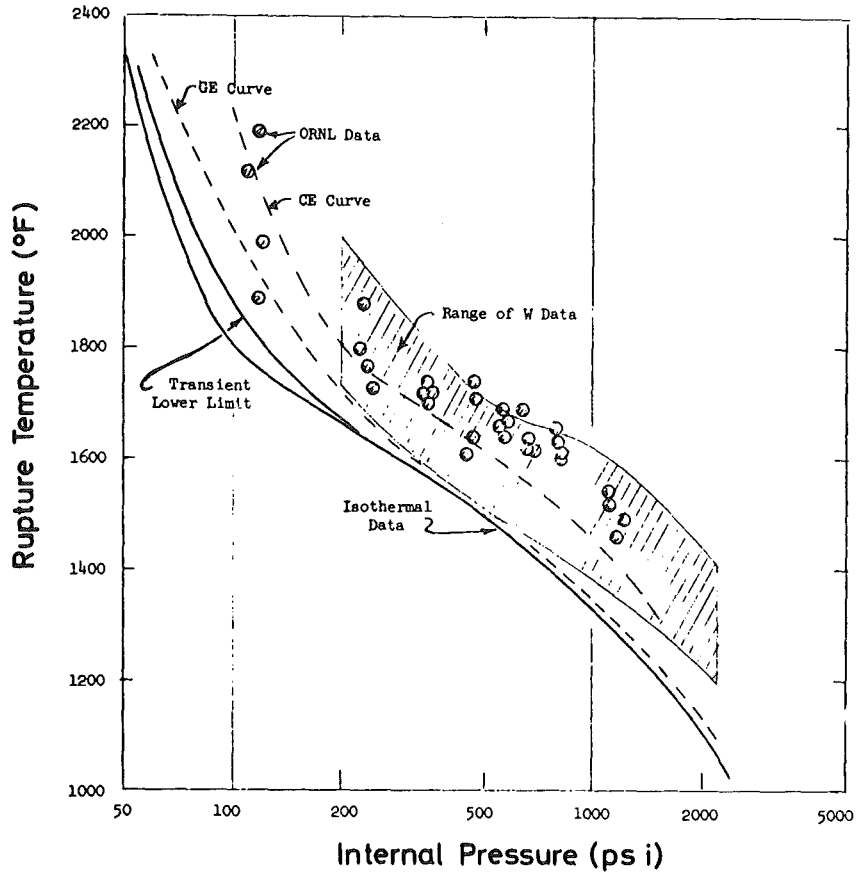


Abb. 3

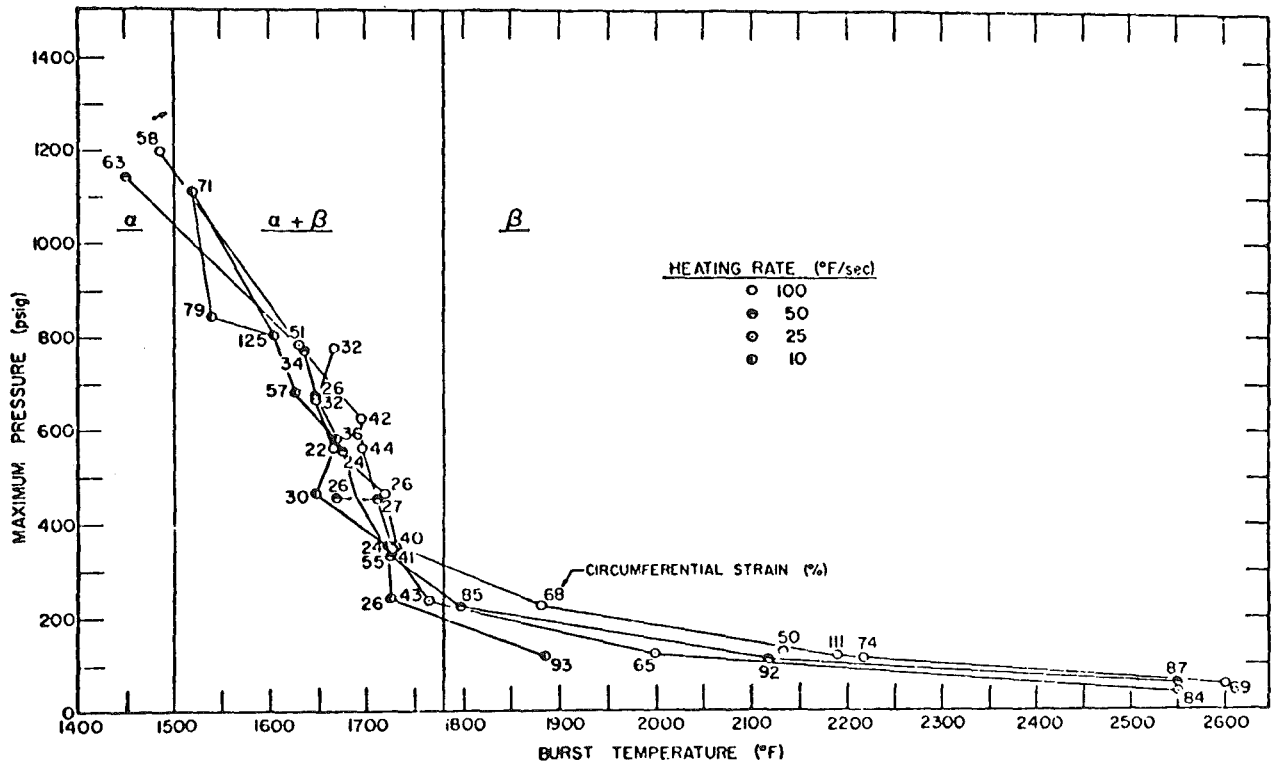


Abb. 4

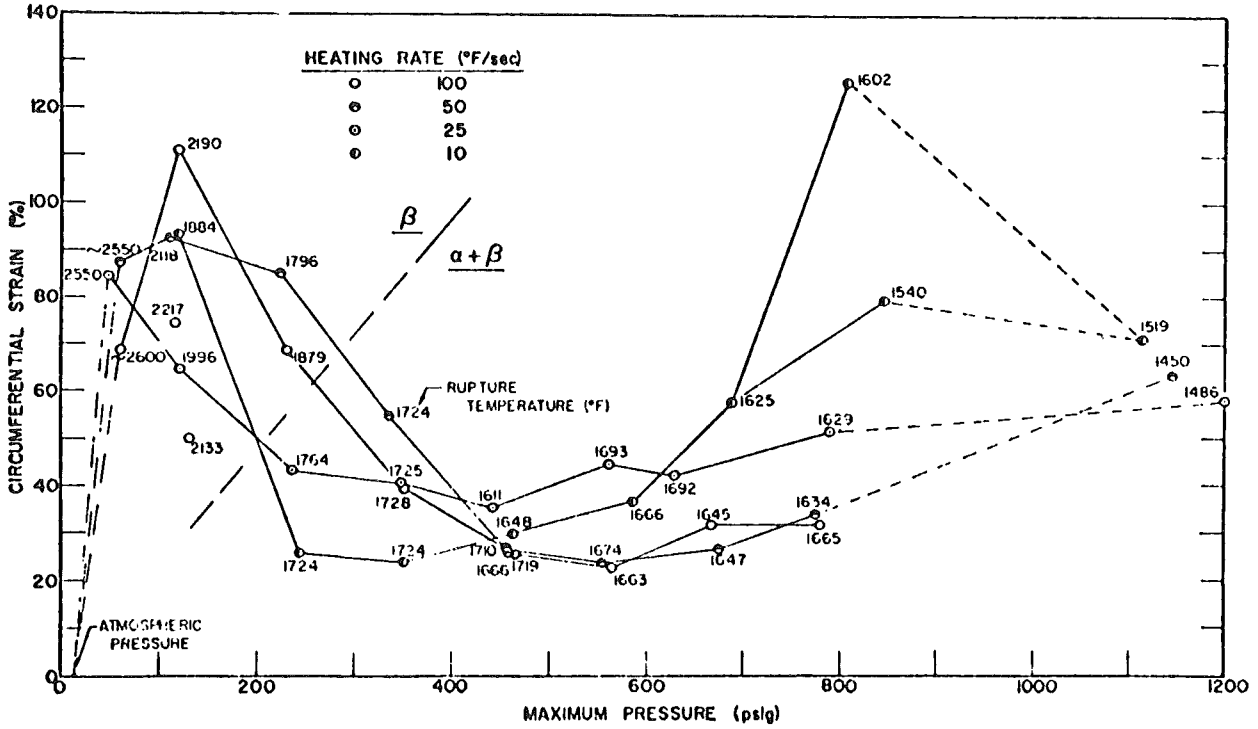


Abb. 5

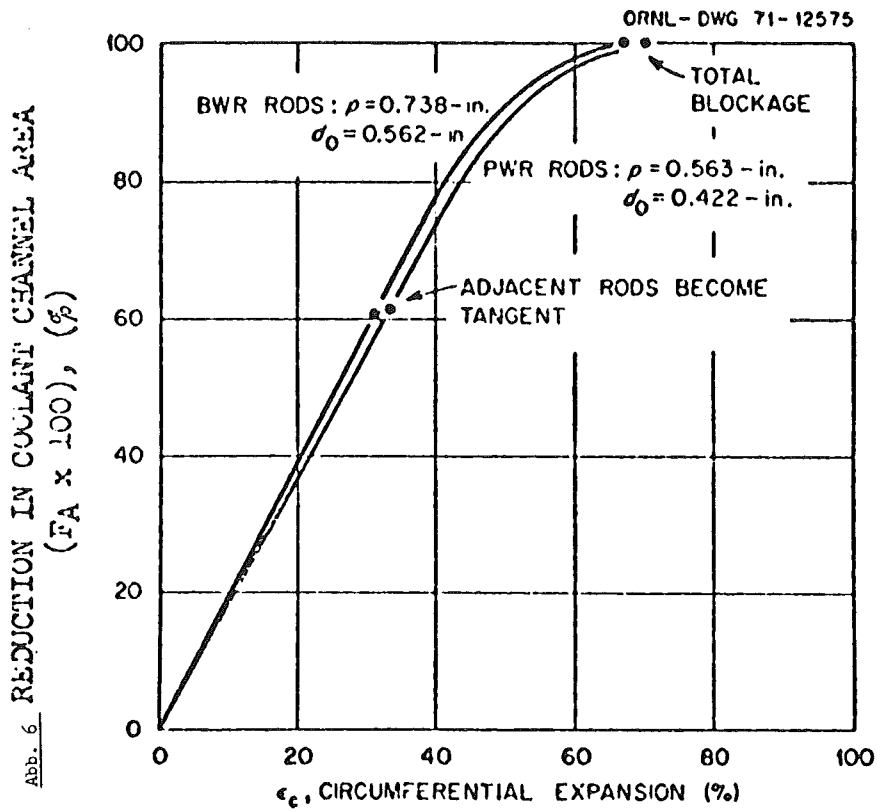


Abb. 6

versagenstemperaturen zwischen 980 und 815 °C. In diesem Bereich liegt, wie in Abb. 4 zu sehen ist, Zircaloy in der α - β -Mischkristallphase vor, die sich von der reinen α -bzw. β -Phase durch geringere Bruchdehnungen unterscheidet.

Abb. 6 zeigt, daß bei den üblichen Abmessungen und Gitterabständen von Leichtwasserreaktor-Brennelementen sich aufgeblähte benachbarte Stäbe berühren können, wenn die Umfangsdehnung knapp über 30 % liegt. Dies entspricht dann einer Verringerung des Kühlkanalquerschnitts um 60 %. Bei 70 % Dehnung ist der Kühlkanalquerschnitt zu 100 % blockiert. Dabei ist vorausgesetzt, daß die Aufblähungen in benachbarten Stäben in gleicher axialer Höhe auftreten.

Bei der Mehrzahl der bisher durchgeführten Versuche lag in der Tat die Aufblähung bzw. der Bruch an oder nahe bei der axial heißesten Stelle der Versuchsstäbe. Die Streubreite betrug meistens nur wenige Zentimeter, auch bei out-of-pile-Experimenten mit 3,6 m langen Brennstabsimulatoren. Daher muß im Hinblick auf eine mögliche Kühlkanalblockage damit gerechnet werden, daß bei gleichem axialem Temperaturverlauf aller Brennstäbe in einem Brennelement eventuelle Aufblähungen axial auch sehr nahe beieinander liegen können.

Bisher wurden alle Versuche mit konstanter Aufheizrate, d.h. mit einem linearen Temperaturanstieg über die Zeit gefahren. Dabei ergab sich, daß die Größe der Aufheizrate einen deutlichen Einfluß auf die Bruchtemperatur und auf die Größe der erreichten Dehnung hat:

höhere Heizraten führen zu höheren Bersttemperaturen und zu geringeren Dehnungen. Dieser Effekt ist bei niedrigeren Innendrücker stärker ausgeprägt als bei hohen.

Der Einfluß des zeitlichen Temperaturverlaufs auf das duktile Versagen hinsichtlich Größe der Aufblähung und der Bruchtemperatur ist bis jetzt noch sehr unbefriedigend untersucht.

Einerseits zeigen die Versuche deutlich, daß ein großer Einfluß des zeitlichen Temperaturverlaufs besteht, andererseits repräsentieren die Versuche mit konstanter Aufheizrate keineswegs die bei einem Kühlmittelverlustunfall zu erwartenden Verhältnisse.

Hinsichtlich des Einflusses der Betriebsgeschichte auf die Mechanismen des Brennstabverhaltens bei einem Kühlmittelverlustunfall liegen nur sehr wenige, nicht ausreichende Ergebnisse vor. Es interessiert hier vor allem, ob im Verlauf eines Kühlmittelverlustunfalles bei den damit verbundenen Temperaturtransienten Einflüsse des abgebrannten Brennstabes auf das duktile Verhalten der Hülle zu erwarten sind. Die einzigen Versuche in dieser Richtung waren bisher 2 Brennstäbe bei TREAT-Versuchen, die allerdings wegen des sehr geringen Abbrandes von 650 bzw. 2250 MWd/to kaum Aussagen ergeben.

Sprödes Brennstabversagen

Unter sprödem Versagen wird verstanden, daß das Hüllrohr nahezu verformungsfrei aufreißt, oder unter hohen thermischen Spannungen beim Abschrecken während der Flutphase zerspringt, man nennt das auch "shattering". Sprödes Versagen ist dann zu erwarten, wenn bei einem Temperaturanstieg bis 1000 °C und höher in den Zircaloy-Hüllrohren sauerstoffhaltige spröde Phasen aufgebaut werden, in dem sich durch die Wasserdampf-Oxidation der äußeren Oberfläche des Hüllrohrmaterials eine ZrO_2 -Deckschicht bildet und darunter eine O_2 stabilisierte Phase sowie Einwachsungen dieser Phase in die transformierte β -Phase.

Die wichtigsten Einflußgrößen auf die Änderung der Dehnungseigenschaften der Zircaloy-Hüllrohre und damit auf die Mechanismen des spröden Versagens sind:

1. Verweilzeit bei konstanter Temperatur
2. Temperatur-Zeit-Verlauf eines Kühlmittelverlustunfalles
3. Wandstärke des Hüllrohrmaterials

Ich möchte die 1. Einflußgröße, nämlich Verweilzeit bei konstanter Temperatur, kurz diskutieren; über den sehr wichtigen Einfluß realistischer Temperatur-Zeit-Verläufe beim Kühlmittelverlustunfall und den Einfluß der Wandstärke stehen Ergebnisse noch aus.

Die Reaktion zwischen Zircaloy und Dampf wird im Fall unbegrenzt verfügbaren Dampfes durch ein parabolisches Zeitgesetz beschrieben, wie es Abb. 7 zeigt. Aufgetragen ist die Dicke E der Zirkondioxidschicht über der Quadratwurzel der Versuchszeit. Die Linien stellen die Ergebnisse

einer Versuchstemperatur dar.

Bei begrenzter Dampfmenge gelten ähnliche Bedingungen, die jedoch der langsameren Zudiffusion des Oxidationsmittels H_2O gegen das abdiffundierende Reaktionsprodukt H_2 Rechnung tragen. Sowohl die Zirkonoxid- als auch die sauerstoffgesättigte α -Zirkon-Phase sind spröde und strukturell schwach. Die Verschiebung der Phasengrenze ist also ein guter Indikator für wachsende Versprödung und schwindende Festigkeit. Hinsichtlich der Zuordnung von korrodierter Wandstärke und Duktilität wurden erste experimentelle Untersuchungen zwischen Raumtemperatur und $1000^\circ C$ durchgeführt. Dabei zeigte sich bis jetzt, daß Schichten bis etwa 13 % oxidativer Durchdringung über den gesamten geprüften Temperaturbereich am duktilen Charakter des Gesamtverbandes, nämlich transformiertes β -Zircaloy, Zirkondioxid, und O_2 -stabilisierte α -Phase nichts ändern.

Dagegen zeigten Hüllrohre mit mehr als 18 % oxidativer Schädigung der Wandstärke bereits sprödes Verhalten.

Dem Mangel an experimentell fundierten Ergebnissen bei der Bewertung der Hüllmaterial-Versprödung glaubte man bisher mit der Festsetzung einer modellgebundenen Maximaltemperatur begegnen zu können. Das Notkühlungskriterium der Maximaltemperatur hat man jedoch in der Zwischenzeit um ein weiteres Kriterium ergänzt, nämlich durch die Festsetzung einer maximal erlaubten oxidativen Durchdringung des Hüllrohres. Danach dürfen unter Anrechnung der auf die α - und β -Phase entfallenden Sauerstoffanteile 17 % der Wandstärke zu Zirkondioxid oxidiert werden.

Zusammenfassend läßt sich zum Stand der Kenntnisse hinsichtlich Brennstabverhalten und -versagen bei Kühlmittelverlustunfällen folgendes sagen:

Die bisher wesentlichen Informationen über das Brennstabversagen stammen hauptsächlich aus Untersuchungen aus Oak Ridge. Sie sind hinsichtlich vieler Einflußgrößen, einige habe ich genannt, die das Materialverhalten in Wechselwirkung mit den Umgebungsbedingungen betreffen, noch nicht ausreichend. Dieser Umstand macht daher neue experimentelle Untersuchungen notwendig.

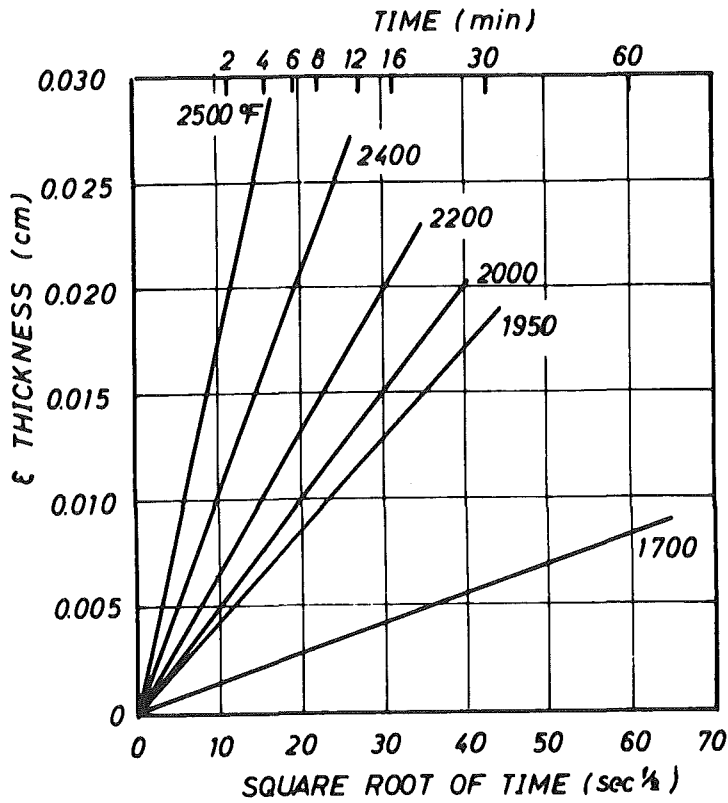
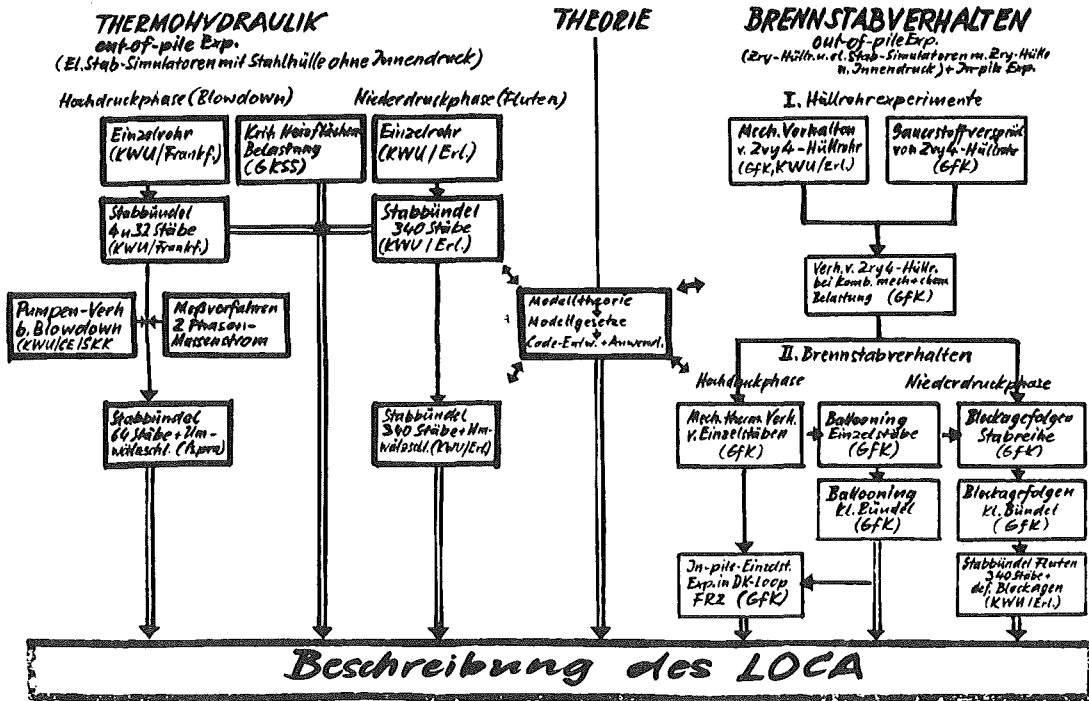


Abb. 7 Die Dicke (ϵ) der ZrO_2/α Phase-Schicht in Abhängigkeit der Quadratwurzel der Versuchszeit. Die Linien stellen die Ergebnisse einer Versuchstemperatur dar.

Abb. 8a: Untersuchungen zum LOCA



Daher ist im Rahmen des Projekts Nukleare Sicherheit auf Empfehlung des BMFT-Sachverständigenkreises "Notkühlung" hier im Kernforschungszentrum Karlsruhe zum Gesamtkomplex des Hüllrohrverhaltens bei Kühlmittelverlustunfällen ein umfangreiches Programm angelaufen.

In Abb. 8 sind die Untersuchungen des PNS zum Brennstabverhalten beim Kühlmittelverlustunfall im Zusammenhang dargestellt. Es umfaßt experimentelle Untersuchungen out-of-pile und in-pile, sowie theoretische Arbeiten. In diesem Programm sind auch Arbeiten zur Untersuchung der Auswirkungen des Brennstabversagens auf die Kühlungs-fähigkeit des Reaktorkerns mit einbezogen.

Über erste experimentelle Ergebnisse werden wir Ende 1974 berichten können.

III. Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung beim Hüllrohrabschmelzen

Über den Kühlmittelverlustunfall hinausgehend werden im Rahmen des Reaktorsicherheitsforschungsprogramms des BMFT einzelne Probleme des hypothetischen Coreschmelzen-Unfalles untersucht. Es handelt sich hierbei in einer ersten Phase um die Aufklärung grundsätzlicher Aspekte. Dabei ist die Abschmelzphase von entscheidender Bedeutung für das Verhalten der Coreschmelze selbst und für die Wechselwirkung der Schmelze mit dem Reaktordruckbehälter bzw. mit anderen Sicherheitseinrichtungen.

Zur Beurteilung der Reaktion zwischen Brennstoff, Zircaloy und Stahl bei höheren Temperaturen in Gegenwart von Wasserdampf haben wir erste Versuche im Bereich von 1000 bis 1500 °C, unter Argon-Atmosphäre bis 2250 °C durchgeführt. Abb. 9 zeigt einen Ausschnitt eines UO₂-Pellets, das von einer Zircaloy-4-Hülle und einem Stahlring umgeben war.

In statischer Wasserdampf-atmosphäre war nach 7-stündiger Glühung das Zircaloy-Hüllrohr vollständig zu Zirkonoxid oxidiert, das UO₂ blieb praktisch unverändert.

Führt man den Versuch unter strömendem Wasserdampf durch, dann wird auch das UO₂ stark angegriffen, vgl. Abb. 10.

Abb. 8 Theoretische u. experimentelle Untersuchungen des PNS zum Brennstabversagen

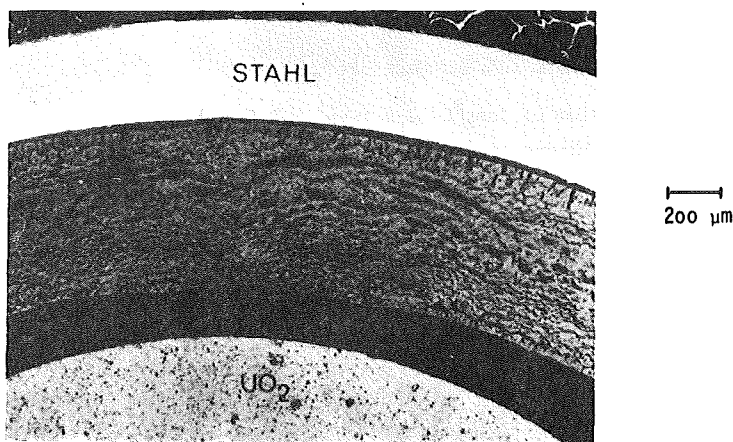
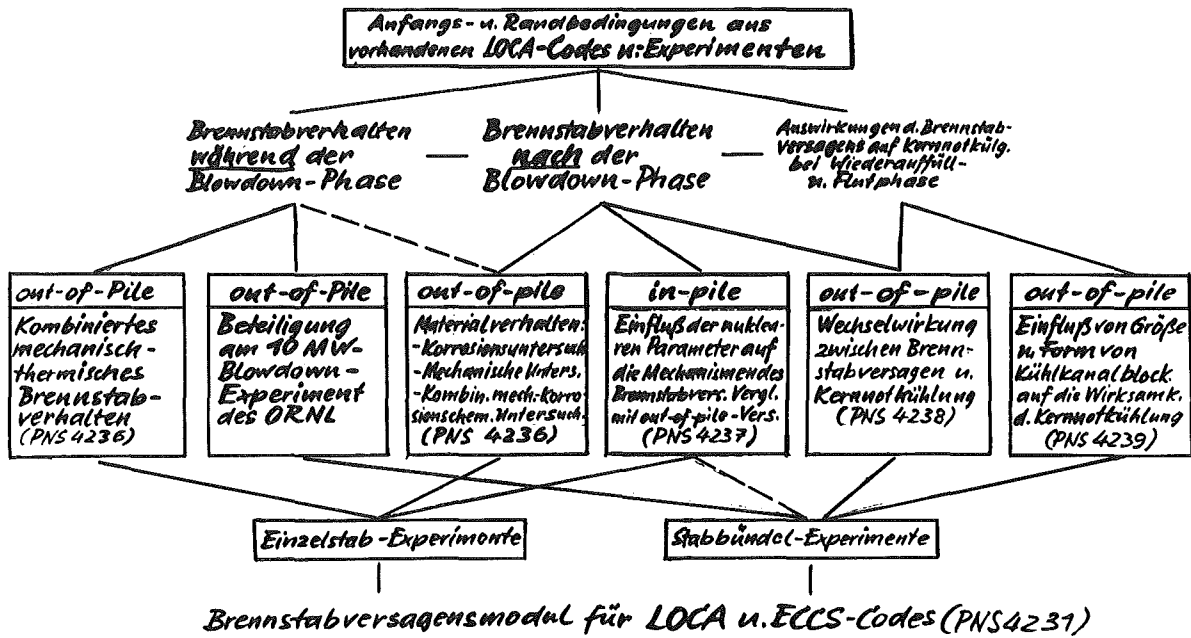


Abb. 9 Corium A, 1000°C/ 7 h (stat. H₂O-Dampf)
 Zry-4 vollständig zu ZrO₂ oxidiert; Stahl an der Oberfläche oxidiert; UO₂-Struktur unverändert

Bei 1500 °C und einer Versuchsdauer von 4 Stunden in Luftatmosphäre, die im Hinblick auf Oxidation in etwa mit Wasserdampf vergleichbar ist, ergaben sich bereits Reaktionen zwischen Zirkonoxid und UO_2 . Die UO_2 -Pellets werden mehr oder weniger tief angegriffen. Außerdem haben sich mehrere Phasen gebildet, vgl. Abb. 11.

Bei einer Temperatur von 1800 °C und einer Versuchsdauer von 1 Stunde wurden selbst bei Argon-Atmosphäre bereits intensive Reaktionen zwischen UO_2 und dem vollständig oxidierten Zircaloy beobachtet.

Bei Temperaturen über 1850 °C, der Schmelztemperatur des Zircaloy ist bei Anwesenheit von Wasserdampf eine sehr rasche Oxidation des Zircaloy und mit intensiven Reaktionen zwischen UO_2 , Zirkonoxid und Stahloxid in kurzer Zeit zu rechnen.

In der kurzen zur Verfügung stehenden Zeit habe ich versucht, einige heute im Mittelpunkt des Interesses stehende Probleme der Brennstab-Kühlmittel-Wechselwirkung zu umreißen.

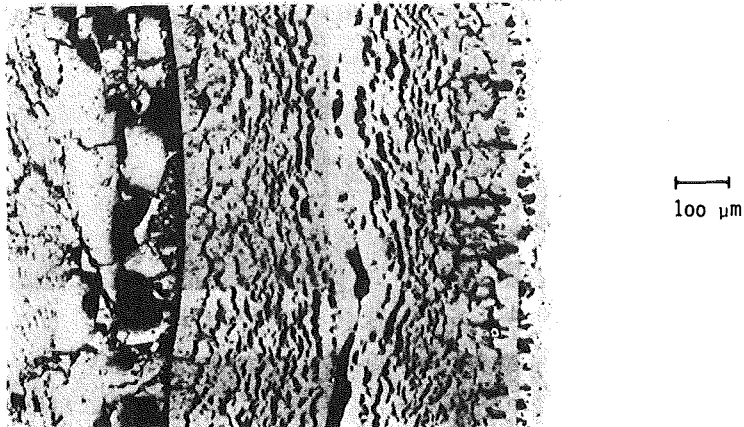


Abb. 10 Corium E; 1000°C/ 7 h (dyn. H_2O -Dampf)
Zry-4 vollständig zu ZrO_2 oxidiert; Stahl anoxidiert;
 UO_2 -Pellet stark angegriffen

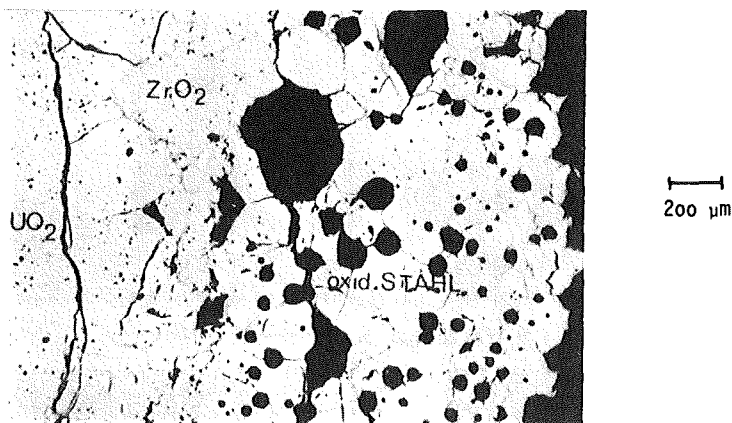


Abb. 11 Corium E; 1500°C/4 h (Luft)
Zry-4 und Stahl vollständig oxidiert; Bildung
mehrerer Phasen; Reaktionen des ZrO_2 mit dem UO_2

Stand der Untersuchungen zur Problematik der
Brennstoff-Kühlmittel-Wechselwirkung bei
schnellen natriumgekühlten Brutreaktoren

G. Kessler
Projekt Schneller Brüter
Kernforschungszentrum Karlsruhe

Einleitung

Ähnlich wie bei wassergekühlten Reaktoren wird auch bei natriumgekühlten schnellen Brutreaktoren die thermische Wechselwirkung zwischen heißem flüssigem Brennstoff PuO_2/UO_2 und Natrium seit einigen Jahren intensiv in theoretischen und experimentellen Forschungsprogrammen untersucht /1/. Zwei Problemkomplexe des schnellen natriumgekühlten Brütters sind für diese Anstrengungen verantwortlich:

- a) der hypothetische Reaktivitätsrampen-Unfall eines Schnellbrüter-Cores
- b) der hypothetische Kühlkanalblockade-Unfall in einem oder mehreren Brennelementen eines Schnellbrüter-Cores

Beide Unfallketten sind genau wie beim LWR extrem unwahrscheinlich. Sie spielen jedoch für Überlegungen zum maximalen hypothetischen Unfall und zur Notwendigkeit der Incore-Instrumentierung eine entscheidende Rolle. Beim hypothetischen Reaktivitätsrampen-Unfall käme es nach vorhergehendem steilen Leistungsanstieg und Versagen des Abschaltsystems während der eigentlichen Disassembly-Phase innerhalb von wenigen msec (meist 3-6 msec) zum schnellen Aufplatzen der Brennstäbe infolge Brennstoff- und Spaltgas-Druckaufbau. Flüssiger, mit Spaltgas und Brennstoffdampf vermischter Brennstoff von 3000-4000^oK würde sich innerhalb kurzer Zeit mit dem im Core vorhandenen Kühlmittel Natrium vermischen. Die Folge ist ein schneller Wärmeübergang von flüssigem Brennstoff an das Natrium. Nach einer 1. Phase der schnellen Ausdehnung des flüssigen Natriums mit verbundenem Druckwellenaufbau wird dieses verdampfen. Die sich ausbreitende Verdampfungszone beschleunigt dabei die umgebenden Natrium- und Stahlmassen und führt zur mechanischen Beanspruchung des Reaktortanksystems.

Beim Kühlmittelblockade-Unfall wird es während des Siedevorganges zum Austrocknen des an den Brennstaboberflächen haftenden Natriumfilmes kommen.

Dadurch kommt es zum Brennstabniederschmelzen und zurückkommendes Natrium kann mit dem flüssigen Brennstoff in Kontakt kommen.

Folgende Hauptfragen sind für diese Betrachtungen zu diesen Sicherheitsproblemen zu beantworten:

- wie schnell wird Wärmeenergie vom flüssigen Brennstoff an Natrium übertragen und welche mechanische Energie wird dabei freigesetzt?
- welche Druckspitzen werden bei diesen Vorgängen erzeugt und wie beanspruchen diese die Strukturen des Schnellbrüterkerns und des Reaktortanks?

Für die Beschreibung und das tiefere Verständnis dieser Brennstabversagens- und Brennstoff-Kühlmittel-Reaktionsvorgänge mit Hilfe theoretischer Modelle sind jedoch eine Reihe weitaus detaillierterer Fragestellungen zu klären.

Diese sind im einzelnen:

- unter welchen Temperatur- und Druckbedingungen im Brennstoff und Kühlkanal versagt der Brennstab?
- wie läuft der Versagensmechanismus ab?
- mit welcher Geschwindigkeit und in welchen Mengen spritzt der geschmolzene, mit Spaltgas und Brennstoffdampf vermischte Brennstoff in den Kühlkanal?
- mit welcher Zeitkonstante vermischt sich der Brennstoff mit dem Natrium?
- wie fragmentiert der Brennstoff während des Kontakts mit dem kälteren Natrium?
- wie ist der Wärmeübergang von Brennstoffpartikeln an das Natrium?
- wie läuft die Dynamik des Wärmeübergangs an das flüssige Natrium und die nachfolgende Verdampfung mit Druckaufbau ab und wie kann sie beschrieben werden?
- welche Druckspitzen entstehen in der Reaktionszone und welcher Wirkungsgrad wird bei der Umwandlung von thermischer in mechanische Energie erreicht?

Von der Beantwortung all dieser Fragen hängt die Güte (Qualität) des Verständnisses der Brennstoff-Natrium-Reaktion ab. Dieser Bericht untersucht die Frage, wo wir heute in der Beantwortung dieser Detailfragen durch Theorie und Experiment stehen.

Ergebnisse experimenteller Untersuchungen

Experimente zur Klärung der vorher definierten Einzelfragen sollen die wirklichen Unfallbedingungen im Schnellbrüterkern simulieren, d.h., in-pile-Experimente sein. Gleichzeitig soll die Meßtechnik qualitativ hochwertig sein und die Messung vieler Einzelgrößen wie Temperatur, Druck, Geschwindigkeit von Brennstoff und Kühlmittel sowie eine Abschätzung der Mischungs- und Fragmentations-Zeitkonstanten erlauben. Diese Forderungen lassen sich meist nur in out-pile Experimenten verwirklichen, die parallel durchgeführt werden müssen.

In-pile-Experimente zur Simulation des Reaktivitäts-Rampenunfalles

Die einzigen, bisher vorhandenen in-pile Experimente zur Simulation des Reaktivitäts-Rampenunfalles bei schnellen natriumgekühlten Reaktoren wurden von der USAEC im TREAT-Reaktor in Idaho, USA, durchgeführt /2/. Zu unterscheiden sind in diesem Programm die S-, E- und H-Serien.

Die S-Serie wurde in einem kapselähnlichen Versuchseinsatz durchgeführt, der Einzelbrennstäbe und kleine Brennelementbündel von 5 oder 7 Brennstäben unter stagnierendem Natrium enthielt. Der Versuchseinsatz war mit Thermoelementen, Druckaufnehmern und einem freibeweglichen Kolben zur Messung der mechanischen Arbeit ausgerüstet. Ziel dieser Experimentserie war es, sehr schnelle Leistungstransienten eines Schnellbrüter-Cores zu simulieren und sowohl die auftretenden Druckstöße als auch die geleistete mechanische Arbeit zu messen.

Beim bereits beschriebenen maximalen hypothetischen Reaktivitäts-Rampenunfall können maximale Energien von 1,5 - 2 KJ/gr Brennstoff, ausgehend von stationärer Leistung in die Brennstäbe eingebracht werden. Dies geschieht je nach Unfallverlauf bei ständig wechselnden Leistungsperioden zwischen 100 msec bis zu etwa 10 msec. Die wesentlichen Ergebnisse der S-Serie sind in Tab. 1 dargestellt. Aus dieser Tabelle ist zu ersehen:

Insgesamt wurden bisher 8 Experimente durchgeführt. Die Natrium-Ausgangstemperaturen lagen zwischen 165 und 510°C. Alle Experimente wurden von Nullleistung aus gestartet. Korrigiert man die insgesamt in die Teststäbe eingebrachten Energien auf stationäre Ausgangsbedingungen, so erkennt man, daß die eingebrachte Energie für die ersten 6 Experimente zwischen 1,43 und 1,78 KJ/gr Brennstoff lag; also im Bereich der maximalen, für Schnellbrüter-Cores errechneten Werte. Für die beiden letzten Tests lagen die eingebrachten Energien sogar in den Faktor 3,5 darüber. Die Reaktorperioden von TREAT erreichten mit 23 msec fast die minimal für LMFBR's errechneten Werte.

Man erkennt weiterhin, daß die Brennstäbe bereits zwischen 1,1 und 1,8 KJ/gr versagten, daß die maximal registrierten Druckpulse zwischen 24 und 150 atm Spitzendruck zeigten, wobei der errechnete Brennstoffdampfdruck in der zentralen Stabmitte zwischen 11 und 150 atm betrug. Der Wirkungsgrad für die Energieübertragung von heißem geschmolzenem Brennstoff an das umgebende Natrium, der definiert ist als

$$\epsilon = \frac{\text{mechan. Energie in Druckpulsen und Bewegungsenergie des Kühlmittels}}{\text{in den Stab eingeleitete Energie (= Wärmeenergie)}}$$

betrug maximal 0, 2%.

Bei den Experimenten waren die Brennstäbe total zerstört. Der Brennstoff war nach dem Experiment in Form von kleinen Teilchen vorhanden, deren Auswertung einen mittleren Partikeldurchmesser im pessimistischsten Falle von 220μ ergab. Aus diesen Experimenten kann folgende Schlußfolgerung gezogen werden:

Es wurden entgegen der ursprünglichen Erwartung keine Brennstoff-Natrium-Reaktionen mit hohen zusammenhängenden Druckpulsen und hohen Energiekonversionsfaktoren gemessen. Eine sorgfältige Auswertung der Experimente läßt vielmehr den Schluß zu, daß die Druckpulse durch die Expansion von Brennstoffdampf und erhitztem Spaltgas erzeugt wurden und es nicht, wie in fast allen bisherigen Hypothesen angenommen, zu einer schnellen Natrium-Verdampfung mit verbundener Arbeitsleistung gekommen ist.

In den TREAT-Testserien E und H wurden - im Gegensatz zu der S-Serie - einzelne Brennstäbe und Brennstabbündel mit 3 bis 7 Stäben in einem in-pile Loop bei Natriumgeschwindigkeit eingesetzt, die typisch für LMFBR-Cores sind. Tabelle 2 gibt die wichtigsten Versuchsdaten und deren Ergebnisse wieder. Die untersuchten Brennstabbündel enthielten sowohl frische als auch abgebrannte Stäbe; letztere mit einem Abbrand bis zu 6 Atomprozent im Falle von Test E3. Die ersten 4 Experimente wurden genau wie diejenigen der S-Serie von Nulleistung aus gestartet, während bei den 3 letzten Experimenten die Leistung kurzzeitig auf stationäre Leistung hochgefahren wurde und anschließend eine Leistungsspitze überlagert wurde. Die in die Stäbe eingebrachten Energien liegen etwa im gleichen Bereich wie bei der S-Serie. Die Versagensschwellen der Brennstäbe liegen, wenn man den hochabgebrannten Stab im Experiment E3 vernachlässigt, zwischen 0,7 und 0,8 KJ/gr.

Beim Versagen der Brennstäbe wurden in allen Fällen geringe Druckpulse und starke Unregelmäßigkeiten im Durchsatz mit Strömungsumkehr am Natrium-Eintritt der Teststrecke gemessen. Die Auswertung des ersten Experiments E2 zeigte, daß annähernd bis zu 90% des Brennstoffs im Stab geschmolzen war und daß im zentralen Brennstabbereich Temperaturen bis zu 4000°C und Brennstoffdampfdrücke bis zu 10 atm erreicht wurden. Es konnte jedoch gezeigt werden, daß die Durchfluß-Unregelmäßigkeiten im wesentlichen wiederum wie in der S-Serie auf Ausdehnungseffekte des Brennstoffdampfes und Spaltgases und weniger auf schnelles explosionsartiges Natriumsieden während einer Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung zurückzuführen sind.

Die gleiche Schlußfolgerung gilt für die Auswertung des Experiments H2 (wobei gleichzeitig bei einem kurzzeitigen Kontakt zwischen flüssigem Brennstoff und Kühlmittel noch Kondensationseffekte während der Explosionsphase berücksichtigt wurden). Der mit 6 Atomprozent hochabgebrannte Brennstab im Experiment E3 versagte wegen der hohen Spaltgasentwicklung während der Leistungstransienten sehr früh, bereits nach 0,2 KJ/gr. Der Energiekonversionsfaktor von 2% ist dabei wohl im wesentlichen auf Ausdehnungsarbeit des Spaltgases zurückzuführen, da praktisch kein Brennstoff zum Zeitpunkt des Versagens im Brennstab geschmolzen war.

In-pile Experimente zur Untersuchung des Kühlmittel-Blockade-Unfalles

Die einzigen, bisher durchgeführten in-pile Experimente wurden einmal im Rahmen des TREAT-Programmes der USAEC /2/, zum anderen im Rahmen des SCARABEE-Programmes des CEA in Cadarache durchgeführt /3/. In der L-Serie des TREAT-Programmes wurden 7 Stabbündel mit frischen und abgebrannten Stäben im Mark II-Loop für kurze Zeit bei stationärer Leistung gefahren, während gleichzeitig der Natriumdurchsatz durch das Bündel gedrosselt wurde. Dabei kam es zum Natriumsieden, Abschmelzen der Hülle und teilweisem Niederschmelzen der Brennstäbe. Während des Siedeprozesses und während der Reentry-Phase des Natriums kam es dabei ähnlich wie bei der S- und E- bzw. H-Serie nur zu milden Wechselwirkungen zwischen heißem Brennstoff und Natrium. Dies ist mit der Vorstellung konsistent, daß nach dem Aussieden des Natriums dieses nur geringe Chancen hat, mit flüssigem Brennstoff in Kontakt zu kommen, da

- Na-Dampfpolster, Verblockungen durch heißes Sieden und Natriumsieden an heißen Strukturen

diese Kontakte verhindern.

Ähnliche Ergebnisse wurden in 3 Experimenten der R-Serie gemessen, die sich von der L-Serie nur durch längere Brennstäbe und die stationäre Ausgangsleistung unterscheiden.

In der SCARABEE-Serie des CEA wurden bisher 13 Experimente an Einzelstäben und drei 7-Stabbündeln durchgeführt /3/. Obwohl es nach Kühlmittelblockaden bei fast allen Experimenten zum Sieden über längere Zeiten mit totalem Abschmelzen der Brennstabhülle und teilweisem Schmelzen der Brennstoffpellets kam, wurden nur Druckspitzen von wenigen Atmosphären gemessen. Brennstoff-Natrium-Wechselwirkungen im ursprünglich erwarteten Sinne wurden nicht beobachtet.

Out-of-pile Experimente

Neben diesen etwa 20 in-pile Experimenten in TREAT und 15 Experimenten im SCARABEE-Programm wurden an verschiedenen Stellen in USA und Europa out-pile Untersuchungen zur Brennstoff-Natrium-Wechselwirkung durchgeführt /2,3/. Man unterscheidet dabei zwischen Experimenten, die in kleinen Versuchsanlagen gemacht wurden und solchen, die in Großversuchsanlagen durchgeführt werden. Ziel dieser out-pile Untersuchungen:

- die Kontaktmechanismen zwischen geschmolzenem Brennstoff und Natrium
- den Grad der möglichen Wechselwirkung
- die Wärmeübertragung und Fragmentations- bzw. Durchmischungsprozesse näher unter den verschiedensten Parameter-Konfigurationen zu untersuchen.

Von all diesen Experimenten seien hier diejenigen von Armstrong im ANL /2/ herausgegriffen, da sie zu den bisher interessantesten Ergebnissen geführt haben und gleichzeitig stellvertretend für andere Experimente der UKAEA, des CEA, Ispra, GfK und einer Gruppe in Japan beschrieben werden können. In diesen Kleinversuchen wurden in einem Tiegel etwa 50 gr UO_2 geschmolzen und auf Temperaturen von etwa $3000^{\circ}C$ gebracht. Gleichzeitig wurde über eine besondere Vorrichtung Natrium in diese Schmelze injiziert. Im ersten Versuch kam es nach Injektion von $2,3 \text{ cm}^3$ Natrium in die Schmelze zu einer kleinen Dampfexplosion, die Teile der Schmelze und Natriumdampf aus dem Tiegel ausschleuderten. Die Experimente 2 und 4 ergaben keine Dampfexplosionen, da offensichtlich der Injektionsmechanismus versagte. Die Experimente 3 und 5 ergaben dagegen reproduzierbar ähnliche Dampfexplosionen wie das erste Experiment.

In einer anderen Serie wurden sowohl geschmolzener Stahl als auch geschmolzenes UO_2 durch Hineintropfen in ein Gefäß mit Natrium in Kontakt gebracht. In allen Fällen kam es zwar zur Fragmentation des Brennstoffes und zu kleineren Druckspitzen. Es wurden aber keine Dampfexplosionen beobachtet und die Wechselwirkungen liefen in ähnlich milder Form ab wie die der in-pile TREAT- und SCARABEE-in-pile Experimente.

Die Interpretation für diese Ergebnisse wird durch die Hypothese von Fauske gegeben /4/.

Sogenannte Großversuche, bei denen kg-Mengen an geschmolzenem UO_2 in Natrium geworfen wurde, zeigten ganz ähnliche Ergebnisse wie die Kleinversuche. Im ANL wurde mit thermitähnlichen Mischungen aus Uranmetall und MoO_3 gearbeitet, während in Ispra und Grenoble UO_2 direkt geschmolzen wurde. In allen Fällen trat nach Kontakt mit Natrium zwar eine extensive Fragmentation des Materials auf. Es wurden jedoch weder signifikante Druckstöße noch eine meßbare schnelle Energieübertragung von geschmolzenem Material an Natrium gemessen.

Diese experimentellen Ergebnisse lassen bisher folgende Schlußfolgerung zu:

In-pile Experimente, die sehr schnellbrüter-spezifische Unfallbedingungen für den Reaktivitäts-Rampenunfall und den Kühlmittelblockade-Unfall simulieren, ergaben nur äußerst milde meßbare UO_2 -Na-Wechselwirkungen. Die gesuchten Na-Dampfexplosionen konnten nur beobachtet werden, wenn Natrium mit Geschwindigkeit von einigen m/sec in die UO_2 -Schmelze injiziert wurde.

Theoretische Modelle zur Beschreibung der UO_2 -Na-Reaktion

Die Problematik der UO_2 -Natrium thermischen Wechselwirkung wurde 1965 erstmalig von Hicks & Menzies bei der Core-Disassembly oder Bethe-Tait-Problematik aufgegriffen. Das von ihnen angewandte Modell bestand im wesentlichen in der Annahme, daß flüssiger Brennstoff im Schnellbrüterkern beim Disassembly-Vorgang instantan in sehr kleine Teilchen fragmentiert und sich ideal mit dem Natrium vermischt. Bei Annahme sehr kleiner Brennstoff-Teilchengröße und extrem gutem Wärmeübergang von Brennstoffteilchen an das Natrium konnten Wirkungsgrade für die Energieübertragung vom Brennstoff an das siedende und expandierende Natrium errechnet werden, die ähnlich denen thermodynamischer Kreisprozesse waren. Dieses Modell wurde erst 1970 von Padilla und dann vor allem von Cho und Wright /5/ in USA verbessert und später von Caldarola, Jacobs u.a. weiter verfeinert /6/. Dieses neue Modell beruht auf folgenden Annahmen:

Innerhalb einer Reaktionszone liegt Brennstoff in Form kleinerer Teilchen vermischt mit Natrium vor. Während einer 1. Phase A kommt es zum Kontakt und Wärmeübergang an das flüssige Natrium. Durch den schnellen Wärmeübergang und die Ausdehnung des Natriums entwickelt sich ein schneller Druckaufbau mit Fortpflanzung einer Druckwelle. Die Phase A ist beendet, wenn es nach Reflexion der Druckwelle an der freien Natriumoberfläche zur Druckentlastung in der Reaktionszone kommt.

In der nun beginnenden Phase B setzt Natriumsieden ein, der entstehende Natriumdampf dehnt sich aus und beschleunigt die über und unter der Reaktionszone liegenden Natriumsäulen. In dieser Phase spielen Wärmeübergangs-, Beschleunigungs-, Reibungs- und Kondensationseffekte eine große Rolle. Die Fragmentation von flüssigem Brennstoff in kleine Partikel und deren Vermischung mit Natrium werden pauschal durch eine Fragmentations-Zeitkonstante berücksichtigt. Von dieser einfachen Modellvorstellung ausgehend hat innerhalb der letzten 2 Jahre eine stürmische Weiterentwicklung von Rechenmodellen eingesetzt.

Keines der Modelle enthält in der jetzigen Phase alle theoretischen Feinheiten, jedes hat jedoch aufbauend auf dem ursprünglichen Cho-Wright-Modell eine Reihe von Verbesserungen gebracht.

Insgesamt werden mit diesen Modellen heute Energiekonversionsfaktoren von etwa 2% und weniger ausgerechnet. Dies besagt, daß bei Einleitung einer nuklearen Energie von 1,5 (KJ/gr) in einem Schnellbrüterstab etwa 30 (J/gr) im Kühlkanal an mechanischer Energie in Form von Druckstößen und Beschleunigung der Kühlmittelsäule frei werden.

Die neuere Interpretation der TREAT-Ergebnisse geht davon aus, daß die Drücke und Beschleunigungen der Kühlmittelsäule im Kühlkanal hauptsächlich auf die Ausdehnung von Brennstoff und Spaltgas zurückgeht. Explosionsartiges oder sehr schnelles Sieden wird ausgeschlossen, da nach der Hypothese von Fauske /4/ die sich einstellende Kontakttemperatur beim Direktkontakt zwischen flüssigem UO_2 und Natrium in allen Fällen etwa $500^{\circ}C$ unterhalb der "homogeneous nucleation"-Temperatur liegt, die erreicht werden muß, um schlagartiges Natriumsieden zu erzeugen. Dieses Kriterium gilt nicht für $Al-H_2O$ -Reaktionen.

Fauske weist außerdem nach, daß explosionsartiges Sieden von Natrium nur dann möglich ist, wenn Natrium völlig von flüssigem UO_2 eingeschlossen wird, wie dies in den ANL-Experimenten von Armstrong demonstriert wurde.

Schlußfolgerungen

In allen bisherigen in-pile-Experimenten konnten - wenn überhaupt - nur sehr milde thermische Wechselwirkungen zwischen geschmolzenem Brennstoff und Natrium festgestellt werden. Dies gilt auch für alle out-pile-Experimente mit Ausnahme solcher, bei welchen Natrium in flüssiges UO_2 injiziert wird. Die Fauske-Hypothese erklärt diese experimentellen Ergebnisse.

Die theoretischen Modelle sind relativ weit verfeinert und im Vergleich zu diesen experimentellen Ergebnissen sehr konservativ. Es bleiben jedoch noch eine Reihe von Unsicherheiten und offene Fragen zu klären. Diese sind:

- Absicherung der Fauske-Hypothese
- bessere brüterspezifische Versuchsbedingungen bei Experimenten
- Effekte der Experimentgröße (mehrere kg geschmolzenes UO_2)
- verschiedene Kontaktmodes, Einflüsse der Geometrie
- Untersuchung der Fragmentationsmechanismen
- Verbesserung theoretischer Modelle

Diese Untersuchungen werden in-pile im TREAT-Reaktor durch die USAEC und im CABRI-Reaktor durch die europäischen Schnellbrüterprojekte DeBeNeLux, CEA und UKAEA durchgeführt. Begleitende out-pile Untersuchungen werden im ANL in USA sowie in Europa vor allem in Grenoble, Ispra, Karlsruhe und Windscale (England) durchgeführt. Abb. 1 gibt einen zusammenfassenden Überblick über die Moment laufenden Forschungsvorhaben.

/1/ G. Kessler

Fast reactor safety research needs within the DeBeNeLux-Project SNR
ANS-Topical Conf. on fast reactor safety, Los Angeles, April 1974

/2/ T.P. Speis, H.K. Fauske

UO₂/Na-interactions

Recent in- and out-of-pile experiments in the US and their interpretation for fast reactor safety analysis

Second specialist meeting on sodium fuel interactions in fast reactors
Ispra, Nov. 1973

/3/ J. Petit et al.

Fast reactor research needs in France

ANS-Topical meeting on fast reactor safety, Los Angeles, April 74

/4/ H.K. Fauske

On the mechanism of UO₂-sodium explosive interactions

Nuclear Science and Engineering, Vol. 51, p. 95, 1973

/5/ C.H. Cho, R.O. Ivins, R.W. Wright

A rate limited model of molten fuel coolant interactions,
ANL 7919, 1972

/6/ L. Caldarola

A current status of knowledge of molten fuel-sodium thermal interactions,
KFK 1944, Feb. 1974

70 71 72 73 74 75 76 77 78 79 80

Reaktivitätsrampen - Unfall

TREAT S-E-H- Serien Super TREAT

CABRI-Programm

Kühlmittelblockade - Unfall

TREAT R-u. L-Serien FEFPL- Programm

Scarabee - u. MOL-7C - Programm

out-of-pile Versuche

Klein -u. Großversuche im ANL

Grenoble, Ispra, Karlsruhe, Windscale

Abb. 1

GFK	R+D-Programs on sodium-fuel interaction	PSB
-----	---	-----

Table 1 Results of S-series piston autoclave burst tests

⁺energy input corrected to steady state conditions

Test No.	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S11	S12
No. fuel pins	5	5	5	7	7	7	1	1
trans.spec. energy KJ/gr	1.43 ⁺	2.52 ⁺	1.63 ⁺	1.56 ⁺	1.65 ⁺	1.78 ⁺	6.6 ⁺	6.6 ⁺
reactor period (ms)	53	34	46	38	40	27	23	23
spec.failure energy (KJ/gr)	1.37 ⁺	1.54 ⁺	1.33 ⁺	1.44 ⁺	1.13 ⁺	1.09 ⁺	1.75 ⁺	1.8 ⁺
largest pressure pulse (atm)	37	122	93	122	24	53	150	not recorded
max.fuel vapour pressure (atm)	42	103	33	24	11	45	150	not recorded
energy conversion ratio (%) incl.del. interactions	0.002	0.025	0.2	0.15	0.0006	0.0006	0.1	0.03
mass mean residue diameter (μ)	2700	1240	220	400	300	not yet determined		

Table 2 Results of MARK-II loop experiments

Test No.	E2	H2	E3	E4	H5	H6	H7
No. of pins	1	1	3 ⁺	1	7 ⁺	7 ⁺	7 ⁺
total energy input (KJ/gr)	2.09	1.0 ⁺	1.6 ⁺	1.6 ⁺	1.9	2.15	2.93
					shaped transients		
failure at (KJ/gr)	1.3 ⁺	0.7 ⁺	0.2 ⁺	1.04 ⁺	1.7	1.83	1.1
					shaped transients		
molten fuel (%)	90	70	0	80	62	88	50
Na-temp. at failure (°C)	500	800	500	960	925	924	600

⁺ pins having burn-up; ⁺ corrected to steady state conditions between 3,5 and 6%

	<u>Seite</u>
3. Spezielle Einzelvorträge: "Leichtwasserreaktoren"	105
3.1 Genauigkeitsprobleme der Punktdynamik am FDR-Reaktor des NS "Otto Hahn", R.Fiebig, Gesellschaft für Kernenergieverwertung in Schiffbau und Schifffahrt, Geesthacht	107
3.2 Messungen der Dynamik während der Anfahrexperimente des "Otto Hahn"-Reaktors mit dem 2. Kern, M.Kolb, E.Robinson, E.Schwieger, Gesellschaft für Kernenergieverwertung in Schiffbau und Schifffahrt, Geesthacht	119
3.3 Berechnung der Druckschwankungen in Reaktoren mit Selbstdruckhaltung vom Typ FDR/EFDR infolge von Lastwechseln, D.Lübbesmeyer, Technische Universität, Berlin	127
3.4 Vorhersage der regeltechnischen Eigenschaften des SWR - erläutert am Beispiel des Kernkraftwerks Würgassen, H.Beckmann, Kraftwerk Union, Frankfurt	135
3.5 Nichtlineares Anlagenmodell zur Berechnung von Transienten in Siedewasserreaktoren, W.Frisch, S.Langenbuch, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	145
3.6 Überprüfung der Güte des SWR-Transientenmodells durch Nachrechnung von KWW-Inbetriebnahmeversuchen, H.Bräuhäuser, R.Nogly, Kraftwerk Union, Frankfurt	153
3.7 Berechnung des transienten Verhaltens von Leichtwasserreaktoranlagen mit Hilfe der Laplace-Transformation, A.Höld, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	161
3.8 Vergleichsuntersuchungen zwischen SWR-Kernnachbildungen mit Punktkinetik und axial aufgelöstem Modell (CØSBWR), R.F.Bokelmann, Kraftwerk Union, Frankfurt	175
3.9 Ein 3-dimensionales Kernmodell zur Ermittlung der instationären Leistungsverteilung im Betriebsbereich von Siedewasserreaktoren, A.Schmidt, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	183
3.10 Laständerungen bei Siedewasserreaktoren und Reaktivitätsverhalten am Zyklusende, H.P.Dyck, P.G.Pohl, Kraftwerk Union, Frankfurt	193

Genauigkeitsprobleme der Punktdynamik bei FDR-Reaktoren

R. Fiebig, Gesellschaft für Kernenergieverwertung in Schiffbau und Schifffahrt mbH., Geesthacht-Tesperhude

Inhalt

1. Einleitung
2. Überprüfung von Voraussage und Messung
 - a) Kernphysikalische Daten
 - b) Technische Daten
3. der 2. Kern des FDR
4. Probleme der Analyse der Ergebnisse
5. Zusammenfassung und gewünschte Anforderungen
6. Literatur
7. Abbildungen

1. Einleitung

Der FDR-Reaktor unterscheidet sich vom Druckwasserreaktor dadurch, daß durch eine innere Rückkopplung die mittlere Coreausgangsenthalpie auf der Siedenthalpie gehalten wird, und dadurch mehr Dampfblasen im Core anzutreffen sind als in einem Druckwasserreaktor. Neben quantitativ größeren Reaktivitätskoeffizienten zeigt er dadurch, daß Sättigungs- und Coreausgangsenthalpie miteinander gekoppelt sind, einen negativen Druckkoeffizienten, und ist daher auch ohne Regelsystem stabil. Das Auftreten der Dampfblasen im Core bedeutet jedoch, daß die Voraussage der Reaktivitätskoeffizienten einen höheren Aufwand erfordert, der etwa dem der Siedewasserreaktoren entspricht.

Ein experimentelles Forschungsprogramm am FDR der "Otto Hahn" und eine begleitende Programmentwicklung bei GKSS sollte darüber Auskunft geben, welche Genauigkeit erreicht wurde und wo Verbesserungen notwendig waren.

Im folgenden werde ich versuchen, Ihnen den theoretischen approach zu schildern und aufzuzeigen, welche Punkte für eine Verbesserung der Genauigkeit sich als wesentlich erwiesen. Dabei gehe ich in der logischen Reihenfolge vor und deute den historischen Gang nur an.

2. Überprüfung von Voraussage und Messung

a) Kernphysikalische Daten

Die kernphysikalischen Daten wurden mittels nuklear-thermischer Iterationen eines Multigruppendiffusionsprogramms (XY-MUGDI) mit einem thermohydraulischen Programm WADRU ermittelt $\sqrt[6]{\frac{Q}{W}}$. Dazu wurde k_{eff} als Funktion von $\Delta i = h_s - h_e$ mit $\Delta h = h_a - h_e = \frac{Q}{W}$ als Parameter ermittelt, wobei

h_e = Coreeintrittsenthalpie . Q = Wärmeleistung des Cores

h_a = Coreaustrittsenthalpie W = Coredurchsatz.

h_s = Siedenthalpie (Wasser)

Die einfachste Auswertung bestand in einer Differenzbildung der Reaktivitätswerte. Die Notwendigkeit einer analytischen Darstellung ließ das folgende Modell als vernünftig erscheinen:

$$k_{\text{eff}} = k_{\text{eff}}^0 + \frac{dk_{\text{eff}}}{d\varrho} \left[-(\varrho_S + \alpha(\varrho_D - \varrho_S)) + \frac{\partial \varrho}{\partial h} \bar{\Delta i} \right]$$

mit ϱ_S = Wasserdichte, ϱ_D = Dampfdichte am Siedepunkt.

Für die Ermittlung des Dampfvolumenthaltes wurde ein näheres Modell verwendet, das im Wesentlichen der Tatsache eines partiellen Siedens im Core Rechnung trägt. Hier kann man schreiben

$$\overline{rx} = (h_a - h_e) f\left(\frac{\Delta i}{\Delta h}\right) \quad \text{für } 0 \leq \frac{\Delta i}{\Delta h} \leq \frac{\Delta i_{\text{max}}}{\Delta h}$$

$$\overline{rx} = \overline{rx}(0) - \Delta i \quad \text{für } \Delta i < 0$$

und die mittlere Enthalpieabsenkung $\bar{\Delta i} = \overline{rx}(0) - \overline{rx} - \Delta i$.

Mit einer geeigneten Wahl einer vereinfachten Form von f , das sich in die berechneten α -Werte einpaßt (Fig. 1), wurde die folgende Übereinstimmung von k_{eff} (Fig. 2) ermittelt. Es ergibt sich, daß die Übereinstimmung nicht vollständig ist, und daß vor allem der Leistungskoeffizient in der Interpolationsformel größer ist, der Druckkoeffizient kleiner als der durch einfache Differenzbildung erhaltene Wert. Um Koeffizienten zu erhalten, die mit den gemessenen Werten vergleichbar sind, ist es erforderlich, auch den Dopplerkoeffizienten hinzuzunehmen. Der Dopplerkoeffizient wurde aus dem sogenannten isothermen Temperaturkoeffizienten ermittelt sowie aus entsprechenden Diffusionsrechnungen. Es ergab sich eine Darstellung [6]

$$\frac{dk_{\text{eff}}}{dT_B} = - \frac{c(\varrho)}{\sqrt{T_B}}$$

oder nach Integration:

$$k_{\text{eff}} = - 2c(\varrho) \sqrt{T_B}$$

mit T_B = absolute Brennstofftemperatur, ϱ = Wasserdichte.

In einem Leistungsreaktor ist jedoch keineswegs die Brennstofftemperatur konstant und gleich der mittleren Temperatur, sondern es sind zwei Effekte zu beachten:

- 1.) Der Temperaturgradient innerhalb der Pellets
- 2.) Die Leistungsverteilung im Core.

Wenn man die Tatsache berücksichtigt, daß die inneren Teile der Pellets geringer gewichtet werden als die äußeren (wegen der Selbstabschirmung), so ergibt sich ein Korrekturfaktor, der kleiner als 1 ist. Da die FDR-Stäbe im thermischen Bereich jedoch optisch sehr dünn sind, wurde diese Korrektur zu kleiner als 5 % abgeschätzt. Ein anderes Problem bildet die makroskopische Leistungsverteilung. Hier sind die heißesten Teile des Reaktors auch am wirksamsten, wie sich aus einer Störungsrechnung ergibt:

$$\frac{dk}{dT_B} = \frac{\int \frac{c}{\sqrt{T_B}} \phi^+ \phi dV}{\int \phi^+ \phi dV}$$

Setzt man einen sogenannten Peakingfaktor an

$$\bar{T}_{\text{Doppler}} = T_W + f (\bar{T}_B - T_W)$$

so wird

$$\frac{c}{\sqrt{T_W + f(\bar{T}_B - T_W)}} = \frac{\int \frac{c}{\sqrt{T_B}} \phi^+ \phi dV}{\int \phi^+ \phi dV}$$

und mit $\Delta T = \bar{T}_B - T_W$

$$f = \frac{1}{\Delta T} \left\{ \frac{(\int \phi^+ \phi dV)^2}{(\int \frac{1}{\sqrt{T_B}} \phi^+ \phi dV)^2 T_W} \right\}$$

für $\Delta T \ll T_W$ wird

$$f \leq \frac{1}{\Delta T} \frac{\int (T_B - T_W) \phi^+ \phi dV}{\int \phi^+ \phi dV}$$

für $\Delta T \gg T_W$

$$f \geq \frac{1}{\Delta T} \frac{[\int \phi^+ \phi dV]^2}{[\int \frac{1}{\sqrt{T_B}} \phi^+ \phi dV]^2}$$

Man kann zeigen, daß für einigermaßen vernünftige Leistungsverteilungen die beiden Extreme sich nur um weniger als 10 % unterscheiden. Der Wert dieses "Peakingfactors" war nicht bekannt. Als einziger Wert war der Leistungsfaktor

$$f_Q = \frac{(T_B - T_W)_{\max}}{\Delta T} = 2,05$$

bekannt. Es kann aber angenommen werden, daß der Peakingfaktor unter diesem Wert liegt. Ein Wert von $f_D = 1,65$ ergab die beste Übereinstimmung.

