

**Überprüfung kerntechnischer Anlagen
in Nordrhein-Westfalen**

**Kritik der Sicherheitseinrichtungen und der Sicherheitskonzepte
des
THTR Kernkraftwerks Hamm-Uentrop (THTR 300)
und des
Versuchsreaktors Jülich (AVR)**

Prof. Dr. Jochen Benecke

März 1988

Jochen Benecke

Sollner Institut, Waldmüllerstraße 22, D-8000 München 71

Teil-Gutachten im Auftrag der Elektrowatt Ingenieurunternehmung für den Minister für Wirtschaft, Mittelstand und Technologie des Landes Nordrhein-Westfalen

Das Teil-Gutachten umfaßt zwei Bände:

Erster Band : zum THTR Kernkraftwerk Hamm-Uentrop (THTR 300) und zum Versuchsreaktor Jülich (AVR)

Zweiter Band: zum Kernkraftwerk Würgassen

Autoren:

Prof. Dr. Jochen Benecke (Gesamtleitung)

Prof. Dr. Peter Breitenlohner (Computerprogramme sowie
Bewertung der "Kritiker-Literatur")

Dr. Dieter Maison (THTR und AVR)

Prof. Dr. Michael Reimann (Kernkraftwerk Würgassen)

Dr. Erhard Seiler (THTR und AVR)

Erklärung:

Ich versichere hiermit, daß das Gutachten unparteiisch und nach bestem Wissen und Gewissen frei von Ergebniszuweisungen erstellt wurde.

München, den 18. März 1988



Prof. Dr. Jochen Benecke
(Sachverständiger gemäß
§20 Atomgesetz)

	Seite
Einführung (grüne Seiten)	I
Kurzfassung (grüne Seiten)	XIII
1 <u>Die Hochtemperaturreaktoren Versuchsreaktor Jülich (AVR) und THTR Kernkraftwerk Hamm- Uentrop (THTR 300)</u>	1
1.1 Einleitung	2
1.2 Geplante und existierende Hochtemperatur- reaktoren	8
2 <u>Der Hochtemperaturreaktor THTR 300</u>	15
2.1 Die beiden Abschaltssysteme des THTR 300	16
2.1.1 Grundsätzliches	16
2.1.2 Das gültige Abschaltkonzept des THTR 300	21
2.1.3 Inhärente Probleme des Corestabsystems	22
2.1.4 Ist das Abschaltssystem des THTR 300 aus- reichend?	27
2.1.5 Verbesserungsvorschläge	36
2.1.6 Zusammenfassung	36
2.2 Störfall Wassereinbruch ins Core	39
2.2.1 Auslegungsstrategie zum Wassereinbruch	43
2.2.2 Störfallberechnungen des Herstellers zum Wassereinbruch	46
2.2.3 Großer Wassereinbruch, physikalische Beschreibung	48
2.2.4 Punktkinetisches Modell zum Wasser- einbruch	52
2.2.5 Beschreibung unserer Berechnungen zur Leistungsexkursion	54

2.2.6	Ergebnisse der punktkinetischen Rechnungen	71
2.2.7	Störfallszenarien zum großen Wasser- einbruch	72
2.2.8	Verbesserungsvorschläge	76
2.2.9	Zusammenfassung	77
2.3	Störfall Flugzeugabsturz	87
2.3.1	Auslegungskriterien	87
2.3.2	Lastannahmen	88
2.3.3	Konstruktive Schutzmaßnahmen	90
2.3.4	Vorliegende Gutachten zum Flugzeug- absturz	92
2.3.5	Kritische Würdigung der Gutachten von Zerna und TÜV	94
2.3.6	Störfallverläufe mit Freisetzung von Radioaktivität unmittelbar in die Reaktorhalle	96
2.3.7	Folgeschäden	98
2.3.8	Verbesserungsvorschläge	100
2.3.9	Zusammenfassung	100
2.4	Ausfall der Nachwärmeabfuhr	103
2.4.1	Auslegungskriterien	103
2.4.2	Systembeschreibung	104
2.4.3	Kritische Würdigung der vorliegenden Gutachten	109
2.4.4	Belastung der Einbauten des Spannbeton- behälters beim langfristigen Ausfall der Nachwärmeabfuhr	113
2.4.5	Auslösendes Ereignis Flugzeugabsturz	119
2.4.6	Verbesserungsvorschläge	121
2.4.7	Zusammenfassung	121

3	<u>Der Reaktor der Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor (AVR)</u>	123
3.1	Vorbemerkung	124
3.2	Das Abschaltssystem des AVR-Reaktors	126
3.3	Störfall Wassereinbruch ins Core	128
3.4	Störfall Flugzeugabsturz	133
3.5	Zusammenfassung und Verbesserungsvorschläge	136
4	<u>Bewertung der "Kritiker-Literatur"</u>	143
	Verzeichnis der Abkürzungen	157
	Referenzen	161
	Anhänge (gelbe Seiten)	173

Einführung

Der Reaktorunfall in Tschernobyl war Anlaß, die kerntechnischen Anlagen in Nordrhein-Westfalen auf ihre Sicherheit zu überprüfen und dabei folgender Frage nachzugehen: Berühren die Erkenntnisse aus dem Unfall in Tschernobyl das atomrechtliche Genehmigungs- und Aufsichtsverfahren gemäß §17 oder §19 Atomgesetz? Die beiden Paragraphen des Atomgesetzes befassen sich mit Auflagen in Verbindung mit Genehmigungen kerntechnischer Anlagen und mit dem Widerruf von Genehmigungen.

Maßstab ist die erforderliche Schadensvorsorge nach dem heutigen Stand von Wissenschaft und Technik (unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus dem Unfall von Tschernobyl).

Gemäß diesem Auftrag haben wir Schwachstellen der Kernkraftwerke THTR 300, AVR und Würgassen beschrieben und Vorschläge zur Ertüchtigung der Anlagen gemacht. In manchen Fällen ist es allerdings fraglich, ob Aufwand und Kosten der vorgeschlagenen Ertüchtigungen durch den erwarteten Nutzen aufgewogen werden. Die Entscheidung kann nur unter Einbeziehung der Alternativen zu diesen Kernkraftwerken getroffen werden. Eine naheliegende Alternative ist die effizientere Nutzung von Elektrizität.

Vom Genehmigungsverfahren für den THTR 300 haben wir den Eindruck gewonnen, daß Gutachter der TÜV Arge Kerntechnik West wie auch die Genehmigungsbehörde in mehreren Fällen Angaben der Erbauerfirma HRB recht unkritisch übernommen haben (z.B. die Angaben zur erwarteten Kugelbruchrate, die auf Modellversuchen der HRB basieren^{*)}). Darüberhinaus haben TÜV und Genehmigungsbehörde der Inbetriebnahme zugestimmt, obwohl zum einen Nachweise fehlen, die in früheren Sicherheitsgutachten für notwendig erachtet wurden (z.B.

*) Kugelbruch ist sicherheitsrelevant, da er zu einer Erhöhung der Primärgas-Aktivität und damit letztlich zu erhöhten Abgaben an die Umwelt führt.

Nachweise für die Auslegung der Stabschutzdecke, insbesondere der Abblende, und für die Höhe der Ausfallwahrscheinlichkeit der Notkühlung). Zum anderen genügt die Auslegung des THTR 300 gegen Flugzeugabsturz nicht den einschlägigen BMI-Sicherheitskriterien und RSK-Leitlinien*).

Am Genehmigungsverfahren für das Kernkraftwerk Würgassen fielen uns zahlreiche Mängel auf. Drei Beispiele hierfür sind:

- i) Die Gutachter der ARGE TÜV Hannover/Rheinland fanden Rechtfertigungen für den Weiterbetrieb der Anlage, obwohl das Schnellabschaltssystem von den Zielen der BMI-Kriterien und RSK-Leitlinien abweicht (die Tankleitungen sind in einem Bereich weder räumlich getrennt noch einer Wiederholungsprüfung zugänglich). Die angeführten Rechtfertigungen (Leck-vor-Bruch-Kriterium) sind jedoch nicht anwendbar (z.B. wegen des Druckpulses im Anforderungsfall).
- ii) Im Falle der genehmigungsrelevanten Drucktransienten mit Versagen der Schnellabschaltung kamen die Gutachter des TÜV in Übereinstimmung mit dem Hersteller zum Ergebnis, daß die kritische Heizflächenbelastung überschritten wird. Die Gutachter zogen falsche Schlußfolgerungen aus Experimenten und bewerteten damit die Auswirkungen dieser Überschreitung als zu harmlos. Unberücksichtigt blieb, daß die Problematik bei solchen Transienten im Verbiegen von Brennstäben liegt.
- iii) Im Hinblick auf einen Flugzeugabsturz auf das Reaktorgebäude nimmt die Genehmigungsbehörde seit über einem Jahrzehnt Verletzungen der BMI-Kriterien und der RSK-Leitlinien hin.

*) BMI = Der Bundesminister des Innern
RSK = Reaktorsicherheitskommission

Der AVR ist ebensowenig gegen Flugzeugabsturz ausgelegt wie das Kernkraftwerk Würgassen. Auch hier nimmt die Genehmigungsbehörde die Verletzungen des BMI-Kriteriums 2.6 hin.

Neben der Suche nach Schwachstellen haben wir uns mit der physikalischen Wirkungsweise der drei Kernreaktoren befaßt. Wir stellen fest, daß dem physikalischen Prinzip nach schwere Unfälle mit katastrophaler Freisetzung von Radioaktivität bei keinem der Reaktoren ausgeschlossen werden können.

Die schweren Unfälle können bei den betrachteten Hochtemperaturreaktoren durch einen

- Wassereinbruch ins Core oder durch einen
- Flugzeugabsturz

ausgelöst werden. Beim Siedewasserreaktor Würgassen sind es

- die Möglichkeit des Zerberstens des Druckbehälters (da der Bruchausbruch nicht deterministisch gewährleistet werden kann),
 - Transienten mit Anstieg des Reaktordrucks, bei denen die Schnellabschaltung versagt,
 - Flugzeugabsturz,
 - schwere Kernschäden und Kernschmelzen sowie
 - Dampfexplosionen,
- die zu schweren Unfällen führen können.

Die Unfälle können in ihrem Ausmaß dem von Tschernobyl vergleichbar sein. Insbesondere beim Wassereinbruch ins Core eines der Hochtemperaturreaktoren besteht die Gefahr einer Instabilität, die der in Tschernobyl aufgetretenen analog ist und zu ähnlichen Folgen führen kann. Die Instabilität rührt von einem Bereich der Reaktivitätskurve, in dem ein positiver Void-Koeffizient herrscht.

Wegen des autokatalytischen Verlaufs und der Größe der zu erwartenden Energiefreisetzung drängt sich auch der Vergleich mit dem Bethe-Tait-Störfall des Schnellen Brutreak-

tors auf. Salopp gesprochen, kann der Wassereinbruch als der Bethe-Tait-Störfall des THTR 300 bezeichnet werden.

Beim Kernkraftwerk Würgassen bedürfen die Transienten mit Ausfall der Schnellabschaltung noch einer näheren Analyse, weil sie zur Kernzerstörung bei erhöhten Reaktorleistungen führen können. Das physikalische Potential dazu ist jedenfalls vorhanden. Aber auch Kernschmelzunfälle, die durch mangelhafte Abfuhr der Nachzerfallswärme verursacht werden, können in ihren Auswirkungen in der Umgebung des Kernkraftwerks denen von Tschernobyl vergleichbar sein. Das ist immer dann der Fall, wenn der Sicherheitsbehälter frühzeitig versagt.

Die von uns angesprochenen schweren Unfälle sind für das Genehmigungs- und Aufsichtsverfahren natürlich nur dann von Bedeutung, wenn es realistische Störfallszenarien gibt, in denen das physikalische Potential wirksam werden kann. Wahrscheinlich wird uns entgegnet werden, einige der skizzierten Szenarien seien "hypothetisch". Doch könnte diese Einstufung allenfalls nach vollständigen Ereignisablaufanalysen, ergänzt durch probabilistische Fehlerbaumanalysen, vorgenommen werden. Solche Analysen gibt es bisher weder für die beiden Hochtemperaturreaktoren noch für die deutschen Siedewasserreaktoren; sie gehörten auch nicht zur Aufgabenstellung unseres Gutachtens.

Weil der genaue Unfallablauf jeweils von Einzelheiten abhängt, die deterministisch nicht vorhersagbar sind, haben wir uns insbesondere beim Wassereinbruch in den Kern eines der Hochtemperaturreaktoren darauf konzentriert, die physikalischen Prinzipien zu beschreiben. Darüberhinaus haben wir für THTR und AVR spezifische Szenarien für den Fall eines Wassereinbruchs entworfen. In einem zweiten Arbeitsschritt sind die Ereignisablauf- und Fehlerbaumanalysen durchzuführen. Hier sehen wir also Bedarf für weitergehende Untersuchungen.

Beim Siedewasserreaktor haben wir versucht, den Ablauf schwerer Unfälle mit Kernzerstörung deterministisch zu beschreiben. Dabei haben wir uns auf detaillierte Kenntnisse gestützt, die im Laufe von 15 Jahren für den Druckwasserreaktor angesammelt worden sind. Die Kenntnisse, zu denen auch der Kernschmelzunfall von Three Mile Island beigetragen hat, haben wir - so weit wie möglich - im Sinn von Analogieschlüssen auf den Siedewasserreaktor übertragen. Auf Drucktransienten mit Versagen der Schnellabschaltung war dieses Verfahren nicht anwendbar. Insbesondere hier (aber z.B. auch bei Dampfexplosionen in Siedewasserreaktoren) fehlen detaillierte Untersuchungen.

Wenn wir uns der gängigen Sprechweise anschließen und von "hypothetischen" Unfällen reden, dann bedeutet das nicht, daß wir die strikte Trennung zwischen Störfällen innerhalb des Genehmigungsverfahrens und "hypothetischen", gewissermaßen tabuisierten Ereignissen außerhalb des Genehmigungsverfahrens anerkennen. Diese Trennung ist unserer Meinung nach schon deshalb ungerechtfertigt, weil Auslegungsstörfälle des Leichtwasserreaktors, wie der Bruch einer Hauptkühlmittelleitung, sich in Kernkraftwerken weltweit noch nie ereignet haben, während "hypothetische" Ereignisse mit Kernschmelzen dagegen real stattfanden. Wie willkürlich die Einteilung in auslegungsrelevante Störfälle und "hypothetische" Ereignisse ist, mag auch durch den Tatbestand belegt werden, daß der doppelendige Abriß einer Frischdampfleitung im Genehmigungsverfahren unterstellt wird, das Bersten des Reaktordruckbehälters jedoch ausgeschlossen und nicht einmal als "hypothetisches" Ereignis eingestuft wird.

Obendrein ist die genannte Trennung mit einem methodischen Problem behaftet: Die Trennung hat zur Voraussetzung, daß die Eintrittshäufigkeit eines betrachteten Ereignisses hinreichend genau bestimmt werden kann. Üblicherweise wird die Grenze bei Werten von etwa 10^{-6} pro Jahr und Reaktor gezo-

gen. Derart kleine Wahrscheinlichkeiten können aber nicht mit empirischen Mitteln bestimmt werden, sondern allein mit Hilfe von Modellrechnungen. Die berechneten Wahrscheinlichkeiten sind also bestenfalls so zuverlässig wie die verwendeten Modellannahmen und Eingabedaten. Letztere sind in vielen Fällen nur ungenau bekannt. Wegen der zu treffenden Annahmen haben die Ergebnisse der Modellrechnungen den Charakter subjektiver Schätzwerte.

Eine der großen Unbekannten ist die Wahrscheinlichkeit für "Common Mode"-Ausfälle^{*)}, die nur subjektiv geschätzt werden kann. Darüberhinaus bleiben die Wechselwirkungen von Mensch und Maschine bei Wahrscheinlichkeitsabschätzungen unberücksichtigt. Damit stehen die globalen Wahrscheinlichkeitsaussagen von Risikostudien auf tönernen Füßen.

Weil es also keine seriösen wissenschaftlichen Methoden gibt, mit denen die extrem kleinen Wahrscheinlichkeitswerte bestimmt werden können, ist es in vielen Fällen riskant, ein Ereignis als "hypothetisch" einzustufen. Doch selbst dann, wenn die Eintrittswahrscheinlichkeiten bekannt wären, sollten wegen des großen Schadenspotentials risikomindernde Vorkehrungen getroffen werden. Vorschläge hierzu sind in unserem Gutachten genannt.

Die Vorschläge sind zunächst als Denkanstoß zu verstehen. Vor einer technischen Realisierung müßten sie in einem zweiten Arbeitsschritt noch genauer auf ihre Konsequenzen für die gesamte Anlage geprüft werden. Außerdem sollten weitere Alternativen entwickelt werden, damit die Konkurrenz der Alternativen fundierte Entscheidungen ermöglicht.

Wir plädieren jedenfalls für eine Neubewertung des sicherheitstechnischen Anlagenkonzepts im Hinblick auf mögliche

*) "Common-Mode"-Fehler (oder abhängiger Fehler) ist der Ausfall mehrerer baugleicher redundanter Systeme auf Grund einer gemeinsamen Ursache.

schwere Unfälle. Hierin sehen wir uns durch die Stellungnahme des Wirtschafts- und Sozialausschusses der Europäischen Gemeinschaft vom Juli 1987 bestätigt, in der es heißt:

"Für die weitere Entwicklung der Kernenergie ist es deshalb entscheidend, das Problem der seltenen großen Unfälle noch intensiver als bisher zu untersuchen und technische Wege dafür zu finden, sowohl die möglichen Auswirkungen zu begrenzen als auch die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten solcher Ereignisse noch weiter zu verringern.

Es muß jedoch festgestellt werden, daß das Interesse der Bevölkerung vorrangig in der Schadensbegrenzung besteht und nicht in kleinen Häufigkeiten, bei denen der Auftrittszeitpunkt von großen Unfällen nicht festlegbar ist.

Bei den heute in westlichen Ländern überwiegend verwendeten Druck- und Siedewasserreaktoren bedeutet dies, daß das Auftreten von großen Schäden des Reaktorkerns bis hin zum Kernschmelzen stärker als bisher in die Auslegung der Anlage einbezogen werden muß. Es muß sichergestellt werden, daß auch unter diesen Bedingungen der Schutzbehälter intakt bleibt, d.h. seine Funktion als Schutzbarriere erfüllen kann. Dies muß sich niederschlagen in neuen Normen für den Bau und Betrieb."

In der genannten Stellungnahme heißt es weiter, daß

"das Prinzip der inhärenten Sicherheit (Sicherheit von Natur aus) soweit wie möglich genutzt werden (sollte)...

Neben der Verbesserung der Sicherheitstechnik der heute hauptsächlich in der Gemeinschaft verwendeten Druck- und Siedewasserreaktoren müssen aber auch andere Reaktorkonzepte ernsthaft in Betracht gezogen werden, die besondere sicherheitstechnische Eigenschaften aufweisen. Ein Beispiel ist der Hochtemperaturreaktor, dessen Sicherheit insbesondere bei kleinen und mittleren Leistungsgrößen weitgehend auf inhärenten Sicherheitseigenschaften beruht."

Hier können wir uns der Auffassung des Wirtschafts- und Sozialausschusses der Europäischen Gemeinschaft nicht uneingeschränkt anschließen, jedenfalls nicht, wenn mit Hochtemperaturreaktoren der AVR und der THTR 300 gemeint sein sollten. Unsere Untersuchung hat ergeben, daß beide Reaktoren wegen der oben genannten Instabilitäten ebensowenig inhärent sicher sind wie z.B. Leichtwasserreaktoren.

In Hinblick auf schwere Unfälle sehen wir weiteren Forschungsbedarf. Die betreffenden Fragestellungen sind in den Zusammenfassungen der einzelnen Kapitel angegeben. Beispiele hierfür sind

- eine verbesserte Modellierung der Leistungsexkursion im Störfall Wassereintrich beim THTR 300,
- die Drucktransienten mit Versagen der Schnellabschaltung sowie
- die Fragmentation von Kernschmelzen und die Energetik von Dampfexplosionen im Siedewasserreaktor Würgassen.

Wir zeigen, daß die Geschichte der Analyse von Dampfexplosionen mit zahlreichen Fehlbeurteilungen verbunden ist, die zu einem gewissen Zeitpunkt als "Stand des Wissens" betrachtet wurden und später auf Grund neuerer Erkenntnisse wieder verworfen werden mußten. Das Studium der experimentellen Evidenz und der Literatur hat uns davon überzeugt,

daß Dampfexplosionen als ernstzunehmender Unfallpfad anzusehen sind und daß insbesondere die abgeschätzten Wahrscheinlichkeiten "ungewiß, zufällig und unklar" sind [Zitat aus dem Sandia National Laboratory in New Mexico, USA]. Damit treten wir der Auffassung der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) entgegen, die in ihrem Bericht "Neuere Erkenntnisse zum Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl" vom Februar 1987 schreibt:

"In den letzten Jahren wurden in den USA, in der Bundesrepublik Deutschland und anderen Ländern breit angelegte experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Dampfexplosion durchgeführt. Diese Untersuchungen zeigen, daß einzelne begrenzte Dampfexplosionen zwar möglich sind, eine heftige Dampfexplosion, die den Reaktordruckbehälter und zugleich den Sicherheitsbehälter zerstört, als Unfallpfad jedoch ausgeschlossen werden kann."

Im selben Sinn wie die GRS, wenn auch etwas differenzierter, äußert sich RSK-Mitglied F. Mayinger. Einige Mitglieder einer Expertengruppe der U.S. Nuclear Regulatory Commission, der auch Mayinger angehörte, haben die Wahrscheinlichkeit eines Containmentversagens durch Dampfexplosionen in einer Siedewasserreaktoranlage geringer als beim Druckwasserreaktor beurteilt, andere als größer. Mayinger äußert sich hierzu nicht. (Wie sollte er auch? Unfallbetrachtungen in der Bundesrepublik Deutschland sind, soweit veröffentlicht, bisher ausschließlich auf Druckwasserreaktoren des Typs Biblis B beschränkt). Näheres zu möglichen Dampfexplosionen im Siedewasserreaktor der Bauart Würgassen finden sich in unserem Gutachten.

Nach Fertigstellung des Gutachtens erschien ein zweifaches Menetekel an der Wand der "nuclear community": Der Absturz einer französischen "Mirage" F 1 in 1,5 km Entfernung von den Kernkraftwerken Isar I, Isar II und Niederaichbach (in

der Nähe von Ohu bei Landshut) am 30. März 1988 sowie der Absturz einer amerikanischen Militärmaschine F 16 in Forst in rund 15 km Entfernung vom Kernkraftwerk Philippsburg und etwa derselben Entfernung vom Kernforschungszentrum Karlsruhe (mit seinem schnellen Brutreaktor KNK II und der Wiederaufarbeitungsanlage WAK) am 31. März 1988. - Die Kernkraftwerke Würgassen und AVR sind nicht gegen Flugzeugabsturz ausgelegt, der THTR 300 nicht ausreichend.

Bedauerlicherweise steht die Behauptung des Bundesministers für Umweltschutz und Reaktorsicherheit, nach der "*in den Kernkraftwerken Absturzsicherheit gegen tieffliegende Flugzeuge gegeben (ist)*" [Süddeutsche Zeitung vom 02.04.1988], im Widerspruch zu diesem Sachverhalt.

Die Arbeit am Gutachten haben wir im April 1987 begonnen (Vertragsabschluß war im Mai 1987). Der ursprünglich vorgesehene Abgabetermin war Ende Oktober 1987. Dieser Termin ließ sich nicht einhalten, weil uns viele anlagenbezogene Unterlagen erst sehr spät zugänglich gemacht wurden. Dazu gehören die TÜV-Gutachten zu den Genehmigungsbescheiden für das Kernkraftwerk Würgassen, die wir am 21. August 1987 erhielten, sowie Unterlagen der HKG zur Reaktivität beim Wassereinbruch in den THTR 300, die erst Mitte Oktober eingingen. Die Unterlagen zur Überprüfung dynamischer Lastfälle am Sicherheitsbehälter des Kernkraftwerks Würgassen wurden uns sogar erst Anfang Dezember 1987 übergeben.

Die nachfolgende Kurzfassung bezieht sich auf den THTR 300 und den AVR. Die Kurzfassung zum Kernkraftwerk Würgassen findet sich im betreffenden Band.

Kurzfassung

Die heutigen Hochtemperaturreaktoren (HTR) gehen im Prinzip auf den ersten, von E. Fermi während des Krieges in Chicago erbauten Gas-Graphit-Reaktor zurück. Das zusätzliche Charakteristikum, das ihnen den Namen gab, ist die weit höhere Endtemperatur des Kühlmittels gegenüber Wasserreaktoren. Dies war möglich durch den Übergang von Luft als Kühlmittel zu chemisch inerten Gasen (früher CO_2 , heute Helium). In der Bundesrepublik sind die beiden Hochtemperaturreaktoren AVR (15 MW_{el}) und THTR 300 (300 MW_{el}) in Betrieb. Ein Charakteristikum der westdeutschen Hochtemperaturreaktoren ist die von R. Schulten vorgeschlagene Kugelhaufenform des Reaktorkerns, nach der dieser Reaktortyp oft benannt wird.

Eine Besonderheit des THTR 300, wie auch der Erstbeladung des AVR, auf die das vorangesetzte T hinweist, ist die Verwendung von Thorium 232 als Brutmaterial in den Brennelementen, das im Reaktorbetrieb teilweise in das spaltbare Uran-Isotop U 233 übergeht. Um diesen Konversionseffekt zu maximieren, wird in den Brennelementen des THTR hochangereichertes Uran (HEU = high-enriched uranium) mit einem Anreicherungsgrad von 93 % (waffenfähig!) verwendet.*) Tatsächlich wird die Idee, das erbrütete U 233 abzutrennen und wiederzuverwenden, was die Entwicklung einer eigenen Wiederaufarbeitungstechnologie erfordern würde, nicht weiter verfolgt. Alle für die Zukunft geplanten HTR-Varianten sollen als Brennstoff niedrig angereichertes Uran (LEU = low-enriched uranium) mit einem Anreicherungsgrad von höchstens 13 % als Brennstoff, unter Verzicht auf eine Beimischung von Thorium, verwenden. Der THTR 300 ist somit ein Prototyp für eine bereits ausgestorbene Baulinie.

*) Die Hauptabteilung für die Sicherheit von Kernkraftwerken (HSK) in der Schweiz - die dortige Genehmigungsbehörde - verlangt für den geplanten gasgekühlten Heizreaktor GHR aus Gründen der Nichtverbreitung von Atomwaffen einen Anreicherungsgrad von höchstens 20 % U 235

Jede der charakteristischen Eigenschaften des HTR bietet eine Reihe von betrieblichen sowie sicherheitstechnischen Vor- und Nachteilen gegenüber anderen Reaktorbauweisen.

Die Verwendung von Graphit statt Wasser als Moderator erzwingt eine weit weniger kompakte Bauweise, da Kohlenstoff wegen seines höheren Atomgewichts weit weniger effizient moderiert als Wasserstoff. Dies führt dazu, daß die Leistungsdichte graphitmoderierter Reaktoren viel geringer ist als die wassermoderierter. Das niedrige Verhältnis von Leistungsdichte zu Wärmekapazität der Hochtemperaturreaktoren wird gern als besonders sicherheitserhöhend bezeichnet. Man sollte allerdings nicht vergessen, daß auch die sowjetischen RBMK-Reaktoren vom Tschernobyl-Typ diese Eigenschaft haben (Leistungsdichte ca. $4,2 \text{ MW/m}^3$; zum Vergleich: THTR 300 ca. 6 MW/m^3 , AVR ca. $2,6 \text{ MW/m}^3$); offenbar genügt sie nicht, um katastrophale Leistungsexkursionen zu verhindern. Aus physikalischen Gründen wächst vielmehr die bei einer unkontrollierten Leistungsexkursion freigesetzte Energie mit der Wärmekapazität, da mehr Energie benötigt wird, um den Reaktorkern so weit aufzuheizen, daß der negative Temperaturkoeffizient die Exkursion begrenzt.

Als sicherheitserhöhendes Merkmal der Hochtemperaturreaktoren wird auch die neutronenphysikalische Neutralität des Kühlmittels hervorgehoben. Wiederum ist der Gewinn an Sicherheit nicht eindeutig: Während Verlust des Kühlmittels bei einem Wasserreaktor auf jeden Fall die Kettenreaktion beendet, da das Kühlmittel gleichzeitig der Moderator ist, trifft dies bei Hochtemperaturreaktoren nicht zu.

Als weiterer sicherheitstechnischer Vorteil der HTR-Linie wird die hohe Temperaturbeständigkeit der Brennelemente und Tragestrukturen wegen der Verwendung der "keramischen" Materialien Graphit und Kohlestein erwähnt. Dies ist unbestreitbar ein Vorteil gegenüber Leichtwasserreaktoren, bei denen die größte Gefahr das Schmelzen des Cores ist, das

bei Kühlmittelverlust allein auf Grund der Nachwärme eintritt. Allerdings ist dieser Vorteil nur wirksam, solange keine Temperaturen erreicht werden, bei denen auch die "keramischen" Materialien versagen und Radioaktivität, zunächst in den Primärkreislauf, freigesetzt wird (vergleiche hierzu die Kapitel über den Ausfall der Notkühlung sowie den Wassereinbruch).

Schließlich wird die Kugelhaufenform des Reaktor-Cores als Vorteil gerühmt. Sie erlaubt es, die Core-Zusammensetzung bei laufendem Reaktor zu verändern und zu optimieren und damit einen wesentlich höheren Abbrand zu erreichen. Diese zweifellos attraktive Idee bringt allerdings auch etwas unangenehme technische Probleme mit sich:

Erstens ist es zumindest bei größeren Hochtemperaturreaktoren unumgänglich, Abschalt- und Regelstäbe in den Kugelhaufen hineinzudrücken, ohne daß ein vorbereiteter Kanal für sie vorhanden ist. Dies bewirkt Verdichtungen im Kugelhaufen und Bruch von Kugeln, was wieder zu Aktivitätsfreisetzungen in den Primärkreis führt. Dies ist näher ausgeführt im Kapitel "Abschaltsysteme".

Zweitens werden für das ständige Zugeben und Abziehen von Brennelementen Schleusensysteme benötigt, die sehr viele Male mit höchster Zuverlässigkeit arbeiten müssen, um eine Freisetzung des radioaktiven Kühlgases zu verhindern (auch im Normalbetrieb sind gewisse Abgaben durch Leckage unvermeidlich). Die Störfall-Liste des AVR enthält von 1977 bis 1987 21 Störungen der Beschickungsanlage; beim THTR kam es am 04.05.1986 zu einer Freisetzung von Primärgas-Aktivität aufgrund von Problemen mit der Beschickungsanlage. Diese Beispiele unterstreichen die Problematik des Kugel-Umwälzens. Interessanterweise ist für das schweizerische Projekt eines gasgekühlten Heizreaktors (GHR, ebenfalls ein Kugelhaufen-HTR) vorgesehen, aus radiologischen Gründen ganz auf die Umwälzung der Brennelemente zu verzichten.

Es wird noch ein weiteres Merkmal als ursächlich für die besondere inhärente Sicherheit des HTR-Konzepts hervorgehoben: Die Tatsache, daß der Reaktor sich bei Temperatur- bzw. Leistungserhöhung aufgrund seines negativen Temperatur- und Leistungs-Koeffizienten "selbst abschaltet". Diese Eigenschaft ist nun keineswegs spezifisch für die HTR-Bauartlinie; sie teilt sie mit allen üblichen Reaktoren.

Die mit dem Bauprinzip verbundenen hohen Core-Temperaturen haben neben offensichtlichen betriebswirtschaftlichen Vorteilen (höherer thermischer Wirkungsgrad, Möglichkeit der Auskoppelung von Prozeßwärme) auch sicherheitstechnische Nachteile. Einmal führen die hohen Temperaturen zu erhöhten Belastungen vieler Komponenten (z.B. der Dampferzeuger) und Strukturmaterialien. Vor allem aber ist es wegen der hohen Core-Temperaturen nicht möglich, wichtige Größen wie Temperatur und Neutronenfluß dort direkt zu messen. Diese Daten werden durch Rechnung aus Messungen außerhalb des Cores ermittelt; die Informationen über den Core-Zustand sind daher höchstens so zuverlässig wie die verwendeten Rechenmethoden.

Die Entwicklung der Hochtemperaturreaktoren war von umfangreichen theoretischen Berechnungen wie von Modellversuchen begleitet, deren Ergebnisse auch im Genehmigungsverfahren eine Rolle spielten. Natürlich erhebt sich die Frage nach der Zuverlässigkeit von Aussagen, die auf solche Untersuchungen gestützt sind. Dabei kam es teilweise zu eklatanten Fehleinschätzungen.

Ein besonders krasses Beispiel bietet die Abschätzung der Kugelbruchraten. Kugelbruch ist sicherheitsrelevant, da er zu einer Erhöhung der Primärgas-Aktivität und damit letztlich zu erhöhten Abgaben an die Umwelt führt. Im Sicherheitsgutachten Teil 6 der TÜV Arge KTW wird eine Bruchrate von 300 pro Jahr als "noch zulässig" angesehen.

Von der Erbauerfirma wurden Modellversuche durchgeführt, die im Normalbetrieb (unter Einspeisung des "Schmiergases" Ammoniak) nur das Zerdrücken von einer Kugel pro 2 Betriebsjahren erwarten ließen; bei einmaligem Einfahren aller Stäbe ohne Schmiergas in das heiße Core wurde eine Bruchrate von 30 Kugeln geschätzt. Dies führt den TÜV zu der Einschätzung, daß die noch zulässige Bruchrate von 300 Kugeln pro Jahr unterschritten wird.

Tatsächlich zeigen die bisherigen Betriebserfahrungen mit dem realen THTR, daß diese Schätzungen um Größenordnungen zu optimistisch waren:

Bisher sind bereits sechs Bruchkannen gefüllt; das entspricht über 12000 zerbrochenen Kugeln. Man kann daraus nur den Schluß ziehen, daß die Extrapolation von den Versuchen an verkleinerten Modellen des THTR-Cores auf die wirkliche Anlage nicht berechtigt war.

Das Genehmigungsverfahren für den THTR 300 zeigt an vielen Stellen, daß die Gutachter vom TÜV wie auch die Genehmigungsbehörde Angaben der Erbauerfirma, die auf Berechnungen oder Modellversuchen beruhen, allzu unkritisch übernommen haben.

Bei der Suche nach eventuellen Sicherheitsdefiziten der Hochtemperaturreaktoren können verschiedene Beurteilungskriterien zugrundegelegt werden. Einerseits entstand im Laufe der kommerziellen Nutzung der Kernenergie in der Bundesrepublik ein Katalog von Kriterien (z.B. die BMI-Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke oder die RSK-Leitlinien), die allerdings teilweise spezifisch auf Leichtwasserreaktoren zugeschnitten sind. Eine sinngemäße Übertragung bzw. Interpretation der BMI-Sicherheitskriterien für den THTR 300 wird in den sogenannten THTR 300 Planungsgrundsätzen vorgenommen. Andererseits werden im Rahmen des

Genehmigungsverfahrens darüberhinausgehende (z.B. an den RSK-Leitlinien orientierte) Anforderungen gestellt, die eine Anpassung an den fortschreitenden Stand von Wissenschaft und Technik darstellen. Inhalt der verschiedenen Kriterienkataloge ist insbesondere die Festlegung von Anforderungen an die Sicherheitseinrichtungen der Anlagen und die Definition von "abdeckenden" Störfällen, die sicher beherrscht werden müssen.

Ziel der vorliegenden Untersuchung war es, spezifische Sicherheitsdefizite der jeweiligen Anlagen aufzuzeigen. Dabei wurden die obengenannten Kriterien zugrundegelegt. Unsere Analyse beschränkt sich auf wenige exemplarisch ausgewählte Punkte. So wünschenswert eine vollständigere Analyse wäre, sind wir doch der Meinung, daß auch schon die von uns aufgezeigten Sicherheitsmängel schwerwiegende Einwände gegen die beiden Anlagen, insbesondere den THTR 300, darstellen, zumal Gegenmaßnahmen teilweise nur in Form grundsätzlich verschiedener Konstruktionsprinzipien denkbar sind; an den bestehenden Anlagen sind sie kaum zu verwirklichen. Nachfolgend sind die Ergebnisse zu den von uns analysierten Sicherheitseinrichtungen bzw. Störfällen kurz dargestellt.

1. Der Hochtemperaturreaktor THTR 300

i) Abschaltssysteme:

Zur Abschaltung der nuklearen Kettenreaktion stehen beim THTR 300 zwei Systeme mit verschiedenen Aufgabenstellungen zur Verfügung, vergleiche BMI-Kriterium 5.3. Das eine ist das Reflektorstabsystem, bestehend aus 36 elektrisch angetriebenen Absorberstäben, die in Bohrungen im Seitenreflektor bewegt werden können.

Weiterhin gibt es das Corestabsystem, bestehend aus 42 Stäben, die pneumatisch angetrieben werden (Langhub- und Kurzhubantrieb) und direkt in den Kugelhaufen einfahren.

Nach dem gültigen Abschaltkonzept des THTR 300 bildet das Reflektorstabsystem das 1. Abschaltssystem (Schnellabschaltssystem), das Corestabsystem das 2. Abschaltssystem (Langzeitabschaltssystem).

Das BMI-Kriterium 5.3 ist nicht erfüllt, da

- a) das 1. Abschaltssystem nicht in allen Betriebszuständen ausreichende Abschaltreaktivität besitzt,
- b) das 2. Abschaltssystem nicht für alle Störfälle eine ausreichende Abschaltreserve besitzt.

Die Methode, diese Tatsache dadurch zu kaschieren, daß Teile des einen Abschaltsystems von Fall zu Fall dem anderen zugerechnet werden, ist nicht akzeptabel und verletzt wiederum das BMI-Kriterium 5.3.

Eine grundsätzliche Schwäche ist die dem Corestabsystem inhärente mangelnde Zuverlässigkeit. Sie ergibt sich aus den mechanischen Belastungen durch Verdichtung und Umwälzen des

Kugelhaufens, durch die thermischen Belastungen, insbesondere bei Störfällen, sowie durch die Verwundbarkeit bei Einwirkungen von außen.

In Anbetracht der Schwächen des Abschaltsystems würde es unserer Meinung nach einen Gewinn an Sicherheit bedeuten, wenn das früher vorgesehene Notabschaltssystem (Einspeisen eines Absorbergases, z. B. Bortrifluorid BF_3) wieder eingeführt würde. Wir sind uns bewußt, daß dies aus betrieblicher Sicht nicht attraktiv wäre, aber wir diskutieren hier nur Sicherheitsfragen.

Die schließlich sogar von der Genehmigungsbehörde übernommene Behauptung, wegen der Toxizität des Absorbergases sei der Wegfall des Notabschaltssystems sicherheitserhöhend, ist nicht nachvollziehbar und wirkt im Zusammenhang mit einer solchen Anlage wie dem THTR allenfalls zynisch.

Hier wird die chemische Toxizität von BF_3 gegen die Gefahr einer Freisetzung von Radioaktivität aufgerechnet. Von ersterer würde die Betriebsmannschaft betroffen, von letzterer ein großer Bevölkerungsteil. Wenn es aber möglich sein soll, die Radioaktivität sicher einzuschließen, dann sollte es doch umso eher möglich sein, das giftige Borfluorid einzuschließen. Die Aussage der Genehmigungsbehörde läßt die Interpretation zu, daß nicht einmal der Einschluß des Bortrifluorids gewährleistet werden kann.

ii) Störfall Wassereinbruch

Durch die Anordnung der Dampferzeuger im Spannbetonbehälter (SBB) kommt es bei einem Dampferzeuger-Rohrreißer zum Eindringen von Wasser (-dampf) in den Kugelhaufen. Dies führt zu Korrosion an den Brennelementen (hauptsächlich durch die Wassergas-Reaktion $\text{C} + \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{H}_2 + \text{CO}$) und einer Druckerhöhung im SBB durch Dampfbildung (abhängig von Temperatur

und Strömungsverhältnissen). Hinzu kommt eine Reaktivitätsänderung. Mit anwachsender Wasserdichte im Core steigt die Reaktivität, geht durch ein Maximum und fällt schließlich unter den kritischen Wert.

Im abfallenden Ast dieser Reaktivitätskurve entwickelt der Reaktor ein "Tschernobyl-Syndrom", das heißt, einen positiven Void-Koeffizienten, dessen Wert den des Tschernobyl-Reaktors um etwa einen Faktor 20 übertrifft. Voraussetzung für einen derartigen Störfall ist das Eindringen einer relativ großen Wassermenge entsprechend einer Dichte $> \text{ca. } 0,05 \text{ g/cm}^3$ in das Core. Das Wasser kann dabei in Form von kleinen Tröpfchen (Nebel) vorliegen.

Daß Störfälle mit entsprechend großen Wassermengen im Sicherheitsbehälter nicht ausgeschlossen sind, zeigt der Wassereintritt beim AVR vom Mai 1978, als 27 t Wasser entsprechend einer mittleren Dichte von etwa $0,08 \text{ g/cm}^3$ eingedrungen sind, bevor der defekte Dampferzeuger abgeschiebert wurde.

Durch den genannten positiven Void-Koeffizienten kommt es zu einer Leistungsexkursion, wenn das in den Kugelhaufen eingedrungene Wasser verdampft. Verdampfen und Leistungsanstieg verstärken sich im Sinn einer positiven Rückkopplung gegenseitig ("Autokatalyse").

Mit einem vereinfachten mathematischen Modell - ähnlich dem von sowjetischen Wissenschaftlern zur Nachrechnung des Tschernobyl-Unfalls eingesetzten - haben wir versucht, diese Leistungsexkursion zu beschreiben. Die parametrischen Rechnungen ergaben Energiefreisetzungen von ähnlicher Größenordnung wie beim Unfall von Tschernobyl. Derartigen Belastungen wäre der Spannbetonbehälter des THTR nicht gewachsen.

Wegen des autokatalytischen Ablaufs und der Größe der zu erwartenden Energiefreisetzung drängt sich der Vergleich mit dem Bethe-Tait-Störfall des Schnellen Brutreaktors auf.