Der nächste kritische Punkt sind die Wärmewiderstände. Hier lagen Rechnungen vor [6], die einen mittleren Gasspalt von 50 μ zwischen Pellet und Stahlcanning vorsahen. Aus diesen Werten wurde der Wärmewiderstand ermittelt durch

$$R = \frac{\bar{T}_B - T_H}{f \cdot Q} \quad f = \text{Leistungsfaktor,}$$

wobei der Mittelwert von T_B über den Brennstoff gebildet wurde. All diese Maßnahmen wurden getroffen, nachdem eine erste naive Auswertung zu einer sehr schlechten Übereinstimmung mit Meßergebnissen geführt hatte. Der so erhaltene Wärmewiderstand von $R = 3,75 \cdot 10^{-2}$ grd sec/kcal liegt zwischen den von INTERATOM ursprünglich ermittelten Werten von $1,87 \cdot 10^{-2}$ für BOL und $4,84 \cdot 10^{-2}$ für EOL.

Ähnliche Überprüfungen wurden für die Wärmekapazitäten gemacht, wobei gelieferte UO_2 -Mengen und die Erhöhung der Wärmekapazität des UO_2 mit der Temperatur berücksichtigt wurden. Mit diesen Werten konnten die gemessenen Reaktivitätskoeffizienten

- 1.) Reaktivität der Regelstäbe
- 2.) Druckkoeffizient
- 3.) Leistungskoeffizient
- 4.) bleibende Druckänderung nach einer Leistungsänderung

berechnet werden und mit den experimentellen Werten verglichen werden. Den damaligen Stand der Messungen illustrieren die Fig. 3 - 6. Man erkennt, daß die Messungen noch keine genaueren Aussagen erlauben, als einen Vergleich der Mittelwerte. Die folgende Tabelle zeigt die auf ρ , MW und Δt umgerechneten Werte.

Koeffizient	Theorie	Experiment	Bemerkungen
Druckkoeffizient	7 - 4,6 ρ /at	6,5 \pm 1 ρ /at	[1] alle Leistg.
Leistungskoeff.	8 - 6,5 ρ /MW	5,6 \pm 1 ρ /MW	[1] Dez.70 5-36 MW
isoth.Temp.Koeff.	6,75 ρ /°C	7,5 \pm 1 ρ /°C	[2] auf 280°extrapol.
bleibd.Druckänd.	0,71-1,40at/MW	0,86 \pm 0,3at/MW	mittlerer Wert
Heiß-Kalt-Spanne	8,6 \$	10,4 \pm 0,5 \$	[2] extrapoliert

Aus Rauschmessungen wurde experimentell ebenfalls die Zeitkonstante der Brennstäbe bestimmt [3]. Man erhielt experimentell aus der Phasenbeziehung zwischen Neutronenfluß und Brennelementtemperatur $T_B = 6,8 \pm 10 \% \text{ sec}$. Dieses stimmt ganz gut mit dem theoretischen Wert von 7,3 sec überein.

b) Technische Daten

Berechnungen des zeitlichen Verhaltens des FDR-Reaktors lieferten einen schnelleren Übergang zwischen zwei stabilen Zuständen, z. B. nach Ziehen eines Regelstabes, als gemessen war. Nachdem mehrere Effekte, wie Füllstand, Pumpendurchsatz, Dampfblasenübergangsgeschwindigkeit und zeitliche Änderung des Wärmehaushaltes als nicht wesentlich gefunden wurden, ergab es sich, daß die Wärmekapazitäten des Druckbehälters und seiner Einbauten in der gleichen Größe waren, wie die Wärmekapazität des Wassers selbst, und daher nicht zu vernachlässigen sind. Fig. 7a - d zeigen als Endergebnis einen Fall einer Zuführung von 0,3 % Reaktivität bei sonst unregelmäßigem Reaktor. Man erkennt, daß bei sehr hohen Fluktuationen im Neutronenfluß die Übereinstimmung recht gut ist.

Bei Druck und Brennstabtemperatur steigen die Verläufe etwas steiler an, was bedeuten kann, daß der Einfluß der Wärmekapazitäten noch unterschätzt ist. (Gegenüber der früheren Veröffentlichung [5] ist hier eine geringere Gesamtwärmekapazität eingesetzt.)

Die Brennstabtemperatur ist anhand der stationären Werte bei $t = 0$ unter Annahme der Konstanz des Wärmewiderstandes annormiert worden. Diese Voraussetzung ist offenkundig nicht richtig, es scheint so, daß der Wärmewiderstand mit der Brennstofftemperatur zunimmt. Die in der Brennstofftemperatur sichtbaren Fluktuationen korrelieren recht gut mit denen des Neutronenflusses, so daß es sich um den Effekt von Reaktivitätsschwankungen handelt.

Fig. 8a - d zeigen eine 2 Jahre spätere Messung im sogenannten Langzeitbereich. Man erkennt, daß zwar der Neutronenfluß gut stimmt, doch der Druck zeigt noch verbleibende systematische Fehler.

a) Der Übergang im Experiment ist schneller.

b) Die asymptotische Druckänderung ist im Experiment kleiner.

Punkt b) entspricht der Tabelle und Punkt a) ist ein Hinweis darauf, daß die Einbauten etwas überschätzt sind. Diese systematischen Abweichungen konnten bei allen Vergleichen späterer Messungen wiedergefunden werden.

Die Brennstofftemperaturen zeigen nach einer anfänglichen guten Übereinstimmung einen starken Abfall, der sogar zu einem Unterschreiten der Nulllinie führt. Der zeitliche Verlauf sowie die Tatsache, daß bei diesem Experiment die Thermoelemente nicht mehr im Flußmaximum liegen, lassen vermuten, daß der Effekt auf einer Flußumverteilung beim Erreichen des neuen Gleichgewichtes beruht. Diese systematischen Abweichungen wurden bei allen Messungen, sowohl bei Lastzunahme als auch bei Lastabnahme beobachtet.

3. Der 2. Kern des FDR

Obwohl noch nicht angekündigt, ist es möglich, Ihnen auch Ergebnisse eines Vergleiches von Daten für den 2. Kern des FDR anzugeben. Für diesen Kern wurde nach dem gleichen Verfahren wie für den 1. Kern vorgegangen.

Fig. 9 und 10 zeigen wieder die neu vorgenommenen Fits für die Dampfgehalte und die Reaktivität. Fig. 11 - 13 zeigen Ihnen die Koeffizienten als Funktion der Leistung. Die Auswertung der Experimente ist seither verbessert worden, wie - darüber wird Herr Robinson im nachfolgenden Vortrag sprechen -, so daß jetzt auch systematische Trends sichtbar werden. Die theoretischen Werte bestätigen diese Trends. Während die bleibende Druckänderung jetzt recht gut übereinstimmt, - der Unterschied zwischen Lastabsenkung und Lasterhöhung beruht auf nicht vollständigem Xe-Gleichgewicht -, so zeigen die Einzelkoeffizienten noch Abweichungen von 20 %. Eine Analyse und Suche nach der Ursache hat ergeben, daß das Experiment bei 40 % ausgefahrener Regelstabgruppe A erfolgt ist, während die Rechnungen unter der Annahme einer 70 % ausgefahrenen Regelstabgruppe A durchgeführt wurden. Dabei ist die Tatsache beteiligt, daß in die Koeffizienten Fehler in der Leckage direkt eingehen, während sie in die Reaktivität nur mit dem Anteil der Leckage zur Gesamtabsorption eingehen.

Ein Fehler im Dampfgehalt von ca. 10 % kann aus der bleibenden Druckänderung vermutet werden, er scheint aber nicht signifikant zu sein. Der Peakingfaktor wurde wie für den 1. Kern zu 1,65 angenommen. Messungen zum Übergangsverhalten liegen noch nicht vor, sollen aber bei einer neuen Meßreihe ins Programm aufgenommen werden.

4. Probleme der Analyse der Ergebnisse

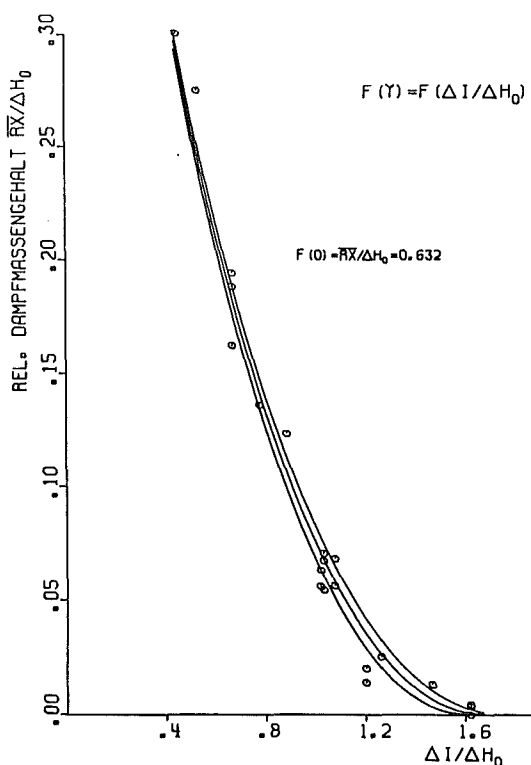
Bei Unfallrechnungen zu Auslegungszwecken macht die Analyse der Ergebnisse besondere Schwierigkeiten. So können weder die Zunahme der Wärmekapazität des UO₂ mit der Temperatur noch die Schmelzwärme noch die durch Blasen- und Dopplereffekt erfolgenden Verdrängungen des Neutronenflusses hinreichend berücksichtigt werden. Ferner ist abzusichern, ob nicht das Aufhäufen von Sicherheitsfaktoren vermieden werden kann, indem man die wahren Streuungen der Fehler und vor allem die möglichen Korrelationen feststellt. Auch der Zeitpunkt des Burnout muß bisher konservativ nach stationären Formeln abgeschätzt werden, ohne Gebrauch von der Tatsache zu machen, daß der Wärmestrom bei abgeschaltetem Reaktor sofort wieder abfällt. Dazu sind z. Zt. bei GKSS Arbeiten in Gange.

5. Zusammenfassung und gewünschte Anforderungen

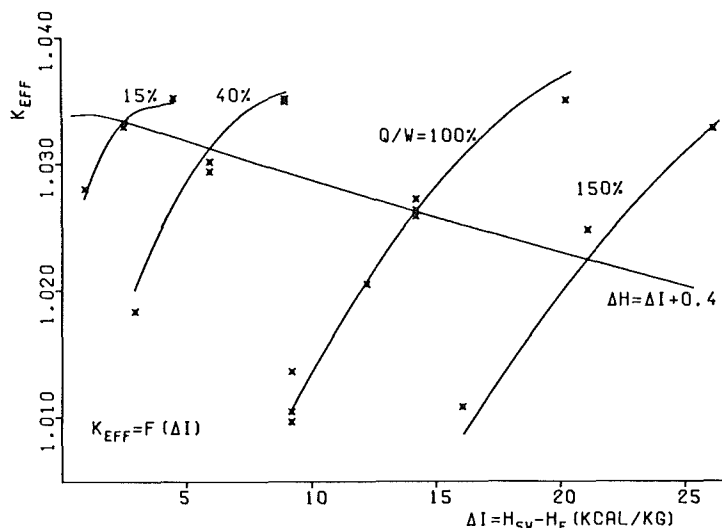
Durch sorgfältige Prüfung der Eingangsdaten, wozu die Interpretation der Reaktivität als Funktion der mittleren Wasserdichte im Core gehörte und einige Rechenpunkte als fehlerhaft ausgeschlossen werden mußten, gelang es, eine Übereinstimmung der Dynamikrechnungen mit dem Experiment innerhalb 20 % zu erreichen. Diese Übereinstimmung konnte auch für die Langzeitversuche aufgebracht werden. Im Laufe einer Kernlebensdauer änderte sich diese Übereinstimmung wenig, obwohl immer mit Daten von BOL gerechnet wurde. Die Ursache gewisser systematischer Abweichungen in den bleibenden Druckänderungen müßten noch genauer untersucht werden. Beim 2. Kern der "Otto Hahn" gelang es, die Reproduzierbarkeit der Messungen auf 10 % zu steigern. Dies wird Verfeinerungen des Modells ermöglichen. Schwierigkeiten ergeben sich bei der Analyse von Unfallrechnungen, wo noch sehr hohe Sicherheitszuschläge angebracht werden müssen. Gesicherte Genauigkeiten von 10 % in den Abweichungen wären im allgemeinen wünschenswert und erscheinen erreichbar.

6. Literatur

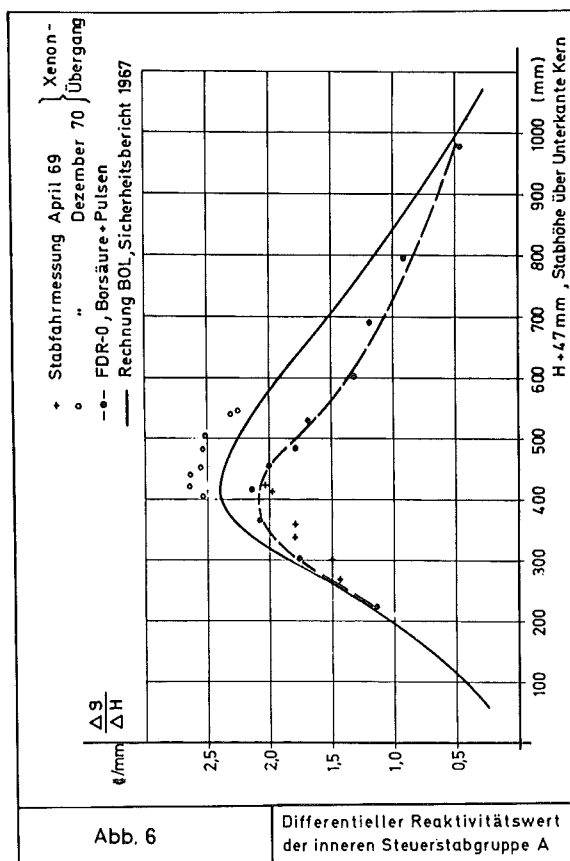
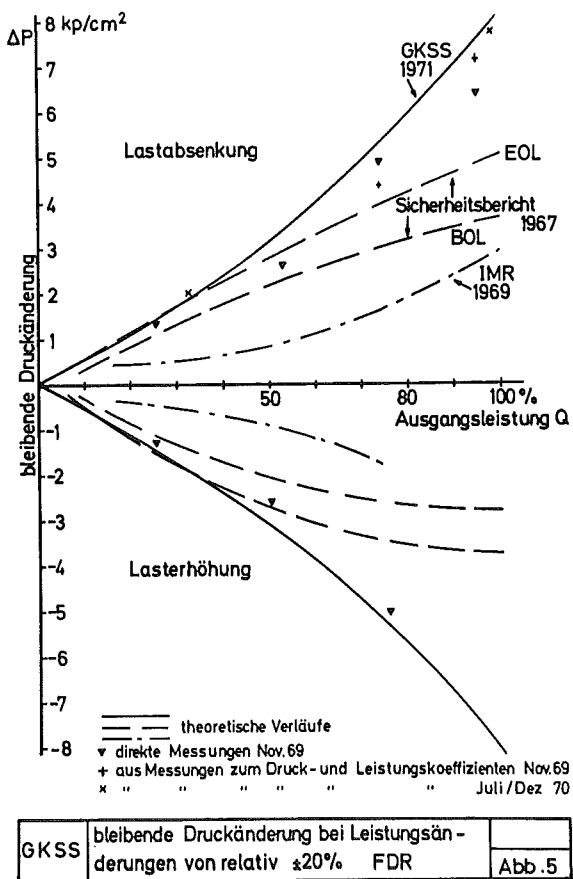
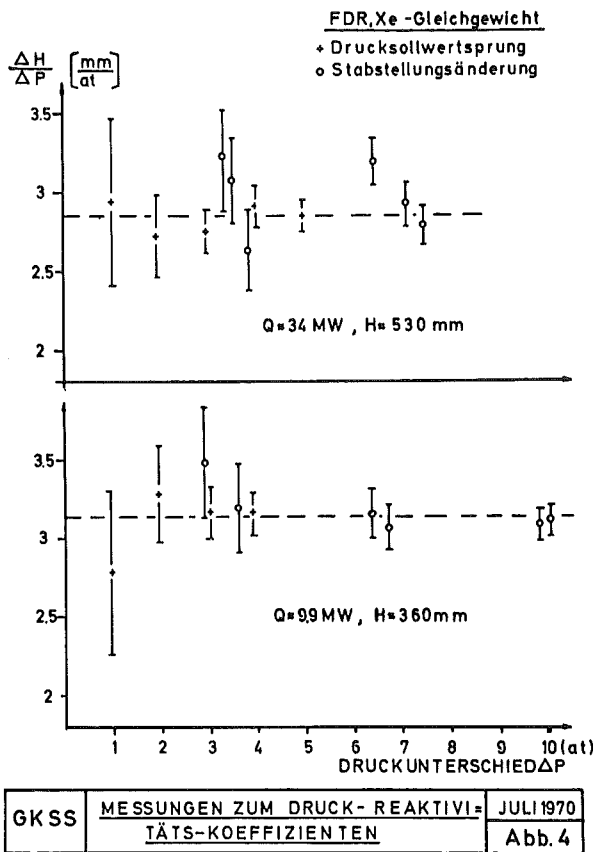
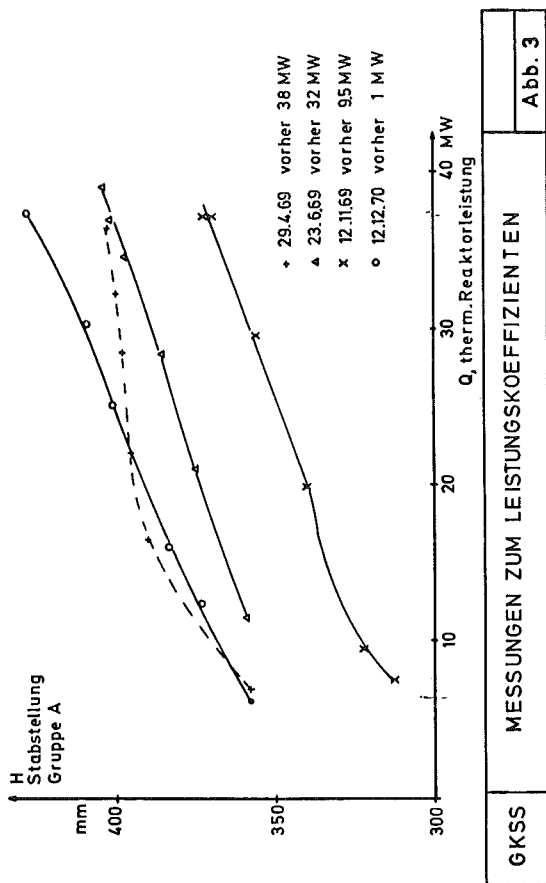
- [1] R. Fiebig, M. Kolb, E. Robinson, E. Schwieger: Experimente zur Reaktordynamik am FDR der "Otto Hahn", GKSS 71/E/7
- [2] E. Schwieger, Stabfahrexperimente am Reaktorkern der N.S. "Otto Hahn", GKSS 1970 (70/20)
- [3] B. Puch, E. Robinson, Heat Transfer Time Constant of a Fuel Pin Measured by Cross Correlation Methods, im Druck 1973
- [4] R. Fiebig, DRUCK - Ein Programm zur Berechnung des dynamischen Verhaltens von Reaktoren vom FDR-Typ, GKSS 73/E/11
- [5] R. Fiebig, Untersuchungen zur Dynamik und zum Unfallverhalten des Reaktors des Kernenergieschiffes "Otto Hahn", GKSS 72/E/19, ATKE 20, 263 (1972)
- [6] Sicherheitsbericht "Kernenergieforschungsschiff "Otto Hahn", GKSS, Juni 1968

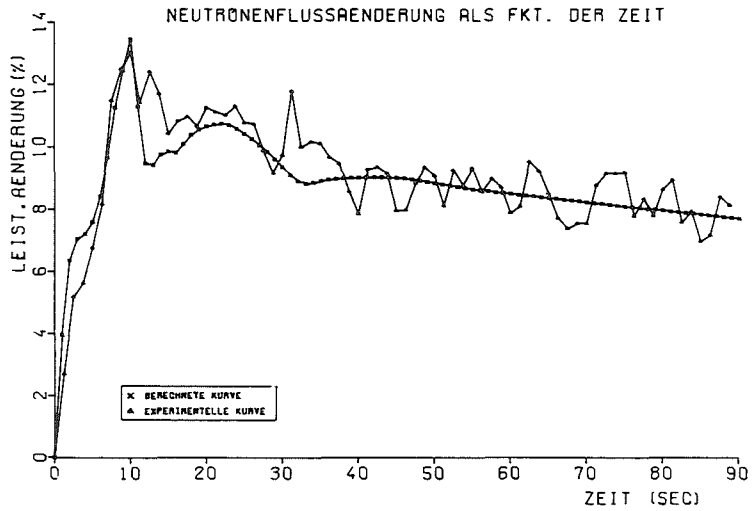


REDUZIERTER DAMPFGEHALT ALS FKT. DER REDUZIERTEN UNTERKÜHLUNG FDR I	ABB. 1
---	--------



REAKTIVITÄT ALS FKT. DER UNTERKÜHLUNG FDR I	ABB. 2
---	--------

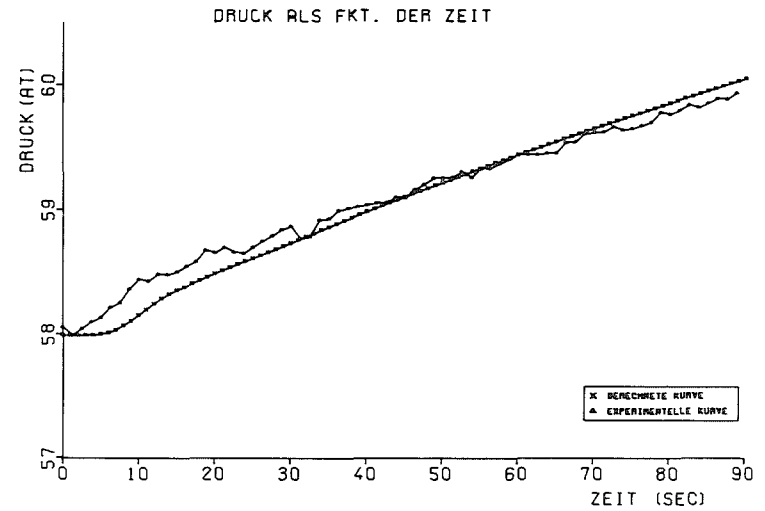




FDR 100K+20 (S8) ANFANGSDRUCK 57.99 AT
 GRUPPE A 44 CENT GEZOGEN MIT 0.1812 CM/SEC

FIG.7A

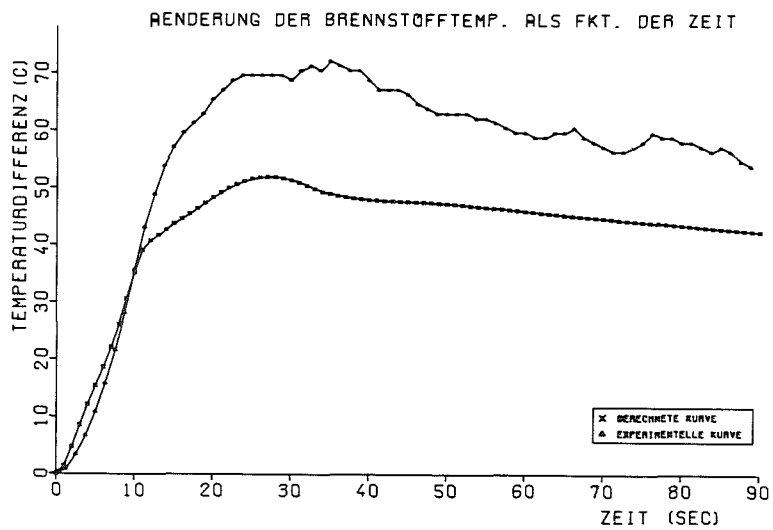
04.01.74



FDR 100K+20 (S8) ANFANGSDRUCK 57.99 AT
 GRUPPE A 44 CENT GEZOGEN MIT 0.1812 CM/SEC

FIG.7B

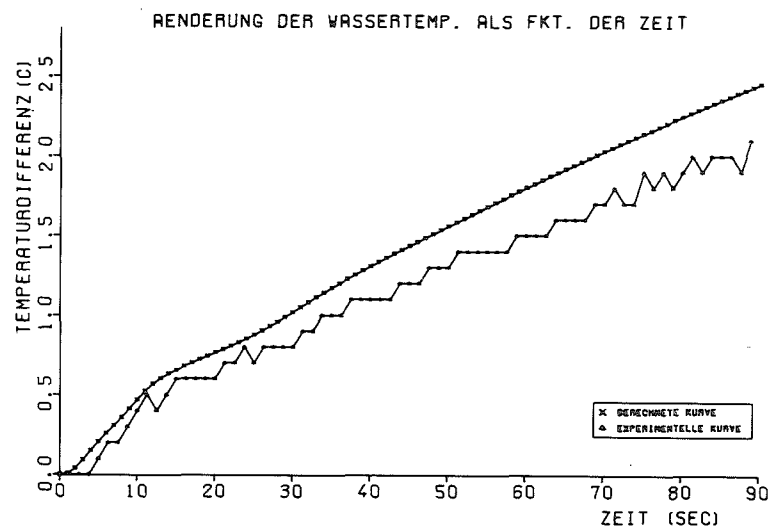
04.01.74



FDR 100K+20 (S8) ANFANGSDRUCK 57.99 AT
 GRUPPE A 44 CENT GEZOGEN MIT 0.1812 CM/SEC

FIG.7C

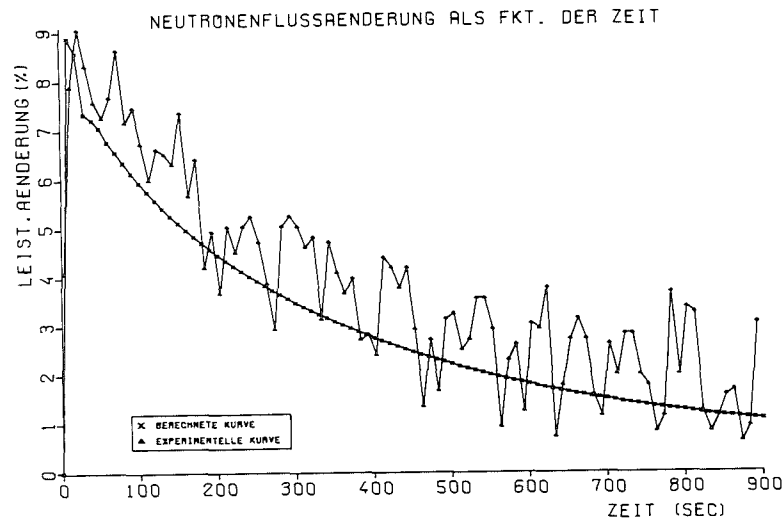
04.01.74



FDR 100K+20 (S8) ANFANGSDRUCK 57.99 AT
 GRUPPE A 44 CENT GEZOGEN MIT 0.1812 CM/SEC

FIG.7D

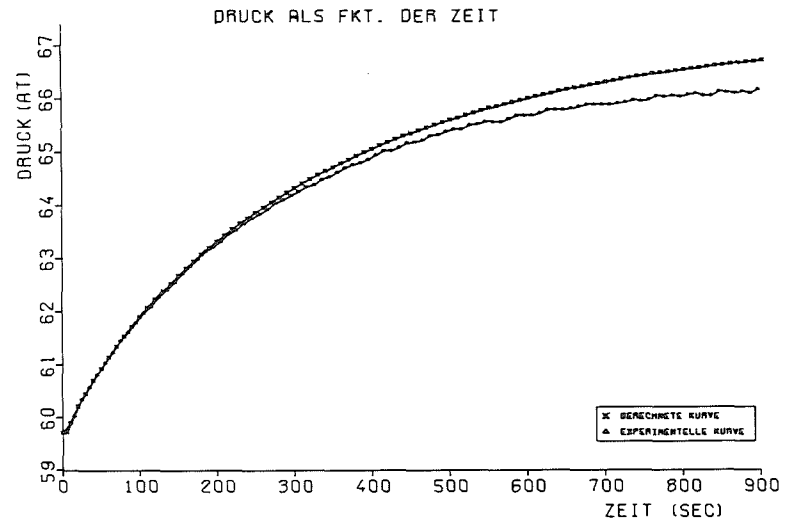
04.01.74



FDR 1 100K+20 (94) ANFANGSDRUCK 59.71 AT
GRUPPE A REAKTIV. IN 9 SEC UM 37 CENT ERHÖHT

FIG.8A

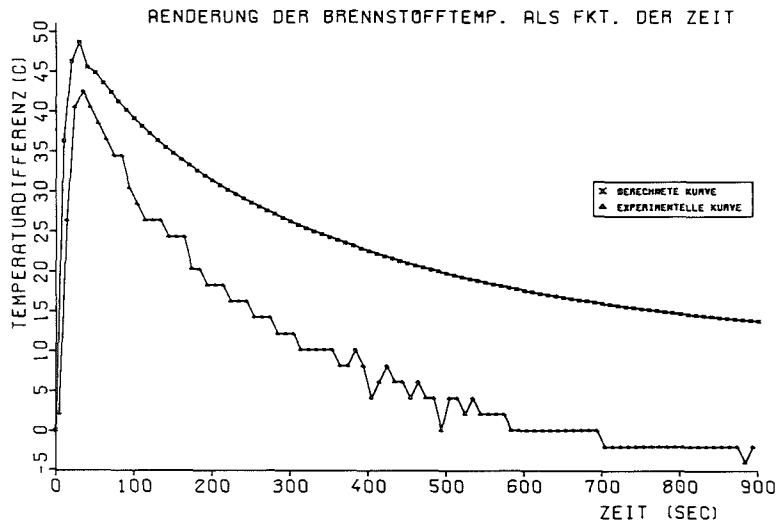
22.10.73



FDR 1 100K+20 (94) ANFANGSDRUCK 59.71 AT
GRUPPE A REAKTIV. IN 9 SEC UM 37 CENT ERHÖHT

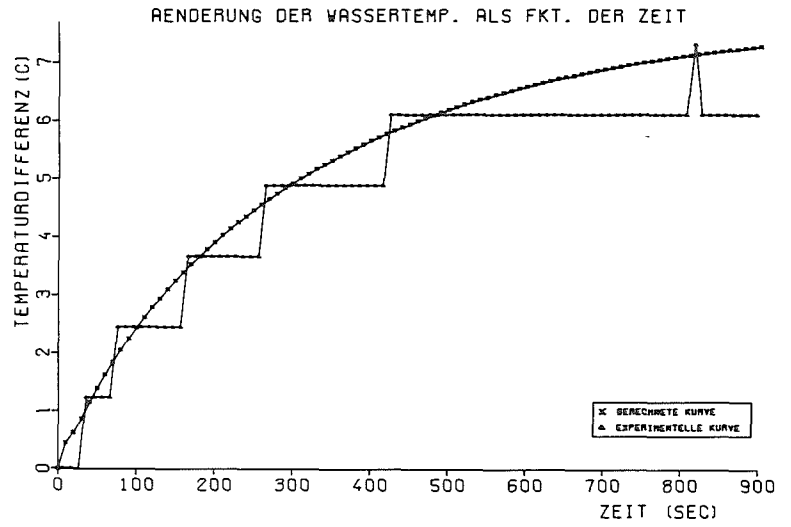
FIG.8B

22.10.73



FDR 1 100K+20 (94) ANFANGSDRUCK 59.71 AT
GRUPPE A REAKTIV. IN 9 SEC UM 37 CENT ERHÖHT

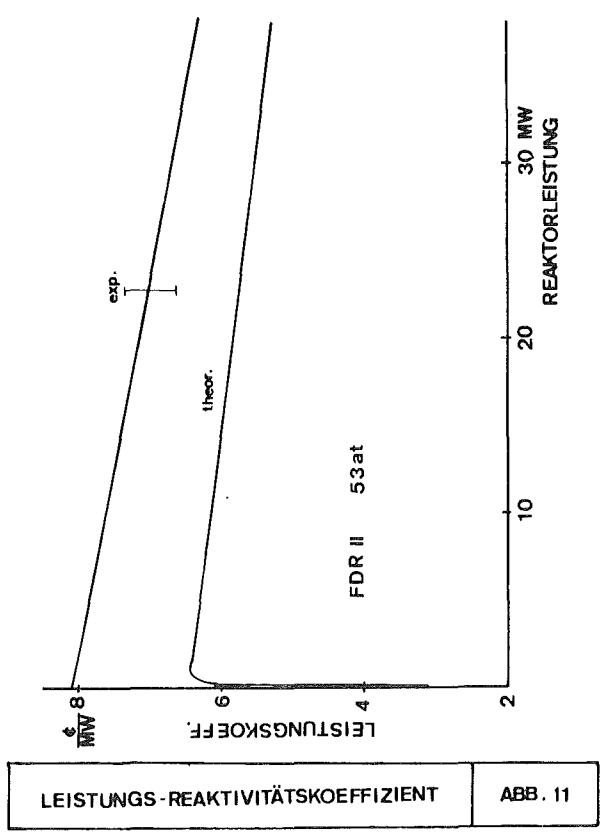
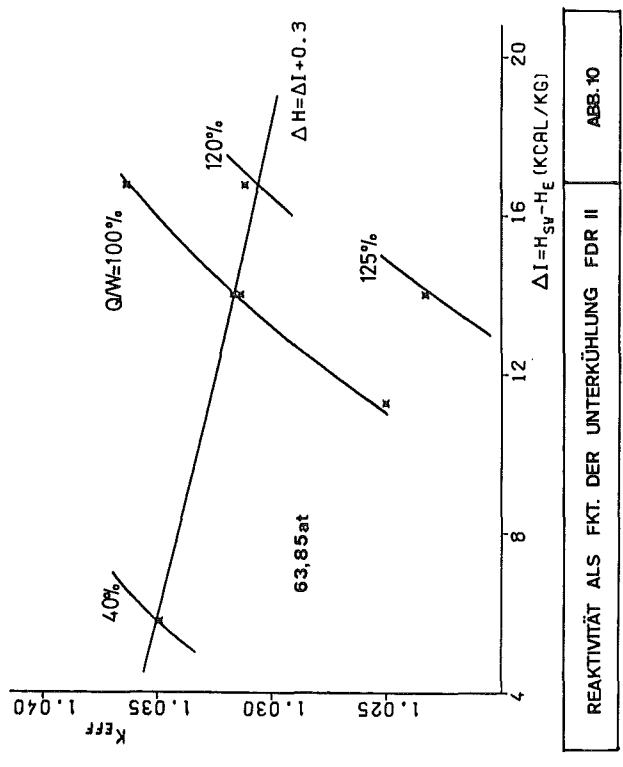
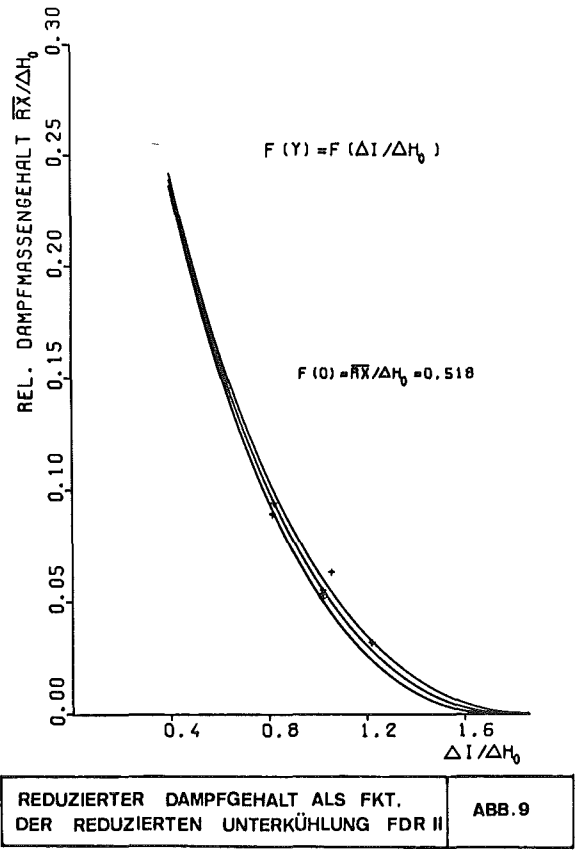
FIG.8C

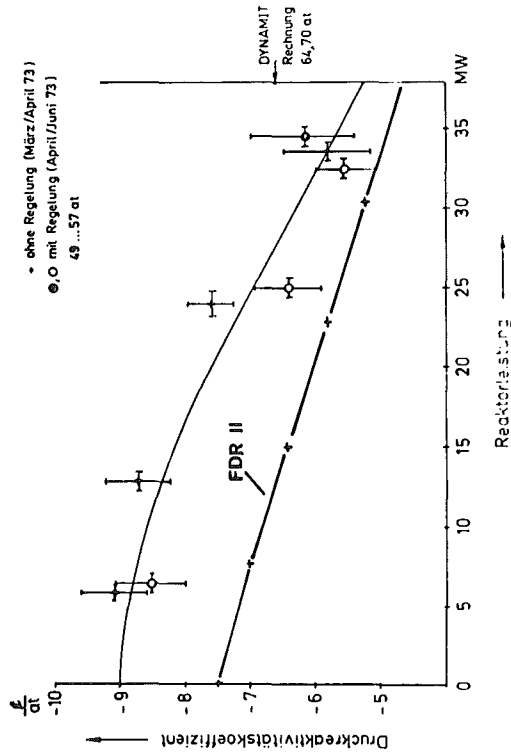


FDR 1 100K+20 (94) ANFANGSDRUCK 59.71 AT
GRUPPE A REAKTIV. IN 9 SEC UM 37 CENT ERHÖHT

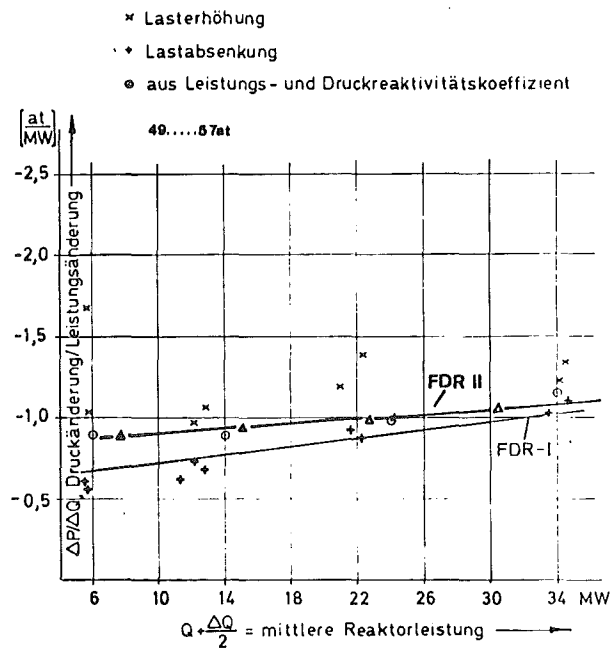
FIG.8D

22.10.73

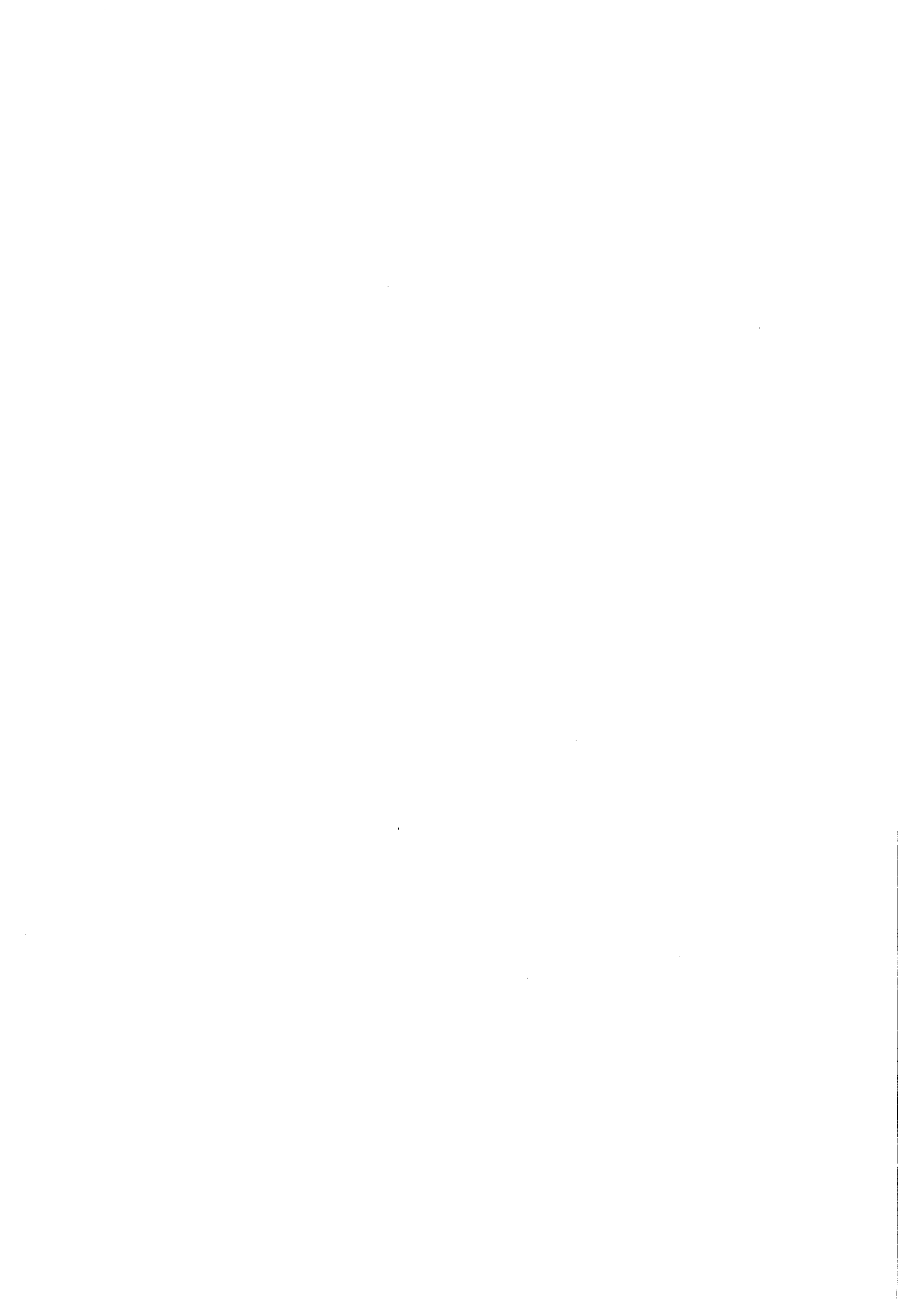




GKSS	Druck - Reaktivitätskoeffizient	Abb 12



GKSS	Druckänderung nach Leistungsänderung FDR - II IV/73	Abb. 13



B. David, M. Kolb, E. Robinson, E. Schwieger

1. Einführung

Am 27. März 1973 wurde der FDR mit der 2. Kernladung wieder in Betrieb genommen [1, 2]. Der 2. Kern ist eine Weiterentwicklung des Ernstkerns. (Siehe Tabelle 1). Insbesondere wurde die Leistungsdichte durch Verkleinerung der Kernhöhe um etwa 50 % erhöht, die Anzahl der Anreicherungszone wurde von 4 auf 2 reduziert, und die Brennstab- und Regelstabauslegung geändert. Die Nennleistung der Anlage ist gleich geblieben, ebenso wird der Reaktor weiterhin in Selbstdruckhaltung betrieben.

Von den ausgeführten Messungen wollen wir hier nur 3 darstellen: die Messungen zum Selbstregelverhalten, zum isothermen Temperaturkoeffizienten, und pseudostochastische Experimente. Letztere Messungen wurden nicht während der eigentlichen Wiederanfahrphase durchgeführt, sondern unmittelbar anschließend. Zwei Dinge werden hierbei besonders betrachtet. Dies sind zum einen die Versuchsbedingungen, die durch die jeweils vorhandene Xenonvergiftung beeinflusst wurden, zum anderen ist es die Reaktivitätswirksamkeit der Stäbe bei Leistung.

2. Zum Selbstregelverhalten des Reaktors

Auf den Leistungsstufen 6, 12, 25 und 34 MW wurde das Übergangsverhalten der primärseitig unregelmäßig Reaktoranlage nach Reaktivitäts- und Leistungsentnahmestörungen untersucht. Die Störungen wurden dem Reaktor in Form einmaliger, kurzer Rampen zugeführt.

Die Reaktivitätsstörungen von $\pm (22 \dots 46) \%$ wurden durch gemeinsames Ein- oder Ausfahren der vier inneren Stellstäbe dem Reaktor aufgeprägt, wobei die Leistungsentnahme konstant

[1] Böttcher, G., et al.: Anfahren und erste Betriebszeit des Reaktors der N. S. "Otto Hahn" mit dem 2. Kern, GKSS 73/E/21, 1973

[2] Brodale, V., et al.: Die Inbetriebnahme des FDR mit dem 2. Kern, Atomkernenergie Bd. 22(3), 1973

gehalten wurde. Abb. 1 zeigt als Beispiel eine Reaktivitätsstörung bei 35 MW. Das Neutronenflußsignal wies infolge des Leistungsrauschens des Reaktors eine beträchtliche Fluktuation auf, so daß für die Darstellung der Mittelwert der Aufzeichnung der Betriebsschreiber herangezogen werden mußte. Ansonsten wurden alle Signalverläufe mit Hilfe einer digitalen Datenerfassungsanlage registriert.

In Abb. 2 ist als Ergebnis der Reaktivitätsstörungen der Druck-Reaktivitätskoeffizient [ρ/at] als Funktion der Leistung aufgetragen. Die Reaktivität der jeweiligen Stellstabverschiebung wurde der im Nulleistungsexperiment [3] bei Borsäurevergiftung gemessenen Stabkalibrierung entnommen. Die Versuche ohne primärseitige Regelung wurden später mit primärseitiger Regelung durch Messung der Stellstabverschiebung nach einer Änderung des Druck-Sollwertes bis zu ± 3 at ergänzt. Die in Abb. 2 angegebenen Fehler beruhen auf der Streuung der bei einer Reaktorleistung bis zu zehnmal wiederholten Übergänge.

Die häufige Wiederholung ermöglichte es, das Vorliegen des Xe-Gleichgewichtes zu prüfen, wobei auf einer Leistungsstufe (6 MW nach Fahrt mit höherer Leistung) eine Xe-Korrektion der Meßwerte notwendig war.

Die ohne und mit Regelung erhaltenen Druck-Reaktivitätskoeffizienten stimmen innerhalb der Meßfehler etwa überein. Zum Vergleich mit den Meßergebnissen ist in Abb. 2 der aus den Auslegungsrechnungen für Vollast abgeleitete Druck-Reaktivitätskoeffizient eingetragen. Weniger befriedigend ist der für die Reaktorleistung Null an Hand des Zusammenhanges zwischen Druck und Temperatur mögliche Vergleich mit dem gemessenen isothermen Reaktivitätskoeffizienten. Dies wird noch im Abschnitt 3 behandelt.

[3] Ablett, M., et al.: Das Nulleistungsexperiment mit dem 2. Kern der "Otto Hahn", GKSS 72/E/28, 1972

Als weitere Versuche zum Selbstregelverhalten wurden Leistungs-
entnahmestörungen von \pm (0.5 5) MW durch Änderung der
Dampfentnahme mittels des Turbinenfahrventils vorgenommen.
Hierbei blieb die Stabstellung konstant.

In Abb. 3 ist als Ergebnis der Leistungsentnahmestörungen die
bleibende Druckänderung $\Delta P/\Delta Q$ über der mittleren Reaktorlei-
stung zwischen Vorlauf und Gleichgewicht aufgetragen. Die
Ursache für den offenbar systematischen Unterschied zwischen
den einzelnen Meßwerten für Lasterhöhung und -abnahme ist das
noch nicht erreichte Xe-Gleichgewicht.

$\Delta P/\Delta Q$ kann nicht nur unmittelbar aus Leistungsentnahmestö-
rungen bestimmt werden. Wenn die Stabstellungs- bzw. Reakti-
vitätsänderung für eine Leistungsänderung bekannt ist, kann
 $\Delta P/\Delta Q$ auch nach folgender Näherungsbeziehung aus dem Druck-
Reaktivitätskoeffizienten hergeleitet werden:

$$\frac{\Delta P}{\Delta Q} = \frac{\text{Leistungs-Reaktivitätskoeffizient } [\rho/\text{MW}]}{\text{Druck-Reaktivitätskoeffizient } [\rho/\text{at}]} = \frac{\left. \frac{\Delta S}{\Delta Q} \right|_{P_0} \cdot \frac{\Delta \beta}{\Delta S}}{\left. \frac{\Delta S}{\Delta P} \right|_{Q_0} \cdot \frac{\Delta \beta}{\Delta S}}$$

mit $\left. \frac{\Delta S}{\Delta Q} \right|_{P_0} =$ Stabstellungsänderung pro Leistungsänderung
bei konstantem Druck P_0
(gemessen 1,84 mm/MW im April 1973)

$\left. \frac{\Delta S}{\Delta P} \right|_{Q_0} =$ Stabstellungsänderung pro Druckänderung bei
konstanter Leistung Q_0

$\frac{\Delta \beta}{\Delta S} =$ Reaktivitätsäquivalente der entsprechenden
Stabstellungsänderung (hier bekannt lt. [3])

Die nach dieser Näherungsbeziehung mit dem Druck-Reaktivitätskoeffizienten der Abb. 2 erhaltenen Werte sind ebenfalls in Abb. 3 eingetragen und stimmen gut mit den unmittelbaren Meßwerten überein.

3. Die Bestimmung des isothermen Reaktivitätskoeffizienten

Zur Bestimmung des isothermen Reaktivitätskoeffizienten wurde das Primärsystem mit Dampf aus dem Hilfskessel in Stufen von 30 °C aufgeheizt. Die Reaktorleistung betrug bei diesen Messungen ca. 10 kW.

Da der Temperaturkoeffizient der Reaktivität negativ ist, mußte dem System nach jeder Temperaturerhöhung Reaktivität durch Ziehen einer Stabgruppe zugeführt werden. Die gezogene Wegstrecke ist dann ein Maß für die durch Temperaturerhöhung verminderte Reaktivität des Systems.

Zur Eichung der Stabgruppen wurde bei jeder Temperaturstufe, ausgehend vom kritischen Reaktor, eine Stabfahrmessung [4] durchgeführt, bei der die Stäbe bis zur kritischen Stellung der vorhergehenden Temperaturstufe eingefahren wurden.

Die Ergebnisse der Stabfahrmessungen liefern die in Abb. 4 dargestellte Abhängigkeit der Reaktivität von der Systemtemperatur. Mit eingezeichnet ist der Reaktivitätsverlauf, wie er sich aus den Kalibrierungskurven ergibt, die im Nulleistungsexperiment in Geesthacht durch Messungen mit einer gepulsten Neutronenquelle [3] ermittelt wurden. Die Differentiation der Ausgleichskurve liefert schließlich den in Abb. 4 dargestellten isothermen Reaktivitätskoeffizienten als Funktion der Systemtemperatur. Durch Extrapolation ergibt sich daraus für die Betriebstemperatur (269 °C bei 55 at Betriebsdruck) der Wert von $(- 5,8 \pm 0,7) \text{ } \beta/\text{ } ^\circ\text{C}$.

[4] Schwiager, E.: Digital reactivity measurements at the reactor of NS "Otto Hahn", Atomkernenergie Bd. 14, 371 - 374, 1969

Aus diesem extrapolierten Wert - $(5,8 \pm 0,7) \text{ } \mu\text{/}^\circ\text{C}$ (s. oben) ergibt sich mit der bei 55 at vorhandenen Steigung der Sättigungszustandskurve von $1,16 \text{ }^\circ\text{C/at}$ der Wert - $(6,7 \pm 0,8) \text{ } \mu\text{/at}$, während die Extrapolation in Abb. 2 auf - $(9 \pm 1) \text{ } \mu\text{/at}$ führt.

Diese Diskrepanz dürfte hauptsächlich zwei Ursachen haben:

1. Die für den isothermen Reaktivitätskoeffizienten benutzten Stabreaktivitätswerte sind ein Ausgleich zwischen den Stabfahrmessungen und den Werten des Nulleistungsexperimentes, während für den Druck-Reaktivitätskoeffizienten nur letztere benutzt wurden.

2. Beide Extrapolationen wurden "frei", d. h. ohne Modellanpassung vorgenommen.

4. Pseudostochastische Experimente

Die im 2. und 3. Abschnitt beschriebenen Experimente zeigen, daß zur Interpretation der Versuchsergebnisse die Reaktivitätswirksamkeit der Stäbe bei Leistung bekannt sein muß. Eine Möglichkeit zur Bestimmung von Reaktivitätsäquivalenten von Stellstäben bietet die Messung von Übertragungsfunktionen zwischen Stellstabbewegungen und Neutronenfluß. Diese Methode wurde am 1. Kern des FDR schon angewandt [5, 6], und sie soll hier an Beispielen von Messungen am 2. Kern dargestellt werden.

In Abb. 5 ist das Meßsystem schematisch wiedergegeben. Die Stellstäbe werden mit Hilfe eines Rauschgenerators entsprechend einem binären pseudostochastischen Muster verfahren. Die Xenonvergiftung muß sich im Gleichgewichtszustand befinden. Aus den gemessenen Signalen Stellstabverschiebung und Neutronenfluß werden spektrale Leistungs- und Kreuzleistungsdichten und hieraus die Übertragungsfunktion zwischen den beiden Signalen berechnet. Die Verwendbarkeit der experimentellen Signalanalysen läßt sich mit Hilfe der Kohärenzfunktion beurteilen.

[5] Kolb, M., M. A. Raschti, E. Robinson, A. Weber: Noise analysis and pseudostochastic perturbation techniques for reactor parameter estimation, p. 359 - 371, in Proceedings of the IAEA Symposium on Nuclear Power Plant Control and Instrumentation, Prague, Jan. 1973

[6] Weber, A.: Experimentelle Analyse der Dynamik des FDR mit Hilfe pseudostochastisch bewegter Stellstäbe, Diplomarbeit Universität Hamburg, 1974

Die Kohärenzfunktion ist ein relatives Maß für die Verwandtschaft zweier Signale. Ist diese Funktion 1, so sind die Signale gleich. In unseren Experimenten wurden Kohärenzfunktionswerte von 0.9 und größer erreicht. Dieser Wert ist von dem im System vorhandenen Leistungsrauschen abhängig.

Von Herrn Fiebig wurde ein Modell im Frequenzbereich für die Dynamik des FDR entwickelt. Die aus dem Modell darstellbare Übertragungsfunktion wird insbesondere durch vier Koeffizienten bestimmt. Diese sind ein Leistungskoeffizient, ein Überhitzungskoeffizient, ein Druckkoeffizient, der Dopplerkoeffizient und als Normierungsfaktor die Stellstabreaktivität in cents. Durch Anpassen des Modells an die experimentellen Daten lassen sich die Koeffizienten und auch die Stellstabreaktivität berechnen. In Abbildung 6 ist das Ergebnis einer pseudostochastischen Messung dargestellt. Die ausgezogene Kurve ist die angepaßte Modellfunktion. Bei dieser Messung betrug die Reaktivitätswirksamkeit der Stäbe 3,5 ¢/mm , wenn eine während des Nulleistungsexperimentes bei Borsäurevergiftung gewonnene Kalibrierung zu Grunde gelegt wird. Die Anpassung mit dem Modell lieferte einen Wert von 3,25 ¢/mm ; dies ist eine befriedigende Übereinstimmung. Die Meßmethode zusammen mit dem Modell ist demnach geeignet, Reaktivitäten bei Leistungsbetrieb zu bestimmen. Wie diese Abbildung allerdings auch zeigt, erreichen die Abweichungen z. B. der gemessenen Amplitude vom Modellverlauf immer noch in einigen Frequenzbereichen $\pm 10\%$. Messungen über einen noch größeren Frequenzbereich und Modellmodifikationen werden es aber sicher erlauben, diese Abweichungen weiter zu reduzieren, so daß an Hand des angepaßten Modells weitere Größen, die die Dynamik des FDR bestimmen, genauer ermittelt werden können.

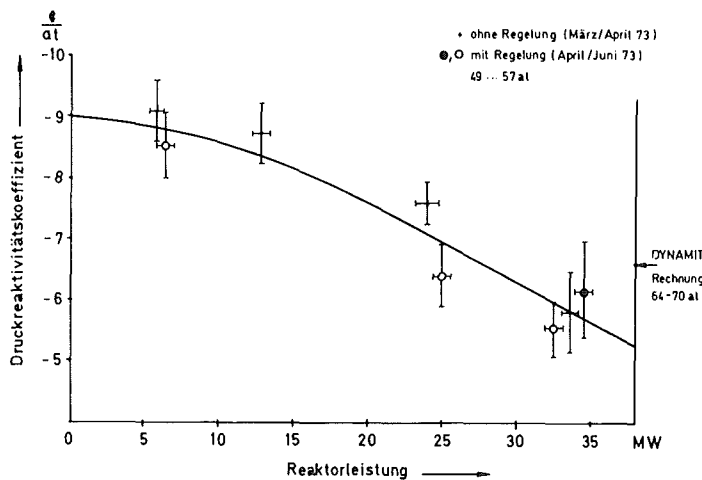
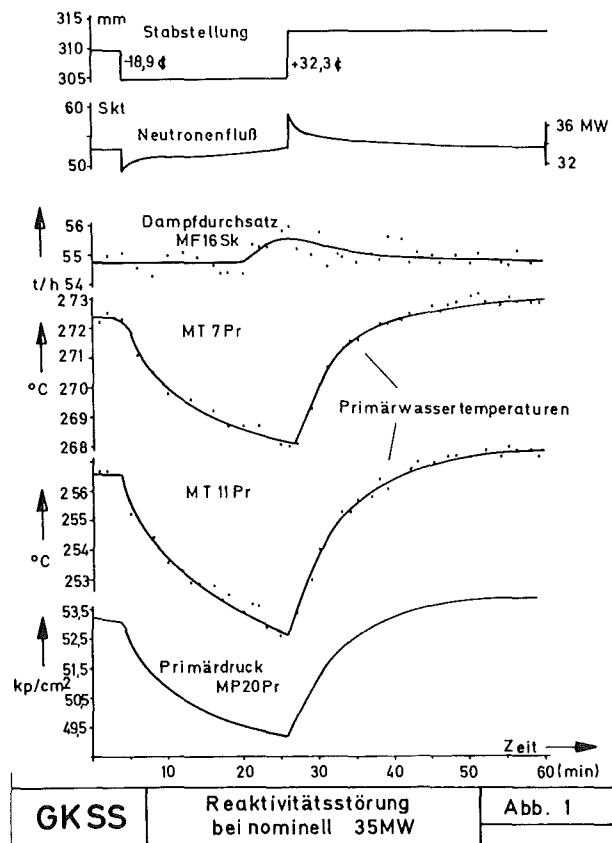
[7] Fiebig, R.: Frequenz, Ein Programm zur Berechnung des Response-Verhaltens eines Reaktors im Frequenzbereich,
GKSS 71/I/11, 1971

Tab. 1: Zusammenstellung wichtiger Auslegungsdaten des ersten und zweiten Kerns des FDR

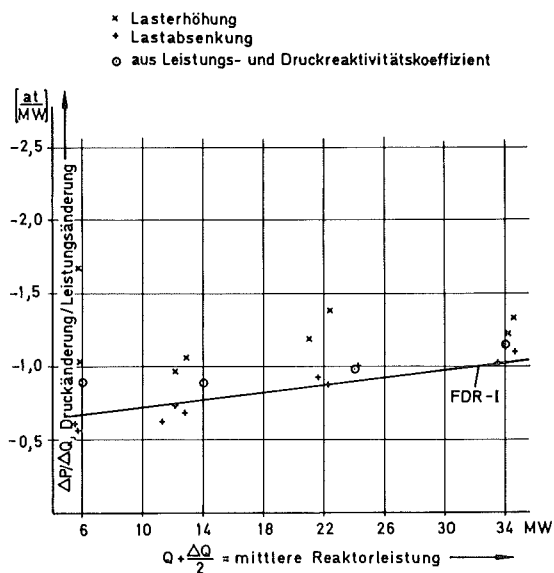
Table 1: Comparison of the main data for the first and second core of the FDR

		1. Kern	2. Kern
Reaktor			
Thermische Leistung	MW	38	38
Druck	ata	63,5	63,5 [55] *
Temperatur am Reaktoreintritt	°C	267	267 [258]
Temperatur am Reaktorausritt	°C	278	278 [269]
Durchsatz durch den Kern	kg/h	2,4 · 10 ⁶	2,4 · 10 ⁶
Heizflächenbelastung, mittlere	W/cm ²	30,6	46,7
Heizflächenbelastung, max.	W/cm ²	91,8	154
Leistung je m ³ aktiver Kern	MW/m ³	33,8	53,1
Leistung je kg Uran	kW/kg	12,8	22
Äquivalenter Kerndurchmesser	cm	115	105
Aktive Kernhöhe	cm	112	83
Eingesetzte UO ₂ -Menge	t	2,98	1,73
Anreicherungen	Gew %	2,9/3,2/ 3,9/4,9	3,5/6,6
Max. Abbrand	MWd/t	7300	25000
Brennelemente			
Anzahl		12	12
Gitteranordnung		17 × 17	17 × 17
Gitterteilung	mm	15,8	15,8
Anzahl Brennstäbe		216	225
Anzahl der Giftstäbe		12	28
Anzahl der Abstandshalter		5	5
Anzahl der Führungsrohre		-	32
Eckelemente		4	-
Eckversuchseinsätze		-	4
Brennstäbe			
Anzahl		3142	2514
Außendurchmesser	mm	11,0	11,4
Wandstärke	mm	0,35	0,8
Pelletdurchmesser	mm	10,2	9,57
Dichte UO ₂	g/cm ³	10,42	10,42
Werkstoff für Hülle		Stahl	Zircaloy-4
Steuerstäbe			
Anzahl		12	12
Absorber-Typ		T-förmig	Finger
Anzahl Finger bzw. Blätter je Stab		4	32
Länge Absorber	cm	102	73
Absorbermaterial		Borcarbid	Borcarbid

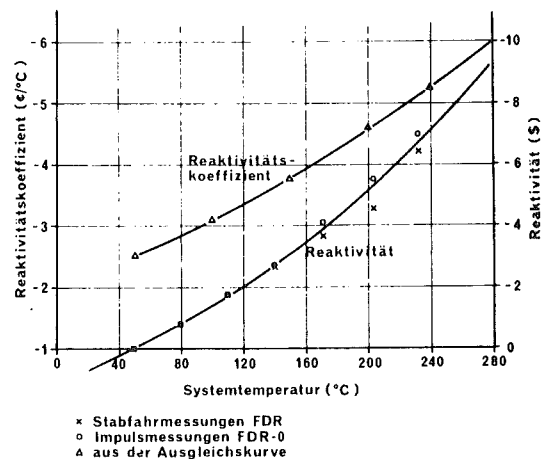
* [] Betrieb bei herabgesetztem Reaktordruck



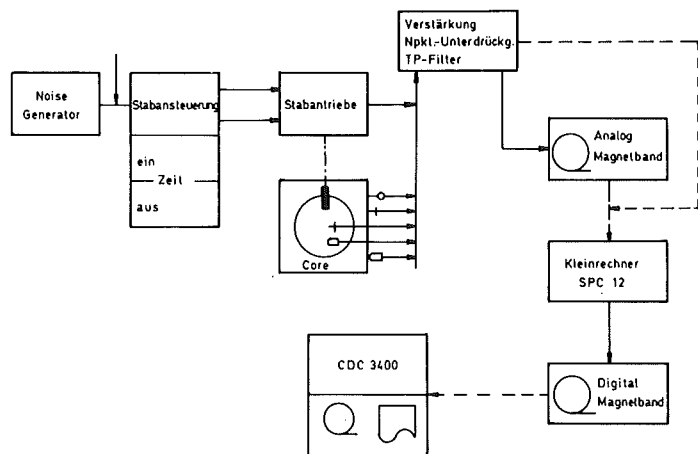
GKSS Druck-Reaktivitätskoeffizient Abb. 2



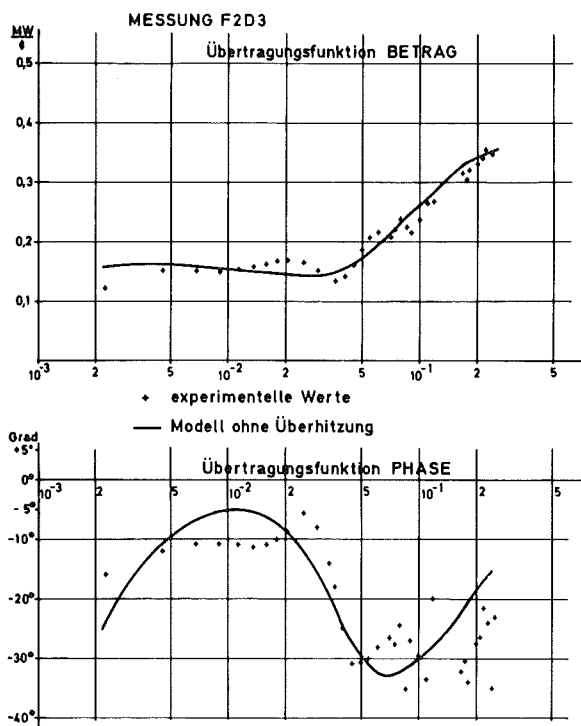
GKSS	Druckänderung nach Leistungsänderung FDR-II IV/73	Abb. 3



GKSS	Reaktivität und isothermer Reaktivitätskoeffizient in Abhängigkeit von der Systemtemperatur	April 73
		Abb. 4



GKSS	Schema des Meßsystems zur Bestimmung der Übertragungsfunktion	Abb. 5



GKSS	Übertragungsfunktion FDR	Abb. 6

STAND UND ERFORDERNISSE DER VORHERSAGE PHYSIKALISCHER
KENNGRÖSSEN FÜR THERMISCHE UND SCHNELLE LEISTUNGS-
REAKTOREN.