Ob einer dieser (und viele ähnliche denkbare) Störfälle entgegen unserer Ansicht als "hypothetisch" einzustufen sind, kann bestenfalls eine ins einzelne gehende Untersuchung klären. Aber auch im Falle, daß sie als "hypothetisch" einzustufen sind, wären in Anbetracht des großen Schadenspotentials risikomindernde Vorkehrungen zu fordern.

iii) Störfall Flugzeugabsturz

Die Reaktorhalle und die angrenzenden Betriebsgebäude (mit Ausnahme des Brennelementlagers) sind nicht gegen die Auswirkungen eines Flugzeugabsturzes ausgelegt. Vielmehr beruht das Sicherheitskonzept für den Reaktor in diesem Fall auf einem Schutz des Abschaltsystems durch die sogenannte Stabschutzdecke und auf zwei funktionell unabhängigen, räumlich getrennten Notkühlsystemen.

Der heutige Auslegungsstandard gegen Flugzeugabsturz bei DWRs richtet sich nach den RSK-Leitlinien (1. Ausgabe von 1974, 2. Ausgabe von 1979, 3. Ausgabe von 1981) . Im TÜV-Sicherheitsgutachten Teil 21/2 vom 22.03.1985 wird die Auslegung des THTR gegen äußere Einwirkungen nach diesen RSK-Leitlinien bestätigt. Wie die Gutachter zu ihrem positiven Urteil kommen konnten, bleibt angesichts der mangelnden Nachweise unerfindlich.

Vielmehr wird im gegenwärtigen Gutachten aufgezeigt, daß die Anlage den Auslegungsanforderungen der RSK-Leitlinien keineswegs genügt. Als besonders gravierend wirken sich nach unserer Ansicht zwei in den bisherigen Gutachten nicht berücksichtigte Umstände aus:

- a) Störfallverläufe, bei denen es zu einer unmittelbaren Freisetzung von Aktivität in die Reaktorhalle kommt. Insbesondere der Bruch einer Speisewasser- oder KZÜ-Hauptleitung mit nachfolgendem Dampferzeugerschaden übersteigen in ihren Auswirkungen den als GaU definierten Kühlmittelverluststörfall (Aktivitätsableitung in Bodennähe anstatt über den 150 m hohen Kamin).
- b) Folgeschäden (Trümmer, Treibstoffbrand, induzierte Erschütterungen) können sowohl das Corestabsystem als auch das zweite, nicht direkt betroffene, Nachwärmeabfuhr-System beeinträchtigen bzw. zerstören.

In Verbindung von a) mit b) kann es zum totalen Ausfall der beiden Notkühlsysteme kommen, ohne daß durch die geplanten Notmaßnahmen innerhalb von 3 h eine Wiederaufnahme der Notkühlung möglich ist (hohe Aktivität in der Reaktorhalle). Detaillierte radiologische Folgenabschätzungen dieser Störfallverläufe wurden nicht durchgeführt, es ist jedoch zu befürchten, daß die im § 28 Abs. 3 der Strahlenschutzverordnung festgelegten Grenzwerte überschritten werden.

iv) Ausfall der Nachwärmeabfuhr

Wenn der Reaktor nach längerer Betriebszeit abgeschaltet wird, dann bedarf er wegen der Nachzerfallsleistung weiterer Kühlung. Die Nachzerfallsleistung beträgt nach dem ersten Tag rund 1 % der Nennleistung und nach 10 Tagen noch rund 0,5 %. Falls die Abfuhr der Nachzerfallswärme über die Dampferzeuger ausfällt, steigt die Temperatur im Core-Bereich an. Die Höhe des Temperaturanstiegs hängt von vielen Einflußgrößen ab, z.B. davon, ob die Liner-Kühlung intakt ist oder nicht. Längerfristig besteht die Gefahr eines Versagens der Brennelemente und der Reaktoreinbauten. Weil das Versagen der Brennelemente eine Freisetzung von Radioakti-

vität in den Primärkreislauf bedeutet, muß das Nachwärmeabfuhrsystem besonderen Anforderungen genügen.

Das Notkühlkonzept des THTR 300 hat eine Reihe von Modifikationen erfahren, ohne daß der von der Genehmigungsbehörde vorgegebene Zielwert von $1 \times 10^{-6}/a$ für seine Ausfallwahrscheinlichkeit erreicht worden wäre. Wie aus dem TÜV-Sicherheitsgutachten Teil 19/13 hervorgeht, wird dieser Zielwert auch unter Einbeziehung von Handeingriffen (sogenannten Notmaßnahmen) um mehr als einen Faktor 15 verfehlt. Trotzdem wurden vom TÜV alle Anforderungen als erfüllt erklärt, offenbar unter dem Druck, die Inbetriebnahme des Reaktors nicht noch mehr zu verzögern.

Eine Analyse der von der Herstellerfirma bzw. von den Gutachtern gegebenen Darstellung der Belastungen der SBB-Einbauten bei einem 3-stündigen Ausfall des Notkühlsystems (wie er in Gutachten unterstellt wird) zeigt zudem, daß zum Teil nicht-konservative Annahmen gemacht wurden. Bei konservativer Betrachtungsweise können dauerhafte Schädigungen des Abschaltsystems und der Kühlgasgebläse nicht ausgeschlossen werden, derart, daß eine Wiederinbetriebnahme der Notkühlung nach 3 h unmöglich wird.

Ferner haben unsere Untersuchungen zum Störfall Flugzeugabsturz zu mehreren Störfallszenarios geführt, bei denen es aufgrund von Folgeschäden (Treibstoffbrand, induzierte Erschütterungen) zum totalen Ausfall der Notkühlung kommen kann, ohne daß die vorgesehenen Handeingriffe für LUNWA (Langfristige Unterbrechung der Nachwärmeabfuhr) durchführbar sind (hohe Aktivität oder Großfeuer in der Reaktorhalle). Dabei handelt es sich durchaus um Szenarien, die sich innerhalb der zu unterstellenden Auslegungskriterien der RSK-Leitlinien abspielen, und nicht um "hypothetische" Störfälle.

Als besonders schwerwiegend sind dabei Freisetzungen direkt in die Reaktorhalle zu betrachten, die unter Umgehung des vorgesehenen Ableitungspfades (Kamin) ablaufen. In diesem Fall sind wegen der geringeren Emissionshöhe wesentlich höhere Aktivitäten in unmittelbarer Umgebung des Kraftwerks zu erwarten.

v) Schaufelabriß und Turbinenzerknall

Abschließend ein Punkt, den wir in unserem Gutachten nicht weiter analysiert haben, der uns aber bei der Begehung des THTR 300 aufgefallen ist:

Die Turbine ist in einer Weise angeordnet, daß bei einem Schaufelabriß oder einem Turbinenzerknall primärgasführende Leitungen und die Kühlgasgebläse des Reaktors von Bruchstücken getroffen werden können.

Die Art der Anordnung der Turbinenwelle, die nicht in Richtung einer der Hauptachsen des Reaktorgebäudes zeigt, sondern parallel dazu, ist unseres Wissens einmalig im deutschen Reaktorbau. Sie stellt einen zusätzlichen Risikofaktor dar.

2. Der Reaktor der Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor (AVR)

Von den Genehmigungs- und Aufsichtsbehörden scheint der AVR als relativ harmloser "Spielzeugreaktor" eingeschätzt zu werden, dem die Erfüllung üblicher Auflagen erlassen werden kann. Wir teilen diese Ansicht nicht. Wesentlich für die Beurteilung des Schadenspotentials ist nicht die in der Tat geringe Leistung, sondern das radioaktive Inventar. Das radioaktive Inventar des AVR beträgt etwa 2×10^8 Ci entsprechend 10^{19} Bq, das sind etwa 10 - 20 % des radioaktiven Inventars des Tschernobyl-Reaktors. Jedenfalls stellt das radioaktive Inventar des AVR keineswegs eine a priori zu vernachlässigende Größe dar.

Trotz der konstruktiven Unterschiede von AVR und THTR zeigt der AVR ähnliche Schwachstellen wie der THTR. Dazu zählen die fehlende Auslegung gegen Flugzeugabsturz sowie Mängel im Abschaltssystem.

Desgleichen sind die physikalischen Voraussetzungen für den beim THTR betrachteten Störfall Wassereinbruch auch beim AVR gegeben. Lediglich auf die Diskussion des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr kann verzichtet werden, weil dieser Ausfall beim AVR durch den Störfall Flugzeugabsturz abgedeckt wird.

Die Ergebnisse unserer Analysen des Abschaltsystems und der Störfälle Wassereinbruch und Flugzeugabsturz sind nachfolgend zusammengefasst:

i) Abschaltssystem

Das Abschaltssystem des AVR besteht aus vier Absorberstäben, die in Vorsprüngen des Seitenreflektors, den sogenannten Reflektornasen, bewegt werden können. Mißt man das Abschaltssystem des AVR am BMI-Kriterium 5.3 (siehe den Ab-

schnitt "Grundsätzliches"), so ist offensichtlich, daß das Kriterium in mehrfacher Hinsicht nicht erfüllt ist.

Zum ersten ist überhaupt nur ein Abschaltssystem vorhanden, das mit den Steuereinrichtungen identisch ist. Im Sinne des BMI-Kriteriums 5.3 wäre es als das erste oder Schnellabschaltssystem einzustufen.

Ein zweites oder Langzeitabschaltssystem besitzt der AVR nicht. Die Tatsache, daß der Reaktor mit Hilfe des Schnellabschaltsystems und gewissen "Krücken" (Standheizung, N₂-Einspeisung oder Vergiftung mit Borkugeln, vergleiche Kap. 3.2) langfristig unterkritisch gehalten werden kann, behebt diesen Mangel nicht.

ii) Störfall Wassereinbruch

Ein Störfall, bei dem im Verlauf von 9 Tagen 27 t Wasser in den Primärkreis eindringen, ereignete sich im Mai 1978. Nach der Menge des eingedrungenen Wassers wird solch ein Störfall im allgemeinen als hypothetisch angesehen.

Die Tatsache, daß es beim Wassereinbruch in den Primärkreis des AVR zu keinen größeren Freisetzungen von Radioaktivität kam, wird oft als Beleg dafür angeführt, daß der Störfall "Wassereinbruch" bei Hochtemperaturreaktoren beherrscht wird. Nach unserer Meinung zeigt dagegen dieser Störfall, daß vermeintlich hypothetische Ereignisse tatsächlich eintreten können und daß zweitens Theorien, die sich das Betriebspersonal über die Vorgänge im Reaktor bildet, falsch sein und zu störfallverschärfenden Handlungen führen können. Im übrigen kann ein Wassereinbruch im Core zu katastrophalen Leistungsexkursionen führen, wie schon für den THTR genauer erklärt wurde.

Wir haben auch für den AVR Modellrechnungen mit dem punktkinetischen Modell durchgeführt, das schon für den THTR verwendet wurde und das in der Lage ist, das autokatalytische Ausdampfen von Wasser aus dem Core näherungsweise zu beschreiben.

Die Modellrechnungen führen zu Leistungsexkursionen mit Energiefreisetzungen von einer Größenordnung von 1 bis 10 Gigajoule thermischer Energie. Dabei würden die Brennelemente und der Reaktorbehälter zerstört. Das im Spaltstoffinventar liegende Schadenspotential kann damit sehr real werden.

Der genaue Unfallablauf hängt von Einzelheiten ab, die deterministisch nicht vorhersagbar sind. In unserem Gutachten zeigen wir das physikalische Prinzip eines Unfalls nach Art von Tschernobyl auf. Der Druckanstieg würde im Fall des AVR, wie auch des THTR, zur Zerstörung des Reaktordruckbehälters führen.

iii) Störfall Flugzeugabsturz

Zur Zeit der Errichtung des AVR wurde noch nicht daran gedacht, Kernreaktoren gegen Flugzeugabsturz auszulegen. Andererseits wird diese Art der Auslegung im BMI-Sicherheitskriterium 2.6 von 1977 gefordert.

Im Zusammenhang mit dem geplanten Umbau des AVR wurde deshalb der Auslegung gegen Flugzeugabsturz einige Aufmerksamkeit gewidmet. Es besteht kein Zweifel, daß sie beim AVR nicht gegeben ist. Dennoch wird zum Thema Flugzeugabsturz in der Umbaustudie die folgende Schlußfolgerung gezogen:

"Eine Auslegung von Teilen der Anlage gegen Flugzeugabsturz ist unter dem Gesichtspunkt der Risikominderung nicht erforderlich."

Angesichts des in der Anlage vorhandenen Schadenspotentials ist eine solch kavaliersmäßige Behandlung des Störfalls "Flugzeugabsturz" nicht gerechtfertigt. Das BMI-Kriterium 2.6 läßt dies auch nicht zu.

Es ist nicht einzusehen, daß etwa die Bevölkerung von Jülich (und das Personal der KFA) weniger schutzwürdig sein sollte, als die von Hamm. Falls der AVR weiterbetrieben werden sollte, ist ein dem heutigen Stand der Technik entsprechender Schutz gegen Flugzeugabsturz zu fordern.

Sollte beabsichtigt sein, den AVR entgegen dem jetzigen Planungsstand über 1988 hinaus zu betreiben, so wäre zu fordern, daß er entsprechend dem heutigen Stand von Wissenschaft und Technik sowie den gültigen Sicherheitskriterien nachgerüstet wird.

Dies würde erfordern:

- a) Die Ertüchtigung des Abschaltsystems, d.h. die Einrichtung eines 2. (Langzeit-)Abschaltsystems
- b) Auslegung gegen Flugzeugabsturz
- c) Auslegung gegen eine Freisetzung von Primärgasaktivität in Bodennähe
- d) Schutz gegen unkontrollierbare Leistungsexkursionen bei Wassereinbruch ins Core. Wir sehen nicht, durch welche Maßnahmen das zu verwirklichen wäre, außer durch den kaum realisierbaren Zusatz einer Absorbersubstanz zum Wasser des Sekundärkreislaufs.

1 Die Hochtemperaturreaktoren

Versuchsreaktor Jülich (AVR)

und

THTR Kernkraftwerk Hamm-Uentrop (THTR 300)

1.1 Einleitung

Es sind im wesentlichen zwei Reaktor-Linien verbreitet: Einerseits gasgekühlte und graphitmoderierte, andererseits wassergekühlte und -moderierte. Ausnahmen sind die sowjetischen RBMK-Reaktoren (Tschernobyl-Typ) sowie einige US-Reaktoren für die militärische Plutonium-Produktion, die Graphit als Moderator und Wasser zur Kühlung verwenden.

Die Gas-Graphit-Reaktoren stammen letztlich ab von dem von E. Fermi während des Krieges in Chicago erbauten, der als erster Reaktor überhaupt am 02.12.1942 kritisch wurde. Diese Linie wurde nach dem Krieg in Großbritannien und Frankreich weiterentwickelt. Diese Reaktoren hatten die doppelte Aufgabe, Strom für zivile und Plutonium für militärische Zwecke zu liefern.

Die Leichtwasserreaktoren sind Abkömmlinge der in den USA zum Zweck des U-Boot-Antriebes entwickelten kompakten Reaktoren.

Die heutigen Hochtemperaturreaktoren (HTR) gehören der ersten Entwicklungslinie an. Das zusätzliche Charakteristikum, das ihnen den Namen gab, ist die weit höhere Endtemperatur des Kühlmittels gegenüber Wasserreaktoren. Dies war möglich durch den Übergang von Luft als Kühlmittel zu chemisch inerteren Gasen (früher CO_2 , heute Helium).

Ein Charakteristikum der westdeutschen Hochtemperaturreaktoren ist die von R. Schulten vorgeschlagene Kugelhaufenform des Reaktorkerns, nach der dieser Reaktortyp oft benannt wird.

Jede der charakteristischen Eigenschaften des HTR bietet eine Reihe von betrieblichen sowie sicherheitstechnischen Vor- und Nachteilen gegenüber anderen Reaktorbauweisen.

Die Verwendung von Graphit statt Wasser als Moderator erzwingt eine weit weniger kompakte Bauweise, da Kohlenstoff (C) wegen seines höheren Atomgewichts weit weniger effizient moderiert als Wasserstoff (H): Ein Spaltneutron benötigt im Mittel etwa 18 Stöße mit einem H-Kern, bis es auf thermische Geschwindigkeit abgebremst ist; dagegen werden im Mittel 114 Stöße mit einem C 12-Kern dafür benötigt. Dies führt dazu, daß die Leistungsdichte graphitmoderierter Reaktoren weit geringer ist als die wassermoderierter. Das niedrige Verhältnis von Leistungsdichte zu Wärmekapazität der Hochtemperaturreaktoren wird gern als besonders sicherheitserhöhend bezeichnet. Man sollte allerdings nicht vergessen, daß auch die sowjetischen RBMK-Reaktoren vom Tschernobyl-Typ diese Eigenschaft haben (Leistungsdichte ca. $4,2 \text{ MW/m}^3$; zum Vergleich: THTR 300 ca. 6 MW/m^3 , AVR ca. $2,6 \text{ MW/m}^3$); offenbar genügt sie nicht, um katastrophale Leistungsexkursionen zu verhindern. Aus physikalischen Gründen wächst vielmehr die bei einer unkontrollierten Leistungsexkursion freigesetzte Energie mit der Wärmekapazität, da mehr Energie benötigt wird, um den Reaktorkern so weit aufzuheizen, daß der negative Temperaturkoeffizient (s.u.) die Exkursion begrenzt. Modellrechnungen, die wir zur Untersuchung der Dynamik von HTR-Leistungsexkursionen durchgeführt haben, bestätigen dies. Z.B. ergibt sich, daß eine Erhöhung der Wärmekapazität auf das Hundertfache (entsprechend einer Reduktion der Leistungsdichte auf ein Hundertstel) die typische Zeitskala einer Leistungsexkursion nur geringfügig erhöht (etwa um den Faktor 2), während sich die freigesetzte Energie etwa ver Hundertfacht. Näheres hierzu findet sich im Abschnitt "Störfall Wassereinbruch".

Als sicherheitserhöhendes Merkmal der Hochtemperaturreaktoren wird auch die neutronenphysikalische Neutralität des Kühlmittels hervorgehoben. Wiederum ist der Gewinn an Sicherheit nicht eindeutig: Während Verlust des Kühlmittels bei einem Wasserreaktor auf jeden Fall die Kettenreaktion

beendet, da das Kühlmittel gleichzeitig der Moderator ist, trifft dies bei Hochtemperaturreaktoren nicht zu.

Als weiterer sicherheitstechnischer Vorteil der HTR-Linie wird die hohe Temperaturbeständigkeit der Brennelemente und Tragestrukturen wegen der Verwendung der "keramischen" Materialien Graphit und Kohlestein erwähnt. Dies ist unbestreitbar ein Vorteil gegenüber Leichtwasserreaktoren, bei denen die größte Gefahr das Schmelzen des Cores ist, das bei Kühlmittelverlust allein auf Grund der Nachwärme eintritt. Allerdings ist dieser Vorteil nur wirksam, solange keine Temperaturen erreicht werden, bei denen auch die "keramischen" Materialien versagen und Radioaktivität, zunächst in den Primärkreislauf, freigesetzt wird (vgl. dazu die Abschnitte über den Ausfall der Notkühlung sowie den Wassereinbruch).

Schließlich wird die Kugelhaufenform des Reaktor-Cores als Vorteil gerühmt. Sie erlaubt es, die Core-Zusammensetzung bei laufendem Reaktor zu verändern und zu optimieren und damit einen wesentlich höheren Abbrand zu erreichen. Diese zweifellos attraktive Idee bringt allerdings auch etwas unangenehme technische Probleme mit sich:

Erstens ist es zumindest bei größeren Hochtemperaturreaktoren unumgänglich, Abschalt- und Regelstäbe in den Kugelhaufen hineinzudrücken, ohne daß ein vorbereiteter Kanal für sie vorhanden ist. Dies bewirkt Verdichtungen im Kugelhaufen und Bruch von Kugeln, was wieder zu Aktivitätsfreisetzungen in den Primärkreis führt. Dies ist näher ausgeführt im Abschnitt "Abschaltsysteme".

Zweitens werden für das ständige "Umwälzen", d.h. Zugeben und Abziehen von Brennelementen, Schleusensysteme benötigt, die sehr viele Male mit höchster Zuverlässigkeit arbeiten müssen, um eine Freisetzung des radioaktiven Kühlgases zu verhindern (auch im Normalbetrieb sind gewisse Abgaben

durch Leckage unvermeidlich). Die Störfall-Liste des AVR enthält von 1977 bis 1987 21 Störungen der Beschickungsanlage; beim THTR kam es am 04.05.1986 zu einer Freisetzung von Primärgas-Aktivität aufgrund von Problemen mit der Beschickungsanlage. Diese Beispiele unterstreichen die Problematik des Kugel-Umwälzens. Interessanterweise ist für das schweizerische Projekt eines gasgekühlten Heizreaktors (GHR), der ebenfalls ein Kugelhaufen-HTR sein soll, vorgesehen, ganz auf die Umwälzung der Brennelemente zu verzichten. In einer Stellungnahme [1] der schweizerischen Genehmigungsbehörde, der Hauptabteilung für die Sicherheit von Kernkraftwerken (HSK), heißt es unmißverständlich:

"Daß im GHR keine Brennelemente bewegt werden, bringt nebst einer technischen Vereinfachung vor allem einen radiologischen Vorteil."

[Bei Verzicht auf Umwälzung ist allerdings nicht recht einzusehen, welche Vorteile das Kugelhaufenkonzept gegenüber der Blockbauweise bietet, wie sie in den Hochtemperaturreaktoren Dragon in Großbritannien oder Peach Bottom und Fort St. Vrain in den USA verwirklicht ist.]

Es wird noch ein weiteres Merkmal als ursächlich für die besondere inhärente Sicherheit des HTR-Konzepts hervorgehoben: Die Tatsache, daß der Reaktor sich bei Temperatur- bzw. Leistungserhöhung aufgrund seines negativen Temperatur- und Leistungs-Koeffizienten "selbst abschaltet". Diese Eigenschaft ist nun keineswegs spezifisch für die HTR-Bauart; sie teilt sie mit allen üblichen Reaktoren. Tatsächlich gibt es hierzu ein Kriterium, das in der Bundesrepublik jeder Reaktor zu erfüllen hat, um genehmigungsfähig zu sein. Das Sicherheitskriterium 3.2 des Bundesinnenministeriums (kurz BMI-Kriterium 3.2) besagt nämlich [2]:

"Kriterium 3.2: Inhärente Sicherheit

Der Reaktorkern muß so ausgelegt sein, daß aufgrund prompter Rückkopplungseigenschaften die in Betracht zu ziehenden schnellen Reaktivitätsanstiege so weit abgefangen werden, daß im Zusammenwirken mit den übrigen inhärenten Eigenschaften der Anlage und den Abschalteneinrichtungen sicherheitstechnisch bedeutungsvolle Schäden im Reaktorkern und Kühlmittelkreislauf nicht eintreten."

Bei Hochtemperaturreaktoren kann es nun Störfall-Situationen geben, bei denen eine positive Rückkopplung an die Leistung auftritt. Dies ist im Abschnitt "Störfall Wassereintritt" genauer diskutiert.

Die mit dem Bauprinzip verbundenen hohen Core-Temperaturen haben neben offensichtlichen betriebswirtschaftlichen Vorteilen (höherer thermischer Wirkungsgrad, Möglichkeit der Auskopplung von Prozeßwärme) auch sicherheitstechnische Nachteile. Einmal führen die hohen Temperaturen zu erhöhten Belastungen vieler Komponenten (z.B. der Dampferzeuger) und Struktur-Materialien. Vor allem aber ist es wegen der hohen Core-Temperaturen nicht möglich, wichtige Größen wie Temperatur und Neutronenfluß dort direkt zu messen. Diese Daten werden durch Rechnung aus Messungen außerhalb des Cores ermittelt; die Informationen über den Core-Zustand sind daher höchstens so zuverlässig wie die verwendeten Rechenmethoden.

Das Bauprinzip der HTR-Linie macht es erforderlich, den Einbruch von Wasser aus dem Sekundärkreislauf in den Primärkreis mit großer Zuverlässigkeit zu verhindern, und, falls es doch dazu kommt, den Störfall schnell zu detektieren und durch Gegenmaßnahmen zu beherrschen. Diesem Problemkreis ist der Abschnitt "Störfall Wassereintritt" gewidmet, in dem wir zu dem Schluß kommen, daß hier ein

ernstes, bisher von der Sicherheitsforschung nicht genügend beachtetes Risiko liegt.

Alles in allem läßt sich sagen, daß der sicherheitstechnische Vorzug der HTR-Linie gegenüber den Leichtwasserreaktoren nicht evident ist. Die oft gerühmten Merkmale, die das HTR-Konzept "inhärent sicher" machen sollen, sind, wie hier aufgezeigt, unter bestimmten Umständen zum Teil risikoerhöhend; dazu kommen noch weitere HTR-spezifische Sicherheitsprobleme.

Ein quantitativer Vergleich der Sicherheit von Hochtemperaturreaktoren und Leichtwasserreaktoren würde eine detaillierte Untersuchung erfordern, die wir hier nicht leisten können. In den folgenden Abschnitten wollen wir aber einige typische Schwachpunkte und unserer Meinung nach ungenügend diskutierte Störfälle der Hochtemperaturreaktoren AVR und THTR 300 untersuchen. Zunächst jedoch sollen diese beiden Reaktoren genauer vorgestellt werden.

1.2 Geplante und existierende Hochtemperaturreaktoren

In der Bundesrepublik sind die beiden Hochtemperaturreaktoren AVR und THTR 300 in Betrieb. Sie sind in eine Entwicklungslinie eingebettet, die sowohl Reaktoren im Ausland wie auch eine Vielzahl von nur auf dem Papier existierenden Reaktoren enthält.

Erwähnt wurden bereits das Reaktor-Experiment Dragon (20 MW thermische Leistung) sowie der Versuchsreaktor Peach Bottom (115 MW thermisch) und der Prototyp-Leistungsreaktor Fort St. Vrain (837 MW thermisch), ersteres in Großbritannien, die beiden letzteren in den USA. Diese Reaktoren unterscheiden sich von den hiesigen Hochtemperaturreaktoren durch die Blockbauweise ihrer Cores. In ihre engere Verwandtschaft gehört das Projekt HTR 1160 (1160 MW elektrische Leistung), das ebenfalls mit einem blockförmigen Core geplant ist. Es hat allerdings den Anschein, daß dieses Projekt eines "großen" Hochtemperaturreaktors, dessen Leistung mit der moderner Leichtwasserreaktoren vergleichbar wäre, zur Zeit nicht mehr ernsthaft verfolgt wird.

Daneben gibt es "kleine" Hochtemperaturreaktoren, wie den AVR Versuchsreaktor (45 MW thermische, 15 MW elektrische Leistung) und die geplanten Typen HTR-Modul der Firma Siemens/Interatom sowie HTR 100 der Firma BBC (200 bzw. 256 MW thermisch). Sicherheitstechnische Bedeutung kommt der Tatsache zu, daß diese Reaktoren keine in das Core einfahrenden Absorberstäbe benötigen, vgl. den Abschnitt "Abschalt-systeme".

"Mittlere" Hochtemperaturreaktoren sind der THTR 300 (750 MW thermisch, 300 MW elektrisch), der geplante HTR 500 (1250 MW thermisch) und die geplante Prozeßwärme-Anlage PNP 500 (500 MW thermisch). Diese Reaktoren benötigen ein Corestabsystem zu Regelung und Abschaltung; die damit ver-

bundenen Probleme sind im Abschnitt "Abschaltsysteme" diskutiert.

Eine Besonderheit des THTR 300, worauf das vorangesetzte T hinweist, ist die Verwendung von Thorium 232 als Brutmaterial in den Brennelementen, das im Reaktorbetrieb teilweise in das spaltbare Uran-Isotop 233 übergeht. (Die ursprüngliche Beladung des AVR enthielt ebenfalls Brennelemente mit Thoriumgehalt.) Um diesen Konversionseffekt zu maximieren, wird in den Brennelementen des THTR hochangereichertes Uran (HEU) mit einem Anreicherungsgrad von 93 % (waffenfähig!) verwendet. *) Tatsächlich wird die Idee, das erbrütete U 233 abzutrennen und wiederzuverwenden, die die Entwicklung einer eigenen Wiederaufarbeitungstechnologie erfordern würde, nicht weiter verfolgt. Alle für die Zukunft geplanten HTR-Varianten sollen niedrig angereichertes Uran (LEU) mit einem Anreicherungsgrad von höchstens 13 % als Brennstoff, unter Verzicht auf eine Beimischung von Thorium, verwenden. Der THTR 300 ist somit ein Prototyp für eine bereits ausgestorbene Baulinie.

Der erste in der Bundesrepublik erbaute Hochtemperaturreaktor ist der AVR-Versuchsreaktor auf dem Gelände der Kernforschungsanlage Jülich GmbH (KFA), erbaut von der BBK (Brown Boveri/Krupp Reaktorbau) von 1959 an, in Betrieb genommen 1966. Die Entwicklung war mit Hindernissen verbunden, die auf eine gewisse Diskrepanz zwischen theoretischen Berechnungen und empirischen Ergebnissen schließen lassen. So stellte die Reaktor-Sicherheitskommission (RSK) 1965 fest, daß der Reaktor in der vorgesehenen Konstruktionsweise nur durch Herausnehmen der Kugeln abschaltbar sei, für die jedoch "nicht genügend Raum zur Verfügung" stehe [3]. Bei der Inbetriebnahme ein Jahr

*) Die HSK verlangt für den Heizreaktor GHR aus Gründen der Nichtverbreitung von Atomwaffen einen Anreicherungsgrad von höchstens 20 % U 235 [1]

später mußte die RSK feststellen, daß zur Erreichung der Kritikalität 17000 statt 13000 Brennelemente erforderlich waren, ohne daß "die Ursachen für diesen Mehrbedarf" hätten "endgültig ergründet werden können" [5]. Im Mai 1978 erlebte der Reaktor seinen wohl ernstesten Störfall: Den Einbruch von 27 t Wasser aus dem Sekundärkreis in den Primärkreis, der zu einer etwa 15-monatigen Betriebsunterbrechung führte. Über die sicherheitstechnische Bedeutung dieses Störfalls wird im Abschnitt "Störfall Wassereinbruch" mehr zu sagen sein. Die wichtigste am Reaktor vorgenommene Veränderung ist die 1974 vorgenommene Erhöhung der Heißgas-Temperatur von 850 °C auf 950 °C.

Eine einigermaßen aktuelle Beschreibung des AVR-Reaktors findet sich in [6], wiedergegeben in Anhang A 1.2.1.

Der im Titel dieser Referenz angesprochene Umbau des AVR zu einer Prozeßwärmanlage wird wohl nicht stattfinden; nach dem gegenwärtigen Planungsstand soll der Reaktor 1988 stillgelegt werden.

Der Bau des THTR 300 in Hamm-Uentrop begann 1971 und zog sich bis 1983 hin (erste Kritikalität am 13.09.1983). Die Kosten betragen etwa 4,5 Mrd DM. Seit 1985 befindet sich der THTR 300 im Leistungsprobetrieb (Netzbetrieb seit 16.11.1985). Das Core ist jetzt im Zustand der sogenannten Einlaufphase.

Die wichtigsten konstruktiven und Auslegungs-Unterschiede gegenüber dem AVR sind:

1. Thermische Leistung von 750 MW (AVR: 45 MW)
2. Leistungsdichte 6 MW/m³ (AVR: 2,65 MW/m³)
3. Ca. 10 g Thorium und 1 g hochangereichertes Uran pro Brennelement (AVR-Erstbeladung: ca. 5 g Thorium und 1 g hochangereichertes Uran)

4. Unterbringung des Cores und der sechs Dampferzeuger in einem Spannbeton-Druckbehälter (SBB) (AVR: Stahldruckgefäß)
5. Zusätzlich zum Reflektorstabsystem ein Corestabsystem von Regel- und Abschaltstäben, die ohne Führung in den Kugelhaufen einfahren müssen (AVR: Reflektorstabsystem mit 4 Stäben)
6. Betriebsdruck 39,2 bar (AVR: 10,9 bar).

Die ersten drei Unterschiede haben betriebswirtschaftliche Gründe. Der erhöhte Schwermetalleinsatz im THTR 300 führt zu erhöhter Konversion von Th 232 in U 233 und damit zu besserer Ausnutzung des Brennstoffs.

Die letzten drei Unterschiede sind physikalisch-technisch bedingt: Für den THTR 300 könnte ein Stahldruckgefäß nicht in der erforderlichen Größe und Standfestigkeit gebaut werden; ein Corestabsystem ist wegen der Größe des Cores (Radius 2,805 m) unumgänglich; der höhere Heliumdruck ist notwendig, um die erzeugte Wärme aus dem größeren Core mit höherer Leistungsdichte abzuführen.

Einen Überblick über die Anlage bietet die "Kurzbeschreibung der Gesamtanlage" [7], aus der wir wesentliche Abschnitte im Anhang A 1.2.2 zitieren.

Die Unterbringung des Reaktorkerns einschließlich der sechs Dampferzeuger in einem Spannbetonbehälter (SBB) ist nicht frei von sicherheitstechnischen Problemen. Da der SBB natürlich nicht begehbar ist, sind wiederkehrende Prüfungen der Dampferzeuger, wie sie zur Vermeidung von Wassereintrüben wesentlich sind, aufs äußerste erschwert. Der SBB selbst hat die eindrucksvolle Wandstärke von 5 m. Beton ist aber wärmeempfindlich und sollte nicht über 85 °C erwärmt werden, um seine volle Festigkeit zu behalten, siehe [8], Seite 10.2-5. Daher sind umfangreiche Einbauten zur thermischen Isolierung und Kühlung erforderlich, die

natürlich auch wieder eine gewisse Versagenswahrscheinlichkeit haben. Außerdem wird der SBB von zahlreichen Durchführungen durchbrochen.

Die Entwicklung der Hochtemperaturreaktoren war begleitet von umfangreichen theoretischen Berechnungen wie von Modellversuchen, deren Ergebnisse auch im Genehmigungsverfahren eine Rolle spielten. Natürlich erhebt sich die Frage nach der Zuverlässigkeit von Aussagen, die auf solche Untersuchungen gestützt sind. Wir wollen hier dieses Problem anhand einiger ausgewählter Experimente beleuchten.

Ein besonders krasses Beispiel bietet die Abschätzung der Kugelbruchraten. Kugelbruch ist sicherheitsrelevant, da er zu einer Erhöhung der Primärgas-Aktivität und damit letztlich zu erhöhten Abgaben an die Umwelt führt. Im Sicherheitsgutachten der TÜV Arge KTW [9], Seite 3.1-9 wird eine Bruchrate von 300/Jahr als "noch zulässig" angesehen.

Nach Ergebnissen von Modellversuchen des Erbauers HRB, die noch 1985 öffentlich vertreten wurden, soll im Normalbetrieb im Mittel eine Kugel in zwei Betriebsjahren von den Corestäben zerdrückt werden [10], [11], dies unter der Annahme, daß das reibungsmindernde NH_3 -Einspeisungssystem funktioniert.

Bei Versagen des NH_3 -Schmiersystems ist laut [12] zu erwarten, daß beim Sammeleinfahren der Corestäbe in das kalte Core 1000 Kugeln zerdrückt werden, bei heißem Core soll die Bruchrate erstaunlicherweise nur 30 betragen. [Dazu kommt noch eine hier nicht ins Gewicht fallende Wahrscheinlichkeit, daß Kugeln beim Einfallen in das Core zerbrechen.] All diese Angaben sind vom TÜV wie von der Genehmigungsbehörde anstandslos akzeptiert worden.

Tatsächlich können sie durch die bisherigen Betriebserfahrungen mit dem realen THTR als widerlegt gelten:

Bisher sind bereits sechs Bruchkannen gefüllt; das entspricht über 12000 zerbrochenen Kugeln. Man kann daraus nur den Schluß ziehen, daß die Extrapolation von den Versuchen an verkleinerten Modellen des THTR-Cores auf die wirkliche Anlage nicht berechtigt war.

In [11] wird auch über Modellversuche berichtet, mit denen an der Rüttelversuchsanlage SAMSON das Verhalten des THTR-Cores bei Erdbeben getestet werden soll. Dies ist insbesondere deshalb wichtig, weil durch Rütteln die Kugelschüttung verdichtet werden kann, so daß ein Einfahren der Coresstäbe erschwert oder unmöglich wird. Die Ergebnisse sind beruhigend, jedoch ist ihre Aussagekraft nach den Erfahrungen mit der Bruchrate fragwürdig, da sie auf der gleichen Extrapolation von verkleinerten Modellen beruht.

An der KFA Jülich wurden Experimente zur Spaltprodukt-Freisetzung aus den Brennelementen bei Störfällen durchgeführt [13]. Dazu wurden Brennelemente in einem Ofen auf Temperaturen von 1600 bis 1800 °C aufgeheizt. Bei einem Störfall wären allerdings die beschichteten Brennstoffpartikel (Durchmesser ca. 0,4 mm), die in den Graphit der Kugeln eingelagert sind, die Wärmequelle. Zumindest kurzfristig muß für sie mit erheblich höheren Temperaturen gerechnet werden, was zu thermischen Spannungen und möglicherweise höheren Versagensraten führt. Gerade die geringe Wärmekapazität und daher rasche Aufheizung der beschichteten Teilchen wird ja in Anspruch genommen, um eine schnelle Leistungsbegrenzung bei Exkursionen über den negativen Temperaturkoeffizienten zu gewährleisten.

Um die inhärente Sicherheit von Hochtemperaturreaktoren zu illustrieren, wird sehr gern auf die sogenannten Stabklemmversuche am AVR hingewiesen [14], [15]. Dort wurde experimentell gezeigt, daß beim Ausfall von Abschaltstäben der Reaktor sich durch seinen negativen Temperaturkoeffizienten selbst abschaltet. Beim sogenannten Vierstab-

Klemmversuch wurden bei ausgefahrenen Abschaltstäben die beiden Kühlgas-Gebläse ausgeschaltet. Wie erwartet, brach zunächst die Leistung zusammen, die Temperaturen sanken ab. 23,5 Stunden später wurde der Reaktor wieder kritisch und erreichte schließlich eine quasistationäre Leistung von ca. 7 % der Nennleistung bei nur relativ geringfügig (50 -100 °C) erhöhten Temperaturen. Der Versuch wurde nach 26 Stunden beendet und wird oft als Beweis für die zuverlässige Wirkung des "inhärenten" Abschaltsystems betrachtet. Tatsächlich war aber zum Zeitpunkt des Versuchsendes die langfristig zu erwartende Überschuß-Reaktivität noch nicht aufgebaut; um sie zu kompensieren, hätte das Core langfristig Temperaturen von etwa 600 °C über Betriebstemperatur erreichen müssen.

Noch vorsichtiger muß man bei der Übertragung des Ergebnisses auf den THTR 300 sein: Wegen seiner höheren langfristigen Überschuß-Reaktivität (Vergiftungseffekt) und seines kleineren Temperaturkoeffizienten müßte man langfristig Temperaturerhöhungen um etwa 2500 °C erwarten, wollte man einen entsprechenden Versuch (Klemmen aller Stäbe) durchführen. Vor allem aber sieht die Situation ganz anders aus, wenn zusätzlich durch einen Störfall Reaktivität zugeführt wird (sog. ATWS-Störfälle).

Das Genehmigungsverfahren für den THTR 300 zeigt an vielen Stellen, daß die Gutachter vom TÜV wie auch die Genehmigungsbehörde Angaben der Erbauerfirma, die auf Berechnungen oder Modellversuchen beruhen, allzu unkritisch übernommen haben. In den folgenden Abschnitten wollen wir zeigen, warum nach unserer Meinung wesentliche Sicherheitskriterien nicht erfüllt sind.

2 Der Hochtemperaturreaktor THTR 300

2.1 Die beiden Abschaltssysteme des THTR 300

2.1.1 Grundsätzliches

Alle Kernreaktoren benötigen Einrichtungen zur Steuerung und Abschaltung der Kettenreaktion. Zum einen ist dies offensichtlich notwendig aus betrieblichen Gründen (z.B. Lastwechsel), zum anderen ist es auch von größter sicherheitstechnischer Relevanz, daß die Kettenreaktion jederzeit sicher unterbrochen und der Reaktor beliebig lange unterkritisch gehalten werden kann. Besonders wichtig ist dies in Störfallsituationen (s.u.). In ihrer Funktion und sicherheitstechnischen Bedeutung sind die Abschaltssysteme den Bremsen beim Auto vergleichbar.

Da ein Reaktor, um überhaupt betrieben werden zu können, eine gewisse Überschußreaktivität benötigt (beim Erstcore des THTR 300 etwa 2,6 Nile^{*}), siehe [16]), und da zum anderen die Reaktivität nicht konstant ist, sondern vom vorhergehenden Betrieb abhängt, muß das Abschaltssystem in der Lage sein, eine gewisse Menge an Reaktivität zu binden. Beim THTR 300 ist zum Beispiel zu erwarten, daß nach einer Langzeitabschaltung die Reaktivität durch den Xe 135 - Zerfall und den Aufbau von U 233 aus dem Pa 233 - Zerfall um etwa 7,7 Nile erhöht ist [17]. Das Abschaltssystem muß in der Lage sein, auch diese erhöhte Reaktivität zu kompensieren, um den Reaktor unterkritisch zu machen und zu halten. Dazu kommt noch, daß infolge des erwünschten, da stabilisierenden, negativen Temperaturkoeffizienten der Reaktivität ein kaltes Core mehr Abschaltreaktivität benötigt als ein heißes.

Man hört manchmal, daß Hochtemperaturreaktoren ein inhärentes, das heißt aus physikalischen Gründen immer funktio-

^{*}) Die Reaktivitätseinheit 1 Nile bedeutet 1%

nierendes Abschaltssystem besitzen; damit ist eben diese Eigenschaft des negativen Temperaturkoeffizienten gemeint (den allerdings Leichtwassereaktoren auch haben). Auf Grund dieser Eigenschaft würde ein solcher Reaktor, reduzierte man die Wärme-Abfuhr unter die Nachzerfallsleistung, aufgrund der damit verbundenen Erwärmung des Cores sich selbst abschalten. Dies ist eine Tatsache, besagt aber zunächst nicht mehr als die Aussage, daß ein Auto auch ohne Bremsen irgendwann zum Stehen kommt. Konkret heißt das folgendes: Bei einem typischen Temperaturkoeffizienten von 3×10^{-5} wird die Temperatur um $330 \text{ }^{\circ}\text{C}$ pro Nile zu kompensierender Reaktivität ansteigen; bei 8 Nile wären das über $2500 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Solche Temperaturen würden zu katastrophalen Freisetzungen von Radioaktivität führen. Auf aktive Abschaltssysteme kann also sowenig verzichtet werden wie auf Bremsen beim Auto.

Die Anforderungen an das Abschaltssystem von Kernreaktoren sind kodifiziert im Kriterium 5.3 der Bekanntmachung des Bundesministers des Inneren vom 21.10.1977 [2], im folgenden als BMI - Kriterium 5.3 bezeichnet:

"Kriterium 5.3: Einrichtung zur Steuerung und Abschaltung des Kernreaktors 1)

Die Einrichtungen zur Steuerung und Abschaltung des Kernreaktors müssen alle im bestimmungsgemäßen Betrieb und bei Störfällen möglichen Reaktivitätsänderungen beherrschen, so daß die jeweils spezifizierten Grenzwerte für das Reaktorsystem bei den in Betracht zu ziehenden Transienten²⁾ nicht über-

-
- 1) *Eine Präzisierung dieses Kriteriums im Hinblick auf den möglichen Ausfall des Schnellabschaltsystems bei Betriebstransienten ist vorgesehen.*
 - 2) *Diese Transienten sind anlagenabhängig, z.B. Änderung von Kühlmitteltemperatur und -druck als Folge von Störungen in der Leistungsregelung, Stabfall, Ausfall der Hauptwärmesenke, Dampfleitungsbruch.*

schritten werden. Die Wirksamkeit und Fahrgeschwindigkeit sowohl von einzelnen als auch von gemeinsam fahrenden Steuerelementen sowie anderer reaktivitätssteuernder Einrichtungen sind so zu begrenzen, daß bei fehlerhaftem Fahrbefehl die jeweils spezifizierten Grenzwerte für das Reaktorsystem eingehalten werden.

Der Reaktorkern und die Einrichtungen zur Steuerung müssen so aufeinander abgestimmt sein, daß Schwankungen des Neutronenflusses, die zu einem Überschreiten der spezifizierten Grenzwerte für die Brennelemente führen könnten, entweder nicht möglich sind oder zuverlässig und schnell festgestellt und unterdrückt werden können. Die sich aus der Reaktivitätsbilanz ergebende Abschaltreaktivität muß auch für den Fall, daß Steuerelemente - mindestens das reaktivitätswirksamste Steuerelement - voll ausgefallen sind, eine ausreichende Abschaltreserve enthalten.

Außer der für den Betrieb notwendigen Abschalteinrichtung, die ganz oder teilweise mit den Steuer- einrichtungen identisch sein kann, muß eine zweite, davon unabhängige und verschiedenartige Einrichtung zum Abschalten des Reaktors vorhanden sein.

Eine der beiden Abschalteinrichtungen muß für sich allein in der Lage sein, den Kernreaktor aus jedem Betriebszustand und aus jeder Störfallsituation heraus auch bei Ausfall des reaktivitätswirksamsten Steuerelements so schnell unterkritisch zu machen und hinreichend lange zu halten, daß die jeweils spezifizierten Grenzwerte des Reaktorsystems nicht überschritten werden. Der Ausfall des reaktivitätswirksamsten Steuerelements braucht nicht berücksichtigt zu werden, wenn beide Abschaltssysteme

einschließlich der Anregung durch das Schutzsystem, insbesondere hinsichtlich der Abschaltcharakteristik, der Wirksamkeit und des Zeitverhaltens, gleichwertig sind.

Die andere Abschalteinrichtung muß für sich allein in der Lage sein, den Reaktor aus jedem Betriebszustand heraus unterkritisch zu machen und auch bei der für die Reaktivitätsbilanz ungünstigsten Temperatur, die unter den in Betracht zu ziehenden Umständen im System möglich ist, beliebig lange unterkritisch zu halten."

Im Planungsgrundsatz 20 für den THTR 300 [18] ist nochmals ausdrücklich festgestellt:

"Das entsprechende BMI - Kriterium 5.3 ist zu erfüllen."

Zur Steuerung und Abschaltung von Kernreaktoren werden im allgemeinen Absorberstäbe verwendet, die in fixierten Kanälen in das Core eingefahren werden können. Eine Ausnahme bilden Hochtemperaturreaktoren vom Kugelhaufentyp, bei denen es infolge der hohen Coretemperaturen nicht möglich ist, solche Kanäle etwa mit Hilfe von permanent eingebauten Rohren zu realisieren; es gibt kein Material, das hierfür gleichzeitig hitze- und formbeständig genug wäre.

Bei kleineren Reaktoren dieses Typs, wie etwa dem AVR oder auch den geplanten Reaktoren HTR 100 und Modul-HTR, verzichtet man daher ganz darauf, Absorberstäbe ins Core einfahren zu lassen. Wegen des geringen Core-Durchmessers dieser Reaktoren genügt es, Absorberstäbe in Bohrungen im Seitenreflektor laufen zu lassen; infolge der relativ großen Wanderungslänge der Neutronen im Vergleich zum Core-Durchmesser haben diese Stäbe genügend Durchgriff auf das Core, um den Reaktor zu steuern, abzuschalten und gegebenenfalls

beliebig lange unterkritisch zu halten (beim AVR allerdings nur bei einer erhöhten Temperatur von 130 °C).

Bei mittleren und größeren HTRs, wie etwa dem THTR 300 (oder auch diversen nur auf dem Papier existierenden Reaktoren), reicht solch ein Reflektorstabsystem (RSS) nicht aus. Man benötigt ein Corestabssystem (CSS), das aus den obengenannten Gründen direkt in den Kugelhaufen einfahren muß. Die im folgenden zu diskutierenden Probleme mit dem Abschaltssystem des THTR 300 hängen alle mit dieser etwas unangenehmen Notwendigkeit zusammen.

Das ursprüngliche Konzept für den THTR 300, wie es im Sicherheitsbericht von 1969 [19] und im 2. Nachtrag dazu von 1971 [20] beschrieben ist, sah vor, das Reflektorstabsystem in erster Linie zur betrieblichen Regelung zu verwenden, während für Schnell- und Langzeitabschaltung das Corestabssystem vorgesehen war.

Da dieses Verfahren offensichtlich nicht dem Prinzip der Unabhängigkeit und Diversität von Schnell- und Langzeitabschaltssystem entsprach (siehe BMI-Kriterium 5.3 [2]), wurde auf Verlangen der RSK in [20] zusätzlich ein Notabschaltssystem vorgesehen, das aus einem System zur Einspeisung von Absorbergas (z.B. BF_3) bestehen sollte.

Dieses Notabschaltssystem war vom betrieblichen Standpunkt aus zweifellos unattraktiv, da es die Gefahr mit sich brachte, daß nach einmaliger Anwendung (z.B. Fehlauflösung) der Reaktor nicht mehr hätte hochgefahren werden können. Daher unternahm man es, das Konzept des Einsatzes von Core- und Reflektorstabsystem so zu ändern, daß das BMI - Kriterium 5.3 [2] auch ohne Vorhandensein eines Notabschaltsystems als erfüllt gelten konnte. Diese Neukonzeption wurde von der TÜV ARGE Kerntechnik West im Jahre 1978 positiv beurteilt [21], von der RSK gutgeheißen

[22], [23] und von der Genehmigungsbehörde sogar als sicherheitserhöhend 1981 entgültig genehmigt [24].

Andererseits hat das neukonzipierte Abschaltkonzept in erheblichem Maß Kritik auf sich gezogen und ist sogar mit juristischen Mitteln angefochten worden [25]; vgl. auch das Kapitel über "Kritiker-Literatur". Es wird im weiteren genauer diskutiert werden, inwieweit wir diese Kritik als berechtigt ansehen.

2.1.2 Das gültige Abschaltkonzept des THTR 300

Wie erwähnt, besitzt der THTR 300 ein Reflektorstabsystem (RSS), bestehend aus 36 elektrisch angetriebenen Absorberstäben, die in Bohrungen im Seitenreflektor bewegt werden können; das RSS wird als das 1. Abschaltssystem bezeichnet. Weiterhin gibt es das Corestabsystem (CSS), bestehend aus 42 Stäben, die pneumatisch angetrieben werden (Langhub- und Kurzhubantrieb) und direkt in den Kugelhaufen einfahren; das CSS gilt als 2. Abschaltssystem.

Zur Schnellabschaltung (Scram) werden 24 Reflektorstäbe (unter bestimmten Bedingungen auch 30 Stäbe) in der oberen Endstellung bereitgehalten, die im Falle eines Schnellabschaltbefehls mit Hilfe der Schwerkraft mit etwa 50 cm/s gebremst einfallen (Gesamtzeit ca. 14 s), s. [17], Seite 6.1-4. Zur Langzeitabschaltung (LZA) werden die Corestäbe mittels ihres pneumatischen Langhubkolbenantriebs auf volle Tiefe eingefahren; die Einfahrzeit wird mit 180 s angegeben, dazu kommt noch eine Minute für die vorhergehende Ammoniak-(Schmiergas-)Einspeisung, s. [17], Seite 5.1-8.

2.1.3 Inhärente Probleme des Corestabsystems

Das Verfahren, die Corestäbe in den Kugelhaufen einzufahren, bringt zwangsläufig einige Probleme mit sich, die im folgenden besprochen werden sollen.

a) Mechanische Belastung der Absorberstäbe

Beim Einfahren von Stäben müssen Kugeln verdrängt werden. Das erfordert zwangsläufig einen mit der Einfahrtiefe wachsenden Kraftaufwand. Es ist beliebt, den Kugelhaufen mit einer Flüssigkeit zu vergleichen, die leicht zu verdrängen ist. Solange der Füllfaktor deutlich unterhalb des Maximalwertes von 0,74 liegt, ist das berechtigt. Allerdings teilt der Kugelhaufen mit einer Flüssigkeit auch die Möglichkeit eines Phasenübergangs in einen festen Zustand [26]. Im Falle des Kugelhaufens wäre dies der Übergang in eine regelmäßige, kristallähnliche Form, die der sogenannten dichtesten Kugelpackung nahekommt. Diese Verfestigung des Kugelhaufens muß unter allen Umständen vermieden werden, da dann das Einfahren von Stäben absolut unmöglich würde.

Eine solche Verfestigung könnte erzeugt werden durch Pressen (etwa durch einfahrende Stäbe) oder durch Rütteln (etwa durch Erdbebeneinwirkung). Tatsächlich war man sich dieses Problems wohl von Anfang an bewußt und hat versucht, ihm durch konstruktive Maßnahmen zu begegnen, siehe z.B. [26]. Zum einen kann einer vollständigen "Kristallisation" durch unregelmäßige Wandgestaltung entgegengewirkt werden, zum anderen lockert das vorgesehene ständige Umwälzen den Kugelhaufen auf. Zur Zeit ist allerdings Umwälzen bei Volllast wegen strömungstechnischer Probleme am Kugelabzug unmöglich. Auch ist zu bedenken, daß Umwälzen eingefahrene Stäbe einer Biegebelastung durch die strömenden Kugeln aussetzt (s.u.).

Tatsächlich wurde in Versuchen festgestellt, daß wiederholtes Einfahren von Stäben ohne Umwälzen zu einer lokalen Verdichtung des Kugelhaufens führt, s. [19], Seite 4.74ff. Dies zeigt sich zum Beispiel daran, daß die Eindringtiefe eines Stabes von 5000 N Gewicht, allein unter dem Einfluß der Schwerkraft, nach sieben Wiederholungen von etwa 180 cm auf etwa 120 cm reduziert wird.

Auch scheint es kooperative Phänomene zu geben, die die maximale Kraft mit der Zahl der eingefahrenen Stäbe sehr stark wachsen lassen: Bei einer Einfahrtiefe von 3,50 m trat bei 6 Stäben eine Spitzenkraft von etwa 4800 N auf, während es bei 42 Stäben bereits über 13000 N waren, s. [19], Abb.4.2.5-16.

Im Normalbetrieb wird die Reibung des Kugelhaufens beim Einfahren durch die Einspeisung von NH_3 als "Schmiergas" reduziert. Allerdings ist dieses betriebliche System laut Genehmigungsbescheid kein Sicherheitssystem, und ein Einfahren der Corestäbe auf volle Tiefe muß auch ohne Verwendung von NH_3 möglich sein. Tatsächlich verlief aber ein entsprechender Versuch am 23.11.1985 nicht völlig erfolgreich: 7 Stäbe erreichten nicht die volle Tiefe.

Bei der Inbetriebnahme ergab sich darüber hinaus, daß der Kugelhaufen besonders im unteren Bereich stärker verdichtet war als geplant: Statt des erwarteten Füllfaktors von 0,61 ergab sich im unteren Bereich 0,65 [16].

Mit diesem Problem der Verdichtung des Kugelhaufens hängt wohl auch die gegenüber den Erwartungen drastisch erhöhte Kugelbruchrate zusammen. In den Sicherheitsgutachten des TÜV wird eine erwartete Bruchrate von < 300 pro Jahr genannt, s. [9], Seite 3.1-9 und [17], Seite 5.3-81. In Veröffentlichungen der Erbauerfirma HRB von 1982 [10] und 1985 [11] heißt es sogar, daß im Mittel nur eine Kugel in zwei Betriebsjahren durch Zerdrücken zerstört werden soll.

Tatsächlich sind bis jetzt bereits 6 Schrottkannen gefüllt (entsprechend über 12000 zerbrochenen Kugeln); das ist das Dreifache der für die Gesamtbetriebsdauer des THTR vorgesehenen 2 Kannen.

Ein weiteres Problem besteht in der Biegebelastung insbesondere der R2 - Corestäbe, wenn bei eingefahrenen Stäben Kugeln umgewälzt werden. Laut [17], Seite 5.3-19 ist mit einer dauernden Verbiegung zu rechnen, wenn bei über 3 m tief eingefahrenen R2 - Stäben mehr als 12000 Kugeln umgewälzt werden. Man versucht, solche Belastungen durch Fahrvorschriften zu vermeiden [27].

Wegen der geschilderten Belastung der Corestäbe sollen sie nicht zu häufig betätigt werden. In [33] sind aufgrund von Modellversuchen und Berechnungen maximale Betätigungszahlen angegeben. Werden sie überschritten, so ist infolge plastischer Verformung nicht mehr gewährleistet, daß der entsprechende Stab noch durch die Coredecke ausgebaut werden kann.

Es erhebt sich die Frage, inwieweit diese Zahlen belastbar sind und, insbesondere, ob Störfälle zu Schädigungen der Corestäbe führen können, die ein späteres Versagen von Stäben nach sich ziehen. Die von der HRB hierzu gemachten Aussagen sind sehr pauschal und nicht nachprüfbar.

b) Thermische Belastungen der Absorberstäbe

Von noch größerer Relevanz für die Sicherheit des Reaktors sind die thermischen Belastungen, denen die Corestäbe ausgesetzt sind, vergleiche auch Abschnitt 2.4.4.

Dazu sind die folgenden Daten relevant:

Auslegungstemperatur der Corestäbe:	bis 650 °C
Gasaustrittstemperatur:	810 - 850 °C
Maximale Oberflächentemperatur der Brennelemente:	ca. 910 - 960 °C

Diese Zahlen sind Rechenwerte, die von der HRB ermittelt wurden [28].

Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, die Corestäbe zu kühlen. Dies geschieht durch einen abgezweigten Heliumstrom.

Noch wesentlich höhere Temperaturen sind in Störfällen zu erwarten. In [29] legt die HRB Berechnungen vor, die zeigen sollen, daß auch in Störfällen nicht mit Stabversagen und dadurch verursachtem Verlust von Abschaltreaktivität zu rechnen ist. Die dort behandelten Störfälle sind:

- i. Reaktivitätsstörfall mit Stabstop
- ii. Fehlerhaftes Einfahren eines Stabes bei 100 % Last
- iii. Reaktivitätsstörfall mit Abschaltung über zweiten Neutronenflußgrenzwert
- iv. GaU mit 2 Dampferzeugern.

Nicht behandelt ist dort der in diesem Zusammenhang besonders relevante Fall der längerfristig unterbrochenen Nachwärmeabfuhr (sog. LUNWA-Fall, siehe Kapitel 2.4). Über das Verhalten der Corestäbe in diesem Fall, bei dem die Kühlung ausfällt, finden sich teilweise widersprüchliche Angaben. So heißt es in [21], Seite 5.3-2:

"Das Strukturmaterial der Abschaltstäbe wird bei den vorliegenden Temperaturen seine Festigkeit verlieren, aber das Absorbermaterial wird an seinem Ort verbleiben."

Abgesehen davon, daß diese apodiktische Feststellung nicht näher begründet wird, rechnet die HRB immerhin mit dem Ab-

bröckeln einer 3 mm dicken Borcarbid-Schicht [30]. Der TÜV selbst kritisiert diese Behauptung wiederum in [17], Seite 5.3-7 f:

"Ein Zerschneiden einiger Borcarbidringe kann nicht ausgeschlossen werden... Borcarbidringe, deren B 10 - Abbrand höher als ca. 5 % ist, (können) in so kleine Stücke zerschneiden, daß das darin enthaltene Borcarbid durch die Kugelschüttung hindurchrieselt und für die Reaktivitätsbilanz verloren geht. ... (es ergibt sich) eine Obergrenze für den Reaktivitätsverlust des Corestabsystems von 7,5 Nile. Beide Abschaltssysteme würden in diesem Fall eine Mindestabschaltreserve von 0,4 Nile erbringen."

Auch bei diesen Aussagen ist völlig unklar, worauf sie sich stützen und wie belastbar sie sind.

Bei einer für die Beherrschung des LUNWA-Falles so entscheidenden Frage sollte nach unserer Meinung unbedingt in nachvollziehbarer und belastbarer Weise nachgewiesen werden, daß ein gefährlicher Verlust von Abschaltreaktivität nicht vorkommen kann.

c) Verwundbarkeit durch Einwirkungen von außen,
insbesondere Flugzeugabsturz

Zwar sind die Stabantriebe und ihre Versorgungsleitungen (allerdings nicht die Steuergasversorgung für den Langhubantrieb [21], [22]) durch die Stabschutzdecke in gewissem Maß vor Einwirkungen von außen geschützt, doch ist dieser Schutz nicht ausreichend für die Lastfälle "Absturz eines Flugzeuges vom Typ Phantom", wie im Kapitel "Störfall Flugzeugabsturz" näher ausgeführt ist.

Da die Corestäbe nicht in der Lage sind, allein aufgrund der Schwerkraft so tief in den Kugelhaufen einzufahren, daß der Reaktor auf Dauer unterkritisch gehalten werden kann, liegt hierin eine weitere inhärente Schwäche des Corestab-systems.

2.1.4 Ist das Abschaltssystem des THTR 300 ausreichend?

Das BMI-Kriterium 5.3 [2] schreibt vor:

"... Eine der beiden Abschalteinrichtungen muß für sich allein in der Lage sein, den Kernreaktor aus jedem Betriebszustand und aus jeder Störfallsituation heraus auch bei Ausfall des reaktivitätswirksamsten Steuerelements so schnell unterkritisch zu machen und hinreichend lange zu halten, daß die jeweils spezifizierten Grenzwerte des Reaktorsystems nicht überschritten werden. ...

Die andere Abschalteinrichtung muß für sich allein in der Lage sein, den Reaktor aus jedem Betriebszustand heraus unterkritisch zu machen und auch bei der für die Reaktivitätsbilanz ungünstigsten Temperatur, die unter den in Betracht zu ziehenden Umständen im System möglich ist, beliebig lange unterkritisch zu halten."

Weiterhin wird dort verlangt, daß die beiden Abschalteinrichtungen "unabhängig und verschiedenartig" sein müssen.

Wie schon gesagt, besteht das 1. Abschaltssystem (Schnellabschaltssystem) aus 4 Gruppen von je 6 Reflektorstäben, die ständig in oberer Endstellung gehalten werden. In bestimmten Situationen (nach längerer Abschaltung) werden im Erstcore (bis 1100 Vollasttage) 5 Gruppen (30 Stäbe) für die Schnellabschaltung reserviert.

Vom Hersteller wurden die folgenden Reaktivitätsbilanzen vorgelegt [31]:

Tabelle 2.1.1: Schnellabschaltbilanzen für 1 h Unterkritikalität (alle Angaben in Nile) (aus [31])

Fall 1 (aus Vollastbetrieb)

	Erstcore		Gleichgewichtscore	
	erwart.*)	kons.**)	erwart.	kons.
Bedarf (mit Fehlbed.)***)	2,6	3,1	1,2	1,5
Abschaltwirkung 24 Refl.-Stäbe	2,1	1,9	2,4	2,2
Unterkritikalität ohne Einzelfehler	-0,5	-1,2	1,2	0,7
Abschaltwirkung 24 RFS + 6 nach- fahrende R3-CS	4,0	3,7	-	-
Abschaltwirkung 30 RFS + 6 nach- fahrende R3-CS	-	-	-	-
Einzelfehler:				
- Ausfall max.Stab	0,4 (R3)	0,35 (R3)	0,1 (RFS)	0,1 (RFS)
- Ausfall Regelung	0,35	0,35	0,2	0,2
Unterkritikalität mit max. Einzel- fehler	1,0	0,25	1,0	0,5

*) "erwart." bedeutet erwartete Abschaltreaktivität

***) "kons." bedeutet konservative Abschätzung

****) "Fehlbed." = Fehlbedienung bedeutet vermutlich fehlerhaftes Ausfahren eines Corestabes

Fall 2 (aus ungünstigstem Betriebszustand)

	Erstcore		Gleichgewichtscore	
	erwart.	kons.	erwart.	kons.
Bedarf (mit Fehlbed.)	3,95	4,65	2,45	2,85
Abschaltwirkung 24 Refl.-Stäbe	2,9	2,6	2,8	2,5
Unterkritikalität ohne Einzelfehler	-1,05	-2,05	0,35	-0,35
Abschaltwirkung 24 RFS + 6 nach- fahrende R3-CS	4,2	3,8	-	-
Abschaltwirkung 30 RFS + 6 nach- fahrende R3-CS	5,6	5,1	-	-
Einzelfehler:				
Ausfall max. Stab	0,25 (R3)	0,2 (R3)	0,1 (RFS)	0,1 (RFS)
Ausfall Regelung	0,45	0,45	0,25	0,25
Unterkritikalität mit max. Einzel- fehler	1,2	-0,0	0,1	-0,6

Man sieht hier folgendes: Bei Abfahren aus dem "definiert ungünstigsten Fall" (DUF) mit angenommenen Einzelfehler ergibt sich bei konservativer Betrachtung eine Abschaltreaktivität von 0 Nile für das Erstcore (EC), für das Gleichgewichtscore (GC) sogar -0,6 Nile, d.h. ein Fehlbedarf. Die erste Angabe betrifft allerdings die Abschaltwirkung des Schnellabschalttsystems plus 6 nachfahrender R3-Corestäbe. Die Abschaltreaktivität des Schnellabschaltsystems allein, die nach dem BMI - Kriterium 5.3 ausreichen muß, wird nicht angegeben.

Es ist leicht, diese Zahl aus Tabelle 2.1.1 näherungsweise zu ermitteln. Bei konservativer Betrachtung erhält man etwa folgende Abschaltreaktivitäten:

- 1,0 Nile bei Abschaltung aus DUF
- 1,2 Nile bei Abschaltung aus Vollast

(für Schnellabschaltung des Erstcores), also wiederum ein Fehlbedarf.

Vom TÜV [21] wird diese Sachlage wie folgt beurteilt:

"Das Reflektorstabsystem ist so ausgelegt, daß es aus jedem Betriebszustand und aus jeder Störfallsituation auch bei einem Einzelfehler und unter Vernachlässigung der für die Regelung herausgezogenen Reflektorstäbe den Reaktor schnell unterkritisch macht."

Dieses Urteil ist für uns nicht nachvollziehbar, auch wenn es von der RSK [22], [23] und der Genehmigungsbehörde [24] akzeptiert und sanktioniert wurde. Nach unserer Meinung ist hier das BMI-Kriterium 5.3 eindeutig verletzt.

Es scheint, daß hier wieder einmal stillschweigend der negative Temperaturkoeffizient als inhärentes drittes Ab-

schaltssystem in die Pflicht genommen wird. Nur so ist der Verweis auf die vom Erbauer in [31] vorgelegten Berechnungen zu verstehen, nach denen ein Abschalt-Reaktivitätsbedarf von 0,5 Nile den Reaktor zwar nach etwa 11 min wieder kritisch werden läßt, dabei aber keine gefährliche Situation entsteht. Dies mag so sein; auch ein Auto mit unzureichenden Bremsen läßt sich in vielen Situationen noch anhalten, ohne daß es zu einem Unfall kommt. Trotzdem gibt der TÜV sich damit nicht zufrieden.

Was das 2. Abschaltssystem, bestehend aus den 42 Corestäben, angeht, so sieht die Bilanz etwas freundlicher aus, zumindest ergibt sich kein offensichtlicher Fehlbedarf. Der Erbauer legt die folgenden Bilanzen vor, siehe [31] oder identisch [17]:

Tabelle 2.1.2: Zusammenstellung des Abschaltbedarfs für das 2. Abschaltssystem im ungünstigsten Betriebszustand (Angaben in Nile) (aus [31], [17])

	Erstcore	Einlaufphase (ca. 60 VLT)*)	Gleichgewichtscore
Temperatur-effekt	$3,3 \pm 0,56$	$3,3 \pm 0,56$	$2,65 \pm 0,45$
Xe-135-Zerfall	$3,8 \pm 0,38$	$3,8 \pm 0,38$	$3,75 \pm 0,38$
Sm-149-Aufbau	$0,6 \pm 0,06$	---	---
Pm-Sm-Kette	---	$-0,6 \pm 0,06$	$-0,6 \pm 0,06$
Pa/U233-Konversion	0	$1,8 \pm 0,18$	$3,7 \pm 0,37$
Überschuß zum Regeln	2,0	2,0	$2,25 \pm 0,25$ **)
Bedarf bei 300 K	$9,7 \pm 0,7$	$10,3 \pm 0,7$	$11,75 \pm 0,95$
Kritikalitätsreserve ***)	+ 1,3	+ 1,2	---
Überschuß-reakt. bei 300 K	$9,7+2=11,7$	$10,3+1,9=12,2$	$11,75+0,95=12,7$
In 6 Reflektorstäben gebundene Reaktivität	1,0	1,0	0,5
Abschaltbedarf bei 300 K (konservativ)	10,7	11,2	12,2

*) "VLT" = Vollasttage

**) Systematischer Fehler infolge k_{eff} -Drift

***) Neben der Berechnungsunsicherheit des Reaktivitätsbetrages zwischen dem heißen Kern (Xe 135, Sm 149 im Gleichgewicht) und dem kalten Kern (ohne Xe und Sm) besteht eine Rechnungsunsicherheit für den absoluten Wert der Multiplikationskonstante, die im Gleichgewichtskern durch Anpassung der kontinuierlichen Beschickung korrigiert wird. Für den Erstkern ist diese Unsicherheit jedoch gesondert zu berücksichtigen. Eine daraus evtl. resultierende Überschußreaktivität des Erstkerns (oder auch eine zu geringe Überschußreaktivität) wird in den ersten Monaten der Einlaufphase durch geeignete Absorberkugelbeschickung zu Null korrigiert.

Tabelle 2.1.3: Stabwirksamkeit des Corestabsystems und der gesamten Abschaltleinrichtung (in Nile)
(aus [31], [17])

Stab- wirksamkeit	Erstcore		Einlaufphase (ca. 50 VLT)		Gleichgewichts- core	
	42 CS	42 CS +36 RFS	42 CS	42 CS +36 RFS	42 CS	42 CS +36 RFS
Rechenwert	14,5	19,5	16,0	21,0*)	17,3	24,0
./.. fehlender Absorber	-0,15	-0,3	-0,15	-0,35	-0,5	-0,7
./.. Neutronen- strömungsver- luste RFS	-	-0,3	-	-0,3	-	-0,4
Erwartungs- wert	14,35	18,9	15,85	20,35	16,8	22,9
./.. Rechen- unsicherheit	1,4	1,9	1,6	2,0	1,7	2,3
konservativ	12,9	17,0	14,25	18,35	15,1	20,6

*) Zusammengesetzt aus der Wirksamkeit von 42 CS nach 47 VLT und der Wirksamkeit von 36 RFS bei Betriebsbeginn

Tabelle 2.1.4: Nachweis der Unterkritikalität nach Langzeitabschaltung (konservative Bilanz) (Angaben in Nile) (aus [31], [17])

	Erstcore		Einlaufphase (ca. 60 VLT)		Gleichgewichtscore	
	42 CS	42 CS +36 RFS	42 CS	42 CS +36 RFS	42 CS	42 CS +36 RFS
Abschaltwirkung	12,9	17,0	14,25	18,35	15,1	20,6
./.. wirksamster Corestab	1,0	(1,3)	1,0	(1,3)	1,2	(2,0)
./.. wirksames Corestabpaar	(2,5)	3,0	2,5	3,0	(3,1)	4,0
./.. Abschaltbedarf bei 300 K	10,7	10,7+1,0	11,2	11,2+1,0	12,2	12,2+0,5
Unterkritikalität	1,2	2,3	2,0	3,1	1,7	3,9

In den Unterkritikalitäten am Ende von Tabelle 2.1.4 ist aber außer dem Langzeitabschaltsystem der 42 Corestäbe noch der Beitrag von 6 Reflektorstäben enthalten (s. Tab. 2.1.2), deren Wert 1 Nile bzw. 0,5 Nile beträgt. Um die Erfüllung des BMI-Kriteriums 5.3 nachzuprüfen, ist dieser Beitrag wieder wegzuehmen. Es ergibt sich dann eine Abschaltreserve von

0,2 Nile (EC)

1,0 Nile (Einlaufphase nach ca. 60 Vollasttagen)

1,2 Nile (GC).

Das BMI-Kriterium 5.3 verlangt eine "ausreichende Abschaltreserve"; in den RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren [32] wird hierfür 1 Nile gefordert, der TÜV betrachtet diese Leitlinien als grundsätzlich auf den THTR 300 anwendbar [17]. So kommt man auch hier zu dem Ergebnis, daß das BMI-Kriterium für das Erstcore nicht erfüllt war.

Soweit wurde die Abschaltung aus Betriebszuständen diskutiert. Im BMI-Kriterium 5.3 wird aber auch die Abschaltbarkeit mit jedem der beiden Systeme aus Störfällen heraus gefordert (daß diese Forderung sinnvoll ist, braucht wohl nicht erläutert zu werden). In Anbetracht der Tatsache, daß für Betriebszustände die Abschaltreserve teils gering, teils sogar negativ war, und daß es Störfälle wie ATWS oder Wassereintrich (siehe den entsprechenden Abschnitt) gibt, bei denen die Reaktivität erhöht ist, kann man diese Forderung nicht als erfüllt ansehen.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß die Abschaltssysteme des THTR 300 das BMI-Kriterium 5.3 nicht erfüllen: Es mangelt an Unabhängigkeit (Corestäbe werden zum Schnellabschaltsystem geschlagen, Reflektorstäbe zum Langzeitabschaltsystem) und an Abschaltreserve. Die Kritik von Hahn [25] zielt im wesentlichen auf genau die gleichen Punkte; seine Argumentation erscheint uns schlüssig.

2.1.5 Verbesserungsvorschläge

In Anbetracht der Schwächen des Abschaltsystems würde es unserer Meinung nach einen Gewinn an Sicherheit bedeuten, wenn das früher vorgesehene Notabschaltsystem (Einspeisen eines Absorbergases) wieder eingeführt würde. Wir sind uns bewußt, daß dies aus betrieblicher Sicht nicht attraktiv wäre, aber wir diskutieren hier nur Sicherheitsfragen.

Die schließlich sogar von der Genehmigungsbehörde übernommene Behauptung [24], wegen der Toxizität des Absorbergases sei der Wegfall des Notabschaltsystems sicherheitserhöhend, ist nicht nachvollziehbar und wirkt im Zusammenhang mit einer solchen Anlage wie dem THTR allenfalls zynisch.

Hier wird die chemische Toxizität von BF_3 gegen die Gefahr einer Freisetzung von Radioaktivität aufgerechnet. Von ersterer würde die Betriebsmannschaft betroffen, von letzterer ein ganzer Bevölkerungsteil. Wenn es aber möglich sein soll, die Radioaktivität sicher einzuschließen, dann sollte es doch umso eher möglich sein, das giftige Borfluorid einzuschließen. Die Aussage der Genehmigungsbehörde läßt die Interpretation zu, daß nicht einmal der Einschluß des Bortrifluorids gewährleistet werden kann und daß die akute und sichtbare Gesundheitsschädigung einiger weniger durch das giftige Gas gravierender bewertet wird als die langfristige und zunächst nicht sichtbare Schädigung vieler durch radioaktive Strahlung.

2.1.6 Zusammenfassung

Nach dem gültigen Abschaltkonzept des THTR 300 bildet das Reflektorstabsystem das 1. Abschaltssystem (Schnellabschaltsystem), das Corestabsystem das 2. Abschaltssystem (Langzeitabschaltsystem).

Das BMI-Kriterium 5.3 [2] ist nicht erfüllt, da

- a) das 1. Abschaltssystem nicht in allen Betriebszuständen ausreichende Abschaltreaktivität besitzt,
- b) das 2. Abschaltssystem nicht für alle Störfälle eine ausreichende Abschaltreserve besitzt.

Die Methode, diese Tatsache dadurch zu kaschieren, daß Teile des einen Abschaltsystems von Fall zu Fall dem anderen zugerechnet werden, ist nicht akzeptabel und verletzt wiederum das BMI-Kriterium 5.3.

Eine grundsätzliche Schwäche ist die dem Corestabsystem inhärente mangelnde Zuverlässigkeit. Sie ergibt sich aus den mechanischen Belastungen durch Verdichtung und Umwälzen des Kugelhaufens, durch die thermischen Belastungen insbesondere bei Störfällen sowie durch die Verwundbarkeit durch Einwirkungen von außen.

Die Abschaffung des früher verlangten Notabschaltsystems ist nicht gerechtfertigt.

2.2 Störfall Wassereinbruch ins Core

Aufgrund der Anordnung der Dampferzeuger (DE) im Innern des SBB kommt es bei einem Rohrreißer in einem DE zum Eindringen von Wasser bzw. Wasserdampf in das Reaktorcore. Ein derartiger Wassereinbruch hat mehrere unerwünschte Konsequenzen. Zum einen steigt der Druck im SBB um den Partialdruck des eingedrungenen Wasserdampfes an. Zum anderen kommt es durch chemische Reaktionen des Wassers mit den Strukturmaterialien bzw. Brennelementen zu korrosiven Prozessen. Hinzu kommen Reaktivitätseffekte, die auf die Tatsache zurückzuführen sind, daß Wasser einerseits die Moderationseigenschaften des Kugelhaufens verbessert und andererseits als Neutronenabsorber wirkt.

Lecks an Dampferzeugern sind ein vergleichsweise häufiges Ereignis und begleiten die Entwicklung gasgekühlter Reaktoren seit ihrer Einführung [34]. Es wurden zwar diverse Ursachen solcher Lecks ermittelt*), ohne daß es aber gelungen wäre, sie ganz zu vermeiden, wie die Erfahrungen am amerikanischen Hochtemperaturreaktor Fort St. Vrain [35] oder am AVR zeigen. Die zu erwartenden Häufigkeiten für Lecks unterschiedlicher Größe werden in [34] wie folgt geschätzt:

Kleines Leck (Eindringrate $< 0,5$ kg/sec) : $8 \times 10^{-1}/a$

Mittleres Leck ($0,5 - 10$ kg/sec) : $7 \times 10^{-2}/a$

Großes Leck (> 10 kg/sec) : $1,8 \times 10^{-4}/a$.

Als besonders beachtenswert erscheint uns der Wassereinbruch am AVR im Mai 1978, bei dem durch ein kleines Leck ($< 0,1$ kg/sec) über 27 t Wasser in den Primärkreis eindrang. Der Reaktor wurde trotz großer Feuchte im

*) Vergl. Tab. 3 aus [34] (siehe Anhang A 2.2.1)

Primärkreis bei reduzierter Leistung (10 MW) und herabgesetzter Heißgas-Temperatur (500 °C) weiter betrieben, wobei der Reaktorschutz durch Umschaltung der Empfindlichkeit der Feuchtedetektoren umgangen wurde [36].

Wegen ihres Gefahrenpotentials waren und sind Wassereinträge ein Gegenstand der Reaktorsicherheits-Forschung. Dementsprechend gibt es eine umfangreiche Literatur zu diesem Thema (vergl. [34],[37]). Dabei fällt auf, daß sich die Untersuchungen auf Störfälle beschränken, die den normalen Betriebszustand (Nennleistung) zum Ausgangspunkt haben. Dies dürfte damit zusammenhängen, daß nach vorherrschender Meinung die Hauptgefahren des Wassereintruchs im damit einhergehenden Druckanstieg im Primärgassystem und in der Korrosion der BE gesehen werden, wogegen die auftretende Änderung der Reaktivität als weniger gravierend betrachtet wird [37], [38], [39]. Dementsprechend resultieren in den genannten Analysen die durch einen Wassereintruch bedingten Freisetzungen von Aktivität durchwegs aus gezielten oder unkontrollierten Entlastungen des durch den Wasserdampf überhöhten Drucks im Primärsystem [34], [40].

In diesem Licht sind auch die in Betracht gezogenen Gegenmaßnahmen, wie etwa die Entlastung des Druckbehälters in das Reingaslager beim HTR-Modul resp. HTR 100 zu sehen. Bei dem geplanten PNP 500 Reaktor ist ein Sicherheitsventil zur Druckentlastung des Primärkreises vorgesehen.

Im Gegensatz zu diesen geplanten Reaktoren besitzt der THTR 300 kein Sicherheitsventil für den SBB. Die Analysen zeigen, daß der Auslegungsdruck von 41,9 bar schon bei relativ geringen Dampfmengen (etwa 1300 kg) überschritten wird [41].

Neuere theoretische Untersuchungen [42],[43] zielen deshalb darauf ab zu zeigen, daß aufgrund von Kondensationsphänomenen mit einem geringeren Dampfanteil und damit auch

einem geringeren Druckanstieg zu rechnen ist. So wird in [39] festgestellt:

"Die durchgeführten Analysen langandauernder und massiver Wassereinbruchstörfälle ergaben, daß das Core in wenigen Minuten kalt gefahren und der Druckanstieg im Druckbehälter durch die im Kaltgasbereich einsetzende Kondensation ganz wesentlich begrenzt wird. Derartige Temperatur- und Drucktransienten sind am Beispiel des mittleren HTR in Abb. 14 dargestellt, wobei hier Schutzaktionen außer acht blieben."

Der Unfall von Tschernobyl hat gezeigt, daß schwerwiegende Störfälle ihren Ausgangspunkt in oberflächlich eher harmlos anmutenden Betriebszuständen mit geringer Reaktorleistung haben können. Das Heimtückische an unkontrollierten Reaktivitätsstörfällen liegt gerade darin, daß der entscheidende Teil des Störfalls mehr oder weniger unabhängig von der Anfangsleistung des Reaktors ist und hauptsächlich vom maximalen Reaktivitätsüberschuß und dem negativen Temperatureffizienten bestimmt wird. Das Bewußtsein für derartige elementare physikalische Zusammenhänge scheint mit zunehmender Technisierung der "Reaktorwelt" abhanden zu kommen. Nur so ist die in [36] zitierte Meinung der AVR-Betriebsleitung zu verstehen, daß "nach ihrer Ansicht bei 500 °C Heißgastemperatur beliebige Feuchtwerte zulässig sind." Hierbei liegt offenbar das Hauptaugenmerk auf dem Problem der Korrosion. Reaktivitätseffekte werden außer acht gelassen. Derselbe Standpunkt wird auch vom TÜV vertreten, vergl. [36], Seite 13:

"Wie schon eingangs erwähnt, ist das Ziel des Reaktorschutzes nicht die Verhinderung von bestimmten Feuchtwerten im Primärkreis, sondern von hohen Wassergasentstehungsraten und hohen Korrosionsraten beim Graphit. Ein geeignetes

Anregekriterium dazu wäre das Koinzidenzsignal von 'Feuchte und Temperatur im Primärgas'."

Dieser Gesichtspunkt scheint auch in das Genehmigungsverfahren des THTR 300 eingeflossen zu sein, vergl. [55], Seite 6.19 ff. Wie wir nachfolgend ausführen werden, halten wir das hier ausgesprochene Vorurteil für sehr bedenklich.

Ein zusätzliches Argument, bei der Störfallanalyse das Augenmerk nicht nur auf den normalen Betriebszustand, sondern auf betriebliche Transienten (Kaltstart, Abfahren etc.) zu richten, beruht auf der größeren Belastung der Reaktorkomponenten in solchen Betriebszuständen und den verringerten Überwachungsmöglichkeiten (Meßbereichsunterschreitungen von Meßgeräten) bzw. Einschränkungen des Reaktorschutzes (z.B. wird das Kriterium "Kaltgastemperatur zu niedrig" außer Kraft gesetzt).

Wegen der damit verbundenen höheren Störfallwahrscheinlichkeiten sollten deshalb solche Transienten trotz des geringen zeitlichen Anteils an der Gesamtbetriebszeit nicht vernachlässigt werden, wie das bei den meisten Stör- und Risikoanalysen der Brauch ist.

Insbesondere in Bezug auf den Wassereinbruch spielen betrieblichen Transienten eine wichtige Rolle. So können im kalten Zustand des Reaktors wesentlich größere Mengen an flüssigem Wasser unbemerkt ins Primärsystem gelangen (siehe AVR). Dies ist der Grund, warum wir auch Situationen betrachten wollen, in denen so große Mengen Wasser im Core sind, daß der Reaktor nach landläufiger Meinung kaltgefahren ist, vergl. [39].

2.2.1 Auslegungsstrategie zum Wassereinbruch

Der Wassereinbruch wird im Sicherheitsgutachten Teil 14/1 [44] als Transiente 6.3 geführt. Betrachtet wird ein Leck in einem FD- oder in einem ZÜ-Systemrohr des Dampferzeugers unterhalb des inneren Deckels. Zwei Leckgrößen wurden zugrundegelegt:

- a) 2F-Bruch als Doppelendbruch und Längsriß,
Leckrate FD: 7 kg/sec
Leckrate KZÜ: 21 kg/sec
Leckrate HZÜ: 24 kg/sec. [41]

Höhere Einströmraten, nämlich
Leckrate FD: 10,5 kg/sec
Leckrate HZÜ: 35 kg/sec,
ergeben sich während der Umschaltphase auf Notkühlbetrieb. [45]

Zusätzlich ist zu bemerken, daß die Einströmraten in den ersten 10 - 20 sec bis zum Erreichen eines stationären Wertes sehr viel höher ist. [37]

- b) Anriß mit kleiner Leckrate.