Berechnung der Druckänderung bei
Reaktoren des FDR-Typs infolge
Lastwechsels

D.Lübbesmeyer

(IKT-Berlin im Rahmen der Zusammenarbeit mit der
GKSS, Institut für Anlagentechnik)

1. Einleitung

Beim Betrieb von Schiffsreaktoren mit Selbstdruckhaltung (Typ FDR) können als Folge von durch Fahrmanöver -z.B. volle Fahrt voraus auf volle Fahrt zurück- bedingte Lastwechsel Änderungen des Systemdrucks im Primärkreis des Reaktors auftreten; der Betreiber ist verständlicherweise daran interessiert, daß die Anlage diese Druckänderungen ohne Störung verarbeitet.

Vorhersagen des dynamischen Verhaltens der Schiffsreaktoranlage sind bisher nur mit in Bezug auf die Thermohydraulik einfachen Modellen durchgeführt worden; so von GIELEN und Mitarbeitern bei Interatom erweitert durch BALZEREIT /1/ am IKT, von FIEBIG /2/ bei der GKSS sowie JASCHEK und NEUENHAHN /3/ vom MRR. Da unterkühltes Sieden im Core und Rekondensation bzw. Verdampfung im Kamin nicht berücksichtigt werden, kann die Differentialgleichung für den Druck in der Form

$$\frac{\partial p}{\partial t} = f \left\{ \int_R \frac{\partial h(z)}{\partial t} \cdot dz, P \right\} \quad (1)$$

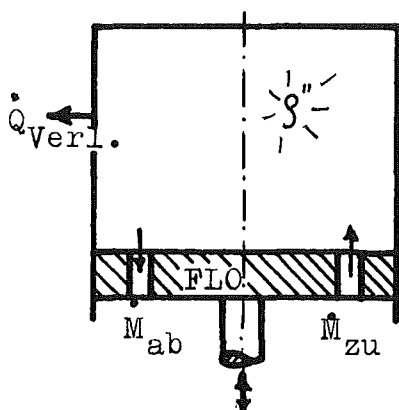
angegeben werden; das Integral erstreckt sich hierbei über Core, Kamin und Rücklauf. (Bezeichnungen nach Bild 1)

Im Rahmen der Zusammenarbeit der Hochschulen des norddeutschen Raums mit der GKSS, vertreten durch das Institut für Anlagentechnik, ist nun am IKT ein Digitalrechnermodell entwickelt worden, das ein genaueres Zweiphasenmodell als Grundlage hat und sowohl unterkühltes Sieden im Kern als auch Rekondensations- bzw. Verdampfungseffekte im Kamin berücksichtigt.

Im weiteren soll von diesem Gesamtmodell das Druckmodell vorgestellt werden, wobei aus Zeitgründen das eigentliche Zweiphasenmodell nur kurz gestreift werden kann.

2. Das Druckmodell

Eine für die Modellvorstellung geeignete Skizze zeigt Bild 2. Die Verhältnisse im Kontrollraum werden damit



beeinflusst durch :

- den Kolben FLO, der die infolge Dichteänderung des Primärkreisfluids veränderliche Fluidspiegelhöhe darstellt,
- \dot{M}_{zu} , die zufließende Dampfmenge aus dem Reaktorraum (Voidanteil des Fluids)
- \dot{M}_{ab} , die als Folge von Wärmeverlusten $\dot{Q}_{Verlust}$ anfallende Kondensatmenge.

Bild 2 : Schematische Darstellung des Dampfdoms

Es wird weiter vorausgesetzt, daß sich der Wasserdampf im Dampfdom im Sättigungszustand befindet. Diese Annahme wird als gerechtfertigt angesehen, da im Falle Überhitzung ein Teil des Kondensats an den DD-Wänden verdampfen bzw. bei Unterkühlung ein Teil des Dampfes kondensieren wird bis sich wieder der Sättigungszustand einstellt.

2.1 Berechnung der DD-Volumenänderung (Verschiebung von FLO)

Es wird die jeweilige DD-Volumenänderung pro Zeit- und Reaktoraxialschritt zu

$$\frac{\partial \dot{V}_D}{\partial z} = - \frac{A}{dt} \cdot \left(\frac{\bar{\rho}_t(z)}{\bar{\rho}_{t+dt}(z)} - 1 \right) \quad (2)$$

berechnet, d.h. die infolge Dichteänderung erfolgte Fluidvolumen-

vergrößerung pro Reaktoraxialsegment. Nach Integration über Core, Kamin und Rücklauf ergibt sich für \dot{V}_D

$$\frac{\partial V_D}{\partial t} = \dot{V}_D = -\frac{A}{dt} \cdot \int \left\{ \frac{\bar{\rho}(z)}{\bar{\rho}_{t+dt}(z)} - 1 \right\} \cdot dz \quad (3)$$

$\bar{\rho}(z)$ ist dabei die jeweilige Fluiddichte im Reaktorsegment gegeben mit

$$\bar{\rho} = (1-\alpha) \cdot \rho + \alpha \cdot \rho'' \quad (4)$$

wobei α und die beiden Dichten mit einem allgemeinen Zweiphasenmodell ermittelt werden, das auf den 4 partiellen Diffgl. aufgebaut ist :

1) Kontinuitätsgleichung

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ (1-\alpha) \cdot \rho + \alpha \cdot \rho'' \} + \frac{\partial}{\partial z} \{ w \cdot [(1-\alpha) \cdot \rho + \alpha \cdot \rho''] \} = 0 \quad (5)$$

2) Impulsgleichung

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ w \cdot [(1-\alpha) \cdot \rho + \alpha \cdot \rho''] \} + \frac{\partial}{\partial z} \{ w^2 \cdot [(1-\alpha) \cdot \rho + \alpha \cdot \rho''] + p \} = -g \cdot \bar{\rho} - F \quad (6)$$

3) Energiegleichung flüssige Phase

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ (1-\alpha) \cdot \rho \cdot h \} + \frac{\partial}{\partial z} \{ (1-\alpha) \cdot [\rho \cdot h + p] \cdot w \} = (1-\kappa) \cdot \dot{q}_H''' - (\pm \dot{q}_{ph}''') \quad (7)$$

4) Energiegleichung Dampfphase

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ \alpha \cdot \rho'' \cdot h'' \} + \frac{\partial}{\partial z} \{ \alpha \cdot w \cdot \rho'' \cdot [\rho'' \cdot h'' + p] \} = \kappa \cdot \dot{q}_H''' + (\pm \dot{q}_{ph}''') \quad (8)$$

Hierbei dient κ der Berücksichtigung des unterkühlten Siedens -es liegt deshalb im Gegensatz zu /4/ nur im Bereich $0 \leq \kappa \leq 1$. κ ist eine Funktion der örtlichen Unterkühlung sowie der örtlichen Heizflächenbelastung. $(\pm \dot{q}_{ph}''')$ stellt ein Maß für die Wärmemenge dar, die durch Phasenänderung zwischen den Phasen ausgetauscht wird; \dot{q}_{ph}''' ist proportional dem Quadrat der Flüssigkeitsunterkühlung $|T - T''| \cdot (T - T'')$ -durch diese Schreibweise entscheidet das Vorzeichen, ob Verdampfung oder Rekondensation stattfindet-. Das durch Gl. 5-8 dargestellte quasihyperbolische System 1. Ordnung wird mit einem numerischen Lösungsverfahren gelöst und

ergibt die gewünschte Dichteverteilung in Core und Kamin sowie im Rücklauf bei vorgegebener Last bzw. Leistung.

2.2 Berechnung der Dampfmasse im Dampfdom.

Zur Berechnung der Dampfmasse im DD sind der Dampfstrom, die Kondensation von Dampf infolge Wärmeverlusten sowie die Verdampfung des Kondensats bzw. die Kondensation von Dampf zum Aufbringen der Verdampfungswärme bei Änderung der Sättigungstemperatur im DD zu berücksichtigen; weiter soll einem Leck im DD durch die Größe DMV Rechnung getragen werden. Für die Dampfmassenänderung erhält man schließlich :

$$\frac{\partial \dot{M}_D}{\partial t} = \dot{M}_D = \underbrace{\alpha \cdot \gamma \cdot w \cdot g'' \cdot A_K}_{\dot{M}_{zu}} - \underbrace{DMV}_{\text{Leck}} - \underbrace{\left(ZtK + \frac{C_{PD}}{C_5 \cdot r} \frac{\partial P}{\partial t} \right) \cdot M_D}_{M_{ab}} \quad (9)$$

2.3 Druckformel

Bei Kenntnis des DD-Volumens sowie der -Masse ergibt sich endlich die Diffgl. für die Druckänderung

$$\frac{\partial P}{\partial t} = C_6 \cdot \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \frac{M_D}{V_D} \right\} = \frac{C_6}{V_D} \cdot \left(\dot{M}_D - \frac{M_D}{V_D} \cdot \dot{V}_D \right) \quad (10)$$

Gl.10 wird mit einem Predictor-Corrector-Verfahren integriert, wobei in der Regel -bei Druckänderungen kleiner 0.05 at- nur der Predictor verwendet wird, da andernfalls die gesamte Hydraulik (Lösung von Gl.5-8) durchlaufen werden muß.

3. Diskussion der Ergebnisse.

Den Druckverlauf nach einer Reaktivitätsrampe von +40c/10 sec gibt Abb.3 wieder, wobei die Übereinstimmung mit dem Experiment als gut angesehen werden kann. Die bessere Wiedergabe des Druckverlaufs der eigenen Rechnung im Vergleich zu /2/ in den ersten 20sec ist auf eine feinere Unterteilung in Core und Kamin zurückzuführen.

Ebenso kann die Übereinstimmung mit dem Experiment nach Lastabwurf als gut angesehen werden. Die Abweichungen in den ersten 30 Sekunden sind wohl auf die ungenaue Beschreibung

der Wärmetauschersekundärseite zurückzuführen.(Bild 4)

Die einfachen Modelle benutzen zur Berechnung des Druckverlaufs die Enthalpie, Gl. 1, die für das Gemisch im Kamin mit und ohne Phasenänderung identisch ist, d.h. der Einfluß von unterkühltem Sieden und Rekondensation kann nicht simuliert werden. Wie Bild 3 und 4 zeigen, scheint dies bei kleineren Störfällen auch nicht notwendig zu sein. Die durch das Experiment verifizierten Störfälle liegen ausnahmslos in einem Bereich, in dem die wichtigen Systemparameter wie Druck, Temperatur, Durchsatz nicht mehr als 10% vom Nennwert abweichen; allgemein gelten in diesem Bereich linearisierte Modelle als anwendbar. Es war deshalb zu erwarten, daß auch in Bezug auf die Thermohydraulik einfache Modelle gute Übereinstimmung mit dem Experiment zeigen. (/2/ und /3/). Im Bereich kleiner Last- und Leistungsgradienten sind also die einfachen Modelle für die Druckverlaufvorhersage völlig ausreichend, zumal sie meist in Bezug auf die Rechenzeit wesentlich ökonomischer als das hier vorgestellte Modell arbeiten.

Um das Verhalten des Systems bei größeren Störfällen zu untersuchen, wurde sowohl eine positive als auch negative Leistungsrampe (70% in 1sec) gerechnet und der Druckverlauf mit und ohne Phasenänderung im Kamin untersucht. (Die Rechnung ohne Phasenänderung dient der Simulation der einfachen Modelle.) Das Ergebnis ist in Bild 5 dargestellt. Man sieht, daß die Berücksichtigung der Phasenänderung zu kleineren Druckgradienten führt. Zur Erklärung dient Bild 6. Es zeigt den qualitativen Verlauf von Flüssigkeits- und Sättigungstemperatur bei Nennlast. Steigt nun z.B. der Systemdruck infolge eines Lastabwurfs an, so wird T'' nach oben verschoben und der Schnittpunkt BP (Beginn des Blsensiedens) wandert in Richtung steigender z . Damit wird die Unterkühlung der das Core verlassenden Dampfblasen größer, es kommt zu vermehrter Rekondensation und damit zu einem größeren \bar{S}_{b+dt} (Gl. 3), was insgesamt eine Schwächung des Druckgradienten bewirkt. Voraussetzung für diesen Effekt ist das gegenüber T schnellere Anwachsen von T'' . Bei kleinen Druckgradienten ist dagegen der umgekehrte Vorgang zu beobachten; es kommt zu einer zusätzlichen Verdampfung im Kamin und damit zu einer

Vergößerung des Druckgradienten. Der dadurch bewirkte zusätzliche Druckanstieg ist aber kleiner 0.5%, sodaß dann die Rechnung auch mit einfachen Modellen vertretbar erscheint.

Nomenklatur :

A	Querschnittsfläche	
c_{pD}	spezifische Wärme des Dampfes	
C_5	$\partial p / \partial T^*$	} Dampftafelwert
C_6	$\partial p / \partial s^*$	
DMV	Leckverlust	α Voidanteil
F	Reibungswert	γ Slipfaktor
g	Erdbeschleunigung	$\rho, \rho', \bar{\rho}$ Dichte Flüssigk., Dampf*, Gemisch
h, h''	Enthalpie flüssig, Dampf*	K Wärmeverteilungsfaktor
M	Masse	
p	Druck	
q'''	Wärmequellendichte	
r	Verdampfungswärme	
t	Zeit	
T, T''	Temperatur, Flüssigk., Dampf*	
V	Volumen	
w	Fluidgeschwindigkeit	
Ztk	Kondensationsrate =f(DD-Wärmeverlusten)	

Indizes :

K=Kamin , D=Dampfdom , H=Heizung , ph=Phasenänderung

Literatur :

/ 1 /	BALZEREIT, R.	Bericht über Projekt 810-011 der Zusammenarbeit Hochschulen - GKSS
/ 2 /	FIEBIG, R.	Ein Modell für die Dynamik des FDR (GKSS 71/I/13)
/ 3 /	JASCHEK, H. , NEUENHAHN, P.	Analytisches Modell zu Untersuchung des dynamischen Verhaltens von Druckwasserreaktoren mit Selbstdruckhaltung (MMR 60, Juni 69)
/ 4 /	SPIGT, C.L.	On the hydraulic characteristic of a boiling water channel with natural circulation. (EUR 2842e, 1966)
/ 5 /	FIEBIG, R. , KOLB, M. , ROBINSON, E. , SCHWIEGER, E.	Experimente zu Reaktordynamik am FDR M. , der 'Otto Hahn' (GKSS 71/E/7)
/ 6 /		Sicherheitsbericht der NS Otto Hahn

* Dampfwert bei Sättigung

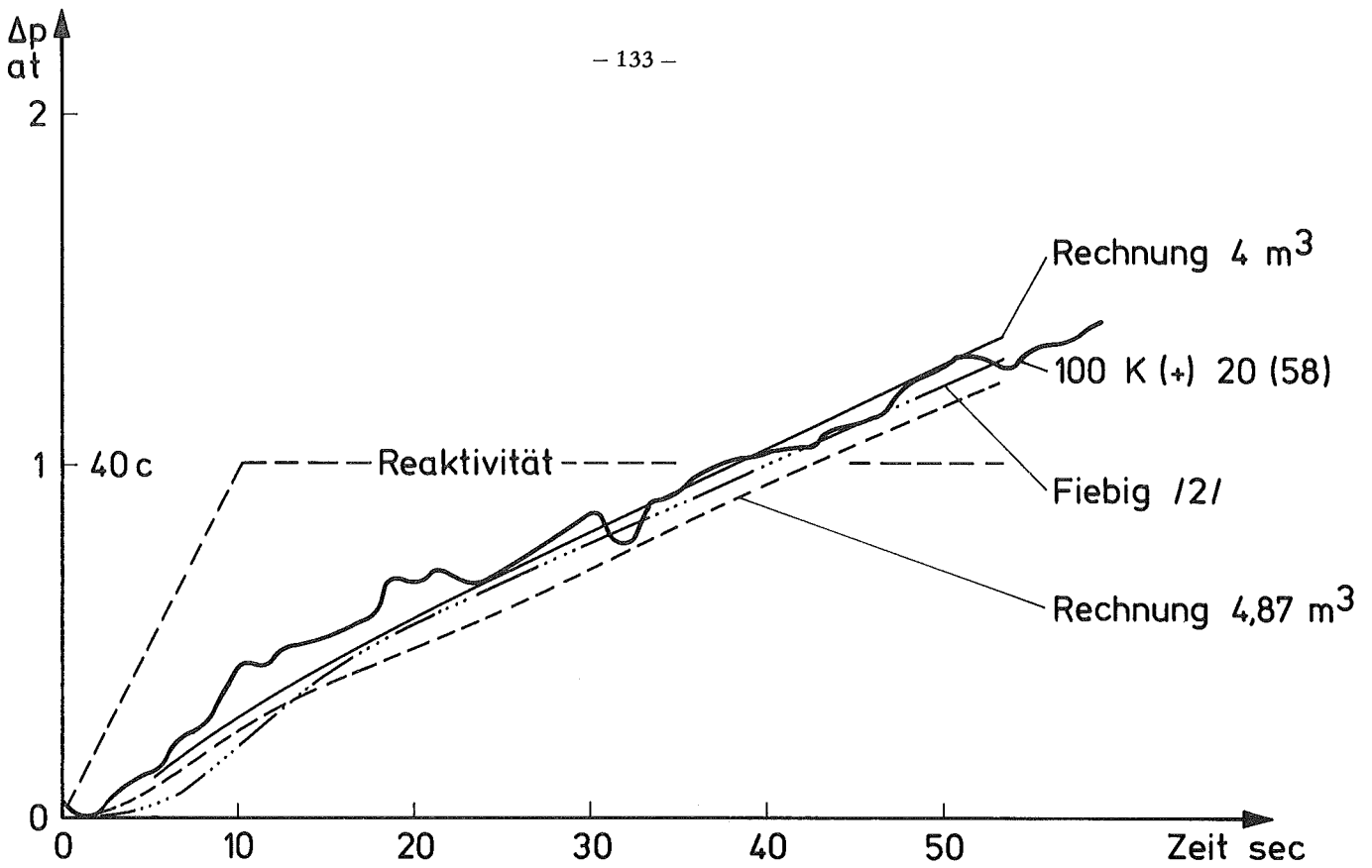


Bild 3: Druckverlauf nach einer Reaktivitätsrampe von + 40 c (Gradient: 4 c/sec) für zwei verschiedene Dampfvolumina im Vergleich mit dem Experiment sowie der Rechnung nach FIEBIG

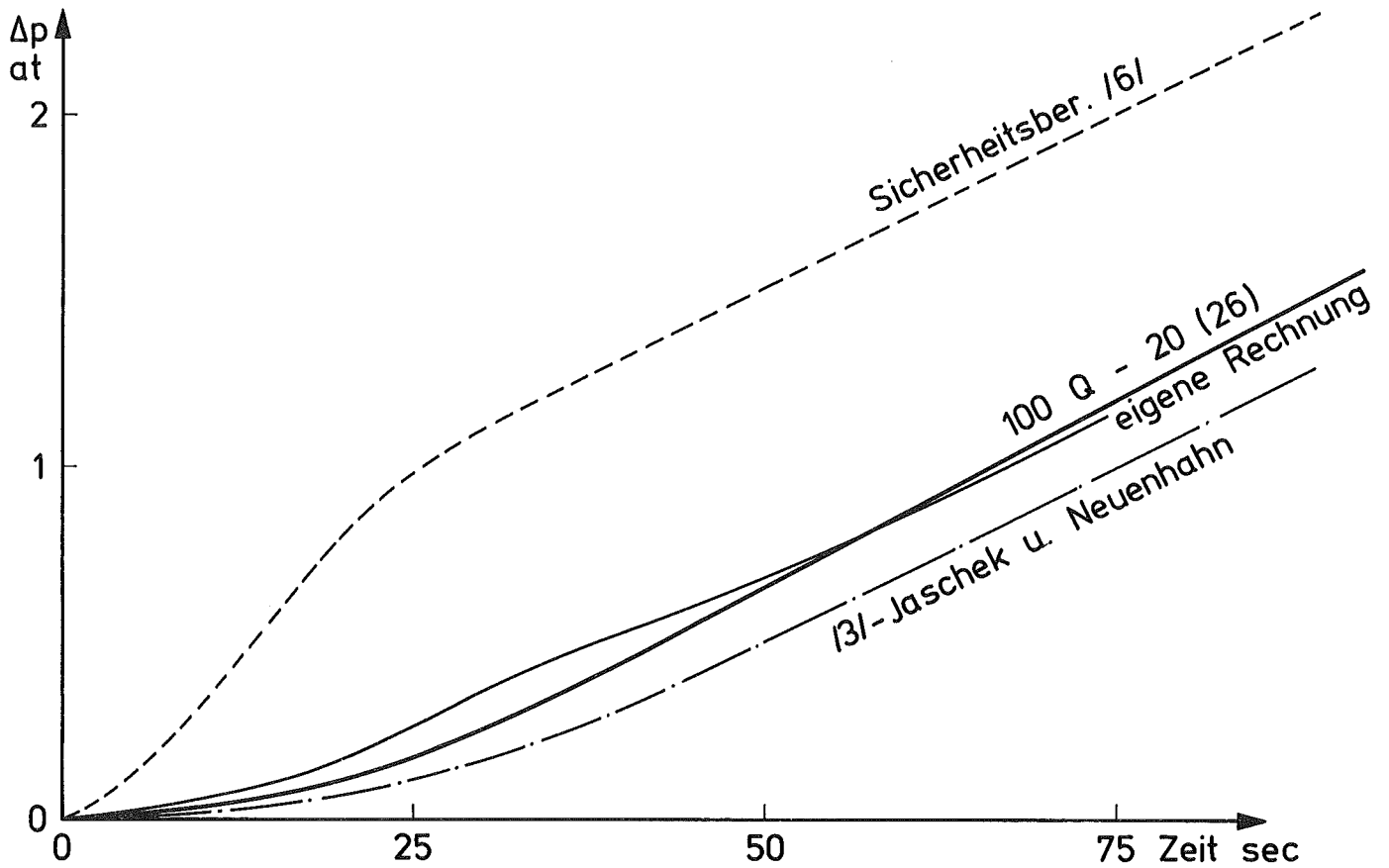


Bild 4: Druckverlauf nach Lastabwurf von 20 % im Vergleich mit zwei Autoren und dem Experiment

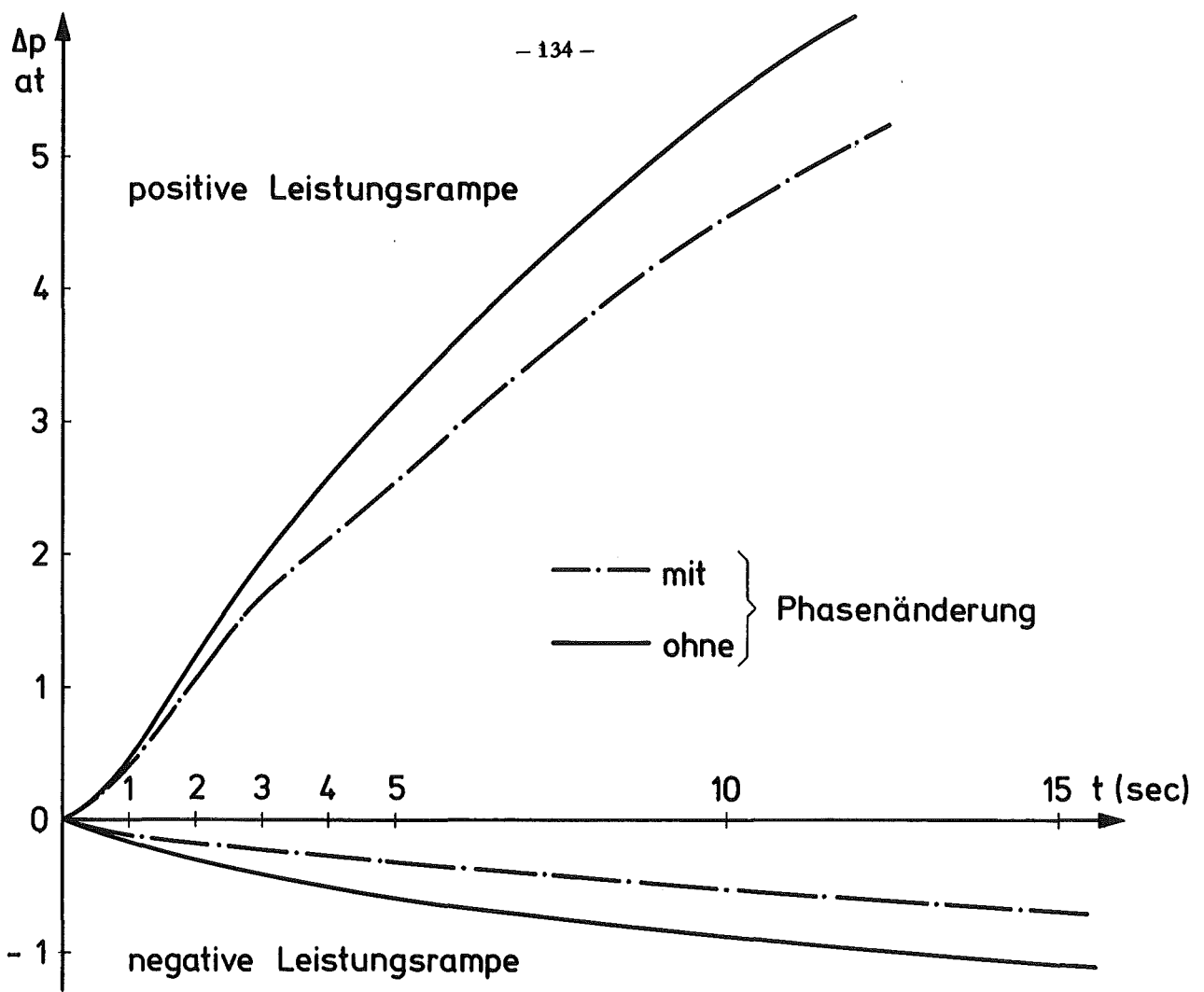


Bild 5: Druckverlauf nach Leistungsrampe von $\pm 70\%$ für Modelle mit und ohne Phasenänderung

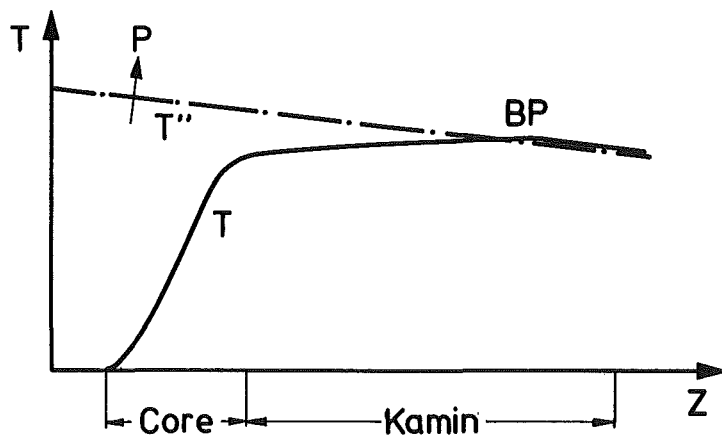


Bild 6: Temperaturverlauf über z

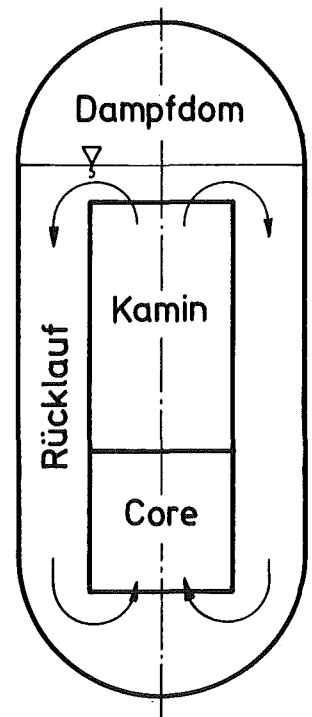


Bild 1: FDR schematisch

Vorhersage der regeltechnischen Eigenschaften des SWR -erläutert
am Beispiel Kernkraftwerk Würgassen (KWW)

(H. Beckmann)

1. Einleitung

Während der Projektierungsphase eines Kraftwerkes werden umfangreiche Untersuchungen über das transiente Verhalten der Gesamtanlage durchgeführt. Hierbei werden Modelle verwendet, die sowohl den kernphysikalischen Prozeß und die thermohydraulischen Vorgänge als auch Anlagenkomponenten beschreiben. Als Anlagenkomponenten seien z.B. Ventile, Rohrleitungen, Pumpen, Turbine und Generator genannt. Es liegt nun nahe, diese Modelle des Kraftwerkblockes auch zur Untersuchung des Blockregelsystems einschließlich vorgesehener Verriegelungen einzusetzen.

Ausgehend vom Anlagenmodell war das Regelkonzept des KWW zu überprüfen mit dem Ziel, folgende Forderungen zu erfüllen:

1. Bestimmte Systemgrößen (z.B. Reaktordruck und Füllstand im Druckgefäß) sind auf feste vorgegebene Größen zu halten.
2. Die Kraftwerksleistung und damit auch die Reaktorleistung ist der geforderten an das Netz abzugebenden Leistung anzupassen, wobei die dem Betreiber zugesicherte Laständerungsgeschwindigkeit einzuhalten ist.

Für den Bereich 25 bis 100 % Leistung (P) war festgelegt:

- a) Einfluß der Sekundärregelung (Netzregler) $\pm 10 \% P/\text{min}$
- b) Einfluß der Primärregelung (Frequenzeinfluß) Quasi-sprünge von $10 \% P$ in beiden Richtungen
Frequenz-/Leistungsstatik 5%

3. Es dürfen durch die Regeleinrichtung keine Betriebszustände eingestellt werden, die zu einer Abschaltung der Anlage führen.

4. Es sollen bei den Untersuchungen des Regelsystems die Parameter der Regler bestimmt werden, so daß zeitraubende Experimente zur Regloptimierung vermieden werden. Aus den Ergebnissen der Untersuchung soll weiter eine Spezifikation gewonnen werden, aus der der Lieferer des Gerätesystems alle erforderlichen Informationen über Eigenschaften der Geräte, ihre Schaltung und Verriegelung entnehmen kann.

2. Die Regelstruktur des Kernkraftwerkes Würzgassen

Das Blockschaltbild (Bild 1) zeigt die Grundstruktur der Kraftwerksregelung. Eingangsgröße in den Leistungsregelzweig ist der Leistungssollwert. Nach einer Begrenzung des Maximalwertes erfolgt der Vergleich mit dem Istwert der Kraftwerksleistung. Dieses Signal ($P_{Res.}$) wird gebildet, damit kurzzeitige Belastungsschwankungen nur gedämpft auf das Regelsystem gehen. Die Regelabweichung, in einem PID-Regler verarbeitet, verstellt mittelbar über unterlagerte Drehzahlregelkreise die Umwälzpumpendrehzahl und damit den Kühlmitteldurchsatz durch den Kern.

Damit beim schnellen Hochfahren der Umwälzpumpen die gegenüber dem Kühlmitteldurchsatz voreilende Neutronenflußerhöhung die Ansprechmarke der Reaktorschnellabschaltung nicht erreicht, ist eine Hochfahrsperrung vorgesehen. Diese unterbricht den Hochlauf der Pumpen, sobald der Neutronenfluß einen einstellbaren, leistungsabhängigen Grenzwert erreicht hat.

Sobald die nukleare Leistungserzeugung nicht mehr allein durch die Umwälzregelung beeinflusst werden kann (Erreichen einer unteren oder oberen Pumpendrehzahl), sind Einrichtungen vorgesehen, die die Pumpen in den Arbeitsbereich zurückführen bzw. über Steuerstäbe die Leistung einstellen. Auf diese Einrichtungen wird hier jedoch nicht eingegangen.

Um eine gute Stabilität bei hoher Regelgeschwindigkeit zu erreichen, wird mit den Turbinen-Stellventilen nicht der Reaktordruck unmittelbar geregelt, sondern der Druck vor der Turbine. Der Reaktordruckregler stellt dabei den Sollwert für den Druck von Turbine so ein, daß mit steigender Leistung der Druck vor Turbine sinkt, der Reaktordruck aber konstant bleibt.

3. Druckregelung

Die Druckregelung muß bereits beim ersten Hochfahren der Anlage ab einem Reaktordruck von etwa 20 bar und einer Leistung von ca. 6 % die Druckhaltung des Reaktors übernehmen. Es ist daher nicht möglich, diese Regelung bei kaltem Reaktor dynamisch zu optimieren. Die Einstellung der Reglerparameter stützt sich daher allein auf die Rechnungen der Auslegungsstudie ab. Entsprechend sind die gerätetechnischen Eigenschaften von Meßumformer, Regler und Stellglieder bei der Untersuchung zu berücksichtigen. Diese Daten wurden den Datenblättern des Geräteherstellers entnommen, bzw. im Fall der Turbinen- und Umleitstellventile im Werk gemessenen Übergangsfunktionen entnommen. Kriterium für die Optimierung der Druckregelung war ein gut gedämpftes Einschwingen des Reaktordruckes bei schnellen Änderungen des Dampfstromes im Reaktor. Überprüft wurde diese Einstellung dann durch Drucksollwertsprünge und bestimmte auch im Kraftwerksbetrieb vorgesehene Tests.

Mit den in der Studie ermittelten Reglerparametern wurde der Regelkreis erstmals am 13.12.1971 in Betrieb genommen. Es zeigte sich, daß keine Veränderungen der Parameter notwendig waren.

Eine der turnusmäßig vorgesehenen Prüfungen ist der Test der Umleitventile. Nacheinander wird jeweils eines der 8 Umleitventile schnell geöffnet, die Turbine bleibt in Betrieb und der Reaktordruck wird mit den Turbinenstellventilen geregelt. Nach

einer Öffnungszeit von ca. 150 ms bleibt das Ventil etwa 1 s geöffnet und wird anschließend in etwa 3,5 sec geschlossen. Bild 2 zeigt den gerechneten und gemessenen Verlauf dieses Versuches. Die Rechnung geht dabei von einer um 20 % höheren Leistung aus. Der Druck vor Turbine hat daher einen niedrigeren Anfangswert. Die Maxima von Druck und Dampfstrom sind gegenüber der Rechnung um 2 s verschoben. Der gemessene Druck steigt um etwa 0,5 bar höher. Allerdings ist die gemessene Dampfstromänderung auch größer. Der langsamere Regelvorgang ist im wesentlichen in den etwa um den Faktor 2 größeren Verzögerungen in den Stellungsregelkreisen der Turbine zu suchen. Insgesamt stimmen die gemessenen und gerechneten Transienten recht gut überein.

4. Leistungsregelung

Die Nachbildung des wichtigsten Stellgliedes der Leistungsregelung, der Umformersatz des Pumpenantriebes einschließlich Turbokupplung, stieß auf gewisse Schwierigkeiten. Es konnten lediglich Übergangsfunktionen eines Umformersatzes auf einem Pumpenprüfstand gemessen werden. Hieraus wurde für die Auslegungsrechnung eine Nachbildung gewählt, die etwa gleiches Verhalten zeigt. Bild 3 zeigt eine gerechnete schnelle Lastabsenkung des Kraftwerkes von 10 %/s über die Umwälzregelung, ausgehend von 100 % Leistung. Bild 4 zeigt eine gemessene Laständerung von etwa 1,6 %/s, ausgehend von etwa 68 % Leistung. Bei beiden Transienten wird der Reaktordruck vorübergehend um 0,5 bar abgesenkt. Der Neutronenfluß schwingt bei der gerechneten schnelleren Rampe etwa doppelt soweit unter wie bei der gemessenen. Dies ist auch zu erwarten aufgrund der größeren Änderungsgeschwindigkeit der Pumpendrehzahl.

Schnelle Änderungen der Umwälzmenge führen zum Überschwingen des Neutronenflusses. Namentlich bei schnellen Leistungstransienten im Bereich der Nennleistung war zu erwarten, daß der

Neutronenfluß die Schnellabschaltmarke tangiert. Daher wurde eine Hochfahrsperrung vorgesehen, die bei Erreichen eines Grenzwertes das weitere Hochfahren der Treibwasserpumpen und damit eine Steigerung der Umwälzmenge verhindert.

Zur Demonstration der Hochfahrsperrung und des Verhaltens bei großen schnellen Lastrampen zeigt Bild 5 eine Lastrampe von 27,5 %/min, von 380 MW auf 460 MW. Bei einem Neutronenfluß von 82,5 % (für Versuchszwecke wurde die Ansprechschwelle auf diesen Wert eingestellt) hält die Hochfahrsperrung die Pumpendrehzahl fest und gibt sie bei einem Wert 80 % wieder frei. Insgesamt wird die gewünschte neue Leistung nach ca. 20s erreicht, ohne daß der Neutronenfluß die Abschaltmarke erreicht. Die am Modell konzipierte Verriegelung arbeitet also wie vorgesehen. Bei der Erprobung der Leistungsregelung ergaben sich nur unwesentliche Korrekturen der auf Grund der Rechnung eingestellten Reglerparameter, z.B. gilt für den Leistungsregler

gerechnet: $K_p = 4,4 \text{ 1/min/\% Leistung}$, $T_N = 1,5 \text{ s}$, $T_D = 1 \text{ s}$
eingestellt: $K_p = 2,5 \text{ 1/min/\% Leistung}$, $T_N = 2,2 \text{ s}$, $T_D = 3 \text{ s}$

Die trägere Einstellung des Reglers bei der Inbetriebnahme der Regler wurde gewählt, um das den Regelgrößen Dampfstrom und Generatorleistung überlagerte Rauschen nicht noch zu verstärken. Auch mit der gerechneten Einstellung der Regler arbeitet die Anlage stabil.

5. Zusammenfassender Vergleich von Rechnung und Messung

Auslegungsrechnungen für die Regelung eines Kernkraftwerkes werden mit gutem Erfolg mit dem gleichen Modell durchgeführt, wie es für die Untersuchung von Störfällen ohne Kühlmittelverlust verwendet wird. Die vorhergesagten regeltechnischen Eigenschaften werden durch Messungen bestätigt. Das Ziel, die regeltechnische Inbetriebnahmezeit zu verkürzen, wurde erreicht. Sieht man von der in jedem Fall notwendigen Zeit für Vorbetriebs-

prüfungen ab, wurde in Würgassen z.B. die Regelung in etwa 2 Tagen eingestellt, wobei die notwendigen Versuche so durchgeführt werden konnten, daß praktisch keine Störung des Leistungsbetriebes auftrat.

Die erzielte Übereinstimmung von berechneten und gemessenen Regeltransienten erscheint ausreichend. Bessere Ergebnisse könnten durch eine genauere Nachbildung von Komponenten, z.B. Pumpen, Ventile und Stellgetriebe erreicht werden. Allerdings ist es oft nicht möglich entsprechende Angaben über die regeltechnischen Eigenschaften zu erhalten. Dieser Mangel an Information kann fast immer durch leichte Änderung der gewählten Regelparameter ausgeglichen werden. Schwieriger ist es, auf der ausgeführten Anlage die Regelstruktur zu ändern. Hierbei müssen dann oft Geräte ergänzt werden, was meist umfangreiche Umverdrahtungen und gelegentlich auch Anlagenstillstände erfordert. Daher soll durch die Regelungsstudie das Regelkonzept überprüft und festgelegt werden. Stellt man bei dieser Untersuchung fest, daß unter bestimmten Voraussetzungen diese Strukturänderung erforderlich werden kann, kann auch dies bereits beim Bau der Anlage berücksichtigt werden.

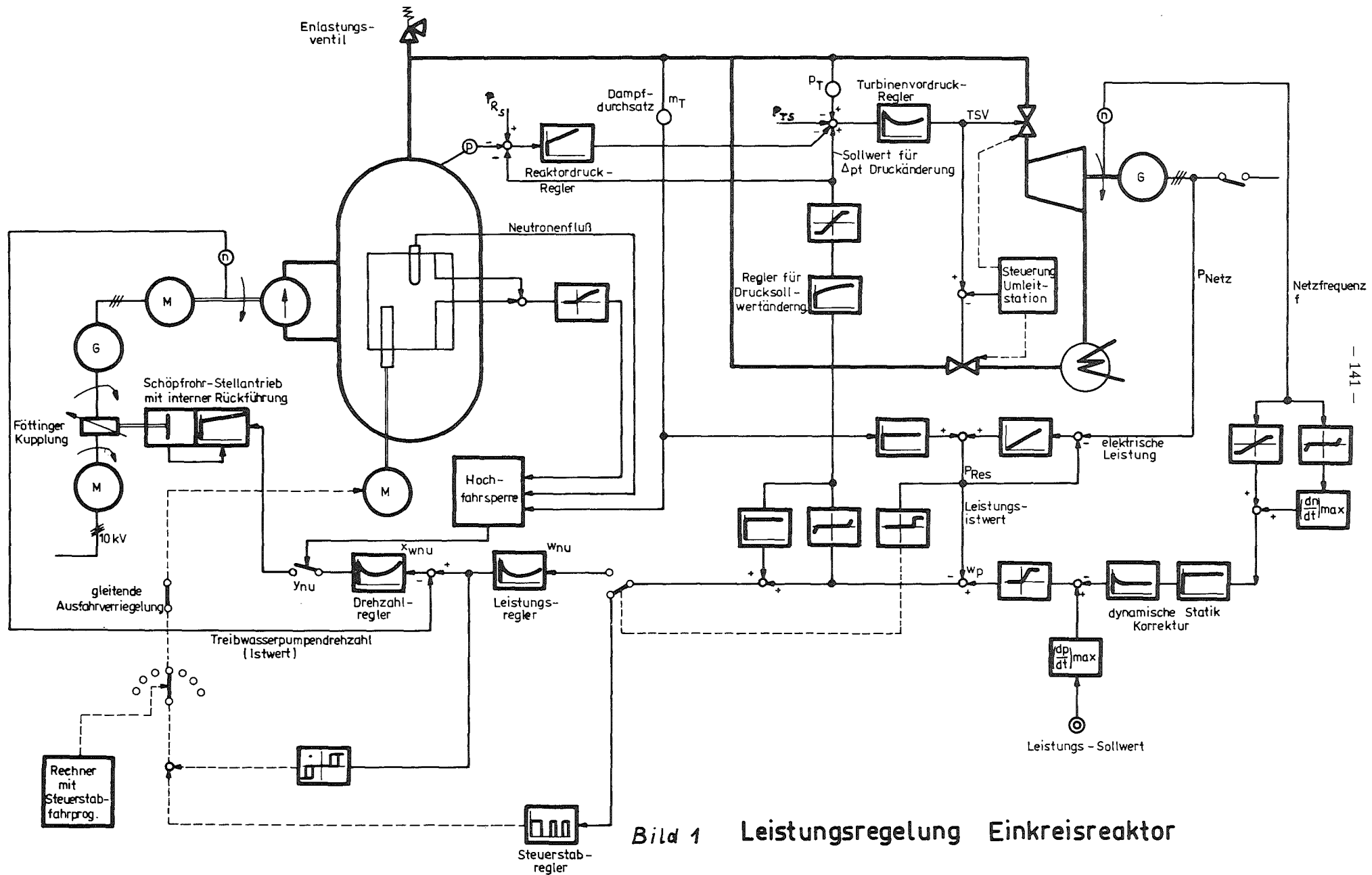


Bild 1 Leistungsregelung Einkreisreaktor

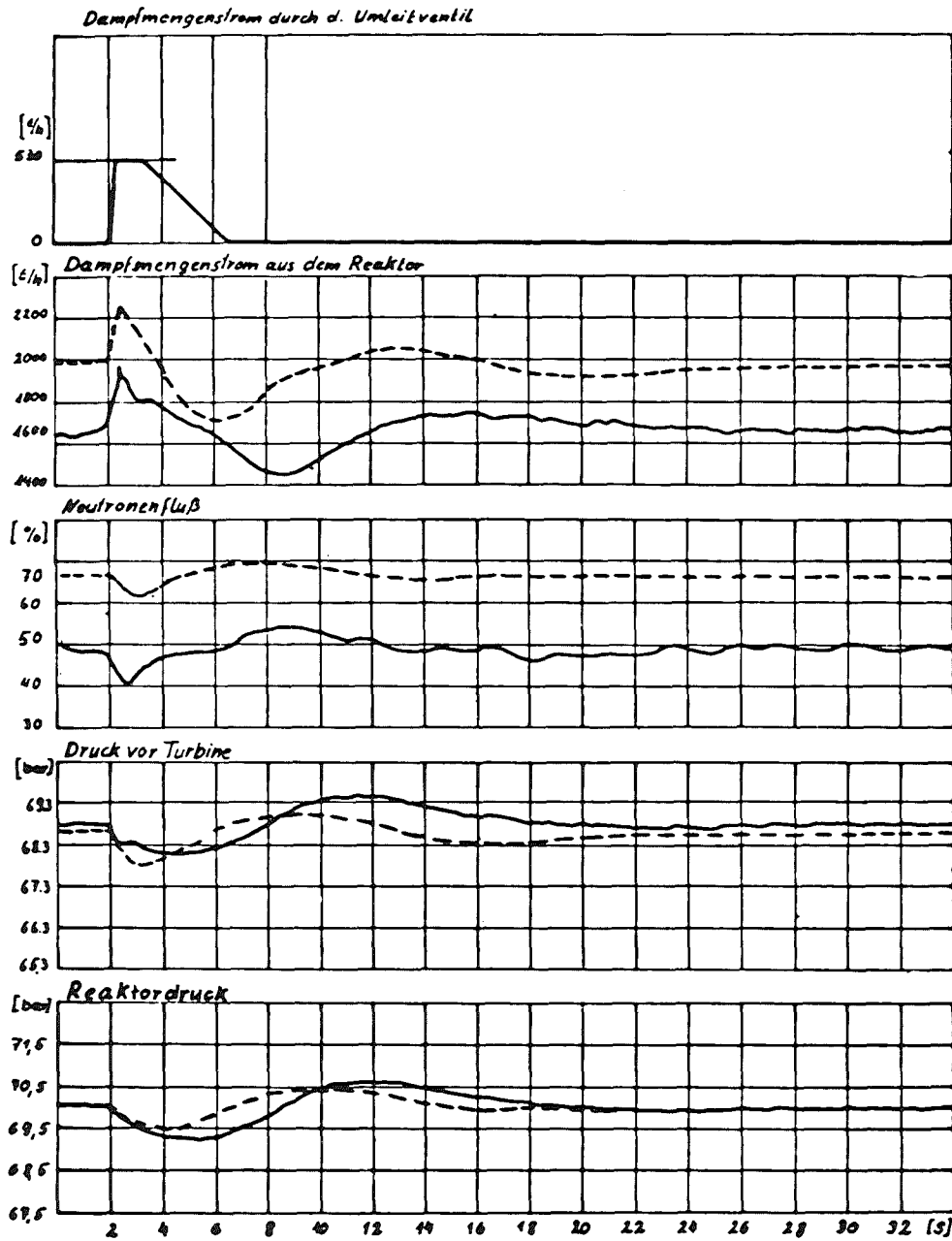
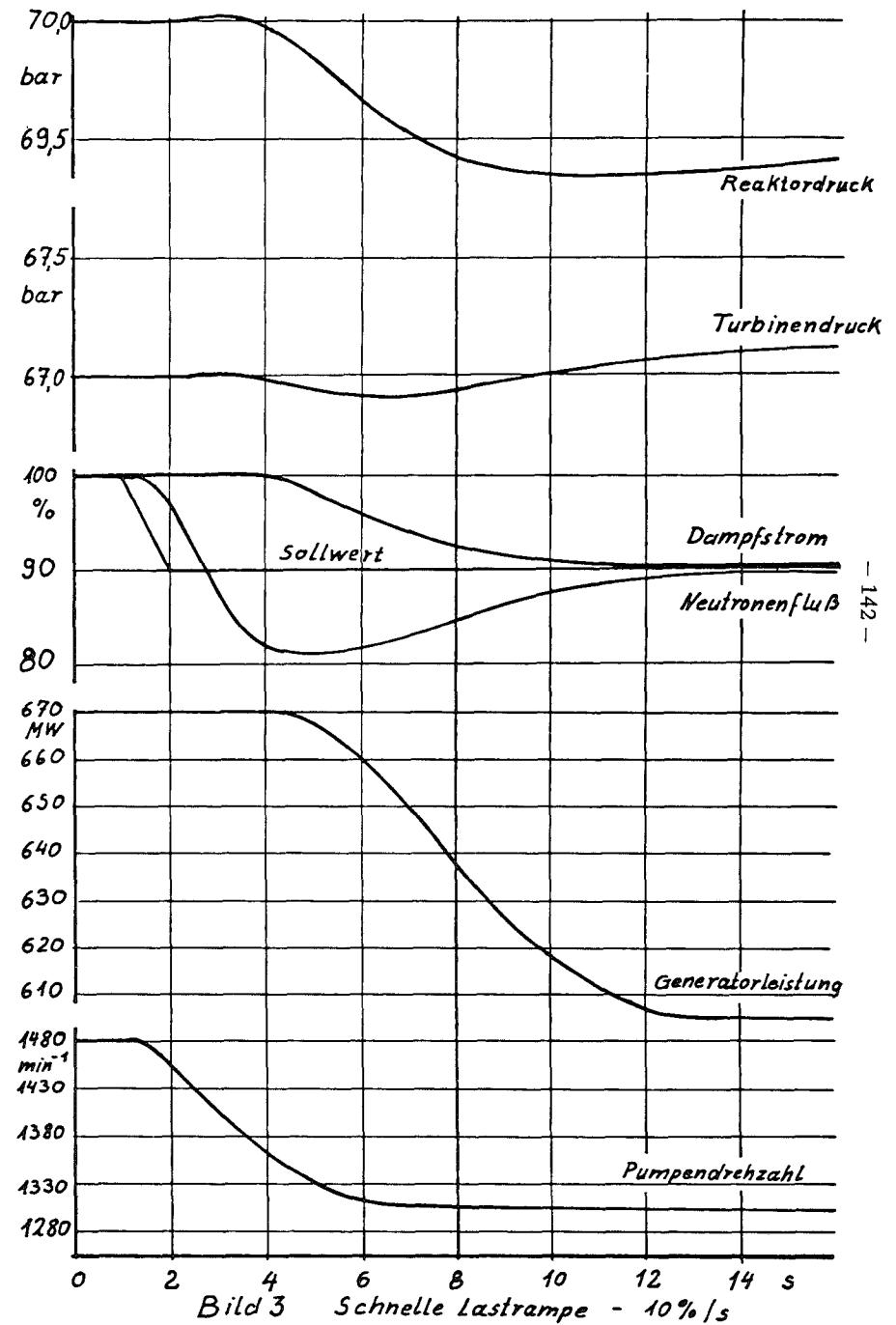


Bild 2 Test eines Umleitventils
 — Messung --- Rechnung



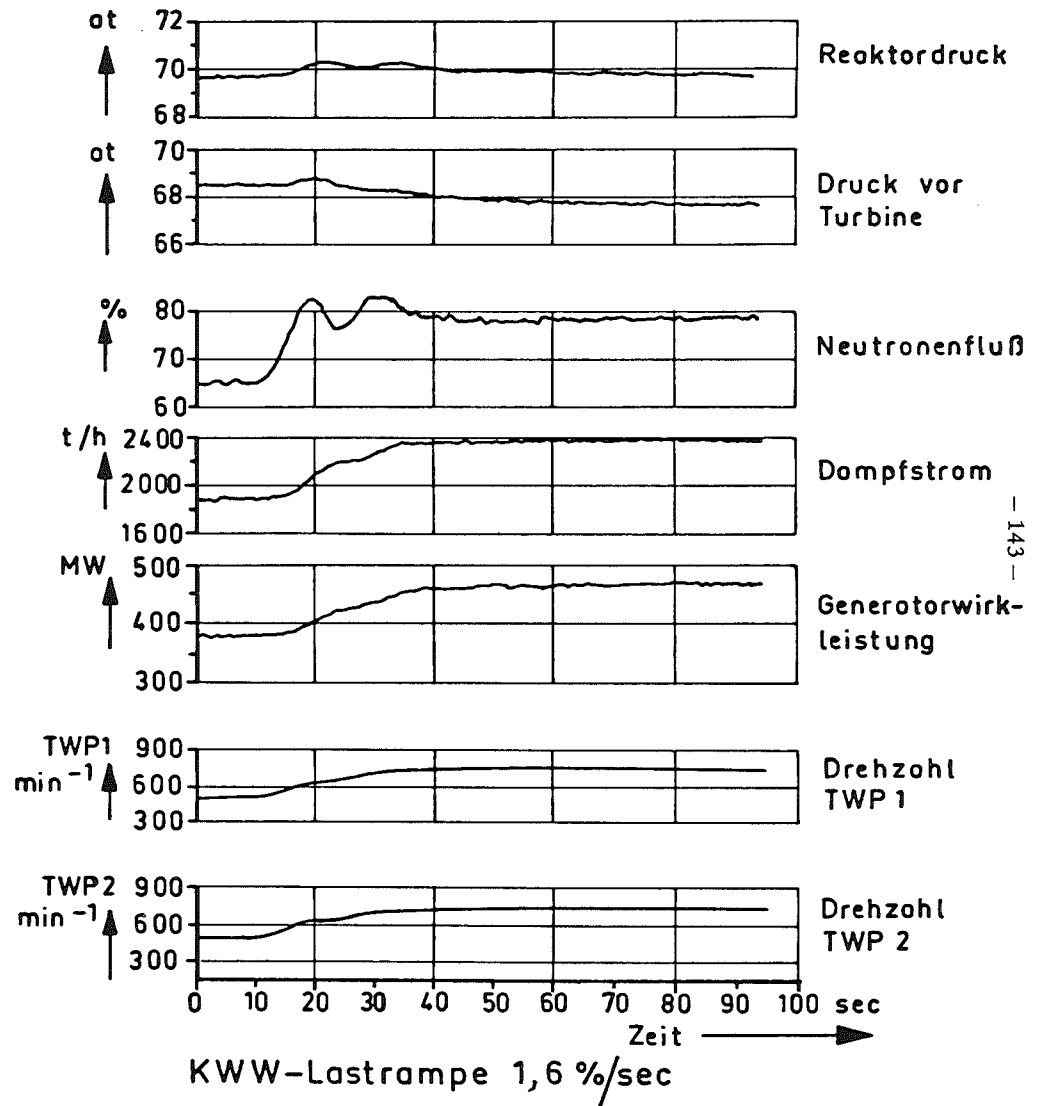
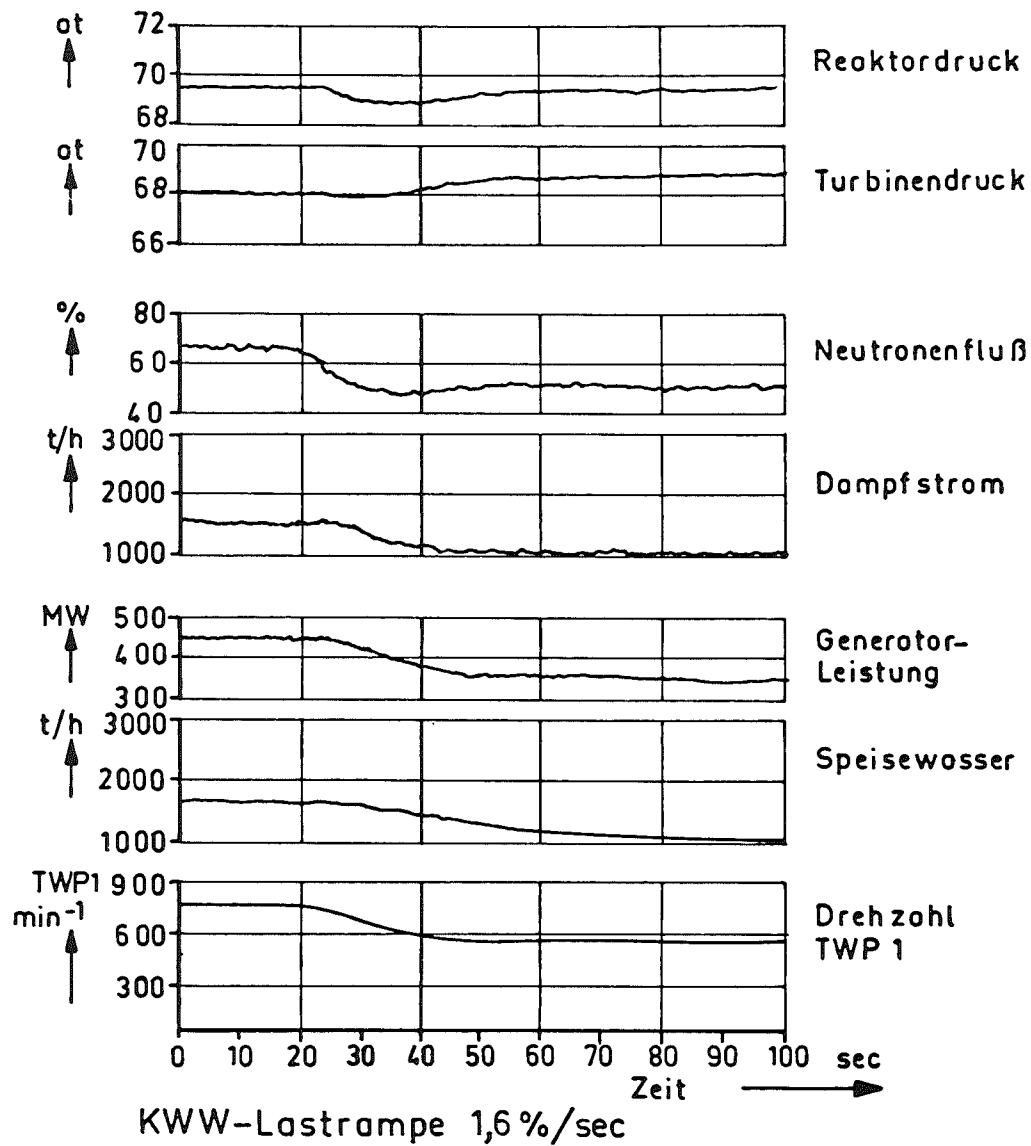


Bild: 4

Bild: 5



Nichtlineares Anlagenmodell zur Berechnung von Transienten in Siedewasserreaktoren.

W. FRISCH, S. LANGENBUCH

Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung,
Garching

1. Anwendungsbereich

Die folgenden Ausführungen über Transientenrechnungen befassen sich hauptsächlich mit Transienten, wie sie in Siedewasserreaktoren infolge von Betriebsstörungen auftreten können. Im Vordergrund stehen Störungen, deren zeitlicher Ablauf von mehreren Komponenten der Gesamtanlage abhängt, sodaß Berechnungen mit Komponentenmodellen allein nicht ausreichen.

Die Problematik von Leistungsexkursionen, die im wesentlichen mit Modellen des Reaktorkernes behandelt werden können, ist also nicht eingeschlossen. Eine weitere Abgrenzung erfolgt gegenüber den Notkühlproblemen, bei denen von der Voraussetzung ausgegangen wird, daß schwere Schäden am Primärsystem auftreten.

2. Anforderungen

Im Bereich der Simulation von Betriebsstörungen, also von Störungen, die mit relativ großer Wahrscheinlichkeit in einem Kernkraftwerk auftreten können, sind in den letzten Jahren die Anforderungen an die Simulationsmodelle beträchtlich gestiegen. Einige Gründe seien hier angeführt:

- Die immer größer werdenden Reaktorkerne machen eine mehrdimensionale Darstellung der Neutronenkinetik für eine Vielzahl von Störfallberechnungen erforderlich,

um lokale Effekte, wie Versagen einzelner Regelstäbe oder asymmetrische Unterkühlungsstörungen berechnen zu können.

- Kompliziertere Reaktor-Systeme (Automatisches Druckabbausystem, Leistungsprofilregelung) verlangen auch aufwendigere Rechenmodelle.
- Die Analyse von Betriebsstörungen unter Annahme des Versagens der Schnellabschaltung macht eine nicht-lineare Simulation aller wichtigen neutronenphysikalischen und thermo-hydrodynamischen Vorgänge erforderlich, da Transienten über relativ dicht am Betriebspunkt liegende Schnellabschaltmarken hinaus, d.h. für wesentlich größere Amplituden, berechnet werden müssen. Bisher verwendete, meist linearisierte Modelle (zum Teil Analogrechner-Modelle) sind für diese Analysen kaum verwendbar.
- Im Rahmen von Sicherheitsanalysen muß ein breites Spektrum von verschiedenartigen Betriebsstörungen untersucht werden, deren zeitlicher Ablauf sich über längere Zeiten (mehrere Sekunden bis Minuten) erstreckt und vom dynamischen Verhalten nicht nur des Kernes und Primärkühlkreislaufs sondern auch verschiedener Hilfssysteme abhängt.

Dies führt zu der ganz strengen Forderung nach rechenzeit-optimalen Programmen. Die Erfüllung dieser Forderungen wird erschwert durch die vorher genannten Anforderungen nach einer Erweiterung der Simulationsmodelle.

3. Programmsystem

Unter Berücksichtigung der oben erwähnten Forderungen wurde ein Programmsystem für die Simulation von Transienten in Siedewasserreaktoren entwickelt.

Da es nicht zweckmäßig ist, ein einziges, möglichst umfassendes Rechenprogramm für die Analyse aller Störfälle zu entwickeln, basiert das Programmsystem auf mehreren Versionen, die auf die jeweiligen Erfordernisse für die verschiedenen Störfallberechnungen ausgerichtet sind.

Die wichtigsten Modellkomponenten und deren physikalische Verknüpfungen sind in Bild 1 dargestellt. Auf eine ausführliche Modell- und Programmbeschreibung wird hier bewußt verzichtet. Es seien nur die wesentlichen Merkmale der Grundversion des Programmsystems erwähnt:

- Eindimensionale Hydrodynamik des Kühlkanals mit Separationsansatz für die orts- und zeitabhängige Druckberechnung /1/
- Hydraulisch angekoppelte Parallelkanäle
- Nodales Brennstabmodell mit temperaturabhängiger Wärmeleitfähigkeit
- Null- oder eindimensionale Neutronenkinetik
- Echte Transportzeitsimulation im Rückströmraum
- Simulation der Dynamik und Logik aller wichtigen Funktionen des Sicherheitssystems.

4. Vergleichsrechnung mit Messungen

An einem Vergleich Rechnung-Messung wurde das Modell getestet. Für den Ausfall aller Treibwasserpumpen beim Kernkraftwerk Würgassen standen uns die im Rahmen der Inbetriebnahmversuche durchgeführten Messergebnisse zur Verfügung.

In Bild 2 ist der Verlauf der erzeugten Reaktorleistung gezeigt. Der Kerndurchsatz, der infolge des Pumpenausfalls in ca. 8 sec. auf 40 % des Anfangswertes zurückgeht (Naturumlauf-Anteil), bewirkt über die Dampfblasen-Rückwirkung eine Leistungsreduzierung. Wegen der Verzögerung im Brennstoff kommt es zu einem Unterschwingen.

Die Nachrechnung erfolgte mit zwei verschiedenen Werten für die Dampfblasenrückwirkung, um Unsicherheiten abzudecken, die dadurch zustande kamen, daß die Reaktivitätskurven als Funktion des Dampfblasengehaltes nur für die Zustände "Absorberstäbe ein" und "Absorberstäbe aus" vorlagen und eine Interpolation vorgenommen werden mußte. Die beiden gerechneten Kurven überdecken einen Bereich, der einer Variation des Dampfblaseneffektes um etwa 25 % entspricht.

Zu Beginn und am Ende der Störung ist die Übereinstimmung sehr gut. Im mittleren Bereich ist eine Abweichung festzustellen, die darauf zurückzuführen ist, daß das Punktkinetik-Modell die Leistungsprofilverschiebung infolge der Verschiebung der Siedegrenze nicht erfassen kann. Die maximalen Abweichungen zwischen Messung und Rechnung liegen bei 10 %.

Der Vergleich mit der Messung zeigt, daß das Modell durchaus zur Simulation großer Änderungen der Betriebsvariablen geeignet ist, deutet aber gleichzeitig an, wo Verbesserungen erforderlich sind.

An dieser Stelle möchten wir uns bei der Fa. KWU, Frankfurt, für die Bereitstellung der Meßergebnisse bedanken.

5. Weiterentwicklung und Verbesserung

Die Weiterentwicklung des Modellsystems wird bestimmt durch die eingangs erwähnten Anforderungen.

Schwerpunkt ist dabei die raumabhängige Darstellung des Reaktorkernes. Durch eine eindimensionale Version der Neutronenkinetik werden axiale Leistungsprofiländerungen berücksichtigt und Reaktivitätsrückwirkungen lokal erfaßt. Grundsätzliche Schwierigkeiten treten bei dieser Modellerweiterung nicht auf. Rechenzeit- und Speicherplatzvergrößerung fallen noch nicht ins Gewicht.

Eine eindimensionale Neutronenkinetik reicht aber für die Simulation einer Reihe von bedeutsamen Störungen nicht aus.

Zu diesen Störungen gehören:

- Herauslaufen oder -fallen einzelner Regelstäbe, besonders am Rande des Reaktors
- Fehler im Regelsystem für eine Flußprofilregelung
- Asymmetrische Störungen des Kühlmitteldurchsatzes, hervorgerufen durch den Ausfall einer oder mehrerer, aber nicht aller Pumpen
- Asymmetrische Unterkühlungsstörungen, hervorgerufen durch Kaltwassereinbruch oder Ausfall von Speisewasservorwärmern.

Um in großen Reaktorkernen die lokalen Effekte berechnen zu können, ist eine 3-dimensionale Behandlung der Neutronenkinetik in Verbindung mit einem Mehrkanal-Modell für die Hydraulik des Reaktorkerns erforderlich. Eine Mehrkanal-Version des Anlagenmodells mit hydraulisch angekoppelten Parallelkanälen existiert bereits.

Bei der dreidimensionalen Behandlung der Neutronenkinetik traten bisher fast unüberwindliche Schwierigkeiten auf, wenn

man die klassische Methode (Lösung der Neutronendiffusionsgleichung mit finiten Differenzen) anwenden wollte. Für Leistungsreaktoren heutiger Größe wäre eine Aufteilung des Kernes in mehr als 100 000 Stützstellen erforderlich. Ein solch aufwendiges Rechenmodell ist im Rahmen einer Anlagensimulation sowohl vom Speicherplatzbedarf als auch von der Rechenzeit her nicht zu akzeptieren.

Es mußten also völlig neue Wege gegangen werden. Mit einer neuen Methode zur Lösung der Diffusionsgleichungen, die nur noch 1/30 - 1/60 der Stützstellen einer finiten Differenzen-Rechnung benötigt, ohne dieser hinsichtlich der Genauigkeit nachzustehen, ist jetzt die Möglichkeit einer dreidimensionalen Kernsimulation im Rahmen einer Anlagensimulation gegeben. Die Grundzüge des Verfahrens sind in Bild 4 zusammengefaßt.