In [44] heißt es:

"Die Temperaturen des ausströmenden Dampfes werden mit 630 °C für FD und HZÜ angesetzt. Diese Temperaturen liegen unmittelbar unter den DE-Komponentenschutz-Grenzwerten.

Als RSS-Grenzwerte werden zugrundegelegt:

- a) Feuchte am defekten DE ca. 500 vpm*
- b) Feuchte an einem intakten DE ca. 500 vpm*
- c) Primärgasdruck ca. 42 bar.*

Diese Grenzwerte führen alle zur Notkühlprozedur 'NK 5'. Steht an einem DE das Feuchtesignal an, so wird er abgefahren und nicht an der NK beteiligt, auch wenn er - bei Erkennung über b) - intakt ist. Der defekte DE wird an der NK beteiligt bei Erkennung über b) oder c), wenn er vorgewählt ist."

Neben den RSS stehen noch die Kriterien des DE-Komponentenschutzes zur Erkennung eines Wassereintruchs zur Verfügung [7]:

"Im Dampferzeuger-Komponentenschutz sind alle Anregekriterien zusammengefaßt, denen allein das Abfahren einzelner Dampferzeuger, nicht jedoch das Abfahren der Anlage direkt zugeordnet ist.

Sie werden aus folgenden Prozeßvariablen gebildet:

- Kaltgastemperatur nach Dampferzeuger
- Frischdampf Temperatur
- Speisewasserdurchsatz
- Zwischenüberhitzerdampf Temperatur
- Öldruck Gebläse
- Stromaufnahme Gebläse.

Der Dampferzeuger-Komponentenschutz ist dem Reaktorschutzsystem sicherheitstechnisch gleichgestellt, da er nicht nur die Aufgabe eines Kapitalschutzes hat, sondern darüber hinaus der Vermeidung und Beherrschung von Störfällen dient."

Eine entscheidende Rolle bei der Erkennung eines Wassereintruchs kommt der Dampferzeuger-Leckagekontrolle (Feuchtemessung) zu [45]:

"Die sicherheitstechnische Bedeutung der DE-Leckage-Kontrolle ergibt sich zum einen aus der Aufgabe des Systems, zum anderen aus der unmittelbaren Zugehörigkeit zum Primärsystem.

Das DE-Leckage-Kontrollsystem hat die sicherheitstechnische Aufgabe, Leckagen infolge eines Rohrreißers in einem Dampferzeuger so rechtzeitig zu erkennen, daß keine nennenswerte Graphitkorrosion erfolgen kann und die Reaktivitätszufuhr sowie der Druckaufbau im Primärkreis begrenzt bleiben.

Das Schutzziel besteht darin, den defekten Dampferzeuger eindeutig zu erkennen und die Nachwärme über die Notkühlprozedur 'NK 5' abzuführen, wobei eine ausreichende Zahl von Dampferzeugern für die Notkühlung zur Verfügung stehen muß.

Als diversitäre Meßgröße zur Erkennung der DE-Leckage steht zusätzlich die Druckmessung im Spannbetonbehälter zur Verfügung. Sie ist jedoch nicht in der Lage, den defekten Dampferzeuger zu lokalisieren.

Da die Rohrleitungen des DE-Leckagesystems Primärgas einschließen, kommt der Beherrschung einer Aktivitätsfreisetzung in den Aufstellungsboxen ebenfalls sicherheitstechnische Bedeutung zu."

Die Ausfallrate des Feuchtemeßsystems wird in [46] mit 6×10^{-4} /Anforderung (Unsicherheitsfaktor 10) angegeben. Angesichts der in der Inbetriebnahmephase aufgetretenen Schwierigkeiten mit den Feuchtemeßgeräten aufgrund des drastisch erhöhten Staubanfalls muß diese Zahl als bei

weitem zu optimistisch angesehen werden. Die Wirksamkeit der Feuchtemeßgeräte mit den nachträglich eingebauten Staubfiltern muß sich erst noch erweisen. So ist es denkbar, daß sie bei Beaufschlagung mit (flüssigem) Wasser versagen. Hinzu kommt eine starke Empfindlichkeit der Feuchtedetektoren auf Ammoniak, das als Schmiermittel für das Corestabsystem eingespeist wird. Da diese Effekte alle Feuchtedetektoren gleichermaßen betreffen, ist die Wahrscheinlichkeit für gemeinsamen Ausfall (common mode) sehr viel höher, als bisher angesetzt wurde.

Fallen die Feuchtedetektoren zur Erkennung eines Wassereintruchs aus, bleibt die Druckmessung im Primärgas als Kriterium. Allerdings erlaubt diese Detektionsart keine Zuordnung des defekten Dampferzeugers. Es ist also mit einer falschen Zuordnung und dementsprechend mit einer fortgesetzten Bespeisung des defekten Dampferzeugers während der eingeleiteten Notkühlprozedur NK 5 zu rechnen. Sofern es aufgrund von Kondensationseffekten nicht zum erwarteten Druckanstieg kommen sollte (vergleiche [39],[42]), bleiben als Detektionsmittel die Kaltgastemperatur und die Neutronenflußmessung.

2.2.2 Störfallberechnungen des Herstellers zum Wassereintruch

Von Seiten der Herstellerfirma HRB wurden eine Reihe von Berechnungen zum Störfall Wassereintruch vorgelegt. Dabei wurden sowohl der Druck- und Reaktivitätsanstieg als auch die Korrosionsrate der Brennelemente abgeschätzt. Insbesondere die Berechnungen zur Reaktivitätsänderung [47], [48], sind nach unserer Ansicht in wesentlichen Punkten unzureichend:

- 1) Es wird angenommen, daß nur 67 kg Wasserdampf ins Leervolumen des Core eindringen. Dies entspricht nach

[47] dem gleichmäßig über das Primärvolumen verteilten Inhalt eines Dampferzeugers von 3000 kg; nach [19] sind das jedoch 5200 kg. Gravierender ist aber, daß der Fall eines kontinuierlichen Wassereinbruchs bei falscher Zuordnung des defekten Dampferzeugers überhaupt nicht behandelt wird. Angesichts des in [47], [48] angegebenen steilen Anstiegs der Reaktivität mit der Dampfdichte im Core ist es sehr wichtig, wieviel Wasserdampf wirklich ins Core gelangt.

- 2) Darüberhinaus kann die Annahme, daß die eingedrungene Wassermenge gleichmäßig im ganzen Primärkreisvolumen verteilt ist, keinesfalls als konservativ angesehen werden.
- 3) Wie in [42] gezeigt wird, muß man davon ausgehen, daß das Wasser zwei-phasig, z.B. in Form von Nebel- oder Regentröpfchen, und damit in wesentlich größerer Dichte in das Core strömt.
- 4) Zur Berechnung des Reaktivitätswerts der Reflektorstäbe wurde ein Verfahren verwendet, das bei den vorgegebenen Dampfdichten negative Wahrscheinlichkeiten liefert. Um dies zu vermeiden, wurde willkürlich der Wert für die Dampfdichte auf das 150-fache erhöht. Die Glaubwürdigkeit dieser Rechnung ist nicht sehr hoch einzuschätzen.
- 5) Die ausgewählten "Störfallszenarien" können in ihren Auswirkungen nicht als abdeckend betrachtet werden (vergl. Abschnitt 2.2.7).

2.2.3 Großer Wassereinbruch, physikalische Beschreibung

In den Kugelhaufen eindringendes Wasser (flüssig oder dampfförmig) verändert die Reaktivität des Reaktors. Dabei handelt es sich um zwei gegenläufige Effekte:

- 1) Wegen der geringeren Masse der Wasserstoffkerne im Vergleich zu Kohlenstoff (1:12) benötigen Spaltneutronen im Mittel wesentlich weniger Stöße (18 vers. 114), um ihre Energie abzugeben, d. h. sie legen die "Energiestrecke" vom MeV-Bereich bis zum thermischen Bereich sehr viel schneller zurück. Dadurch verringern sich die Neutronenverluste durch "leakage" und Resonanzabsorption. Aus demselben Grund verringert sich die Wirkung der Absorberstäbe.
- 2) Wegen des vergleichsweise hohen Absorptionswirkungsquerschnitts des Wassers im thermischen Bereich vergrößern sich die Neutronenverluste.

Für kleine Wasserdichten im Core überwiegt bei untermoderierten Cores wie dem des THTR 300 der erste Effekt, d.h. die Reaktivität des Reaktors nimmt zu. Erst bei (homogenisierten) Wasserdichten von etwa $0,02 \text{ g/cm}^3$ fängt die erhöhte Absorption an zu dominieren, die Reaktivität verringert sich wieder und der Reaktor wird schließlich unterkritisch.

Dies bestätigte sich auch in eigenen Diffusionsrechnungen mit 2-Gruppen Wirkungsquerschnitten (vergl. Abb. 1 u. 2). Trotz der starken Vereinfachungen (homogenisiertes 1-Zonen-Core) sind wir der Meinung, daß das Ergebnis unserer Rechnungen den qualitativen Verlauf und die Größenordnung des Effekts richtig wiedergibt. Hierin sehen wir uns durch den Vergleich mit experimentellen Untersuchungen [49] und mit detaillierten theoretischen Berechnungen [47], [48], [50] bestätigt. So liegt etwa der Anstieg der

Reaktivitätsänderung Δk mit der Wasserdichte ρ bei $\rho = 0$ für das Gleichgewichtscore (ohne Abschaltstäbe) nach [47] bei $d\Delta k/d\rho (\rho = 0) = 4,75 \text{ cm}^3/\text{g}$ und nach unserer Rechnung bei $4,67 \text{ cm}^3/\text{g}$.

Die maximale Reaktivitätszufuhr liegt nach unserer Rechnung bei etwa 3,4 Nile entsprechend 7 \$ *). Im Falle des Erstcores liegt der von uns ermittelte Wert für $d\Delta k/d\rho (\rho = 0) = 5,8 \text{ cm}^3/\text{g}$ allerdings etwas niedrig im Vergleich zu $d\Delta k/d\rho = 7,75 \text{ cm}^3/\text{g}$ nach [48]. Dementsprechend dürfte auch der maximale Reaktivitätszuwachs in diesem Fall etwas höher liegen als der von uns errechnete Wert von 4,5 Nile, entsprechend 9 \$.

Gegenwärtig (im Dezember 1987) befindet sich das Core in der Einlaufphase (etwa 270 Vollasttage). Die dazugehörige Funktion $\Delta k(\rho)$ dürfte also zwischen den Werten für das Erstcore und das Gleichgewichtscore liegen.

Von Interesse sind auch die zu den jeweiligen Maxima Δk_{max} gehörigen (homogenisierten) Wasserdichten $\rho_{\text{max}} = 1,8 \times 10^2 \text{ g/cm}^3$, bzw. $\rho_{\text{max}} = 1,9 \times 10^{-2} \text{ g/cm}^3$ entsprechend 2,25 t resp. 2,4 t Wasser im Core. Da es sich um homogenisierte Dichten handelt, ist bei der Berechnung der Wassermenge das gesamte Corevolumen von 125 m^3 anzusetzen.

An der Nullstelle der Δk -Kurve bei einer Wasserdichte von $\rho = 4,6 \times 10^{-2} \text{ g/cm}^3$ bzw. $\rho = 5,4 \times 10^{-2} \text{ g/cm}^3$ befinden sich 5,75 t bzw. 6,75 t Wasser im Core.

Auf den ersten Blick handelt es sich dabei natürlich um beträchtliche Wassermassen (insbesondere, wenn man eine entsprechend hohe Dichte im ganzen SBB annehmen würde), andererseits sollte man im Auge behalten, daß sich bei dem

*) 1 \$ (Dollar) entspricht dem Reaktivitätsbeitrag der verzögerten Neutronen; beim THTR 300 sind das etwa 0,5 Nile

erwähnten Wassereinbruch am AVR über 27 t Wasser im Reaktorbehälter befanden, was einer mittleren Dichte von $\rho = 7,7 \times 10^{-2} \text{ g/cm}^3$ entspricht. Allerdings war das Wasser in diesem Fall wohl hauptsächlich in flüssiger Form im unteren Teil des Reaktordruckgefäßes gestanden.

Die negative Steigung der Δk -Kurve jenseits des Maximums entspricht einem positiven Void-Koeffizienten. An der Nullstelle von Δk beträgt die Steigung $d\Delta k/d\rho \approx -2 \text{ cm}^3/\text{g}$, was einen Void-Koeffizienten von 0.6 ergibt. Dieser Wert ist etwa 20 mal so hoch wie der Void-Koeffizient des Tschernobyl-Reaktors RBMK 1000 [51]. Auch die Höhe des "Reaktivitätsberges" ist beim RBMK 1000 mit etwa 1 - 2 Nile wesentlich geringer als beim THTR 300. Selbstverständlich sollte man bei diesem Vergleich nicht vergessen, daß zwischen dem THTR 300 und dem RBMK 1000 der gravierende Unterschied besteht, daß das Wasser bereits im normalen Betriebszustand durch den Kern des RBMK 1000 strömt, wogegen beim THTR 300 größere Wassermengen erst durch einen schweren und (vermutlich) seltenen Störfall ins Core gelangen können.

Die Gefahr eines positiven Void-Koeffizienten liegt wie bei jeder positiven Rückkopplung in der daraus resultierenden Instabilität des Reaktors gegenüber kleinen Veränderungen des Betriebszustandes. Eine beliebig geringfügige Verringerung der Wasserdichte führt zu verstärkter Leistung, damit zu stärkerer Verdampfung und (bei Ausströmen des Dampfes aus dem Core) zu einer weiteren Verringerung der Wasserdichte usw.. Die Folge einer derartigen Instabilität wurde bei dem Unfall in Tschernobyl eindrucksvoll demonstriert.

Doch nicht nur der positive Void-Koeffizient jenseits des Δk -Maximums, auch der negative Void-Koeffizient bei $\rho = 0$ kann im Prinzip zu einer positiven Rückkoppelung Anlaß geben. Sofern sich größere Wassermengen am Rande des Core

befinden und in dieses hineindampfen, kann eine damit verbundene Leistungssteigerung ($d\Delta k/d\rho > 0$) zu einem erhöhten Einströmen von Dampf ins Core führen usw.

Dazu gibt es andere Möglichkeiten, die zwischen diesen beiden Extremfällen liegen. So kann etwa ein Teil des Cores eine hohe, jenseits des Δk -Maximums liegende Wasserdichte aufweisen und der verbleibende Teil eine geringe. Falls es innerhalb des Cores zu einem Ausgleich der Wasserdichten kommt, hat man unter Umständen in beiden Core-Teilen einen positiven Rückkoppelungseffekt.

Um die angesprochenen Rückkoppelungseffekte beschreiben zu können, ist es nötig, den Neutronenfluß (oder vereinfachend die Reaktivität) an die Thermo-Hydraulik von Kühlgas und Wasser (-dampf) zu koppeln. Angesichts der geometrischen Verhältnisse im SBB und der Komplexität der Kondensations- bzw. Verdampfungs- und Strömungsphänomene stellt dies ein äußerst schwieriges physikalisches Problem dar.

Hinzu kommen eine Vielfalt von möglichen Anfangsbedingungen und Eingriffsmöglichkeiten der Sicherheitssysteme. Wie häufig bei so komplexen Fragestellungen ist es auch sehr schwierig zu sehen, ob bestimmte vereinfachende Annahmen letztlich konservativ sind.*) So führt z.B. eine starke Verdampfung des Wassers zu einer hohen Druckbelastung des SBB, während eine geringe Verdampfung unter Umständen höhere Wasserdichten im Core erlaubt und damit zu größeren Reaktivitätseffekten führt.

Um ein grobes Bild der wesentlichen physikalischen Wirkungsmechanismen zu erhalten, ist es nichtsdestoweniger nützlich, ein stark vereinfachtes punktkinetisches Modell zu studieren, in dem die bestimmenden globalen Größen

*) Vergl. die ähnliche Problematik beim schnellen Brutreaktor SNR 300 [52]

(Leistung, Reaktivität, mittlere Brennstofftemperatur etc.) verkoppelt sind. Damit eine solch vereinfachte Beschreibung überhaupt Sinn macht, sollten natürlich die Abweichungen von den globalen (Mittel-) Werten, also z.B. Inhomogenität der Wasserdichte im Core, nicht zu groß sein.

Diese Bedingung schließt das positiv rückgekoppelte Hineindampfen des Wassers ins Core aus. Dazu wäre zumindest ein 1-dimensionales (axiales) Modell des Cores, wie es z.B. in [37] benützt wird, nötig. Da die dazu erforderlichen Voraussetzungen (Computer-Codes etc.) bei der Anfertigung des vorliegenden Gutachtens nicht zur Verfügung standen, wird hier nur der entgegengesetzte Fall studiert: Das homogen im Core verteilte Wasser dampft aus dem Core aus.

Eine ähnliche modellhafte Analyse des Tschernobyl-Unfalls wurde von sowjetischen Experten anlässlich des Chernobyl-4 Post-Accident Review Meetings in Wien (August 1986) vorgelegt [53]. Vergleichsrechnungen amerikanischer Experten mit fortgeschrittenen 3-dimensionalen Core-Modellen bestätigten die Ergebnisse der punktkinetischen Rechnungen.

Eine kurze Beschreibung des zugrundegelegten Modells findet sich im nächsten Abschnitt.

2.2.4 Punktkinetisches Modell zum Wassereinbruch

Zur Beschreibung der wesentlichen physikalischen Phänomene einer rückgekoppelten Leistungsexkursion bei einem Wassereinbruch wurde ein einfaches punktkinetisches Modell entwickelt. Zur Beschreibung der Neutronik wurden 6 Gruppen verzögerter Neutronen wie in [19] verwendet. Der Wärmeübergang in den Brennstoffkugeln wurde durch eine Aufteilung der Kugeln in 6 Schalen, davon 4 mit Brennstoff

(wie in [19]) modelliert. Die spezifischen Daten (Dichte, Wärmeleitfähigkeit) wurden ebenfalls aus [19] entnommen.

Die Wärmeabfuhr aus dem Core durch das Kühlgas wurde vereinfachend als zeitlich konstant angesetzt, da sie in der kurzen Phase der Leistungsexkursion keine wesentliche Rolle spielt. Auch die Oberflächentemperatur der Kugeln wurde als zeitlich konstant angenommen. Dahinter steht die Überlegung, daß diese Annahme annähernd dadurch garantiert sein sollte, daß das verdampfende Wasser die Kühlgas-temperatur konstant hält.

Die Temperaturabhängigkeit des negativen Brennstoff-reaktivitätskoeffizienten wurde ebenfalls aus [19] entnommen.

Die aneinander gekoppelten globalen physikalischen Größen des Modells sind: Leistung, Reaktivität, Wasserdichte, Temperaturen der Kugelzonen, Konzentration der verzögerten Neutronengruppen.

Mit dem geschilderten einfachen physikalischen Modell wurde eine Vielzahl von Fällen durchgerechnet. Dabei wurden sowohl die Materialwerte als auch die Anfangsbedingungen parametrisch verändert. Eine Auswahl von einigen typischen Rechenergebnissen findet sich in den Abbildungen 3 bis 6.

Die aus den abgebildeten Graphen hervorgehenden Leistungsexkursionen zeigen ein relativ einheitliches Muster. In einer ruhig verlaufenden Anfangsphase wird so lange Wasser verdampft, bis der Reaktor prompt kritisch wird. Dann beginnt eine zweite Phase, die als eine gedämpfte Oszillation um eine exponentiell ansteigende Lösung für Leistung und Temperaturen mit annähernd konstanter Reaktivität verstanden werden kann. Dabei kommt es zu einer sehr raschen Verdampfung des restlichen Wassers, die zusammen mit der negativen Rückwirkung der Brennstoff-

temperatur die Leistungsexkursion beendet. Schließlich sinkt die Leistung bei hoher Kugeltemperatur langsam ab, wobei die in den verzögerten Neutronengruppen gespeicherte Leistung das Abklingen bestimmt.

Die während der Leistungsexkursion freigesetzte Energie läßt sich näherungsweise durch folgende Beziehung darstellen:

$$E \approx (c/\gamma)\Delta k \approx 10^8 \Delta k \text{ [Ws]},$$

wobei c die Wärmekapazität des Kugelhaufens, γ einen mittleren Brennstofftemperaturkoeffizienten und Δk [mNile] den nach Abzug der eingebrachten Abschaltreaktivität verbleibenden maximalen Reaktivitätsüberschuß durch den Wassereinbruch bedeuten (d.h. $\Delta k = \Delta k_{\text{max}} - \Delta k_{\text{scram}}$).

2.2.5 Beschreibung unserer Rechnungen zur Leistungsexkursion

Im folgenden werden die Gleichungen des punktkinetischen Modells, die Anfangswerte für den THTR (und an dieser Stelle auch gleich für den AVR) sowie die Computerprogramme angegeben. Außerdem wird der eingeschlagene Rechenweg beschrieben.

Punktkinetisches Modell.

Variable:

N =Leistung/Zelle,(Zelle=Brennstoffkugel+Leervolumen)

Δk =Änderung der Reaktivität

ρ =Wasserdichte bezogen auf das Zellvolumen

T_i =Differenz der Temperatur der i-ten Kugelschale zur Oberflächentemperatur

Radien der Kugelschalen:

$r_0 = 0, r_1 = 1, r_2 = 1,5, r_3 = 2, r_4 = 2,5, r_5 = 2,75, r_6 = 3$ (cm)

c_i =Konzentration der Vorläuferkerne der verzögerten Neutronen der i-ten Gruppe

($i=1,\dots,6$)

Materialkonstanten:

l =Lebensdauer der Neutronen

λ_i =reziproke Lebensdauer der verz. Neutronen der i-ten Gruppe (1/s)

β_i =Anteil der verz. Neutronen der i-ten Gruppe

$\beta = \sum \beta_i$

σ_1 =Wärmeleitzahl der Brennstoffzone der Kugeln

σ_2 =Wärmeleitzahl der zwei äußeren Graphitzonen der Kugeln

c_b =spez. Wärme der Kugeln

ρ_1 =Dichte der Brennstoffzone der Kugeln

ρ_2 =Dichte der zwei äußeren Graphitzonen

γ_1 =Temperaturkoeffizient des Brennstoffs

γ_2 =Temperaturkoeffizient des Moderators

T_0 =Parameter für Brennstofftemp.koeff.

h =Enthalpie des Wassers/Zelle

Die Werte der Materialkonstanten wurden aus dem Sicherheitsbericht für den THTR 300 entnommen (S.5.61-5.63). Der Wert für σ_2 wurde etwas herabgesetzt, um den Wärmeübergang Kugeloberfläche-Helium zu simulieren. Für die spez. Wärme wurde der Wert $c_b = 2.0$ genommen, der sich aus dem Dulong-Petit'schen Gesetz für hohe Temperaturen ergibt.

Die Reaktivitätsänderung mit der Wasserdichte wurde mit einer Parabel angenähert, deren Parameter Δk_{max} =Maximalwert von Δk und ρ_{max} =Wert der Wasserdichte für Δk_{max} aus der mit dem Programm REACT gewonnenen Kurve entnommen wurden.

Geometrische Hilfsgrößen:

Volumen der Kugeln:

$$V_K = \frac{4\pi}{3} r_6^3$$

Volumen der Brennstoffzone:

$$V_B = \frac{4\pi}{3} r_4^3$$

Teilvolumina der Kugelzonen:

$$V_i = \frac{4\pi}{3} (r_i^3 - r_{i-1}^3)$$

Relative Leistung der Zonen:

$$n_i = \begin{cases} \frac{V_i}{V_B} & i = 1 \dots 4 \\ 0 & i = 5, 6 \end{cases}$$

Wärmekapazitäten:

$$\kappa_i = V_i c_b$$

Wärmeleitzahlen:

$$\sigma_i = \begin{cases} \sigma_1 & i \leq 4 \\ \sigma_2 & i > 4 \end{cases}$$

Wärmeübergangszahlen Zone $i \rightarrow$ Zone $i + 1$

$$\lambda_i = \begin{cases} \frac{4\pi r_i^2}{\frac{r_{i+1}-r_i}{2\sigma_{i+1}} + \frac{r_i-r_{i-1}}{2\sigma_i}} & i < 6 \\ \frac{4\pi r_i^2}{\frac{r_i-r_{i-1}}{2\sigma_i}} & i = 6 \end{cases}$$

Temperaturkoeffizienten:

$$\gamma_{1i} = \begin{cases} \frac{V_i}{V_B} \gamma_1 & i = 1 \dots 4 \\ 0 & i = 5, 6 \end{cases}$$

$$\gamma_{2i} = \frac{V_i}{V_K} \gamma_2$$

Gleichungen:

$$\begin{aligned} \dot{N} &= \frac{\Delta k - \beta}{l} N + \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_i \\ \dot{\Delta k} &= \frac{2\Delta k_{max}}{\rho_{max}^2} (\rho_{max} - \rho) \dot{\rho} + \sum_{i=1}^6 (\gamma_{2i} + \gamma_{1i} \frac{1000}{T_0 + T_i}) \dot{T}_i \\ \dot{\rho} &= -\frac{1}{h} H(T_6, K) \\ \dot{T}_1 &= \frac{1}{\kappa_1} (n_1 N - \lambda_1 (T_1 - T_2)) \\ \dot{T}_i &= \frac{1}{\kappa_i} (n_i N + \lambda_{i-1} (T_{i-1} - T_i) - \lambda_i (T_i - T_{i+1})) \quad (i = 2 \dots 5) \\ \dot{T}_6 &= \frac{1}{\kappa_6} (\lambda_5 (T_5 - T_6) - K - H(T_6, K)) \\ \dot{c}_i &= \frac{\beta_i}{l} N - \lambda_i c_i \quad (i = 1 \dots 6) \end{aligned}$$

wobei

$$H(T_6, K) = \begin{cases} \lambda_6 T_6 - K & \rho > 0 \\ 0 & \rho \leq 0 \end{cases}$$

und K die vom Helium abgeführte Wärmemenge darstellt (die der Einfachheit wegen während der Exkursion als konstant angenommen wird).

Anfangsbedingungen: Die Anfangswerte für N , Δk und ρ wurden vorgegeben, ebenso K . Als Anfangswerte der T_i und c_i wurden die für eine stationäre Lösung zur Anfangsleistung N gehörigen gewählt (berechnet).

Berechnung der Reaktivitätsänderung mit der Wasserdichte im Core

Die makroskopischen Wirkungsquerschnitte für zwei Energiegruppen für das wasserfreie homogene Core und die für Wasser der homogenisierten Dichte ρ wurden addiert, ebenso die inversen Diffusionslängen. Der Eigenwert (Buckling) der wasserfreien 2×2 -Diffusionsmatrix wurde für den stationären Reaktor $k = 1$ berechnet. Sodann wurde für jeden Wert der Wasserdichte ρ der thermische Spaltquerschnitt $\nu\Sigma_f$ durch $\nu\Sigma_f(1 - \Delta k)$ ersetzt und Δk so bestimmt, daß sich derselbe Eigenwert ergab wie für das wasserfreie Core.

Die Wirkungsquerschnitte für den AVR-Reaktor wurden uns freundlicherweise von Dr. W. Scherer (KFA-Jülich) zur Verfügung gestellt. Die Wirkungsquerschnitte für den THTR 300 wurden aus der unten angegebenen Arbeit von W. Scherer et. al. bzw. aus den im Sicherheitsbericht angegebenen Daten für die Kernausslegung ermittelt. Die Wirkungsquerschnitte für Wasser wurden aus dem Lehrbuch von Beckurts und Wirtz (s.u.) entnommen.

W. Scherer, H. Gerwin und H. Vogel, *Ein Vergleich von Absorberstabmodellen in zwei- und dreidimensionaler Geometrie am Beispiel des 300 MW_e-THTR-Kernkraftwerkes Schmehausen*, Jül-1383, Feb. 1977.

K.H. Beckurts und K.Wirtz, *Neutron Physics*, Springer Verlag, Berlin, 1964.

Computerprogramme

Die folgenden Programme wurden von uns entwickelt
(Programmiersprache FORTRAN):

REACT

EXCURS

FCTN

OUTPN

Das Programm DRKS für das Runge-Kutta Verfahren wurde der IBM Programm-
bibliothek entnommen.

Das Programm REACT berechnet die Reaktivitätsänderung Δk mit der (als ho-
mogen angenommenen) Wasserdichte ρ im Core. Als Eingabedaten werden makrosko-
pische Wirkungsquerschnitte für zwei Energiegruppen benötigt.

Das Programm EXCURS stellt die Gleichungen für das punktkinetische Modell auf
und löst sie mit dem Runge-Kutta Verfahren. Eingabedaten sind Materialkonstanten
und Anfangswerte für Leistung, Reaktivität und Wasserdichte im Core.

Die Subroutinen FCTN und OUTPN stellen input bzw. output von DRKS zusam-
men.

```

1 PROGRAM EXCURS
2 IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
C-----SOLVES KINETIC EQUATIONS WITH RUNGE-KUTTA
C
3 PARAMETER (NDIM=15)
4 PARAMETER (NRAD=6)
C
C NRAD=NUMBER OF RACIAL ZONES FOR GRAPHITE BALLS
5 PARAMETER (PI=3.141592654D0)
6 PARAMETER (EIGHTP=8.D0*PI, FOURP3=4.D0*PI/3.D0)
C
7 EXTERNAL FCIN
8 EXTERNAL OUTPN
9 INTEGER IHLF, LO
10 DIMENSION PRMT(NDIM), Y(NDIM), DERY(NDIM), AUX(8,NDIM)
11 DIMENSION BETA(7), ALAMBD(6), WDENS(2)
12 COMMON /PARM/ ALAMBD, BETA, WDENS,
I PERIOD, CB, DKMAX, RHOMAX, ENTH, TEMP1, TEMP2, HEL, RCD, TO
C
13 CHARACTER*72 PLTHCR
14 COMMON /PLTXXX/ PLTHDR
C
15 REAL*4 XPL(500), YPL(500,9), XPLMIN, XPLMAX, YPLMIN(4), YPLMAX(4)
16 REAL*8 XO
17 OCCOMMON /PLTCAT/ NPLMAX, NPL, XO, XPLMIN, XPLMAX, YPLMIN, YPLMAX,
I XPL, YPL
C-----
18 OCCOMMON /GEOM/ RAD(0:NRAD), WLEIT(NRAD), WKAP(NRAD), WPRGD(NRAD),
I GAMM(2, NRAD), TPROF(NRAD),
2 GAMMA(2,2), WSPEZ(2), WLEITZ(2), IRAD
C-----NEUTRON DATA
C
C
C NEUTRON LIFETIME:
19 READ(5, '( /1010.2)') PERIOD
C
C DELAYED NEUTRON PARAMETERS:
20 READ(5, '( /6010.2)') ALAMBD
21 READ(5, '( /6010.2)') (BETA(I), I=1,6)
22 WRITE (6, '( " NEUTRON LIFETIME: ', 1P, E12.4)') PERIOD
23 WRITE (6, '( " ')')
24 BETA(7)=0.D0
25 DO 10 I=1,6
26 BETA(7)=BETA(7)+BETA(I)*1.05
27 WRITE (6, '( " BETA ', I1, ' ': ', 1P, E12.4)') I, BETA(I)
28 10 CCNTINUE
29 WRITE (6, '( " ')')
30 DO 20 I=1,6
31 WRITE (6, '( " LAMBDA ', I1, ' ': ', 1P, E12.4)') I, ALAMBD(I)
32 20 CCNTINUE
33 100 CCNTINUE
C
C THERMODYN. DATA

```

```

34 C READ(5,'(/A//5D10.2)',END=200) PLTHDR, CB, WLEITZ, TEMP1, TEMP2
35 READ(5,'(/2D10.2)') (WDENS(I),I=1,2)
C
C
C CB=SPECIFIC HEAT OF GRAPHITE
C WLEITZ=HEAT CONDUCTIVITY OF GRAPHITE
C TEMP1=TEMPERATURE COEFF. OF FUEL
C TEMP2=TEMPERATURE COEFF. OF GRAPHITE
36 IF (CB.LT.0.D0) GOTO 200
C
C-----COMPUTATION OF THERMODYNAMIC DATA FOR RADIAL ZONES
37 GAMMA(1,1)=TEMP1
38 GAMMA(1,2)=+0.000
39 GAMMA(2,1)=TEMP2
40 GAMMA(2,2)=TEMP2
41 WSPEZ(1)=CB
42 WSPEZ(2)=WSPEZ(1)
C-----
43 IRAD=4
44 RAD(0)=0.00
45 RAD(1)=1.00
46 RAD(2)=1.500
47 RAD(3)=2.00
48 RAD(4)=2.500
49 RAD(5)=2.7500
50 RAD(6)=3.00
C-----
51 GMM1=GAMMA(1,1)
52 GMM2=GAMMA(2,1)
53 WLZ=WLEITZ(1)
54 WSPZ=WDENS(1)*WSPEZ(1)
55 VCLN=RAD(NRAD)**3
56 VOLI=RAD(IRAD)**3
57 STPROF=0.00
58 SWPROD=0.00
59 STEMP=0.00
60 DO 1 I=1, NRAD
61 WKAP(I)=WSPZ*(RAD(I)**3-RAD(I-1)**3)*FOURP3
62 GAMM(1,I)=GMM1*(RAD(I)**3-RAD(I-1)**3)/VOLI
63 GAMM(2,I)=GMM2*(RAD(I)**3-RAD(I-1)**3)/VOLI
64 XX=(RAD(I)-RAD(I-1))/WLZ
65 IF (I.GT.1) THEN
66 WLEIT(I-1)=EIGHTP*RAD(I-1)**2/(XX+YY)
67 TPRCF(I-1)=SWPROD/WLEIT(I-1)
68 STPROF=STPRCF+TPROF(I-1)
69 END IF
70 YY=XX
71 IF (I.LE.IRAD) THEN
72 WPROD(I)=(RAD(I)**3-RAD(I-1)**3)/VOLI
73 SWPROD=SWPROD+WPROD(I)
74 ELSE
75 WPROD(I)=0.00
76 END IF
77 IF (I.EQ.IRAD) THEN
78 GMM1=GAMMA(1,2)
79 GMM2=GAMMA(2,2)
80 WLZ=WLEITZ(2)
81 WSPZ=WDENS(2)*WSPEZ(2)
82 END IF

```



```

1 SUBROUTINE DRKS (PRMT, Y, DERY, NDIM, IHLF, FCT, QUIT, AUX)
2 IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
3 DIMENSION Y(10), DERY(10), AUX(8,10), A(4), B(4), C(4), PRMT(10)
4 INTEGER NDIM, IHLF
5 DO 1 I=1, NDIM
6   1 AUX(8, I) = 0.0666666666666666667D0 * DERY(I)
7   X = PRMT(1)
8   XEND = PRMT(2)
9   H = PRMT(3)
10  PRMT(5) = 0.
11  CALL FCT(X, Y, DERY)
12  IF (H * (XEND - X)) 38, 37, 2
13  2 A(1) = .5D0
14  A(2) = .29289321881345248D0
15  A(3) = 1.7071067811865475D0
16  A(4) = .166666666666666667D0
17  B(1) = 2.0D0
18  B(2) = 1.0D0
19  B(3) = 1.0D0
20  B(4) = 2.0D0
21  C(1) = .5D0
22  C(2) = .29289321881345248D0
23  C(3) = 1.7071067811865475D0
24  C(4) = .5D0
25  DO 3 I=1, NDIM
26  AUX(1, I) = Y(I)
27  AUX(2, I) = DERY(I)
28  AUX(3, I) = 0.0D0
29  3 AUX(6, I) = 0.0D0
30  IREC = 0
31  H = H + H
32  IHLF = -1
33  ISTEP = 0
34  IEND = 3
35  4 IF ((X + H - XEND) * H) 7, 6, 5
36  5 H = XEND - X
37  6 IEND = 1
38  7 CALL QUIT(X, Y, DERY, IREC, NDIM, PRMT)
39  IF (PRMT(5)) 4C, 8, 4C
40  8 ITEST = 0
41  9 ISTEP = ISTEP + 1
42  J = 1
43  10 AJ = A(J)
44  BJ = B(J)
45  CJ = C(J)
46  DO 11 I=1, NDIM
47  R1 = H * DERY(I)
48  R2 = AJ * (R1 - BJ * AUX(6, I))
49  Y(I) = Y(I) + R2
50  R2 = R2 + R2 + R2
51  11 AUX(6, I) = AUX(6, I) + R2 - CJ * R1
52  IF (J - 4) 12, 15, 15
53  12 J = J + 1
54  IF (J - 3) 13, 14, 13
55  13 X = X + .5D0 * H

```

```

25      14 CALL FCT(X,Y,DERY)
57      GOTO 10
58      15 IF( ITEST)16,16,20
59      16 DO 17 I=1,NDIM
60      17 AUX(4,I)=Y(I)
61      ITEST=1
62      ISTEP=ISTEP+ISTEP-2
63      18 IHLF=IHLF+1
64      X=X-H
65      H=.5D0*H
66      DO 19 I=1,NDIM
67      Y(I)=AUX(1,I)
68      DERY(I)=AUX(2,I)
69      19 AUX(6,I)=AUX(3,I)
70      GOTO 3
71      20 IMOD=ISTEP/2
72      IF(ISTEP-IMOD-IMOD)21,23,21
73      21 CALL FCT(X,Y,DERY)
74      DO 22 I=1,NDIM
75      AUX(5,I)=Y(I)
76      22 AUX(7,I)=DERY(I)
77      GOTO 9
78      23 DELT=J.DO
79      DO 24 I=1,NDIM
C 24 DELT=DELT+AUX(8,I)*DABS(AUX(4,I)-Y(I))
24 DELT=DELT+CABS(AUX(4,I)-Y(I))/(CABS(AUX(4,I))+DABS(Y(I))+1.D-40)
81      IF(DELT-PRMT(4))28,28,25
82      25 IF(IHLF-10)26,26,36
83      26 DO 27 I=1,NDIM
84      27 AUX(4,I)=AUX(5,I)
85      ISTEP=ISTEP+ISTEP-4
86      X=X-H
87      IEND=J
88      GOTO 18
89      28 CALL FCT(X,Y,DERY)
90      DO 29 I=1,NDIM
91      AUX(1,I)=Y(I)
92      AUX(2,I)=DERY(I)
93      AUX(3,I)=AUX(6,I)
94      Y(I)=AUX(5,I)
95      29 DERY(I)=AUX(7,I)
96      CALL OUTP(X-H,Y,DERY,IHLF,NDIM,PRMT)
97      IF(PRMT(5))40,30,40
98      30 DO 31 I=1,NDIM
99      Y(I)=AUX(1,I)
100     31 DERY(I)=AUX(2,I)
101     IREC=IHLF
102     IF(IEND)32,32,39
103     32 IHLF=IHLF-1
104     ISTEP=ISTEP/2
105     H=H+H
106     IF(IHLF)4,33,33
107     33 IMOD=ISTEP/2
108     IF(ISTEP-IMOD-IMOD)4,34,4
109     34 IF(DELT-.02D0*PRMT(4))35,35,4
110     35 IHLF=IHLF-1
111     ISTEP=ISTEP/2
112     H=H+H
113     GOTO 4
114     36 IHLF=11
115     CALL FCT(X,Y,DERY)

```

```

116     GOTO 39
117     37 IHLF=12
118     GOTO 39
119     38 IHLF=13
120     39 CALL OUTP(X,Y,DERY,IHLF,NDIM,PRMT)
121     40 RETURN
122     END

```

```

2      IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
      C
      C
      C
3      DETERMINES DIFF. EQUS. FOR DRKS
4      PARAMETER (NDIM=15)
      PARAMETER (NRAD=6)
      C
      C
      C
      C
      C
      C
      C
5      Y(1)=POWER/BALL
6      Y(2)=CENTRAL TEMPERATURE
7      Y(3)=REACTIVITY
      Y(4)=WATER DENSITY
      Y(5) - Y(10) DELAYED NEUTRONS
      Y(11) - Y(15) TEMPERATURES OF RACIAL ZONES 2 - 6
      C
5      DIMENSION DERY(NDIM), Y(NDIM)
6      DIMENSION BETA(7), ALAMBDA(6), WDENS(2)
7      COMMON /PARM/ ALAMBDA, BETA, WDENS,
      PERIOD, CB, DKMAX, RHOMAX, ENTH, TEMP1, TEMP2, HEL, RCD, TC
      C-----
8      COMMON /GECM/ RAD(0:NRAD), WLEIT(NRAD), WKAP(NRAD), WPRCD(NRAD)
      1      GAMM(2,NRAD), TPROF(NRAD),
      2      GAMMA(2,2), WSPEZ(2), WLEITZ(2), IRAD
      C-----
9      DATA RHCRT/.4D-2/
      C-----
10     CDERY(1)=1.0D-5*Y(1)*(Y(3)-BETA(7))/PERIOD
      1      +Y(5)*ALAMBDA(1)
      2      +Y(6)*ALAMBDA(2)
      3      +Y(7)*ALAMBDA(3)
      4      +Y(8)*ALAMBDA(4)
      5      +Y(9)*ALAMBDA(5)
      6      +Y(10)*ALAMBDA(6)
11     YYY=(Y(2)-Y(11))*WLEIT(1)
12     DERY(2)=(Y(1)*WPRCD(1)-YYY)/WKAP(1)
13     DO 10 I=2,5
14         ZZZ=(Y(I+9)-Y(I+10))*WLEIT(I)
15         DERY(I+9)=(Y(1)*WPRCD(I)+YYY-ZZZ)/WKAP(I)
16         YYY=ZZZ
17     10 CONTINUE
18     IF (Y(4).GE.RHCRT) THEN
19         ZZZ=Y(15)*WLEIT(6)-HEL
20     ELSEIF (Y(4).GT.0.D0) THEN
21         ZZZ=(Y(15)*WLEIT(6)-HEL)*(Y(4)/RHCRT)
22     ELSE
23         ZZZ=0.
24     ENDIF
25     DERY(15)=(YYY-HEL-ZZZ)/WKAP(6)
26     DERY(4)=-ZZZ/ENTH
27     CDERY(3)=2.0D*DKMAX/RHOMAX**2*(RHOMAX-Y(4))*DERY(4)
      1      +(GAMM(2,1)+GAMM(1,1)*1000.D0/(TC+Y(2)))*DERY(2)
28     DO 20 I=2,6
29     C      DERY(3)=DERY(3)
      1      +(GAMM(2,I)+GAMM(1,I)*1000.D0/(TC+Y(I+9)))*DERY(I+9)
30     20 CONTINUE
      C
31     DERY(5)=Y(1)*BETA(1)/PERIOD-Y(5)*ALAMBDA(1)
32     DERY(6)=Y(1)*BETA(2)/PERIOD-Y(6)*ALAMBDA(2)
33     DERY(7)=Y(1)*BETA(3)/PERIOD-Y(7)*ALAMBDA(3)
34     DERY(8)=Y(1)*BETA(4)/PERIOD-Y(8)*ALAMBDA(4)
35     DERY(9)=Y(1)*BETA(5)/PERIOD-Y(9)*ALAMBDA(5)
36     DERY(10)=Y(1)*BETA(6)/PERIOD-Y(10)*ALAMBDA(6)
37     RETURN
38     END

```

```

1 SUBROUTINE OUTPN(X,Y,DERY,IHLF,NDIM,PRMT)
2 IMPLICIT REAL*8 (A-H,O-Z)
3 DIMENSION Y(NDIM), DERY(NDIM), PRMT(10)
4 INTEGER IHLF
5 C
6 REAL*4 XPL(500), YPL(500,9), XPLMIN, XPLMAX, YPLMIN(4), YPLMAX(4)
7 REAL*8 XO
8 COMMON /PLTDAT/ NPLMAX, NPL, XC, XPLMIN, XPLMAX, YPLMIN, YPLMAX,
9 XPL, YPL
10 C
11 IF (IHLF.LE.10) THEN
12 IF (X-PRMT(1).LT.XO*PRMT(3)) THEN
13 RETURN
14 ELSE
15 XO=XO+1.DC
16 ENDIF
17 ENDIF
18 WRITE (6, '(10 VALUE OF X: ',1P,E12.4)') X
19 WRITE (6, '(3X,1P,8D12.4)') (Y(J),J=1,NDIM)
20 WRITE (6, '(3X,1F,8D12.4)') (DERY(J),J=1,NDIM)
21 WRITE (6, '(I3) ') IHLF
22 IF (NPL.LT.NPLMAX) THEN
23 NPL=NPL+1
24 XPL(NPL)=X
25 YPL(NPL,1)=DLOG10(Y(1))
26 YPL(NPL,2)=CLCG10(Y(2))
27 YPL(NPL,3)=Y(3)
28 YPL(NPL,4)=Y(4)
29 DO 1 I=5,9
30 YPL(NPL,I)=DLOG10(Y(I+6))
31 CONTINUE
32 IF (NPL.EC.1) THEN
33 XPLMIN=XPL(NPL)
34 XPLMAX=XPL(NPL)
35 DO 2 I=1,4
36 YPLMIN(I)=YPL(NPL,I)
37 YPLMAX(I)=YPL(NPL,I)
38 CONTINUE
39 ELSE
40 IF (XPLMIN.GT.XPL(NPL)) XPLMIN=XPL(NPL)
41 IF (XPLMAX.LT.XPL(NPL)) XPLMAX=XPL(NPL)
42 DO 3 I=1,4
43 IF (YPLMIN(I).GT.YPL(NPL,I)) YPLMIN(I)=YPL(NPL,I)
44 IF (YPLMAX(I).LT.YPL(NPL,I)) YPLMAX(I)=YPL(NPL,I)
45 CONTINUE
46 ENDIF
47 ENDIF
48 RETURN
49 END
50

```

```

C-----COMPUTES BUCKLING AND REACTIVITY WITH WATER
C     TWC ENERGY GROUPS, HOMOGENEOUS CORE
2
3     IMPLICIT REAL*8 (A-H, O-Z)
C     INTEGER M, NPL
C     M=NUMBER OF X-VALUES
4
C     REAL RES, X, DX, DK
C
C     X=WATER DENSITY
C     DX= STEPWIDTH FOR X
C     DK=REACTIVITY CHANGE
5
C     DIMENSION RMAT(2,2), DMAT(2,2), SMAT(2,2), WSMAT(2,2),
C     LWDMAT(2,2), VEC(2)
C
C     RMAT = COEFFICIENT MATRIX FOR DIFFUSION EQUS. WITH WATER
C     DMAT CONTAINS INVERSE OF DIFFUSION COEFFICIENTS FOR GRAPHITE
C     WDMAT CONTAINS INVERSE OF DIFFUSION COEFFICIENTS FOR WATER
C     SMAT CONTAINS CROSS SECTIONS FOR FUEL AND GRAPHITE
C     WSMAT CONTAINS CROSS SECTIONS FOR WATER
C     VEC = EIGENVECTOR FOR NEUTRON FLUX
6
7     CHARACTER*70 DESCR
8     REAL*4 XPL(500), YPL(500), XPLMIN, XPLMAX, YPLMIN, YPLMAX
9     COMMON /PLTDAT/ NPLMAX, NPL, XPLMIN, XPLMAX, YPLMIN, YPLMAX,
10    1 XPL, YPL
C
C
9     100 CONTINUE
C-----READ X VALUES
10    READ (5, '(I3,A)') M, DESCR
11    READ (5, '(8E10.3)') DX
C-----
12    IF (DX.LT.0.D0) GOTO 200
C-----
13    WRITE (6,*)'REAKTIVITÄT BEI WASSEREINBRUCH'
C-----READ MACROSCOPIC CROSS SECTIONS
14    DO 1 I=1,2
15    READ (5, '(8E10.3)') (SMAT(I,J),J=1,2)
16    1 CONTINUE
17    DO 2 I=1,2
18    READ (5, '(8E10.3)') (DMAT(I,J),J=1,2)
19    2 CONTINUE
20    DO 3 I=1,2
21    READ (5, '(8E10.3)') (WSMAT(I,J),J=1,2)
22    3 CONTINUE
23    DO 4 I=1,2
24    READ (5, '(8E10.3)') (WDMAT(I,J),J=1,2)
25    4 CONTINUE
C-----PRINT MATRICES
26    WRITE (6,*)'SMAT'
27    WRITE (6, '(11',8I12)')(J,J=1,2)

```

```

28 DO 7 I=1,2
29 WRITE (6, '(I3.1P,8E12.4)') I, (SMAT(I,J),J=1,2)
30 7 CONTINUE
31 WRITE (6,*) 'DMAT'
32 WRITE (6, '(I11,8I12)') (J,J=1,2)
33 DO 8 I=1,2
34 WRITE (6, '(I3.1P,8E12.4)') I, (CMAT(I,J),J=1,2)
35 8 CONTINUE
36 WRITE (6,*) 'WSMAT'
37 WRITE (6, '(I11,8I12)') (J,J=1,2)
38 DO 9 I=1,2
39 WRITE (6, '(I3.1P,8E12.4)') I, (WSMAT(I,J),J=1,2)
40 9 CONTINUE
41 WRITE (6,*) 'WDMAT'
42 WRITE (6, '(I11,8I12)') (J,J=1,2)
43 DO 10 I=1,2
44 WRITE (6, '(I3.1P,8E12.4)') I, (WDMAT(I,J),J=1,2)
45 10 CONTINUE
46 NPLMAX=M
47 NPL=0
48 DO 11 L=1,M+1
49 R=FLOAT(L-1)
50 X=R*DX
51 DO 12 K=1,2
52 DO 13 J=1,2
53 RMAT(K,J)=(SMAT(K,J)+WSMAT(K,J)*X)*(DMAT(K,K)+WDMAT(K,K)*X)
54 13 CONTINUE
55 12 CONTINUE
56 SP=RMAT(1,1)+RMAT(2,2)
57 DET=RMAT(1,1)*RMAT(2,2)-RMAT(1,2)*RMAT(2,1)
58 RES=(SP+DSQRT(SP**2-4*DET))/2.DO
59 IF (L.EQ.1) THEN
60 BM=RES
61 ENDIF
62 DK=1.05*(BM*SP-BM**2-DET)/(RMAT(1,2)*RMAT(2,1))
63 VEC(1)=1.00
64 VEC(2)=(BM-RMAT(1,1))/RMAT(1,2)
65 WRITE (6, '(I10 VALUE OF X: I1,1P,E12.4)') X
66 WRITE (6, '(I10 VALUE OF DK: I1,1P,E12.4)') DK
67 WRITE (6, '(I10 BUCKLING: I1,1P,E12.4)') RES
68 WRITE (6, '(I10 NEUTRON FLUX: I1)')
69 WRITE (6, '(I3X,1P,8E12.4)') (VEC(I),I=1,2)
70 NPL=L
71 XPL(NPL)=X
72 YPL(NPL)=DK
73 IF (NPL.EQ.1) THEN
74 XPLMIN=XPL(NPL)
75 XPLMAX=XPL(NPL)
76 YPLMIN=YPL(NPL)
77 YPLMAX=YPL(NPL)
78 ELSE
79 IF (XPLMIN.GT.XPL(NPL)) XPLMIN=XPL(NPL)
80 IF (XPLMAX.LT.XPL(NPL)) XPLMAX=XPL(NPL)
81 IF (YPLMIN.GT.YPL(NPL)) YPLMIN=YPL(NPL)
82 IF (YPLMAX.LT.YPL(NPL)) YPLMAX=YPL(NPL)
83
84
85
86
87 ENDIF
88 11 CONTINUE
89
90 C-----
91 C-----
92 C-----
93 C-----
94 C-----
95 C-----
96 C-----
97 C-----
98 C-----
99 C-----
100 C-----
101 C-----
102 C-----
103 C-----
104 C-----
105 C-----
106 C-----
107 C-----
108 C-----
109 C-----
110 C-----
111 C-----
112 C-----
113 C-----
114 C-----
115 C-----
116 C-----
117 C-----
118 C-----
119 C-----
120 C-----
121 C-----
122 C-----
123 C-----
124 C-----
125 C-----
126 C-----
127 C-----
128 C-----
129 C-----
130 C-----
131 C-----
132 C-----
133 C-----
134 C-----
135 C-----
136 C-----
137 C-----
138 C-----
139 C-----
140 C-----
141 C-----
142 C-----
143 C-----
144 C-----
145 C-----
146 C-----
147 C-----
148 C-----
149 C-----
150 C-----
151 C-----
152 C-----
153 C-----
154 C-----
155 C-----
156 C-----
157 C-----
158 C-----
159 C-----
160 C-----
161 C-----
162 C-----
163 C-----
164 C-----
165 C-----
166 C-----
167 C-----
168 C-----
169 C-----
170 C-----
171 C-----
172 C-----
173 C-----
174 C-----
175 C-----
176 C-----
177 C-----
178 C-----
179 C-----
180 C-----
181 C-----
182 C-----
183 C-----
184 C-----
185 C-----
186 C-----
187 C-----
188 C-----
189 C-----
190 C-----
191 C-----
192 C-----
193 C-----
194 C-----
195 C-----
196 C-----
197 C-----
198 C-----
199 C-----
200 CALL ENDFR
STOP
END

```

PERIOD	LAMBDA1	LAMBDA2	LAMBDA3	LAMBDA4	LAMBDA5	LAMBDA6
7.0-4						
1.248D-2	3.130D-2	1.1704D-1	3.0457D-1	1.1300	2.8977D0	
BETA1	BETA2	BETA3	BETA4	BETA5	BETA6	
2.13D-4	11.72D-4	10.33D-4	18.40-4	5.06D-4	1.98D-4	

THTR	FALL	1	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
CB			0.272	0.100	-2.0	-0.0		
WDENS1			1.70					
HEL			RCD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	
5.02			-2.0D3	3.05	500.	3.4D3	2.0D-2	
PRMT1			PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5		
0.			20.	1.0-1	1.0-3	0.00		
Y1								
1.1D3								
Y3			Y4(+2RHOMAX)					
0.03			0.00-2					

THTR	FALL	2	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
CB			0.272	0.100	-2.0	-0.0		
WDENS1			1.70					
HEL			RCD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	
5.02			-2.0D3	3.05	500.	4.5D3	2.5D-2	
PRMT1			PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5		
0.			15.	1.0-1	1.0-3	0.00		
Y1								
1.1D3								
Y3			Y4(+2RHOMAX)					
0.03			0.00-2					

THTR	FALL	3	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
CB			0.272	0.100	-2.0	-0.0		
WDENS1			1.70					
HEL			RCD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	
2.02			-0.0D3	3.05	500.	3.4D3	2.0D-2	
PRMT1			PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5		
0.			15.	1.0-1	1.0-3	0.00		
Y1								
3.7D2								
Y3			Y4(+2RHOMAX)					
0.03			0.00-2					

THTR	FALL	4	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
CB			0.272	0.100	-2.0	-0.0		
WDENS1			1.70					
HEL			RCD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	

FILE: EXC INPUT

2.0D2	-0.0D3	3.0D5	50C.	4.5D3	2.5D-2
PRMT1	PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5	
0.	15.	5.0-1	1.0-3	0.00	
Y1	Y2	Y3	Y4(+2RHOMAX)		
3.7D2					
Y3	Y4(+2RHOMAX)				
0.03	0.0D-2				

AVR FALL 1

CB	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
2.0	0.272	0.100	-0.7	-5.1		
WDENS1	WDENS2					
1.86	1.70					
HEL	ROD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	
1.0D2	0.0D3	3.7D5	50C.	5.4D3	2.5D-2	
PRMT1	PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5		
0.	2C.	1.0-1	1.0-3	0.00		
Y1						
3.2D2	Y4(+2RHOMAX)					
Y3	0.0D-2					
0.03						

AVR FALL 2

CB	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
2.0	0.272	0.100	-0.7	-5.1		
WDENS1	WDENS2					
1.86	1.70					
HEL	ROD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	
1.0D1	0.0D3	3.7D5	50C.	5.4D3	2.5D-2	
PRMT1	PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5		
0.	40.	1.0-1	1.0-3	0.00		
Y1						
3.2D1	Y4(+2RHOMAX)					
Y3	0.0D-2					
0.03						

AVR FALL 3

CB	WLEITZ1	WLEITZ2	TEMP1	TEMP2		
2.0	0.272	0.100	-0.7	-5.1		
WDENS1	WDENS2					
1.86	1.70					
HEL	ROD	ENTH	TO	DKMAX	RHOMAX	
1.0D2	-3.0D3	3.7D5	50C.	5.4D3	2.5D-2	
PRMT1	PRMT2	PRMT3	PRMT4	PRMT5		
0.	8C.	1.0-0	1.0-3	0.00		
Y1						
3.2D2	Y4(+2RHOMAX)					
Y3	0.0D-2					
0.03						

FILE: REACT INPUT

60AVR GEMITTELT

1.0	D-3		
-1.9979D-3	3.2653D-3		
1.7086D-3	-2.0632D-3		
4.6428D-1	0.0000D+0		
0.0000D+0	6.1582D-1		
-0.0750D+0	0.0	D+0	
0.0750D+0	-0.014	D+0	
1.675	0.0	D+C	
0.0	7.04	D+C	
60GLEICHGEWICHT SCORE			
1.0	D-3		
-2.7706D-3	4.3366D-3		
2.1310D-3	-3.1331D-3		
4.6488D-1	0.0000D+0		
0.0000D+0	5.7771D-1		
-0.0750D+0	0.0	D+0	
0.0750D+0	-0.014	D+0	
1.675	0.0	D+C	
0.0	7.04	D+0	
60ERSTCORE			
1.0	D-3		
-2.3250D-3	4.4906D-3		
1.9482D-3	-3.2244D-3		
4.6488D-1	0.0000D+0		
0.0000D+0	5.7771D-1		
-0.0750D+0	0.0	D+0	
0.0750D+0	-0.014	D+0	

2.2.6 Ergebnisse der punktkinetischen Rechnungen

Die Ergebnisse zeigen eine nukleare Leistungsexkursion im Sekundenbereich, deren Höhe und Energiefreisetzung im wesentlichen durch die Größe des Reaktivitätsüberschusses, die Wärmekapazität der Brennelemente und den Temperaturkoeffizienten bestimmt werden*).

Die anfangs mehr oder weniger gleichmäßig verlaufende Verdampfung des Wassers steigt rapide an, sobald der Reaktor prompt kritisch wird ($\Delta k \geq 0,5$ Nile). Von diesem Moment an wird das verbliebene Wasser schlagartig (innerhalb 1-2 Sekunden) verdampft.

Die typische Höhe der Leistungsexkursion liegt bei etwa 50 - 100-facher Nennleistung und einem Temperaturanstieg der Brennelemente um ca. 500 - 1000 °C.

Die damit verbundene kurzzeitige Energiefreisetzung von etwa 50.000 - 100.000 MWs, wie sie nach [51], [53] beim Tschernobyl-Unglück auftrat, ist auch beim THTR 300 nicht beherrschbar. Alleine der durch die Aufheizung des Kühlsystems bedingte Druckanstieg würde die Behälterabschlüsse des SBB zerstören. Hinzu kommen starke mechanische Kräfte auf die Kugeln im Core durch die explosionsartige Verdampfung von etwa 2 t Wasser innerhalb 1-2 Sekunden. In der Tat ist zu erwarten, daß die resultierende Expansion des Kugelhaufens mehr zur Begrenzung der Leistungsexkursion beitragen wird als ein Ausströmen des Wasserdampfes aus dem Core.

Die Dauer der Exkursion ist vom Wärmeübergang Brennstoff - Wasser, der Wärmekapazität der Brennelemente und dem Void-Koeffizienten $d\Delta k/d\rho$ abhängig. So bewirkt etwa eine höhere

*) abgesehen von mittel- und langfristigen Phänomenen wie Xe- und U 233-Konzentration etc.

Wärmekapazität eine höhere Energiefreisetzung, wirkt also störfallverschärfend.

Die Anfangsbedingungen bestimmen nur den Zeitpunkt der Exkursion. Einige typische Rechenergebnisse finden sich in den Abbildungen 3 bis 6.

Die in den Abbildungen erkennbaren Oszillationen können als gedämpfte Schwingungen um eine exponentiell ansteigende Lösung mit konstantem Reaktivitätsüberschuß Δk theoretisch leicht verstanden werden. Derartige Oszillationen finden sich auch in der Tschernobyl-Rechnung der sowjetischen Experten (vergl. Abb. 7). Die große Ähnlichkeit der sowjetischen Ergebnisse mit den hier gewonnenen deutet darauf hin, daß eine ähnliche mathematisch-physikalische Modellierung zugrundegelegt wurde.

Das bedeutet noch nicht, daß der tatsächliche Verlauf des Tschernobyl-Unfalls oder eines möglichen Unfalls beim THTR 300 realistisch wiedergegeben wird. Vielmehr sind wir uns der vielen Unzulänglichkeiten derartig vereinfachter Modelle durchaus bewußt und halten deshalb detaillierte Studien mit halbwegs realistischer Modellierung der anlagenspezifischen Verhältnisse für notwendig. Der Sinn der hier vorgelegten Rechnungen kann nur darin bestehen, das Potential zu nicht beherrschbaren Leistungsexkursionen am THTR 300 aufzuzeigen.

2.2.7 Störfallszenarien zum großen Wassereinbruch

Das in Abschnitt 2.2.3 diskutierte "Tschernobyl-Syndrom" des THTR 300 ist selbstverständlich nur von Bedeutung, falls es realistische Störfallszenarien gibt, bei denen erstens entsprechend große Mengen Wasser ins Core gelangen und zweitens nicht rechtzeitig ausreichende Abschalt-

reaktivität eingebracht wird, den vom Wasser herrührenden Reaktivitätszuwachs zu neutralisieren.

Es gibt eine Reihe von "hypothetisch" anmutenden Szenarien, bei denen der Ausfall mehrerer aktiver Sicherheitssysteme unterstellt wird. Dabei ist allerdings zu beachten, daß die "Hypothetizität" derartiger Szenarien erst nach einer vollständigen probabilistischen Fehlerbaumanalyse entschieden werden könnte. Die einzige gründliche Studie dieser Art [34] bezieht sich auf den "hypothetischen" Reaktor HTR 1160, der sich in wesentlichen Punkten vom THTR 300 unterscheidet. Zudem wurden auch in dieser Risikoanalyse die hier angesprochenen "großen" Wassereinbrüche nicht in Betracht gezogen. Neuere Forschungsergebnisse [42],[43] und aktualisierte Ausfallraten (z.B. für die Feuchtemessung, das Corestabsystem etc.) wären zu berücksichtigen.

Dessenungeachtet sollen nachfolgend drei Szenarien entworfen werden, die unseres Ermessens nicht ohne weiteres als "hypothetisch" eingestuft werden können. Diese Szenarien sind als typisch für die oben angesprochenen positiven Rückkoppelungsmechanismen anzusehen.

i) Szenario A

Durch ein kleines Leck treten bei abgeschaltetem Reaktor 10 - 20 t Wasser aus einem DE aus und sammeln sich im unteren Teil des SBB, u.a. im Kugelabzugsrohr, ähnlich wie im Falle des "klassischen" AVR-Wassereinbruchs. Es wird angenommen, daß das eingedrungene Wasser nicht detektiert wird.*)

*) Feuchtedetektoren entweder nicht wirksam oder ausgefallen

Beim Kaltstart wird das Wasser durch die Gebläse aufgrund des sich aufbauenden Kühlgas-Druckabfalls im Kugelhaufen von unten (z.B. Kugelabzug) ins Core gedrückt, wo es verdampft. Dieser Vorgang wird sehr turbulent verlaufen, wobei das eindringende Wasser versprüht wird. Bei allmählich steigender Leistung kann es durch die positive Rückkoppelung zwischen Leistung und Verdampfung des Wassers zu einer nicht beherrschbaren Instabilität kommen. Als besonders ungünstig erscheint dabei, daß die zur Kompensation der Überschußreaktivität eingefahrenen Corestäbe den Neutronenfluß nach unten in die Zone des eindringenden Wassers drücken.

ii) Szenario B

Ausgangssituation ist der Reaktor im Leistungsbetrieb. An einem DE kommt es zu einem großen Leck (> 20 kg/sec), z.B. an einer FD-Leitung*). Die Detektion durch die Kühlgas-Feuchtemessung fällt aus.

Als zweites Anregekriterium des RSS ist der Kaltgasdruck vorgesehen. Aufgrund druckvermindernder Kondensationseffekte kann es jedoch vor Ansprechen des Druckkriteriums zur Auslösung des RSS durch die Neutronenflußmessung aufgrund des positiven Reaktivitätseffektes des ins Core eindringenden Wasserdampfes kommen.

Als Folge kommt es zur Reaktorschnellabschaltung durch das Reflektorstabsystem und Einleitung der sogenannten Schnellabfahrprozedur. Dabei wird der Kühlgasstrom durch das Core reduziert, der Wassereinbruch - jedoch nicht als solcher erkannt - hält an. Aufgrund der eintretenden Abkühlung (RSA und weitere Wasserzufuhr)

*) eventuell auch Speisewasserleitung

kann die Situation eintreten, daß der obere Teil des Cores durch Wasser, das in Form kleiner Tröpfchen eindringt, "kaltgefahren" wird, vergleiche [42],[43].

Der Dampfdruck des im Core verdampfenden Wassers behindert das Eindringen der "Kaltfront" ins Core, so daß sich zwei deutlich unterschiedene Corezonen ausbilden. Oben befindet sich eine "kalte" Zone mit hoher Wasserdichte ($\rho > \rho_{\max}$), unten dagegen eine "heiße" Zone ($\rho < \rho_{\max}$), wobei die große Wärmekapazität des Cores eine wichtige Rolle spielt.

Diese Situation ist nicht sehr stabil gegen einen Ausgleich der Wasserdichte in den zwei Zonen. So kann es z.B. durch einen Abbruch der Wasserzufuhr (Detektion des Wassereinbruchs) zu einem derartigen Ausgleich kommen. Dabei wandern die beiden Core-Zonen rückgekoppelt von der jeweiligen Seite auf das Maximum der Δk -Kurve zu.

Zieht man die reduzierte Wirkung der Reflektorstäbe und evtl. teilweise eingefahrener Corestäbe beim Wassereinbruch [47], [48] in Betracht, so reicht unter ungünstigen Umständen die eingebrachte negative Abschaltreaktivität nicht aus, eine explosive Leistungsexkursion zu verhindern.

Ein Störfallverlauf wie hier entworfen, könnte etwa durch die in Abb. 3 und 4 angegebenen Lösung des punktkinetischen Modells beschrieben werden. Diese geht wie ersichtlich von einem Anfangszustand mit Nennleistung und eingebrachter negativer Scram-Reaktivität von ca. 2 Nile aus.

iii) Szenario C

Beim Kaltstart (Dauer etwa 7 h [54]) kommt es zu einem mittleren Leck (5 - 10 kg/sec). Die Detektion unterbleibt aufgrund der eingeschränkten Erkennungsmöglichkeiten (Beaufschlagung der Staubfilter vor den Feuchtemeßgeräten mit Wasser; niedrige Temperaturen). Die fortschreitende Reaktivitätszufuhr durch Eindringen des Wassers (in Form von Wassertröpfchen) wird durch Handregelung der Corestäbe ausgeglichen und damit nicht erkannt.

Die Situation wird umso instabiler, je weiter das Maximum der Δk -Kurve überschritten wird. Durch rückgekoppelte Verdampfung des im Core befindlichen Wassers kann es jederzeit zu einer unkontrollierten Leistungsexkursion kommen. Die Abbildungen 5 und 6 illustrieren das hier geschilderte Szenario.

Die hier entworfenen Szenarien sind als "Gedankenexperimente" zu verstehen. Um zu zeigen, daß sie und andere denkbare Szenarien nicht zu schweren Unfällen führen können, bedarf es entweder überzeugender Argumente dafür, daß sie aus anlagentechnischen Gründen (quasi deterministisch) ausgeschlossen sind, oder realer Experimente, die die Beherrschbarkeit der beschriebenen Situationen nachweisen.

Solange dies aussteht, muß angesichts der bereits angesammelten Erfahrungen mit Hochtemperaturreaktoren ein Wassereinbruch der hier angesprochenen Dimension mit seinen Folgen in Betracht gezogen werden.

2.2.8 Verbesserungsvorschläge

Eine naheliegende Schutzmaßnahme gegen einen Reaktivitätsanstieg bei Wassereinbruch besteht in der Zugabe einer Substanz zum Wasser, die Neutronen absorbiert. Dies wird z.B. in [56] vorgeschlagen. Allerdings dürfte es nicht leicht sein, eine Substanz zu finden, die weder zu korrosiven Prozessen bzw. Ablagerungen im Wasser-Dampf-Kreislauf führt (z.B. Borierung), noch bei Verdampfung zurückbleibt. Jedenfalls ist uns keine solche Substanz bekannt.

Eine weitere präventive Maßnahme besteht in einer besseren Ausmoderierung des Reaktorkerns, z.B. durch Verringerung des Spaltstoffanteils in den Brennelementen. Allerdings stehen diesem Vorschlag sicher ökonomische Interessen im Wege.

2.2.9 Zusammenfassung

Durch die Anordnung der Dampferzeuger im SBB kommt es bei einem DE-Rohrreißer zum Eindringen von Wasser (-dampf) in den Kugelhaufen. Dies führt zu Korrosion an den Brennelementen (hauptsächlich durch die Wassergas-Reaktion $C + H_2O \rightarrow H_2 + CO$) und einer Druckerhöhung im SBB durch Dampfbildung (abhängig von Temperatur und Strömungsverhältnissen). Hinzu kommt eine Reaktivitätsänderung. Mit anwachsender Wasserdichte im Core steigt die Reaktivität, geht durch ein Maximum und fällt schließlich unter den kritischen Wert (vergl. Abb. 1).

Im abfallenden Ast dieser Reaktivitätskurve entwickelt der Reaktor ein "Tschernobyl-Syndrom", das heißt, einen positiven Void-Koeffizienten, dessen Wert den des Tschernobyl-Reaktors um etwa einen Faktor 20 übertrifft.

Allerdings sind dazu relativ große Mengen Wasser (-dampf) entsprechend einer Dichte $> \text{ca. } 0,05 \text{ g/cm}^3$ im Core nötig, die in Form von kleinen Tröpfchen (Nebel) realisiert sein können [42].

Daß Störfälle mit entsprechend großen Wassermengen im Sicherheitsbehälter nicht ausgeschlossen sind, zeigt der Wassereinbruch beim AVR vom Mai 1978, als 27 t Wasser entsprechend einer mittleren Dichte von etwa $0,08 \text{ g/cm}^3$ eingedrungen sind, bevor der defekte Dampferzeuger abgeschiebert wurde.

Wir haben verschiedene "Szenarien" entworfen, bei denen es aufgrund einer positiven Reaktivitätsrückkopplung zu katastrophalen Leistungsexkursionen am THTR von der gleichen Größenordnung wie in Tschernobyl kommen kann. Ob einer dieser (und viele ähnliche denkbare) Störfälle entgegen unserer Ansicht als "hypothetisch" einzustufen sind, kann bestenfalls eine ins einzelne gehende Untersuchung klären. Hier besteht unserer Meinung weiterhin Forschungsbedarf.

Legende zu den Abbildungen:

Die Abbildungen 1 und 2 zeigen die Änderung der Reaktivität als Funktion der Wasserdichte im Core des THTR 300 (nach eigener Berechnung, wie in Abschnitt 2.2.3 erläutert) für das Gleichgewichtscore bzw. das Erstcore.

Die Abbildungen 3 und 4 zeigen eine Leistungsexkursion für den THTR 300, die als Ausgangszustand den Reaktor bei Nennleistung hat. Zum Anfangszeitpunkt der Rechnung wird eine negative Abschaltreaktivität von 2 Nile eingebracht. Die wasserbedingte Reaktivitätsänderung wurde aus Abb. 1 und 2 entnommen. Die Skalen beziehen sich von links nach rechts auf die Reaktivitätsänderung Δk , die Wasserdichte ρ [g/cm³], die Leistung/Brennelement [Watt] und die Temperaturdifferenz zur Oberfläche der Brennelemente (gemeinsam für die 6 Schalen). Die beiden letzteren Skalen sind logarithmisch.

Die Abbildungen 5 und 6 zeigen eine Leistungsexkursion, die als Anfangszustand den Reaktor bei 40 % Leistung hat. Es wird keine negative Abschaltreaktivität eingebracht. Die beiden Abbildungen beziehen sich wieder auf die beiden Fälle der Abb. 1 und 2.

Die Abbildung 7 gibt die sowjetischen Berechnungen der Reaktorparameter Reaktivität, Leistung, mittlerer Dampf-Void im Kern und Hauptkühlmittelfluß an. Sie ist dem Bericht des US Department of Energy [51] entnommen.

GLEICHGEWICHTSCORE
Reaktivitaet (mNile)

80

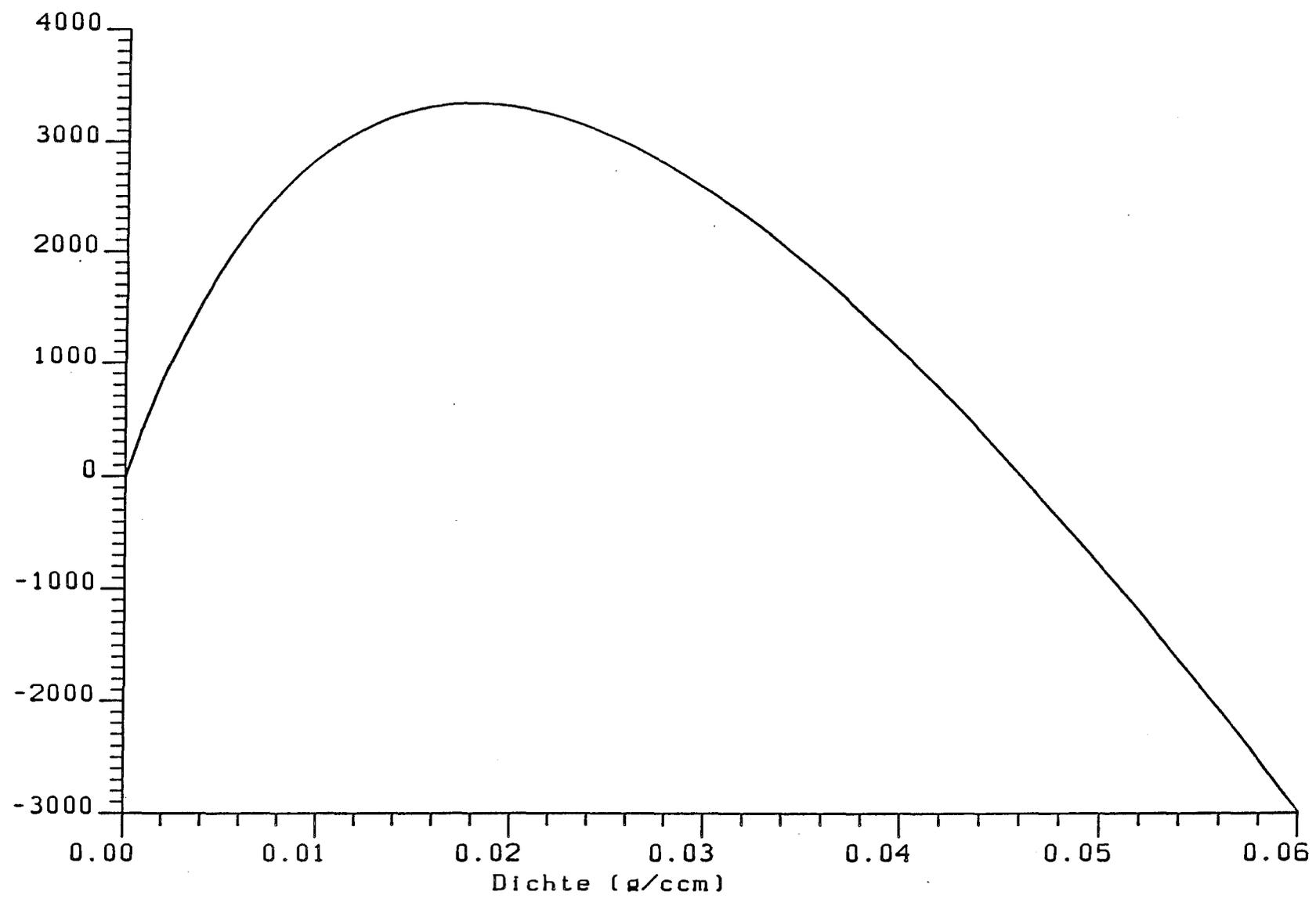
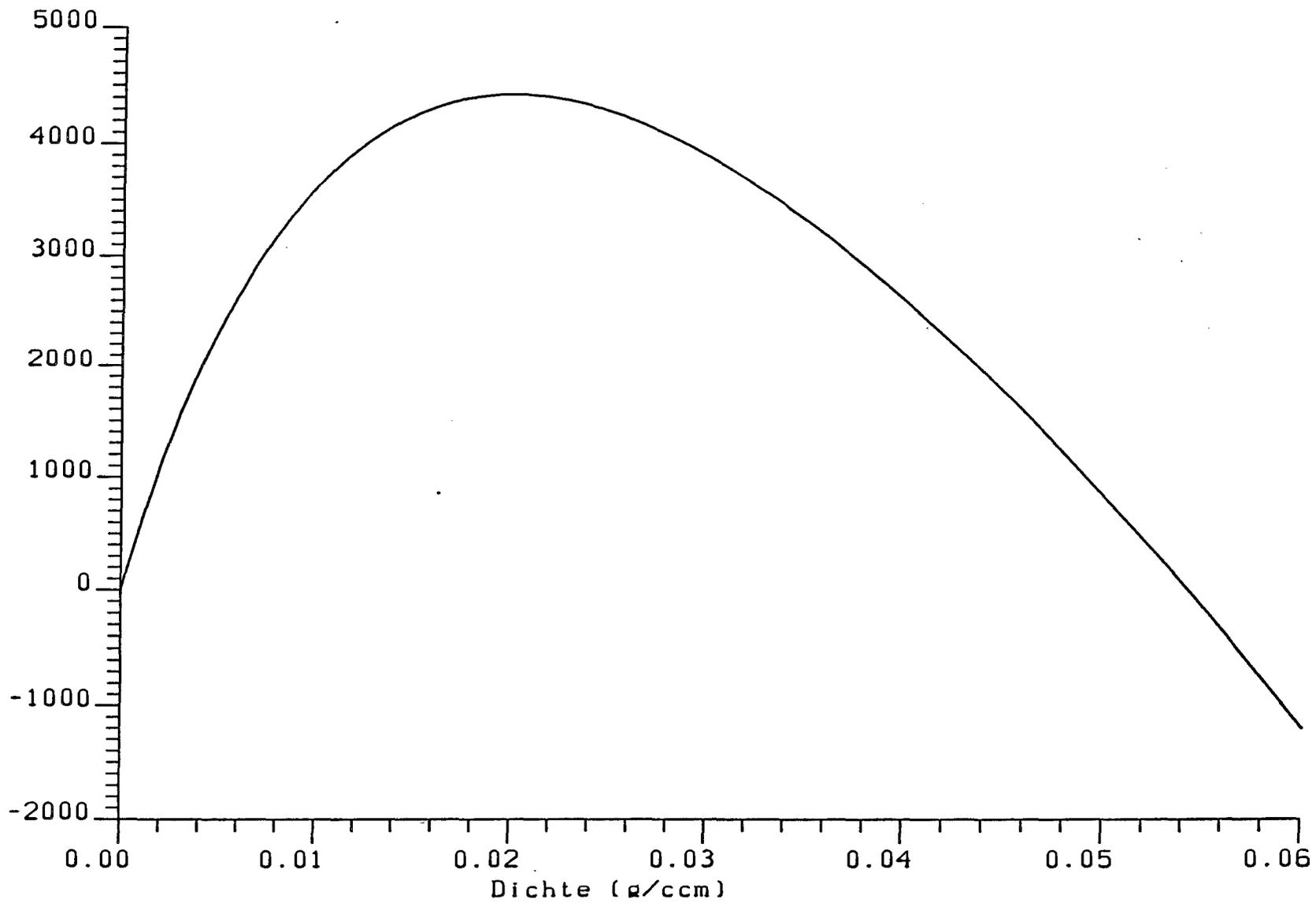


Abbildung 1

ERSTCORE

Reaktivitaet (mNile)



THTR FALL 1
 Rho.max. = $2.00E-02$, Delta k max. = $3.40E+03$ (mNile)
 Scram react. = $-2.00E+03$ (mNile), Heat loss = $5.00E+02$

- - - - - react.
 dens.
 ———— power
 - - - - - temp.

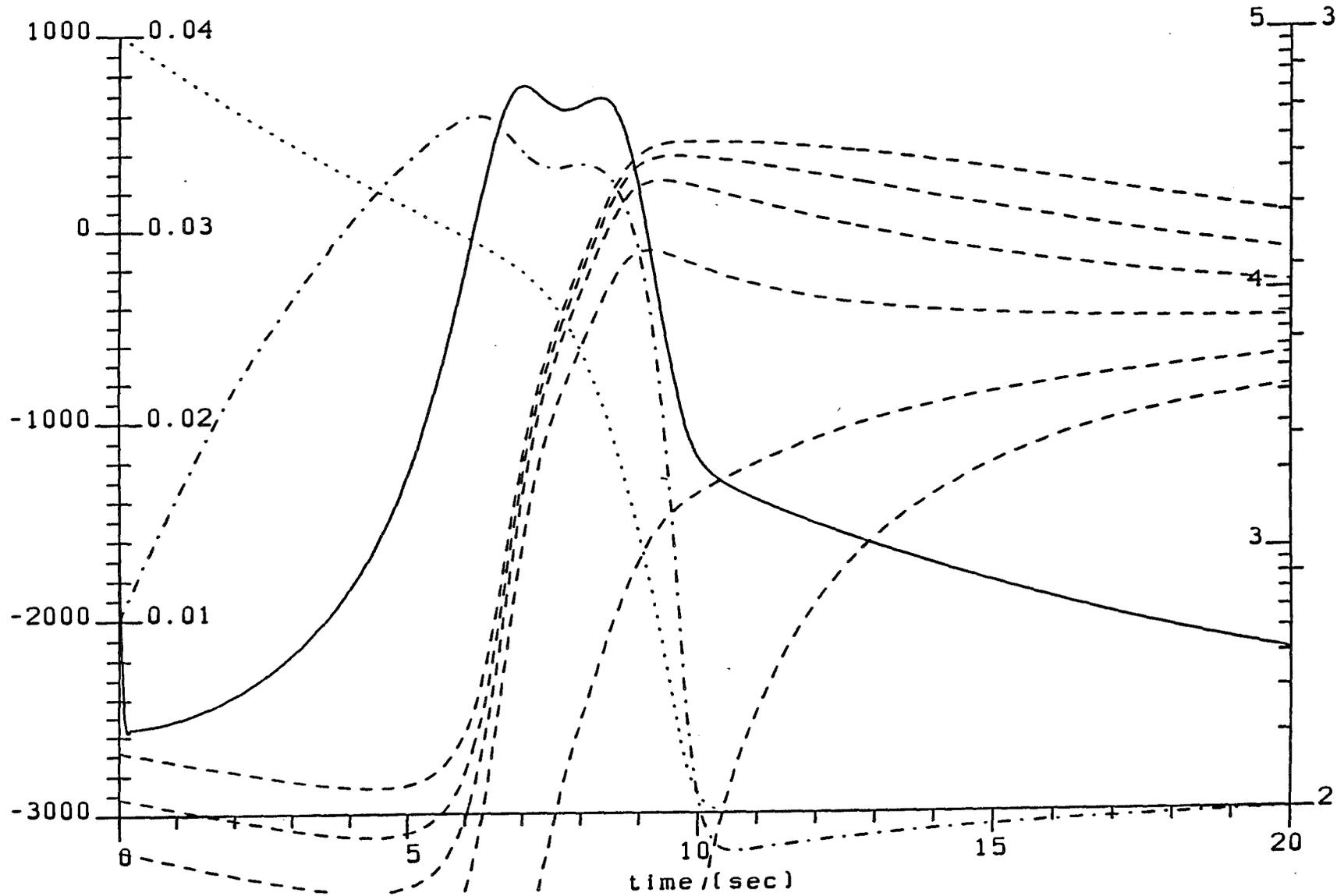


Abbildung 3

THTR FALL 2

Rho.max.= 2.50E-02, Delta k max.= 4.50E+03 (mNile)

Scram react.=-2.00E+03 (mNile), Heat loss= 5.00E+02

----- react.
..... dens.
———— power
----- temp.