In Bild 3 wird die neue Methode mit der Methode finiter Differenzen an einem Fall mit sehr starken örtlichen Änderungen des thermischen Neutronenflusses verglichen. Trotz der wesentlich größeren Gitterabstände wird das Flußprofil noch sehr genau wiedergegeben.

Mit diesem dreidimensionalen Modell ist es möglich, in größeren Kernen lokale Leistungserhöhungen zu entdecken, die mit null- oder eindimensionalen Modellen nicht erkannt werden können. Deshalb ist die raumabhängige Darstellung der Vorgänge im Kern bei der Simulation der relativ langsam ablaufenden Betriebsstörungen vergleichsweise wichtiger als die Verbesserung der Genauigkeit des Modells durch bessere Beziehungen für Wärmeübergang, Schlupf, unterkühltes Sieden, oder die Berücksichtigung des thermodynamischen Nicht-Gleichgewichts.

Literatur

- /1/ H. Wagner, Zur Simulation der Hydrodynamik von Siedewasserreaktoren, Nucl.Eng.a.Design 16, June 1971

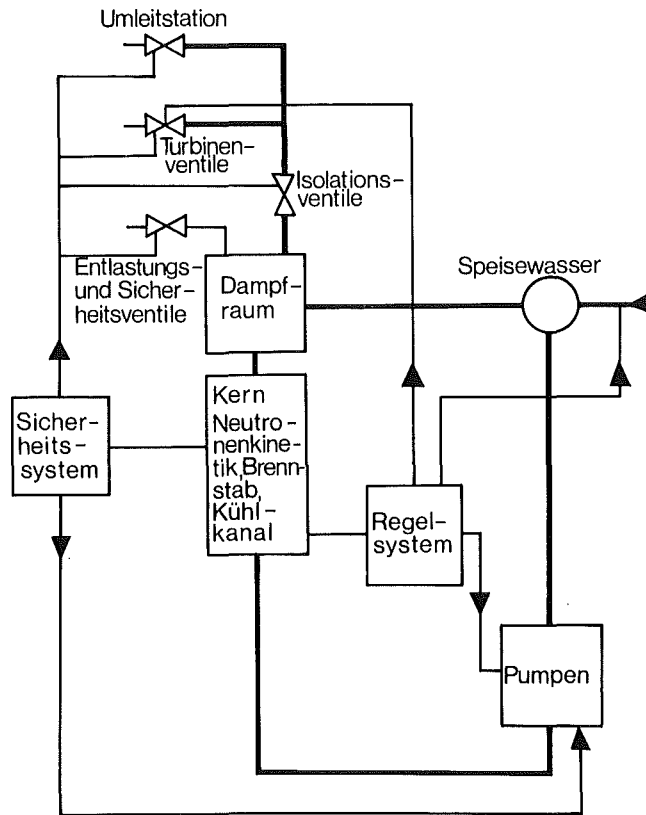
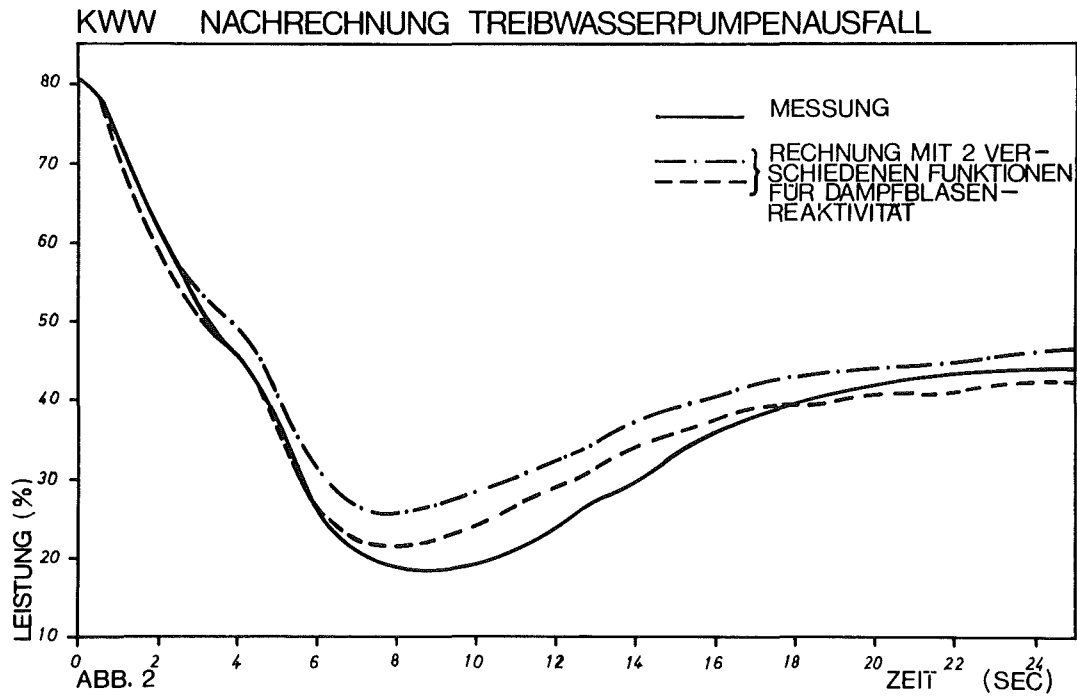
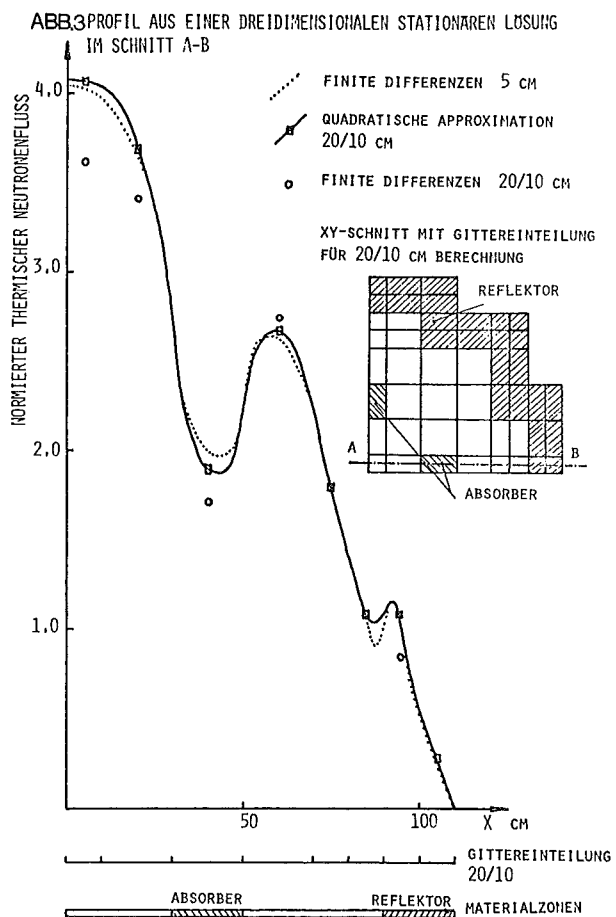


ABB. 1 ANLAGENMODELL FÜR SIEDEWASSERREAKTOR





GROBGITTERVERFAHREN FÜR NEUTRONENKINETIK

- GROBMASCHIGE AUFTEILUNG DES KERNES IN TEILBEREICHE
- INTEGRALE FORM DER NEUTRONEN-DIFFUSIONSGLEICHUNGEN
- FUNKTIONSANSATZ FÜR DEN NEUTRONENFLUSS INNERHALB EINES JEDEN TEILBEREICHS (Z.B. QUADRATISCHE ODER KUBISCHE POLYNOME)
- BERECHNUNG VON LECKAGE, ABSORPTIONS- UND PRODUKTIONS-RATE MIT DEM GEWÄHLTEN FUNKTIONSANSATZ
- KOPPLUNG DER BENACHBARTEN TEILBEREICHE DURCH ERFÜLLUNG DER STETIGKEITSBEDINGUNGEN VON NEUTRONENFLUSS UND -STROM AN DEN TRENNFLÄCHEN
- IMPLIZITES ADI-VERFAHREN FÜR DIE ZEITINTEGRATION

Überprüfung der Güte des SWR-Transientenmodells durch Nachrechnung von KWW-Inbetriebnahmeversuchen

(H. Bräuhäuser/R. Nogly)

Einleitung

Zur Auslegung der Regelung und der Schutzmaßnahmen für eine Kraftwerksanlage ist es erforderlich, das dynamische Verhalten der Anlage möglichst genau zu erfassen. Zu diesem Zweck wurde das Transientenmodell DRAMP für den Siedewasserreaktor entwickelt, das anschließend kurz beschrieben wird. Die mit dem Modell erreichte Genauigkeit der Vorhersage wird durch Nachrechnung von Inbetriebnahmeversuchen überprüft. Im folgenden wird die Nachrechnung von drei Transienten vorgestellt, die während der Inbetriebnahme des Kernkraftwerkes Würgassen gemessen wurden.

Rechenmodell

Das Transientenmodell DRAMP umfaßt alle Komponenten, die das instationäre Verhalten der Anlage beschreiben, einschließlich des Regelungssystems und der wichtigsten Verriegelungen und Schutzmaßnahmen.

In der Reaktivitätsbilanz sind die Anteile der Dampfblasen, der Brennstofftemperatur und der Steuerstäbe berücksichtigt. Das nukleare Geschehen im Kern ist durch eine Punktkinetik mit 6 Gruppen verzögerter Neutronen nachgebildet. Bei der Wärmeerzeugung wird neben der prompten auch die verzögerte Freisetzung von Wärme (Nachwärme) über einen Zeitbereich von ca. 5 Minuten berücksichtigt. Die Gleichungen des Brennstoffmodells beschreiben das Übergangsverhalten von der Wärmeerzeugung zur mittleren und zur maximalen Brennstofftemperatur sowie zum Wärmefluß ins Kühlmittel. Das Modell resultiert aus einer geschlossenen Lösung der Wärmeleitungsgleichung.

Die Beschreibung der hydraulischen Vorgänge im Kern basiert weitgehend auf einer Arbeit von Kirchenmayer. Der Einfluß der axialen Leistungsverteilung wird dabei durch Wichtungsfaktoren berücksichtigt. Aus dem Kernaustrittsdampfgehalt wird über ein Laufzeitglied der Dampfgehalt am Eintritt in die Dampfabscheider und mit Hilfe des Schlupfes der Dampfblasengehalt im Gemischraum über dem Kern berechnet. Die Aufteilung des Dampf- und Wasserstromes am Austritt aus den Dampfabscheidern ergibt sich unter Berücksichtigung der Nachverdampfung und des Wirkungsgrades der Abscheidung aus den Zuständen am Eintritt in die Dampfabscheider.

Der Systemdruck wird in zwei Unterräumen des Druckbehälters, dem gesättigten Bereich innerhalb und außerhalb des Kernmantels, jeweils aus einer Massen- und Energiebilanz, der Massenstrom zwischen den Unterräumen aus einer Impulsbilanz ermittelt. Die Enthalpie des Kühlmittels im Rückströmraum ergibt sich aus der Mischung des gesättigten Wassers aus den Dampfabscheidern mit dem kälteren Speisewasser. Der Füllstand im Druckbehälter ist eine Funktion der dem Druckbehälter zugeführten und entzogenen Massenströme, des Systemdruckes sowie des Dampfblasengehaltes in Kern und Gemischraum. Die Füllstandsregelung gibt den Speisewasserstrom vor. Die Speisewassertemperatur wird durch den Vorwärmstrang bestimmt und ist vom Dampfstrom durch die Turbine abhängig.

Der Druck in den Frischdampfleitungen wird nach den Gasgesetzen berechnet. Die Druckregelung betätigt die Turbinenstellventile und bestimmt damit den Dampfstrom zur Turbine. Aus dem Dampfstrom durch die Turbine wird die Generatorleistung ermittelt, die wiederum zusammen mit dem Leistungssollwert Eingangsgröße in die Leistungsregelung ist. Die Leistungsregelung betätigt die Zwangsumwälzpumpen und die Steuerstäbe.

Der Anwendungsbereich dieses Modells umfaßt die Untersuchung des Regelverhaltens und die Berechnung von Störfällen ohne Kühlmittelverlust im Leistungsbereich.

Ergebnisse von Nachrechnungen

Mit dem Transientenmodell DRAMP werden z.Z. Inbetriebnahmemeasurements am Kernkraftwerk Würgassen nachgerechnet. Zweck der Nachrechnungen ist es,

- die Genauigkeit des Transientenmodells zu überprüfen,
- nachzuweisen, daß die Rechenergebnisse konservativ sind,
- den Anwendungsbereich gegenüber umfangreicheren Rechenmodellen abzugrenzen und
- Ansatzpunkte für Verbesserungsmöglichkeiten im Modell zu finden.

Die Arbeit ist noch nicht abgeschlossen. Im folgenden werden die ersten Ergebnisse vorgestellt. Alle Rechnungen wurden mit gegenüber den Auslegungsrechnungen unveränderten Eingabekonstanten für das Transientenmodell durchgeführt.

a) Störung in der Dampfabfuhr aus dem Druckbehälter vom 8.2.1972

Abb. 1 zeigt einen vorübergehenden Einbruch im Dampfstrom am Druckbehälteraustritt, der durch eine Störung beim Übergang von Turbinen- auf Umleitbetrieb verursacht wurde. Die verringerte Dampfenahme bei gleichbleibender Dampferzeugung führt zu einem Druck und Neutronenflußanstieg im Reaktor bis durch die Anregung "hoher Neutronenfluß" eine Reaktorschnellabschaltung ausgelöst wird. Gleichzeitig mit der Schnellabschaltung wird die Drehzahl der Zwangsumwälzpumpen und damit auch der Kerndurchsatz abgesenkt.

Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen gemessenem und gerechnetem Neutronenflußanstieg. Die Druckanstiegsgeschwindigkeit ist bei der Rechnung etwas größer als bei der Messung, ebenso der Betrag des Druckanstiegs. Das letztere kann zum Teil auch daran liegen, daß der Druckverlauf bei dieser Messung schwer abzulesen ist.

b) Durchdringungsabschluß der FD-Leitungen am 1.2.1972

Abb. 2 zeigt die Nachrechnung eines Durchdringungsabschlusses der Frischdampfleitungen. Gleichzeitig wird der Reaktor schnellabgeschaltet und der Kerndurchsatz abgesenkt. In diesem Fall wird die Dampfabfuhr aus dem Druckbehälter vollständig unterbrochen. Der daraus folgende Druckanstieg wird durch das Ansprechen der Entlastungsventile begrenzt.

Wie bereits aus der ersten Nachrechnung zu erkennen war, wird hier deutlich mit dem Transientenmodell eine etwas größere Druckanstiegsgeschwindigkeit ermittelt als bei der Messung. Mit der Druckanstiegsgeschwindigkeit erhöht sich auch der bei der Drucktransiente auftretende Maximaldruck, da der Druck während der Tot- und Öffnungszeit der Entlastungsventile noch über den Ansprechwert der Ventile überschwingt. Daneben führte ein schneller Druckanstieg infolge des differentiellen Verhaltens auch zu einem stärkeren Leistungsanstieg. Dies macht sich besonders bei Auslegungsrechnungen bemerkbar, wo mit dem Versagen der ersten Schnellabschaltanregung gerechnet wird.

Die Ursache für dieses Verhalten des Transientenmodells (größere Druckänderungsgeschwindigkeit) ist darin begründet, daß in den Energiebilanzen für die Druckberechnung das gesättigte Wasser in den Spalten des Kerns und zwischen den Dampfabscheidern über dem Kerndeckel nicht be-

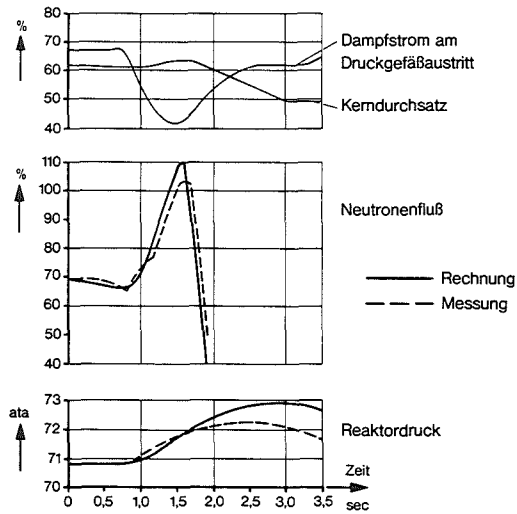
rücksichtigt wird. Druckaufbau und Druckänderungsgeschwindigkeit werden damit bei der gleichen Störung in der Dampfantnahme größer gerechnet als mit Berücksichtigung dieses "Ruhewassers".

Abb. 3, die die Transiente über einen längeren Zeitraum darstellt, zeigt, daß die gemessene Druckänderungsgeschwindigkeit mit wachsender Zeit immer mehr gegenüber der ohne "Ruhewasser" gerechneten zurückbleibt. Aus Abb. 4 ist zu erkennen, daß die gemessene Druckänderungsgeschwindigkeit nach einigen Sekunden mit der mit "Ruhewasser" berechneten übereinstimmt. (In Abb. 4 sinkt der Druck nach dem ersten Anstieg langsamer ab als in Abb. 3, da wegen des etwas geringeren Druckanstieges die 2. Gruppe der Entlastungsventile nicht mehr entspricht.) Der gemessene Druckverlauf liegt also zwischen den mit und ohne "Ruhewasser" ermittelten Ergebnissen, das heißt, das thermodynamische Gleichgewicht im gesättigten Bereich des Druckbehälters folgt bei Druckänderungen verzögert.

Das Ergebnis dieser Nachrechnung bestätigt unser bisheriges Vorgehen, bei schnellen Drucktransienten (z.B. Ausfall der Hauptwärmesenke) das Ruhewasser nicht als Energiespeicher zu berücksichtigen. Damit werden etwas höhere Werte für Druck- und Leistungsanstieg berechnet, als sie in Wirklichkeit auftreten würden. Darüberhinaus gibt diese Nachrechnung die Anregung zu untersuchen, ob und wie diese verzögerte Einstellung des thermodynamischen Gleichgewichtes im Rechenmodell berücksichtigt werden könnte.

c) Abschalten beider Treibwasserpumpen am 28.1.1973

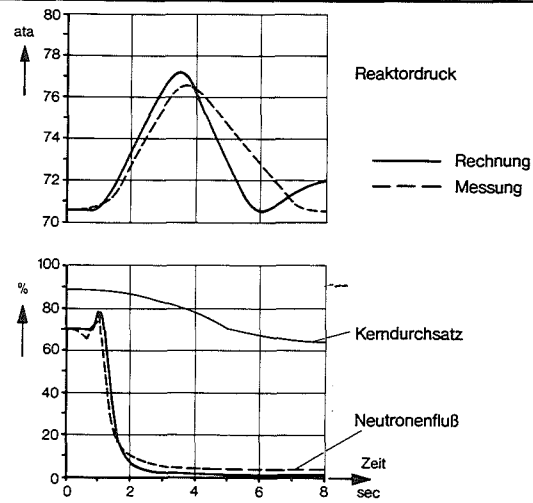
Durch das Abschalten der Treibwasserpumpen wird die Zwangsumwälzung des Kühlmittels im Druckbehälter aufgehoben. Der Kühlmitteldurchsatz durch den Kern sinkt auf den Naturumlaufwert ab. Dadurch vergrößert sich vorübergehend das Dampfvolumen im Kern, was über den negativen Reaktivitätskoeffizienten des Dampfblasengehaltes zu einem Absinken des Neutronenflusses führt und zwar solange, bis etwa der ursprüngliche Dampfblasengehalt wieder hergestellt ist. Der Reaktordruck sinkt bei diesem Vorgang um etwa 3 bar ab und wird durch die Druckregelung wieder auf den Sollwert zurückgebracht.



KWW-Störung in der Dampfabfuhr am Druckgefäßaustritt vom 8.2.72

F 74 232

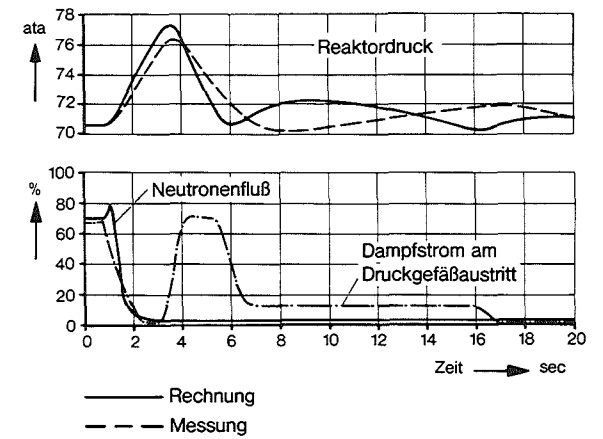
Abb. 1



KWW-Durchdringungsabschluß der Frischdampf-Leitungen vom 1.2.72 (ohne Ruhewasser)

F 74 233

Abb. 2



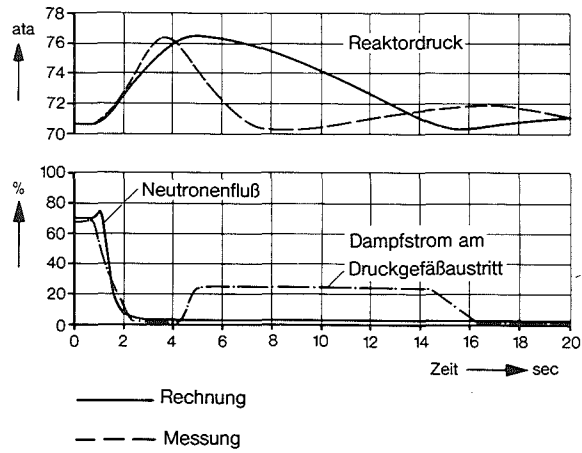
KWW-Durchdringungsabschluß der Frischdampf-Leitungen vom 1.2.72 (ohne Ruhewasser)

F 74 234

Abb. 3

Abb.5 zeigt eine Nachrechnung des Neutronenflusses bei dieser Transiente. Der Verlauf des Kerndurchsatzes und des Reaktordruckes wurden entsprechend der Messung vorgegeben. Der berechnete Neutronenfluß stimmt gut mit dem gemessenen Verlauf überein. Die maximale Abweichung beträgt weniger als 5 % des Nennwertes. In der Heizflächenbelastung und der Brennstofftemperatur, die dem Neutronenfluß verzögert folgen und die die eigentlichen Gefährdungsgrößen für den Kern darstellen, wird die Abweichung sogar noch geringer sein. (Wegen seines differentiellen Verhaltens machen sich im Neutronenfluß die Stützpunkte in der Vorgabe des Kerndurchsatzes, zwischen denen linear interpoliert wird, stärker bemerkbar.)

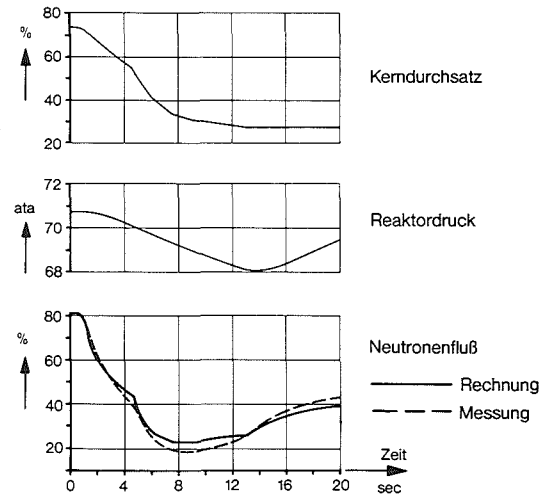
Abb. 6 zeigt eine weitere Nachrechnung der Pumpenabschaltung, wobei nur der Verlauf des Kerndurchsatzes vorgegeben ist. Neutronenfluß und Reaktordruck sind berechnet. Beim Verlauf des Reaktordruckes treten dabei zwischen Messung und Rechnung Abweichungen über 1 at auf. Die Ursache dieser Abweichungen liegt zum Teil in der Nachbildung des Druckreglers und der Turbinenstellventile, die in der Anlage etwas anders eingestellt sind, wie bereits im Vortrag über die Vorhersage der regeltechnischen Eigenschaften des SWR festgestellt wird.



KWW-Durchdringungsabschluß der
Frischdampf-Leitungen vom 1.2.72 (mit Ruhewasser)

F 74 235

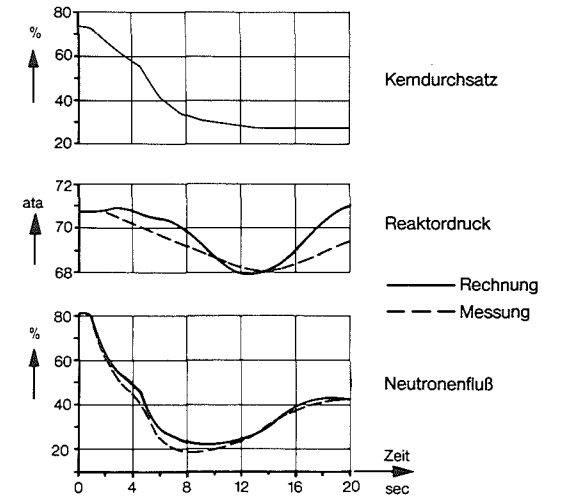
Abb. 4



KWW-Abschaltung beider
Treibwasserpumpen vom 28.1.73

F 74 236

Abb. 5



KWW-Abschaltung beider
Treibwasserpumpen vom 28.1.73

F 74 237

Abb. 6

KTG-Fachtagung, Karlsruhe, 29.-31.1.1974

Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen für Thermische und Schnelle Leistungsreaktoren

2. Themenkreis: Reaktordynamik

Berechnung des transienten Verhaltens von Leichtwasserreaktoranlagen mit Hilfe der Laplace-Transformation.

A. Höld

(Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung der Technischen Universität München, 8046 Garching)

1. Einleitung

Das dynamische Verhalten großer Reaktoranlagen kann nur mit Hilfe eines umfangreichen Systems von meist partiellen Differential- oder auch Integral-Gleichungen sowie den entsprechenden Zustandsgleichungen, z.B. für Wasser, Wasserdampf, Brenn- und Strukturmaterialien, beschrieben werden. Eine vollständige, direkte Lösung eines solchen Gleichungssystems ist dabei ohne zusätzliche Annahmen aus mathematischen und rechnerischen Gründen nicht möglich. Es müssen daher

a) entweder Vereinfachungen bei der Lösung der vorhandenen Beschreibungsgleichungen getroffen werden (z.B. durch Linearisierung dieser Gleichungen)

oder aber

b) schon bei der Aufstellung dieser Gleichungen durch vereinfachende geometrische oder physikalische Annahmen von einer weniger komplizierten Darstellung ausgegangen werden (z.B. Punktdarstellung, vereinfachte Erhaltungssätze usw.).

Je nach Problemstellung ist natürlich auch eine Kombination dieser zwei Gesichtspunkte möglich und für die Vielfalt der möglichen theoretischen Dynamikmodelle verantwortlich.

Es ist nun klar, daß lineare Modelle aufgrund der Tatsache, daß bei der Herleitung der bestimmenden Gleichungen von den exakten Formeln ausgegangen werden kann, bei voller Ausnützung der mathematischen Möglichkeiten eine weitaus verfeinerte Darstellung der physikalischen Gegebenheiten liefern können als z.B. nicht-lineare Modelle, die meistens von etwas vereinfachten Grundgleichungen ausgehen müssen, da sie sonst wegen der erforderlichen Diskretisierungsverfahren an ihre computertechnischen Grenzen (bezüglich Rechenzeit- und Speicherplatzbedarf) gelangen. Die Gültigkeit der linearen Modelle ist allerdings nur auf den linearen Bereich beschränkt, sie können daher nur kleinere oder mittlere Schwankungen des Betriebsverhaltens simulieren, während nicht-lineare Modelle über den gesamten Störbereich Gültigkeit besitzen. Welcher Art der Darstellung bei einer bestimmten Problemstellung daher der Vorzug gegeben werden soll, hängt somit sehr stark vom Anwendungsbereich ab.

Bei linearen oder linearisierten Gleichungssystemen besteht zusätzlich die Möglichkeit, diese mit Hilfe der Laplace-Transformation in den Frequenzbereich überzuführen, wobei sie eine wesentlich einfachere Gestalt annehmen und daher mathematisch entsprechend leichter, oft sogar in analytischer Weise gelöst werden können. (Bekanntlich geht ja nach einer Laplace-Transformation eine nach Zeit und Ort partielle Differentialgleichung in eine gewöhnliche, ein System gewöhnlicher Differentialgleichungen in ein System algebraischer Gleichungen über). Außerdem hat diese Darstellungsweise den Vorteil, daß sie einen unmittelbaren Vergleich mit Frequenzgangmessungen erlaubt, wobei dann die Ursachen eventueller Unterschiede viel einfacher lokalisiert und damit Hinweise auf notwendige Verbesserungen am theoretischen Modell viel schneller zu erhalten sind. Daneben ist es auch möglich, mit einem Frequenzgangmodell ohne große Mühe das Verhalten des sogenannten aufgeschnittenen Regelkreises und damit das Stabilitätsverhalten des zugrundegelegten physikalischen Systems zu be-

stimmen. All diese Überlegungen führten dazu, daß in der Reaktorindustrie und im speziellen in der Reaktordynamik Frequenzgang- und Stabilitätsmodelle vielfache Anwendung gefunden haben.

Um das transiente, d.h. also das zeitliche Verhalten verschiedener komplizierter Systeme, z.B. verschiedener Reaktortypen, gegenüber beliebigen Störungen zu kennen bzw. vorauszuberechnen, werden meistens Zeitmodelle herangezogen, also Modelle, bei denen die mehr oder weniger vereinfachten Ausgangsgleichungen direkt im Zeitraum gelöst werden, eine - wie vorhin erklärt - mathematisch und computertechnisch oft recht aufwendige Vorgangsweise. In diesem Beitrag soll nun eine Methode vorgeführt werden, wie auf dem Umweg über Frequenzgangmodelle (und unter Benützung der oben geschilderten Vorteile dieser Verfahren) bei Verwendung einer Methode, die die Rücktransformation vom Frequenzgang in den Zeitraum erlaubt, auch Antworten bezüglich des transienten Verhaltens dieser Systeme gewonnen werden können.

Zu diesem Zweck wurde am "Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung (LRA)" der Technischen Universität München ein Digitalprogramm mit dem Namen FRETI (eine Abkürzung für frequency-time transformation) entwickelt, das in einer Kombination eines analytischen und numerischen Verfahrens diese Rücktransformation besorgt /1/. Damit war es nun möglich, die am LRA im Laufe der Jahre entwickelten und gegenüber Oszillatormessungen erfolgreich getesteten Frequenzgang- und Stabilitätsmodelle ADYSMO (für den Siedewasserreaktor), ADYPMO (für den Druckwasserreaktor) und ADYMPHEX (für einen natriumgekühlten Reaktor vom Typ KNK) /2/, /3/, /4/, /5/ auch für Transientenberechnungen heranzuziehen.

Im folgenden soll nun eine kurze Charakterisierung der oben erwähnten Digitalprogramme gebracht werden, sowie die Güte der hier vorgeschlagenen Methode anhand der Nachrechnung zweier Transientenmessungen, die im Rahmen der Inbetriebnahmeversuche des SWR-Kernkraftwerks Würzgassen und des DWR-Kernkraftwerks Stade durchgeführt wurden, aufgezeigt werden.

2. Digitalprogramm FRETI

Ein physikalisches System, das durch eine Sprungfunktion der Form

$$x_{\text{STEP}}(t) = x_{\text{STAT}} + \Delta x \cdot x_U(t) \quad (1)$$

aus seinem stationären Zustand gebracht wird, antwortet mit einer Funktion

$$Y_{\text{STEP}}(t) = Y_{\text{STAT}} + \Delta x \cdot \Delta Y_U(t) \quad (2)$$

Dabei ist $x_U(t)$ die "Einheitssprungfunktion"

$$x_U(t) = \begin{cases} 1 & (t > 0) \\ 0 & (t \leq 0) \end{cases} \quad (3)$$

Falls das Frequenzgangverhalten zwischen dem Ein- und Ausgangssignal als bekannt vorausgesetzt werden kann

$$G(\nu) = |Y(s=2\pi\nu j)|, \quad \phi(\nu) = \angle Y(s=2\pi\nu j) \quad (4)$$

wobei die Übertragungsfunktion $Y(s)$ definiert ist als

$$Y(s) = \frac{\overline{\delta Y(s)}}{\overline{\delta X(s)}} \quad (5)$$

kann die "Übergangsfunktion" $\Delta Y_U(t)$ nach der bekannten Formel

$$\Delta Y_U(t) = \begin{cases} (1/2) R\{Y(0)\} + \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} G(\nu) \sin[2\pi\nu t + \phi(\nu)] \frac{d\nu}{\nu} & (t > 0) \\ 0 & (t \leq 0) \end{cases} \quad (6)$$

berechnet werden. Mit Hilfe der "Duhamel-Formel" kann dann auch das transiente Verhalten dieses Signals gegenüber einer beliebigen Störfunktion $x_T(t) = x_{\text{STAT}} + \Delta x_T(t)$ berechnet werden:

$$Y_{X_T}(t) = Y_{\text{STAT}} + \int_0^t \frac{d\Delta Y_U(\tau)}{d\tau} \Delta x_T(t-\tau) d\tau \quad (7)$$

Falls die Übertragungsfunktion als einfache analytische Funktion darstellbar ist, kann das Integral in Gl. (6) oft direkt gelöst und somit eine analytische Formel für die Übergangsfunktion gefunden werden. Leider tritt dieser Spezialfall nur sehr selten auf. Viele Autoren versuchten deshalb, die gegebenen, oft relativ komplizierten Übertragungsfunktionen durch geeignete einfache analytische Funktionen zu approximieren, um so auf analytische Lösungen zu kommen. Diese Methode eignet sich allerdings nicht allzu gut für ein allgemeines Vorgehen.

Bei der Erstellung des Digitalprogrammes FRETI wurde deshalb ein anderer Weg eingeschlagen. Es kann ja angenommen werden, daß der charakteristische Anteil des Frequenzganges, $G(v_j)$ und $\psi(v_j)$, innerhalb eines bestimmten Frequenzbereichs

$$v_A \leq v_j \leq v_C \quad (8)$$

an den diskreten Frequenzpunkten v_j

$$v_j = v_A (v_S)^{(j-1)} \quad (9)$$

$(j=1, 2, \dots, N_S)$

vorgegeben ist. N_S errechnet sich aus

$$N_S = 1 + \ln(v_C/v_A) / \ln(v_S) \quad (10)$$

Um aber Gl. (6) lösen zu können, müßte dieser Frequenzgang über den ganzen Frequenzbereich (also von 0 bis ∞) bekannt sein. Da dies nicht der Fall ist, wird angenommen, daß die Frequenzgänge nach oben und unten extrapolierbar sind, und zwar durch analytische Funktionen, die so gewählt wurden, daß sie nach Einsetzen in Gl. (6) analytische Lösungen liefern. Wird nun die Integration von 0 bis ∞ in Gl. (6) aufgespalten in Teilintegrationen von $0-v_A$, v_A-v_C und $v_C-\infty$, so können das erste und das dritte Teilintegral in analytischer Form, das mittlere Integral durch numerische Integration gelöst werden.

In dem Programm FRETI wurde angenommen, die Amplituden- und Phasengänge mögen durch folgende Funktionen approximierbar sein:

a) Bereich: $0 \leq \nu \leq \nu_A$

$$G(\nu) \cong G_A + G_{AN} \nu^\beta \quad (11)$$

$(\beta = -1/2, 1/2, 1, 3/2, 2; \text{ falls } G_{AN} \neq 0)$

$$\psi(\nu) \cong \psi_A + 2\pi\nu\theta_A \quad (12)$$

b) Bereich: $\nu_C \leq \nu \leq \infty$

$$G(\nu) \cong G_C + G_{CN} \nu^\gamma \quad (13)$$

$(\gamma = 1/2, -1/2, -1, -3/2, -2; \text{ falls } G_{CN} \neq 0)$

$$\psi(\nu) \cong \psi_C + 2\pi\nu\theta_C \quad (14)$$

In der Praxis zeigt es sich, daß damit der Großteil der auftretenden Frequenzgangkurven sehr zufriedenstellend approximierbar ist. In all diesen Fällen könnten analytische Teillösungen gefunden (die genauen, oft komplizierten Formeln sind aus /1/ zu ersehen) und damit die gewünschte Rücktransformation erzielt werden.

Um die Güte des Programms zu überprüfen, wurden Testrechnungen an Differentialgleichungen mit bekannten Lösungen durchgeführt. Z.B. wurde ein durch eine gedämpfte harmonische Schwingung angeregter gedämpfter Schwingkreis nachgerechnet. Die Ergebnisse waren fast identisch mit den exakten Lösungen.

3. Frequenzgang- und Stabilitätsmodell für Siedewasserreaktoren (ADYSMO)

Zur Bestimmung des Frequenzgang- und Stabilitätsverhaltens eines sowohl bei Zwangs- als auch Naturumlauf, bei schwankendem als auch geregelter Systemdruck betriebenen Siedewasserreaktors

(oder auch eines elektrisch beheizten Versuchsstandes) wurde ein lineares, eindimensionales, analytisches Einkanal-Modell in bezug auf Störungen der Regelstabreaktivität (bzw. Heizleistung), der Primärdampflast (bzw. Systemdrucks), der Unterkühlung und des Eintrittsmassenstromes entwickelt /2/, /3/.

Die wichtigsten Charakteristiken des Modells sind:

- a) Der Primärkreis eines Siedewasserreaktors besteht aus einem Core, einem Riser, einem oberen Plenum mit Dampfleitung zur Turbine, einem Downcomer, einer Pumpe und einem unteren Plenum.
- b) Das Core wird durch einen einzelnen Kühlkanal simuliert, der in eine Vorwärm- und eine Siedezone unterteilt ist. Deren charakteristische Parameter sind sowohl zeit- als auch axial-abhängig.
- c) Die Neutronenkinetik wird durch das bekannte Punktkinetik-Modell beschrieben, das allerdings durch Einführung einer axialen, stationären Leistungsverteilung und einer axialen Dampfblasenreaktivitätsgewichtsfunktion auch auf eindimensionale Verhältnisse erweitert wurde.
- d) Reaktivitätsrückkopplungen können sowohl durch Brennstabtemperatur-, Moderator-temperatur- als auch Dampfblaseneffekte verursacht werden.
- e) Der Temperaturentwurf im Brennstab sowie die Wärmeabfuhr an das Kühlmittel wird durch Lösen der exakten Fourier-Wärmeleitungsgleichung bestimmt.
- f) Durch Lösen der Energiebilanzbeziehung (in integraler Form) und Massenbilanzbeziehung (in differentieller Form) sowie durch Verwendung von experimentellen stationären Schlupfbeziehungen (bei gleichzeitiger Verallgemeinerung auf instationäre Verhältnisse) können die bestimmenden Parameter der Vorwärm-, der Siedezone und des Risers beschrieben werden. (Zeitliche Änderungen des Systemdrucks werden mitberücksichtigt, zusätzliche axiale Druckschwankungen allerdings vernachlässigt).

- g) Der Einfluß der Turbine auf Systemdruck und Dampflast wird durch Verwendung und Verallgemeinerung des (stationären) Kegelgesetzes berücksichtigt.
- h) Aus der Tatsache, daß die Summe der Druckabfälle im ganzen Kreislauf gleich Null ist, werden (unter Verwendung der Impulsbilanz sowie der Moody- bzw. Martinelli-Nelson Beziehungen für Ein- und Zweiphasenreibung) die Verhältnisse beim Naturumlauf beschrieben.

Nach Linearisierung der Ausgangsgleichungen, Übergang in den Laplace-Raum und Ersetzen der Laplace-Variablen s durch $s=j\omega$ ($j=\sqrt{-1}$, ω = Kreisfrequenz), gelangte man so zu einem System von 20 komplexen algebraischen Gleichungen mit 20 Unbekannten, das von außen sowohl durch Änderungen in der Regelstabilität (oder - im Falle eines elektrisch beheizten Loops - in der Heizleistung), in der Dampflast oder im Systemdruck, in der Unterkühlung oder im Eintrittsmassenstrom gestört werden kann. Im Digitalprogramm ADYSMO wird nun dieses System gelöst und das sich daraus ergebende Frequenzgangverhalten dieser Unbekannten gegenüber der angelegten Störung sowohl in Form von Tabellen als auch von Plots ausgegeben. Zusätzlich kann auch noch das Verhalten des "aufgeschnittenen" Regelkreises berechnet werden, um mit Hilfe des Nyquist-Kriteriums auf das Stabilitätsverhalten dieses Systems schließen zu können.

Vergleichsrechnungen mit Frequenzgangmessungen an verschiedenen elektrisch beheizten Siedewasserversuchsständen (ANL, AEG) sowie an den beiden Siedewasser-Leistungsreaktoren Gundremmingen und Garigliano zeigten sowohl bei Zwangs- als auch Naturumlaufbedingungen gute Übereinstimmung.

4. Frequenzgang- und Stabilitätsmodell für Druckwasserreaktoren (ADYPMO)

In ähnlicher Weise konnte nun auch ein lineares, eindimensionales, analytisches Dynamikmodell (und darauf aufbauend das Digi-

talprogramm ADYPMO) für Druckwasserreaktoren entwickelt werden. (Siehe /4/, wobei aber mittlerweile eine verbesserte Version für den Dampferzeuger eingebaut wurde). Damit kann das Frequenzgang- und Stabilitätsverhalten eines Druckwasserreaktors gegenüber Störungen in der Reaktivität, der Pumpenfördermenge und der Unterkühlung sowohl an der Primär- als auch Sekundärseite des Kühlkreislaufes sowie der Dampflast bestimmt werden. Viele Teile des Siedewasserreaktormodells konnten dabei direkt übernommen werden, andere Teile, wie z.B. ein vereinfachtes Modell für einen Dampferzeuger, mußten neu entwickelt und hinzugefügt werden. Es wurde ein im Gegenstromprinzip arbeitender Geradrohrverdampfer angenommen, wobei der Einfachheit halber sowohl die Vorwärm- als auch Siedezone nur als punktförmig angesehen wurden. Ein entsprechendes genaueres eindimensionales Dynamikmodell für einen im Naturumlaufbereich arbeitenden U-Rohr Dampferzeuger ist momentan am LRA in Entwicklung.

5. Frequenzgang- und Stabilitätsmodell für einen natriumgekühlten Reaktor vom Typ KNK (ADYMPHEX)

Das Druckwasserreaktor-Modell diente auch als Grundlage eines ähnlichen Frequenzgang- und Stabilitätsmodells /5/ für den Spezialfall des KNK-Reaktors und Reaktortypen gleichen Aufbaus. Änderungen gegenüber dem Druckwasserreaktormodell waren vor allem durch die spezielle Brennelementkonstruktion (ringförmige Anordnung der UO_2 -Stäbe, innen und außen von zylindrischen bzw. ringförmigen ZrH_x -Moderatoren umgeben) sowie den Natriumzwischenkreislauf, der mit einem Na/Na-Gegenstrom-Zwischenwärmeaustauscher gekoppelt ist, vorzunehmen.

6. Anwendungsbeispiele

Die Güte der hier vorgestellten Methode soll anhand je einer Nachrechnung von Transientenmessungen, durchgeführt bei Inbetriebnahme sowohl einer Siede- als auch einer Druckwasserreaktorkernkraftwerksanlage, demonstriert werden.

- a) In Abb. 1 ist der gemessene zeitliche Kurvenverlauf der Reaktorleistung (in % Nennlast, strichlierte Linie) des

Kernkraftwerks Würzgassen (KWU-Inbetriebnahme Test 137:80% Nennlast, 74% Nenndurchsatz) gegenüber einer fast rampenförmigen Massendurchsatzabnahme (in % Nenndurchsatz, strichpunktierte Linie), bedingt durch einen Treibwasserpumpenausfall, aufgetragen. Eine Nachrechnung dieses Falles mit Hilfe des SWR-Dynamikprogrammes ADYSMO und eine anschließende Rücktransformation mit FRETI lieferte als Ergebnis den in Abb. 1 als ausgezogene Linie gezeichneten Verlauf. (Die Berücksichtigung verschiedener Reaktivitätsgewichtsfunktionen hatte keinen allzu großen Einfluß auf den Kurvenverlauf).

Zu beachten ist, daß neben der Massendurchsatzabnahme auch noch eine (rd. 4%-ige) Systemdruckabnahme auftrat, die allerdings sehr bald wieder auf den Ausgangszustand zurückgeregelt wurde. Da lineare Systeme dem Superpositionsprinzip gehorchen, ist leicht einzusehen, daß mehrere Störungen des Systems so behandelt werden können, als ob jede Störung für sich gesondert wirke und die sich daraus ergebenden Antwortsignale dann zusammengezählt werden. In diesem Fall haben ADYSMO-FRETI Rechnungen gezeigt, daß die gemessenen Drucktransiente eine zusätzliche Leistungsbeeinflussung von nur rd. max. 1% bewirkt, somit also gegenüber den von der Massendurchsatzänderung kommenden Effekten vernachlässigbar ist.

Obwohl bei diesem hier diskutierten Fall Massendurchsatzänderungen von rd. 45% (bezogen auf den Nenndurchsatz) (und dadurch bedingt Leistungsänderungen von rd. 60% Nennlast) zu verzeichnen waren, womit der Anwendungsbereich linearer Modelle schon beträchtlich überschritten sein sollte, zeigen die Vergleichsrechnungen mit ADYSMO-FRETI zumindest im ersten Teil der Rechnung und dann beim Übergang in den neuen stationären Zustand gute Übereinstimmung mit den Meßergebnissen. Ob die Diskrepanzen im mittleren Teil der Vergleichskurven auf Beschränkungen, bedingt durch die Linearität des Modells, oder aber auf Unsicherheiten in einigen Eingabedaten (wie z.B. Reaktivitätskoeffizienten, Wärmeleit- und -übergangszahlen etc) zurückzuführen sind, kann erst nach eingehender Parameterstudie beantwortet werden.

b) In einem zweiten Anwendungsbeispiel wurde versucht, mit Hilfe von ADYPMO und einer anschließenden Rücktransformation mit FRETI das transiente Verhalten zweier charakteristischer Parameter (Reaktorleistung, mittlere Kühlmitteltemperatur im Kühlkanal) des Druckwasserreaktor-Kernkraftwerks Stade nach einer Störung im Systemdruck des Sekundärkreises des Dampferzeugers (bedingt durch einen positiven rampenförmigen Anstieg von rd. 30 MW in der Generatorleistung) nachzurechnen (KWU-Test 150). Wie aus Abb. 2 zu ersehen ist, kann in beiden Fällen sehr gute Übereinstimmung konstatiert werden.

7. Schlußfolgerung

Mit den hier vorgeführten Beispielen sollte demonstriert werden, daß Transientenberechnungen auf dem Umweg über Laplace-Modelle zu annehmbaren Resultaten führen und Vorteile gegenüber den herkömmlichen Zeitmodellen, sowohl was Rechenzeit- als auch Speicherplatzersparnisse anbelangt, haben können. Da die meisten Frequenzgangmodelle in analytischer Form dargestellt werden können, ist es klar, daß die Lösungsgleichungen direkt programmierbar sind, deren Berechnung also weder viel Zeit noch große Speicherplatzkapazitäten erfordert. So benötigen die Programme ADYSMO, ADYPMO, ADYMPHEX und FRETI in ihrer jetzigen Version rd. 200 k bytes Speicherplatzbedarf, dieser Bedarf kann aber nach Weglassen der sehr speicherplatzaufwendigen Plotroutinen auf rd. 80 k bytes Speicher verringert werden, wobei - falls dies notwendig ist - noch viele Möglichkeiten zur weiteren Verkleinerung des Speicherplatzbedarfs bestehen. Bei beiden Testbeispielen (KWW Würzgassen, KKS Stade) erfordert die Berechnung der Frequenzgänge mit ADYSMO auf einer IBM 360/91 Anlage rd. 40 sec. CPU-Zeit, die nachfolgenden Transientenrechnungen mit FRETI rd. 10 sec. CPU-Zeit. (Die am LRA vorhandene Siemens 4004/55 Anlage ist um rd. den Faktor 20 - 25 langsamer).

Literatur

/1/ A. Höld

FRETI - A computer code for the calculation of transient system behaviour from given frequency response values

To be published

/2/ A. Höld

Linear analytical model describing the frequency response and stability behaviour of a boiling light water reactor

Nucl. Eng. and Design 16 (1971), 103-136

/3/ A. Höld

Dynamic and stability behaviour of BWR-s with respect to perturbations in reactivity, primary steam flow, water inlet velocity or subcooling, MRR-75, 76, 77 (Febr.-Apr.1970),

Techn. Univ. Munich

/4/ A. Höld, D. Stahl

Analytisches Modell zur Beschreibung des Frequenzgang- und Stabilitätsverhaltens eines leichtwassermoderierten Druckwasserreaktors. Atomkernenergie 17 (1971), 167-174

/5/ E. Sädler

Analytisches dynamisches Modell zur Berechnung des Frequenzgang- und Stabilitätsverhaltens eines kompakten natriumgekühlten Reaktors mit zylindrischen Feststoffmoderatoren und Zwischenwärmeaustauscher vom Gegenstromprinzip.

MRR, wird veröffentlicht

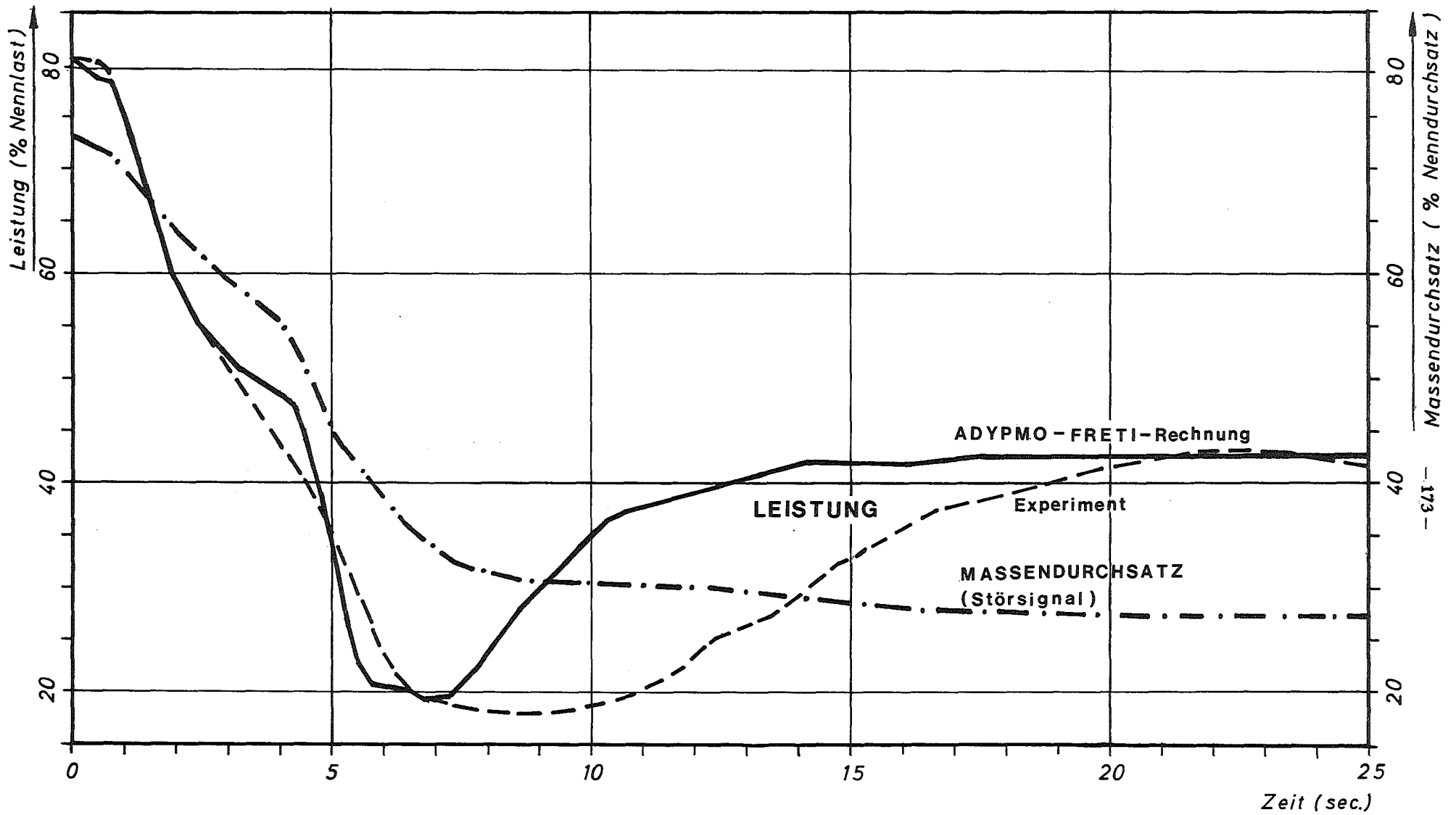


Abb.1: Vergleich Theorie - Experiment (KWW - Wuergassen, KWU - Test 137)
 Störung des Massendurchsatzes (nach einem Treibwasserpumpenausfall)

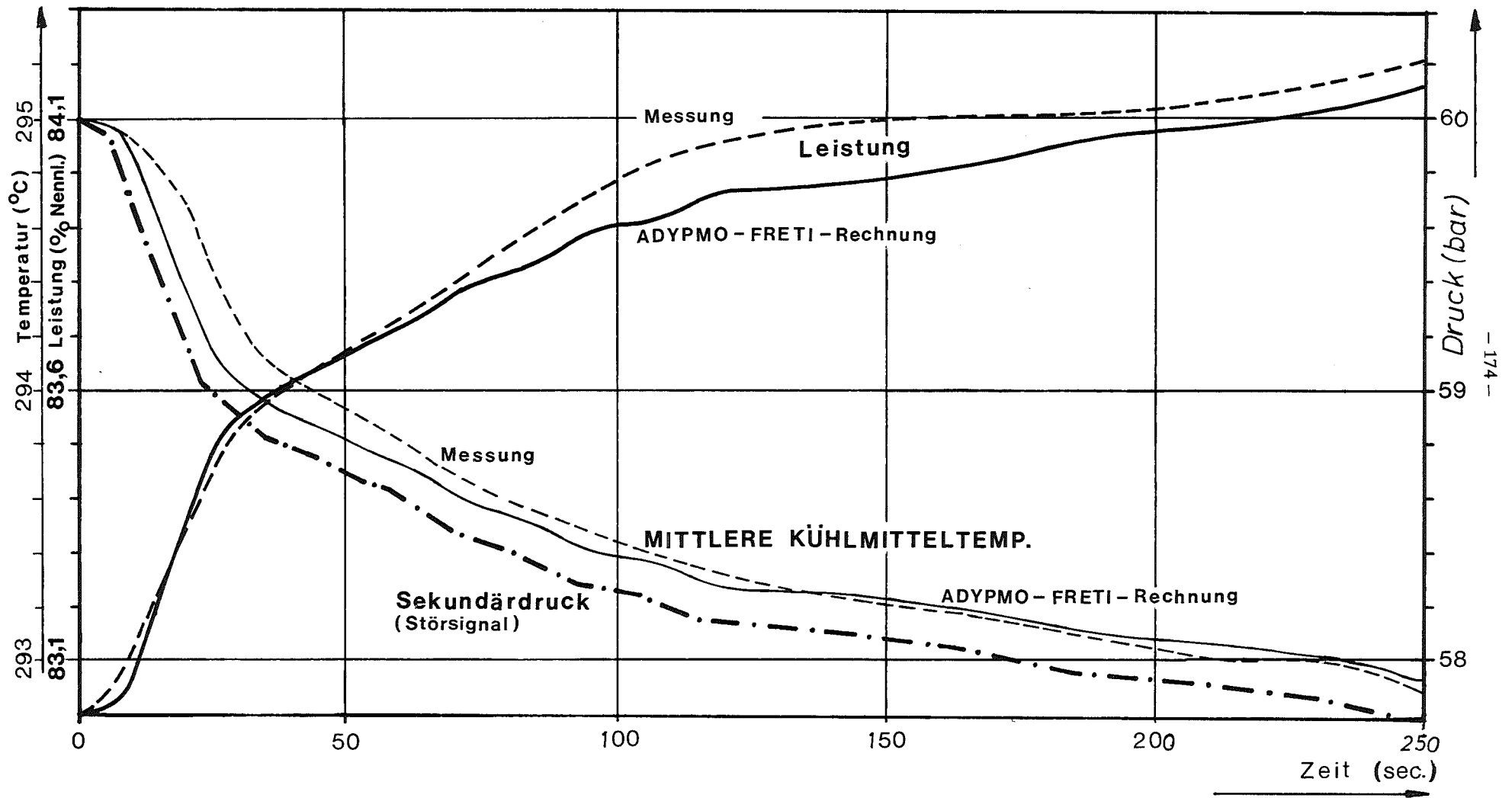


Abb. 2: Vergleich Theorie – Experiment (KKS Stade, KWU – Test H150)
 Störung des Sekundärdrucks (nach einer pos. Rampe von ca. 30MW in der Generatorleistung)

Vergleichsuntersuchungen zwischen SWR-Kernnachbildungen mit
Punktkinetik und axial aufgelöstem Modell (CØSBWR)

Verfasser: R.F. Bokelmann KRAFTWERK UNION AG, Frankfurt

1. Einführung

Es werden Vergleichsrechnungen, die mit einer punktkinetischen und einer axial aufgelösten Kernnachbildung erstellt wurden, anhand mehrerer transientser Störfälle ohne Kühlmittelverlust analysiert. Dabei zeigt sich in den angeführten Fällen eine sehr gute Übereinstimmung in dem Zeitverhalten der einzelnen Zustandsgrößen. Während das punktkinetische Modell neber der Kernnachbildung auch den äußeren Kühlmittelkreislauf darstellt, simuliert das eindimensionale Modell den Kühlkanal eines SWR, wobei zur Ermittlung eines stationären Ausgangszustandes die axiale Leistungsverteilung, der Systemdruck, der Kühlmittelmassestrom, die thermische Reaktorleistung und die Kerneintrittsenthalpie vorgegeben werden.

Um eine konsistente Vergleichsbasis zu schaffen, wurden zunächst entsprechend den Störfällen Umlaufrechnungen mit dem punktkinetischen Modell durchgeführt, aus deren Ergebnissen dann die Zeitfunktionen für die Störungen im Reaktordruck, der Kerneintrittsenthalpie sowie dem Kerndurchsatz, die dem eindimensionalen Modell aufzuprägen waren, gewonnen wurden.

2. Untersuchte Störfälle

Der Reaktordruck, die Kerneintrittsenthalpie, und die Wassereintrittsgeschwindigkeit, die äquivalent mit dem Kerndurchsatz ist, sind die wesentlichen thermodynamischen Größen, die die Reaktorleistung beeinflussen. Infolgedessen wurden diese Größen separat gestört. Die sich ergebenden transienten Verläufe der nuklearen Reaktorleistung können daher als Antwortfunktionen auf signifikante thermodynamische Störungen aufgefaßt werden. Die Signifikanz der genannten Störfälle liegt darin begründet, daß jede Störung unabhängig voneinander auftreten kann. Außerdem zeigt jede Störung ein charakteristisches Verhalten der Antwortfunktionen (z.B. des Neutronenflusses), und zwar sowohl integral als auch abhängig von der räumlichen Koordinate.

2.1 Drucktransiente

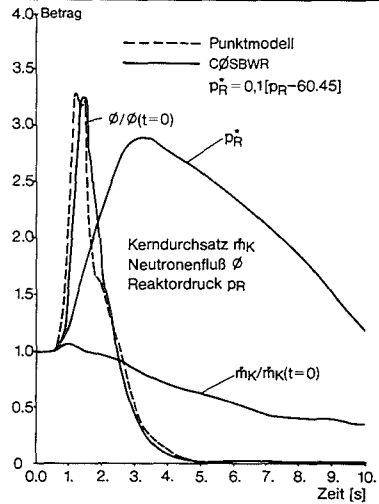
Die Drucktransiente wurde erzeugt durch Simulation des Störfalles "Ausfall der Hauptwärmesenke (HWS)." Bei diesem Störfall wird die Dampfabfuhr in die Turbine und die Umleitstation unterbunden, so daß infolge des Dampfstaues ein Druckanstieg erfolgt. Dieser Druckanstieg bewirkt über eine Vielzahl von Effekten eine schnelle Leistungssteigerung im Reaktor.

Fig. 1 zeigt die zeitlichen Verläufe von Reaktordruck, Kerndurchsatz und Reaktorleistung (gerechnet mit Punktmodell und axial aufgelöstem Modell). Die Leistungsverläufe zeigen gleichgroße Maxima, doch unterschiedliche Zeitpunkte des Auftretens der Spitzen (zeitliche Differenz ca. 0,25 s). Die Anstiegsgeschwindigkeit der Reaktorleistung wird vom Punktmodell größer angegeben als von C \emptyset SBWR.

Die Drucksteigerung bewirkt u.a. die Rekondensation der Dampfblasen im Kern und eine Erhöhung der Sättigungstemperatur des Moderators. Beide Vorgänge beeinflussen dadurch das axiale Leistungsprofil. Während C \emptyset SBWR den Einfluß der Dampfblasen auf den Neutronenfluß orts- und zeitabhängig beschreibt, enthält das Punktmodell einen mit einer zeitinvarianten Neutronenflußverteilung gewichteten Dampfblasengehalt, der über den Koeffizienten der Dampfblasenreaktivität auf den Neutronenfluß zurückwirkt (vergl. Kirchenmayer, A.: Dynamik des Siedewasserreaktors bei Naturumlauf, Nukleonik 4, 122, 1962). Aus dieser unterschiedlichen Beschreibungsweise resultiert die Differenz in der Anstiegsgeschwindigkeit der Reaktorleistung.

Die Auslösung des Scrams durch hohen Neutronenfluß bewirkt das schnelle Absinken der nuklearen Leistung. Trotz unterschiedlicher Beschreibung des Scramvorganges durch die beiden Modelle erhalten wir eine gute Übereinstimmung in der Berechnung des Leistungsabfalles.

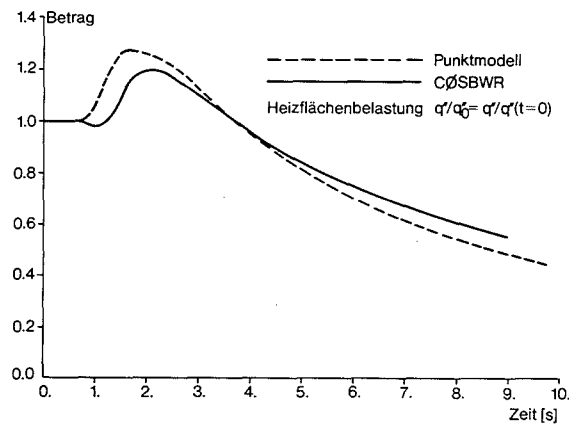
Der Wärmefluß ins Kühlmittel (s. Fig. 2) geschieht verzögert und gedämpft im Vergleich zum Neutronenfluß, da der Brennstoffstab als Übertragungsglied mit Verzögerungsverhalten zwischen diesen beiden physikalischen Größen liegt. Die unterschiedliche Beschreibung des Wärmeübergangs vom Brennstoff an das Kühlmittel zeigt sich beim Vergleich der q'' -Kurven. Während das Punktmodell



Ausfall der HWS Druck, Neutronenfluß, Durchsatz

F.13.264

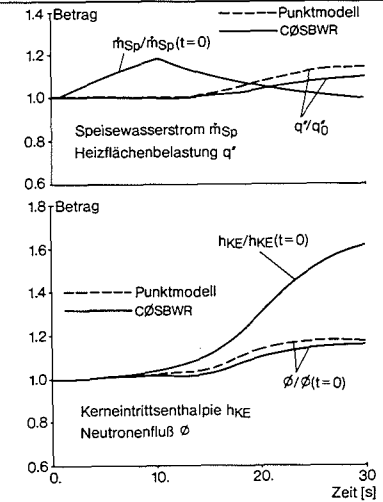
Abb. 1



Ausfall der HWS Wärmestrom

F.13.265

Abb. 2



Vorwärmeausfall Enthalpie, Speisewasserstrom, Neutronenfluß, Wärmestrom

F.13.266

Abb. 3

ein promptes Ansteigen des Wärmeflusses angibt, schwingt q'' (nach C ϕ SBWR) zunächst unter. Dieses anfängliche Unterschwingen resultiert aus dem unterschiedlichen Zeitverhalten der für den Wärmefluß ins Kühlmittel wesentlichen Temperaturen (Siedetemperatur des Moderators, Hüllentemperatur) sowie aus der zeitlichen Änderung der Wärmeübergangszahl. Aus den gleichen Gründen wird der Einlaufvorgang auf den stationären Endwert von den Modellen unterschiedlich berechnet.

2.2 Unterkühlungstransiente

Durch zusätzliche Kaltwassereinspeisung konnte eine Kerneintrittsenthalpiestörung simuliert werden. Die Antwort auf eine Verringerung der Kerneintrittsenthalpie ist zunächst eine Verringerung der Dampfproduktion und des Dampfblasengehaltes. Die daraus resultierende Zufuhr positiver Reaktivität bewirkt den Anstieg des Neutronenflusses, und zwar so lange, bis angenähert der vor Beginn der Transiente vorhandene Dampfblasengehalt erreicht worden ist. Daraus folgt jedoch sofort, daß dann auch die thermische Leistung angewachsen sein muß. Als weitere Folge der Unterkühlungszunahme ist die Verschiebung von Dampfblasen- und Leistungsprofil zu nennen, die ebenfalls zu einer Leistungszunahme führt. Die unterschiedliche Simulation in den beiden Modellen führt im Falle der Unterkühlungstransiente auf die Verläufe in Fig. 3. Die Einstellung der notwendigen Parameter im Punktmodell wurde so vorgenommen, daß konservative Ergebnisse erzielt wurden.

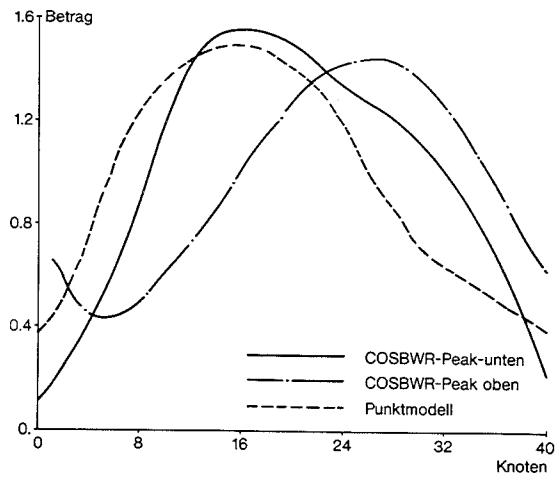
2.3 Zwangsumwälzpumpen (ZUP-)-Ausfall

Eine wesentliche Einflußgröße bezüglich der Reaktorleistung ist der Kerndurchsatz (vgl. Umwälzregelung bei SWR). Dieser wird direkt durch die Dynamik der Zwangsumwälzpumpen bestimmt. Beim Ausfall der Pumpenantriebe sinkt der Kerndurchsatz. Durch das Absinken des Kerndurchsatzes vergrößert sich das Dampfvolumen im Kern. Über die Rückkopplung zwischen Reaktivität und Dampfblasengehalt wird dem Reaktor negative Reaktivität zugeführt. Die Leistung sinkt daher ab. Wegen der Zeitverzögerung im Brennstoff geht die Dampfblasenproduktion jedoch nicht sofort

zurück, sondern wird noch durch die Speicherwärme des Brennstoffs aufrechterhalten. Die nukleare Leistung schwingt daher unter und stabilisiert sich dann auf einen neuen Wert (Fig.5). Das Minimum der Leistung ist beim Punktmodell größer als beim CØSBWR. Dies wird durch die konstante Dampfblasengeschwindigkeit und den Schlupf im Punktmodell verursacht. Die relative Erhöhung des mittleren Dampfblasengehaltes ist daher auch nicht so ausgeprägt wie bei der Rechnung mit CØSBWR. Der Zeitpunkt des Erreichens des Minimums liegt für das Punktmodell früher, da in diesem das Laufzeitverhalten unberücksichtigt bleibt. Fig. 4 und 5 zeigen den Einfluß der stationären axialen Leistungsverteilung auf die Transiente. Je weiter der Leistungspeak vom Kerneintritt entfernt liegt, desto flacher wird der zeitliche Verlauf der Reaktorleistung während der Transiente. Bei Peaklage "oben" ist der mittlere Dampfblasengehalt geringer als bei Peaklage "unten". Die Siedegrenze und damit die Zone, in der sich die Dampfblasen relativ lange befinden, ist bei Peaklage "oben" in einem Bereich geringeren lokalen Neutronenflusses als bei Peaklage "unten". Bei einer Verringerung des Kerndurchsatzes und der damit verbundenen Vergrößerung des mittleren Dampfblasengehaltes ist dabei die negative Reaktivitätszufuhr durch die neu entstandenen Dampfblasen mit Peaklage "unten" überproportional, da die zusätzlich entstehenden Dampfblasen in einem Bereich relativ hohen Neutronenflusses gebildet werden. Daher ist die Abnahme der nuklearen Leistung größer als für den Kern mit Peaklage "oben". Die Vergrößerung des mittleren Dampfblasengehaltes des Kerns mit Peaklage "oben" nach ca. 2,5 Sekunden beruht auf der höheren thermischen Leistung gegenüber dem Kern mit Peaklage "unten". Nach einigen zwanzig Sekunden sind die dynamischen Effekte weitgehend abgeklungen und die Reaktorleistung ist wieder unabhängig von der axialen Leistungsverteilung.

3. Zusammenfassung

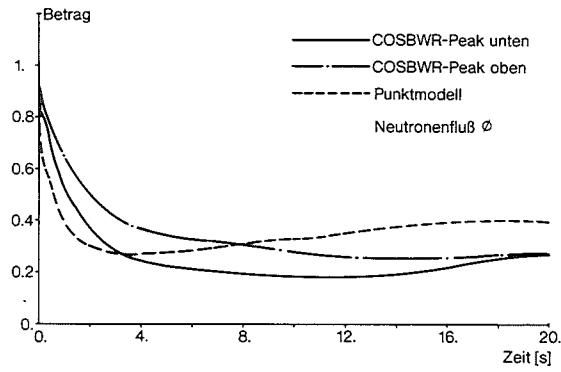
Die bei den Störfällen ohne Kühlmittelverlust besonders relevanten Größen MSKHB und maximal auftretender Reaktordruck sind im wesentlichen Wärmestromdichtenabhängig. Die im Anhang dargestellten Ergebnisse zeigen, daß bei den vorgelegten Transienten das Punktmodell konservative Ergebnisse liefert. (Im Falle des Pumpenausfalls ist sicherlich die Konvergenz der C \emptyset SBWR-Kurve gegen die mit dem Punktmodell gerechnete Kurve gegeben, wenn die axiale Leistungsverteilung korrekt eingestellt wird). Im Fall des Ausfalls der Hauptwärmesenke wird die mit dem Punktmodell ermittelte Wärmestromdichtenkurve von der mit dem axialen Modell ermittelten Kurve erst geschnitten, wenn $q''/q''_0 < 1$ ist. Im Falle der Unterkühlungstransiente liegt die Kurve $q''/\text{Punktmodell}$ stets über der Kurve $q''/C\emptyset\text{SBWR}$.



Stat. Leistungsverteilung

Abb. 4

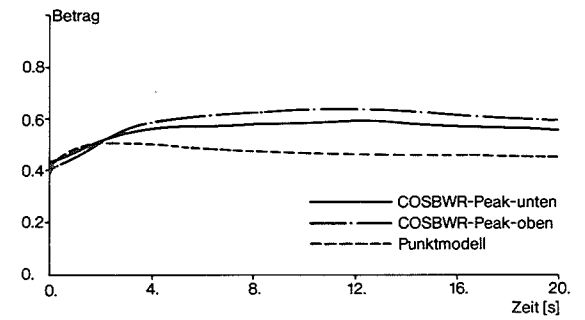
F73 267



ZUP-Ausfall, Neutronenfluß

Abb. 5

F73 268



ZUP-Ausfall, mittlerer Dampfblasengehalt

Abb. 6

F73 268

Ein 3-dimensionales Kernmodell zur Ermittlung der
instationären Leistungsverteilung im Betriebsbereich
von Siedewasserreaktoren

A. Schmidt

Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung
Lehrstuhl für Reaktordynamik und Reaktorsicherheit
Technische Universität München

Die Praxis der Störfallanalyse von Kernreaktoren mußte sich im letzten Jahrzehnt weitgehend wandeln, um mit den steigenden Anforderungen durch den Bau immer größerer Reaktoranlagen Schritt halten zu können. Die Zeit der ersten Betriebserfahrungen mit Versuchskraftwerken wie Kahl mit 15 MWe liegt noch nicht sehr lange zurück und dennoch befassen wir uns heute bereits mit der Problematik von Reaktoren mit nahezu ver Hundertfacher Leistung. Der VAK-Kern hat beispielsweise einen Durchmesser von 1,5 m und eine Höhe von 1,6 m, während heute bereits Durchmesser über 4 m und Höhen in der Gegend von 4 m gebräuchlich sind.

Die Vorgänge in den damaligen Reaktoren, die in ihren Abmessungen also - im Vergleich zu heutigen - noch recht bescheiden waren, konnten wegen der intensiven räumlichen Verkopplung des physikalischen Systems mit punktkinetischen Methoden sicher simuliert werden. Diese waren einfach anzuwenden und verursachten nur geringen Rechenaufwand.

In vielen Fällen werden heute noch bei der Störfallanalyse moderner, großer Leistungsreaktoren punktkinetische Methoden angewendet. Tatsächlich läßt sich in einigen Spezialfällen wie Verfahren größerer Stabgruppen, Änderung des Kerndurchsatzes oder der Borkonzentration nachweisen, daß selbst eine nulldimensionale Simulation konservativ ist, wenn man die Rückwirkungskoeffizienten geeignet wählt. Verformungen der räumlichen Leistungsverteilung können auf diese Weise allerdings nicht verfolgt werden.

Bei großen Reaktorkernen können die Auswirkungen lokaler Reaktivitätsstörungen nur sehr schwer mit punktkinetischen Methoden erfaßt werden, da große Abmessungen eine starke Entkopplung des Systems bewirken.

Die Auslegung der Kerninstrumentierung und der Abschaltlogik z.B. basiert aber weitgehend auf Angaben, die durch Simulationen von Störungen gewonnen werden. Es ist daher wichtig, geeignete Rechenverfahren zu besitzen, mit denen man überprüfen kann, ob etwa das lokale Entstehen unzulässig hoher Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen rechtzeitig erkannt würde, um Störfälle durch Gegenmaßnahmen zu vermeiden.

Lokale Effekte werden z.B. durch Fehlbetätigung oder Driften eines Einzelstabes hervorgerufen. Räumlich begrenzte Störungen mit Schiefplast können jedoch auch etwa durch den Ausfall einer einzelnen Umwälzpumpe oder eines Vorwärmers auftreten.

Zur Lösung der Probleme bieten sich zwei Wege an:

- eine vereinfachte Simulation mit punktkinetischen, 1- oder 2-dimensionalen Modellen bzw. einer Kombination von beiden, wie dies heute üblicherweise geschieht,
- eine ausführliche Nachbildung mit einem 3-dimensionalen Modell.

Der erstgenannte Weg zwingt zum Nachweis pessimistischer Ergebnisse, der nicht immer geführt werden kann, ersatzweise zu Sicherheitszuschlägen, spart jedoch an Rechenaufwand.

Die andere Alternative ist weitaus aufwendiger, liefert jedoch genauere Ergebnisse, erlaubt geringere Sicherheitszuschläge, ist somit wirtschaftlich gesehen vorteilhafter.

Leider ist es nun heute selbst mit den größten und schnellsten Rechenanlagen immer noch nicht möglich, sämtliche interessierenden Störungen, die lokal auftreten können, mit einem einzigen 3-dimensionalen Modell zu simulieren. Neben der Neutronenkinetik müßten darin auch die Wärmeleitung im Brennstab und der Kühlmitteltransport 3-dimensional angelegt

werden. Der Thermo-Hydrodynamikteil sollte außerdem umfangreiche Korrelationen zur Bestimmung des Wärmeüberganges, usw. beinhalten. Eine solches Mammutmodell ist heute noch nicht realisierbar.

Es ist sinnvoll, jeweils für eine bestimmte Anzahl von Störungen, eigene Modellvarianten einzusetzen, die entsprechend den Störungseigenschaften schwerpunktmäßige Simulationen erlauben. Im Sekundenbereich beispielsweise, in den eine Reihe von Betriebsstörungen fallen, genügt es, ein 3-dimensionales Neutronenkinetikmodell mit einfachen 1-dimensionalen thermo- und hydrodynamischen Modellen zu verknüpfen. Ohne den Anwendungsbereich eines solchen Rechenmodelles zusätzlich stark einzuengen, kann man es auf die Simulation von Störungen beschränken, die den Systemdruck kaum verändern bzw. bei denen eine intakte Druckregelung angenommen werden kann.

Aus dem im LRA entstandenen 3-dimensionalen Rechenprogramm PIMFUX /1/ für schnelle Reaktivitätsexkursionen wurde für den genannten Anwendungsbereich eine Version mit thermo-hydrodynamischer Rückwirkung entwickelt. Das Modell beschreibt im Augenblick die speziellen Verhältnisse in Siedewasserreaktoren. Das Rechenmodell erlaubt die Simulation von Störungen, die durch Regelstabbewegungen oder Änderungen des Kühlmittelzustandes am Kerneintritt ausgelöst werden. Es entspricht damit in den berücksichtigten physikalischen Effekten etwa der COSBWR/COSTAX-BOIL-Serie /2,3/, ist allerdings 3-dimensional. Ähnliche 3-dimensionale Modelle wurden in der BRD bisher weder veröffentlicht noch eingesetzt.

Das Austesten des Programmes gestaltete sich zum Teil entsprechend schwierig, da es nicht nur an äquivalenten Simulationsverfahren sondern auch an geeigneten Meßergebnissen fehlte. Die grundsätzliche Wirkungsweise und der Gültigkeitsbereich des Rechenprogrammes wurde zunächst anhand einer 1-dimensionalen Parallelversion im Vergleich mit dem COSTAX-BOIL-Verfahren nachgewiesen.

Der eigentliche Sinn der Entwicklung des Modelles liegt jedoch in der Eröffnung von Möglichkeiten zur Untersuchung lokaler Effekte in 3-dimensionalen Anordnungen. Um die Genauigkeit der Rechenergebnisse feststellen zu können, wurden Vergleiche mit Meßwerten angestellt. Leider stand nur eine geringe Auswahl an detaillierten Meßunterlagen aus dem Leistungsbereich des Kernkraftwerkes Würgassen zur Verfügung.

Zunächst wurde die Genauigkeit der stationären Rechnung überprüft. Bekannt waren die kritische Regelstabstellung, das Leistungsniveau, der Kerndurchsatz und die Gruppenkonstanten.

Die Rechnung lieferte mit diesen Angaben einen Multiplikationsfaktor von 0,99276, d.h. eine sehr geringe Abweichung von 1, wenn man bedenkt, daß die Gruppenkonstanten nur etwa auf 2 % genau sind.

Auch der geringe Unterschied zwischen dem berechneten ($x=0,268$) und dem experimentell bestimmten maximalen Dampfgehalt ($x=0,24$), der in beiden Fällen in demselben Brennelementbündel auftritt (Bild 1), beweist die hohe Genauigkeit der Rechnung.

Ein weiterer Vergleich der Rechenergebnisse ist anhand von Leistungsprofilen gegeben.

Die räumlichen Abweichungen in den Kurvenzügen (Bild 2) sind zum großen Teil auf systembedingte Unterschiede zwischen Rechen- und Meßgröße zurückzuführen. Aufgrund der Homogenisierung der Gruppenkonstanten über je vier benachbarte Brennelementbündel und einen Regelstab ergeben sich beispielsweise etwas andere Verhältnisse als sie die beweglichen Ionisationskammern im Reaktor "sehen". Auch die Präsenz von axial je sieben Abstandshaltern wird im Rechenmodell nicht nachgebildet, wodurch sich die berechneten Leistungsprofile von den gemessenen an den betreffenden Stellen unterscheiden. Die Profile stimmen dennoch sehr gut überein.

Zum Nachweis der Funktion des zeitabhängigen Programmteiles wurde der Ausfall beider Treibwasserpumpen ausgewählt.

Infolge des Pumpenversagens wird der Kerndurchsatz nur durch Kondensatrückfluß und verminderte Speisewasserzuführung aufrecht erhalten. Die Druckregelung ist intakt und beschränkt die auftretenden Druckschwankungen auf wenige Prozente (s. Bild 3). Die Voraussetzungen des Rechenmodelles werden damit weitgehend eingehalten.

Gemessen wurde u.a. der mittlere thermische Neutronenfluß, der sich direkt mit dem gerechneten vergleichen läßt (Bild 3). Die Abweichungen der beiden Kurvenzüge sind folgendermaßen erklärlich: Das geringfügige Absinken des Systemdruckes während des Pumpenausfalles erleichtert die Produktion von Dampfblasen. Der Dampfblasengehalt muß folglich in der Rechnung, die konstanten Betriebsdruck voraussetzt, niedriger sein als in Wirklichkeit.

Der in Wahrheit höhere Blasengehalt führt zu einer entsprechend stärker negativen Reaktivitätszufuhr über die Moderatorrückwirkung, wodurch die tatsächliche Reaktorleistung zu dieser Zeit kleiner sein muß als die rechnerische. Die Rechnung ist somit konservativ, im übrigen betragen die absoluten Leistungsabweichungen nur wenige Prozente der Nennleistung.

Bild 4 zeigt das Zeitverhalten einiger weiterer rechnerischer Kenngrößen. Aufgetragen sind jeweils ihre Mittel- und Maximalwerte.

Es war zu erwarten, daß die als Rechenbeispiel angeführte Globalstörung praktisch keine lokal begrenzten Effekte hervorruft. Der Transient hätte deshalb eventuell mit einem wesentlich einfacheren Modell gerechnet werden können. Allerdings müßten dafür die Rückwirkungskoeffizienten sehr aufwendig bestimmt werden.

Mangels Messungen etwa zu Einzelstabversuchen oder für eine unsymmetrische Kernanströmung im Leistungsbereich, konnten die eigentlichen Vorteile einer 3-dimensionalen Simulation leider nur zum Teil herausgestellt werden.

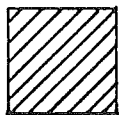
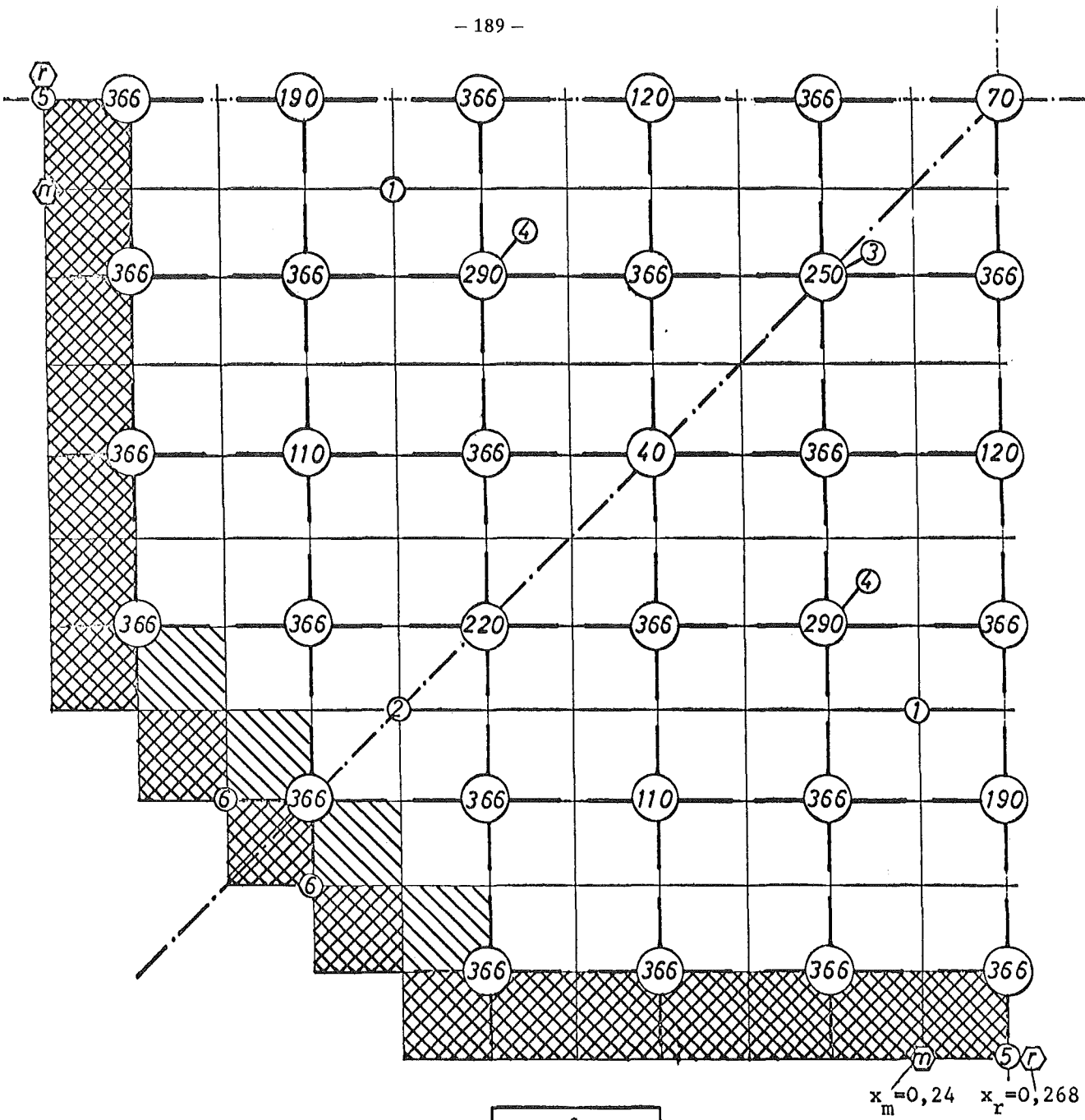
Es dürfte allerdings mit einer einfacheren als 3-dimensionalen Darstellung schwierig sein, den komplizierten stationären Ausgangszustand mit kritischer Regelstabstellung, räumlich unterschiedlichem Kerndurchsatz und teilweise geringer vergifteten Brennelementbündeln ähnlich genau nachzuvollziehen.

Das Rechenmodell ist in seiner jetzigen Form sehr speicherplatzaufwendig. Es ist aber beabsichtigt, das bisherige Diskretisierungsschema durch eine Grobgitterdarstellung zu ersetzen, um langsame Vorgänge vorteilhafter simulieren zu können. Das augenblickliche Modell wird jedoch weiterhin eingesetzt, um Referenzrechnungen zu erstellen.

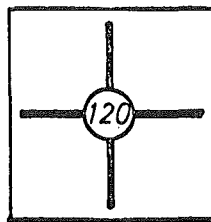
Die außerdem für die nächste Zukunft geplante Weiterentwicklung des Simulationsmodelles wird sich - neben einer Einbeziehung der Eigenheiten von Druckwasserreaktoren - mit der Berücksichtigung von Druckänderungen befassen.

Literatur:

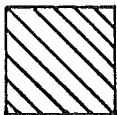
- /1/ Schmidt, A.: PIMFUX - Ein 3-dimensionales Rechenmodell zur Simulation von Reaktivitätsstörfällen nach der Zweigruppen-Diffusionstheorie, Atomwirtschaft 2 (1972)
- /2/ Forti, G.: FRANCESCA, A Dynamic Programme for Boiling Cooling Channels, EUR 4241e (1969)
- /3/ Forti, G.: COSTAX-BOIL, A Computer Programme of the Costanza Series for the Axial Dynamics of BWR and PWR Nuclear Reactors, EUR 4497e (1970)



Äußere Blendungszone
(50 % rel. Durchsatz)



Homogenisierte Anordnung vierer Brennelementbündel mit Regelstab (120 cm ausgefahren)



Brennelementbündel mit weniger bzw. ohne Vergiftungsbleche



Meßstelle mit Nummer für axiales Leistungsprofil



Ort höchsten Dampfgehaltes (m = Messung, r = Rechnung)

Bild 1: Viertelkernschnitt mit kritischer Regelstabstellung für 81 % Nennleistung bei 69 % Kühlmitteldurchsatz

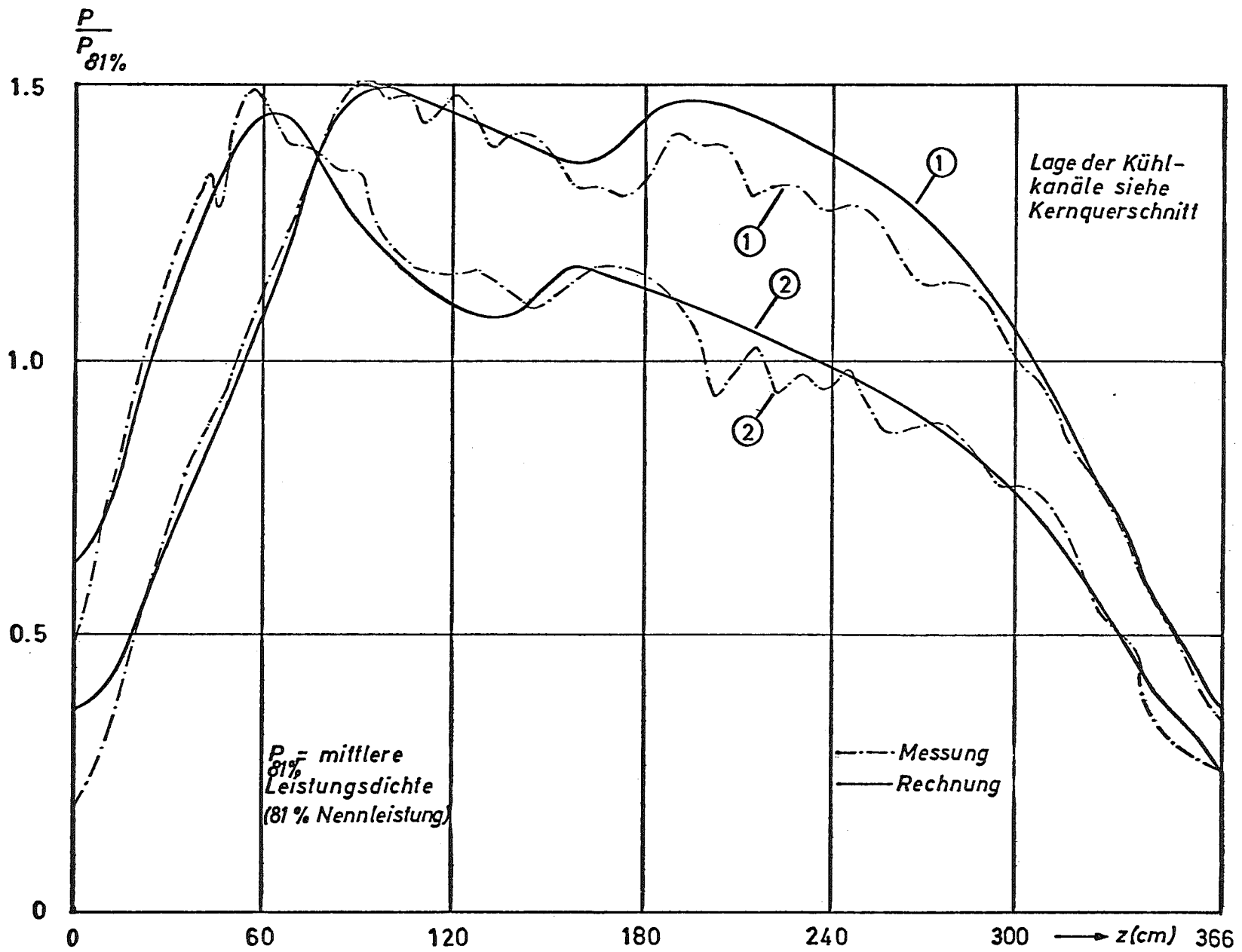


Bild 2: Vergleich gemessener und gerechneter axialer Leistungsprofile

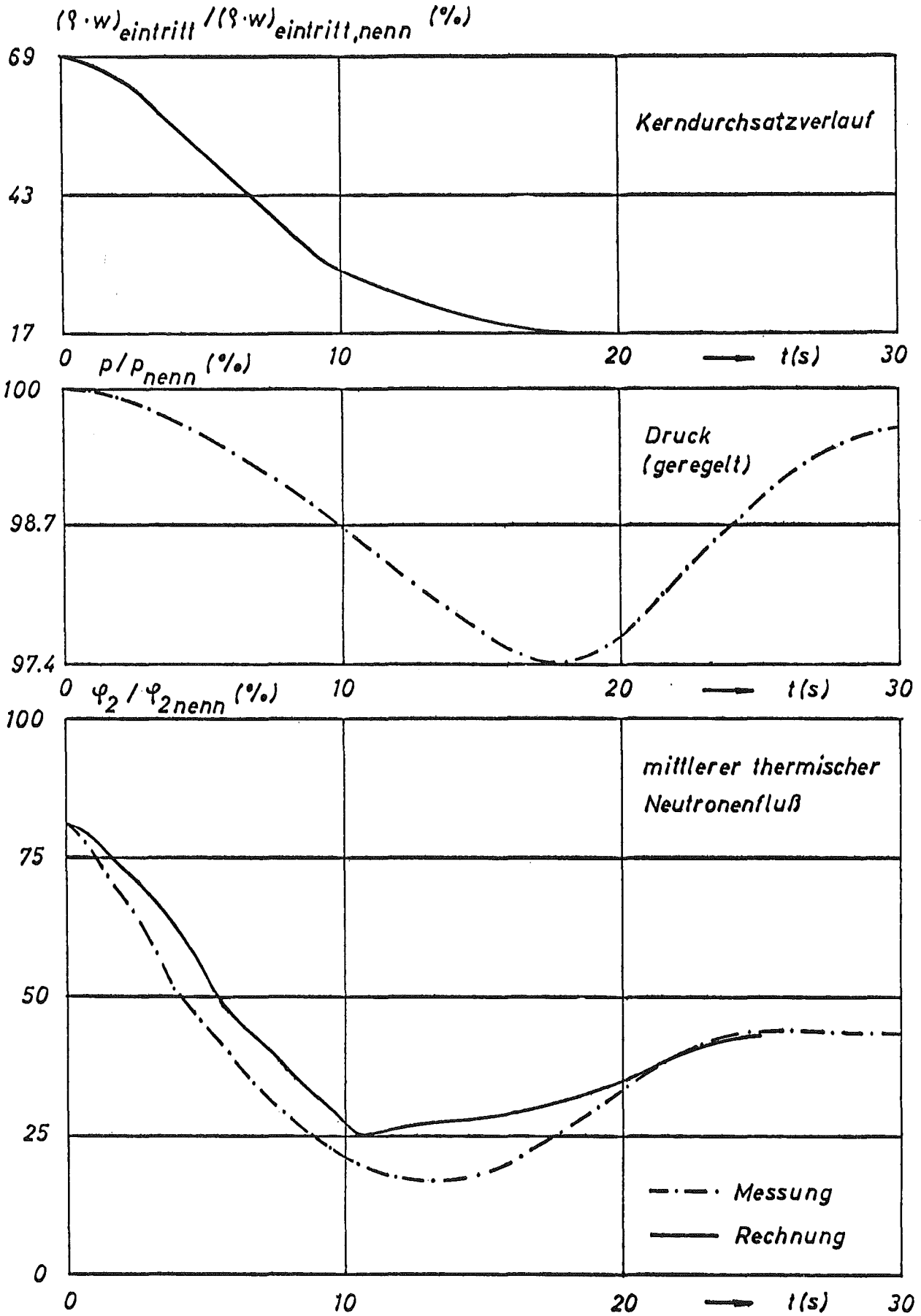


Bild 3: Ausfall der Treibwasserpumpen

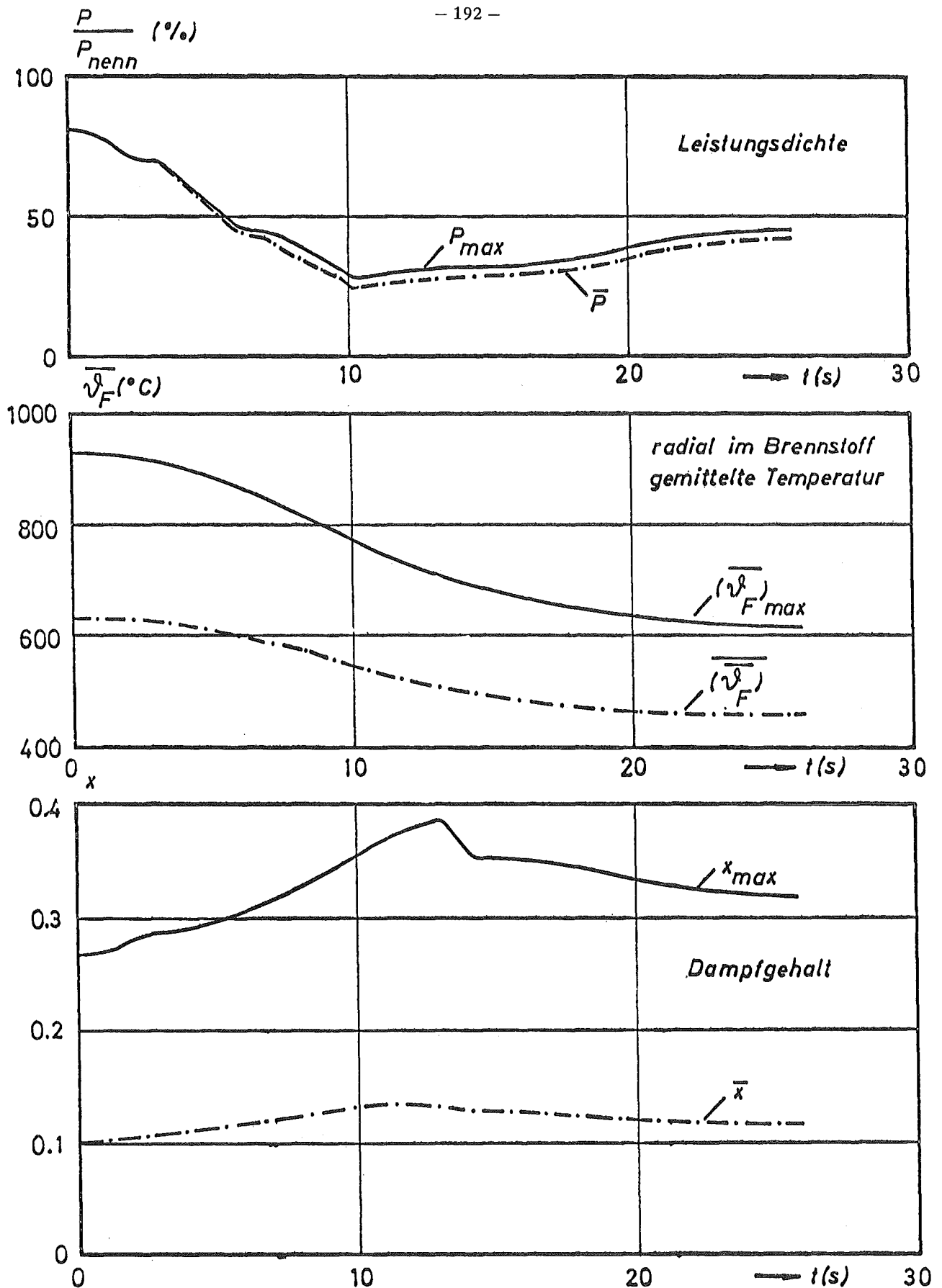


Bild 4: Zeitlicher Verlauf rechnerischer Mittel- und Maximalwerte während der Störung

Laständerungen bei Siedewasserreaktoren und Reaktivitätsverhalten am Zyklusende.

(H. P. Dyck, P. G. Pohl)

Während des Zyklus treten Laständerungen auf, die sich aus den Anforderungen des Lastverteilers an den Reaktor ergeben. Hier sollen im wesentlichen Lastwechsel während des letzten Teils des Zyklus, die dabei auftretenden Grenzen, wie auch die kontinuierliche Lastabsenkung beim derating-Betrieb, betrachtet werden. Im Sinne des Reaktorbetriebs handelt es sich hierbei um langsame Transienten, d.h. um solche, bei denen die Zeitkonstante größer ist als diejenige des Brennstoffs. Derartige Transienten sind durch Nachfahren der Steuerstäbe oder der Umlaufregelung zu beherrschen. Man nennt sie deshalb auch Regeltransienten im Gegensatz zu den sehr schnellen Unfalltransienten.

Zuerst eine Definition der Zykluslänge.

Die Zykluslänge wird durch eine Zeitangabe in äquivalenten Volllaststunden bzw. eine Zunahme des mittleren Kernabbrands zwischen zwei Abschaltpausen gekennzeichnet. Diese Abschaltpausen folgen meist in jährlichem Rhythmus.

Zur Definition des Zyklusendes gehört noch die Angabe eines uneingeschränkten Regelbereiches der Reaktorleistung. Das Reaktivitätsende des Reaktorkerns ist der Zustand, in dem alle Steuerstäbe ausgefahren sind, aber gerade noch Vollast im Beharrungszustand möglich ist.

Dieses Reaktivitätsende wird nicht in allen Zyklen erreicht, da vorzeitig abgeschaltet wird. Hierfür kann es zwei Gründe geben:

Die vorzeitige Abschaltung kann geplant sein, um genügend Reaktivität für das Überfahren von Xenontransienten zur Verfügung zu haben.

Das vorzeitige Abschalten kann auch ungeplant sein, wenn auf Grund des Lastverteilers der Zyklus nicht voll ausgefahren wird.

Andererseits kann das Reaktivitätsende mit langsam abfallender Last überfahren werden.

Auch die späte Abschaltung kann geplant sein, wenn Anreicherung gespart werden soll. Oder sie kann durch die Forderungen des Lastverteilers bedingt sein.

Es interessieren hier zunächst die beiden geplanten Fälle, die in die Auslegungsrechnungen eingehen. In beiden Fällen muß man das dynamische Reaktorverhalten kennen: im ersten Fall, um am Zyklusende die geforderte Flexibilität einhalten zu können, im anderen Fall, um die Anreicherungsersparnis möglichst genau ermitteln zu können.

Da vor allen Dingen in der Voraussage der Zykluslänge im allgemeinen noch Unsicherheiten stecken, ist man naturgemäß geneigt, einen gewissen Sicherheitszuschlag an Reaktivität in den Kern einzubringen. Dies führt nicht zu einer optimalen Brennstoffausnutzung.

Verlangt man einen uneingeschränkten Betrieb von 100% Nennlast auf 0% und wieder auf 100% (100-0-100) bis zum Zyklusende, so muß man die Anreicherung um 0.20% U-235 erhöhen. Das sind immerhin fast 10% des spaltbaren Urangehalts und geht sehr stark in die Brennstoffkreislaufkosten ein. Mit Hilfe der Zykluslänge ausgedrückt, bedeutet dies eine Verlängerung des Zyklus um 2200 äquivalente Volllaststunden.

Bei einer Forderung von 100-40-100 beträgt die reaktivitätsmäßige Verlängerung des Zyklus noch 1000 äquivalente Volllaststunden oder 0.08% U-235. Der für die Zyklusflexibilität nötige Reaktivitätsüberschuß wird für Abbrandzwecke nicht ausgenutzt. Die höhere Anreicherung oder die andernfalls benötigte größere Wechselmenge sind direkt mit den Brennstoffkreislaufkosten gekoppelt, wie bereits oben gezeigt wurde.

Vom Betrieb her interessieren vor allen Dingen die Fälle, in denen nicht mehr genügend Reaktivität zur vollen Flexibilität vorhanden ist bzw. Laständerungen während des derating-Betriebes vorgenommen werden.

Grundsätzlich gilt für jeden Reaktor, daß bei Lastwechsel die Gleichgewichtskonzentration des Xenon-Isotops 135 im Reaktorkern gestört wird. Auf Grund des hohen Neutronen-Absorptionsquerschnitts dieses Isotops ist es möglich, daß die Konzentration nach einer Lastabsenkung oder Abschaltung derart ansteigt, daß die zur Verfügung stehende Reaktivität nicht mehr ausreicht, um den Reaktor wieder auf Volllast zu fahren.

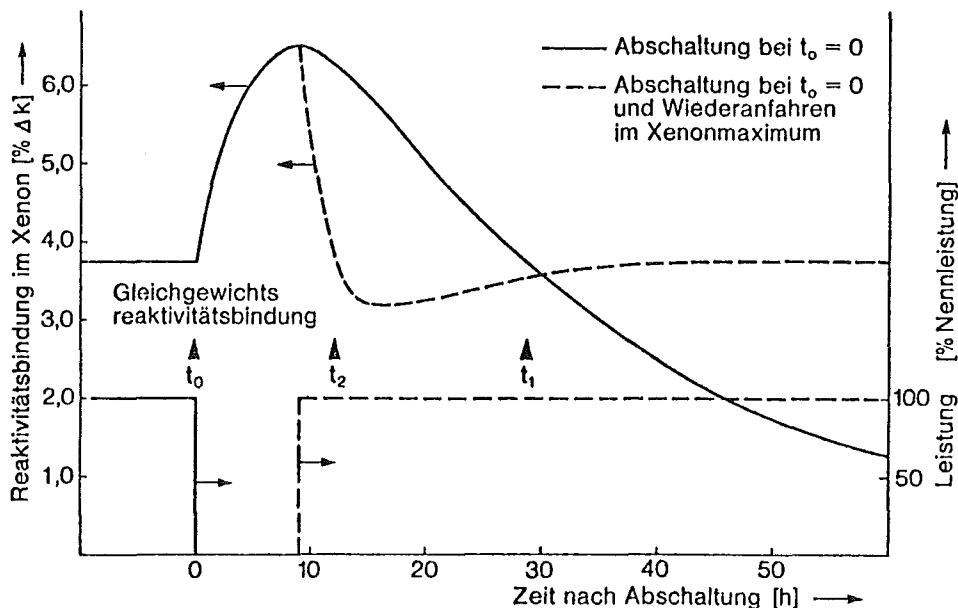


Abb. 1 zeigt die Reaktivitätsbindung im Xenon nach einer Abschaltung aus Volllast.

Nach etwa 8 bis 9 Stunden erreicht die Reaktivitätsbindung ihr Maximum und klingt dann langsam wieder ab. Wie die gestrichelte Kurve zeigt, ist das Abbrennen des Xenons durch Wiederanfahen die wirksamste Methode, möglichst schnell Reaktivität zurückzugewinnen. Dabei tritt ein Unterschwingen der Reaktivitätsbindung durch Xenon unter den Gleichgewichtswert auf, eine Erscheinung, auf deren Nutzung später noch eingegangen wird.

Betrachten wir als erstes die Reaktivitätsbeiträge, die für den Reaktorbetrieb am Zyklusende und vor allem am Reaktivitätsende von großer Wichtigkeit sind. Im Vollastzustand bei Xenonbeharrung sind 2.8% durch Xenon gebunden, bei 50% Leistung sind es noch rund 2.2%. Das Überschwingen der Xenon-Reaktivitätsbindung nach einer Abschaltung aus Vollast erreicht einen Maximalwert von 5.5% Δk , während bei einer Lastabsenkung auf 50% der Vollast die Reaktivitätsbindung auf maximal 3.7% Δk ansteigt.

Von hot-standby bis Vollast sind im SWR etwa 3% Δk durch Dampfblasen und 0.8% Δk durch den Dopplereffekt gebunden. Der Betrag des Leistungskoeffizienten für 100% Last (ohne Xenon) ist also mit 3.8% Δk sehr groß.

Reaktivitätsbilanz eines Erstkerns:

k_{eff} , kalt, frisch unkontrolliert	1.221
k, kalt-heiß (mit Doppler)	+ 0.010
k, Doppler, heiß-Betrieb	- 0.008
k, Dampfblasen, heiß-Betrieb	- 0.030
k, Xenon und Samarium	- 0.033
k, Abbrand	- 0.155
k, Trimmreserve	<u>- 0.005</u>
k, gesamte Reaktivitätsbindung	- 0.221
k, Steuerstäbe, kalt	- 0.174
k, Gadolinium, kalt	<u>- 0.118</u>
k, gesamte Reaktivitätskontrolle	- 0.292

Der Dampfblasenkoeffizient wie auch der Dopplerkoeffizient lassen sich durch Messungen am Reaktor nicht separat ermitteln. Um so wichtiger ist es, das Verhalten des Reaktors bei Xenontransienten durch Messung und Rechnung zu prüfen. Für die hier betrachtete Betriebsweise ist jedoch nur das Zusammenspiel aller Koeffizienten von Interesse. Bei den Kernkraftwerken Lingen und Würgassen wurden stellvertretend die Temperaturkoeffizienten im unteren Temperaturbereich gemessen, die eine gute Übereinstimmung mit den Rechnungen zeigten.

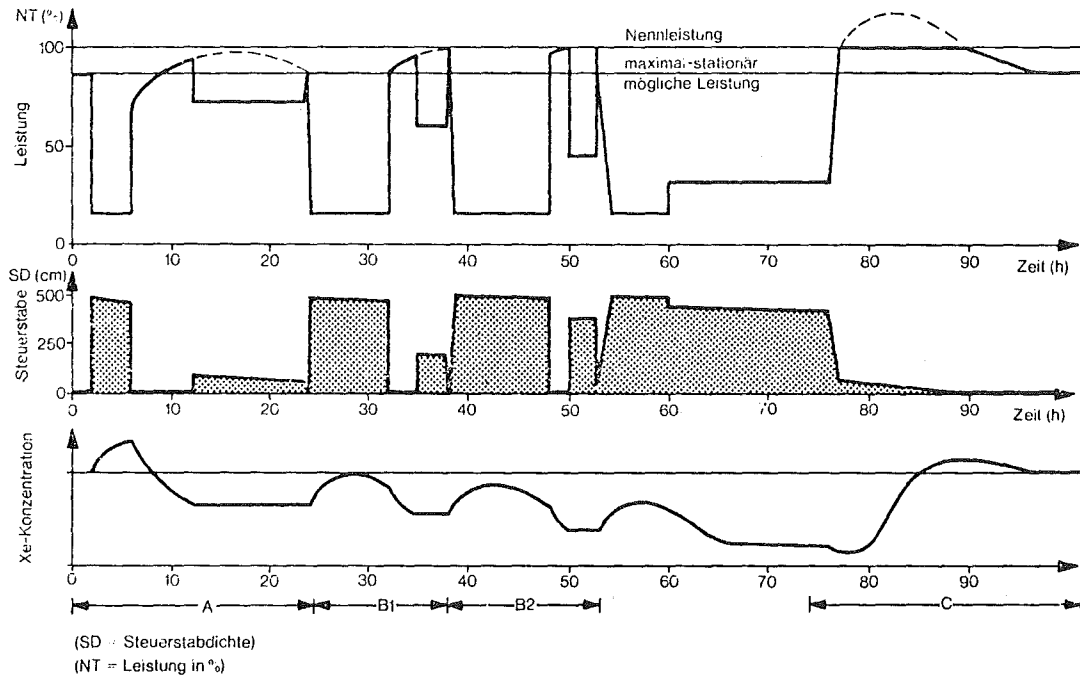


Abb. 2 zeigt einen typischen Versuchsablauf an einem Reaktor.

Hier wurden drei Typen von Lastwechselverhalten experimentell untersucht:

1. Anfahren im Maximum des Xenonberges.
2. Einstellen verschiedener Xenongleichgewichtszustände.
3. Anfahren im Xenongleichgewicht für niedrige Leistung.

Die für den Versuchsablauf nötigen Zeitintervalle und die Leistungswerte wurden vorausberechnet und an Hand der Messungen dann geprüft.

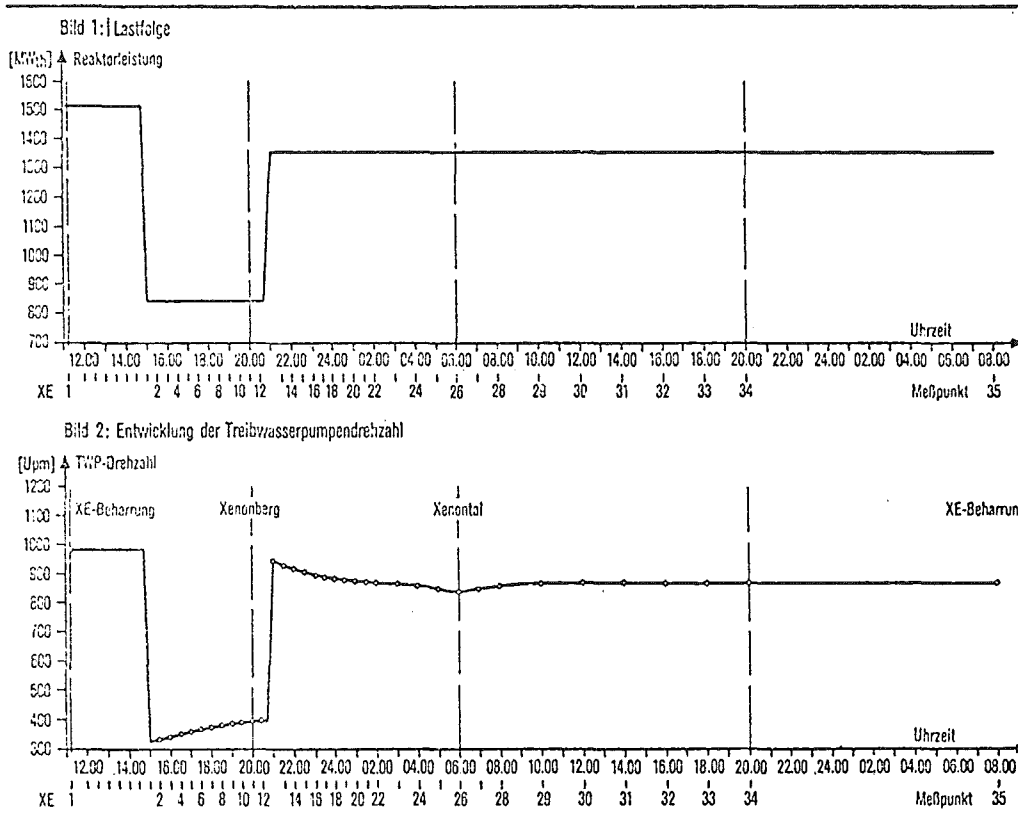


Abb. 3 zeigt einen gemessenen Lastfolgefall im Kernkraftwerk Würgassen. Der Reaktor wurde bis zum Versuchsbeginn über einen längeren Zeitraum mit einer Leistung von 1510 MW_{th} (ca. 80% P_R) betrieben und befand sich im Xenongleichgewicht. Zu Beginn des Versuchs wurde die Leistung durch Abfahren der Treibwasserpumpen auf Minimaldrehzahl bei konstantem Steuerstabbild auf 840 MW_{th} (ca. 44% P_R) reduziert. Dadurch wurde ein Xenonüberschwingvorgang ausgelöst. Die Last wurde nach ca. 5,5 h im Xenonberg auf 1355 MW_{th} (ca. 71% P_R) mit Hilfe der Treibwasserpumpen angehoben. Der hiermit verbundene Neutronenflußanstieg führte zu einem schnellen Ausbrennen der überhöhten Xenonkonzentration. Es kam dabei zu einem Xenonunterschwingen. Die jeweils angefahrne Reaktorleistung wurde dadurch konstant gehalten, daß der jeweilige Xenoneinfluß durch entsprechende Veränderung des Kerndurchsatzes feinstufig kompensiert wurde. Der Xenoneinfluß auf die Gesamtreaktorleistung ist somit aus der Veränderung des Kerndurchsatzes bzw. der Treibwasserpumpendrehzahl abzulesen.

Aufgrund dieser Xenonversuche, die zum Teil während des Zyklus, zum Teil am Reaktivitätssende oder einem quasi-Reaktivitätssende durchgeführt wurden, hat man recht gute Kenntnisse vom Leistungsverlauf bei Lastfolgebetrieb. Betrachten wir einen Lastwechsel am Reaktivitätssende bzw. während des Betriebs mit abfallender Reaktorleistung: Lastwechsel sind zu diesem Zeitpunkt aufgrund von Xenontransienten nicht mehr uneingeschränkt möglich. Der hohe Reaktivitätswert der Dampfblasen im Kern kann jedoch stets dazu benutzt werden, zusätzliche Reaktivitätsbindung durch Xenon zu kompensieren.

Ein Beispiel:

Ausgehend von einer im Beharrungszustand noch erreichbaren Leistung von 90% Nennlast (30 Tage nach Reaktivitätsende) wird der Reaktor abgeschaltet. Bei sofortigem Wiederanfahren kann die Ausgangslast praktisch unverzögert wieder erreicht werden. Der ungünstigste Zeitpunkt für das Wiederanfahren liegt etwa 8 bis 9 Stunden nach der Abschaltung, da die Xenonvergiftung im Kern ihren Maximalwert angenommen hat.

Selbst zu diesem Zeitpunkt kann eine Leistung von etwa 50% der Beharrungsleistung unverzögert angefahren werden. Bei anschließendem Betrieb mit der jeweils erreichbaren höchsten Leistung wird das Xenon so weit herausgebrannt, daß nach weiteren 6 Stunden sogar wieder Vollast erreicht wird und für ca. 9 Stunden gehalten werden kann. Anschließend geht die Leistung asymptotisch auf den Beharrungswert von etwa 90% Vollast zurück.

Erfolgt das Anfahren später als 9 Stunden nach der Abschaltung, so ist erstens die unverzögert erreichbare Reaktorleistung größer als beim Anfahren im Maximum des Xenonbergs, zweitens verkürzt sich die Zeit bis zum Erreichen der Vollast und drittens verlängert sich der Zeitraum, in dem Vollast gefahren werden kann.

Ein entsprechendes Verhalten gilt bei Lastwechsel ohne Abschaltung. Insgesamt läßt sich sagen, die Leistung kann in den dem Wiederanfahren folgenden Stunden die Beharrungsleistung um 15% überschreiten und geht dann asymptotisch auf den Beharrungswert zurück, der nach ca. 24 Stunden wieder erreicht wird. Dieses Verhalten zeigt, daß die wirksamste Maßnahme zur schnellen Rückgewinnung der Reaktivität das schnelle Abbrennen des Xenons durch Wiederanfahren ist. Das Wiederanfahren des SWR ist immer möglich, da jederzeit mindestens Teillast erreicht wird. Das Anfahren vor und nach dem Xenonberg ist wesentlich günstiger. Ebenso liegen die Einschränkungen vor dem Erreichen des Reaktivitätsendes wesentlich niedriger als in dem hier beschriebenen Fall. Wie außerdem gezeigt wurde (siehe Abb. 2) kann selbst während des derating-Betriebs noch Vollast erreicht werden. Bei entsprechender Planung, d.h. entsprechender Zurücknahme der Leistung zum erforderlichen Zeitpunkt, kann der SWR selbst während des derating-Betriebs noch Lastspitzen ausfahren. Bei periodischem Lastwechsel ist ein periodisches Erreichen der Vollast möglich. Da man davon ausgehen kann, daß man nur in den seltensten Fällen am Maximum des Xenonbergs wieder hochfahren will, ist zu überlegen, ob das Vermeiden dieser relativ geringen Lasteinschränkungen die erwähnten Mehraufwendungen aufwiegt. Die größere Flexibilität muß ja mit einer Mehranreicherung erkauft werden, die nicht ausgenutzt wird.

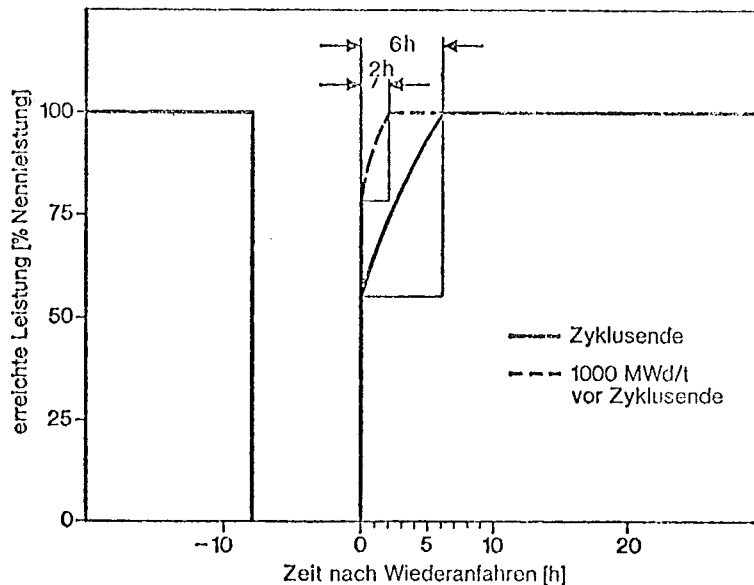


Abb. 4: Erreichbare Leistung bei Wiederanfahren im Maximum des Xenonberges am Zyklusende.

Den großen Leistungskoeffizienten des SWR kann man sich, wie bereits erwähnt, auch zu einem verlängerten Betrieb des Reaktors über das Reaktivitätssende hinaus zu Nutze machen. Die Bedeutung des derating-Betriebs läßt sich daran ablesen, daß bei KRB von fünf Zyklen zwei mit absinkender Last gefahren wurden, bei KWL war es einer von vier Zyklen und bei VAK fünf Zyklen von sieben.

Beim derating-Betrieb sind grundsätzlich zwei Methoden möglich. Die in den oben erwähnten Fällen übliche Methode war, den Reaktor sich selbst zu überlassen. Der Reaktivitätsverlust durch Abbrand wird hierbei laufend durch einen Reaktivitätsgewinn durch die allmähliche Lastabsenkung aus dem Dampfblasenkoeffizienten, dem Dopplereffekt und der langsam abnehmenden Xenonvergiftung ausgeglichen. Hierzu kommt noch eine Leckageeinsparung durch die Verringerung des Dampfblasengehaltes.

Die Leistung des Reaktors nimmt nach der Formel

$$N(t) = N_0 e^{-\alpha t}$$

also nach einer e-Funktion ab.

Nach bisherigen Erfahrungen ist $\alpha = 0.34 \pm 0.02$.

Die bisherigen Ergebnisse zeigen, daß aufgrund des Leistungskoeffizienten bei 1% Lastabsenkung soviel Reaktivität frei wird, daß der Reaktor etwa drei Tage betrieben werden kann.

Als Richtwert kann man sich merken: 30 Tage Betrieb nach Reaktivitätssende lassen die Reaktorleistung auf 90% Nennlast absinken. Dies entspricht einer mittleren Leistung während dieses Monats von 95% Nennlast.

Die zweite Möglichkeit des Betriebes über das Reaktivitätssende hinaus ist eine Verknüpfung der Speisewassertemperaturabsenkung und der Reaktivitätsfreisetzung durch sinkende Last.

Bei einer Absenkung der Speisewassertemperatur von 215°C auf 140°C bleibt der Reaktor für weitere 40 Tage auf Vollast. Allerdings bleibt nur die Leistung des Kerns konstant. Durch den absinkenden Wirkungsgrad der Anlage sinkt die elektrische Leistung auf 92.4%. Damit liegt sie jedoch höher als im oben beschriebenen Fall.

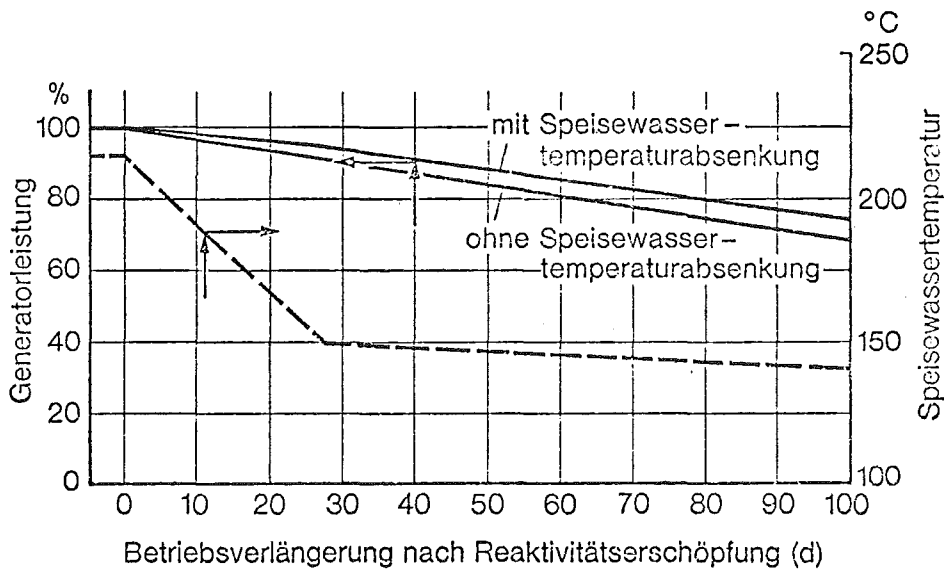


Abb. 5 zeigt den Verlauf der elektrischen Leistung bei kombinierter Erniedrigung der Speisewassertemperatur und anschließender Lastabsenkung des Kerns gegenüber einem derating-Betrieb ohne Speisewasser-temperaturabsenkung.

Durch Ausnutzung dieses Verhaltens eines SWR's erhält man eine hohe Flexibilität in der Zykluslänge, die tatsächlich gefahren wird. Wird die Anlage von vornherein für derating-Betrieb ausgelegt, so ergibt sich eine erhebliche Anreicherungsersparnis gegenüber der üblichen Auslegung auf große Leistungswechselfähigkeit.

Die vorliegenden Messungen zeigen, daß für die Planung der laufenden Anlagen hinreichende Genauigkeit erzielt werden kann. Für die Extrapolation auf neue Reaktortypen ist die Auswertung möglichst vieler solcher Experimente notwendig. Vor allem ist es wünschenswert, für neue Leistungsgrößen so früh wie möglich Meßdaten zu erhalten, um neue Auslegungen anpassen zu können.

	<u>Seite</u>
4. Spezielle Einzelvorträge: "Natriumgekühlte Reaktoren"	201
4.1 Berechnung des dynamischen Verhaltens von Kühlkreisläufen flüssigmetallgekühlter Reaktoren nach Störfällen, D.Brosche, A.Wahba, Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching	203
4.2 Simulation des gleichzeitigen Ausfalls aller Kühlmittelpumpen in einem natriumgekühlten schnellen Brutreaktor, D.Struwe, et al., Kernforschungszentrum Karlsruhe	213
4.3 Simulation eines milden unkontrollierten Leistungsunfalls im SNR-300 mit dem SAS3A-Programmsystem, P.Royl, Kernforschungszentrum Karlsruhe, L.L.Smith, M.G.Stevenson, Argonne National Laboratory, Argonne	221

KTG-Fachtagung, Karlsruhe, 29. - 31.1.1974

Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen für Thermische und Schnelle Leistungsreaktoren

2. Themenkreis: Reaktordynamik

Berechnung des dynamischen Verhaltens von Kühlkreisläufen
Flüssigmetallgekühlter Reaktoren nach Störfällen

D. Brosche, A. Wahba

Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung der
Technischen Universität München
8046 Garching

1. Einführung und Anforderungen an die Vorhersage

Die vorliegende Arbeit befaßt sich mit der Simulation des dynamischen Verhaltens flüssigmetallgekühlter Leistungsreaktoren aufgrund eines Störfalles an einem der hintereinandergeschalteten Kühlkreisläufe. Es wird hierbei angenommen, daß das Primärsystem intakt bleibt, also ein Kühlmittelverlust nicht auftritt (Abgrenzung gegenüber den Kühlmittelverlustunfällen). Auf der anderen Seite treten bei solchen Störfällen häufig starke Abweichungen der Betriebsvariablen gegenüber dem Normalbetrieb auf, so daß das nichtlineare Verhalten des Systems bei der Analyse berücksichtigt werden muß (Abgrenzung gegenüber Störfällen, die mit linearen bzw. linearisierten Rechenmodellen behandelt werden können).

Die rechnerische Vorhersage der Auswirkungen solcher Störfälle hat eine große sicherheitstechnische Bedeutung, da ihre Ergebnisse beispielsweise der Auslegung entsprechender Sicherheits- und Schutzsysteme (z.B. Bestimmung der Anregesignale für Schnellabschaltsysteme) und der Beantwortung zahlreicher anderer Fragen zugrundegelegt werden.

Bei flüssigmetallgekühlten thermischen Reaktoren (dieser Reaktortyp ist den vorliegenden Untersuchungen zugrundegelegt worden) spielen, insbesondere wenn der Reaktor einen positiven Gesamtreaktivitätskoeffizienten besitzt, die folgenden Störfälle eine besonders wichtige Rolle.

- a) Reaktivitätsstörfälle, verursacht durch irrtümliches oder fehlerhaftes Ausfahren von Kontrollstäben, wobei eine positive Reaktivitätszufuhr die Folge ist (Startunfall und Exkursionen aus Leistungsbetrieb).
- b) Ausfall der Hauptwärmesenke, z.B. verursacht durch Störungen am Sekundär- bzw. Tertiärkreis, der zu einer Erhöhung der Kühlmittelkerneintrittstemperatur und aufgrund eines positiven Gesamtreaktivitätskoeffizienten zu einer Leistungsexkursion führen kann.
- c) Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen, wobei zwischen freiem Pumpenauslauf und Pumpenblockieren zu unterscheiden ist.
- d) Unbeabsichtigtes Abschiebern eines oder mehrerer Primärkühlkreisläufe.

An die Analyse dieser Störfälle sind mehrere Anforderungen zu stellen, von welchen einige hier aufgeführt werden sollen.

- a) Ausreichende Genauigkeit im Hinblick auf die örtliche und zeitliche Verteilung der wichtigsten Variablen (z.B. Temperaturen des Kühlmittels und Brennstoffes etc.), was teilweise zu ein- oder mehrdimensionalen Betrachtungsweisen führt.
- b) Ausreichend genaue Simulation aller wichtigen Kühlkreislaufkomponenten, da Störfälle nicht nur am Reaktorkern, sondern auch an diesen Komponenten auftreten können und da die zeitlichen Verläufe obiger Störfälle vom zeitlichen

Verhalten mehrerer Komponenten der Gesamtanlage abhängen.

- c) Nichtlineare Simulation aller wichtigen Komponenten, da mit hohen Störfallamplituden zu rechnen ist.

2. Durchführung der Vorhersage

Aufgrund der im vorhergehenden Abschnitt aufgeführten zu untersuchenden Störfallarten und der Anforderungen an die Analyse wurde am LRA das nichtlineare Rechenmodell NATRANS zur Untersuchung verschiedener Betriebs- und Störfälle entwickelt, über das erstmals in /1/ kurz berichtet wurde und das in /2/ ausführlicher beschrieben ist.

Der mit Hilfe des Rechenmodells NATRANS simulierte Kühlkreislauf mit den entsprechenden Komponenten ist in Abb. 1 dargestellt.

Das Rechenmodell simuliert das dynamische Verhalten eines mittleren Reaktorkühlkanals sowie zweier Parallelkanäle einschließlich Brennstab, Moderator und Neutronenkinetik sowie des primären Kühlkreislaufes mit Pumpe und Wärmeübertrager im Zeitbereich.

Das Kühlmittelverhalten im Reaktorkern wird eindimensional behandelt und der dem Kühlmittel im Kern zugeführte Wärmestrom wird über ein Brennstabtemperaturmodell sowie ein Punktneutronenkinetikmodell (mit axialer Leistungsverteilungsfunktion) berechnet. Die Verteilung der Kühlmitteltemperatur im Kern liegt in axialer, die der Brennstofftemperatur innerhalb eines Brennstabes in radiärer und axialer Richtung vor.

Der Wärmeübertrager zwischen Primär- und Sekundärkreis wird senkrecht zur Strömungsrichtung in eine primäre und sekundäre Kühlmittelzone, sowie eine dazwischen liegende Wand aufgeteilt.

In allen drei Zonen wird jeweils die axiale Temperaturverteilung berechnet.

Der Kühlmitteldurchsatz im Primärkreis wird mittels Pumpengleichung (Impulsmomentensatz), Pumpenkennfeld und Impulsgleichung beschrieben.

Die örtliche und zeitliche Enthalpieverteilung in den Rohrleitungen des Primärkreises wird über ein Unterprogramm berechnet, so daß Zeitverzögerungen berücksichtigt und das Naturumlaufverhalten genau beschrieben werden kann.

3. Ergebnisse und Stand der Vorhersage

Zu den in Abschnitt 1) aufgeführten Störfällen wurden zahlreiche Untersuchungen durchgeführt, die teilweise mit ausgedehnten Parameter- und Empfindlichkeitsstudien (Untersuchung des Einflusses der axialen Diskretisierung des Kerns, der Moderator- kühlikanäle etc.) verbunden waren, wobei hier die beiden Fälle b) und d) als Beispiele etwas genauer betrachtet werden sollen. Die hierfür verwendeten Eingabedaten wurden in Anlehnung an den mit Natrium gekühlten thermischen Reaktor vom Typ der KNK I-Anlage gewählt, z. B. /3/.

Ein Ausfall der Hauptwärmesenke des Primärkreises wird durch eine Störung in den Sekundär- oder Tertiärkreisläufen hervorgerufen. Für die hier untersuchten Fälle wurden zwei verschiedene zeitliche Massenstromverläufe auf der Sekundärseite des Zwischenwärmeübertragers angenommen und zwar aufgrund der folgenden Störfälle im Sekundärkreis:

- Ausfall des Pumpenantriebes und freier Pumpenauslauf in beiden Sekundärkreisen
- Zufahren eines Absperrschiebers in einem Sekundärkreis

Die sich aufgrund dieser Störfälle ergebenden zeitlichen Temperaturverläufe am primärseitigen Austritt des Zwischenwärmeübertragers sind in Abb. 2 dargestellt. Bis auf die anfängliche Verzögerung des Temperaturanstieges beim Zufahren eines Absperrschiebers zeigt diese Abbildung, daß die Durchsatzänderungsgeschwindigkeiten an der Sekundärseite des Zwischenwärmeübertragers keinen großen Einfluß auf die zeitlichen Verläufe der Austrittstemperaturen an der Primärseite besitzen. Die Anregung für das Schnellabschaltsignal: Primäraustrittstemperatur am Zwischenwärmeübertrager $> 400^{\circ}\text{C}$ erfolgt entsprechend Abb. 2 nach ca. 13 s.