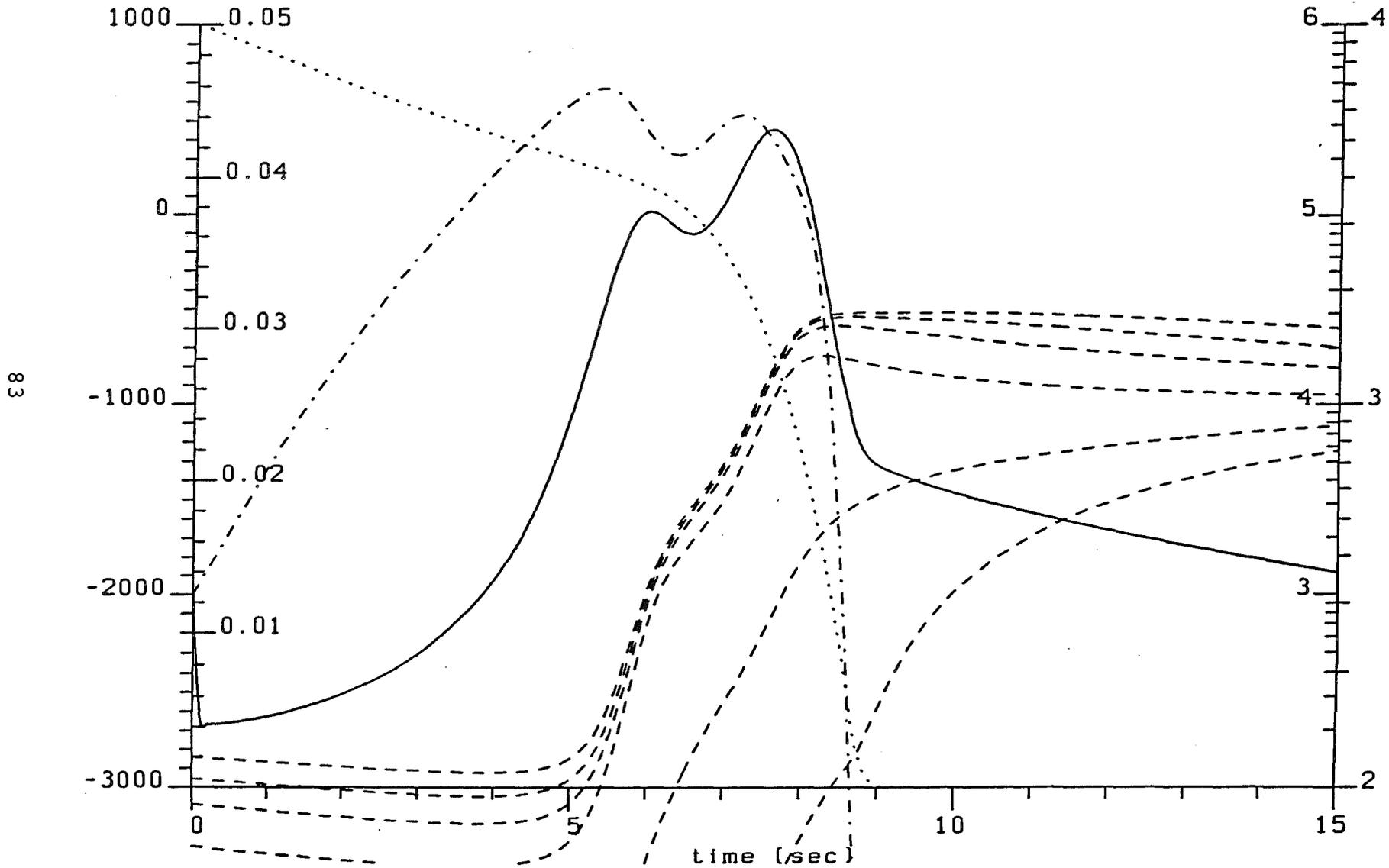


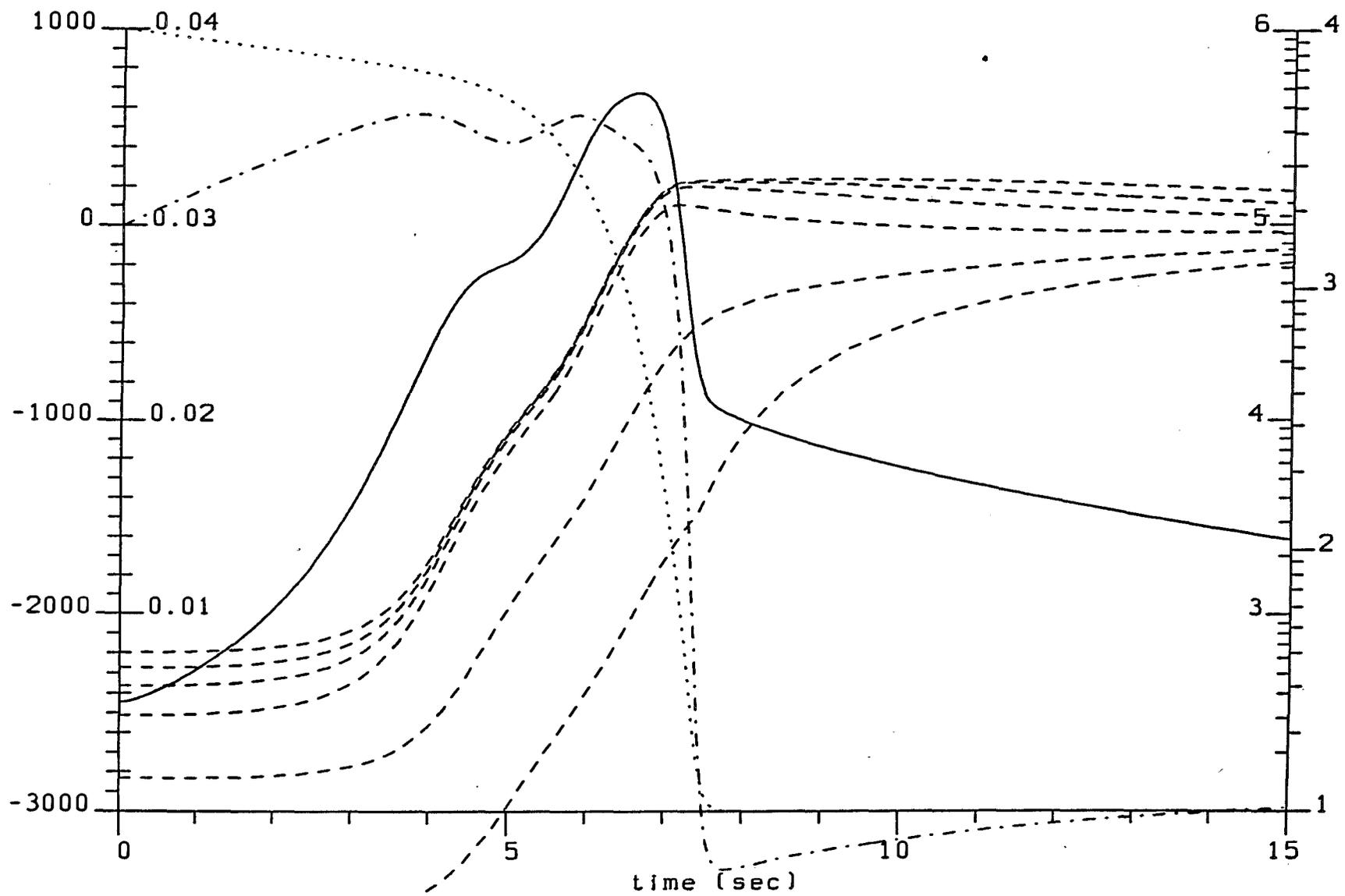
Abbildung 4

THTR FALL 3

Rho.max.= 2.00E-02, Delta k max.= 3.40E+03 (mNile)

Scram react.= 0.00E+00 (mNile), Heat loss= 2.00E+02

----- react.
..... dens.
———— power
----- temp.



84

Abbildung 5

THTR FALL 4
 Rho.max.= 2.50E-02, Delta k max.= 4.50E+03 (mNile)
 Scram react.= 0.00E+00 (mNile), Heat loss= 2.00E+02

- - - - - react.
 dens.
 _____ power
 - - - - - temp.

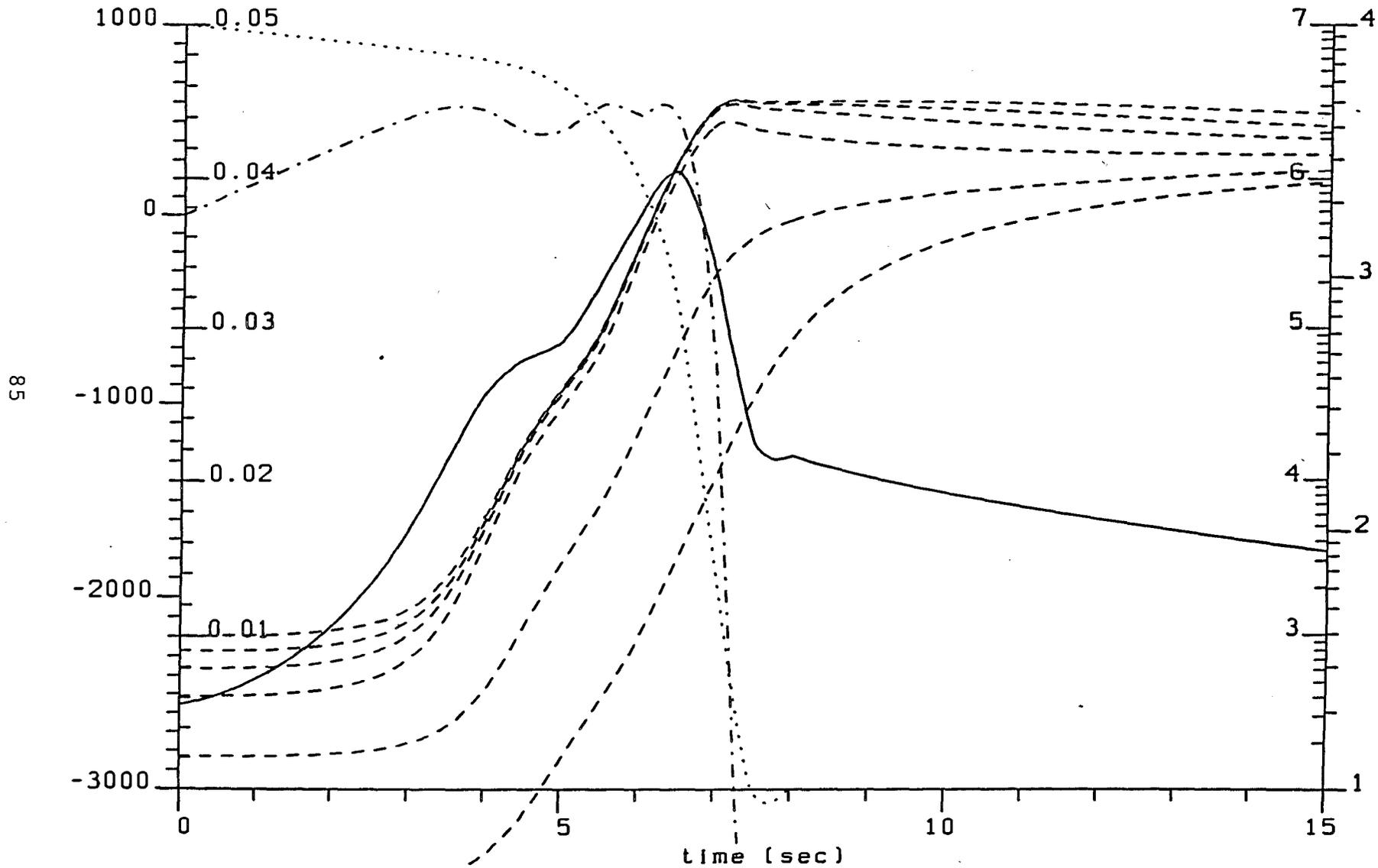


Abbildung 6

Abbildung 7

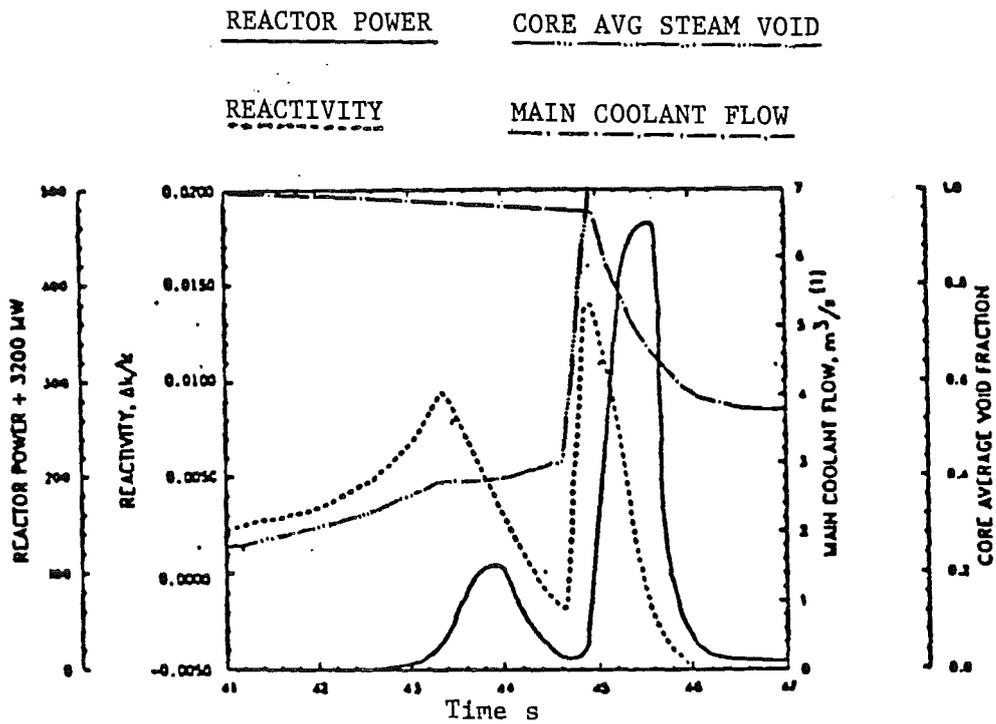


Figure 17. Soviet Calculations of Reactor Parameters at Time of Chernobyl-4 Accident Events

aus [51]

2.3 Störfall Flugzeugabsturz

2.3.1 Auslegungskriterien

Wie in den THTR-Planungsgrundsätzen [18] ausgeführt, werden der Auslegung gegen äußere Einwirkungen die BMI-Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke [2] vom 21.Okt.1977 zugrundegelegt. Das entsprechende Kriterium 2.6 lautet:

"Alle Anlagenteile, die erforderlich sind, den Kernreaktor sicher abzuschalten, ihn in abgeschaltetem Zustand zu halten, die Nachwärme abzuführen oder eine etwaige Freisetzung radioaktiver Stoffe zu verhindern, müssen so ausgelegt sein und sich in einem solchen Zustand befinden und gehalten werden, daß sie ihre sicherheitstechnischen Aufgaben auch bei naturbedingten Einwirkungen, soweit sie in Betracht zu ziehen sind, wie Erdbeben, Erdbeben, Sturm, Hochwasser, Sturmflut, sowie mögliche Einwirkungen von biologischen Organismen (z.B. Vogelschwärme, Muschelbewuchs in Kühlwasserleitungen) oder sonstigen Einwirkungen von außen, wie Störmaßnahmen Dritter, Flugzeugabsturz, Einwirkungen von gefährlichen, insbesondere explosionsfähigen Stoffen und Bergschäden, erfüllen können. Der Auslegung dieser Anlagenteile sind zugrunde zu legen:

1. die jeweils folgenschwersten naturbedingten Einwirkungen oder sonstigen Einwirkungen von außen, die nach dem Stand von Wissenschaft und Technik an dem betreffenden Standort berücksichtigt werden müssen;

2. Kombinationen mehrerer naturbedingter Einwirkungen oder sonstiger Einwirkungen von außen sowie Kombinationen dieser Einwirkungen mit Störfällen, soweit das gleichzeitige Eintreten auf Grund der

Wahrscheinlichkeit und des Schadensausmaßes in Betracht gezogen werden muß.

Die erkennbare zukünftige Entwicklung der Eigenschaften des Standorts muß berücksichtigt werden."

Eine Präzisierung und Anpassung an die aktuelle Situation ist in Abschnitt 19.1 der RSK-Leitlinien für DWR [32] zu finden. Dieser Abschnitt ist im Anhang A 2.3.1 wiedergegeben.

In den THTR-Planungsgrundsätzen vom 29.04.1980 werden Abweichungen vom BMI-Kriterium 2.6 festgeschrieben und diskutiert. Die Diskussion der Abweichungen ist im Anhang A 2.3.2 wiedergegeben.

Außerdem enthalten die THTR-Planungsgrundsätze probabilistische Begründungen für den Ausschluß gewisser Störfallkombinationen im Zusammenhang mit einem Flugzeugabsturz (z.B. Flugzeugabsturz und gleichzeitiger Einzelfehler), siehe Anhänge A 2.3.3 und A 2.3.4.

2.3.2 Lastannahmen

Bis zum Erscheinen der ersten Ausgabe der RSK-Leitlinien für DWR im Jahre 1974 *) wurde als abdeckendes Ereignis für einen Flugzeugabsturz der Aufprall einer Militärmaschine vom Typ "Starfighter" angenommen. Dabei wurden folgende Annahmen festgelegt [57]:

Startgewicht:	130 kN
Auftreffgeschwindigkeit:	0,3 Mach, entspricht 102 m/s
Auftreffwinkel:	≥ 45° gegen die Horizontale.

*) Vergleiche die 3. Ausgabe von 1981 [32]. Die Lastannahmen von 1974 sind unverändert übernommen worden; sie sind in Anhang A 2.3.1 zitiert.

Diese Annahmen wurden auch dem THTR-spezifischen Gutachten zum Flugzeugabsturz von W. Zerna [58] zugrundegelegt. Zerna bezieht sich in seinen Annahmen auf ein Schreiben des Bundesministers für Bildung und Wissenschaft vom 22.06.1972 an die Ministerien für Arbeit, Gesundheit und Soziales (MAGS) sowie für Wirtschaft, Mittelstand und Verkehr des Landes Nordrhein-Westfalen. Mit Bezug auf dieses Schreiben ersetzt er die beim Aufprall des Flugzeuges wirkende Belastung durch eine statische Ersatzlast von 17 MN. Seltsamerweise wurde derselbe Lastfall im Falle der Auslegung des DWR Biblis durch eine statische Ersatzlast von 23,2 MN beschrieben, siehe [57], Seite 108.

Ganz unabhängig von dieser Diskrepanz liefert natürlich eine statische Ersatzlast keine adäquate Beschreibung der tatsächlichen Belastung, da beim Aufprall des Triebwerkes kurzzeitig sehr viel höhere Kräfte (> 100 MN) auftreten.

Dem wird in den RSK-Leitlinien Rechnung getragen, indem die Belastung durch ein Stoßlast-Zeit-Diagramm (vergleiche Anhang A 2.3.1) modelliert wird, das sehr deutlich den Unterschied zwischen Spitzenbelastung und durchschnittlicher Belastung erkennen läßt.

Ausgangspunkt für diese Lastannahme ist der Aufprall einer Militärmaschine des Typs "Phantom RF-4E" mit den Spezifikationen [57]:

Startgewicht: 200 kN
Aufprallgeschwindigkeit: 0,65 Mach entspr. 215 m/s

Damit wird der Tatsache Rechnung getragen, daß dieser Flugzeugtyp inzwischen den älteren vom Typ "Starfighter" ersetzt hat. Zu beachten ist, daß die Spitzenbelastungen des Stoßlast-Zeit-Diagramms 110 MN betragen und auch der Mit-

telwert von etwa 60 MN wesentlich über der früheren Annahme einer statischen Ersatzlast von 23,2 MN bzw. 17 MN liegt.

2.3.3 Konstruktive Schutzmaßnahmen

Reaktorhalle und Betriebsgebäude des THTR-Kernkraftwerkes sind von ihrer Bauweise her nicht dafür ausgelegt, dem Absturz eines Militärflugzeuges, wie er in den BMI-Sicherheitskriterien 2.6 unterstellt wird, zu widerstehen. Lediglich das Brennelementlager ist durch eine massive Stahlbetonhülle geschützt. Die Konstruktionsmerkmale der Reaktorhalle können aus der Kurzbeschreibung der Gesamtanlage THTR [7] entnommen werden, siehe Anhang A 2.3.5.

Offenbar ging man bei der Konstruktion von der Voraussetzung aus, daß die massive Bauweise des Spannbetonbehälters (SBB) im Zusammenspiel mit der unterstellten großen inhärenten Sicherheit eine widerstandsfähige äußere Umhüllung der Reaktoranlage überflüssig macht. Dabei ist jedoch zu beachten, daß der SBB kein abgeschlossenes System darstellt, sondern nach außen an einer Reihe von Versorgungsleitungen hängt. Die wichtigsten sind:

1. Wasser-Dampf-Kreislauf
2. Kühlgasreinigungskreislauf, Pneumatikleitungen für Abschaltstäbe
3. Hydraulikleitungen für Gebläseabsperr- und -regelarmaturen (GAR)
4. elektrische Versorgungs- und Steuerkabel.

Insbesondere werden Teilsysteme von 1. bis 4. für die langfristige Abfuhr der Nachwärme benötigt. Bei der vollständi-

gen Zerstörung auch nur eines der vier Systeme ist mit massiven Freisetzungen von Radioaktivität in die Umgebung zu rechnen.*)

Da diese Systeme im Falle eines Flugzeugabsturzes nicht durch eine äußere Umhüllung in Form eines Sicherheitsbehälters, wie sie etwa Druckwasserreaktoren vom Typ Biblis besitzen, geschützt sind, beruht die Sicherheitsphilosophie in diesem Fall auf anderen Konzepten.

Der Wasser-Dampf-Kreislauf ist in zwei unabhängige, durch eine Abmauerung in Höhe der 29,5 und 33,8 m Bühnen getrennte Teilsysteme aufgeteilt. Durch diese Maßnahme soll eine gleichzeitige Zerstörung beider Notkühlstränge verhindert werden. Für die Abfuhr der Nachwärme ist bei vollem Kühlgasdruck nur einer der sechs Dampferzeuger nötig. Falls der Kühlgasdruck nach einem Kühlmittelverlust nur 1 bar beträgt, werden dagegen zwei Dampferzeuger benötigt.

Das Abschaltssystem ist durch die sogenannte Stabschutzdecke, eine dicke, gußeiserne Scheibe, die sich über den Behälterabschlüssen der Reflektor- und Corestäbe im Deckenbereich des SBB befindet, geschützt. Die Stabschutzdecke war im ursprünglichen Sicherheitskonzept nicht vorgesehen

-
- *) zu 1. Infolge der Verminderung der Bespeisung in einem Strang ist eine unzulässige Temperaturerhöhung zu unterstellen. Als Folgeschaden ist ein Bruch des überhitzten Stranges innerhalb des SBB und damit eine Primärkühlmittelfreisetzung in die Reaktorhalle zu betrachten [41]. Längerfristig ist mit Überhitzung der Brennelemente und Freisetzung von Spaltprodukten zu rechnen.
- zu 2. Bei Zerstörung des Kühlgasreinigungskreislaufes kommt es zur Freisetzung des Kühlgases. Ohne Abschaltung ist langfristig mit Überhitzung der Brennelemente zu rechnen (vgl. Abschnitt 2.1.1).
- zu 3. GAR ist notwendig für Nachwärmeabfuhr (NWA). Bei längerfristigem Ausfall der NWA kommt es zur Überhitzung der Dampferzeuger etc.
- zu 4. Ohne elektrische Versorgung ist die Kontrolle des Reaktors nicht möglich.

und wurde erst auf Empfehlung der RSK vom 12.09.1980 hinzugefügt.

Neben der Reaktorhalle ist noch das Brennelementlager als Aufbewahrungsort abgebrannter Brennelemente (Kapazität ca. 400 000 BE) von besonderer sicherheitstechnischer Relevanz. Es befindet sich auf der Höhenkote -4,5 m im sogenannten Reaktorbetriebsgebäude. Als Schutz gegen äußere Einwirkungen ist es allseits von starken Betonwänden umgeben. Als wesentliche Schutzeinrichtung gegen die Folgen eines Flugzeugabsturzes ist die 1,37 m dicke bewehrte Deckenplatte in Höhe 10,10 m zu betrachten.

2.3.4 Vorliegende Gutachten zum Flugzeugabsturz

Die Folgen des Absturzes einer Militärmaschine auf die Gebäude des THTR-Kernkraftwerkes wurden in drei uns vorliegenden Gutachten untersucht:

- 1) Gutachten von W. Zerna [58] vom 02.03.1973
- 2) Sicherheitsgutachten Teil 17/4 "Stabschutzdecke" der TÜV-Arge KTW vom 22.10.1982 [59]
- 3) Sicherheitsgutachten Teil 21/2, Inbetriebnahme (2. Teil), TÜV-Arge KTW vom 22.03.1985 [16].

Zu 1) Im Gutachten von Zerna wird untersucht, welchen Einfluß ein Flugzeugabsturz auf die baulichen Anlagen der Reaktorhalle haben könnte und ob mit einer gleichzeitigen Zerstörung beider Hallenbereiche, in denen sich Teile der beiden Nachwärmeabfuhrsysteme befinden, zu rechnen sei. Wie schon erwähnt, wurde als Lastannahme der Aufprall einer Militärmaschine vom Typ "Starfighter" von 130 kN Gewicht und einer Geschwindigkeit von 0,3 Mach entsprechend einer statischen Ersatzlast von 17 MN zugrundegelegt.

Dabei wurde unterstellt, daß die Dachfläche und die Außenwände wegen ihrer leichten Konstruktion sofort durchschla-

gen werden. Die abschirmende Wirkung angrenzender Gebäude wurde vernachlässigt. Es wurde argumentiert, daß der Bereich, der durch einen solchen Absturz beeinflusst wird, "wegen der gewählten statischen Systeme" auf die unmittelbare Absturzstelle begrenzt wäre [58]. Ferner wurde untersucht, ob beim Durchschlagen eines der tragenden Rahmenstiele oder der sie verbindenden Riegel die Integrität der ganzen Halle so beeinträchtigt werden kann, daß beide Nachwärmeabfuhrsysteme davon betroffen sind. Das Ergebnis des Gutachtens lautet, daß letzteres nicht zu erwarten sei, außer in einem speziellen Fall. Dieser tritt ein, wenn das Flugzeug ein Nachwärmeabfuhrsystem direkt zerstört und der 100 Mp-Kran auf das zweite Nachwärmeabfuhrsystem fällt. Um auch diese Möglichkeit auszuschließen, wurde die Einrichtung einer Abfangbühne für den Kran vorgeschlagen.

Was das BE-Lager betrifft, so ergab die Untersuchung, daß die statische Ersatzlast von 17 MN in der Deckenplatte eine Schubspannung von 115 N/cm^2 ergibt, was noch unterhalb des maximal zulässigen Werts von 130 N/cm^2 (gleich dem 1,75 fachen Gebrauchswert) liegt, sodaß ein Durchstanzen der Betondecke ausgeschlossen wird.

Zu 2) Bei der Begutachtung der Stabschutzdecke wird wieder, wie bei Zerna [58], eine statische Ersatzlast von 17 MN zugrundegelegt. Diese soll von der Stabschutzdecke über Ab-lastringe auf die Panzerrohre im SBB übertragen werden.

Es wird festgestellt, daß die detaillierte Konzeption der Ab-lastringe noch nicht festliegt. Obwohl keine genaue Analyse durchgeführt wurde, wird bestätigt, daß die Stabschutzdecke im Anforderungsfall die ihr zuge dachte Schutzfunktion übernehmen könne, ohne daß andere Komponenten (Panzerrohre) unzulässig beansprucht würden.

Zu 3) Dieses Gutachten stellt die Grundlage für die Genehmigung des 2. Teils der Inbetriebnahme dar. Es wird mit Verweis auf [58] und [59] festgestellt, daß die Anlage den Auslegungskriterien der RSK-Leitlinien [32] entspräche.

2.3.5 Kritische Würdigung der Gutachten von Zerna und TÜV

Im Gutachten von Zerna wird das mit einem Flugzeugabsturz verbundene Sicherheitsproblem (was den Reaktor selbst betrifft) auf die Frage reduziert, ob mit einer Zerstörung der gesamten Reaktorhalle zu rechnen sei. Die Fragestellung, die allem Anschein nach eine Vorgabe des MAGS ist, wird dem Problem jedoch in keiner Weise gerecht:

- a) Auch die Zerstörung eines der Nachwärmeabfuhrsysteme kann zu einem Störfallverlauf führen, der in seinen Folgen den Kühlmittelverluststörfall (GaU) übertrifft (siehe Abschnitt 2.3.6 und dort insbesondere das Zitat aus [41]).
- b) Folgeschäden durch Wrackteile, Gebäudetrümmer, induzierte Erschütterungen und Treibstoffbrand werden nicht in Betracht gezogen. Derartige Folgeschäden können das zweite, nicht direkt betroffene Nachwärmeabfuhrsystem beeinträchtigen und in einen Störfall vom Typ LUNWA führen. In Verbindung mit a) kann dies einen nicht beherrschbaren Ausfall der NWA zur Folge haben (s.u.).

Die von Zerna vorgeschlagenen Schutzmaßnahmen gegen einen induzierten Absturz des 100 Mp-Krans sind unseres Wissens nicht berücksichtigt worden. Auch liegen uns keine weiteren gutachterlichen Stellungnahmen zu diesem Punkt vor.

Die Lastannahme von 17 MN statisch, die von Zerna zugrundegelegt wurde, entspricht nicht mehr den erhöhten Anforderungen der RSK-Leitlinien [32]. Würde man die dort

angenommene Belastung im Stoßlast-Zeit-Diagramm durch eine statische Ersatzlast simulieren, käme man auf etwa 60 MN. Schon bei der in [57] zugrundegelegten statischen Ersatzlast von 23,2 MN für eine Militärmaschine vom Typ "Starfighter" müßte man einen Bruch der das BE-Lager schützenden Betondecke unterstellen, erst recht jedoch bei der wesentlich höheren Belastung durch eine vom Typ "Phantom". *) Der TÜV erklärt in seinem Gutachten vom 22.03.85 [16], von den RSK-Leitlinien als Auslegungskriterium auszugehen. Unverständlich bleibt, wie der TÜV auf dieser Basis zu einer positiven Beurteilung der Schutzfunktion der Betondecke kommt.

Im Gutachten des TÜV über die Stabschutzdecke [59] bleiben alle wesentlichen Fragen offen. Es wird nicht geklärt, zu welchen Deformationen der die Stabschutzdecke tragenden Stützelemente es maximal (insbesondere bei dezentralem Stoß) kommen kann. Ohne diese Voraussetzung kann nicht entschieden werden, ob die Stabschutzdecke die ihr zugedachte Rolle erfüllen kann. Das positive Urteil des Gutachtens bleibt daher unverständlich. Hinzu kommt, daß zur Begutachtung die Lastannahme von 17 MN statisch aus dem Zerna-Gutachten von 1973 übernommen wird. Das geschah zu einem Zeitpunkt (1982), zu dem die wesentlich weitergehenden Forderungen der RSK-Leitlinien (von 1974) lange vorlagen. Als Lastannahme wäre deshalb das Stoßlast-Zeit-Diagramm aus [32] zugrundegelegt gewesen. Auch in dem späteren TÜV-Gutachten [16] wird lapidar auf das positive Resultat des Gutachtens [59] verwiesen, obwohl nun angegeben wird, daß die RSK-Leitlinien der Beurteilung zugrundegelegt würden. Aus [16] wird auch nicht ersichtlich, welche Antworten die im TÜV-Gutachten [59] von 1982 noch offengebliebenen Fragen

*) Begründung: Bei 23,2 MN (Starfighter) ist die maximal zulässige Schubspannung bereits um 27 N/cm^2 übertroffen. Bei 60 MN (Phantom) ist die genannte Grenze weit überschritten, da 60 MN einer Schubspannung von 405 N/cm^2 entsprechen.

bezüglich der Abلاstringe, Deformationswege etc. gefunden haben.

Das Problem von Folgeschäden (Trümmer, Treibstoffbrand, induzierte Erschütterungen) wird zwar angesprochen, aber nicht näher untersucht.

2.3.6 Störfallverläufe mit Freisetzung von Radioaktivität unmittelbar in die Reaktorhalle

Da die Speisewasser- und KZÜ-Hauptleitungen in Höhe der 29,5 m Bühne ohne weiteren Schutz verlaufen, ist damit zu rechnen, daß in dem von einem Flugzeugabsturz betroffenen Teil eine solche Leitung zu Bruch geht. Dies kann sowohl durch einen direkten Treffer, durch Flugzeugteile als auch durch abstürzende Trümmer aus darüberliegenden Gebäudeteilen geschehen. Auch durch die bei einem Einknicken eines einzelnen Rahmenstiels auftretenden Verschiebungen der betroffenen Bühnen (vergl. [58]) ist mit einem Abriß von direkt darauf verlaufenden Leitungen zu rechnen.

Dementsprechend ziehen wir den Bruch einer Speisewasser- oder KZÜ-Leitung in Betracht und stützen uns dabei neben den genannten Argumenten auch auf die generelle Auslegungsstrategie: Sie besteht darin, daß als Folge eines Flugzeugabsturzes der Verlust einer der beiden getrennten Hälften des WD-Kühlkreislaufes unterstellt wird.

Unterstellt man aber den Bruch einer Speisewasser- oder KZÜ-Leitung, so muß nach dem TÜV-Gutachten [41] als Folgeschaden ein Bruch des überhitzten Stranges im DE innerhalb des SBB unterstellt werden. Im genannten TÜV-Gutachten heißt es:

"Nach Bruch einer außenliegenden Leitung des Speisewassersystems (Speisewasser-Rohrleitungen) oder

der kalten Zwischenüberhitzerseite (KZÜ-Rohrleitungen) muß infolge der Verminderung der Bespeisung in einem Strang eine unzulässige Temperaturerhöhung unterstellt werden. Als Folgeschaden wäre ein Bruch des überhitzten Strangs innerhalb des Spannbetondruckbehälters und damit eine Primärkühlmittelfreisetzung in die Reaktorhalle zu betrachten. Dieser Störfall würde den für den THTR festgelegten Auslegungsstörfall bei einem Kühlmittelverlust über treffen, da bei Primärkühlmittelfreisetzungen aus dem Spannbetondruckbehälter in jedem Fall die Abführung der Leckage über die dafür vorgesehene Luftführung an den Kamin festgelegt worden ist; die außenliegenden Dampferzeugerleitungen sind jedoch außerhalb der zur Ableitung von Leckagen vorgesehenen Luftführungen angeordnet. Daher wäre bei Auftreten eines Folgeschadens an einer im Spannbetondruckbehälter befindlichen Dampferzeugerleitung eine Primärkühlmittelfreisetzung in die Reaktorhalle unvermeidbar."

In einem neueren HRB-Bericht ist allerdings von einem Nachweis der Rohrbruchbeherrschung im DE die Rede [62]. Dieser Bericht wurde uns nicht zugänglich gemacht.

Bei der unmittelbaren Freisetzung der Kühlgasaktivität in die Reaktorhalle wird ein wesentliches Sicherheitskonzept, das der kontrollierten Abgabe möglicher Aktivitätsfreisetzungen über den Kamin verletzt, vergleiche [19], Seite 6.-5:

"Ein 'ground release' (Aktivitätsabgabe in Erdbodennähe bei totalem Kühlmittelverlust) soll sehr unwahrscheinlich sein. Da kein Containment vorhanden ist, muß die Ausströmung dabei so langsam erfolgen, daß eine Abgabe über den Kamin durch entsprechende Maßnahmen sichergestellt werden kann."

Ein anderer Unfallverlauf mit direkter Freisetzung von Aktivität in die Reaktorhalle besteht in der gleichzeitigen Zerstörung der Luftführungswand und einer druckführenden Umschließung (primärgasführende Rohrleitung).

Das in den Planungsgrundsätzen [18] genannte probabilistische Gegenargument, das wir in Anhang A 2.3.4 zitiert haben, ist unserer Ansicht nach nicht stichhaltig. Neben der dort unterstellten Möglichkeit eines direkten Treffers durch das Flugzeug gibt es eine Reihe sehr viel wahrscheinlicherer Unfallverläufe, die zu diesen Ereignis führen. So ist z.B. beim Einknicken eines Rahmenstiels zwangsläufig mit Verschiebungen bzw. Zerstörungen von Bühnen zu rechnen, die die Luftführungswand gleichzeitig mit daran befestigten bzw. sie durchdringenden Rohrleitungen abreißen können. Genauso können abstürzende Gebäudetrümmer diesen Effekt haben.*)

2.3.7 Folgeschäden

In den RSK-Leitlinien 19.1 [32] wird u.a. gefordert, daß auch Folgeschäden durch Auswirkungen von Treibstoffbränden und induzierte Erschütterungen zu berücksichtigen sind. Bedroht von solchen Folgeschäden sind sowohl das Abschalt-system - insbesondere das Corestabsystem - als auch die Notkühlssysteme.

Durch einen Treibstoffbrand kann es zu einer Zerstörung der Steuerpneumatik des Corestabsystems kommen, da die Stabschutzdecke gegen eindringenden Treibstoff keinen Schutz bieten kann.

*) Zum Einknicken eines Rahmenstiels siehe W. Zerna [58], Seite 20 ff und Abb. 3a

Unterstellt man, was keineswegs offensichtlich ist, eine ausreichende Schutzfunktion der Abmauerung für wenigstens einen der Notkühlstränge, so muß nach unserer Ansicht davon ausgegangen werden, daß der Treibstoffbrand auch tieferliegende Bühnen erfassen wird. Insbesondere scheint die 21.5 m-Bühne mit den Behälterabschlüssen für die Kühlgasgebläse und ihre Versorgungsleitungen gefährdet. Da dieser Bereich keine zweiteilenden Abmauerungen enthält, ist einer Ausbreitung des Brandes über den ganzen Umfang des SBB kein Hindernis in den Weg gestellt. Es ist zu befürchten, daß die Brandschutzmaßnahmen für die Steuer- und Versorgungsleitungen der Gebläse im Falle eines Großbrandes, wie ihn ein Treibstoffbrand zweifellos darstellt, nicht ausreichen.

Die beim Flugzeugaufprall induzierten Erschütterungen können nach den RSK-Leitlinien durch Annahme einer statischen Ersatzlast resultierend aus einer Beschleunigung von $\pm 0,5 g$ ($g =$ Erdbeschleunigung) in horizontaler und vertikaler Richtung im Frequenzbereich bis 16 Hz beschrieben werden. Die bei der Auslegung gegen Erdbeben gemachte Lastannahme [18] wird hierbei um den Faktor 5 überschritten. Es wäre deshalb ein unabhängiger Nachweis für die Auslegung gegen induzierte Erschütterungen zu erbringen.

Unterstellt man die unmittelbare Zerstörung eines NWA-Systems durch die äußere Einwirkung, so kann es ohne die Annahme eines zusätzlichen Einzelfehlers allein durch Folgeschäden zu einer Beeinträchtigung bzw. zum Ausfall des zweiten NWA-Systems und damit zu einem totalen Ausfall der Notkühlung kommen (LUNWA). Dabei bietet die als Sicherheitsnachweis eingeführte räumliche Trennung der beiden Systeme keinen hinreichenden Schutz.

Ist die Zerstörung des ersten NWA-Systems mit einer Freisetzung von Aktivität in die Reaktorhalle verbunden (wie in 2.3.6 diskutiert), so wird die LUNWA-Situation dadurch ver-

schärft, daß Handeingriffe innerhalb der ersten 3 h, wie sie in [60] vorgesehen und in [61] begutachtet sind, aufgrund der hohen Strahlenbelastung in der Reaktorhalle nicht durchführbar sind. Im Falle eines DE-Schadens bei Speisewasser- oder KZÜ-Leitungsbruch wird die Situation durch die mit Wasser verbundene Korrosion der Brennelemente und H₂-Bildung (Wassergasreaktion) noch verschärft (Explosionsgefahr!).

Wenn als Folgeschaden das Corestabsystem ausfällt, dann ist mit einer Rekritikalität des durch das Reflektorstabsystem abgeschalteten Reaktors innerhalb der ersten halben Stunde zu rechnen [31]. Die von der HRB vorgelegten Rechnungen [31] machen keine Aussagen über das mittel- und längerfristige Verhalten des Reaktors, wenn Xe- und Pa-Effekte ins Spiel kommen. Im Falle einer anhaltenden Rekritikalität ist mit einer Aufheizung der Brennelemente und Reaktoreinbauten zu rechnen, die weit über der liegt, die durch die Nachwärme alleine bedingt wird, siehe Kapitel 2.1.

2.3.8 Verbesserungsvorschläge

Die einzige in Betracht kommende Schutzmaßnahme besteht in der Einschließung der Reaktorhalle in eine Sicherheitshülle aus Stahlbeton ausreichender Dimensionierung, wie sie bei fortgeschrittenen DWRs Stand der Technik ist.

2.3.9 Zusammenfassung

Die Reaktorhalle und die angrenzenden Betriebsgebäude (mit Ausnahme des BE-Lagers) sind nicht gegen die Auswirkungen eines Flugzeugabsturzes ausgelegt. Vielmehr beruht das Sicherheitskonzept für den Reaktor in diesem Fall auf einem Schutz des Abschaltsystems durch die sogenannte Stabschutz-

decke und zwei funktionell unabhängigen, räumlich getrennten Notkühlssystemen.

Zum Nachweis der Auslegung gegen einen Flugzeugabsturz liegen Gutachten von W. Zerna [58] und der TÜV-Arge KTW [59] vor. Als Lastannahme wurde in allen Fällen eine statische Ersatzlast von 17 MN zugrundegelegt.

Folgeschäden wurden nicht in Betracht gezogen.

Der heutige Auslegungsstandard gegen Flugzeugabsturz bei DWRs richtet sich nach den RSK-Leitlinien (1. Ausgabe von 1974, 2. Ausgabe von 1979, 3. Ausgabe von 1981). Im TÜV-Sicherheitsgutachten Teil 21/2 vom 22.03.1985 wird die Auslegung des THTR gegen äußere Einwirkungen nach diesen RSK-Leitlinien bestätigt. Wie die Gutachter zu ihrem positiven Urteil kommen konnten, bleibt angesichts der mangelnden Nachweise unerfindlich.