Falls die Temperaturüberwachung am Austritt des Zwischenwärmeübertragers versagt, wird aufgrund des positiven Gesamtreaktivitätskoeffizienten ein Leistungsanstieg eingeleitet.

Der zeitliche Verlauf der normierten Leistung ist in Abb. 3 dargestellt. Danach steht das Schnellabschaltsignal: Leistung $> 120\%$ erst nach 36 sec bzw. 44 sec an.

Die Leistungsverläufe in Abb. 3 entsprechen dem Fall, daß Schnellabschaltung aufgrund $Q/Q_0 > 120\%$ nicht erfolgt. Falls Schnellabschaltung ausgelöst wird, schwingen die Leistungsverläufe über und fallen schließlich bei entsprechenden Reaktivitätsverhältnissen ab.

Falls die pessimistische Annahme getroffen wird, daß der Wärmestrom zwischen Primär- und Sekundärteil des Zwischenwärmeübertragers innerhalb sehr kurzer Zeit auf einen sehr kleinen Wert abfällt, ergeben sich die zeitlichen Temperaturverläufe am Kernaustritt entsprechend Abb. 4. Im Fall a) wird Schnellschluß nicht angenommen, während bei Fall b) nach Wirksamwerden des Temperaturschnellschlußsignals zusammen mit dem Ausschalten der Primärkreispumpen (Kühlmittelaustrittstemperatur am Reaktorkern $> 590^{\circ}\text{C}$) die Temperatur am Kernaustritt ihren Maximalwert von 660°C in etwa 32 sec erreicht. Wie Abb. 4 zu entnehmen ist, liegen im Bereich von ca. 20 sec bis ca. 33 sec die Temperaturen bei Fall b.) höher als bei Fall a.). Diese zunächst überraschende Tatsache hat folgenden Grund. Da gleichzeitig mit dem Schnellschluß die Primärkühlmittelpumpen ausgeschaltet werden, wird die

Kühlung des Kernes schlechter. Die prompte Leistungserzeugung nimmt zwar aufgrund des Schnellschlusses sehr schnell ab, jedoch führen Speicherwärme- und Nachzerfallsenergiefreisetzung dazu, daß trotzdem die Kühlmitteltemperatur im genannten Zeitraum oberhalb jener liegt, bei der Schnellschluß nicht angenommen wird.

Für den folgenden Fall galt die Annahme, daß eine unbeabsichtigte Abschieberung eines oder beider Primärkreisläufe erfolgt, wobei eine Schieberschließzeit von ca. 7 s zugrundegelegt wurde. Falls einige der vorgesehenen Schnellschlußanregungen versagen, erhöht sich die Leistung entsprechend den beiden Kurven in Abb. 5. Bemerkenswert bei diesem Fall ist der steilere Anstieg der Leistung durch die Abschieberung eines Primärkreises verglichen mit dem Leistungsanstieg durch die Abschieberung eines Sekundärkreislaufes (Abb. 3). Im Fall der Sekundärkreisabschieberung wird der Leistungsanstieg durch die relativ langsame Erhöhung der Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt eingeleitet. Wogegen bei der Abschieberung eines Primärkreises die Temperatur des Kühlmittels im Kernbereich wegen der Massenstromreduzierung wesentlich schneller erfolgt.

Aufgrund solcher Untersuchungen können u.a. folgende Probleme behandelt werden:

- Spezifizierung von Schnellschlußanregesignalen
- Bestimmung von Mindestschnellschlußreaktivitäten
- Bestimmung der maximalen Thermoschockbelastungen aufgrund der Wirkung oder des Ausfalles verschiedener Schnellschlußanregesignale

Da aufgrund von Zuverlässigkeitsuntersuchungen der Abschalt-systeme einschließlich der dazugehörigen Schnellschlußsignalanregungen Zahlenwerte für Ausfallwahrscheinlichkeiten ermittelt werden können, ist es mit Hilfe von Analysen der vorliegenden Art auch möglich, über die Häufigkeit des Auftretens bestimmter Thermoschockbelastungen des Systems Aussagen zu erhalten.

Da geeignete experimentelle Ergebnisse noch nicht zur Verfügung standen, konnte das Rechenprogramm bislang noch nicht an Experimenten überprüft werden, jedoch ist dies für die nähere Zukunft geplant.

Aufgrund zahlreicher Untersuchungen und der erhaltenen Ergebnisse kann trotzdem gefolgert werden, daß mit dem Rechenprogramm NATRANS eine für viele Zwecke ausreichend genaue Vorhersage der Auswirkungen der in Abschnitt 1) aufgeführten Störfälle möglich ist.

Zukünftige Erweiterungen des Rechenprogrammes betreffen Verfeinerung der Kernsimulation (Parallelkanäle), eventuell Einbau eines ein- oder zweidimensionalen Neutronenkinetikmodells, Berücksichtigung von Siedevorgängen des Kühlmittels und von Schmelzvorgängen des Brennstoffes (slumping) im Hinblick auf Untersuchungen von schnellen natriumgekühlten Reaktoren.

Literatur

- /1/ D. Brosche,
NATRANS - Ein Rechenmodell zur Untersuchung des dynamischen Verhaltens von Reaktorkühlkreisläufen bei Störfällen,
Reaktortagung des Deutschen Atomforums e.V., Berlin,
20. bis 22. April 1970

- /2/ D. Brosche,
NATRANS - Ein Rechenmodell zur Berechnung des dynamischen Verhaltens von Reaktorkühlkreisläufen bei Störfällen
MRR 71, April 1971

- /3/ Zeitschrift Atomwirtschaft,
Febr. 1973

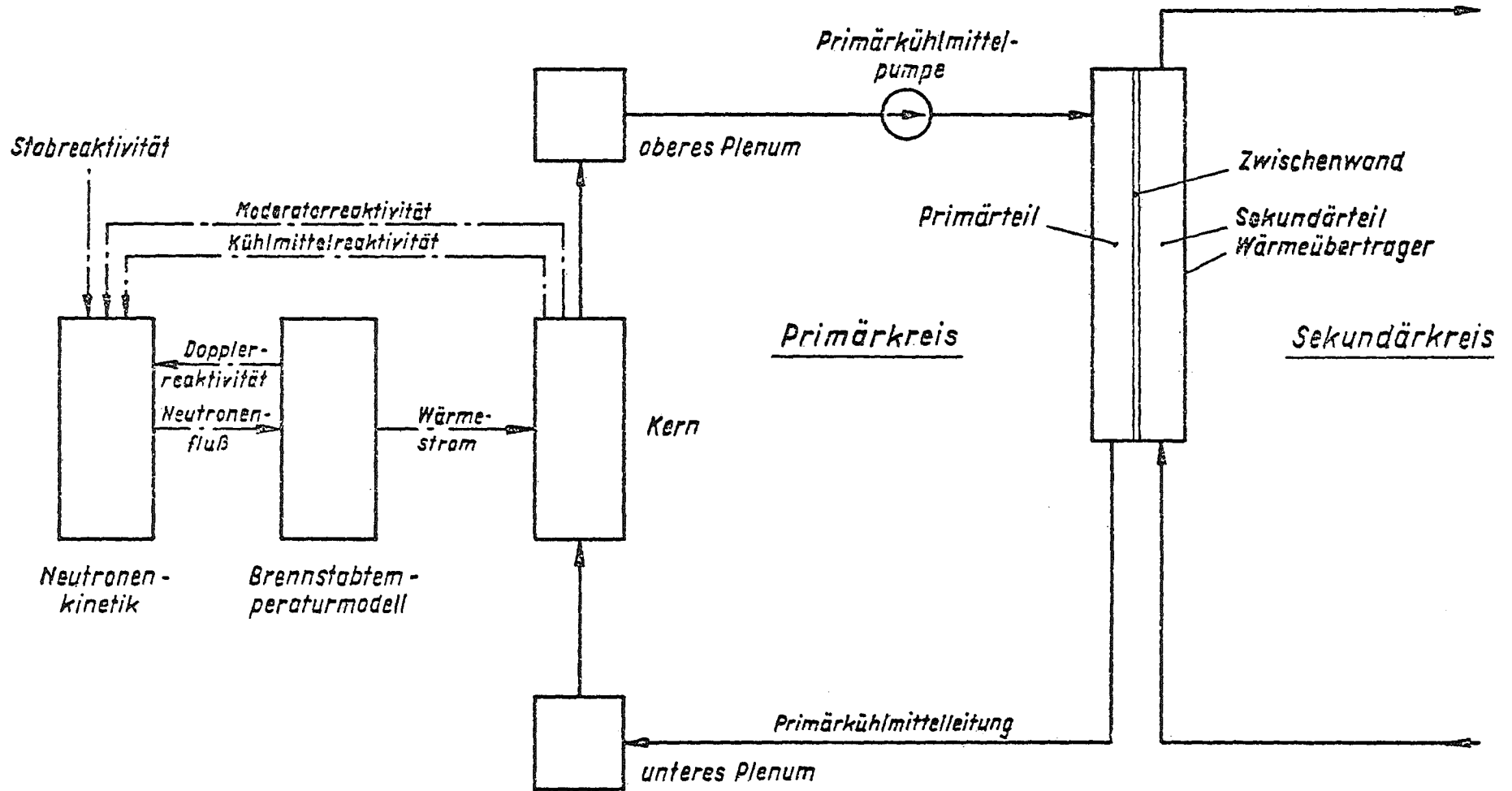
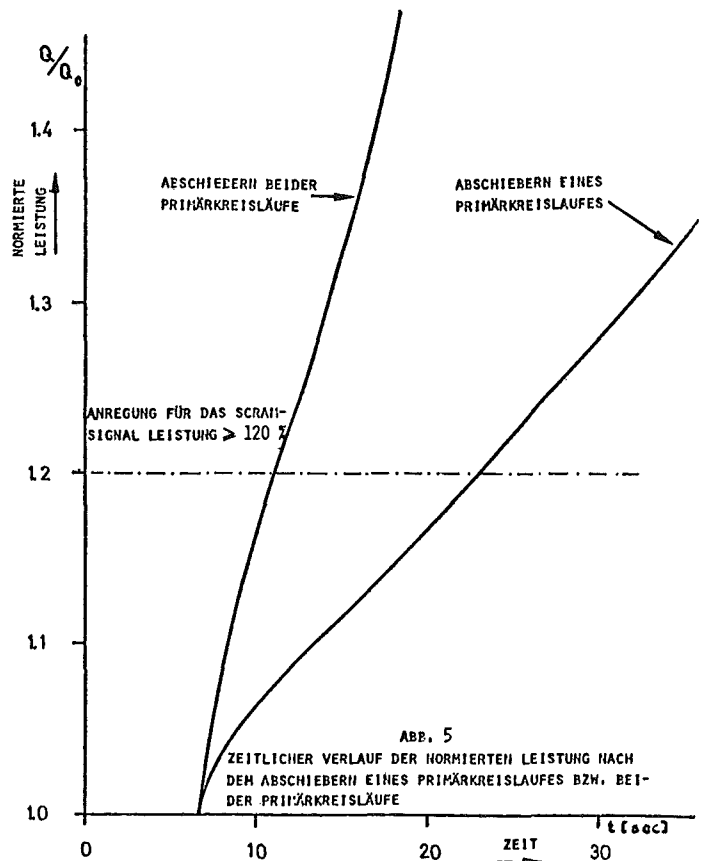
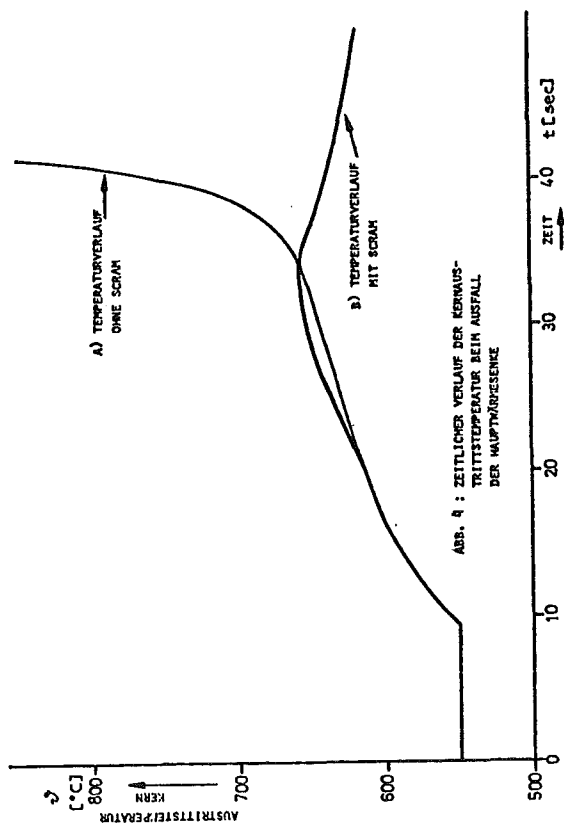
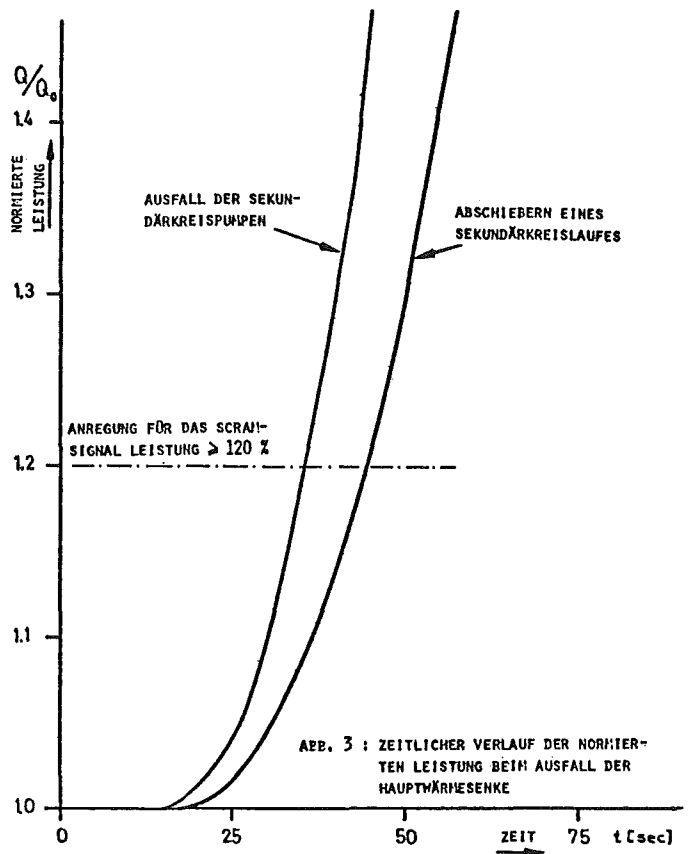
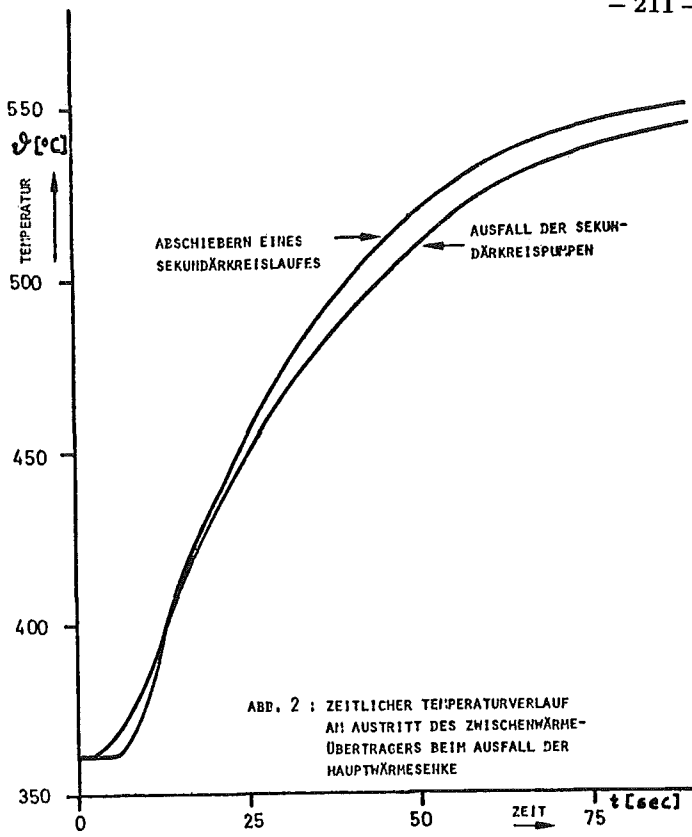


Abb. 1
 Blockschaltbild des Kühlkreislaufes



KTG-Fachtagung der
Fachgruppen Reaktorphysik und Thermo-Fluiddynamik

Kernforschungszentrum Karlsruhe
Schule für Kerntechnik

29. - 31. Januar 1974

Simulation des gleichzeitigen Ausfalls aller Kühlmittelpumpen
in einem natriumgekühlten schnellen Brutreaktor

G. Angerer^{*}, E.A. Fischer^{**}, B. Kuczera
P. Roysl, D. Struwe, P. Wirtz

Kernforschungszentrum Karlsruhe

Institut für Reaktorentwicklung

* Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik

** Institut für angewandte Systemtechnik und Reaktorphysik

Der Ausfall der Kühlmittelpumpen in einem natriumgekühlten schnellen Reaktor mit gleichzeitigem Versagen der Abschaltssysteme ist einer der beiden hypothetischen Störfälle, deren Untersuchung im Rahmen des Genehmigungsverfahrens erforderlich ist [1].

Zur Analyse der außerordentlich komplexen Vorgänge während der ersten im wesentlichen zerstörungsfreien Phase des Unfallablaufs wurde im Kernforschungszentrum Karlsruhe das Programmsystem CAPRI [2] entwickelt. Die Anforderungen an das System ergeben sich dabei aus dem physikalischen Unfallablauf, der im folgenden kurz skizziert werden soll.

Entsprechend der Auslaufcharakteristik der Pumpen fällt bei annähernd konstanter Leistung der Kühlmitteldurchsatz innerhalb weniger Sekunden auf Null ab. Es kommt dann mit einer zeitlichen Verschiebung, entsprechend der radialen Position im Kernverband, zum Aufsieden des Kühlmittels in den Brennelementen und innerhalb von wenigen Zehntelsekunden zur möglicherweise vollkommenen Kühlungsunterbrechung des Brennstabs. Dies führt zusammen mit der durch die Überlagerung der ortsabhängigen Voidreaktivitätsbeiträge hervorgerufenen Leistungserhöhung zum Schmelzen von Brennstoff und Hüllrohr. Verschiebungen zunächst von Hüllrohrmaterial, später auch von Brennstoff setzen ein, wobei als treibende Kräfte die Schwerkraft und u.U. das Mitreißen durch Natrium-Dampf wirken. Die durch derartige Slumpingeffekte hervorgerufenen großen Rückwirkungsreaktivitäten können dann zur Disassembly-Phase überleiten.

Abb. 1 zeigt den modularen Aufbau von CAPRI-2. Die zur Beschreibung des obigen Unfallablaufes wichtigsten Teile des Programmsystems sind:

- ein Punktkinetik-Modul [3];
- ein Modul zur Lösung der Kühlkanalgleichungen im einphasigen Bereich sowie der Wärmeleitgleichungen im Brennstab;
- ein Modell zur Beschreibung der Siedephänomene in natriumgekühlten Brennelementen [4]. Das Modell BLØW 3 beschränkt sich auf eine ein-dimensionale Strömung. Die Strömungsform, die in der Anfangsphase des Siedevorgangs einer Pfropfenströmung vergleichbar ist, wird durch die Bildung einzelner größerer Blasen gekennzeichnet (Abb. 2). Erreicht die Siedezone eine größere axiale Ausdehnung und kommt mit Flächen stark unterschiedlicher Temperatur in Berührung, so bildet sich eine Dampfströmung aus, die einen erheblichen Druckverlust zur Folge hat und im Modell entsprechend berücksichtigt wird (Abb. 3). Zur Untersuchung der Brennstabkühlung nach Siedebeginn wird der zeitliche und örtliche Zustand des Flüssigkeitsfilms berechnet, der bei der Ejektion des Natriums an den Brennstäben verbleibt. Innerhalb der Anwendungsrechnungen des CAPRI-Systems wird dabei der Film als ruhend angenommen;
- ein Modell zur Brennstabdehnungsanalyse unter transienter Belastung [5]. Das Brennstabdehnungsmodell BREDA berechnet die Brennstabverformung während der transienten Phase in Abhängigkeit von Ort und Zeit. Die ermittelten Materialverschiebungen in axialer Richtung beeinflussen die Reaktivität und in radialer Richtung durch Änderung des Wärmeübergangswiderstandes zwischen Brennstoff und Hülle das Temperaturprofil im Brennstoff und damit ebenfalls Reaktivität und z.B. den zeitlichen Schmelzanteil im Pin. Die vom Modell berechnete Spaltgasfreisetzung und der Versagenszeitpunkt des Pins sind im Fall eines abgebrannten Reaktorkerns bzw. bei einem Reaktivitätsunfall von Interesse, weniger jedoch bei dem folgenden Beispiel eines Pumpenausfalls;
- ein Modell zur Beschreibung der Slumping-Vorgänge [6]. Die Beschreibung erfolgt in einem Dreizonenmodell (Abb. 4). Zur Berechnung des Materialtransports zwischen den Zonen wird folgende Modellvorstellung zugrunde gelegt:
Das homogen verteilt angenommene flüssige Material der mittleren Zone fließt wie eine viskose Flüssigkeit in den freien Raum zwischen den Brennstabstümpfen der untersten Zone ab. Die Stabteile der obersten Zone verlieren durch das Aufschmelzen in der mittleren Zone ihre Unterstützung und fallen gegen die Kernmitte. Die durch diese Materialbewegungen entstehende Umverteilung der Kernmaterialien wird anschließend zur Berechnung der Rückwirkungen an das neutronenkinetische Programm von CAPRI weitergegeben.

Der Reaktor wird dargestellt durch charakteristische Kühlkanäle, die eine Gruppe von Brennelementen repräsentieren, die bezüglich des nuklearen und thermohydraulischen Verhaltens als annähernd gleich angesehen werden können. Von der Programmstruktur her gestattet CAPRI-2 eine sequentielle Abarbeitung der verschiedenen Kanäle unter Verwendung externer Datenspeicher und blockweiser Datenübertragung. Dadurch ist das System auf eine beliebige Zahl von Kanälen erweiterbar, wobei die gegenwärtige Version bis zu 30 Kanäle zu behandeln gestattet. Weiterhin enthält CAPRI-2 ein generalisiertes Eingabeprogramm, mit dem die verschiedenen Modulen von der Eingabe her einheitlich versorgt werden, sowie eine automatische Plotausgabe für die wichtigsten integralen und kanalabhängigen Größen wie Leistung, Reaktivität, Temperaturen etc. und eine Restart-Option.

Für den frischen Mark I-Kern des SNR-300 wurde das dynamische Verhalten beim Störfall "Totaler Pumpenausfall" untersucht. Hierzu wurde der Kern durch 9 charakteristische Kühlkanäle repräsentiert, wobei 6 Kanäle auf die Kernzone I und drei auf die Kernzone II entfallen. Der charakteristische Kühlkanal simuliert dann das Verhalten eines Brennelementringes. Die stationäre Auslegung des Reaktors und die zugehörige Verteilung der Reaktivitätskoeffizienten entspricht den Angaben in [1].

Es wurden drei Fälle gerechnet, in denen die Verteilung der stationären Kühlmittelaustrittstemperatur und der Siedeverzug variiert wurden.

Im Fall 1 wurde entsprechend der in [1] gemachten Annahmen für die einzelnen Brennelementringe eine konstante Kühlmittelaustrittstemperatur von 573°C und ein konstanter Siedeverzug von 50°C gewählt. Da für den Mark I-Kern des SNR-300 die Brennelemente zu Kühlgruppen zusammengefaßt sind, wurde in Fall 2 die Kühlmittelaustrittstemperatur für die einzelnen Ringe entsprechend den Angaben des Sicherheitsberichts zwischen 591°C und 567°C bei konstantem Siedeverzug $\Delta T_s = 50^{\circ}\text{C}$ gewählt.

Ein konstant angenommener Siedeverzug von 50°C bezogen auf die mittlere Austrittstemperatur hat zur Folge, daß in den äußeren Brennelementringen aufgrund des starken Leistungsgradienten in den thermisch höchstbelasteten Teilkanälen der Brennelemente Siedeverzüge von mehr als 100°C auftreten würden. Da derartige Siedeverzüge für Reaktorbedingungen nicht realistisch sind, wurden in Fall 3 die Siedeverzüge so gewählt, daß jeweils im höchstbelasteten Teilkanal des Brennelements $\Delta T_s = 50^{\circ}\text{C}$ nicht überschritten wird. Das führt zu einem variablen Siedeverzug zwischen 5°C und 50°C für die charakteristischen Kühlkanäle.

Die Leistungs- und Reaktivitätsverläufe im interessierenden Zeitbereich sind in den Abb. 5 und Abb. 6 dargestellt, der zeitliche Verlauf der Phasengrenze der Siedezone für den zentralen Kühlkanal in Fall 1 zeigt Abb. 7. Entsprechend dem unterschiedlichen Temperaturniveau der Kühlmittelaustrittstemperaturen liegt der Siedebeginn für den Fall 1 um 0,3 sec später als im Fall 2 bzw. Fall 3. Obwohl der Leistungsverlauf für die drei Fälle entsprechend den verschiedenen Siedesequenzen im Detail Unterschiede aufweist, zeigen charakteristische integrale Größen wie die während des Siedevorgangs integrierte Leistung, die erreichte maximale Leistung und Gesamtreaktivität keine großen Unterschiede. In allen drei Fällen bleibt der Reaktor während des Siedevorgangs unterkritisch. Im weiteren Unfallablauf geht der Reaktor durch Slumping in die Disassembly-Phase über.

Um die bei der Beschreibung der Einzelphänomene in den Modellen noch enthaltenen Unsicherheiten zu verringern, wird die Erstellung eines solchen Programmsystems durch teilweise sehr umfangreiche Versuchsvorhaben unterstützt.

Die Vorstellungen zum Siedevorgang, auf denen das Modell basiert, sind durch eine Vielzahl von Experimenten in Einkanalgeometrie bestätigt. Vergleichende Rechnungen zeigen, daß für die im Modell betrachteten drei Phasen: die Ejektion, das anschließende oszillierende Verhalten des Kühlmitteldurchsatzes sowie die schließlich vollständige Unterbrechung der Brennstabkühlung eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen vorliegt. Abb. 8 zeigt einen solchen Vergleich für die erste Ejektion des Natriums und die nachfolgenden Schwingungen der Flüssigkeitssäule am Teststreckenaustritt für einen Pumpenausfallversuch [4].

Das hier vorliegende Modell gestattet wegen der eindimensionalen Betrachtungsweise keine Berücksichtigung des radialen Temperaturgradienten über ein Brennelement, der besonders bei instationärer Aufheizung

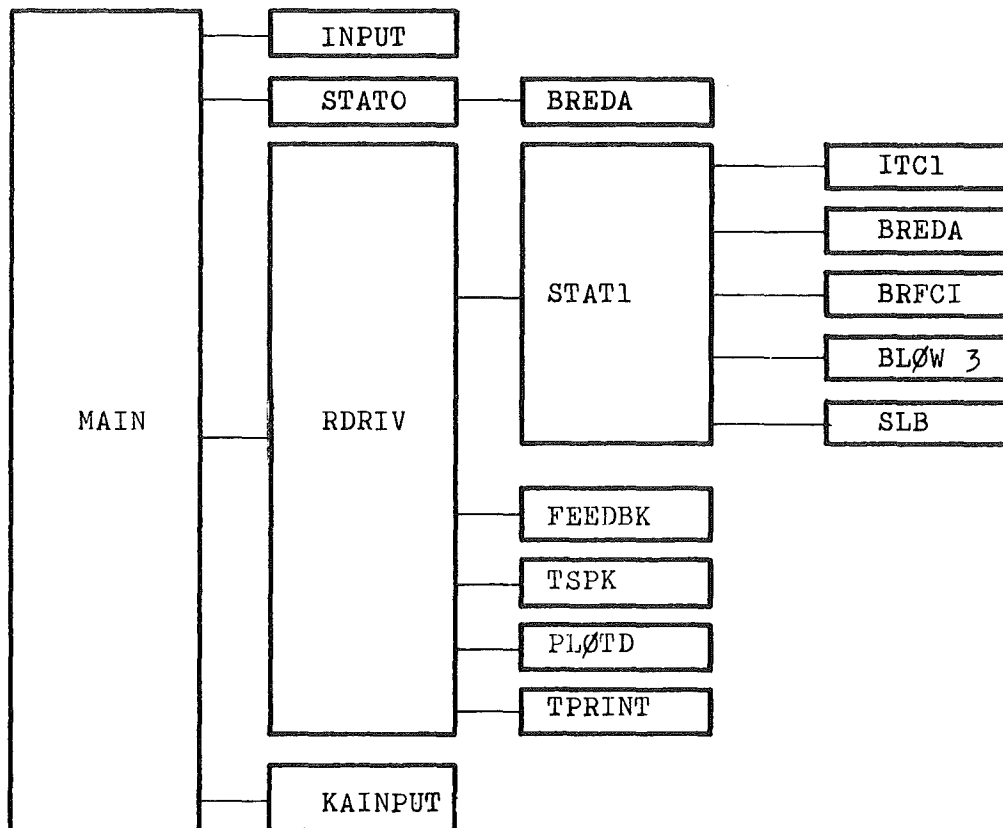
in den äußeren Reihen des Kerns erheblich ist und auch keine Berücksichtigungen der in Wirklichkeit dreidimensionalen Strömungsverhältnisse. Dadurch mögen die durch einen Siedeverzug des Natriums hervorgerufene Ejektion sowie das schnelle Austrocknen des Brennelements im späteren Verlauf des Siedevorgangs vom Modell überschätzt werden, was jedoch im Rahmen der Anwendungsrechnungen innerhalb CAPRI als konservativ anzusehen ist. Entsprechende Natrium-Siedeexperimente in Bündelgeometrie, die unmittelbar bevorstehen, werden darüber genauere Auskunft geben.

In diesem Zusammenhang sind auch die Bemühungen zu nennen, die Modellvorstellungen der Brennstabdehnungsanalyse experimentell abzusichern [6], wozu u.a. auch die im CABRI-Reaktor geplanten Transient-Overpower-Experimente dienen sollen.

Um den genannten Unsicherheiten Rechnung zu tragen, wurden bei der Erstellung von CAPRI zunächst nur im Sinne der Unfallanalyse konservative Modelle implementiert. Daraus muß man jedoch auch folgern, daß es nicht das primäre Ziel der Untersuchungen mit einem Programmsystem wie CAPRI sein kann, exakte Vorhersagen über einen bestimmten Versagenszeitpunkt zu machen, als vielmehr wichtige physikalische Vorgänge in ihren Auswirkungen auf das Verhalten des Reaktors zu analysieren und damit zu einem besseren Verständnis des betrachteten Gesamtstörfallablaufs zu kommen.

Literatur:

- [1] G. Heusener, G. Keßler, H. Lauber:
Analysis of Hypothetical Accidents for SNR-300
KFK 1834, Sept. 1973
- [2] Das Programmsystem CAPRI-2
KFK-Bericht, in Vorbereitung
- [3] P. Royl:
Verwendung eines einfachen Punktkinetik-Moduls im CAPRI-System
Interne Notiz
- [4] P. Wirtz:
Ein Beitrag zur theoretischen Beschreibung des Siedens unter
Störfallbedingungen in natriumgekühlten schnellen Reaktoren.
KFK-Bericht 1858, Oktober 1973
- [5] G. Angerer, D. Struwe:
Theoretische Behandlung des Brennstabslumpings während eines
Kühlmittelverlustunfalls bei schnellen natriumgekühlten Brut-
reaktoren.
Reaktortagung des Deutschen Atomforums/KTG, Berlin 2.-5.4.1974
- [6] B. Kuczera:
BREDA - Ein Rechenmodell für die Verformung des Brennstabs
eines natriumgekühlten schnellen Brutreaktors unter transients
Belastung.
KFK 1729, Dezember 1972
Weiterer KFK-Bericht in Vorbereitung



- INPUT - Ein- und Ausgabe, Restart
- STATO - Stationäre thermohydraulische Reaktorauslegung
- RDRIV - Steuerprogramm für instationäre Reaktorberechnung
- STAT1 - Steuerprogramm für Kühlkanalrechnung
- ITC1 - Transientes Kühlmittelverhalten einphasig, Brennstabtemperaturen
- BREDA - Brennstab-Deformations-Modul
- BRFCI - Brennstoff-Natrium-Reaktions-Modul
- BLØW3 - Siedemodul
- SLB - Slumping-Modul
- FEEDBK - Reaktivitätsrückwirkungsmodul (einschließlich Doppler-, Brennstoff- und Hüllrohrdichte-, Natrium-Void und Slumping-Reaktivitäten)
- TSPK - Punkt-Kinetik Modul
- PLØTD - Plot-Ausgabeprogramm
- TPRINT - Ausgabe-Steuerung
- KAINPUT - Kopplungsprogramm mit dem Disassembly-Code KADIS

Abb. 1: CAPRI-2 Struktur

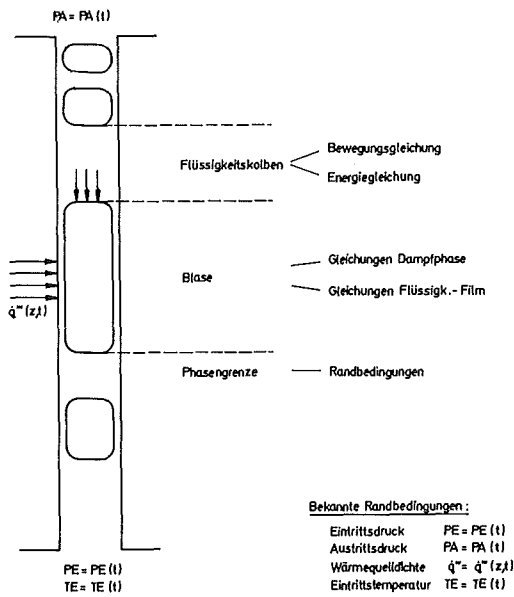
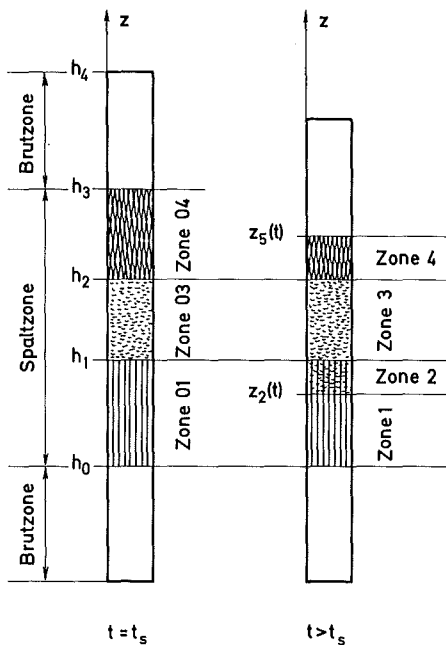


Abb. 2: Theoretisches Modell zum Natrium-Sieden



Zone 04 enthält noch feste Brennstabteile
 Zone 03 enthält flüssiges Brennstabmaterial
 Zone 01 enthält feste Brennstabstümpfe

Abb. 4: Kühlkanal bei und nach Erreichen der Slumpingauslösekriterien.
 (t_s: Slumpingbeginn)

Gleichungen Flüssigkeits-Film

Kontinuität

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_l (1-\alpha)] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho_l u_l (1-\alpha)] = - \frac{U}{\sqrt{\alpha A}} \frac{\phi_i}{h_{fg}}$$

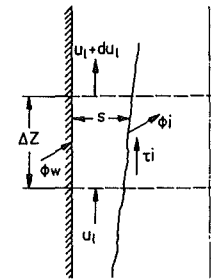
Impuls

$$\rho_l \frac{\partial u_l}{\partial t} + \rho_l u_l \frac{\partial u_l}{\partial z} = - \frac{\partial p}{\partial z} + F_{l,B} + F_{l,R}$$

Oberflächenkräfte
Volumkräfte

Energie

$$\rho_l s \frac{\partial h_l}{\partial t} + \rho_l u_l s \frac{\partial h_l}{\partial z} = \phi_w - \phi_i$$



Gleichungen Dampf

Kontinuität

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_g \alpha] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho_g u_g \alpha] = \frac{U}{\sqrt{\alpha A}} \frac{\phi_i}{h_{fg}}$$

Impuls

$$\rho_g \frac{\partial u_g}{\partial t} + \rho_g u_g \frac{\partial u_g}{\partial z} = - \frac{\partial p}{\partial z} + F_{g,B} + F_{g,R}$$

Oberflächenkräfte
Volumkräfte

Randbedingung

$$k_l \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{PH.} - k_g \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{PH.} = \rho_g (\dot{x} - u_g) \left[(h_g - h_l) + \frac{(u_g - \dot{x})^2}{2} - \frac{(u_l - \dot{x})^2}{2} \right]$$

h_{fg} Kinetische Energie

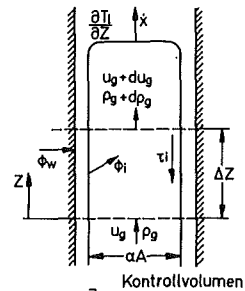


Abb. 3: Gleichungen im Bereich einer Blase

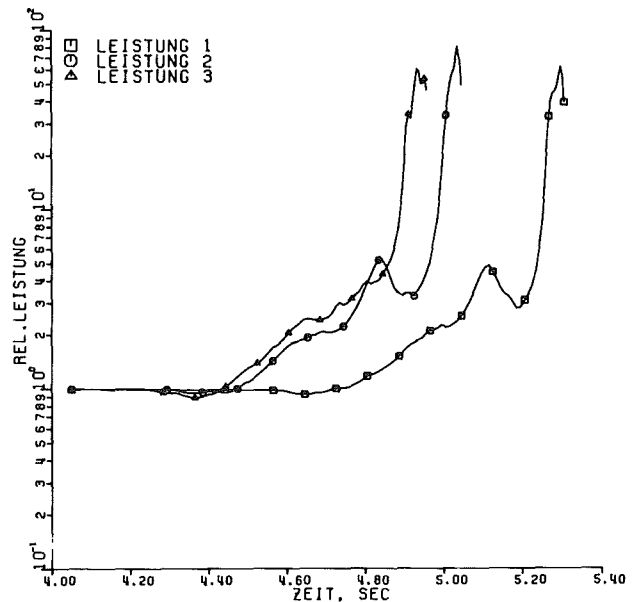


Abb. 5: Leistungsverlauf für den Störfall Pumpenausfall, Mark I-Kern des SNR-300

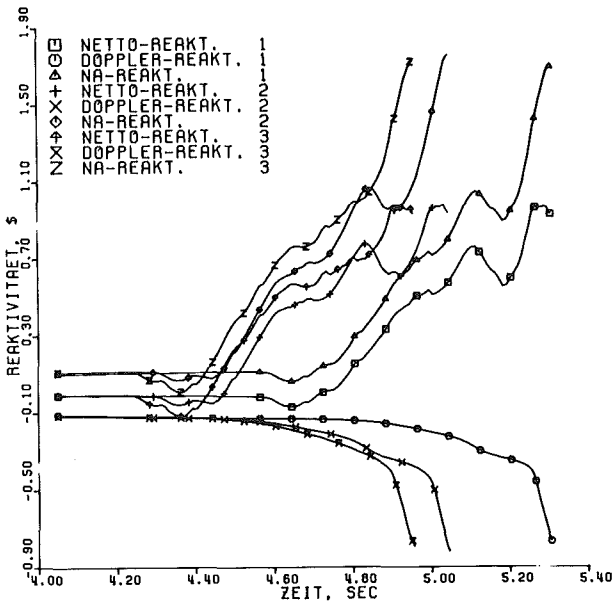


Abb. 6: Reaktivitätsverlauf für den Störfall-Pumpenausfall, Mark I-Kern des SNR-300

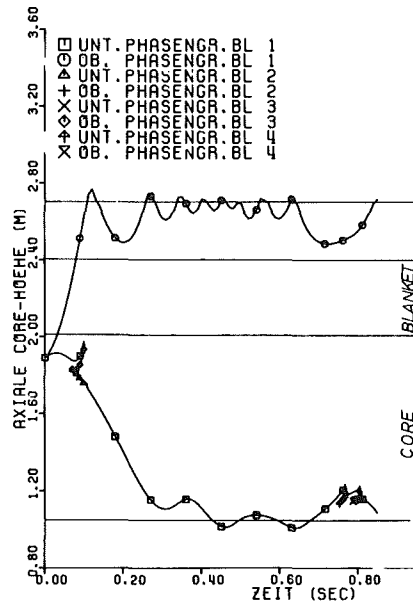


Abb. 7: Phasengrenzen der Siedezone im 1. Ring (Fall 1)

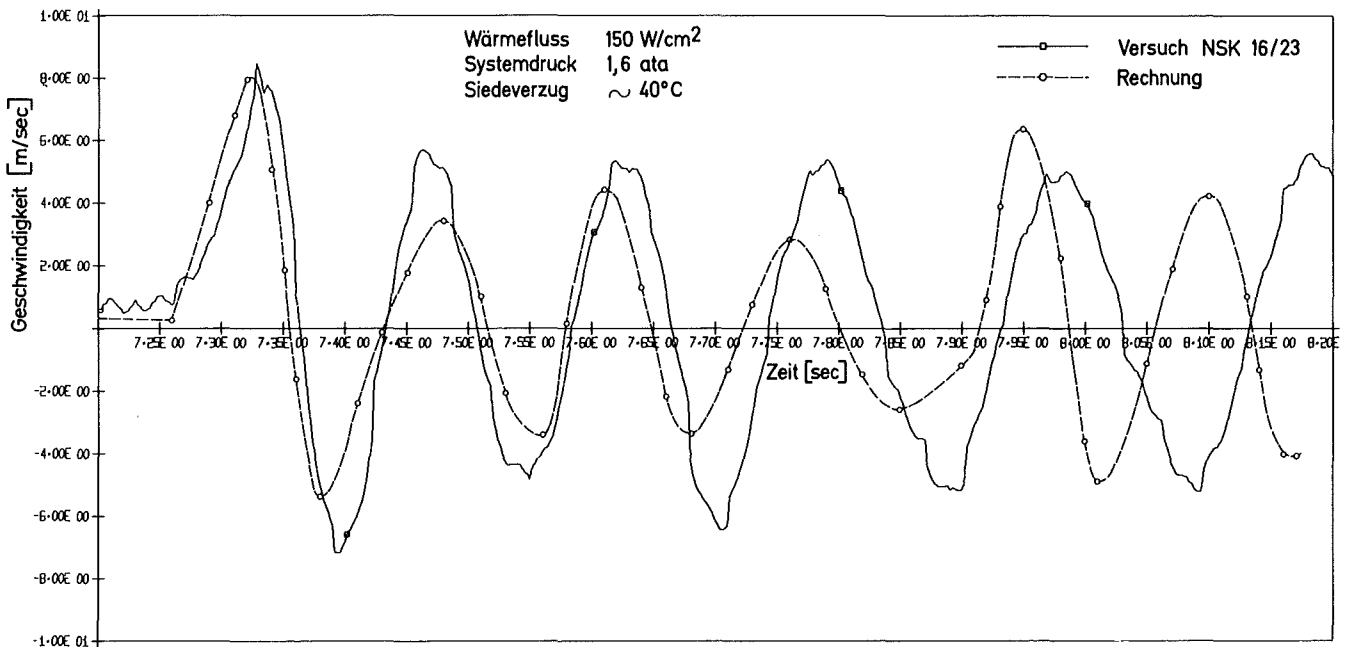


Abb. 8: Vergleich zwischen Rechnung und Experiment für das oszillierende Verhalten der oberen Flüssigkeitssäule, Versuch 16/23

KTG-Fachtagung der
Fachgruppe Reaktorphysik und Thermo-Fluiddynamik

Kernforschungszentrum Karlsruhe
Schule für Kerntechnik

29. bis 31. Januar 1974

Simulation eines milden unkontrollierten Leistungs-
unfalls im SNR-300 mit dem SAS3A Programmsystem

P. Royl^{*}, L.L. Smith^{**}, M.G. Stevenson^{**}

* Kernforschungszentrum Karlsruhe, IRE

** Argonne National Laboratory, RAS
Argonne, Illinois 60439, USA

Kurzfassung

Der unkontrollierte Leistungsunfall in einem schnellen natriumgekühlten Reaktor mit gleichzeitigem Versagen aller Abschaltssysteme ist einer jener hypothetischen Störfälle, deren Untersuchung für die Auslegung des Reaktordruckgefäßes, des Containments und für das Genehmigungsverfahren erforderlich ist. Frühere Untersuchungen dieses Unfalls, die für den SNR-300 durchgeführt wurden [1], waren sehr pessimistisch, da die Brennstoffbewegung im Kühlkanal während der Brennstoffkühlmittelreaktion (BNR) vernachlässigt wurde. Kastenbergs und Rumble [2] haben ein einfaches Modell zur Berechnung dieser Brennstoffbewegung in der Pre-Disassembly Phase entwickelt und gezeigt, daß dadurch die Energiefreisetzung erheblich vermindert werden kann. Aber ihr Modell kann das Versagen der Brennstäbe und die nachfolgende Einspritzung von geschmolzenem Brennstoff in die BNR-Zone nur postulieren. Mit dem SAS3A-Programmsystem [3] insbesondere mit den Modulen DEFORM II [4] zur Berechnung der Brennstab-Deformationen bis zum Versagen und SASFCI [5] zur Bestimmung der Folgen des Brennstoffversagens (Ausspritzen eines Brennstoff-Spaltgas-Gemisches und BNR) lassen sich diese Vorgänge erstmals alle im Zusammenhang untersuchen. Zeit und Ort des Brennstabversagens können aus einer detaillierten mechanischen Analyse bestimmt werden und, was vielleicht am wichtigsten ist, das Programm berechnet sich selbst die zeitliche Rate der Brennstoffeinspritzung nach dem Brennelementversagen. Es berechnet ebenfalls den axialen Brennstofftransport im Kühlkanal und im zentralen Hohlraum sowie die

daraus resultierenden Reaktivitätsrückwirkungen. Effekte durch Gefügestrukturierungen und Abbrandeffekte wie Spaltgasschwellen und Spaltgaszurückhaltung im Brennstoff, die das Brennstabversagen stark beeinflussen, werden außerdem erstmals in einem SS-Charakterisierungsmodul bestimmt. Dieses neue SAS3A-System wurde zur Berechnung eines milden unkontrollierten 1 Dollar/sec Leistungsunfalls für das MARK I Core des SNR 300 verwendet. Ziel dieser Ausführungen ist es, einige Ergebnisse dieser Rechnungen zu erläutern. Sie wurden für ein 100 Tage Core und für ein Core zu Beginn des 117 Tage Gleichgewichtszyklus durchgeführt, wobei 3 verschiedene Versagenskriterien verwendet wurden.

Einige charakteristische Ergebnisse der durchgeführten Rechnungen sind in Tabelle I zusammengefaßt. Prompte Kritikalität und Core Disassembly wird nur für den Fall des 100 Tage Cores vorhergesagt. Brennelementversagen tritt hier in Coremitte ein, wenn 30 % des Brennstoffquerschnitts geschmolzen sind. Kohärentes Voiden im 2. Core-Ring verursacht dabei hohe positive Reaktivitätsrampen, die zu diesem Zeitpunkt noch nicht durch Brennstoffausschwemmung kompensiert werden können und schließlich in den überprompt kritischen Zustand führen. Im Zuge des damit verbundenen schnellen Leistungsanstiegs erhöht sich die Schmelzrate in den Elementen fast sprunghaft. Aufgrund der Spaltgasfreisetzung und der Dichteänderungen bauen sich hohe Drücke im zentralen Hohlraum auf, die zusätzliche Brennstoffeinspritzung in die Coremitte verursachen. Das führt zu positiven Reaktivitätsrampen, die die negativen Rampen vom Brennstoffausschwemmen überkompensieren, so daß der Unfall trotz des sog. "Sweep-Outs" erst in der Disassembly-Phase endet.

Bei den Rechnungen für das Gleichgewichtscore konnte sich der Reaktor in allen untersuchten Fällen noch vor Erreichen der prompten Kritikalität durch inkohärentes Versagen der Elemente mit verschiedenen Abbrandstufen und durch den Sweep-Out Effekt abschalten. Die beiden hierbei verwendeten Versagekriterien basieren auf zwei verschiedenen angenommenen Versagensmechanismen:

1. Beim Berstdruck-Versagekriterium platzt das Hüllrohr unter dem hohen Druck, der sich im zentralen Hohlraum durch Spaltgasfreisetzung und Brennstoffdichteänderungen aufbaut. Zeit und Ort des Hüllrohrversagens wird durch Vergleich der Hüllrohrspannung mit der Bruchspannung des Materials für hohe Dehnraten ermittelt.

2. Das Bruchdehnungs-Versagekriterium geht davon aus, daß das Hüllrohr durch die differentielle thermische Expansion zwischen Brennstab und Hüllrohr aufreißt. Wichtiger Materialwert dafür ist die Temperatur-Dehnungsraten- und Fluence abhängige Bruchdehnung des Hüllrohrmaterials [6], mit der die berechneten äquivalenten Dehnungen zu jedem Zeitpunkt verglichen werden.

Beim Berstdruck-Kriterium tritt Hüllrohrversagen erst spät ein, wenn etwa 45 % des Brennstabquerschnitts geschmolzen sind. Unter dem hohen Druck im Zentralkanal gelangt mehr Brennstoff in Gegend der Coremitte in die BNR-Zone, höhere Na-Dampfdrücke werden bei der BNR erreicht und das Core voidet sehr rasch in beide Richtungen. Das führt zu stark positiven Void-Reaktivitätsrampen aber (mit 7 msec Zeitverschiebung) auch zu stark negativen Rampen durch Brennstoffausschwemmung aus der aktiven Core-Zone. Der Reaktor wird dabei kurz vor Erreichen des prompt-kritischen Zustands abgeschaltet.

Bei Zugrundelegung der Bruchdehnung als Versagekriterium und Verwendung des DEFORM-II Moduls zur Deformationsanalyse versagen die Elemente mit mittleren und hohen Abbränden schon sehr früh zu Zeitpunkten, wo noch sehr wenig Brennstoff geschmolzen ist. Die hochabgebrannten Elemente gehen wegen der starken Hochtemperaturversprödung des Hüllrohrmaterials zuerst bei $3/4$ der aktiven Core-Länge kaputt, wenn 5 % des Querschnitts geschmolzen sind. Die Elemente mit mittlerem Abbrand versagen in der Core-Mitte bei ca. 10 % geschmolzenem Brennstoffquerschnitt. Zu diesen Zeitpunkten liegen die Zentralkanaldrücke nur geringfügig über den SS-Drücken und nur wenig geschmolzener Brennstoff kann in die BNR-Zone gespritzt werden. Die zeitlichen Verläufe der Netto-Reaktivität und normierten Reaktorleistung, die für diesen Fall berechnet wurden, sind in Bild 1 aufgetragen. Die Kanäle 2 und 3 repräsentieren die Subassemblies aus dem Ring 2 mit 117 und 234 Tagen Standzeit. Die mittleren und die stark abgebrannten Elemente aus den Ringen 3, 4 und den höher angereicherten Bündeln von Ring 6 werden durch die Kanäle 5 und 6 dargestellt. Kleine positive Void-Reaktivitätsrückwirkungen mit Rampen von maximal 2 Dollar/sec entstehen für kurze Zeit nur nach dem Versagen der Elemente mit mittlerem Abbrand, die alle dicht oberhalb der Core-Mitte auf einer Länge von 5 cm aufreißen, wodurch die inneren Core-Regionen teilweise gevoidet werden. Das Versagen der hoch abgebrannten Elemente verursacht sowohl vom Natrium-Void wie vom Brennstoffausschwemmen her negative Reaktivitätsrückwirkungen. Der Reaktor schaltet sich allmählich selbst ab, da nie größere Mengen an geschmolzenem Brennstoff auf einmal in die BNR-Zone gespritzt werden können.

Berstdruck und Bruchdehnungskriterium führen also zu 2 vollkommen unterschiedlichen Unfallverläufen. Das eine verursacht eine sehr heftige BNR mit raschem Vordringen der inneren Core-Regionen und stark positiven Reaktivitätsrückwirkungen aber auch hohen Abschaltstrampen durch Brennstoffausschwemmung. Das andere ruft nur eine ganz milde BNR hervor mit teilweise sogar negativen Na-Void-Reaktivitäten, und der Reaktor wird langsam abgeschaltet, während der Brennstoff entsprechend seiner Schmelzrate aus dem Core geschwemmt wird. Aber beide Rechnungen sagen ein Abschalten des SNR vor Erreichen der prompten Kritikalität voraus. Es ist zu erwarten, daß der gleiche Unfall in einem Core am Ende des Gleichgewichtszyklus zum Versagen aller drei Elementgruppen führt. Dadurch würde sich die Energiefreisetzungsratenrate zumindest bei Verwendung des Berstdruck-Kriteriums erhöhen. Der Reaktor würde in diesem Fall prompt kritisch werden und der Unfall erst in der Disassemblyphase enden. Von den Rechnungen her zu urteilen entsteht der schlimmste Unfallablauf aber durch ein spätes und kohärentes Versagen der Ring 2 Elemente des 100 Tage Cores. Dabei ist es unbedeutend, ob ein Schmelzgrenzwert oder ein Berstdruck-Kriterium zur Bestimmung des Brennelementplatzens verwendet wird. Auch mit dem Bruchdehnungskriterium wird ein Unfall in diesem Core zu stärkeren Energiefreisetzungsraten unter Umständen auch zur Disassembly führen. Diese Raten werden allerdings bei einer etwas kleineren Betriebszeit des Cores (ca. 70 Tage) noch höher liegen, da dann beim Versagen der Schmelzanteil im Pin bei annähernd gleichem Brennstoffinnendruck höher sein wird. Der Brennstoffaustragungseffekt, der zu einer erheblichen Reaktivitätsverminderung und zum Core-Abschalten führen kann, kommt beim kohärenten Versagen aller inneren Coreelemente auf halber Corehöhe vor dem Erreichen der prompten Kritikalität kaum zur Wirkung. Danach laufen die Vorgänge (Leistungserhöhung, weitere Brennstoffinjektion) alle in solchen kurzen Zeiten ab, daß die relativ langsame Brennstoffaustragung am Reaktivitätsverhalten kaum noch etwas ändern kann.

Die Verwendung des Berstdruck-Kriteriums führt im Vergleich zu allen anderen hier untersuchten Kriterien zur heftigsten Brennstoff-Natrium-Reaktion und damit zu den stärksten Leistungserhöhungen. Dieses Kriterium, das ein relativ langes Intaktbleiben der Elemente während des Unfalls voraussagt, ist daher von allen anderen hier Verwendeten am konservativsten. Der Versagensmechanismus durch Innendruckaufbau im abgebrannten Brennstoff scheint auch durch einige TREAT-Experimente

(H5, E6) bestätigt zu werden [7]. Was experimentell noch gehäuer untersucht und im Modell besser beschrieben werden muß insbesondere für die Anwendung dieses Kriteriums, sind die transiente Spaltgasfreisetzung sowie die Porositätsverteilung im abgebrannten Stab. Diese beiden Effekte bestimmen letztlich die Reihenfolge und damit die Inkohärenz des Brennelementversagens. Die Bestimmung des Versagenszeitpunktes mit dem Bruchdehnungskriterium führt wegen des früheren Brennelementversagens zur kleinsten Energiefreisetzung und zum Abschalten des Reaktors. Diese frühen Versagenszeitpunkte konnten bisher jedoch noch in keinem TREAT-Experiment nachgewiesen werden, obwohl die hier angenommene Hochtemperaturversprödung des Hüllrohrmaterials anhand von Bestrahlungsproben experimentell ermittelt wurde [6].

Große Unsicherheiten bestehen auch noch bezüglich sehr vieler Parameter des hier verwendeten BNR-Modells. Der Einfluß dieser Parameter wurde in einer getrennten Studie für den FFTF untersucht. Es zeigte sich, daß die Werte für den Natrium-Restfilm, der bei der Expansion in der BNR-Zone zurückbleibt, und für den Kondensationskoeffizienten zur Berechnung der Natrium-Kondensation am kühleren Hüllrohr und Strukturmaterial einen starken Einfluß haben. Diese Größen können die Geschwindigkeit mit der das Core voidet und dadurch den Leistungsanstieg stark reduzieren. Sie wurden bisher aber unter ganz anderen Versuchsbedingungen gemessen. Die endliche Fragmentationszeit für den ausgespritzten flüssigen Brennstoff ist eine weitere unsichere Größe, deren experimentelle Bestimmung insbesondere bei Einspritzung in eine BNR-Zone mit hohem Void-Anteil sehr schwierig ist, die andererseits aber auch einen starken Einfluß auf den Ausspritzvorgang selbst hat. Schließlich sind die Bedingungen, unter denen eine Brennstoffaustragung aus der Core-Zone erfolgen kann, experimentell bisher nur wenig geklärt. Interessant sind hier der Einfluß der Brennelementabstandshalter sowie die durch Erstarren des ausgespritzten Brennstoffs an den kühleren Stellen im Kanal entstehenden Strömungsbehinderungen die experimentell untersucht werden sollten. Eine Klärung einiger dieser Fragen werden sicher die TREAT-Experimente der S-, H- und E-Serien bringen. Auch das experimentelle Programm für den CABRI-Reaktor das jetzt von europäischer Seite vorbereitet wird, wird einiges dazu beitragen.

Literatur

- [1] Heusener, G; Keßler, G.; Lauber, H.; Travis, J.R.:
Analysis of Hypothetical Accidents for SNR 300
Proc. Int. Conf. on Engineering of Fast Reactors for Safe
and Reliable Operation, Vol III, p. 1235, Karlsruhe
Oct. 9-13, 1972
- [2] Kastenbergl, W.E.; Rumble, E.T.:
Preliminary Analysis of the Predisassembly Phase of the
Unprotected Overpower Transient Accident for SNR 300
KFK 1782 Karlsruhe, March 1973
- [3] Fischer, G.J.; et al.:
Progress in Analysis of Severe Accidents
Proc. Int. Conf. on Engineering of Fast Reactors for Safe
and Reliable Operation, Vol III, p. 2112, Karlsruhe Oct.
9-13, 1972
- [4] Watanabe, A.:
The DEFORM II: Mathematical Analysis of Elastic, Viscous,
and Plastic Deformations of a Reactor Fuel Pin
ANL-8041 (1973)
- [5] Smith, L.L., et al:
SASFCI, A Fuel Coolant Interaction Model for LMFBR Whole
Core Accidents Analysis
Proc. Topical Meeting on Mathematical Models and Computa-
tional Techniques for Analysis of Nuclear Systems
Ann Arbor, Mich, April 9-11, 1973
- [6] Cloudson, T., et al.:
Material Considerations in Support of the Preliminary
Safety Analysis Report
HEDL-TME-71-53, Vol I, April 1971
- [7] Watanabe, A.; Stevenson, M.G.:
Preliminary Cladding Deformation Analysis of H5 TREAT Test
by SAS2A/DEFORM-II
Trans. Am. Nucl. Soc. 17 (1973), 363

Tab. 1: Characteristic Results from SNR-Overpower Accident Simulations with Different Failure Criteria

Failure Criterion	100 Day Core	Core at Beginning of 117 Day Equilibrium Cycle	
	30 % Melt Fraction at Midplane	Rupture Strain	Burst Pressure
Failure Time	1.28 sec	1.10 sec	1.39 sec
Failure Position (% Active Height)	inner zone: 46 % outer zone: 36 %	117 day fuel: 57 % 234 day fuel: 75 %	57 %
Failure Melt Fraction (at Midplane)	30 %	117 day fuel: ~ 10 % 234 day fuel: ~ 5 %	~ 45 %
Peak Two Phase Sodium Pressure	80 atm	10 atm	110 atm
React. Ramps from Core Voiding	22 β /sec	2 β /sec	25 β /sec
Begin of Fuel Sweepout (rel. to failure time)	15 msec	20 msec	7 msec
Fuel Motion Feedback after Fuel Sweepout from Channel 2	+ 10 β /sec ^x	- 1 β /sec	- 10 β /sec
Max. Net Reactivity	> 1 β	0.72 β	0.96 β
Max. Rel.Power	>50	6	29
Accident Termination	by Disassembly	through fuel sweep-out in pre-disassembly phase	

^x The reactor is super-prompt critical at this time. This causes further rapid ejections of molten fuel into the midplane area, which compensate the negative reactivity feedback from fuel sweep-out.

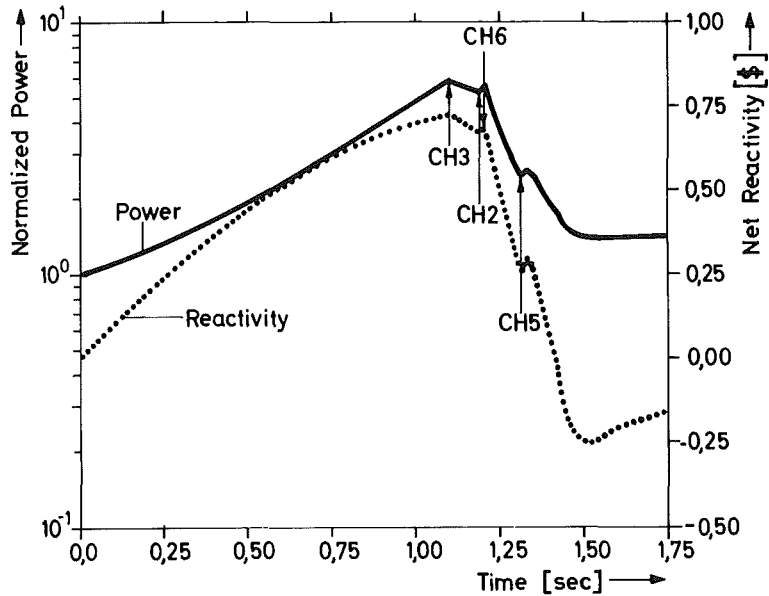


Fig. 1: Power + Net Reactivity vs. Time SNR 1 β Ramp, Equilibrium Core, Rupture Strain Criterion

	<u>Seite</u>
5. Spezielle Einzelvorträge: "Fragen der Xenonschwingung, gasgekühlte Reaktoren"	229
5.1 Xenonverteilung bei Betriebstransienten in großen Leichtwasser-Druckwasserreaktoren, F.Bennewitz, H.W.Bock, Kraftwerk Union, Erlangen	231
5.2 Einige Folgerungen aus den Ergebnissen der theoretischen Untersuchung über räumliche Xenontransienten in Hochtemperaturreaktoren, A.Lauer, Kernforschungsanlage Jülich	245
5.3 Beiträge zur Kurzzeitdynamik von Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen, J.Scharf, Kernforschungsanlage Jülich	251

F. Bennewitz, H.W. Bock

GENAUIGKEITSPROBLEME BEI

BETRIEBSTRANSIENTEN IN GROSSEN H₂O-DRUCKWASSERREAKTOREN

Teil 1: Digitale Untersuchungen

Xenonschwingungen treten in Reaktoren erst auf, wenn die Xenon-Konzentration so groß ist, daß sich die Makroquerschnitte merklich ändern. Bei den modernen H₂O-Druckwasserreaktoren vergrößert sich der thermische Absorptionsquerschnitt beim Einschalten von Xe¹³⁵ um rund 3 %. Bei großen Leistungsreaktoren (3.90 m Höhe) mit ihrer flachen Gleichgewichtsverteilung bedeutet dies bereits eine starke Störung.

Bei negativer Leistungsrückkopplung ist der DWR bei kleiner und sehr großer Leistungsdichte stabil gegen Xenonschwingungen. Irgendwo dazwischen existiert ein Maximum der Schwingungsfähigkeit des Reaktors. Für die am meisten interessierende Eigenschwingung, die 1. axiale Oberschwingung, liegt dieses Maximum ausgerechnet auf dem Betriebsbereich der großen Leichtwasser-Druckreaktoren.

In Abbildung 1 ist das Dämpfungsverhältnis eines 3.90 m hohen LWR als Funktion seiner mittleren Leistungsdichte aufgetragen. Das Dämpfungsverhältnis ist hier definiert als das Amplitudenverhältnis zweier aufeinanderfolgender Maxima. Die Kurve gilt für eine Flußform, die etwa in der Mitte zwischen konstanter und Cosinus-Verteilung liegt. Bei Leistungsdichten rechts der Geraden $DH = 1$ klingen kleine Störungen nicht ab, sondern schwingen divergent. Die Periode ist dabei im gezeigten Bereich linear in der mittleren Leistungsdichte.

Ähnliche Kurven gelten für jede Schwingung des Reaktors. In der Reihenfolge wachsender Stabilität folgen die 1. azimutale Oberschwingung, die 2. axiale, die 2. azimutale, die 1. radiale usw..

Eine Xenonschwingung mit einem Dämpfungsverhältnis $DH > 1$ nenne ich hier "divergent", weil man bei Linearisierung auch hier die bekannte Form $e^{\alpha t} \cos^{\omega t}$ erhält mit $\alpha > 0$. Die linearisierten Gleichungen gelten jedoch nur in einem erstaunlich kleinen Bereich, der durch die Reaktorgröße und die funktionale Gestalt der Leistungsrückkopplungen bestimmt wird. Bereits bei einer Amplitude von 10 % ist das Dämpfungsverhältnis um 2 % kleiner als bei verschwindender Amplitude. Wir haben es also bei Reaktorbetrieb und damit auch bei unseren Rechnungen mit nichtlinearen Schwingungen zu tun. Und wie jede Schwingungsgleichung mit Dämpfungsterm hat auch die Xenon-induzierte Leistungsschwingung im Reaktor eine Grenzamplitude: in unseren Beispielen sinkt die Leistung einer Reaktorhälfte nicht unter 40 % seiner Gleichgewichtsleistung. Bei stärkerer Anregung konvergiert die "divergente" Schwingung von außen zur Grenzschwingung (Abb. 2).

Wir kommen nun zur Untersuchung der Genauigkeit, mit der unsere Rechenprogramme diese Schwingungsvorgänge berechnen können. Generell gesprochen kommen die Fehler aus 3 Quellen: Die nur genäherte Kenntnis der physikalischen Parameter (z.B. Wirkungsquerschnitte), die vereinfachte Darstellung der physikalischen Gleichungen (Differenzgleichung statt Differentialgleichung etc.), und das Abbrechen der numerischen Rechnung vor der von dem Rechner erreichbaren Genauigkeit infolge Geldmangels (Konvergenzfragen).