Vielmehr wird im gegenwärtigen Gutachten aufgezeigt, daß die Anlage den Auslegungsanforderungen der RSK-Leitlinien keineswegs genügt. Als besonders gravierend wirken sich nach unserer Ansicht zwei in den bisherigen Gutachten nicht berücksichtigte Umstände aus:

- a) Störfallverläufe, bei denen es zu einer unmittelbaren Freisetzung von Aktivität in die Reaktorhalle kommt. Insbesondere der Bruch einer Speisewasser- oder KZÜ-Hauptleitung mit nachfolgendem DE-Schaden im SBB übersteigen in ihren Auswirkungen den als GaU definierten Kühlmittelverluststörfall (Aktivitätsableitung in Bodennähe anstatt über den 150 m hohen Kamin).
- b) Folgeschäden (Trümmer, Treibstoffbrand, induzierte Erschütterungen) können sowohl das Corestabsystem als auch das zweite, nicht direkt betroffene, NWA-System beeinträchtigen bzw. zerstören.

In Verbindung von a) mit b) kann es zum totalen Ausfall der beiden Notkühlssysteme kommen, ohne daß durch die geplanten Notmaßnahmen innerhalb von 3 h eine Wiederaufnahme der Notkühlung möglich ist (hohe Aktivität in der Reaktorhalle). Detaillierte radiologische Folgenabschätzungen dieser Störfallverläufe wurden nicht durchgeführt, es ist jedoch zu befürchten, daß die im § 28 Abs. 3 der Strahlenschutzverordnung festgelegten Grenzwerte überschritten werden.

2.4 Störfall Ausfall der Nachwärmeabfuhr

Wenn der Reaktor nach längerer Betriebszeit abgeschaltet wird, dann bedarf es wegen der Nachzerfallsleistung weiterer Kühlung. Die Nachzerfallsleistung beträgt nach dem ersten Tag rund 1 % der Nennleistung und nach 10 Tagen noch rund 0,5 %. Falls die Abfuhr der Nachzerfallswärme über die Dampferzeuger ausfällt, steigt die Temperatur im Core-Bereich an. Die Höhe des Temperaturanstiegs hängt von vielen Einflußgrößen ab, z.B. davon, ob die Liner-Kühlung intakt ist oder nicht. Längerfristig besteht die Gefahr eines Versagens der Brennelemente und der Reaktoreinbauten. Weil das Versagen der Brennelemente eine Freisetzung von Radioaktivität in den Primärkreislauf bedeutet, muß das Nachwärmeabfuhrsystem besonderen Anforderungen genügen.

2.4.1 Auslegungskriterien

Die wesentlichen Anforderungen an das Nachwärmeabfuhrsystem (NWA-System) sind in den BMI-Sicherheitskriterien 4.2 und 4.3 spezifiziert [2]:

"Kriterium 4.2: Nachwärmeabfuhr im bestimmungsgemäßen Betrieb

Ein zuverlässiges, redundantes System zur Nachwärmeabfuhr im bestimmungsgemäßen Betrieb muß vorhanden und so beschaffen sein, daß auch nach Unterbrechung der Wärmeabfuhr vom Reaktor zur Hauptwärmesenke auch bei Auftreten eines Einzelfehlers im Nachwärmeabfuhrsystem die jeweils spezifizierten Grenzwerte für die Brennelemente, für die druckführende Umschließung des Reaktorkühlmittels sowie für den Sicherheitseinschluß nicht überschritten werden.

Kriterium 4.3: Nachwärmeabfuhr nach Kühlmittelverlusten

Ein zuverlässiges, redundantes System für die Notkühlung (Notkühlsystem) des Reaktorkerns bei Kühlmittelverlusten muß vorhanden und so beschaffen sein, daß für die in Betracht kommenden Bruchgrößen, Bruchlagen, Betriebszustände und Transienten im Reaktorkühlsystem

- 1. das Notkühlsystem auch während Instandhaltungsvorgängen bei gleichzeitigem Auftreten eines Einzelfehlers im System seine sicherheitstechnische Aufgabe erfüllen kann,*
- 2. die jeweils spezifizierten Grenzwerte für die Brennelemente, die Kerneinbauten und für den Sicherheitseinschluß nicht überschritten werden,*
- 3. chemische Reaktionen auf ein sicherheitstechnisch unbedenkliches Maß beschränkt werden."*

Die Stellungnahme zu diesen Kriterien in den THTR-Planungsgrundsätzen [18] findet sich in Anhang A 2.4.1.

Auch in den RSK-Leitlinien 22.1 sind Anforderungen an das NWA-System formuliert [32]. Weder in den Planungsgrundsätzen noch in den TÜV-Sicherheitsgutachten wird aber diskutiert, wie diese sinngemäß auf den THTR zu übertragen wären.

2.4.2 Systembeschreibung

Eine Beschreibung des Nachwärmeabfuhr-Konzepts für den THTR findet sich in der Kurzbeschreibung der Gesamtanlage [7]:

"Nachwärmeabfuhr-Konzept

Nach einer Reaktorabschaltung findet im Reaktor noch eine Nachwärmeproduktion statt. Diese anfallende Nachwärme führt ohne den Einsatz von Einrichtungen zur Nachwärmeabfuhr längerfristig zu unzulässigen Temperaturen und zu einem unzulässigen Druck im Reaktordruckbehälter.

Zur Nachwärmeabfuhr nach Reaktorschnellabschaltung sind beim THTR zwei Systeme, das Schnellabfahrssystem und das Notkühlsystem, vorhanden. Das Schnellabfahrssystem führt die Nachwärme über die Hauptwärmesenke weitgehend mit den Einrichtungen des Kraftwerks, die auch im Normalbetrieb zur Auskopplung und zum Transport der nuklear erzeugten Wärme dienen, an die Umgebung ab. Der Einsatz dieses Schnellabfahrsystems erfolgt störfallabhängig durch entsprechende Reaktorschutzauslösekriterien. Das System wird automatisch aktiviert und der Prozeßablauf (Schnellabfahrprozedur) wird automatisch gesteuert. Eine Beeinflussung des Prozesses durch Handsteuerung ist möglich. Zum Schutz der Komponenten bei auftretenden Störungen wird automatisch das Notkühlsystem über das Reaktorschutzsystem aktiviert.

Im Notkühlsystem werden zur Wärmeauskopplung aus dem Reaktor die Dampferzeuger/Gebälseeinheiten und zum Wärmetransport ein gegenüber dem Schnellabfahrssystem geringerer Umfang an Einrichtungen des Wasserdampfkreislaufes eingesetzt. Der restliche Teil des betrieblichen Wasserdampfkreislaufes wird durch Armaturen abgetrennt. Die Speisewasserversorgung der Dampferzeuger wird im Notkühlsystem durch die Notspeisewasserversorgungseinrichtungen vorgenom-

men. Die aus den Dampferzeugern abgeführte Wärme wird zum Teil durch Abblasen von Dampf in die Atmosphäre und zum Teil durch Wärmeübertragung in die Nebenkühlwasserkreisläufe und von dort über Zellenkühltürme an die Umgebung abgegeben. Bei der Auslegung des Notkühlsystems sind die Anforderungen, die aus den für den THTR 300 anzuwendenden Sicherheitsrichtlinien und Planungsgrundsätzen resultieren, berücksichtigt. Das Notkühlsystem besteht aus zwei funktionell unabhängigen und räumlich getrennt angeordneten Notkühlkreisläufen. In jedem der beiden Notkühlkreisläufe sind die als passive Komponenten einzustufenden Einrichtungen (z.B. Rohrleitungen) mindestens einfach, die als aktive Komponenten einzustufenden Einrichtungen (z.B. Dampferzeuger-Gebläseeinheit, Pumpen) mindestens zweifach (Strang 1 + 2 bzw. Strang 3 + 4) installiert. Dieser prinzipielle Aufbau ist auch in den Hilfs- und Versorgungssystemen des Notkühlsystems wie Stromversorgung, Leittechnik, Kühlwassersysteme fortgeführt. Die mit elektrischem Strom versorgten Einrichtungen des Notkühlsystems sind im Gegensatz zum Schnellabfahrssystem alle an die Notstromversorgung angeschlossen.

Der Einsatz des Notkühlsystems erfolgt störfallabhängig durch entsprechende Reaktorschutzauslösekriterien. Das System wird automatisch aktiviert und der Prozeßablauf (Notkühlprozeduren) wird automatisch gesteuert. Eine Handsteuerung zur Beeinflussung des Prozeßablaufs ist nur nach längerer Zeit nach Erreichen bestimmter Bedingungen möglich.

Das Notkühlsystem genügt darüber hinaus noch folgenden sicherheitstechnischen Anforderungen:

Es wird deterministisch unterstellt, daß nach 10-stündigem Nachwärmeabfuhrbetrieb mit nur einem Kreislauf durch einen weiteren passiven Fehler an bestimmten Notkühleinrichtungen die Nachwärmeabfuhr insgesamt ausfällt. Zur Beherrschung dieses Falles wurden Noteinrichtungen geschaffen. Durch Handmaßnahmen ist die Wiederaufnahme der Nachwärmeabfuhr langfristig sichergestellt.

Zum anderen wurde vom THTR-Notkühlssystem eine Ausfallwahrscheinlichkeit von ca. $10^{-6}/a$ gefordert. Dieser Zielwert ist aufgrund der Eintrittswahrscheinlichkeit von Ausfallkombinationen aktiver Bauteile mit dem automatischen Notkühlssystem nicht zu erreichen, wohl aber bei Ausfallkombinationen passiver Bauteile, würde man z.B. den oben beschriebenen, deterministisch unterstellten 10 h-Fall probabilistisch bewerten.

Zur Erreichung des Zielwertes von $10^{-6}/a$ müssen daher ausgefallene aktive Komponenten des Notkühlsystems wieder in Betrieb genommen werden. Hierbei wird die sicherheitstechnisch günstige Eigenschaft des THTR genutzt, daß die Zwangskühlung für 3 bis 5 Stunden unterbrochen sein kann, ohne daß Belastungsgrenzen im Primärkreis überschritten werden. Innerhalb dieser Unterbrechungsphase der Nachwärmeabfuhr (LUNWA = längerfristig unterbrochene Nachwärmeabfuhr) wird durch Notmaßnahmen (Handmaßnahmen) eine Notkühlung des Reaktors wieder aufgenommen. Dieses von Hand wieder in Betrieb genommene Notkühlssystem einschließlich aller dazu notwendigen Maßnahmen wird unter dem Begriff Notmaßnahmen-Notkühlssystem zusammengefaßt ...

Der Verfügbarkeitsgewinn durch diese Maßnahmen resultiert zum wesentlichen Teil daher, daß durch die

Handmaßnahmen, die automatische Steuerung und Regelung umgangen wird und daß zuerst die Dampferzeuger-Gebläseeinheit aktiviert wird, die nicht in der automatischen Notkühlprozedur benutzt wurde.

Zum Schutz von Aggregaten und den wärmeabführenden Komponenten (vorwiegend am Dampferzeuger) bei auftretenden Störungen/Ausfällen ist bei Notkühlung ein gegenüber dem Schnellabfahrssystem reduzierter Umfang an Dampferzeuger-Komponentenschutz und Aggregateschutz wirksam, der zur Abschaltung der betroffenen Einrichtungen führt. Dies ist bei automatischer Notkühlung u.a. auch zur Sicherstellung der Wiederinbetriebnahme von Notkühleinrichtungen durch Handmaßnahmen, wie zuvor beschrieben, erforderlich."

Wie schon besprochen, besitzt der THTR gewisse inhärente Eigenschaften, die das Problem der Nachwärmeabfuhr (NWA) unter Umständen etwas entschärfen (große Wärmekapazität, Hitzebeständigkeit der Brennelemente und Kernummantelung, inertes Kühlmittel). Diesen stehen eine Reihe konstruktiver Mängel gegenüber:

- i) Die zur Notkühlung vorgesehenen Einrichtungen benutzen wesentliche Komponenten des betrieblichen Kühlsystems: Kühlgas und Kühlgasgebläse, Dampferzeuger, Rohrleitungen des Wasser-/Dampfkreislaufes und ihre Absperrvorrichtungen (FD-Leitungen, HD-Entlastungsventile etc., Nebenkühlkreisläufe).
- ii) Die automatische Notkühlprozedur stellt eine komplizierte Abfolge von vielen Einzelschritten dar (die u.a. dem Komponentenschutz dienen).
- iii) Neben konventionellen Komponenten des WD-Kreislaufs ist das Funktionieren neuartiger und damit störanfälliger

liger Systeme und Bauteile wie des Corestabsystems oder der Gebläseabsper- und -regelarmatur (GAR) erforderlich.*)

Als Folge wurden in den Gutachten der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH [63] und des TÜV [64] Ausfallwahrscheinlichkeiten für das Notkühlsystem ermittelt, die von dem in der Auflage C.1.12 aus dem Bescheid 7/8 d vorgegebenen Wert von $1 \times 10^{-6}/a$ um ein bis zwei Zehnerpotenzen entfernt sind. Um diese Diskrepanz zu beseitigen, wurde ein System von Notmaßnahmen [60] vorgeschlagen. Diese sind im Anhang A 2.4.2 aufgeführt.

Voraussetzung zur Durchführbarkeit der dabei geplanten Handeingriffe ist allerdings die Begehbarkeit der entsprechenden Bühnen in der Reaktorhalle.

2.4.3 Kritische Würdigung der vorliegenden Gutachten

In einem Zwischenbericht des Instituts für Reaktorsicherheit (IRS) vom 03.06.1976 [65] wurden Schwachstellen des ursprünglichen Notkühlkonzepts des Herstellers aufgezeigt. Das daraufhin vom Hersteller modifizierte Konzept wurde von der GRS begutachtet [63]. Es wurde eine zu erwartende Ausfallrate der Notkühlung von etwa $10^{-4}/a$ ermittelt, was um zwei Zehnerpotenzen vom Zielwert $10^{-6}/a$ entfernt ist. Die daraufhin vorgesehenen Notmaßnahmen (s.o.) innerhalb von 3 h nach Ausfall der Notkühlung werden im TÜV-Sicherheitsgutachten Teil 19/13 [61] vom 22.03.1985 begutachtet. Von den in [63] untersuchten fünf auslösenden Störfällen wurden vier als abdeckend betrachtet:

*) Bei Ausfall des Corestabsystems herrscht eine höhere Temperatur als bei reiner Nachwärmeabfuhr, vergleiche Abschnitt 2.4.4, dort insbesondere das Zitat aus [17].

- i) Bruch einer Wasser-/Dampfleitung oberhalb der +29,5 m-Bühne in der Reaktorhalle
- ii) Ausfall Hauptwärmesenke
- iii) Notstromfall
- iv) Kühlmittelverluststörfall.

Für diese Fälle wurde eigenartigerweise mit zwei verschiedenen Datensätzen - einem veralteten, von der GRS in [63] verwandten, und einem aktualisierten, ebenfalls von der GRS erstellten - die zu erwartende Ausfallrate für die Notkühlung inklusive der Notmaßnahmen ermittelt. Die beiden Datensätze unterscheiden sich laut [61] folgendermaßen:

"- Im aktuellen Datensatz wird der Common-Mode-Ausfall der Notstromdiesel unterstellt, was im Datensatz gemäß /27/) nicht der Fall war.*

- Für den Anfahrtransformator wird im aktuellen Datensatz aufgrund der Betriebserfahrungen eine erheblich ungünstigere Ausfallrate ausgewiesen (ca. Faktor 10 ungünstiger).

- Das mechanische Versagen der GAR wird im aktuellen Datensatz ungünstiger bewertet als früher.

Diese Faktoren wirken sich beim "Ausfall der Hauptwärmesenke" und beim "Notstromfall" am stärksten aus, während sie in den übrigen Fällen einen geringeren Einfluß haben."

Offensichtlich ist der aktualisierte Datensatz vorzuziehen, da er unter anderem zwischenzeitlich gewonnene Betriebserfahrungen mit einbezieht. Die mit den unterschiedlichen Datensätzen gewonnenen Ausfallraten differieren bis zu einer

*) in diesem Text [63]

ganzen Größenordnung, wie sich aus Tabelle 2.4.1 ersehen läßt.

Mit diesen Ergebnissen wird nun ein eigenartiges Zahlenspiel betrieben, vergleiche [61], Zusammenfassende Beurteilung, Seite 7:

Einerseits wird aus den niedrigeren, mit dem alten Datensatz gewonnenen und deswegen irrelevanten Resultaten gefolgert, der zur Auflage gemachte Zielwert $1 \times 10^{-6}/a$ sei erreicht. Auch dazu muß man beide Augen zudrücken und $2,5 \times 10^{-6}/a$ gleich $1 \times 10^{-6}/a$ setzen.

Andererseits werden die relevanten, nämlich mit dem aktualisierten Datensatz gewonnenen Ausfallwerte ($>1,5 \times 10^{-5}/a$) nicht mehr mit dem ursprünglichen Zielwert von $1 \times 10^{-6}/a$, sondern mit einem Wert in Verbindung gebracht, "der in jüngster Zeit für einen nicht beherrschten Störfall bei einem Leichtwasserreaktor im Genehmigungsverfahren zugrundegelegt wurde" [61].

Die lapidare Feststellung im Sicherheitsgutachten [61], Seite 7, die Auflage C.1.12 aus dem Bescheid 7/8 d sei somit als erfüllt anzusehen, kann nur Verwunderung auslösen. Vielleicht lastete auf den Gutachtern großer Termindruck, dem sie schließlich erlagen. Der Termindruck kann aus den Genehmigungsbescheiden herausgelesen werden. So heißt es bereits im Bescheid Nr. 7/9 b (1981):

"Eine weitere Verzögerung könnte zu einer nicht mehr vertretbaren zusätzlichen Belastung der ohnehin angespannten Lage der öffentlichen Haushalte führen ... Nach Darlegung der Antragstellerin kostet jeder Tag Verzögerung in der Errichtung ca. 0,7 Mio. DM zusätzlich."

Tabelle 2.4.1: Notmaßnahmen-Notkühlung
(Tab. 3.-2 aus [61])

112

Störfall	Eintrittshäufigkeit (1/a)	Ergebnisse mit Ausfalldaten gemäß /27/ *)		Ergebnisse mit aktuellen Ausfalldaten	
		\overline{NV}	Ausfall NM-NK (1/a)	\overline{NV}	Ausfall NM-NK (1/a)
Bruch einer Wasser/Dampfleitung oberhalb der +29,5 m-Bühne in der REHA	10^{-2}	$2,5 \times 10^{-4}$	$2,5 \times 10^{-6}$	$3,5 \times 10^{-4}$	$3,5 \times 10^{-6}$
Ausfall Hauptwärmesenke	1	$2,5 \times 10^{-4}$	$2,5 \times 10^{-6}$	$1,5 \times 10^{-5}$	$1,5 \times 10^{-5}$
Notstromfall	$10^{-2}-10^{-3}$	$< 10^{-4}$	$< 10^{-6}-10^{-7}$	ca. 10^{-3}	$10^{-5}-10^{-6}$
Kühlmittelverluststörfall	$10^{-3}-10^{-4}$	$< 10^{-3}$	$< 10^{-6}-10^{-7}$	$< 10^{-3}$	$10^{-6}-10^{-7}$

*) in unserem Gutachten [63]

Fazit: Die Auflage C.1.12 aus Bescheid 7/8 d ist nicht erfüllt worden (es fehlt der Faktor 15!).

2.4.4 Belastungen der SBB-Einbauten bei LUNWA

Im Gutachten des TÜV [64] werden die Temperaturbelastungen der SBB-Einbauten im Laufe der 3 h währenden Unterbrechung der NWA, die bei der Behandlung des LUNWA-Falles unterstellt wird, angegeben. Es zeigt sich, daß in mehreren Fällen die Auslegungswerte erheblich überschritten werden, vergleiche Tabelle 2.4.2.

Als besonders gravierend sind die weit überhöhten Temperaturen des Deckenreflektors, der Gebläse und der Corestäbe anzusehen. So wird nach Tab. 2.4.2 die Auslegungstemperatur der Zuganker des Deckenreflektors von 350 °C um bis zu 400 °C überschritten. Deshalb wird in [64] ein Herabfallen von Teilen des Deckenreflektors auf den Kugelhaufen unterstellt. Es wird dann ausgeführt: *"Eine Blockierung des erzwungenen Kühlgasstromes bei Wiederanfahren durch heruntergefallene Teile der Coredecke wird jedoch als unwahrscheinlich angesehen."* Dabei wurde übersehen, daß während des Ausfalls der NWA-Abfuhr die Kühlgasströmung auf Naturkonvektion beruht. Da für letztere auch teilweise Blockaden wegen der geringen Druckdifferenzen eine erhebliche Beeinträchtigung darstellen, ist zumindest lokal mit wesentlich höheren Temperaturen im Core zu rechnen. Wie aus dem Forschungsbericht [66] hervorgeht, bieten die Strömungsverhältnisse bei Naturkonvektion ein komplexes Bild. Innerhalb des betrachteten Zeitraums von 5 h treten mehrere globale Instabilitäten auf. Es ist zu erwarten, daß auch unvollständige Blockaden erhebliche Veränderungen bewirken können. Insbesondere ist mit der Ausbildung von "heißen Inseln" zu rechnen, die sich laut [66] bei ungestörter Naturkonvektion nicht einstellen würden (zumindest unter den idealisierten Annahmen des verwandten Modells).

Tabelle 2.4.2: Temperaturen in °C und Drücke in bar von
 Komponenten des Primärkreises bei Naturkonvektion
 (Tab.2 aus [64])

Komponenten	Zeit nach Ausfall der Kühlung in h			
	0	1	3	5
Max. BE-Temperatur (Auslegungstemperatur 1150 °C)	850	1075	1360	1480
		1075	<u>1350</u>	1440
		1075	1330	1350
Mittlere BE-Temperatur	650	900	1050	1050
		900	<u>1010</u>	950
		900	970	870
Max. Deckenreflektor-Temperatur (Auslegungstemperatur d. Zuganker 350 °C)	260	350	700	1050
		360	<u>750</u>	1100
		380	810	1130
Max. Seitenreflektor-Temperatur (Auslegungstemp. 1200 °C)	600	600	600	620
		600	<u>600</u>	600
		600	580	575
Max. Deckenschild-Temperatur (Auslegungstemp. 350 °C)	260	260	370	540
		270	<u>410</u>	600
		270	440	650
Max. Seitenschild-Temperatur (Auslegungstemp. 350 °C)	260	290	330	350
		300	<u>340</u>	360
		300	340	370

Fortsetzung Tab. 2.4.2

Komponenten	Zeit nach Ausfall der Kühlung in h			
	0	1	3	5
Max. Bodenschicht-Temperatur (Auslegungstemp. 350 °C)	260	380 380 380	380 <u>380</u> 380	375 380 385
Max. Bodenreflektor-Temperatur (Auslegungstemperatur 1200 °C)	800	740 725 700	580 <u>565</u> 540	480 450 450
Mittlere DE-Temperatur (Auslegungstemp. 350-850 °C)	360	350 350 350	340 <u>330</u> 325	320 320 330
Mittlere Isolierungs-Temperatur (ertragbar ca. 350 °C)	150	170 170 170	200 <u>200</u> 210	210 220 240
Mittlere Liner-Temperatur (Auslegungstemp. 80 °C groß- flächig "hot-spot"-Temp. 120 °C)	ca. 50	85 85 85	100 <u>110</u> 110	120 130 130
Mittlere Beton-Temperatur in 15 cm Tiefe (Belastung s. Liner)	ca. 50	50 50 50	55 <u>55</u> 60	60 60 65

Fortsetzung Tab. 2.4.2

Komponenten	Zeit nach Ausfall der Kühlung in h			
	0	1	3	5
Mittlere Gastemperatur im Kaltgasraum	260	265 265 265	290 <u>300</u> 320	320 350 365
Druck im SBB (Störfalldruck 42,7 bar, Prüfdruck 47 bar)	ca. 40	40,6 40,9 41,3	42,3 <u>43,2</u> 44,5	44,5 46,0 47,8
Von den Gutachtern abgeschätzte Werte (bei 1 GAR offen):				
Gebälsetemperatur (Auslegungstemperatur Motorseite 80 °C Gasseite 300 °C)			<u>400</u>	450
Temperatur der Behälter- abschlüsse im Deckenbereich und am Gebläse (Auslegungstemp. 350 °C)			<u>370</u>	400

Durch eine lokale, stärkere Erhitzung des Cores ist von einer ebensolchen der in den jeweiligen Zonen eingefahrenen Corestäben auszugehen. Betrachtet man die in Tab. 2.4.2 bzw. in [66] angegebenen Temperaturen, so stellt man fest, daß sie bereits an die Schmelzgrenze der Corestab-Stahlhüllen heranreichen. In [64] wird dazu ausgeführt: "Das Strukturmaterial der Abschaltstäbe wird bei den vorliegenden Temperaturen seine Festigkeit verlieren, aber das Absorbermaterial wird an seinem Ort verbleiben." Hier scheint der Wunsch der Vater des Gedankens zu sein, denn es liegen unseres Wissens weder experimentelle noch gesicherte theoretische Ergebnisse zu diesem Punkt vor. So wird auch im TÜV-Sicherheitsgutachten Teil 17/3 [17], Seite 5.3-6ff ausgeführt:

"Bei Beginn des LUNWA-Falles werden die Corestäbe von Hand in das noch nicht stark erhitzte Core eingefahren, oder sie fahren bei zusätzlich unterstelltem Energieausfall automatisch sofort ein. Dadurch ist eine Betrachtung der Funktionsfähigkeit des Corestabeinfahrens bei hohen Temperaturen nicht notwendig.

Ist die Nachwärmeabfuhr aus dem Reaktorkern für mehr als ca. 3 h unterbrochen, so kann wegen der auftretenden hohen Coretemperaturen ein Abschmelzen der Absorberstabhüllen zumindest in Teilbereichen der eingefahrenen Corestäbe nicht ausgeschlossen werden ... Die bei dem Abschmelzvorgang freigelegten Borcarbidringe der Absorberstäbe sind dann der Druckbelastung durch die benachbarten Brennelemente ausgesetzt.

Eine Untersuchung des LUNWA-Einflusses auf die Wirksamkeit der Corestäbe legt der Hersteller ... vor. Zu diesem Zweck wurden mehrere eindimensionale Transportzellrechnungen für Corestäbe mit intakten

und beschädigten Borcarbidringen durchgeführt. Mit seiner Untersuchung gelangt der Hersteller zu dem Ergebnis, daß die Stabwirksamkeit sich um weniger als 2 % verringert, was völlig unproblematisch wäre.

Mit den vom Hersteller angewandten Rechenmethoden sind die Gutachter einverstanden. Jedoch die Annahme des Herstellers in ... daß die Schädigung der Borcarbidringe lediglich im Abbröckeln einer ca. 3 mm dicken Oberflächenschicht besteht, wobei der innere Teil intakt bleibt, ist für den Fall längerer Bestrahlungszeiten nicht begründet.

Nach Ansicht der Gutachter kann ein Zerbrechen einiger Borcarbidringe nicht ausgeschlossen werden; denn unter Bestrahlung wird die Festigkeit herabgesetzt. Diese Schädigung ist insbesondere für die R2-Stäbe von Bedeutung wegen ihrer großen Reaktivitätswirksamkeit.

Von den Gutachtern wird konservativ unterstellt, daß das austenitische Hüllrohrmaterial bereits bei 1200 °C flüssig wird. Weiterhin wird angenommen, daß die in den vom Abschmelzen betroffenen Corestabbereichen befindlichen Borcarbidringe, deren B 10-Abbrand höher als ca. 5 % ist, in so kleine Stücke zerbrechen, daß das darin enthaltene Borcarbid durch die Kugelschüttung hindurchrieselt und für die Reaktivitätsbilanz verlorengeht."

Angesichts der Tatsache, daß es sich bei den in Tab. 2.4.2 ermittelten Werten um rein rechnerische Ergebnisse mit all ihren Unsicherheiten handelt *) und auch lokale Temperatur-

*) die auch nach Ansicht des TÜV (vgl. [64], Seite 5.2-1ff) nicht als konservativ anzusehen sind

überhöhungen durch behinderte Konvektion (s.o.) in Betracht zu ziehen sind, ist die Integrität des Corestabsystems bei LUNWA mehr als zweifelhaft. Unter anderem ist die R2-Corestabgruppe betroffen. Wie in [17] ausgeführt, ist bei deren Verlust, mit einer Verminderung der Abschaltreaktivität um maximal 7,5 Nile zu rechnen, was die langfristige Unterkritikalität des Reaktors in Frage stellt.

Die Überhitzung der Kühlgasgebläse ist in Bezug auf eine Wiederaufnahme der Notkühlung nach Ablauf der 3 h-Frist von Bedeutung. Auch bei den Kühlgasgebläsen befindet man sich im LUNWA-Fall am Rande oder jenseits der erträglichen Temperaturbelastung, so daß jede zusätzliche Erhitzung bereits den totalen Ausfall bewirken kann.

2.4.5 Auslösendes Ereignis Flugzeugabsturz

Wie in Kapitel "Störfall Flugzeugabsturz" aufgeführt wurde, kann es als Folge eines Flugzeugabsturzes zum Ausfall des gesamten Notkühlsystems kommen. Dazu wurden mehrere mögliche Ursachen angegeben:

- i) Da unserer Ansicht nach kein Nachweis erbracht worden ist, daß die Stabschutzdecke die zu unterstellende (in den RSK-Leitlinien [32] spezifizierte) Lastannahme aufzunehmen imstande ist, ist ein Folgeversagen des zu schützenden Antriebssystems der Corestäbe nicht auszuschließen. Kommt es dabei auch zur Zerstörung von Rohren eines NWA-Stranges im angrenzenden Ringraum, wovon auszugehen ist, so steht zur Kühlung des wieder kritischen Reaktors nur ein Notkühlstrang zur Verfügung. Die sich mittel- und längerfristig aufbauende Überschußreaktivität wird durch den negativen Temperaturkoeffizienten kompensiert, was zu einem starken Temperaturanstieg führt. Nachweise darüber, daß diese Situation beherrscht wird, liegen unseres Wissens

nicht vor. Hier wäre ein weiteres Abschaltssystem in Form eines Absorbergases von großem Nutzen, siehe Abschnitt 2.1.5.

- ii) Gleichzeitig mit der unterstellten Zerstörung eines Notkühlsystems kann es auch durch einen Treibstoffbrand zum Ausfall des Corestabsystems kommen, da die Stabschutzdecke dagegen keinen Schutz bietet - mit denselben Konsequenzen wie unter i).
- iii) Wie in Abschnitt 2.3.6 ausgeführt, kann die Zerstörung eines Notkühlstrangs mit Freisetzung von Kühlgas direkt in die Reaktorhalle verbunden sein. Wenn es durch einen Folgeschaden (induzierte Erschütterungen, Treibstoffbrand) zur Zerstörung auch des zweiten Notkühlstrangs kommt, sind Handeingriffe (zur Wiederherstellung eines Notkühlstrangs) in der Reaktorhalle innerhalb der dafür vorgesehenen Zeitspanne von 3 h unmöglich (Grund: Hohe Aktivität des Primärgases).
- iv) Auch schon die Rauch- und Hitzewirkung eines Treibstoffbrandes können eine Begehrbarkeit der Reaktorhalle innerhalb von 3 h nach Absturz des Flugzeugs unmöglich machen, so daß wie bei iii) im Falle des Ausfalls der gesamten Notkühlung aufgrund direkter und induzierter Einwirkung die vorgesehenen Notmaßnahmen nicht durchführbar sind.

Bei dem längerfristigen (>3 h) Ausfall einer geregelten Wärmeabfuhr muß mit bleibenden Schäden an den Einbauten des SBB gerechnet werden. Es ist fraglich, ob die spätere Wiederaufnahme einer geregelten Wärmeabfuhr noch möglich ist. Bei einer längerfristigen Überhitzung der Brennelemente ist mit massiven Freisetzungen von Aktivität in das Kühlgas bzw. die Umwelt zu rechnen, falls dessen dauerhafter Einschluß nicht gewährleistet ist.

Als besonders schwerwiegend sind dabei Freisetzungen von Aktivität direkt in die Reaktorhalle unter Umgehung des vorgesehenen Ableitungspfades (Kamin) zu betrachten, da in diesem Fall wegen der geringeren Emissionshöhe wesentlich höhere Aktivitäten in der unmittelbaren Umgebung des Kraftwerks zu erwarten sind. Dies wird auch im Sicherheitsbericht [19] so gesehen, siehe Zitat daraus in Abschnitt 2.3.6.

2.4.6 Verbesserungsvorschläge

Die Analysen der GRS [63] und des TÜV [64], [61] zeigen auf, daß einer entscheidenden Verringerung der Ausfallwahrscheinlichkeit des Notkühlsystems prinzipielle Grenzen gesetzt sind.

Eine wirksame Auslegung der Anlage gegen Flugzeugabsturz würde zumindest die dadurch ausgelösten Ausfälle beseitigen.

2.4.7 Zusammenfassung

Das Notkühlkonzept des THTR 300 hat eine Reihe von Modifikationen erfahren, ohne daß der Zielwert von $1 \times 10^{-6}/a$ (vgl. Bescheid 7/8 d, Auflage C.1.12) für seine Ausfallwahrscheinlichkeit erreicht worden wäre. Wie aus dem TÜV-Sicherheitsgutachten Teil 19/13 vom 22.3.1985 [61] hervorgeht, wird dieser Zielwert auch unter Einbeziehung von Handeingriffen (sogenannten Notmaßnahmen) um mehr als einen Faktor 15 verfehlt. Trotzdem wurden vom TÜV alle Anforderungen als erfüllt erklärt, wahrscheinlich unter dem Druck, die Inbetriebnahme des Reaktors nicht noch mehr zu verzögern.

Eine Analyse der von der Herstellerfirma bzw. von den Gutachtern gegebenen Darstellung der Belastungen der SBB-Einbauten bei einem 3-stündigen Ausfall des Notkühlsystems (wie er in Gutachten [61] unterstellt wird) zeigt zudem, daß zum Teil nicht-konservative Annahmen gemacht wurden. Bei konservativer Betrachtungsweise können dauerhafte Schädigungen des Abschaltsystems und der Kühlgasgebläse nicht ausgeschlossen werden, derart, daß eine Wiederinbetriebnahme der Notkühlung nach 3 h unmöglich wird.

Ferner haben unsere Untersuchungen zum Störfall Flugzeugabsturz zu mehreren Störfallszenarien geführt, bei denen es aufgrund von Folgeschäden (Treibstoffbrand, induzierte Erschütterungen) zum totalen Ausfall der Notkühlung kommen kann, ohne daß die vorgesehenen Handeingriffe für LUNWA durchführbar sind (hohe Aktivität oder Großfeuer in der Reaktorhalle). Dabei handelt es sich durchaus um Szenarien, die sich innerhalb der zu unterstellenden Auslegungskriterien der RSK-Leitlinien abspielen, und nicht um "hypothetische" Störfälle.

Im Falle eines langanhaltenden (>3 h) Ausfalls der Notkühlung muß mit einer massiven Freisetzung von Aktivität in das Kühlgas bzw. die Umwelt gerechnet werden, falls dessen dauerhafter Einschluß nicht gewährleistet ist. Als besonders schwerwiegend sind dabei Freisetzungen direkt in die Reaktorhalle unter Umgehung des vorgesehenen Ableitungspfades (Kamin) zu betrachten, da in diesem Fall wegen der geringeren Emissionshöhe wesentlich höhere Aktivitäten in unmittelbarer Umgebung des Kraftwerks zu erwarten sind.

3 Der Reaktor der Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor (AVR)

3.1 Vorbemerkung

Wir wollen hier einige Schwachstellen und mögliche Störfälle des AVR diskutieren, die uns wesentlich für die Beurteilung der Sicherheit dieses Reaktors erscheinen. Wir gehen in enger Anlehnung an das zum THTR 300 Gesagte vor. Da die wesentlichen physikalischen Gegebenheiten sehr ähnlich sind, werden wir uns beim AVR wesentlich kürzer fassen und vor allem auf relevante Unterschiede zum THTR eingehen.

Von den Genehmigungs- und Aufsichtsbehörden scheint der AVR als relativ harmloser "Spielzeugreaktor" eingeschätzt zu werden, dem die Erfüllung üblicher Auflagen erlassen werden kann. Wir teilen diese Ansicht nicht. Wesentlich für die Beurteilung des Schadenspotentials ist nicht die in der Tat geringe Leistung, sondern das radioaktive Inventar. Hier fällt nun ins Gewicht, daß bei Hochtemperaturreaktoren mit wesentlich höheren Abbränden gearbeitet wird (beim THTR 300 etwa 60.000 MWd/tSM [7]) als etwa beim Leichtwasserreaktor oder beim sowjetischen Tschernobyl-Reaktor (die Angaben schwanken hier zwischen 10.300 MWd/tU [67] und 20.000 MWd/tU [68]). Das Inventar an längerlebigen Spaltprodukten des THTR 300 dürfte daher höher sein als das des Tschernobyl-Reaktors, das des AVR ist etwa 1/7 des Inventars des THTR, so daß das Schadenspotential des AVR etwa auf 10 % - 20 % des Tschernobyl-Reaktors geschätzt werden kann. Laut [69], Seite 2. - 48 enthält der AVR 2×10^8 Ci an Radioaktivität; aus den sowjetischen Angaben ergibt sich ein Inventar von $1,2 \times 10^9$ bis $1,6 \times 10^9$ Ci für den Tschernobyl-Reaktor [70]; das ist im Einklang mit der obigen Schätzung. Jedenfalls stellt das radioaktive Inventar des AVR keineswegs eine a priori vernachlässigbare Größe dar.

In [6] werden von der KFA detaillierte Risiko-Untersuchungen vorgelegt. Diese beziehen sich allerdings

nicht auf den real existierenden AVR-Reaktor, sondern auf den Anlagenzustand, der nach dem ursprünglich geplanten Umbau erreicht sein sollte. Dabei ist als sicherheitserhöhende Nachrüstung insbesondere ein sogenanntes Confinement vorgesehen. Das ist ein ventilierter Sicherheitseinschluß, der die wesentlichen Teile der Anlage umschließen sollte. Die in [6] gemachten Abschätzungen betreffend Schadenshäufigkeit und Schadenshöhe lassen sich daher nicht auf die jetzt existierende Altanlage anwenden.

Einen sicherheitstechnischen Vorteil gegenüber dem THTR bietet das kleinere Core des AVR mit seinem stärker negativen Temperaturkoeffizienten. Bei Ausfall der Nachwärmeabfuhr über den Dampferzeuger genügt daher laut [6] die sogenannte Sperrspaltkühlung zur Abfuhr der Nachwärme. Sollte diese auch ausfallen, so kann es zur Freisetzung von Kühlgasaktivität kommen (falls die Mischkühlerventile durch Fehlfunktionen oder fälschliches Aufahren geöffnet werden), siehe [6], Seite 109. Auch dann bleiben aber die erreichten Temperaturen so niedrig, daß mit Freisetzung von Aktivität aus den Brennelementen nicht gerechnet werden muß.

Von seinen Auswirkungen her vergleichbar, aber laut [6] häufiger zu erwarten (ca. 5×10^{-5} /a), ist die Freisetzung der Primärkreisaktivität über ein großes Leck (100 cm^2). Eine solche Freisetzung ist auch beim Absturz eines Flugzeugs auf die Anlage zu erwarten, der im Kapitel 3.4 behandelt ist. Daher wollen wir hier auf eine gesonderte Diskussion der Störfälle "Ausfall der Nachwärmeabfuhr" und "Druckentlastung des Primärkreises" verzichten.

3.2 Das Abschaltssystem des AVR-Reaktors

Beim Versuchsreaktor AVR wurde, wie schon erwähnt, wegen des relativ geringen Core-Durchmessers von 1,50 m auf ein Corestabsystem verzichtet. Damit entfallen die Probleme, die im Zusammenhang mit dem Corestabsystem des THTR 300 diskutiert wurden. Allerdings ist dadurch nicht die Frage erledigt, ob der AVR über ein ausreichendes Abschaltssystem verfügt.

Das Abschaltssystem des AVR besteht aus vier Absorberstäben, die in Vorsprüngen des Seitenreflektors, den sogenannten Reflektornasen, bewegt werden können. Der Abstand der Stäbe von der Core-Achse beträgt ungefähr 1 m, was einen wesentlich besseren Durchgriff auf das Core bedingt, als ihn etwa die Reflektorstäbe des THTR 300 haben. Im Normalbetrieb werden die Stäbe durch einen pneumatischen Antrieb bewegt, bei einer Schnellabschaltung sorgt die Schwerkraft dafür, daß die Absorberstäbe durch fallende Gegenstäbe von unten in ihre Kanäle eingefahren werden.

Ein zweites Abschaltssystem hat der AVR nicht. Im Sicherheitsbericht [69] von 1968 ist lediglich die Rede von weiteren "Abschaltmöglichkeiten" durch Einspeisen von Stickstoff bzw. durch Einwerfen von Borkugeln in das Core.

Detaillierte Reaktivitätsbilanzen, die die je nach Betriebszustand benötigte Abschaltreaktivität mit der in den Stäben bereitgestellten vergleichen, liegen nicht vor. Jedoch ergibt sich aus dem Sicherheitsbericht [69], daß die Abschaltreaktivität nicht ausreicht, das Core langfristig kalt unterkritisch zu halten.*)

*) Der Sachverhalt wurde von R. Schulten, Institut für Reaktorentwicklung der KFA, bestätigt

Damit erklärt sich wohl die verwunderliche Feststellung der Reaktorsicherheitskommission vom 30.09.1965, der Reaktor sei nur durch Herausnehmen der Brennelement-Kugeln abschaltbar [3].

Die in den Stäben gebundene Reaktivität reicht laut [69] lediglich aus, den Reaktor langfristig auf einer Temperatur von 105 °C unterkritisch zu halten**). Hier hilft der ziemlich stark negative Temperaturkoeffizient. Der Reaktor ist daher mit einer Art Standheizung ausgerüstet, dem sogenannten Hilfskessel, siehe [69], Seiten 2.-7 und 3.-18. Bei der 15-monatigen Betriebsunterbrechung 1978/79 wurde der AVR kalt unterkritisch gemacht, indem ein Teil der Brennelemente entfernt und das Helium durch Stickstoff von 1 bar Druck ersetzt wurde.

Mißt man das Abschaltssystem des AVR am BMI-Kriterium 5.3 [2] (s. den Abschnitt "Grundsätzliches"), so ist offensichtlich, daß das Kriterium in mehrfacher Hinsicht nicht erfüllt ist.