In dem Programm BOXER, mit dem die hier mitgeteilten Ergebnisse gewonnen sind, wird die zeitunabhängige Transportgleichung dreidimensional in einer Stoßwahrscheinlichkeitenapproximation gelöst. Die Jod-Xenon-Differentialgleichungen

werden mit dem quadratisch approximierten, berechneten zeitlichen Verlauf der lokalen Reaktionsraten mit einem Runge-Kutta-Verfahren mit automatischer Schrittweitensteuerung gelöst. Die Lösung der Jod-Xenon-Gleichungen sowie der Flußgleichungen ist iterativ gekoppelt, ebenso wie die thermohydraulische Rechnung, und die Beendigung der Rechnung erfolgt jeweils durch eigene Konvergenzparameter. Damit kann die Abhängigkeit der Ergebnisse von den einzelnen Konvergenzgrößen unabhängig bestimmt werden.

Ein lange bekannter Fehler ist der Einfluß der Zeitschrittlänge auf Amplitude, Periode und Dämpfungsverhältnis. Wenn man bei Lösung der Jod-Xenon-Gleichungen die Reaktionsraten als im Zeitintervall konstant ansetzt, werden diese 3 Größen manchmal völlig falsch, eine konvergente Schwingung kann in der Rechnung divergent werden. Für die Abhängigkeit der Periode von der Zeitschrittlänge erhielten wir als charakteristische Größe

$$\frac{\partial (\text{Periode})}{\partial (\Delta t)} = 2.7$$

Für die Abhängigkeit des Dämpfungsverhältnisses von der Zeitschrittlänge kann man sich der modalen Analyse von Davison bedienen. Im leicht konvergenten Bereich $1 \geq DH \geq 0,60$ erhält man bei Zeitschrittlängen bis zu $\Delta t = 3 \text{ Std.}$ DH-Fehler unter $\frac{\partial (DH)}{\partial (\Delta t)} < 0,06/\text{Std.}$. Im divergenten Bereich wächst er auf $0 > \frac{\partial (DH)}{\partial (\Delta t)} \geq -0,20/\text{Std.}$ an, und ist immer negativ. Besonders letzteres ist tückisch, denn eine Rechnung mit endlicher Zeitschrittlänge spiegelt immer ein stärker konvergentes Verhalten vor als wirklich vorliegt. Nach Maßgabe des Fehlers im Dämpfungsverhältnis sind natürlich alle Amplituden fehlerhaft, die Grenzamplitude der Schwingung ist jedoch auch bei extremen Fällen wiederum unabhängig von der Zeitschrittweite Δt . In Abb. 3 ist ein 2,70 m hoher

Reaktor durch negative Dopplerkonstanten künstlich stark instabil gemacht worden, so daß sich die charakteristische eckige Grenzwinkelung ausbildet; die Rechnung erfolgte mit im Zeitintervall konstanten Reaktionsraten und $\Delta t = 10$ Minuten bzw. $\Delta t = 3$ Stunden: solange nur Schwingungsform und Grenzamplitude interessieren, ist die um den Faktor 10 billigere Rechnung mit $\Delta t = 3$ Stunden völlig ausreichend.

Zur Beseitigung der Zeitschrittfehler ist oft der Vorschlag gemacht worden, die Reaktionsraten im Zeitintervall nicht konstant anzusetzen, sondern linear oder quadratisch zu extrapolieren. Wir haben dies durchgeführt und erhalten, daß der Gewinn an Genauigkeit bei diesem Verfahren enttäuschend gering ist. Bei quadratischer Extrapolation werden die Zeitschrittfehler oder die Rechenkosten etwa um den Faktor 1.6 reduziert. Bekanntlich sind die so erhaltenen Querschnitte dann nicht konsistent mit der aus ihnen gewonnenen Leistungsverteilung. Wir haben diesen Prozeß dann iterativ gekoppelt. Jod-Xenon-Gleichungen mit extrapolierten Reaktionsraten \rightarrow Makroquerschnitte \rightarrow Flußgleichungen \rightarrow Jod-Xenon-Gleichungen mit interpolierten Raten \rightarrow Makroquerschnitte \rightarrow ... und kommen so zu einer konsistenten Lösung der Gleichungssysteme. Dabei wächst der Rechenaufwand pro Zeitschritt um etwa den Faktor 1,7, der Fehler sinkt jedoch um den Faktor ≈ 6 , so daß die Rechenkosten bzw. die Zeitschrittfehler um den Faktor 3.5 sinken. Als Beispiel für die Güte dieses Verfahrens ist in Abb. 4 der Zeitschrittfehler der Schwingungsperiode bei konstanten Reaktionsraten und bei iterativer Lösung der Gleichungssysteme mit quadratischen Reaktionsraten dargestellt.

Wird die Lösung der Jod-Xenon-Gleichungen zu früh abgebrochen, z.B. bei $\left| \frac{\Delta C_{Xe}}{C_{Xe}} \right| = 5 \cdot 10^{-4}$ zwischen 2 aufeinanderfolgenden

Iterationen, so sind zwar Amplitude und Dämpfungsverhältnis bereits auskonvergiert, aber die Schwingungsperiode hat immer

noch einen Fehler von 10 %.

Nun zu weiteren Fehlerquellen: Die Urantemperatur im Reaktor ist eine Funktion der Kühlmitteltemperatur, der Leistungsdichte und des Abbrandes. Diese Funktionen, insbesondere der Einfluß des Abbrandes (Tablettenschwellen bzw. -Sintern, Hüllrohrkriechen, Ablagerungen auf dem Hüllrohr, UO_2 -Wärmeleitfähigkeit usw.) sind nicht sehr genau bekannt. Daraus ergibt sich eine gewisse Unsicherheit in der Größe der Dopplerrückwirkung, wobei insbesondere die Wärmeübergangseigenschaften einen starken Einfluß auch auf das quadratische Glied der Entwicklung der Querschnitte nach der Leistungsdichte haben.

Bei Änderung der Doppler-Koeffizienten ergab sich folgende Relation:

$$\frac{\partial (DH)}{\partial D/D} = -3,0 \quad \text{bzw.} \quad \frac{\partial \alpha}{\partial D/D} = -0,07/\text{Std.}$$

mit $DH = e^{-\alpha T}$, T Schwingungsperiode, D Dopplerkoeffizienten, DH Dämpfungsverhältnis. Eine 10-prozentige Änderung der Dopplerkoeffizienten ändert also das Dämpfungsverhältnis um 30 %. Da die Unsicherheit der Dopplerkoeffizienten i.a. größer als 10 % ist, müssen für transiente Vorgänge auf diesem Gebiet also noch erhebliche Anstrengungen unternommen werden.

Bei Änderung der Brennstofftemperatur verschiebt sich nicht nur der Absorptionsquerschnitt $\sum_{a,1}$, sondern über Spektraleffekte alle Querschnitte, insbesondere jedoch $\sum_{1 \rightarrow 2}$. Die Berücksichtigung auch der $\sum_{1 \rightarrow 2}$ -Veränderlichkeit bewirkt eine Verkleinerung des Dämpfungsverhältnisses um etwa 55 %, also einen wesentlichen stabilisierenden Einfluß. Die Grenzamplitude sinkt um 40 %.

Ebenso wichtig ist die Kenntnis der quadratischen Glieder der Entwicklung von $\sum_{a,1}$ und $\sum_{1 \rightarrow 2}$ nach der Leistungsdichte. Sie rühren sowohl von der Funktion $\sum = \sum(T)$, T Brennstofftemperatur, als auch von den nichtlinearen Wärmeübergangseigenschaften her. Ihre Berücksichtigung ändert im vorliegenden Fall das Dämpfungsverhältnis um 13 %, die Grenzamplitude um 20 % (beides in Richtung geringerer Stabilität). Ungefähr ein Drittel dieses Effektes rührt von der Nichtlinearität der Querschnittsfunktionen $\sum = \sum(T)$ her, zwei Drittel von der nichtlinearen Wärmeübergangsfunktion $q = q(\bar{T})$. Je flacher die Gleichgewichtsverteilung wird, desto geringer ist allerdings der Einfluß auf das Dämpfungsverhältnis.

Der Einfluß der Moderator Temperatur und -dichte auf axiale Schwingungen kann vernachlässigt werden. Bei azimuthalen und radialen Schwingungen haben diese Kühlmittelleffekte je nach dem Borgehalt eine dämpfende Wirkung. Ihr Einfluß auf das Dämpfungsverhältnis beträgt bei einer Borkonzentration von 1100 ppm etwa 30 % von dem des Dopplereffektes. Er ist jedoch stark abhängig von dem mittleren Siedeabstand infolge der Nichtlinearität der Stoffwerte als Funktion der Temperatur in der Nähe des Siedepunktes.

Alle diese genannten Fehler sowie die Fehler des statischen Teils des Programms ergeben die Abweichung von der Messung. Als Beispiel für die Größe der zu erzielenden Genauigkeit wurde das Leistungsdichtemeßprogramm des Kernkraftwerkes Stade bei Inbetriebnahme bei 45 % Last nachgerechnet. Zu Beginn der Schwingungsrechnung ist die mittlere Abweichung der Brennelement-gemittelten Leistungsformfaktoren von den gemessenen 3 %, die maximale 9 %. Anschließend erfolgt das komplexe 13-stündige Steuerstabsfahrprogramm. Danach beträgt die mittlere Abweichung 5 %, die maximale 11 %. Die axiale Verteilung zu diesem Zeitpunkt in einem Brennelement zeigt Abb. 5. Abb. 6 zeigt die Verfolgung einer anderen Xenon-

schwingung für ein einzelnes Brennelement. Daß hier die gemessene Amplitude größer ist als die gerechnete erklärt sich daraus, daß 18 Stunden vorher (also fast in Phase) eine weitere Anregung durch ähnliches Stabfahren stattgefunden hatte. Bei Fehlern der Messung in der Größenordnung von 5 % kann man die Übereinstimmung als gut bezeichnen.

Teil 2: Analoges Rechenverfahren

Das analoge Diffusionsmodell (ANDI) ist neben den relativ kostspieligen Digitalrechenprogrammen ein alternatives Rechenhilfsmittel zur Berechnung zeitabhängiger Leistungsverteilungen. Aufgrund des analogen Rechenverfahrens können mit dem ANDI-Modell gerade zeitabhängige Probleme leicht gelöst werden, wie sie bei der Untersuchung instationärer Xenonvorgänge oder bei der Optimierung von Steuerstabfahrprinzipien auftreten. Andererseits, da der ANDI-Rechner ein Simulationsmodell ist, werden zur Bestimmung der Koeffizienten geeignete Vergleichsrechnungen oder Messungen benötigt. Das Nebeneinander von analogem und digitalem Rechenverfahren hat sich bei der Erstellung der für Kernkraftwerke erforderlichen Rechnungen als gute Ergänzung erwiesen.

Das ANDI-Modell gestattet zur Zeit die Aufteilung des Reaktorkerns in 80 Teilvolumen. Die Simulationsschaltung für je ein Teilvolumen ist in einer Rechenzelle zusammengefaßt. Abbildung 7 zeigt das Blockschaltbild einer Rechenzelle, woraus die berücksichtigten Einflüsse zu erkennen sind.

Auf Abbildung 8 ist der Umfang der Rechenkapazität dargestellt, der benötigt wird, um zeitabhängige Leistungsverteilungen bei Regelungsvorgängen rechnen und darstellen zu können. Zum Rechnen sind neben dem eigentlichen Kernmodell

noch die Nachbildungen der Steuerstäbe und der Regelungen erforderlich. Außerdem kann man das Kernmodell mit einem Kreislaufmodell zusammenschalten, um zum Beispiel mit der Gesamtanlage Rechnungen zum Streck-Out-Betrieb durchzuführen. Zur Darstellung der Ergebnisse wird neben den beim Analogrechner üblichen Schreibern noch ein Sichtgerät benutzt, auf dem zusammen mit den Steuerstabbank-Stellungen ständig die gerechnete Leistungsverteilung sichtbar ist. Der Prozeßrechner SIEMENS 320, der zur Zeit in Betrieb genommen wird, dient dazu, um für Prozeßrechner Kernüberwachungsprogramme zu entwickeln.

Anhand von zwei Beispielen soll der Umfang der Probleme aufgezeigt werden, die mit dem ANDI-Modell behandelt werden können.

Auf Abbildung 9 ist die Dämpfung axialer Leistungsverteilungsschwingungen in KWU-Druckwasserreaktoren der Biblis-Größe in Abhängigkeit von der Gesamtleistung und der Schwingungsamplitude der maximalen Leistungsdichte dargestellt. Als Schwingungsamplitude ist hier das Maximum der instationären Überhöhung der maximalen Leistungsdichte über den stationären Wert genommen, die auf den Mittelwert der Leistungsdichte bei Vollast bezogen ist.

Als Vergleichsrechnung lag zunächst das Ergebnis einer Rechnung mit dem in Teil 1 beschriebenen BOXER-Programm vor: Die Dämpfung der Leistungsverteilungsschwingung, die durch dreistündiges Eintauchen der L-Bank um 50 % der Kernhöhe angeregt wird. Daraufhin wurden mit dem ANDI-Modell alle Rechnungen durchgeführt, um das vorliegende Parameterfeld zu zeichnen. Abschließend wurden mit dem BOXER-Programm zwei Vergleichsrechnungen durchgeführt, bei denen zur Anregung die L-Bank um 10 % bzw. 30 % der Kernhöhe eintauchte. Dabei wurden die mit dem ANDI-Modell gefundenen Ergebnisse bestätigt.

Abbildung 10 zeigt den Vergleich von Leistungsverteilungs-

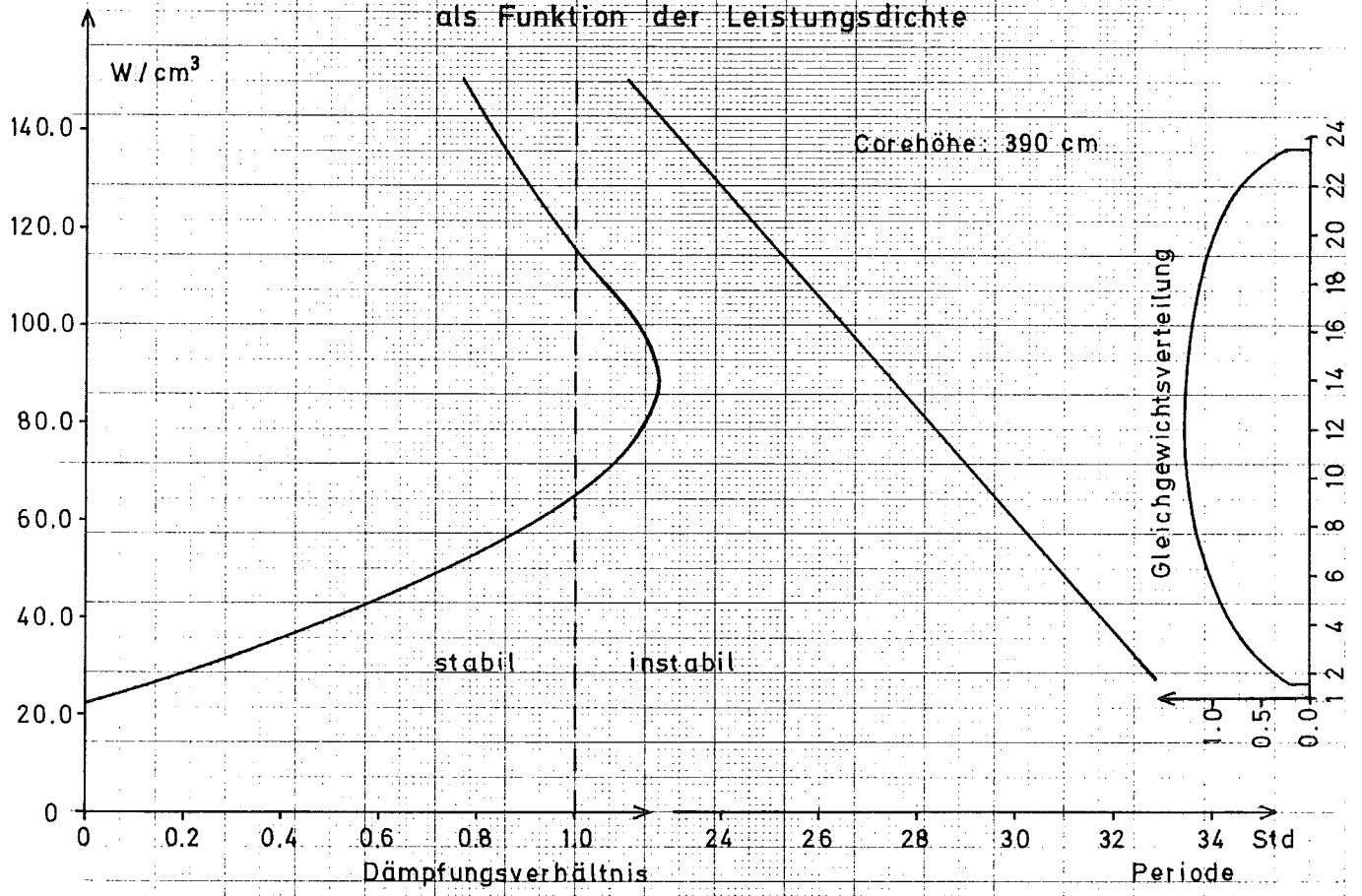
Messungen durch das Kugelmeßsystem beim Anfahren des Kernkraftwerkes Stade am 19.5.73 mit einer Nachrechnung am ANDI-Modell.

Da während des ganzen Jahres 1973 mit dem ANDI-Modell für das Kernkraftwerk Biblis A gerechnet wurde und das Umstellen der Parameter etwa einen Monat dauert, wurde diese Nachrechnung der Einfachheit halber mit dem Biblis-Modell durchgeführt. Bei gleichem Abbrand wurden die Reaktorleistung, die L- und D-Bank-Stellung und die Borkonzentration mit der gleichen Zeitabhängigkeit geändert wie es im Kraftwerk Stade durchgeführt war.

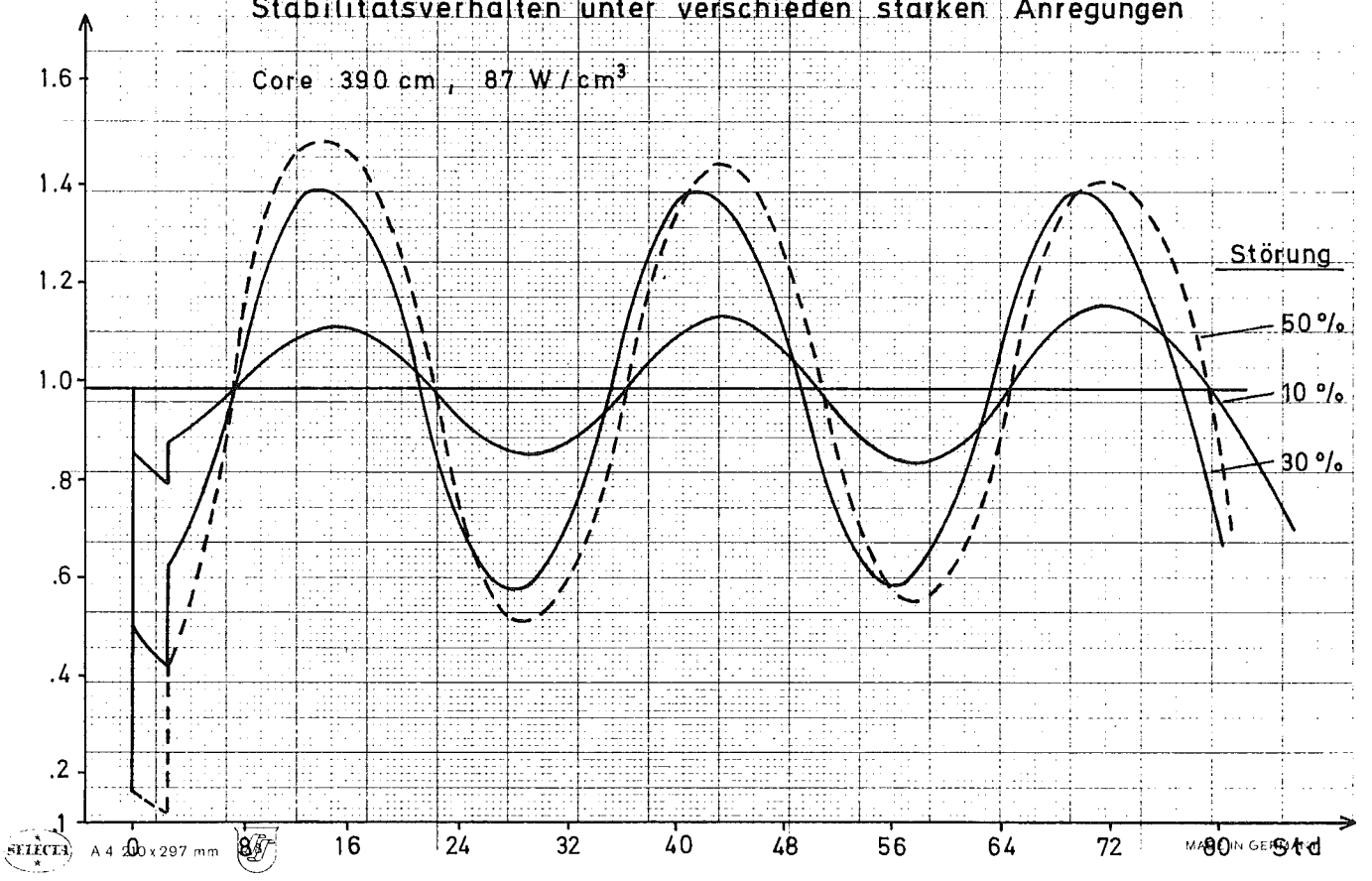
Zu den Zeitpunkten, zu denen in der Anlage Kugelmessungen durchgeführt wurden, ist auch bei der Nachrechnung die axiale Leistungsverteilung aufgezeichnet. Zum Vergleich sind sowohl von der Messung als auch der Rechnung jeweils der Kanal mit der höchsten maximalen Leistungsdichte ausgewählt. Die Nachrechnung ergibt, daß die sich zunächst beim Anfahren entwickelnden Leistungsverteilungen typisch für die Fahrweise mit der L-Bank sind, nicht aber für die Reaktorgröße. Durch das vollständige Ausfahren der L-Bank, um die während der fünfstündigen Abschaltung angestiegene Xenonvergiftung zum Kritischmachen zu kompensieren, wird eine primäre axiale Schiefkast angeregt. Diese Schiefkast wird dann durch die Mitkopplung aufgrund der Xenonvergiftung heftig verstärkt. Nach einigen Stunden jedoch werden die Unterschiede der Reaktoren deutlich: während sich beim KKS-Reaktor die Leistungsverteilung stabilisiert, beginnt der Biblis-Reaktor, ohne Leistungsverteilungsregelung eine aufklingende Schwingung auszuführen.

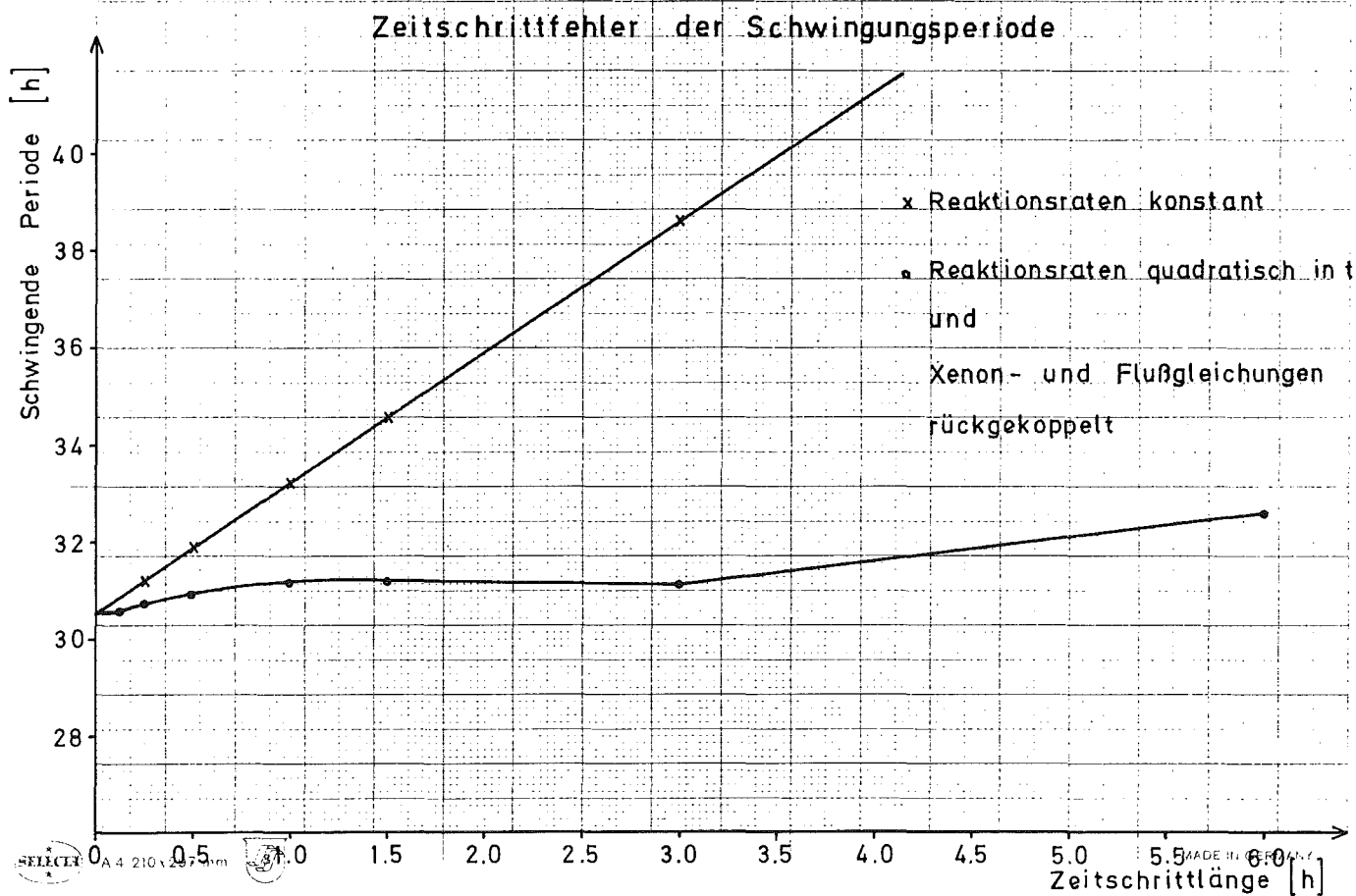
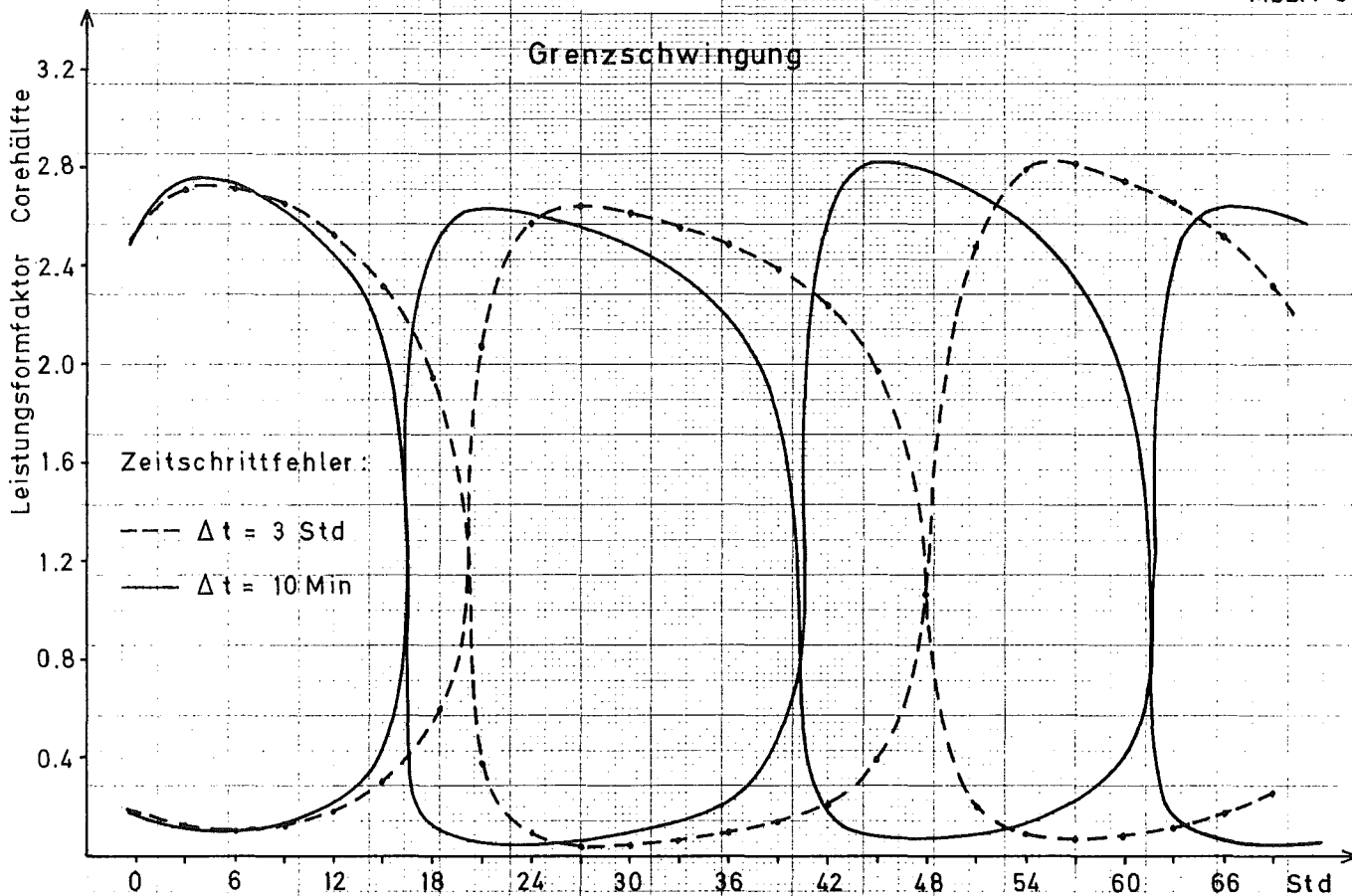
Für die gezeigte Nachrechnung wird am ANDI-Rechner eine Rechenzeit von 100 Sekunden benötigt. Je Ausgabe einer Leistungsverteilung werden zusätzlich 5 Sekunden gebraucht.

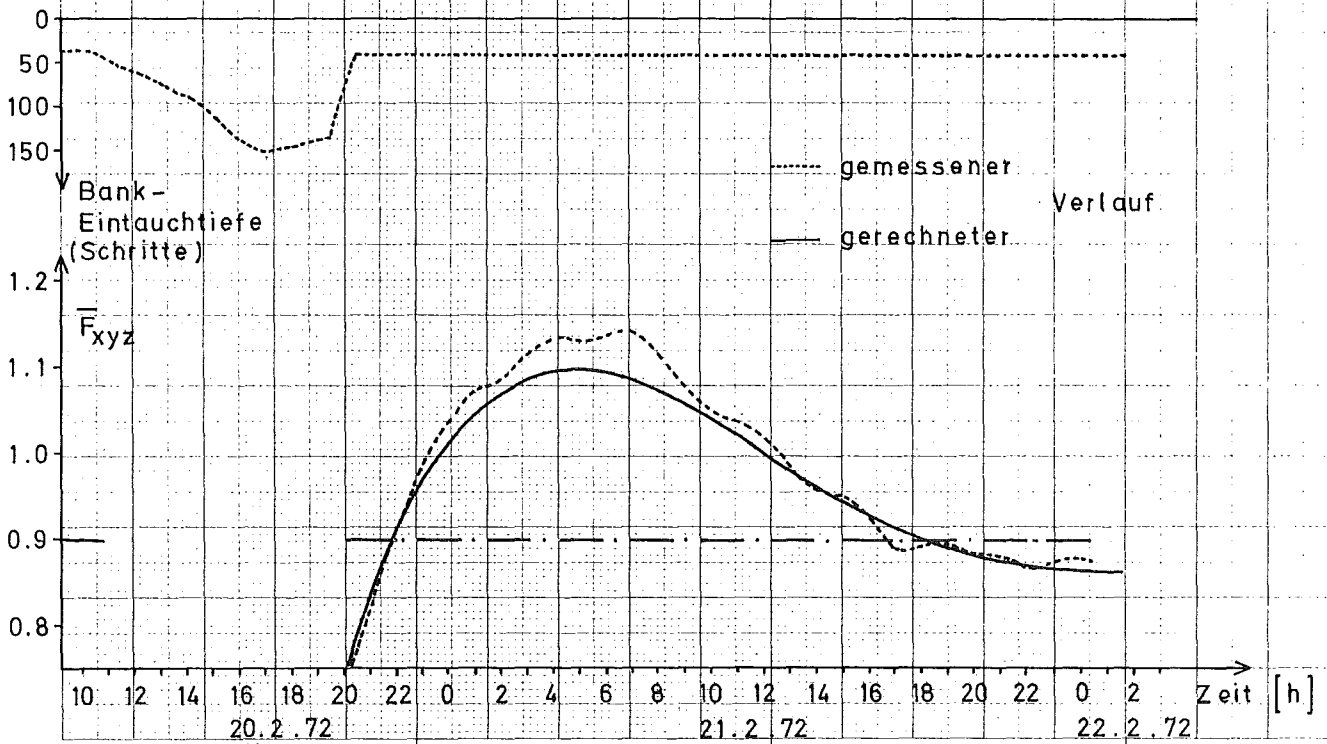
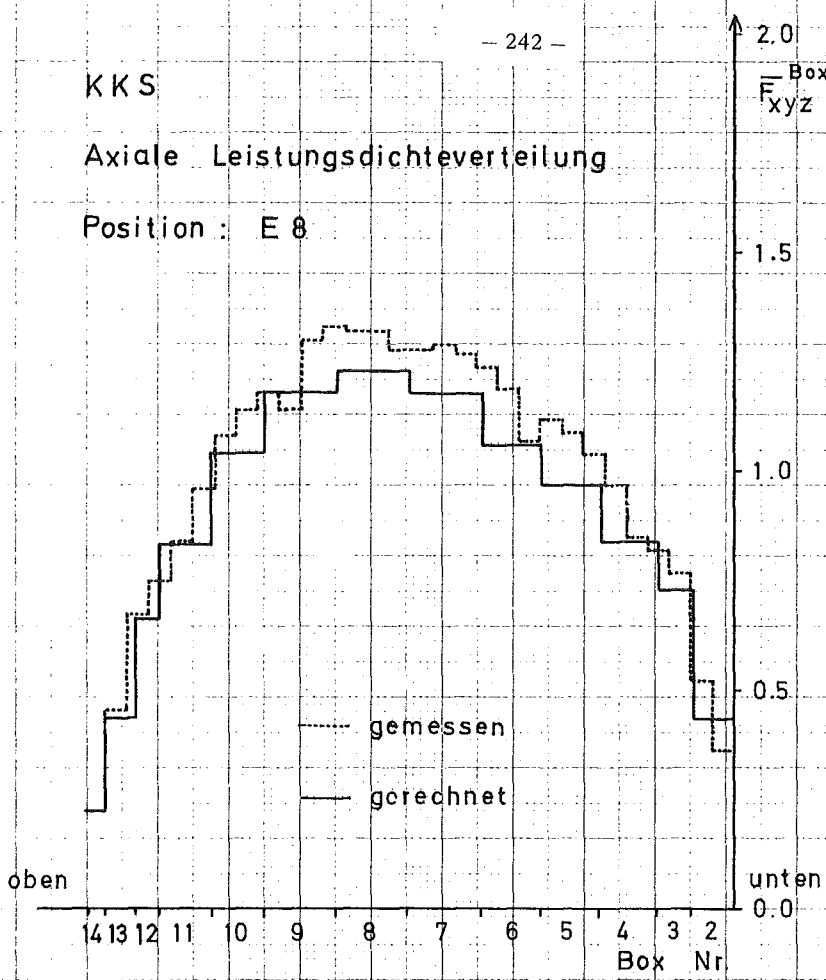
Dämpfungsverhältnis und Periode der 1. axialen Oberschwingung als Funktion der Leistungsdichte



Stabilitätsverhalten unter verschieden starken Anregungen







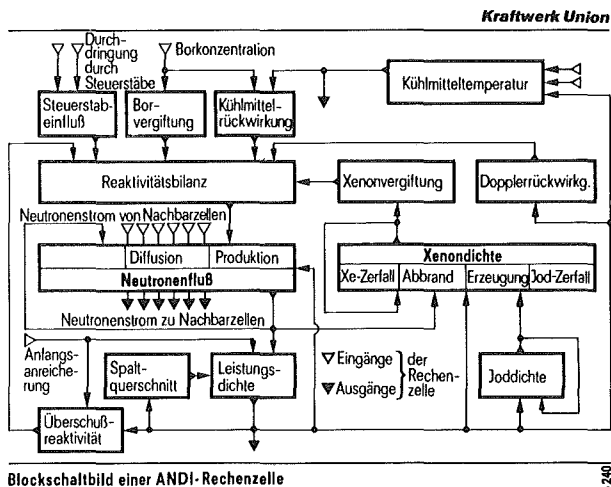


Abb. 7

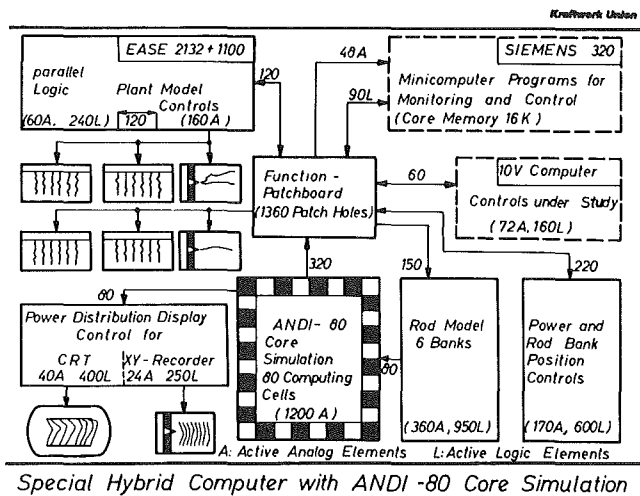


Abb. 8

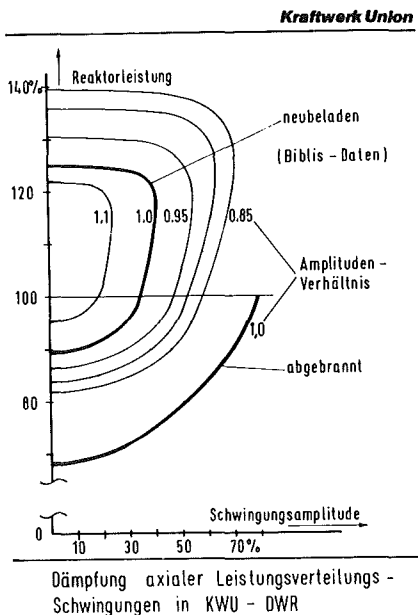


Abb. 9

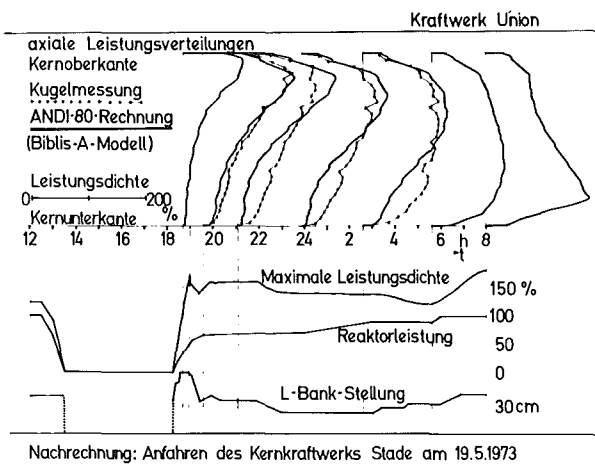


Abb. 10

Jochen Scharf
Institut für Reaktorentwicklung
Kernforschungsanlage Jülich

Beiträge zur Kurzzeitdynamik von Hochtemperaturreaktoren mit
kugelförmigen Brennelementen

Für Kugelhaufenreaktoren ist in den letzten Jahren ein neues Beschickungskonzept entwickelt worden, der OTTO-Zyklus, bei dem die Brennelemente das Core nur noch einmal durchlaufen. Die stationären Betriebszustände und das Langzeitverhalten von Reaktoren dieses Typs sind inzwischen gründlich untersucht worden /1,2/.

Zur Analyse des Kurzzeitverhaltens wurde - aufbauend auf /3/ - ein Programm erstellt, das die zeitabhängige Diffusionsgleichung axial in einer Zweigruppennäherung mittels eines Differenzenverfahrens löst, wobei bis zu 10 Gruppen verzögerter Neutronen berücksichtigt werden können /4/. Als mögliche Störfälle sind Stabunfälle, Änderung der Kühlmiteleintrittstemperatur und des Massenstromes und Wassereinbrüche vorgesehen, wobei die Brennelemente entweder als Zwei- oder Dreizonenkugel spezifiziert werden können.

Da OTTO-Reaktoren es einerseits ermöglichen, mit den Temperaturen bis in die Nähe technologischer Grenzwerte zu gehen, und da andererseits die thermische Rückkopplung ein entscheidendes Sicherheitskriterium für HTR's darstellt, wurde auf eine sorgfältige Temperaturrechnung besonderes Gewicht gelegt. Der radiale Verlauf der Brennelementtemperaturen kann durch eine implizite Lösung der Wärmeleitungsgleichung in max. 15 Punkten bestimmt werden. Der axiale Verlauf der Gastemperaturen wird mittels eines expliziten Verfahrens berechnet, das auch bei sehr großen Zeitschritten stabil ist.

Da sich HTR's mit OTTO-Beschickung bisher lediglich im Entwurfsstadium befinden und somit keine Experimente zur Verifizierung der theoretischen Ergebnisse zur Verfügung stehen, wollen wir im Folgenden so vorgehen, daß - ausgehend von einem definierten Störfall - die Einflüsse einiger Größen, deren genauen Werte unsicher

sind, auf die Rechnungen diskutiert werden. Die Analyse wurde durchgeführt für den Referenzfall A aus /1/, den sog. PR-500; es handelt sich hierbei um einen niedrigangereicherten Zyklus mit einer mittleren Leistungsdichte von 5 MW/m^3 .

Ein Stab, der durch die homogenisierten, makroskopischen Zweigruppenquerschnitte $\Sigma_{Af} = 6.47 \cdot 10^{-6} \text{ (cm}^{-1}\text{)}$, $\Sigma_{Ath} = 1.29 \cdot 10^{-5} \text{ (cm}^{-1}\text{)}$ repräsentiert wird, soll prompt aus 2 m Tiefe ausfahren; der dadurch hervorgerufene Reaktivitätshub beträgt $\Delta K = 4.65 \cdot 10^{-3}$.

Abb. 1 zeigt den Verlauf der auf den Anfangswert normierten Reaktorgesamtleistung; die Leistung erreicht ihren Maximalwert von ca. 1810 MW nach 0.73 sek, um dann auf den asymptotischen Grenzwert von 592 MW abzufallen. In Abb. 2 ist der axiale Verlauf des thermischen Flusses für den stationären, den maximalen und den asymptotischen Zustand dargestellt. Den zeitlichen Verlauf der Kugelzentraltemperaturen an 5 axialen Positionen¹⁾ zeigt Abb. 3; der axiale Verlauf der Kugelzentraltemperaturen zu Beginn und zum Ende der Störung ist zusätzlich in Abb. 4 festgehalten.

Eine außerordentlich wichtige Größe - gerade in Bezug auf den Temperaturverlauf - stellt die Wärmeleitfähigkeit von Graphit dar, die sich als Funktion der Temperatur mit den Parametern "schnelle Dosis" und "Bestrahlungstemperatur" beschreiben läßt. An der analytischen Darstellung dieser experimentell bereits vorliegenden Zusammenhänge /5/ wird noch gearbeitet. Daher wurde die erwähnte Rechnung zunächst mit einem von Ort und Zeit unabhängigen Wert $\lambda = 20 \text{ W/(m}\cdot\text{grd)}$ durchgeführt. Dieser Wert ist zumindest für das obere Coredrittel als sehr konservativ anzusehen. Um den Einfluß dieses Parameters darzustellen, wurde die Rechnung mit $\lambda = 24 \text{ W/(m}\cdot\text{grd)}$ wiederholt, da eine 20 %-ige Unsicherheit in den Werten für die Wärmeleitfähigkeiten nicht von der Hand zu weisen ist.

Der Verlauf der Reaktorgesamtleistung unterscheidet sich in diesem Fall nur unwesentlich von dem in Abb. 1 gezeigten; daher wurde auf dessen Wiedergabe verzichtet.

¹⁾ Bzgl. deren genauer Lage siehe die Markierungen in Abb. 2

Einen erheblich anderen Verlauf zeigen jedoch die Temperaturen. Abb. 5 zeigt im Vergleich zu Abb. 4, daß sowohl im Anfangs- als auch im Endzustand die max. Kugelzentraltemperaturen um ca. 50 °C abgesenkt werden, wobei sich auch die Kurvenverläufe geändert haben. Dagegen sind die Temperaturdifferenzen zwischen Anfangs- und Endzustand in beiden Fällen nahezu gleich. Noch deutlicher allerdings zeigt sich der Einfluß von λ in Abb. 6 im Vergleich zu Abb. 3.

Auf der nuklearen Seite soll nun noch der Einfluß der Diffusionskonstanten aufgezeigt werden. In den bisherigen Beispielen wurden diese Größen ohne Behrenskorrektur eingesetzt; in einem dritten Lauf wurden daher die Diffusionskonstanten in einer Weise geändert, die in etwa der erwähnten Korrektur entspricht. Die Wärmeleitfähigkeit hat wieder den Wert 20 W/(m·grd).

Der zeitliche Verlauf der Reaktorgesamtleistung entspricht wiederum mit geringen Modifikationen der Abb. 1; daher wurde auch hier auf deren Darstellung verzichtet.

Abb. 7 zeigt, daß der thermische Fluß im Vergleich zu Abb. 2 auf Grund der größeren Diffusionslänge ein wenig abgeflachter verläuft: die Spitze an der Coregrenze zum oberen Reflektor wurde etwas abgebaut, wohingegen der Verlauf in der unteren Corehälfte etwas angehoben wurde. Abb. 8, 9 zeigen, daß die maximalen Temperaturen um ca. 25 °C unter denen der Vergleichsrechnung liegen.

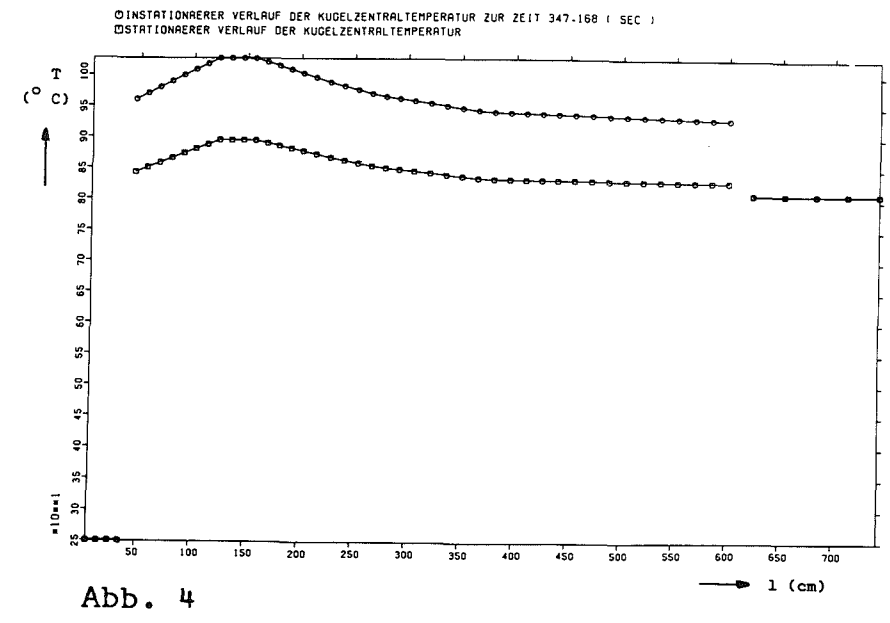
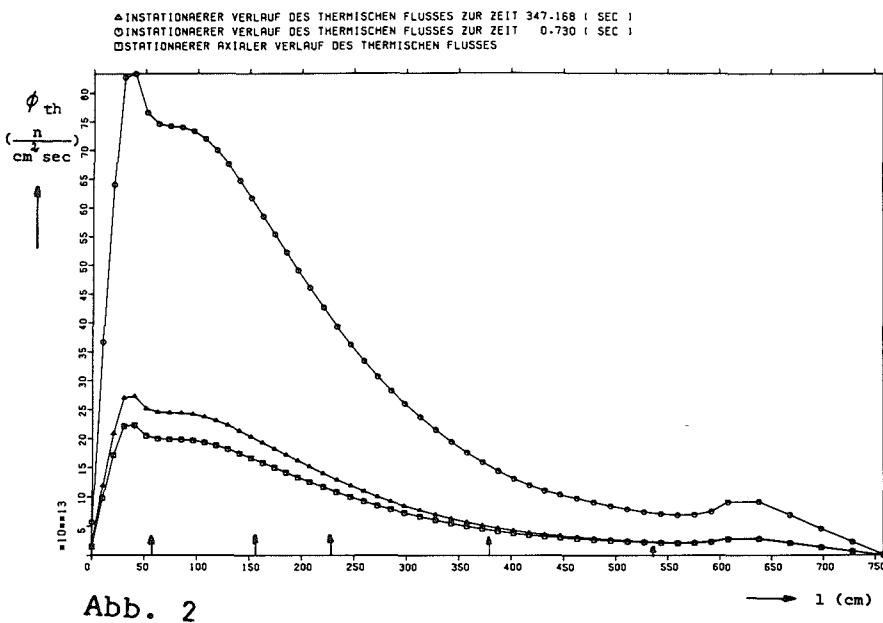
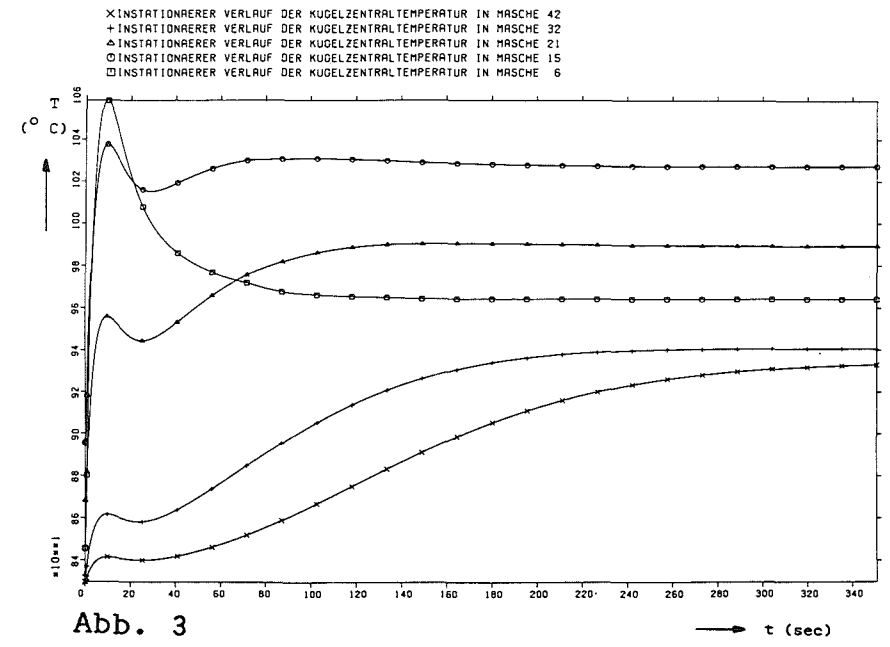
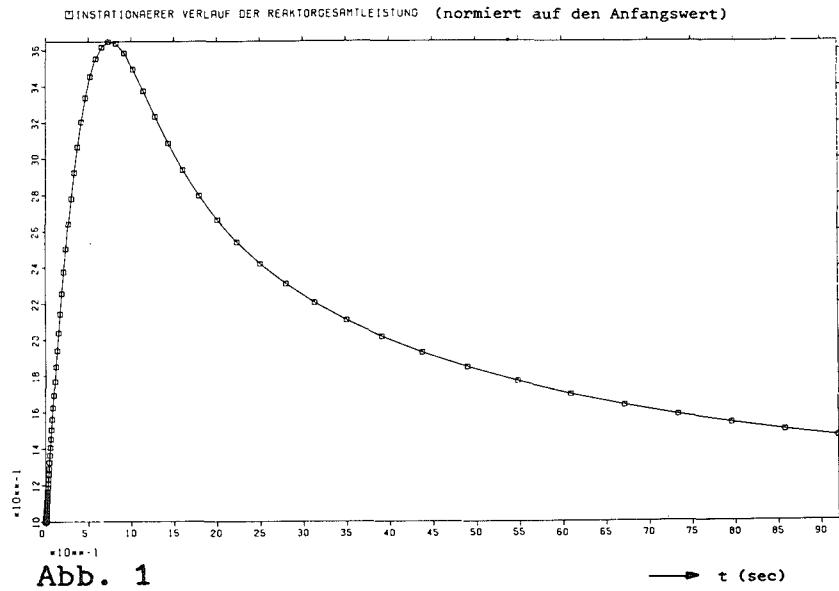
Zusammenfassend ist zu sagen, daß eine gute Kenntnis und damit verbunden eine sorgfältige Darstellung der Wärmeleitfähigkeit von großer Wichtigkeit ist; und zwar nicht, weil die erwähnten Temperaturdifferenzen an technologische Grenzen der Brennelemente heranreichen, sondern weil die vorhersehbare Freisetzungsrates radioaktiver Spaltprodukte in ganz entscheidender Weise von einer möglichst exakten Kenntnis der Temperaturverteilungen abhängt, wobei allerdings einschränkend hinzuzufügen ist, daß dies weniger ein Problem der Kurzzeitdynamik als vielmehr ein Problem der stationären Coreauslegung darstellt.

Unsicherheiten bzgl. der Temperaturen im Bereich der erwähnten Größenordnung wird man dennoch solange in Kauf nehmen müssen, bis daß Messungen an ausgeführten Anlagen die Frage nach der Güte der getroffenen Annahmen entscheiden.

Die Frage nach der Qualität der nuklearen Daten wird jedoch schon in absehbarer Zeit durch ein kritisches Experiment, welches in Jülich betrieben wird, geklärt werden können; in diesem Zusammenhang ist auch geplant, den nuklearen Teil des vorliegenden Programmes an entsprechenden Versuchen zu überprüfen.

Literatur

- /1/ E. Teuchert u.a. Basisstudie zum Kugelhaufenreaktor
 in OTTO-Beschickung
 JÜL-858-RG, 1972
- /2/ A. Lauer Bericht in Vorbereitung
- /3/ U. Friedrich u.a. CONSTANZA - BBK
 EUR 4410 1, 1970
- /4/ J. Scharf, J. Vigassy DYNOTTO
 Bericht in Vorbereitung
- /5/ A. Binkele,
 B. Hasenclever Euratom-Dragon-KFA-Bestrahlungs-
 programm,
 Interner Bericht am ZI für Reaktor-
 experimente



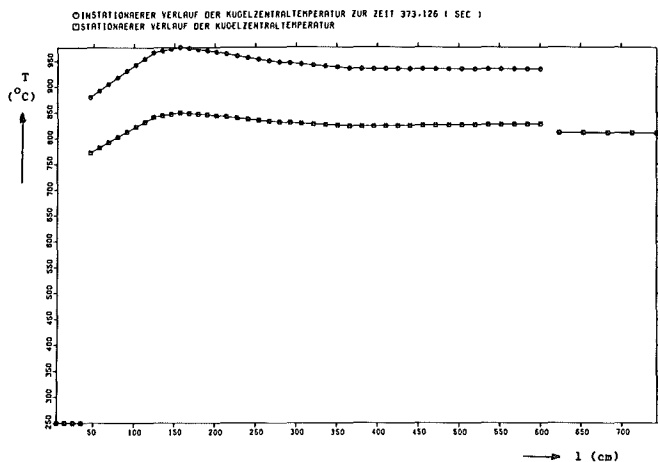


Abb. 5

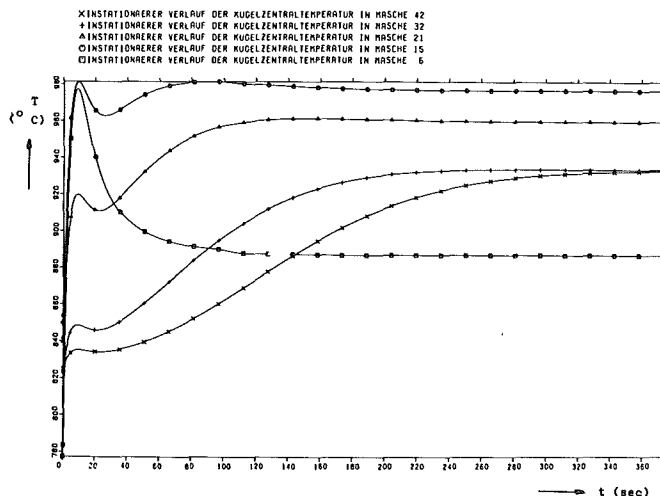


Abb. 6

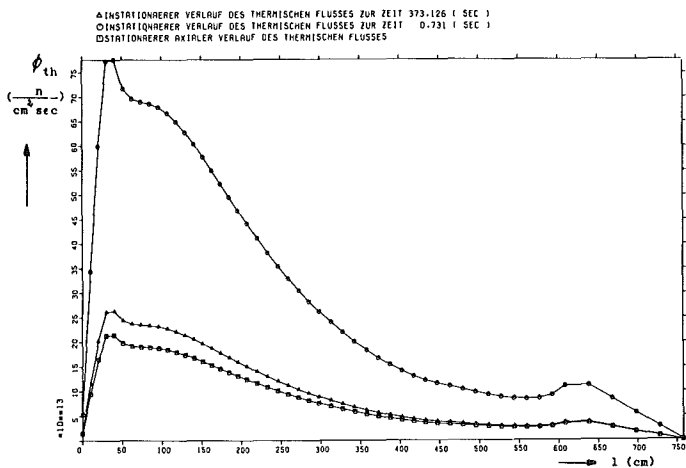


Abb. 7

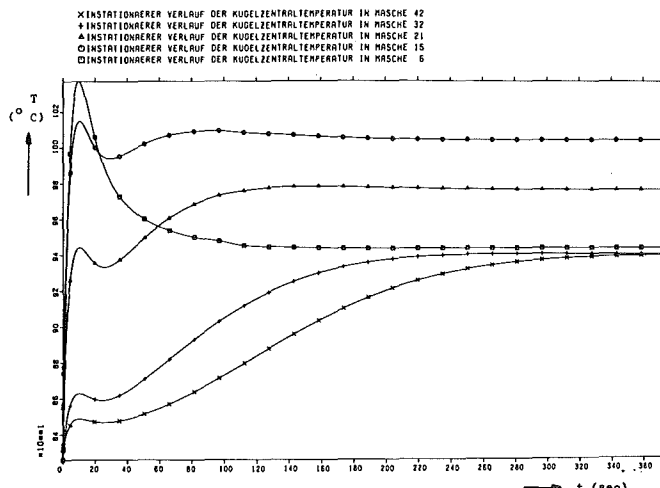


Abb. 8

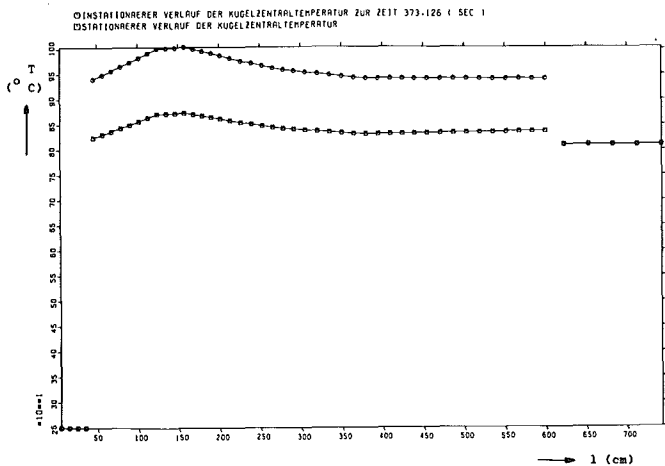


Abb. 9

Einige Folgerungen aus den theoretischen Untersuchungen
über räumliche Xenontransienten in
Hochtemperaturreaktoren

A. Lauer

Institut für Reaktorentwicklung, Kernforschungsanlage Jülich

1. EINLEITUNG

Mit dem Marktdurchbruch der Hochtemperaturreaktoren rücken auch für diesen Reaktortyp Fragen der Stabilität des Leistungsdichtefeldes sehr großer Leistungseinheiten bzw. der räumlichen Xenonregelung in den Vordergrund. Für den HTR gibt es auf diesem Gebiet allerdings vorerst nur theoretische Analysen, jedoch im Gegensatz zu den wassermoderierten Reaktoren noch keine Experimente.

2. RÄUMLICHE XENONPROBLEME BEI DER HTR-LINIE - THEORETISCHE STANDORTBESTIMMUNG

2.1 Auftreten von Xenonschwingungen beim HTR

Wie in anderen thermischen Reaktoren kann in Hochtemperaturreaktoren bei hinreichend großen Leistungseinheiten die Neutronenflußverteilung im Core so schwach gekoppelt sein, daß sie für räumliche Verschiebungen durch kleine lokale Reaktivitätsstörungen empfänglich wird, so daß es im Verein mit der zeitverzögerten Xenonrückwirkung zu räumlichen Flußschwingungen kommen kann. Die Beherrschung dieser im Stundenmaßstab ablaufenden Prozesse wird man ggf. bei zukünftigen sehr großen HTR ebenso wie bei heute im Bau befindlichen großen Druckwasserreaktoren wie z.B. Biblis-A zu den Regelaufgaben des Reaktorbetriebes zählen müssen.

Hochtemperaturreaktoren unterscheiden sich bezüglich der Xenodynamik von den herkömmlichen Reaktoren durch eine Reihe von Eigenschaften wie z.B. den Moderator, den Brennstoffzyklus, die größeren Temperaturunterschiede im Core, die Thermodynamik der Leistungsabführung und evtl. auch durch eine ungewöhnliche Form des Leistungsprofiles bei der sogenannten OTTO-Beschickung des Kugelhaufenreaktors. In der Tendenz zu Xenoninstabilitäten steht die HTR-Linie beim Vergleich gleichgroßer Leistungseinheiten zwischen den Druckwasserreaktoren und den Siedewasserreaktoren, die wegen des Dampfblaseneffektes noch bis zu 1000 MWe-Cores sehr stabil sind.

Ein wichtiger Unterschied gegenüber den heutigen LWR ergibt sich beim HTR aus der Coregeometrie. Infolge der vorgesehenen Bauweise der HTR als sehr flache Zylinder mit einem Verhältnis Höhe zu Durchmesser wesentlich unter 1 ist nicht der erste axiale Mode der instabilste wie bei LWR, sondern der erste azimutale (vergl. Abb. 1). D.h. die zuerst zu erwartende Xenon-schwingung ist eine periodische Verschiebung der Leistungs-dichte in horizontaler Richtung von einer Zylinderhälfte in die andere.

Abb.2 veranschaulicht die typische Form einer solchen Schwin-gung. Geplottet wurden in dreidimensionaler Darstellungsweise über einem horizontalen Schnitt durch das Reaktorcore folgen-de Funktionen (von l.o. nach r.u.): der thermische Neutronen-fluß im stationären Betrieb, seine gestörte Verteilung während einer Xenonschwingung, die dazugehörige Xenonverteilung im Core und zum gleichen Zeitpunkt der schnelle Neutronenfluß. (Es handelt sich hierbei um ein durch radiale Zweizonenbeschik-kung hinsichtlich flacher Leistungsdichte optimiertes 1000 MWe-Core).

2.2 Stabilitätssituation bezüglich freier Schwingungen

Um die Erfordernisse der Vorhersage der räumlichen Xenoneffekte näher zu beleuchten, soll die Stabilitätssituation bei der zur Zeit konzipierten HTR-Baulinie einmal in kürzester Form zusam-mengefasst werden (vergl. (1)). Als Resultat der verschiedenen theoretischen Untersuchungen in Deutschland und USA (2-6), die sich auf ins Auge gefasste HTR-Cores bis etwa 1300 MWe bezie-hen, ergibt sich:

1. freie axiale und radiale Xenonschwingungen können praktisch nicht auftreten (vergl. Abb. 1).
2. Die Schwingung, die beim HTR mit Abstand als erste angeregt werden kann, ist der erste azimutale Mode. Ab etwa der 1000 MWe-Klasse können die Amplituden dabei so wenig gedämpft sein, dass man sich beim Reaktorbetrieb evtl. auf ihre Re- lung einstellen muss. Dies gilt sowohl beim Kugelhaufen- reaktor wie beim amerikanischen Design mit blockförmigen Brennelementen.

Die genaue Stabilitätsgrenze (Übergang von gedämpftem zu un- gedämpftem Verhalten freier Schwingungen) läßt sich bekanntlich nicht in Form einer bestimmten Reaktorleistung angeben; sie hängt u.a. sehr empfindlich von dem Durchmesser des Cores (je nach gewähltem H/D-Verhältnis) und den aktuellen Werten des Temperaturkoeffizienten und der radialen Flußabflachung ent- sprechend dem jeweiligen Beladungszustand ab.

2.3 Operator-induzierte Instabilitäten

Daß eine zu naive Operatorregelung Xenonschwingungen, statt sie zu unterdrücken, sogar noch verstärken kann, hat Margolis (7) zum ersten Mal gezeigt.

Es handelt sich dabei um axiale Schwingungen, bei denen die Regelstabbewegung zur Kritikalitätserhaltung mit der Xenondynamik und den Leistungsverschiebungen in komplizierter Weise wechselwirkt. Eine Rolle als "Zünglein an der Waage" spielt dabei auch noch das Vorhandensein einer gewissen axialen Unsymmetrie bezüglich sekundärer reaktivitätswirksamer Effekte. In Margolis' Untersuchung lag sie in der axial unsymmetrischen thermohydraulischen Rückwirkung begründet.

Einen ähnlichen Fall einer "operator-induzierten Xenoninstabilität" stellten wir bei der Untersuchung eines hypothetischen sehr großen Hochtemperaturreaktors mit unterschiedlich dickem oberem und unterem Reflektor fest (8). Abb. 3 zeigt Profilschnitte des thermischen Neutronenflusses längs der Reaktorachse für verschiedene Zeitpunkte während einer halben Schwingungsperiode. Die freien Schwingungen dieses Cores waren gedämpft, d.h. der Reaktor in diesem ersten axialen Mode stabil (vergl. Abb. 4, Kurve Z 2). Danach wurde die Reaktortransiente erneut berechnet unter Berücksichtigung der normal betriebenen Kritikalitätsregelung mit von oben her regelnden Stäben. Bei der Rechnung wurde durch eine automatische Kontrollgiftanpassung, deren Wirkung jedoch auf das obere Coredrittel beschränkt wurde, k_{eff} während der Transiente völlig konstant gehalten. Beim Hinzukommen dieser Regelfahrweise ergab sich die in Abb. 4 gezeichnete Kurve C7 für die Zeitabhängigkeit der Transiente, also eine divergierende Schwingung. Der inhärent stabile Reaktor war durch den zusätzlichen Regel-feedback instabil geworden.

Die physikalische Erklärung des Effektes ist außerordentlich verwickelt (4). Um einen Eindruck von den komplizierten Wechselwirkungen, die sich dabei abspielen, zu geben, sind in Abb. 5 die wichtigsten integralen Reaktorfunktionen bei diesem Prozeß über der Zeitachse aufgetragen, wobei vor allem die nichttrivialen Phasenbeziehungen auffallen. - Im Gegensatz zu Margolis war bei dieser Rechnung keine thermodynamische Rückwirkung berücksichtigt, die axiale Unsymmetrie der Neutronen-Importance beruhte hier auf der unterschiedlichen Reflektorauslegung.

2.4 Das Regelproblem

Zwar ist die technologische Toleranzbreite bezüglich Temperaturschwankungen im Core bei den HTR zweifellos größer als bei wassergekühlten Reaktoren, was eine Folge der Brennelementauslegung (niedrige Leistungsdichte, coated particles in Graphitmatrix anstelle metallischer Hüllmaterialien) und des Kühlmittels Helium statt Wasser ist. Dies gilt beim Kugelhaufenreaktor noch in verstärktem Maße, da seine Brennelemente während ihrer Einsatzzeit nicht an einem bestimmten Orte fixiert sind.

Jedoch kann man auch beim HTR instabile Xenonschwingungen nicht bis zu ihrer natürlichen Grenzamplitude (4) anwachsen lassen, sondern man muß sie ausregeln. Sogar unterhalb der Stabilitätsgrenze, also im Bereich, wo freie Schwingungen von selbst gedämpft sind, wird man u.U. im praktischen Reaktorbetrieb zur Vermeidung unzulässiger lokaler Leistungsspitzen und operator-induzierter Instabilitäten bereits die Xenonregelung betreiben müssen.

Die bisherigen Rechnungen haben bereits p r i n z i p i e l l nachgewiesen, daß man Xenonschwingungen mit mäßigem Einsatz von Regelstapkapazität und mit einer relativ geringen Zahl von Regelooperationen beherrschen kann, wie es angesichts der geringen im Spiel befindlichen Reaktivitäten zu erwarten war.

Die praktische Regelaufgabe besteht einerseits in der sicheren und frühen Erkennung der auftretenden Schwingungsmoden mit der vorhandenen Kerninstrumentierung und zum anderen in der Anwendung einer optimalen Regelstrategie. Diese muß die in komplizierter Weise zeitverzögerte Xenonrückwirkung auf jede Veränderung der Leistungsverteilung durch einen Regeleingriff im voraus erfassen, die erforderlichen Regelooperationen minimalisieren und die Einhaltung aller Betriebsrandbedingungen gewährleisten. Schon früh hat man erkannt, daß die Xenonregelung ein zu kompliziertes Problem ist, als dass man sie ohne vorausberechnete Strategie dem Reaktoroperator im Betrieb überlassen könnte.

3. AUFGABEN UND METHODEN DER VORHERSAGE

Räumliche Xenonprobleme wurden und werden mit einer Vielzahl (12) verschiedener Approximationsmethoden und mathematischer Verfahren angegangen. Hinsichtlich des Themas dieser Tagung ist hier eine Diskussion der Literatur als eine ausgedehnte theoretische Domäne, in der eine Reihe physikalischer Effekte prinzipiell geklärt wird, nicht erforderlich. Stattdessen sollen schwerpunktmäßig die praktischen Ziele der Vorhersage beleuchtet werden.

3.1 Stabilitätsanalysen für freie Xenonschwingungen

In zahlreichen Untersuchungen wurden lineare Stabilitätskriterien auf der Basis modaler Entwicklungen auf freie räumliche Schwingungen angewandt. Sie eignen sich besonders zur einfachen Behandlung des Problems der Abhängigkeit des Stabilitätsindex bzw. der Stabilitätsgrenze von den verschiedenen Reaktorparametern, wie z.B. Temperaturkoeffizienten.

In der Vergangenheit wurden diese Kriterien vor allem zur Klärung grundsätzlicher Effekte und zur groben Abschätzung der Stabilitätssituation geplanter Reaktorprojekte herangezogen. Auch heute besitzen sie Attraktivität als einfaches Hilfsmittel, um bei der Auslegung von Reaktoren, die sich in der Nähe der Stabilitätsgrenze befinden, mit einer Sensitivitätsanalyse den Spielraum auszuloten, den man durch Variation einiger ökonomisch nicht so gravierender Reaktorparameter zur Verfügung hat, um evtl. mit einem Core soweit unter der Stabilitätsgrenze zu bleiben, daß

eine Regelung normalerweise nicht erforderlich sein wird. (vergl. (17)).

3.2 Explizite Berechnung der Transienten in Raum und Zeit

In jüngster Zeit stellt sich nun ein etwas anderes Bild der Anforderungen an die theoretische Vorhersage heraus, welches von dem beabsichtigten praktischen Betrieb instabiler Reaktoren oder solcher, die sich nahe der Instabilitätsgrenze befinden, bestimmt wird. (Der Unterschied zwischen beiden spielt wegen der Langsamkeit der Schwingungen mit Perioden von etwa einem Tag für den praktischen Betrieb kaum eine Rolle).

Dabei werden konkrete Aussagen für einzelne projektierte oder im Bau befindliche Corekonfigurationen verlangt und ähnlich detaillierte und genaue raum- und zeitabhängige Aussagen wie in den stationären Coreauslegungsrechnungen. Dies betrifft insbesondere Transientenamplituden, Anregungsmechanismen und Meßbarkeitsbedingungen von Schwingungen, vor allem aber die Möglichkeit und optimale Strategien für die Regelung (vergl. 2.4).

Entsprechend diesen Anforderungen des Xenonproblems bei den zukünftigen großen Leichtwasser- und Hochtemperaturreaktoren liegt der Schwerpunkt der heutigen theoretischen Arbeiten auf der expliziten Simulation der raum-zeitlichen Coregeschichte. Entsprechend der Höhe des ökonomischen Wertes einer genauen Vorhersage der Xenonprozesse bei diesen großen Leistungsreaktoren akzeptiert man heute den für quantitative praktische Aussagen unerlässlichen Einsatz sehr aufwendiger digitaler oder analoger (13) Computerprogramme.

3.3 Optimale Regeltheorie

Die bisherigen Ansätze zur direkten Lösung des optimalen Regelproblems mit der modernen mathematischen Regeltheorie liegen noch zu sehr in den Anfängen, um für praktische Betriebstransienten hinreichend aussagekräftig eingesetzt werden zu können. Interessante grundsätzliche Resultate lieferten Poncelet und Christie (10).

Beim heutigen Stand der mathematischen Verfahren zieht man es im allgemeinen vor, mit der expliziten Transientenberechnung verschiedene Regeleingriffe durchzuspielen, um gute praktische Strategien für die jeweils vorhandene Regelinstrumentierung mit "try and error" zu ermitteln.

3.4 Räumliche Effekte bei Lastwechseltransienten

Eine weitere Aufgabe der numerischen Vorhersage entsteht daraus, daß man auch bei Cores, die noch keine oszillatorischen Transienten aufweisen, die vom Xenon stark beeinflussten räumlichen Effekte beim Lastwechselbetrieb kennen muß, um die Einhaltung der Betriebsrandbedingungen, wie z.B. für lokale Leistungsspitzen, sicherzustellen. Besonders beim Kugelhaufenreaktor ist die genaue Ermittlung der von der transienten Leistungsverteilung selbst abhängigen Stabreaktivität von Wichtigkeit.

4. STAND UND NUMERISCHE PROBLEME DES EXPLIZITEN SIMULATIONS- VERFAHRENS

4.1 Programmsystem ASTERIX

Neben einer Reihe anderer Programme, die hauptsächlich für wassergekühlte Reaktoren entwickelt wurden (wie z.B. BOXER und ANDI, die ebenfalls auf dieser Tagung vorgestellt werden), wurde auch in Jülich ein Xenonprogrammsystem für den Hochtemperaturreaktor eingerichtet (8,4). ASTERIX ("A system for transient evaluation of reactor instabilities induced by xenon") ist ein räumlich zweidimensionales Finitendifferenzenprogramm, das genaue und sehr flexible Transientenrechnungen ermöglicht.

Das weitgehend modular aufgebaute Programmsystem (Abb. 6) erlaubt sowohl die Verwendung relativ grober Diskretisierungsmodelle für schnelle Übersichtsstudien wie auch sehr feine Rechnungen; denn es enthält praktisch keine Beschränkung für die Zahl der verwendeten Energiegruppen, der räumlichen Maschenpunkte, der Material- und Spektralregionen, der Zeitschritte und der Regeleingriffe.

Die zuletzt fertiggestellte Version ASTERIX-T (16) enthält auch eine genaue Repräsentation der Temperaturrückkopplung bei azimuthalen Transientenrechnungen. Dabei wird in jedem Zeitschritt die Leistungsverteilung durch einen Iterationsprozeß Diffusionsrechnung - Temperaturrechnung - Spektralrechnungen zur Neugenerierung der gebietsweisen Gruppenkonstanten - Diffusionsrechnung mit steuerbarer Genauigkeit ausgerechnet. Auf problematische Approximationen für die Temperaturabhängigkeit der Wirkungsquerschnitte konnte verzichtet werden, weil es beim HTR möglich ist, die Querschnitte ständig wieder neu mit dem schnellen nulldimensionalen Diffusionsprogramm MUPO als Spektralcode zu generieren.

Da der g r a f i s c h e Display der vielfältigen raum- und zeitabhängigen Zustandsfunktionen bei Xenontransienten für eine sichere und schnelle Analyse der Untersuchungen unentbehrlich ist, enthält das Programmsystem ein eigenes Datenbank- und Datenretrievalsystem, welche es erlauben, alle einmal gerechneten Transienten später jederzeit durch automatische Programmfunktionen in vielfältiger Weise auszuwerten und vor allem mit Tabellen, Schnelldruckergrafiken, diversen Plotterzeichnungen mit verschiedener Raum- und Zeitabhängigkeit bis hin zum vollständig computer-erstellten 16 mm Zeitrafferfilm mit dreidimensionaler Funktionsdarstellung einer differenzier- ten optischen Analyse zuzuführen (14,15).

Das Programm wird bereits seit einigen Jahren zu systematischen Studien über Eigenschaften und Regelbarkeit von Xenonschwingungen in HTR und zur räumlichen Untersuchung des Lastwechs- elverhaltens eingesetzt (9,4).

4.2 Einflüsse des Diskretisierungsmodells und der Numerik

Die explizite digitale Transientenberechnung in Raum und Zeit erfordert sehr hohe Rechenzeiten. Man ist daher heute im all-

gemeinen gezwungen, Reaktormodelle mit nicht allzu feiner Diskretisierung der von Raum, Zeit, Energie und Temperatur abhängigen Zustandsfunktionen der numerischen Rechnung zugrunde zu legen. Die Diskretisierungsfehler, Abbruchfehler bei den Iterationsverfahren und Numerikfehler in ihrem spezifischen Einfluß auf die Genauigkeit der Transientenrechnung zu untersuchen, ist eine Hauptaufgabe bei der Entwicklung und Vervollkommnung der Vorhersagemethoden. Hier sollen zehn Punkte erwähnt werden, die Probleme des Rechenmodells betreffen, das bei unseren Xenonuntersuchungen für den HTR verwendet wurde. Sie sind mehr oder weniger typisch auch für andere digitale finite Differenzen-Xenonprogramme als ASTERIX.

1. Räumliche Maschenpunkte: Hierbei verfälscht eine relativ grobe Diskretisierung Xenontransienten nur wenig. Wenn man sich an der für stationäre Diffusionsrechnungen verwendeten Maschenpunktzahl orientiert, ergibt sich bei der Verdopplung der räumlichen Schrittweiten kaum noch eine Veränderung der Zeitabhängigkeit in der Transiente. Es sei auf ausgiebige frühere Untersuchungen (17) hingewiesen.
2. Materialgebiete: Diese werden beim Xenonproblem meist durch die vorherigen Abbrandrechnungen vorgegeben. Ihre Zahl geht nicht in die Rechenzeit, sondern nur etwas in den Speicherplatz ein; man braucht sie daher für das Xenonprogramm im allgemeinen nicht zu verringern. Da in ASTERIX die Xenon- und Jod-Konzentration maschenpunktweise berücksichtigt wird, sind auch nicht mehr Materialregionen als für eine stationäre Diffusionsrechnung erforderlich.
3. Temperaturrückkopplung: Die Rückwirkung der bei räumlichen Temperaturschwankungen sich verändernden lokalen Neutronenwirkungsquerschnitte auf die Berechnung der Xenontransienten ergibt im HTR vor allem bei azimuthalen Xenonschwingungen eine wesentliche Dämpfung (5,16). Z.B. verringert sich der Stabilitätsindex bei einem typischen 1200 MWe-Core mit Uran-Thorium Zyklus von 0,06 auf $-0,03 \text{ h}^{-1}$. Deshalb wurde in diesem Punkt bei dem für quantitative Rechnungen ausgelegten Programmsystem ASTERIX-T auf die vereinfachten Approximationen früherer Xenoncodes mit Hilfe von sogenannten integralen oder lokalen Leistungskoeffizienten verzichtet und der erheblich höhere Rechenaufwand für eine genaue iterative Berechnung von Temperatur- und Leistungsverteilung zu jedem Zeitschritt in Kauf genommen (vergl. 4.1).
4. Temperaturregionen: Die Zahl der Regionen, für die bei der Transientenrechnung mit Temperaturrückkopplung in jedem Zeitschritt Spektralrechnungen auszuführen sind, geht in die Rechenzeit ein. Bei einem typischen azimuthalen Schwingungsfall mit 700 räumlichen Maschenpunkten, 2 Energiegruppen und 24 Temperaturregionen verbrauchen die Spektralrechnungen beim HTR ca. 5% der CPU-Zeit. Abb. 7 veranschaulicht die regionweise diskretisierte Tem-

peraturverteilung. Untersuchungen zum Einfluß der Temperaturdiskretisierung (16) brachten das vielleicht etwas überraschende Ergebnis, daß eine Reduktion der 24 auf 12 Regionen (dabei 6 azimutale und 2 radiale Unterteilungen) die berechnete Raum- und Zeitabhängigkeit der Transiente noch kaum verfälscht. Die Leistungsdichteschwankungen als typisch großräumiger Effekt erweisen sich also als nicht sehr empfindlich gegenüber der räumlichen Diskretisierung der Temperatur; daraus folgt insbesondere, daß eine maschenpunktweise Berücksichtigung der Temperaturrückkopplung nicht erforderlich ist.

5. Fluß-Temperatur-Iteration: Die Zahl dieser Iterationen pro Einzelzeitschritt geht sehr stark in die Gesamtrechnungszeit ein, da entsprechend viele Diffusionsrechnungen erforderlich sind. Der Verzicht auf eine konsistente Fluß-Temperaturberechnung pro Zeitschritt durch Iteration erbrachte bei einem Einstundenzeitschritt eine Verfälschung der berechneten Zeitabhängigkeit der Transiente von vergleichbarer Größe wie eine Verdoppelung des Zeitintervalles, und zwar in Richtung auf erhöhte Instabilität. Genauere Untersuchungen zum numerischen Einfluß der Iteration sind zurzeit im Gange.
6. Zahl der räumlichen Dimensionen: Eine vergleichende Untersuchung axialer Xenonschwingungen mit ein- und zweidimensionalen Diffusionsrechnungen (4) zeigte, daß die instationäre räumliche Verteilung der Form nach sehr gut durch die eindimensionale Rechnung wiedergegeben wird. (Abb. 8 und 9 zeigen axiale Profilschnitte während der Transienten aus der ein- und aus der zweidimensionalen Rechnung). Die Zeitabhängigkeit (Stabilität) wird jedoch im eindimensionalen Falle systematisch verfälscht, wenn man nicht ein für die Xenonrechnung geeignet gewähltes radiales "Buckling" berücksichtigt.
Bei azimutalen Xenonrechnungen für den HTR heutiger Auslegungsplanung (Corehöhe nicht über 6 m, OTTO-Beladung) erscheint der Verzicht auf die dritte (axiale) Dimension gut vertretbar, da sich das axiale Flußprofil als so stabil erweist (18), daß die Flußverteilung in einen axialen und einen radial-azimutalen Anteil auch bei Regelmaßnahmen (die sich für Xenoneffekte auf den Bereich über dem Kugelhaufen beschränken können), gut separiert werden kann. - Anders würde es aussehen, wenn eine axial wesentlich instabilere Flußverteilung vorliegt. Z.B. wurde bei einem hypothetischen 10 m hohen Core mit Mehrfach-Durchlaufbeladung bei einer in "r/z-Geometrie" angeregten radialen Xenonschwingung bereits eine schwache radial-axiale Modenwechselwirkung beobachtet (Abb. 10 und 11).
7. Energiegruppen: Xenoninduzierte Leistungsschwingungen werden im allgemeinen mit ein bis zwei Energiegruppen berechnet. Bei einigen nodalen Programmen für wassergekühlte Reaktoren ist man auf das sogenannte Anderthalb-Gruppenbild beschränkt. Für den HTR wurden bisher in Jülich alle Rechnungen mit zwei Gruppen ausgeführt. Es ist noch eine offene Frage, die in einer zukünftigen Arbeit zu

klären wäre (ASTERIX erlaubt auch mehr Energiegruppen), welchen Einfluß die Feinheit der Energiediskretisierung auf räumlich zweidimensionale Transientenrechnungen hat.

8. Endliche Zeitschrittlänge: Der erhebliche, aber gesetzmäßige und kalkulierbare Fehler, der durch die endliche Zeitschrittlänge in der quasi-stationären expliziten Berechnung von Xenonschwingungen in den Perioden und Dämpfungskonstanten, nicht so sehr in den Amplituden, verursacht wird (vergl. Abb. 12 und 13), ist in der Literatur früher bereits ausgiebig diskutiert worden (17). Seit 1971 verwenden wir in ASTERIX ein Verfahren der "Flußextrapolation" (4,9), das die Genauigkeit der Transientenrechnung in gleichem Maße wie eine Halbierung der Zeitschrittlänge erhöht, aber die Rechenzeit um 50% verkürzt. (Abb. 14).
9. Konvergenz der Flußberechnungen: Infolge der Aufspaltung der Transientenberechnung bei den quasi-stationären expliziten Simulationsverfahren in schrittweise durchgeführte Zeitintegrationen der Xenon- und Jodverteilung und stationäre räumliche Flußberechnungen ist eine geeignete Wahl des die Flußiteration beendenden Konvergenzkriteriums von wesentlich größerer Wichtigkeit als bei stationären Reaktorberechnungen. Je nach der gewählten Zeitschrittweite und der vorhandenen Amplitudenhöhe der Xenonschwingung muß das punktweise Flußkonvergenzkriterium so fein eingestellt werden, daß die geringe Änderung der Flußverteilung zwischen zwei Zeitschritten aufgrund der dabei erfolgten Xenonumverteilung noch hinreichend sicher erfaßt wird. Man kann daher zur Einsparung von Rechenzeit die räumliche Flußkonvergenz nicht beliebig abschwächen, ohne die für den ganzen Prozeß wesentliche Kopplung Fluß-Xenon selbst im Rechenmodell aufzuheben (vergl. Abb. 15).
10. Homogenisierung der Regelstäbe: Bei der Anregung und Regelung von Xenonschwingungen ersetzt man oft im Rechenmodell die diskreten Absorberstäbe durch größere Zonen mit äquivalenter homogener Vergiftung. Zur Rechtfertigung dieses Vorgehens wurde an einem HTR-Beispiel eine Vergleichsrechnung durchgeführt. Eine axiale Schwingung wurde einmal durch dreistündiges Einfahren von diskreten Regelstäben im oberen Corebereich, repräsentiert durch entsprechende Nicht-Diffusionsgebiete mit Flußrandbedingungen, und zum anderen mit einer reaktivitätsäquivalenten homogenen Vergiftung des oberen Coredrittels angeregt. Abb. 16 zeigt die Flußstörung $\phi(\tau) - \phi(\phi)$ im r-z-Modell (Achse vorne, Seitenreflektor hinten) beim Einfahren von vier "Regelstabringen", Abb. 17 den instationären Anteil der Xenonverteilung nach Entfernung der Stäbe. - Die in beiden Fällen angeregten Xenonschwingungen stimmten in Amplitude und Zeitabhängigkeit sehr weitgehend überein. Abb. 18 und 19 zeigen Flußprofile entlang der Coreachse für beide Transienten.

5. ERSTE PRAKTISCHE ERGEBNISSE DER VORHERSAGE

5.1 Übersicht über Anregung, Verlauf und Parameterabhängigkeiten bei Xenonschwingungen in HTR

Nachdem mit ASTERIX in den letzten Jahren über 150 Transientenfälle berechnet wurden, ist ein grundsätzlicher Überblick über mögliche Xenonschwingungen bei künftigen sehr großen HTR gewonnen (1,4,16). Für eine detailliertere Untersuchung der Abhängigkeit des Stabilitätsindex des ersten azimuthalen Schwingungsmodes wäre der ergänzende Einsatz der preiswerteren modalen Analyse wie bei (17) wünschenswert.

5.2 Zur Regelstrategie

Mit einigen Serien von ASTERIX-**Rechnungen** wurden bereits Grundlagen zur optimalen Regelung von Xenonschwingungen erarbeitet. **Abb. 20** zeigt z.B. (in einer zeitabhängigen Darstellung der Profilschnitte des instationären Anteils der Leistungsdichte längs der Reaktorachse) eine axiale Xenonschwingung mit zweimaligem kurzfristigen Regeleingriff, wodurch die Schwingungsamplitude sukzessiv herabgedrückt wird. Die "Dosierung" der eingesetzten Regelkapazitäten war noch nicht ganz optimal gewählt.

Die so durch Aufsuchen gefundenen Regelrezepte werden von einem mehr theoretischen Ansatz her bestätigt durch neuere Veröffentlichungen (10,11), die die Optimalität dieser Art der Regelung vom "bang-bang-Typ" diskutieren und quantitativ etablieren. Außer dieser "1. overtone control", wie er sie nennt, unterscheidet Bauer (11) noch zwei weitere Regelstrategien, die sogenannte direct offset control und die "Savannah-River-Laboratory-Control".

Für den HTR steht hier noch eine umfangreiche Aufgabe bevor, wenn die praktische Regelung azimuthaler Schwingungen in quantitativen Rechnungen für ein genau spezifiziertes zukünftiges Core-design zu bestimmen sein wird.

Anforderungen an die Genauigkeit der Rechnungen sind bisher von experimenteller Seite auch noch nicht spezifiziert worden. Im übrigen sind für den praktischen Reaktorbetrieb auch theoretisch erarbeitete **q u a l i t ä t i v e** Regelstrategien für Xenonschwingungen bereits sehr nützlich, wie Bauer (11) an einer Computersimulation gezeigt hat, da man wegen der Langsamkeit der Xenonprozesse in der Praxis diese Rezepte iterativ anwenden kann, bis eine hinreichende Dämpfung erreicht ist.

5.3 Zu den Erfordernissen der Instrumentierung beim HTR

Erste Rechnungen für den Kugelhaufenreaktor mit OTTO-Beschickung deuten daraufhin, daß azimuthale Schwingungen mit einer Bewegung der Regelstäbe nur oberhalb des Kugelhaufens beherrscht werden können.

Ein Entwicklungsproblem stellt die meßtechnische Erfassung von räumlichen Flußinstabilitäten in sehr großen HTR dar. Hieran wird in der KFA zur Zeit gearbeitet. Mit Hilfe der Beta-Stromdetektoren oder SPN's und Kreuzcorrelationsmessungen dürfte

es möglich sein, den ersten azimuthalen Mode, der nach den Rechenergebnissen für HTRs heutiger Projektierung allein interessant ist, durch Meßinstrumentierungen im Seitenreflektor zu erfassen. Am AVR in Jülich hat man so z.B. horizontale Unsymmetrien der Flußverteilung in Promillegröße gemessen. Abb. 21 zeigt radiale Profilschnitte des instationären Anteils des Neutronenflusses bei einer azimuthalen Xenonschwingung; dabei befindet sich die Grenze Core-Reflektor bei einem Radius von 4,80 m, und der Reflektor hat eine Dicke von 1 m.

Eine Frage, die bis jetzt noch nicht theoretisch geklärt worden ist, aber für die Auslegung des Meßsystems wichtig ist, betrifft die Toleranz, die man für lokale Leistungsschwankungen in einem OTTO-Core zulassen kann.

Anforderungen an die Messung, die insbesondere die Zahl der erforderlichen Meßstellen betreffen, ergeben sich aus der theoretischen Vorhersage der möglichen Schwingungsformen und der Tatsache, daß man für eine gezielte optimale Regelung möglichst frühzeitig bei einer angeregten azimuthalen Xenonschwingung die Lage der Knotenlinie sowie die Phasenlage des Maximums und die voraussichtliche Amplitudenstärke kennen möchte. Eine Folgerung, die man aus den Rechnungen heute schon ziehen kann, besteht darin, daß man sicherlich mehr als drei entlang des Umfangs verteilte Meßstellen brauchen wird, da die Knotenlinie azimuthaler Modes bei zylindersymmetrisch beladenen Cores während einer Schwingung um die Achse präzisieren kann (8,1).

6. LITERATUR

- (1) Lauer, A.: Zur Stabilität und Regelung der räumlichen Leistungsverteilung großer HTR-Cores. Atomkernenergie 22 (1973) S. 184
- (2) Dahlberg, R.C., D. Mangan: Linear Analysis of Xenon Instability in High-Temperature Gas-Cooled Reactors. GAMD-7213 (1966)
- (3) Dahlberg, R.C., D. Mangan: Nonlinear Analysis of Xenon Instability in High-Temperature Gas-Cooled Reactors. GAMD-6924 (1966)
- (4) Lauer, A.: Räumliche Xenonschwingungen in Hochtemperaturreaktoren. JÜL-850-RG (1972)
- (5) Schwiegk, H.J., A. Lauer: Einfluß der Temperaturrückkoppelung bei azimuthalen Xenonschwingungen in HTR. Reaktortagung 1973 DAfF, S. 201-204 (1973)
- (6) Friedrich, Inführ: priv. Mitteilung, HRB Mannheim (1973)
- (7) Margolis, S.G.: Operator Induced Xenon Oscillations, in: WAPD-BT-29, S. 1-18 (1963)

- (8) Lauer, A.: Reaktortagung 1971 DAtF, S. 253 (1971)
- (9) Lauer, A., S. Schiffers: Überblick über Anregung, Verlauf und Regelung von Xenonschwingungen mit Hilfe von Computergrafik; in: Reaktortagung 1972 DAtF, S. 149-152 (1972)
- (10) Christie, A.M., C.G. Poncelet: On the Control of Spatial Xenon Oscillations. Nucl. Sci. Eng. 51, 10-24 (1972)
- (11) Bauer, D.C.: Practical Control Procedures for Xenon Spatial Oscillations. Diss. Pittsburgh (1972)
- (12) Stacey, W.M.: Xenon-Induced Spatial Power Oscillations. Reactor Technology 13 (1970) 252-279
- (13) Bock, H.W.: Ein analoges Diffusionsmodell für große Druckwasser-Leistungsreaktoren zur Untersuchung zeitabhängiger Probleme der Leistungsdichteverteilung. Diss. Braunschweig (1973)
- (14) Lauer, A.: Ein komplexes Problem aus der Reaktordynamik. in: Meuer, H.W. (Hrsg.): Informationstagung Datenverarbeitung in der Forschung. JÜL-CONF-7, S. 83 (1972)
- (15) Boumans, S., A. Lauer: MOVI-3D, ein Plottprogramm zur 3-dimensionalen Darstellung kinetischer Vorgänge in 16 mm Filmen. JÜL-1029-RG (1973)
- (16) Schwiegk, H.J.: Temperaturrückkopplung bei der zweidimensionalen numerischen Analyse von Xenonschwingungen in Hochtemperaturreaktoren. Interner Bericht der KFA Jülich, IRE-2-74 (1974)
- (17) Poncelet, C.G., A.M. Christie: Xenon-induced spatial instabilities in large PWR's. WCAP-3680-20 (1968)
- (18) Lauer, A., W. Fröhling: Combined Space-time Effects of Xenon and Control during Load Follow in a Pebble Bed HTR with "OTTO" Fuel Management, to be published

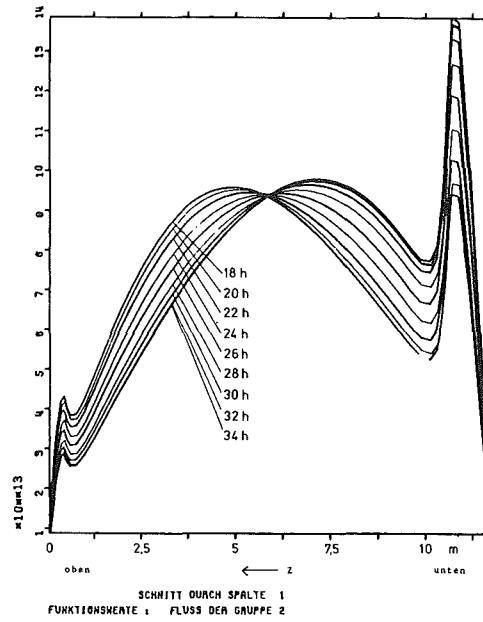
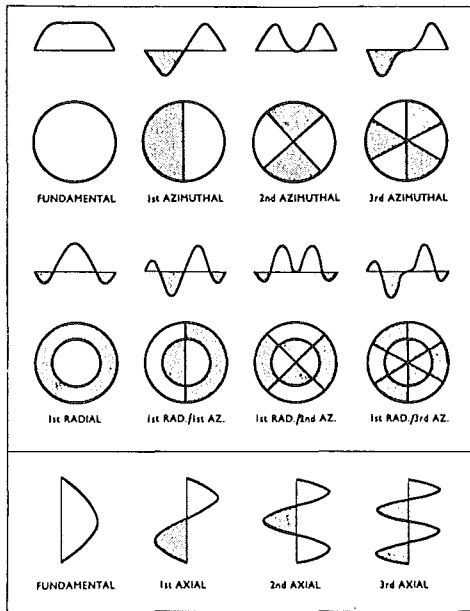


Abb. 1: Geometrische Moden

Abb. 3: Therm. Fluss (axial)

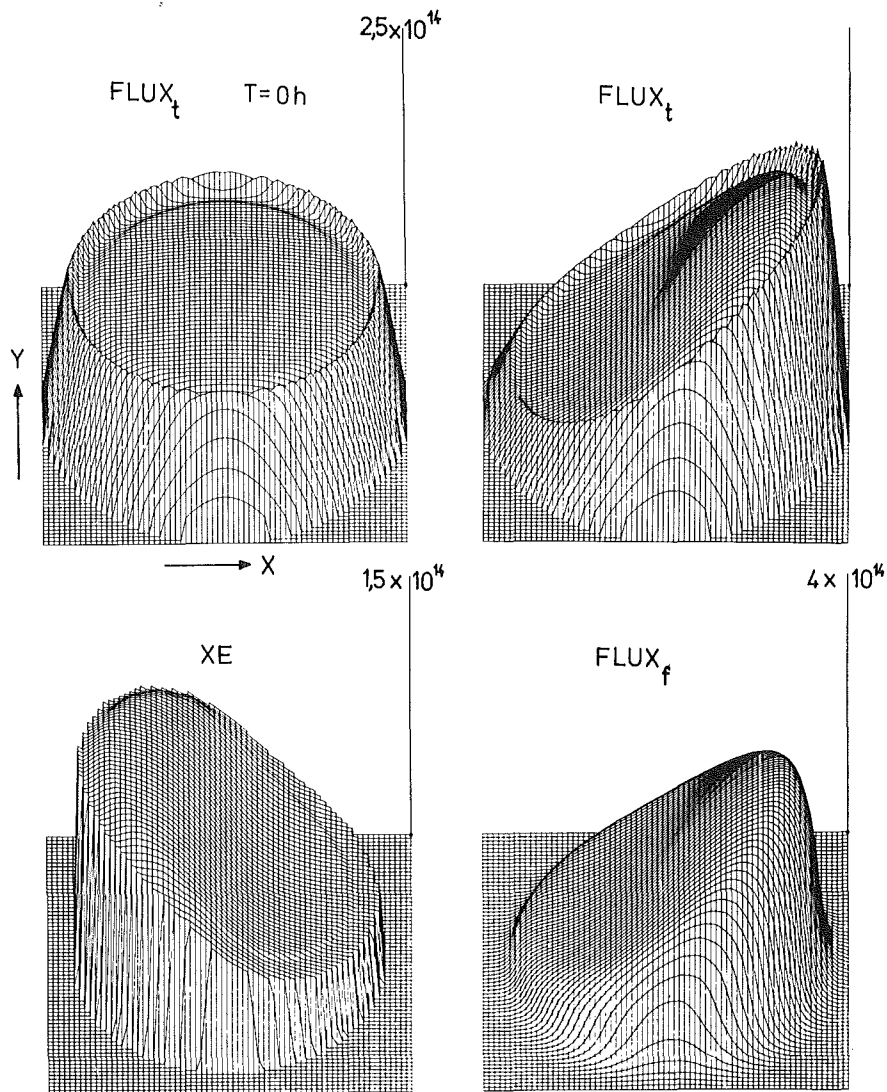


Abb. 2: 1. azimuthaler Mode (horizontaler Reaktorschnitt)

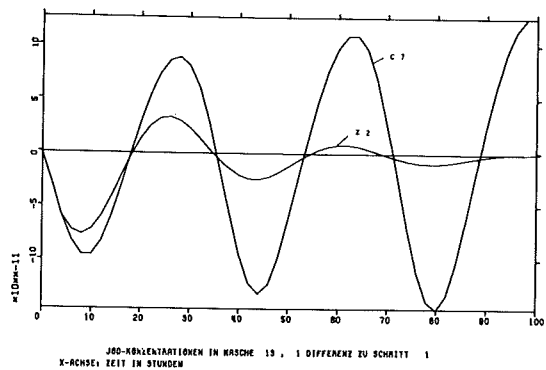


Abb. 4

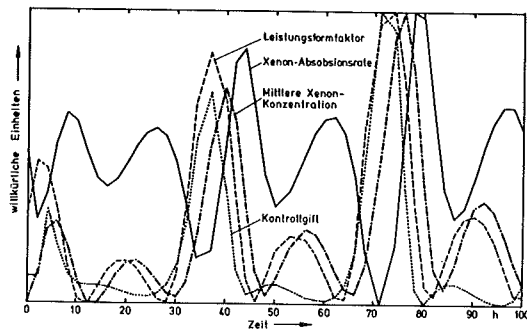
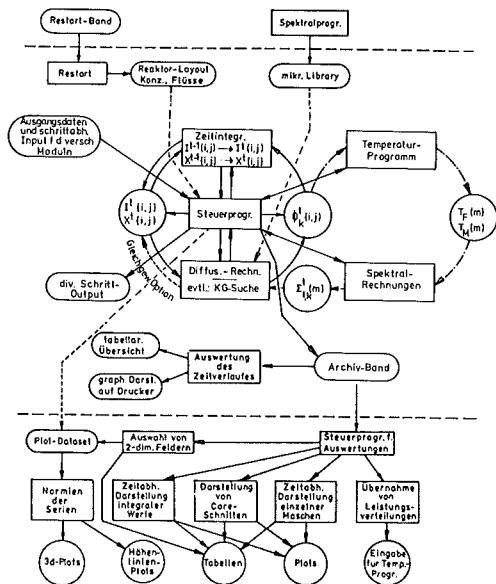


Abb. 5



ASTERIX-T
Modulares System und Datenfluss

Abb. 6

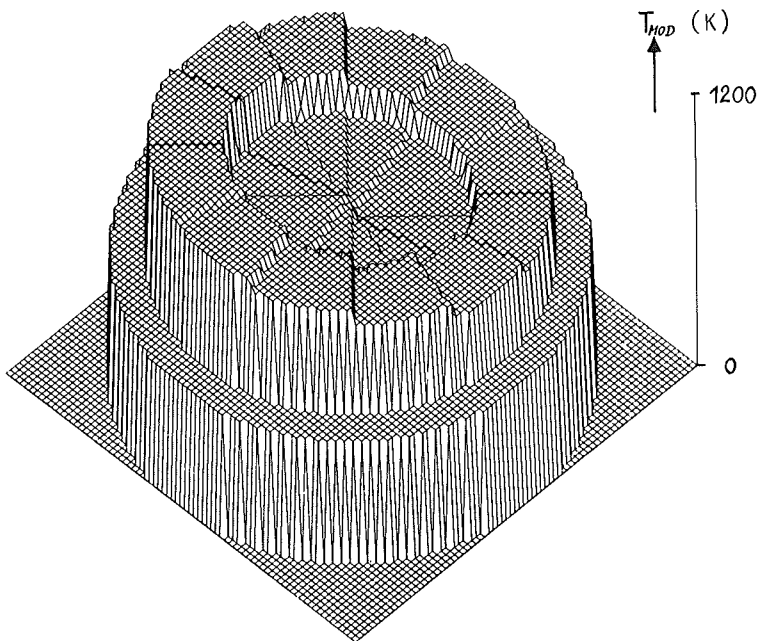


Abb. 7

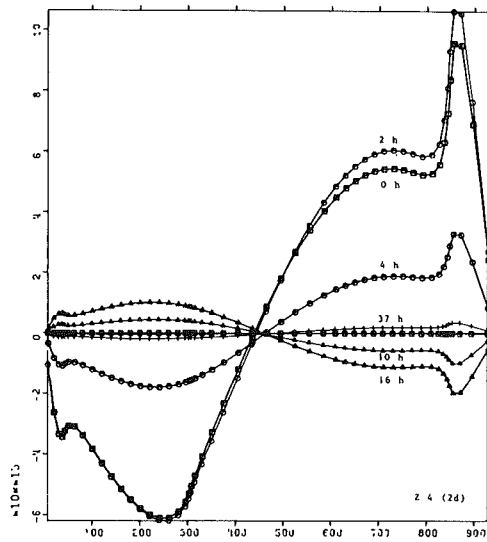
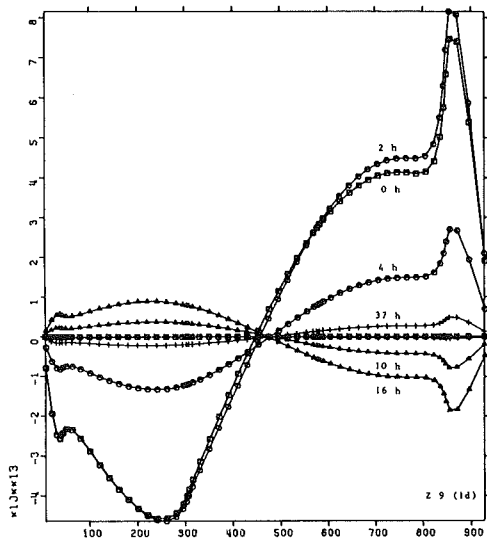


Abb. 8 u. 9: Instat. Anteil des therm. Flusses (axiale Schnitte), 1- u. 2-dim.

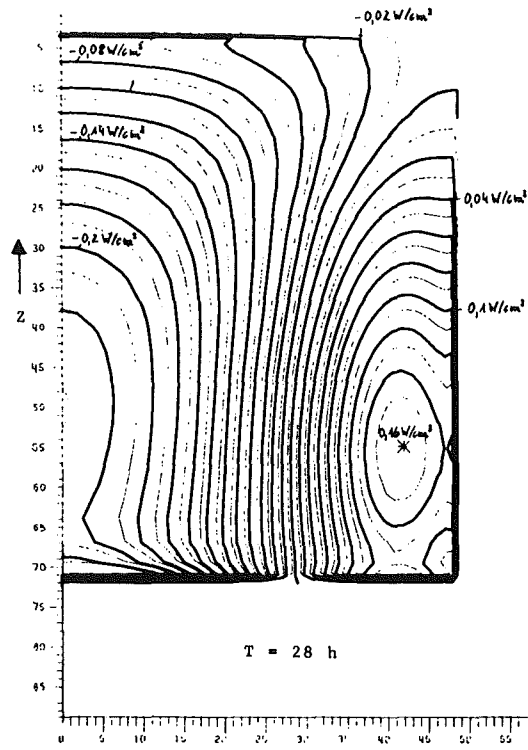
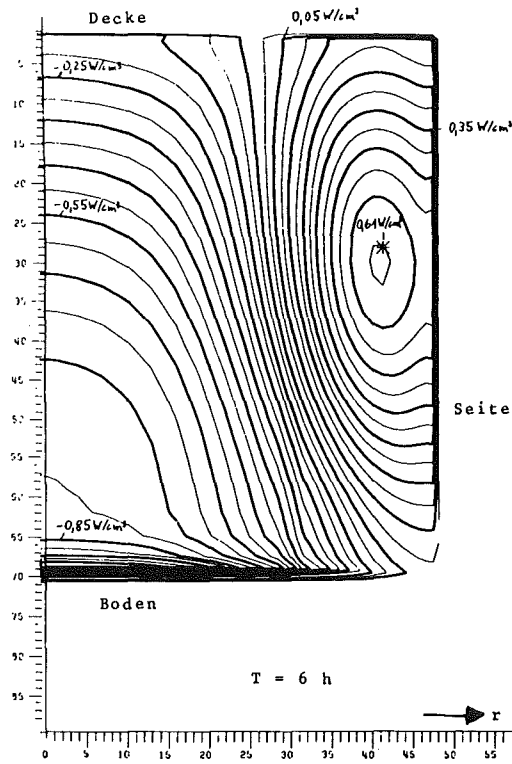


Abb. 10 u.11: Instat. Leistungsdichteanteil, radial-axiale Kopplung

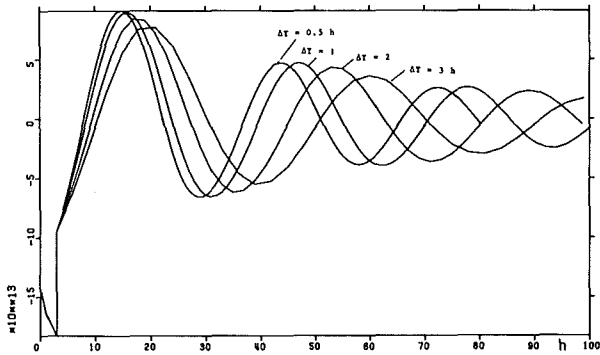


Abb. 12

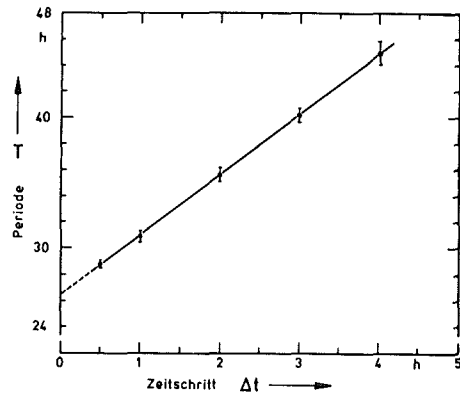


Abb. 13

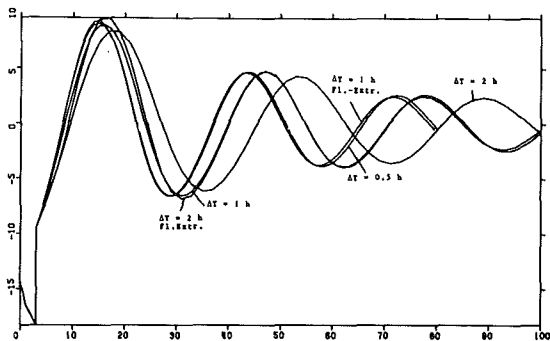


Abb. 14: Effekt der "Flußextrapolation"

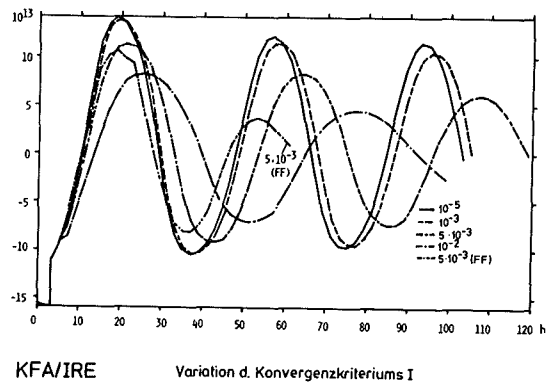


Abb. 15

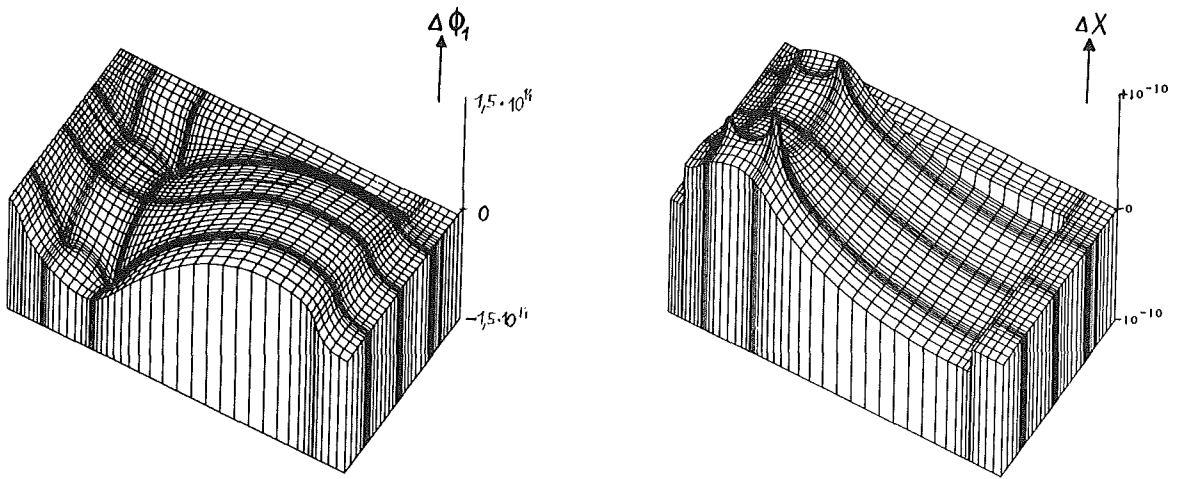


Abb. 16 u.17: "Diskrete Stäbe": Störung der Fluß- u. Xe-Verteilung

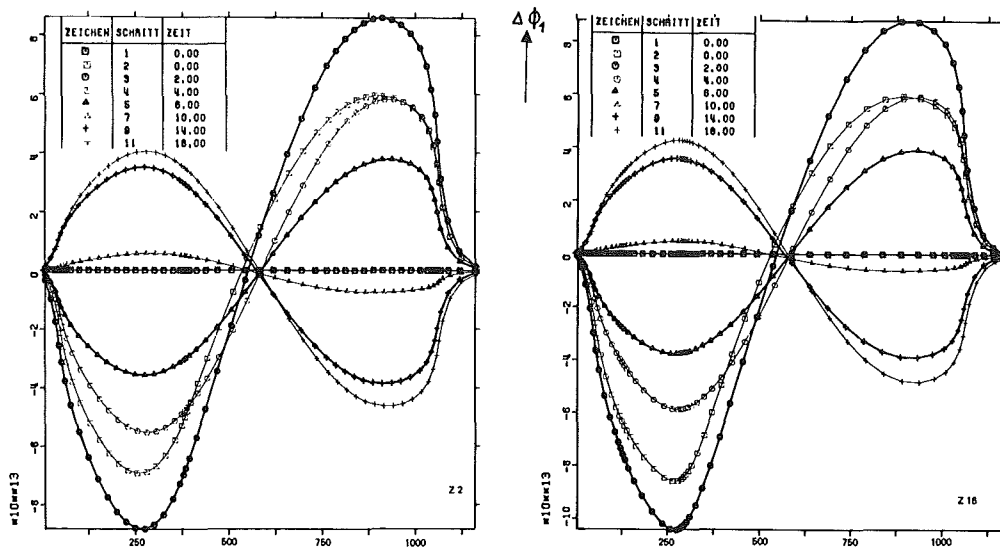
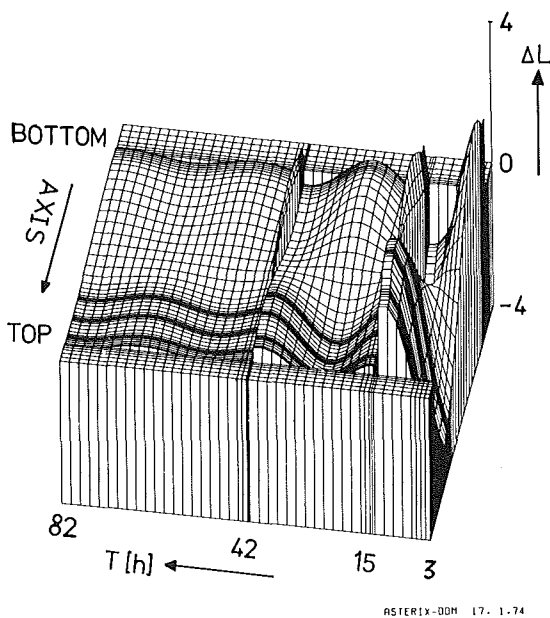
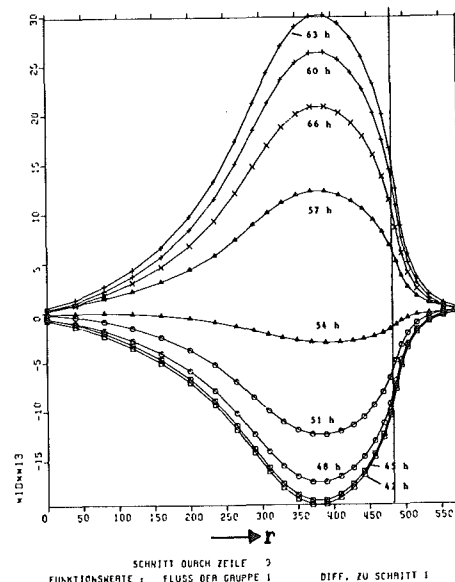


Abb. 18 u.19: 1.axialer Mode, homogenisierte bzw. diskrete Antegung



ASTERIX-DOH 17. 1-74



SCHNITT DURCH ZELLE 3
FUNKTIONSWERTE : FLUSS DER GRUPPE 1
DIFF. ZU SCHRITT 1

Abb. 20: Regelung: $L(z,T) - L(z,0)$

Abb. 21: $\phi_1(r,T) - \phi_1(r,0)$

	<u>Seite</u>
6. Anhang	267
- Programm und Vortragsfolge	269
- Teilnehmerliste	271

Kerntechnische Gesellschaft im Deutschen Atomforum e.V.
p. A. 53 Bonn, Allianzplatz, Haus 10

Fachtagung der
Fachgruppen Thermo- und Fluidodynamik und Reaktorphysik
über
Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen für
Thermische und Schnelle Leistungsreaktoren

2. Themenkreis: Reaktordynamik
Kernforschungszentrum Karlsruhe
Schule für Kerntechnik
29. bis 31. Januar 1974

Die Tagung wird getragen von der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H.,
Karlsruhe.

Programm und Vortragsfolge:

Dienstag, 29.1.74 Vorsitz: Prof.Dr. G.Memmert (TU Berlin)

9.30 s.t. 1. Übersichtsvortrag und Diskussion:
Anforderungen durch Betriebstransienten (J.Schmidel, KWO)

10.30 P a u s e

10.50 Genauigkeitsprobleme der Punktdynamik am FDR-Reaktor
des NS "Otto Hahn" (R.Fiebig, GKSS)

11.30 Messungen der Dynamik während der Anfahrexperimente
des "Otto Hahn"-Reaktors mit dem 2. Kern
(M.Kolb, E.Robinson, E.Schwieger, GKSS)

12.10 Berechnung der Druckschwankungen in Reaktoren mit Selbst-
druckhaltung vom Typ FDR/EFDR infolge von Lastwechseln
(D.Lübbesmeyer, TU Berlin, IKT)

13.00 M i t t a g e s s e n

Vorsitz: Prof.Dr. F.Maying (TU Hannover)

14.30 2. Übersichtsvortrag und Diskussion:
Anforderungen an die Vorhersagegenauigkeit zur
Corendynamik von Leichtwasserreaktoren
(A.Reinhardt, Fachhochschule Hannover)

15.30 P a u s e

15.50 Vorhersage der regeltechnischen Eigenschaften des SWR -
erläutert am Beispiel des Kernkraftwerks Würzgassen
(H.Beckmann, KWU Frankfurt)

16.30 Nichtlineares Anlagenmodell zur Berechnung von
Transienten in Siedewasserreaktoren (W.Frisch,
S.Langenbuch, LRA, Garching)

17.10 Überprüfung der Güte des SWR-Transientenmodells durch
Nachrechnung von KKW-Inbetriebnahmeversuchen
(H.Brähmhäuser, R.Nogly, KWU Frankfurt)

17.50 Berechnung des transienten Verhaltens von Leichtwasser-
reaktoranlagen mit Hilfe der Laplace-Transformation
(A.Höld, LRA, Garching)

18.30 Empfang der Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

20.45 Abfahrt der Busse nach Karlsruhe

Mittwoch, 30.1.74 Vorsitz: Dipl.-Ing. O.Voigt (KWU Frankfurt)

9.30 s.t. 3. Übersichtsvortrag und Diskussion:
Instrumentierung und Überwachung des dynamischen
Verhaltens von Leistungsreaktoren
(E.Schrüfer, KWU Frankfurt)

10.30 P a u s e

10.50 Vergleichsuntersuchungen zwischen SWR-Kernnachbildungen mit Punktkinetik und axial aufgelöstem Modell (CØSEWR) (R.F.Bokelmann, KWU Frankfurt)

11.30 Ein 3-dimensionales Kernmodell zur Ermittlung der instationären Leistungsverteilung im Betriebsbereich von Siedewasserreaktoren (A.Schmidt, LRA Garching)

12.10 Laständerungen bei Siedewasserreaktoren und Reaktivitätsverhalten am Zyklusende (H.P.Dyck, P.G.Pohl, KWU Frankfurt)

13.00 M i t t a g e s s e n
Vorsitz: Dr. P.Engelmann (PSB, GfK)

14.30 4. Übersichtsvortrag und Diskussion:
Probleme der Neutronik (L.Mayer, GfK/INR Karlsruhe; W.Werner, LRA Garching)

15.30 P a u s e

15.50 Berechnung des dynamischen Verhaltens von Kühlkreisläufen flüssigmetallgekühlter Reaktoren nach Störfällen (D.Brosche, A.Wahba, LRA Garching)

16.30 Simulation des gleichzeitigen Ausfalls aller Kühlmittelpumpen in einem natriumgekühlten schnellen Brutreaktor (D.Struwe, et al., GfK/IRE, INR, IASR, Karlsruhe)

17.10 Simulation eines milden unkontrollierten Leistungsunfalls im SNR-300 mit dem SAS3A-Programmsystem (P.Royl, GfK/IRE Karlsruhe; L.L.Smith, M.G.Stevenson, ANL)

18.00 Abfahrt der Busse nach Karlsruhe

Am Abend Treffen der KTG-Fachgruppen: (mit Möglichkeit zum Abendessen)

ab 19.30 (Beginn 20.00 Uhr) Fachgruppe Thermo- und Fluidodynamik, im Salon der Gaststätte "Krokodil", Karlsruhe, Waldstr. 63, am Ludwigsplatz

20.00 Fachgruppe Reaktorphysik, Hebelstuben im Hotel Kaiserhof, Karlsruhe, am Marktplatz

Donnerstag, 31.1.74 Vorsitz: Dr. L.Wolf (KFA Jülich)

9.30 s.t. 5. Übersichtsvortrag und Diskussion:
Mechanische Probleme der Reaktordynamik (K.Brandes, BAM Berlin)

10.30 P a u s e

10.50 Xenonverteilung bei Betriebstransienten in großen Leichtwasser-Druckwasserreaktoren (F.Bennwitz, H.W.Bock, KWU Erlangen)

11.30 Einige Folgerungen aus den Ergebnissen der theoretischen Untersuchung über räumliche Xenontransienten in Hochtemperaturreaktoren (A.Lauer, KFA/IRE Jülich)

12.10 Beiträge zur Kurzzeitdynamik von Hochtemperaturreaktoren mit kugelförmigen Brennelementen (J.Scharf, KFA/IRE Jülich)

13.00 M i t t a g e s s e n
Vorsitz: Dr. G.F.Schultheiß (Universität Karlsruhe)

14.30 6. Übersichtsvortrag und Diskussion:
Probleme der Brennstab/Kühlmittel-Wechselwirkung (M.Fischer, GfK/FNS, G.Keßler, GfK/PSB Karlsruhe)

15.30 Ende der Tagung

Fachtagung der
Fachgruppen Thermo- und Fluidodynamik und Reaktorphysik
über

Stand und Erfordernisse der Vorhersage physikalischer Kenngrößen für
Thermische und Schnelle Leistungsreaktoren

2. Themenkreis: Reaktordynamik

Kernforschungszentrum Karlsruhe
Schule für Kerntechnik

29. bis 31. Januar 1974

TEILNEHMERLISTE

Angerer, Gerhard, Dipl.-Phys. Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Beckmann, Helmut, Ing. Kraftwerk Union, Frankfurt

Beer, Michael, Dipl.-Phys. Bayernwerk AG, München

Bennewitz, Dr. Friedrich Kraftwerk Union, Erlangen

Bernard, Rudolf Dipl.-Phys. Badenwerk AG, Karlsruhe

Besoh, Otto, Phys.-Ing. Kernkraftwerk Stade, Stade

Bock, H.W., Dipl.-Ing. Kraftwerk Union, Erlangen

Bogensberger, Dr. Hans-Gerbert Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IASR

Bokelmann, Rainer, Dipl.-Ing. Kraftwerk Union, Frankfurt

Borgwaldt, Dr. Horst Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Brühnkuser, Heinz, Ing. Kraftwerk Union, Frankfurt

Brandes, Dr. Klaus Bundesanstalt für Materialprüfung,
Berlin

Breitenfelder, Robert, Dipl.-Ing. Hochtemperatur-Reaktorbau,
Mannheim

Brosche, Dr. Dieter Technische Universität München,
IRA Garching

Butz, Martin Kernkraftwerk Gundremmingen

Candell, Dr. Interatom, Bensberg

Christensen, P. Skjerk Atomic Energy Commission,
Roskilde, Dänemark

Dagbjartsson, Dr. Sigurdur Universität Stuttgart

Dermedde, Dr. Ingo Kraftwerk Union, Erlangen

Dyck, Hans-Peter, Dipl.-Phys. Kraftwerk Union, Frankfurt

Edelmann, Dr. Martin Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Eitner, Dr. Dieter Technischer Überwachungsverein
Baden, Mannheim

Emendörfer, Professor Dr. Dieter Universität Stuttgart

Engelmann, Dr. Peter Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / PSE

Engels, Hans Institut für Reaktorsicherheit,
Köln

Ertel, Volker, Dipl.-Phys. Interatom, Bensberg

Evvard, Guy, Dipl.-Phys. Belgonucleaire, Brüssel

Faber, Dr. Christof Technischer Überwachungsverein
Bayern, München

Färber, Walter, Dipl.-Ing. Kraftwerk Union, Frankfurt

Fiebig, Reinhard Gesellschaft für Kernenergiever-
wertung in Schiffbau u. Schiffahrt,
Geesthacht

Fischer, Dr. Erhard A. Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IASR

Fischer, Dr. Manfred Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / PNS

Frisch, Dr. Willi Laboratorium für Reaktorregelung
und Anlagensicherung, Garching

Fröhlich, Dr. Reimar Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe - INR

Fröhling, Dr. Werner Kernforschungsanlage Jülich

Gasteiger, Dr. Heinrich Technischer Überwachungsverein
Bayern, München

Gielen, Heinz, Dipl.-Ing. Interatom, Bensberg

Grcic, Bratislav, Dipl.-Ing. Kraftwerk Union, Frankfurt

Harten, Udo, Dipl.-Math. Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IRE

Heemskerck, Frederik Interatom, Bensberg

Helm, Dr. Friedrich Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IASR

Interatom, Bensberg

Atomic Energy Commission,
Roskilde, Dänemark

Universität Stuttgart

Kraftwerk Union, Erlangen

Kraftwerk Union, Frankfurt

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Technischer Überwachungsverein
Baden, Mannheim

Universität Stuttgart

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / PSE

Institut für Reaktorsicherheit,
Köln

Interatom, Bensberg

Belgonucleaire, Brüssel

Technischer Überwachungsverein
Bayern, München

Kraftwerk Union, Frankfurt

Gesellschaft für Kernenergiever-
wertung in Schiffbau u. Schiffahrt,
Geesthacht

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IASR

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / PNS

Laboratorium für Reaktorregelung
und Anlagensicherung, Garching

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe - INR

Kernforschungsanlage Jülich

Technischer Überwachungsverein
Bayern, München

Interatom, Bensberg

Kraftwerk Union, Frankfurt

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IRE

Interatom, Bensberg

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IASR

Henssen, Dr. Hermann

Hochstein, Paul, Dipl.-Phys.

Höld, Dr. Alois

Hofmann, Dr. Fritz

Hünchen, Dr. Klaus

Inführ, Engelbert

Jacobs, Günter, Dipl.-Math.

Jacobs, Helmut

Javeri, Dr. Vijen

Karwat, Helmut Dr.-Ing.

Keller, Joachim E., Dipl.-Phys.

Kesler, Dr. Günther

Kirsch, Dr. Dietrich

Krausen, Theodor

Krebs, Dr. Wolf-Dieter

Krüger, Klaus, Dipl.-Phys.

Kuczera, Bernhard, Dipl.-Ing.

Küstners, Dr. Heinz

Lahner, Dr. Klaus

Lalovic, Dr.

Langenbuch, Siegfried, Dipl.-Phys.

Lauber, Heinrich, Dipl.-Ing.

Lauer, Dr. Achim

Lockau

von Lohr, Dr. Reimer

Interatom, Bensberg

Energie-Versorgung-Schwaben AG.,
Kernkraftwerk Philippsburg

Laboratorium für Reaktorregelung
und Anlagensicherung, Garching

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / PSE

Kraftwerk Union, Frankfurt

Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH.,
Mannheim

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Technische Universität Berlin

Laboratorium für Reaktorregelung
und Anlagensicherung, Garching

Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH.,
Mannheim

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / PSE

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IRE

Kernforschungsanlage Jülich

Kraftwerk Union, Erlangen

Arbeitsgemeinschaft Versuchs-
reaktor AVR, im KFA-Gelände

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / IRE

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Nuklear-Ingenieur-Service GmbH.,
Hanau

Gesellschaft für Kernforschung
mbH., Karlsruhe / INR

Laboratorium für Reaktorregelung
und Anlagensicherung, Garching

Interatom, Bensberg

Kernforschungsanlage Jülich

ABG Frankfurt

Universität Frankfurt

Lübbesmeyer, Dirk, Dipl.-Ing.	Technische Universität Berlin	Seidl, Tilmann	Technischer Überwachungsverein Bayern, München
Maeder, C.	Eidg. Institut f. Reaktorforschung, Würenlingen	Scharf, Jochen	Kernforschungsanlage Jülich
Mayer, Frl. Dr. Lisa	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / INR	Schmidl, Josef, Ing.	Kernkraftwerk Obrigheim
Mayinger, Professor Dr. F.	Technische Universität Hannover	Schmidt, Albert, Dipl.-Ing.	Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching
Meißner, Dieter	Kraftwerk Union, Erlangen	Schmidt, Fritz	Universität Stuttgart
Memmert, Professor Dr. G.	Technische Universität Berlin	Schneider, Rolf, Dipl.-Ing.	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE
Meyder, Rainer, Dipl.-Ing.	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE	Schreiber, Günter	Universität Stuttgart
Micaux, Bernard	CEA Frankreich	Schröder, Edgar	BER Mannheim
Mitzel, Dr.	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / INR	Schrüfer, Dr. Elmar	Kraftwerk Union, Frankfurt
Miyaguchi, K.	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE	Schwiegk, Hans-Joachim	Kernforschungsanlage Jülich
Modemann, Gerd, Dipl.-Ing.	RWTH Aachen Institut für El. Anlagen	Stein, Dr. Horst	Kraftwerk Union, Frankfurt
Möller, Kurt	Kraftwerk Union, Erlangen	Straka, Milan, Dipl.-Ing.	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE
Munder, Erwin	Technischer Überwachungsverein Stuttgart	Strickmann	Technische Hochschule Aachen
Nogly, Reinhold, Dipl.-Ing.	Kraftwerk Union, Frankfurt	Struwe, Dankward, Dipl.-Ing.	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE
Noll, Jörn-Peter, Dipl.-Ing.	Hamburgische Elektrizitätswerke, Hamburg	Szeless, Andreas	BER Mannheim
Papp, Kalman	BER Mannheim	Türkcan, E.	Stichting Reactor Centrum Nederland
Preusche, Dr. Gerhard	Kraftwerk Union, Frankfurt	Voigt, O. Dipl.-Ing.	Kraftwerk Union, Frankfurt
Prinz, Hubert	Zentralstelle f. Atomkernenergie- Dokumentation, Karlsruhe	Wahba, Dr. Adla Barsoum	Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching
Putz, Dr. F.	Forschungszentrum Seibersdorf, Wien Institut für Reaktortechnik	Wagemann, Rudolf	AVR - Jülich
Rauch, Godehard	AEG Frankfurt	Wagner, Dr. Richard	Zentralstelle f. Atomkernenergie- Dokumentation, Karlsruhe
Reinhardt, Dr. A.	Fachhochschule Hannover	Wahl, Dr. Dirk-Joachim	AVR - Jülich
Robinson, Ernst, Dipl.-Phys.	Gesellschaft für Kernenergiever- wertung in Schiffbau u. Schifffahrt, Geesthacht	Wellmann, Hans, Dipl.-Phys.	Interatom, Bensberg
Roegler, Dr.	Interatom, Bensberg	Werner, Dr. rer. nat. W.	Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Garching
Royl, Dr. Peter	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE	Wirtz, Dr. Peter	Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe / IRE
Rubbel	Institut für Raumflugtechnik Braunschweig	Wolf, Dr. Lothar	Technische Universität Berlin
		Wolf, Dr. Lotar	Kernforschungsanlage Jülich