Zum ersten ist überhaupt nur ein Abschaltssystem vorhanden, das mit den Steuereinrichtungen identisch ist. Im Sinne des BMI-Kriteriums 5.3 wäre es als das erste oder Schnell-Abschaltssystem einzustufen.

Ein zweites oder Langzeitabschaltssystem besitzt der AVR nicht. Die Tatsache, daß der Reaktor mit Hilfe des Schnellabschaltsystems und der erwähnten Krücken (Standheizung, N₂-Einspeisung oder Vergiftung mit Borkugeln) langfristig unterkritisch gehalten werden kann, behebt diesen Mangel nicht. Im BMI-Kriterium 5.3 [2] wird nämlich verlangt:

**) Nach Auskunft von E. Ziermann (AVR) sind nach jetziger Genehmigungslage nur 130 °C gefordert

"Die andere Abschaltvorrichtung muß für sich allein in der Lage sein, den Reaktor aus jedem Betriebszustand heraus unterkritisch zu machen und auch bei der für die Reaktivitätsbilanz ungünstigsten Temperatur, die unter den in Betracht zu ziehenden Umständen im System möglich ist, beliebig lange unterkritisch zu halten."

Es sei noch angemerkt, daß die "zusätzlichen Abschaltmöglichkeiten" langsam und auch nicht sehr wirksam sind. Um 3 Nile Reaktivität zu kompensieren, müssen z.B. 350 Borkugeln eingewälzt werden, was laut [69] in ca. 3 Stunden durchführbar sein soll. Die Stickstoffeinspeisung erbringt 1,5 Nile Abschaltreaktivität, wenn 1 bar N₂ zugeführt wird. Laut Sicherheitsbericht soll das in 5 Stunden möglich sein, ohne den Reaktordruckbehälter überzubeanspruchen [69].

Nach dem heutigen Stand, wie er im BMI-Kriterium 5.3 festgelegt ist, wären diese "zusätzlichen Abschaltmöglichkeiten" aber ohnehin nicht in Betracht zu ziehen.

Es ist nach dem Gesagten offensichtlich, daß das Abschalt-system des AVR heute nicht mehr genehmigungsfähig ist, wenn die BMI-Kriterien zugrundegelegt werden.

3.3 Störfall Wassereinbruch ins Core

Ein Störfall, bei dem im Verlauf von 9 Tagen 27 t Wasser in den Primärkreis eindrangen, ereignete sich im Mai 1978. Nach der Menge des eingedrungenen Wassers wird solch ein Störfall im allgemeinen als hypothetisch angesehen.

Die Tatsache, daß es beim Wassereinbruch in den Primärkreis des AVR zu keinen größeren Freisetzungen von Radioaktivität kam, wird oft als Beleg dafür angeführt, daß der Störfall "Wassereinbruch" bei Hochtemperaturreaktoren beherrscht

wird. Wir sind dagegen der Meinung, daß dieser Störfall zeigt, daß vermeintlich hypothetische Ereignisse tatsächlich eintreten können und daß zweitens Theorien, die sich das Betriebspersonal über die Vorgänge im Reaktor bildet, falsch sein und zu störfallverschärfenden Handlungen führen können. Im übrigen kann ein Wassereinbruch im Core zu katastrophalen Leistungsexkursionen führen, wie schon für den THTR genauer erklärt wurde und wie weiter unten für den AVR gezeigt wird.

Die wesentlichen, irrtümlichen Hypothesen bei der Behandlung des Störfalls, waren [36]:

- a) die Meinung, die im Primärkreis detektierte Feuchte könne nicht von einem Leck im Dampferzeuger stammen
- b) die Ansicht, bei einer Kühlgastemperatur bis 500 °C sei eine beliebig hohe Feuchte im Kühlgas tolerierbar (s. Kapitel 2.2).

Die daraus resultierenden Fehlhandlungen, die unter etwas anderen Umständen zu gefährlichen Situationen hätten führen können, waren:

- a) die Vergrößerung der Meßbereiche der Feuchtemessung, mit der eine durch das Reaktor-Schutzsystem sonst veranlaßte Schnellabschaltung verhindert wurde
- b) die wiederholten Versuche, die Feuchte durch "Ausheizen" zu beseitigen.

In seinem abschließenden Bericht zu dem Störfall [36] billigt der TÜV das Vorgehen unter a). Darüberhinaus macht sich der TÜV auch die Ansicht zu eigen, daß bei niedrigen Temperaturen (< 650 °C) höhere Feuchtwerte im Primärkreis tolerierbar seien, und sanktioniert deshalb die Einführung eines variablen Feuchtegrenzwertes, siehe [36], Seite 28.

Damit ist die von den Betreibern beim Störfall vorgenommene Meßbereichserweiterung sozusagen institutionalisiert (ähnliches ist übrigens auch beim THTR vorgesehen, siehe Kapitel 2.2). Diese Ansicht wurde schon in Kapitel 2.2 kritisiert. Sie zeigt, daß die mit einem Wassereinbruch verbundene Gefahr einer Leistungsexkursion nicht gesehen wurde.

Prinzipiell ist die Physik des Wassereinbruchs ins Core beim AVR die gleiche wie beim THTR. Es gibt jedoch quantitative Unterschiede:

Zunächst liegt bei dem viel niedrigeren Systemdruck von 10,9 bar die Siedetemperatur des Wassers niedriger, nämlich bei 184 °C. Allerdings liegen auch die Kaltgastemperaturen mit 200 °C und die Speisewassertemperatur mit 110 °C niedriger als beim THTR. Daher ist hier damit zu rechnen, daß Wasser nicht ausschließlich als Dampf, sondern teilweise in flüssiger Form eindringen kann, besonders bei nicht voll betriebswarmem Reaktor.

Weiterhin ist das Core des AVR mit 1,50 m Radius kleiner als das des THTR mit 2,80 m. Dies bedingt höhere Neutronen-Leckageverluste an der Oberfläche, die durch die verbesserte Moderation bei Anwesenheit von Wasser stärker reduziert werden. Andererseits ist der Brutstoff (Th 232 bzw. U 238)-Gehalt des Brennstoffs nur etwa halb so groß wie beim THTR, so daß die Anwesenheit von Wasser nicht so sehr zur Vergrößerung der Resonanzentkommwahrscheinlichkeit beiträgt wie beim THTR. Mit Core-Daten, die dem Corezustand vom Dezember 1985 entsprechen und die uns dankenswerterweise von der KfA Jülich (W. Scherer) zur Verfügung gestellt wurden, haben wir den Reaktivitätszuwachs in Abhängigkeit von der Wasserdichte im Core berechnet. Hierzu haben wir ein ähnlich vereinfachtes Modell wie beim THTR benutzt.

Wir fanden eine Kurve, siehe Abbildung 8, die der für den THTR (Gleichgewichtscore) sehr ähnlich ist. Der Hauptunterschied liegt darin, daß sie insgesamt etwa 1,5 mal so hoch ist. So beträgt der Anstieg bei geringer Dichte etwa $\Delta k = 780 \text{ mNile pro } 10^{-3} \text{ g/cm}^3 \text{ H}_2\text{O}$ (gegenüber 470 mNile beim THTR). Das Maximum liegt bei etwa $1,8 \times 10^{-2} \text{ g/cm}^3$ und beträgt 5,4 Nile (gegenüber 3,4 Nile beim THTR). Auch der Abfall von Δk bei höherer Dichte, der den Void-Koeffizienten liefert, liegt um etwa das 1,4 fache höher als beim THTR. Schließlich ist der Temperaturkoeffizient wesentlich stärker negativ als der des THTR.

Wie beim THTR ergeben sich beim AVR prinzipiell zwei mögliche Rückkoppelungseffekte: Wasser kann unter Reaktivitätserhöhung ins Core hineindampfen oder es kann, ebenfalls unter Reaktivitätserhöhung, aus dem Core hinausgedampft werden. Außerdem gibt es die Möglichkeit einer Kombination beider Effekte bei einem schlagartigen Dichte-Ausgleich zwischen Zonen geringer und hoher Wasserdichte, vergleiche Kapitel 2.2.

Wir haben auch für den AVR Modellrechnungen mit dem punktkinetischen Modell durchgeführt, das schon für den THTR verwendet wurde und das in der Lage ist, das autokatalytische Herausdampfen von Wasser aus dem Core näherungsweise zu beschreiben. Einige repräsentative Verläufe zeigen die Abbildungen 9 bis 11.

Bemerkenswert ist hier, daß die erreichten Endtemperaturen von ca. 1000 °C über der Starttemperatur - falls der scram ausbleibt - nicht wesentlich niedriger liegen als beim THTR. Ebenso liegt die erreichte Maximalleistung um das etwa 200-fache über der Nennleistung, ähnlich wie beim THTR. Der Grund hierfür liegt in der größeren Reaktivitätszufuhr durch das Wasser, die die durch den stärker negativen Temperaturkoeffizienten bedingte größere Stabilität weitgehend kompensiert.

Auch die pro Brennelement freigesetzte Energie liegt im gleichen Bereich wie beim THTR. Insgesamt wird wegen der geringeren Zahl von Brennelementen etwa ein Zehntel der beim THTR zu erwartenden Energie freigesetzt.

Bei der Betrachtung möglicher Szenarien, die zu drastischen Leistungsexkursionen durch Wassereinbruch führen können, fallen die konstruktiven Unterschiede zum THTR erheblich ins Gewicht.

Das Kühlgasgebläse befindet sich etwa 10 m unterhalb des Corebodens. Das Core wird vom Kühlgas von unten nach oben durchströmt. Der Dampferzeuger befindet sich über dem Core, was das Eindringen von Wasser selbstverständlich erleichtert.

Durch diese Anordnung ist es möglich, daß Sprühnebel durch das Gebläse mit dem Kaltgas von unten ins Core geblasen wird. Dabei kann es zu rückgekoppeltem Hineindampfen ins Core kommen, oder es kann zu einem explosiven Dichteausgleich zwischen einem wasserreichen unteren und einem wasserarmen oberen Corebereich kommen, ähnlich den in Kapitel 2.2 geschilderten Szenarien für den THTR 300.

Zumindest bei nicht betriebswarmem Reaktor ist es auch möglich, daß aus dem Dampferzeuger eine "Regenfront" gegen den Kühlgasstrom in das Core eindringt und rückgekoppelte explosionsartige Verdampfungsvorgänge auslöst.

Wiederum erscheinen Betriebstransienten wie das Anfahren des Reaktors als besonders kritische Situationen, da bestimmte Schutzkriterien außer Kraft gesetzt sind und das Eindringen großer Wassermengen gerade im "kalten" Zustand sehr viel leichter möglich ist.

Ein besonders prekärer Zustand könnte sich auch ergeben, wenn, wie vom TÜV sanktioniert, versucht würde, Wasser "auszuheizen". Falls undetektiert größere Mengen Wasser im Primärkreis vorhanden wären, könnte gerade diese Aktion der Auslöser für eine autokatalytische Verdampfung und dadurch hervorgerufene Leistungsexkursion sein. Es ist zu hoffen, daß diese Möglichkeit durch eine nach den Erfahrungen von 1978 verbesserte Wasserdetektion ausgeschlossen ist.

Die Modellrechnungen führen zu Leistungsexkursionen mit Energiefreisetzungen von einer Größenordnung von 1 bis 10 Gigajoule. Dabei würden die Brennelemente und der Reaktorbehälter zerstört. Das im Spaltstoffinventar liegende Schadenspotential kann damit sehr real werden.

Der genaue Unfallverlauf hängt von Einzelheiten ab, die deterministisch nicht vorhersagbar sind. In unserem Gutachten zeigen wir das physikalische Prinzip eines Unfalls nach Art von Tschernobyl auf. Der Druckanstieg würde auch im Falle des AVR zur Zerstörung des Druckbehälters führen.

3.4 Störfall Flugzeugabsturz

Zur Zeit der Errichtung des AVR wurde noch nicht daran gedacht, Kernreaktoren gegen Flugzeugabsturz auszulegen. Andererseits wird diese Art der Auslegung im BMI-Sicherheitskriterium 2.6 von 1977 gefordert [2].

Im Zusammenhang mit dem geplanten Umbau des AVR wurde deshalb der Auslegung gegen Flugzeugabsturz einige Aufmerksamkeit gewidmet [6]. Es besteht kein Zweifel, daß sie beim AVR fehlt. So heißt es in [71]:

"Eine Auslegung des Reaktorgebäudes zur Aufnahme des Flugzeugabsturzes war zum Zeitpunkt der Errichtung nicht erforderlich. Im Gegensatz zur Explosion

oder zum Erdbeben handelt es sich hier um einen durch die hohe lokale Beanspruchung gekennzeichneten Lastfall. Oberhalb des Stahlbetonzylinders des Reaktorgebäudes ist mit einem baulichen Schutz für den AVR-Schutzbehälter nicht zu rechnen. Der Betonzylinder selbst gewährleistet nicht die Erfüllung der heutigen bautechnischen Schutzanforderungen, d.h. ein Penetrationsschutz gemäß dem heutigen Genehmigungsstand ist nicht gegeben. Sicherlich wird der Betonzylinder einen gewissen Schutz geben, der jedoch heute noch nicht quantifiziert ist. Im unteren Gebäudebereich können dabei vorgelagerte Baukonstruktionen als günstig wirkend berücksichtigt werden."

Es ist auch nicht beabsichtigt gewesen, den AVR im Rahmen des Umbaus so nachzurüsten, daß er den Störfall Flugzeugabsturz beherrscht.

Stattdessen wird in [6] eine ausführliche Diskussion mit Fehlerbaumanalysen und Ausbreitungsrechnungen präsentiert, deren Ziel es ist, zu zeigen, daß das Risiko eines Flugzeugabsturzes auf den AVR vernachlässigbar ist. Präzise wird als Untersuchungsziel formuliert [6]:

"Risiko durch Flugzeugabsturz

Untersuchungsziel

Die Untersuchungen zum Risiko eines Flugzeugabsturzes auf den zu einer Prozeßwärmanlage umgebauten AVR haben den Nachweis zum Ziel, daß der Umbau kein relevantes zusätzliches Risiko zur Folge hat und den bestehenden Schutz vor Strahlenschäden weitgehend unberührt läßt, und zwar auch dann nicht, wenn auf bauliche Schutzmaßnahmen verzichtet wird."

Die Untersuchung kommt zu dem beruhigenden Schluß [6]:

"Mit einer Wahrscheinlichkeit von 99 % sind aber die radiologisch relevanten Folgen eines Flugzeugabsturzes auf eine schnelle Druckentlastung mit dem Austrag eines Teils abgelagerter Spaltprodukte begrenzt."

Es wird errechnet, daß sich bei Anwendung der linearen Dosis-Wirkungs-Beziehung ohne Schwellwert daraus "statisch ein Todesfall durch Leukämie oder Krebs (Spätschaden)" ergibt [6].

Eine etwas merkwürdige Tatsache ist nur, daß ein entsprechender Unfall beim THTR, bei dem das Aktivitätsinventar des Primärkreises in geringer Höhe freigesetzt wird, als schlimmer als der GaU eingestuft wird [41]. Diese Einschätzung ist zweifellos richtig (s. Diskussion in Kapitel 2.3).

Im Sicherheitsbericht für den AVR [69] wird eine Kühlgasaktivität von $1,8 \times 10^4$ Ci angegeben; für den THTR ist sie laut [7] nur etwa dreimal so groß (6×10^4 Ci).

Allerdings taucht in [6] nirgends die Gesamtaktivität des Kühlgases auf. Es heißt dort lediglich (S. 142), daß mit der Freisetzung von 30 Ci Cs 137 und 50 Ci Sr 90 zu rechnen sei. Vergleicht man dies mit den im Sicherheitsbericht [69] genannten Zahlen (< 10 Ci Cs 137 und < 1 Ci Sr 90), so muß man schließen, daß dort das Gesamtinventar erheblich unterschätzt wurde.

Hinzu kommt noch die Gefahr, daß durch einen Flugzeugabsturz das Core mit Luft in Kontakt kommt, was zu massiver Brennelementkorrosion bzw. Graphitbrand mit Spaltprodukt-Freisetzung aus den Brennelementen führen

kann. Dieses Risiko wird in [6] dadurch in den vernachlässigbaren Bereich gedrückt, daß eine sehr geringe Eintrittswahrscheinlichkeit von $10^{-9}/a$ errechnet wird. Allerdings ist dabei, wie gesagt, die Existenz eines "Confinements" angenommen, das der AVR bisher nicht besitzt. Das wirkliche Risiko liegt auf jeden Fall höher.

Die Schlußfolgerung der Untersuchung zum Flugzeugabsturz in [6], Seite 153, lautet:

"Eine Auslegung von Teilen der Anlage gegen Flugzeugabsturz ist unter dem Gesichtspunkt der Risikominderung nicht erforderlich."

Angesichts des in der Anlage vorhandenen Schadenspotentials ist eine solch kavaliersmäßige Behandlung des Störfalls "Flugzeugabsturz" nicht gerechtfertigt. Das BMI-Kriterium 2.6 läßt dies auch nicht zu.

Es ist nicht einzusehen, daß etwa die Bevölkerung von Jülich (und das Personal der KFA) weniger schutzwürdig sein sollte, als die von Hamm. Falls der AVR weiterbetrieben werden sollte, ist ein dem heutigen Stand der Technik entsprechender Schutz gegen Flugzeugabsturz zu fordern.

3.5 Zusammenfassung und Verbesserungsvorschläge

- a) Das Abschaltssystem des AVR-Reaktors ist unzureichend. Es ist lediglich ein Schnellabschaltsystem vorhanden, ein Langzeitabschaltsystem fehlt.
Das BMI-Kriterium 5.3 ist nicht erfüllt.
- b) Bei einem Wassereintrich ins Core sind unkontrollierbare Leistungsexkursionen möglich.
Das BMI-Kriterium 3.2 ("inhärente Sicherheit") ist nicht erfüllt.

- c) Der AVR-Reaktor ist nicht gegen Flugzeugabsturz ausgelegt. Zwar wird in einer Studie das Risiko gering veranschlagt, doch bleiben offene Fragen.
Das BMI-Kriterium 2.6 ist nicht erfüllt.

Sollte beabsichtigt sein, den AVR entgegen dem jetzigen Planungsstand über 1988 hinaus zu betreiben, so wäre zu fordern, daß er entsprechend dem heutigen Stand von Wissenschaft und Technik sowie den gültigen Sicherheitskriterien nachgerüstet wird.

Dies würde erfordern:

- a) Die Ertüchtigung des Abschaltsystems, d.h. die Einrichtung eines 2. (Langzeit-)Abschaltsystems
- b) Auslegung gegen Flugzeugabsturz
- c) Auslegung gegen eine Freisetzung von Primärgasaktivität in Bodennähe
- d) Schutz gegen unkontrollierbare Leistungsexkursionen bei Wassereinbruch ins Core. Wir sehen nicht, durch welche Maßnahmen das zu verwirklichen wäre, außer durch den kaum realisierbaren Zusatz einer Absorbersubstanz zum Wasser des Sekundärkreislaufs.

Legende zu den Abbildungen

- Abb. 8 Reaktivität in mNile als Funktion der über das AVR-Core homogenisierten H₂O-Dichte
- Abb. 9 Leistungsexkursion im AVR, ausgehend von Nennleistung, bei Ausfall der Schnellabschaltung
- Abb. 10 Leistungsexkursion, ausgehend von etwa 10 % der Nennleistung, bei Ausfall der Schnellabschaltung
- Abb. 11 Leistungsexkursion, ausgehend von Nennleistung, bei eingebrachter Abschaltreaktivität von 4 Nile

AVR GEMITTELT

Reaktivitaet (mNile)

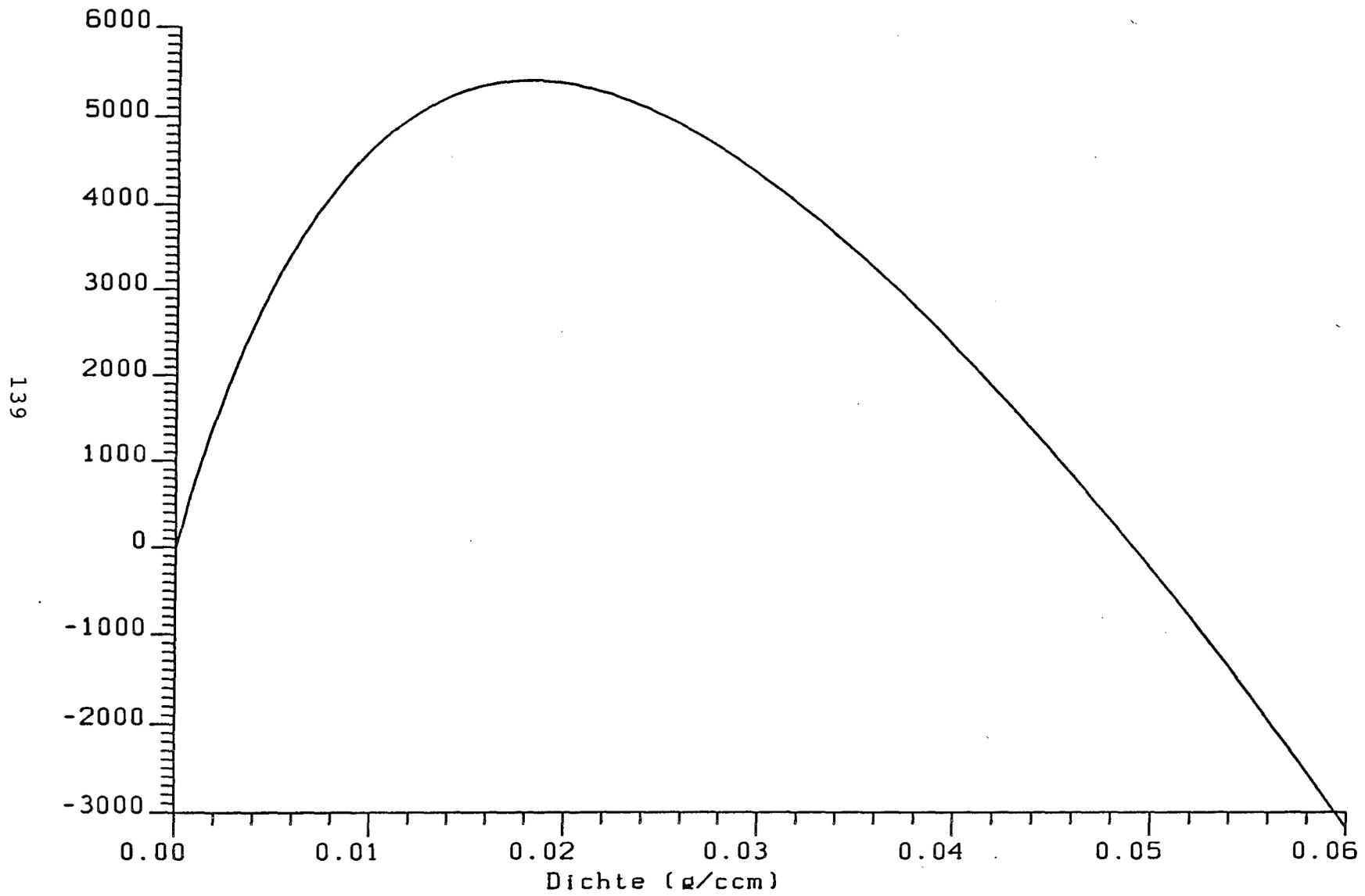


Abbildung 8

AVR FALL 1
 Rho.max. = 2.50E-02, Delta k max. = 5.40E+03 (mNile)
 Scram react. = 0.00E+00 (mNile), Heat loss = 1.00E+02

----- react.
 dens.
 _____ power
 - - - - - temp.

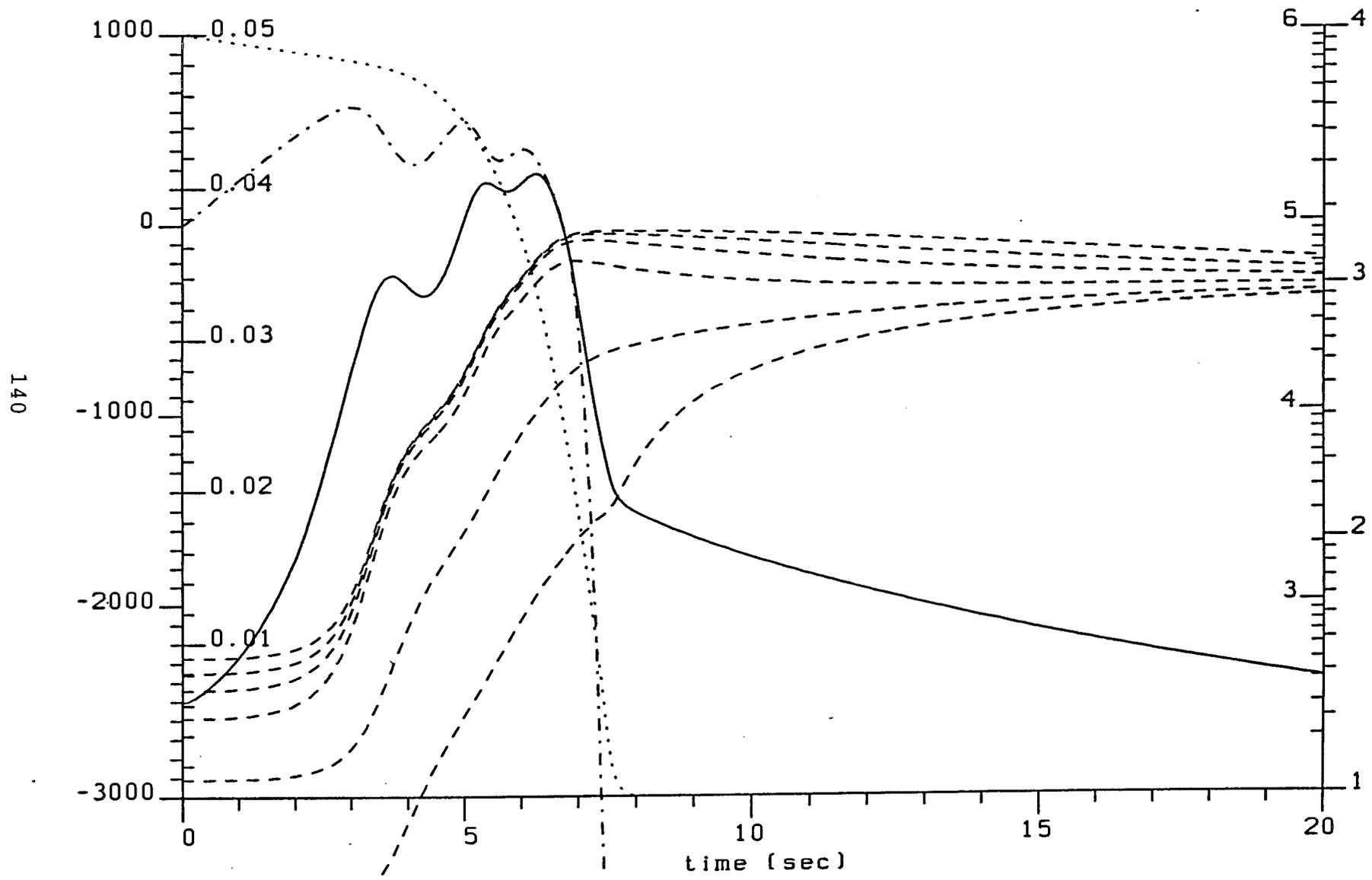


Abbildung 9

AVR FALL 2

Rho.max.= 2.50E-02, Delta k max.= 5.40E+03 (mNile)
Scram react.= 0.00E+00 (mNile), Heat loss= 1.00E+01

----- react.
..... dens.
———— power
----- temp.

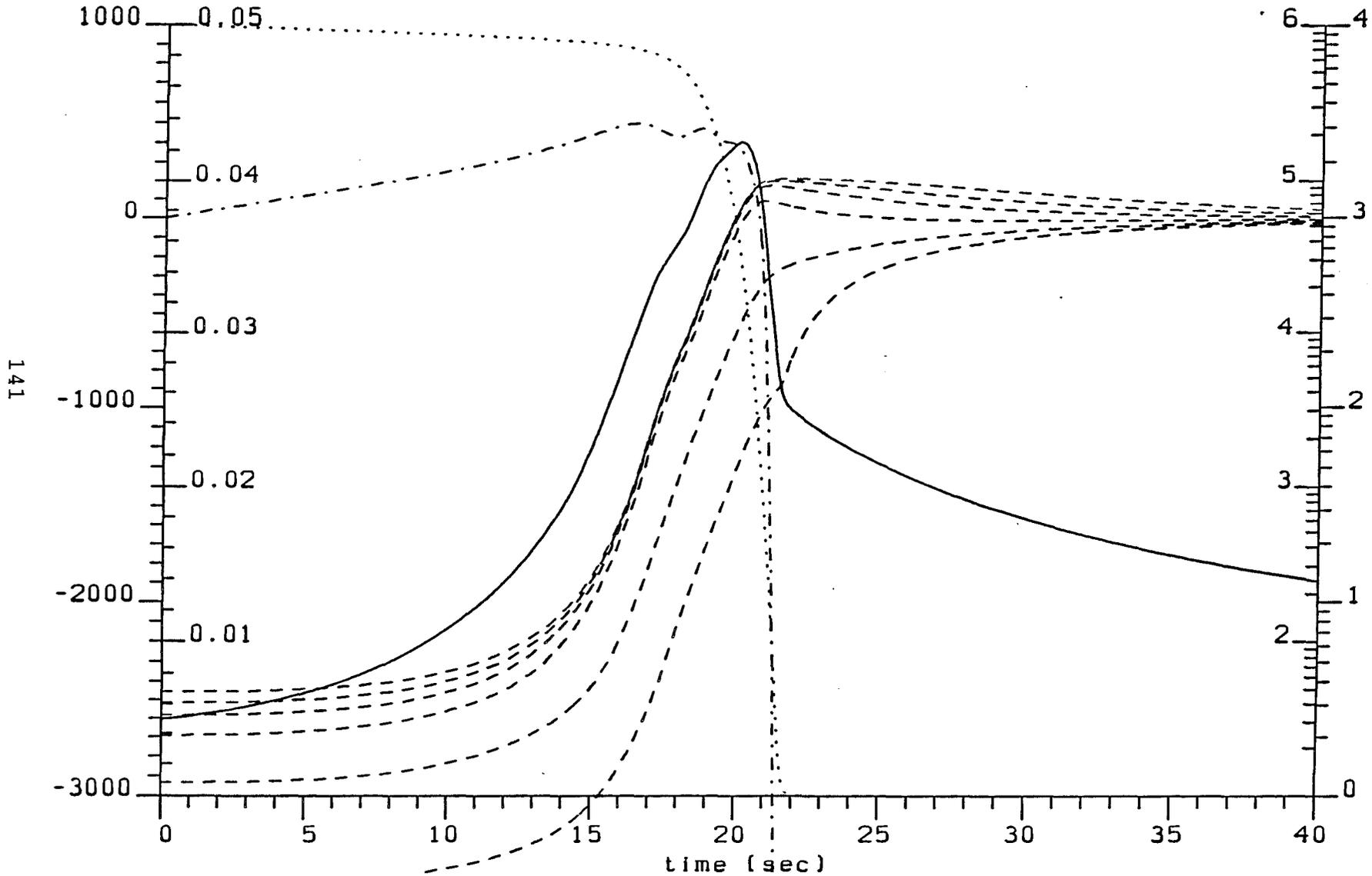


Abbildung 10

AVR FALL 3

Rho.max.= 2.50E-02, Delta k max.= 5.40E+03 (mNile)
Scram react.=-4.00E+03 (mNile), Heat loss= 5.00E+01

----- react.
..... dens.
———— power
----- temp.

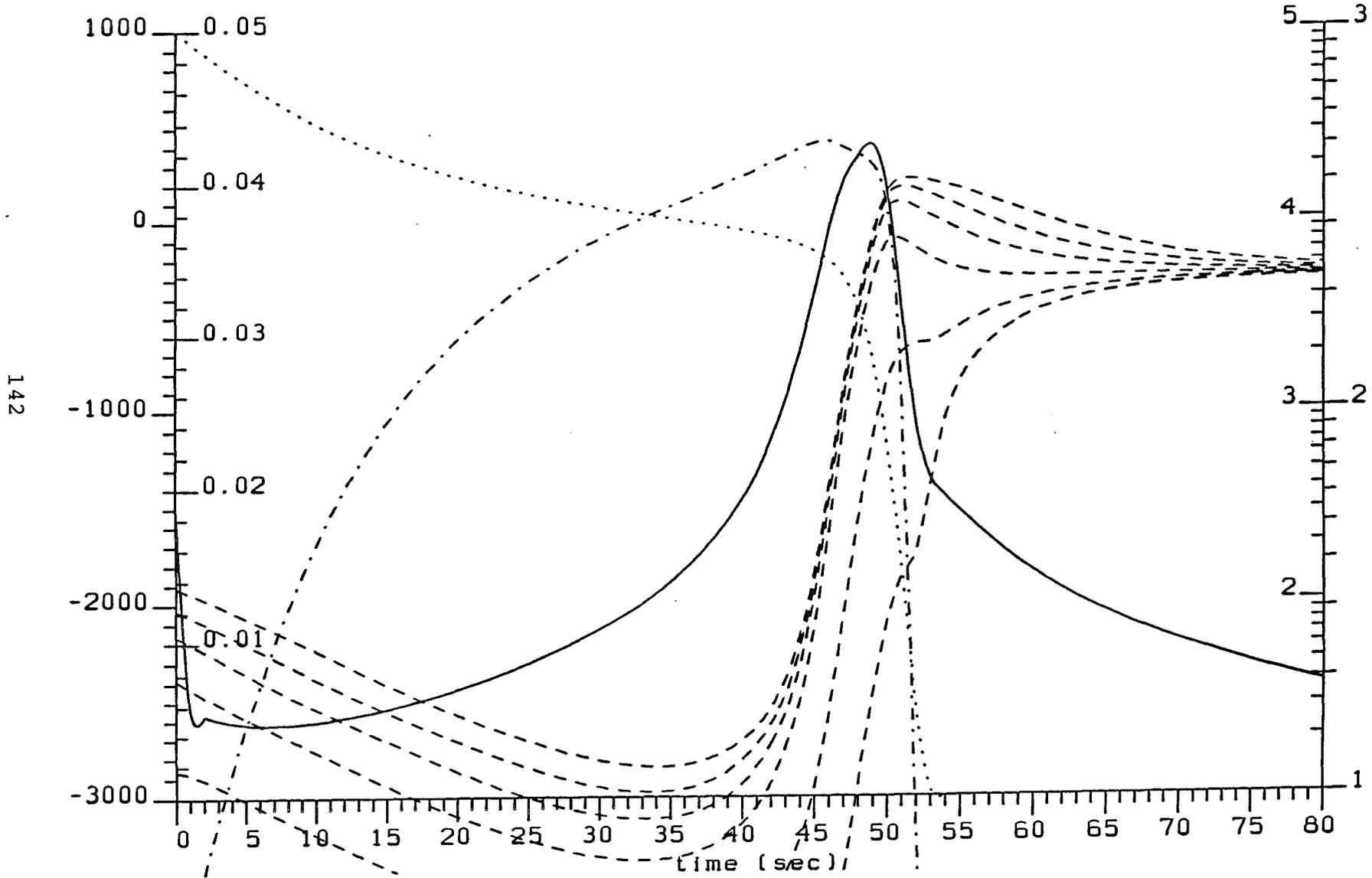


Abbildung 11

4 Bewertung der "Kritiker-Literatur"

Im folgenden versuchen wir, einen Überblick über die "Kritiker-Literatur" zu geben und die dort aufgeführten Argumente, soweit sie die Sicherheit der kerntechnischen Anlagen betreffen, zu bewerten. Die untersuchte "Kritiker-Literatur" befaßt sich, soweit sie überhaupt anlagenspezifisch ist, fast ausschließlich mit dem THTR 300. Das liegt vermutlich daran, daß es sich beim AVR und beim Kernkraftwerk Würgassen um "Altanlagen" handelt und daher ihre Projektierung und Inbetriebnahme nicht in dem Maße im Blickpunkt der Öffentlichkeit standen bzw. stehen, wie es heute beim THTR 300 und beim SNR 300 der Fall ist.

Auf ältere "Kritiker-Literatur", in der das Kernkraftwerk Würgassen erwähnt ist, wie z.B. H. Strohm (1973, 14. Auflage 1986), und auf die Studie von R. Anderson et al. (erstellt für Greenpeace, 1986) gehen wir hier nicht ein. Die nach heutiger Kenntnis wesentlichen Sicherheitsbedenken, soweit sie das Kernkraftwerk Würgassen betreffen, sind in unserem Gutachten enthalten.

4.1 REINER SZEPAN

In einem Schreiben von Reiner Szepan an den BMI [72] wird zunächst, völlig zurecht, darauf hingewiesen, daß es zwar eine detaillierte Sicherheitsanalyse für den "Papierreaktor" HTR 1160 gibt, daß eine solche Analyse für den damals im Bau befindlichen THTR 300 aber fehlt.

Szepan meint dann, daß Ergebnisse der HTR 1160 Analyse näherungsweise auf den THTR 300 zu übertragen seien.

Im weiteren betrachtet Szepan drei mögliche Störfälle:

1. Dampferzeuger-Störfall: Es wird ein Bruch des Rohrleitungsbündels eines Dampferzeugers unterstellt, der zu einem massiven Wassereinbruch führen kann.
2. Notstromfall: Hier wird unterstellt, daß während des Betriebs die Stromerzeugungsanlage ausfällt, somit die Stromversorgung der Sicherheitsanlagen durch das Verbundnetz nicht mehr möglich ist und daß außerdem die Notstromdieselanlage ausfällt.
3. Aktivitätsstörfall: Es wird ein Versagen des Abschaltsystems unterstellt.

Alle drei betrachteten Fälle nehmen Schwachpunkte des THTR 300 als Ausgangspunkt. Szepans Schlußfolgerungen sind:

1. Dampferzeuger-Störfall: Augenblickliche Reaktion des eingedrungenen Wassers mit dem Graphitmantel der Brennelemente (Bildung von Wasserstoff und Kohlenmonoxid) und explosionsartiger Druckanstieg im Reaktorbehälter, der zum Folgeversagen weiterer Dampferzeuger führen kann; Versagen des Reaktor-druckbehälters (bzw. der Berstscheiben), Entweichen von Primärgas in die Reaktorhalle und Reaktion von H und CO mit dem Luftsauerstoff (heftige Explosion), die zum Versagen der Integrität der Reaktorhalle führen kann; Spaltstofffreisetzung durch Korrosion der Brennelemente und Abgabe der Spaltstoffe an die Umgebung.
2. Notstromfall: Durch Ausfall der Nachwärmeabfuhr erhitzen sich die Heliumgebläsemotoren und werden irreparabel zerstört; auch wenn später die Stromversorgung durch das Verbundnetz wieder möglich wird, kann der Reaktor nicht mehr gekühlt werden.
3. Aktivitätsstörfall: Hier heißt es u.a.

"Die Erfinder/Erbauer des Hochtemperaturreaktors hausieren gerne mit seiner sogenannten inhärenten Sicherheit. Sie benennt eine Eigenschaft des HTR, mit der er sich bei hohen Temperaturen selbständig abschaltet, d.h. den Neutronenstrom abreißen läßt, wobei sich die Kerntemperaturen auf ca. 1200 °C einstellen. Diese gepriesene Eigenschaft benötigt der THTR 300 bitter, da das automatische Erste Abschaltssystem unzuverlässig ist."

Weiter wird die Wirksamkeit des Abschaltsystems bei einem großen Dampferzeuger-Störfall in Frage gestellt (Kritikalitätsänderungen durch Wassereinbruch).

Diese Aussagen mögen zum Teil zutreffend sein, müssen aber dennoch als eher spekulativ angesehen werden, weil sie in keiner Weise durch genauere Untersuchungen untermauert sind. Sie beziehen sich zum Teil auch auf Details der Anlage, die nicht in dieser Form realisiert wurden (z.B. Berstscheiben und Abblaseventil, Kernstäbe als erstes Abschaltssystem).

Auf die beiden Themen Abschaltssystem und Wassereinbruch wird an anderer Stelle in unserem Gutachten ausführlich eingegangen.

4.2 LOTHAR HAHN

Lothar Hahn hat in einer kurzen Studie des Öko-Instituts [73] versucht, "Grundsätzliche Sicherheitsprobleme beim Hochtemperaturreaktor und besondere Defizite beim THTR 300" aufzuzeigen. Die wesentlichen Argumente dieser Studie sind ausführlich als Stellungnahme Hahns in zwei Schriftsätzen [74], [75] zu Verwaltungsgerichtsverfahren enthalten.

Hahn kritisiert vor allem, daß das Abschaltssystem des THTR 300 nicht den sonst üblichen Grundsätzen (Unabhängigkeit und Diversität) entspricht, wie sie z.B. in den BMI-Sicherheitskriterien und den RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren festgelegt sind. Diese Kritik muß als berechtigt angesehen werden; wir gehen in Kapitel 2.1 auf Schwächen des Abschaltsystems ein.

Sicherlich sind die Richtlinien für Druckwasserreaktoren nicht ohne weiteres auf Hochtemperaturreaktoren zu übertragen. Solange es aber keine speziellen HTR-Richtlinien gibt, sind die DWR-Richtlinien sinngemäß auf den HTR zu übertragen. Wie dies im Rahmen des Genehmigungsverfahrens im einzelnen geschehen ist, geht aus den THTR 300 Planungsgrundsätzen [18] hervor. Insbesondere wird darin festgestellt, daß das BMI-Kriterium 5.3 zu erfüllen ist. Hahn stellt zu Recht fest, daß dieses Kriterium beim THTR 300 nicht erfüllt ist.

In einer neueren Arbeit [76] setzt sich die Kernforschungsanlage Jülich mit Hahns Studie auseinander. Die Mitarbeiter der KFA versuchen zu zeigen, daß es keine Sicherheitsdefizite beim THTR 300 gibt. In ihrer Ausarbeitung werden, neben einer eher grundsätzlichen Diskussion des Begriffs "inhärente Sicherheit", zunächst verschiedene Eigenschaften des Hochtemperaturreaktors und ihre sicherheitstechnische Bedeutung diskutiert. Zum Schluß wird näher auf die einzelnen von Hahn angeführten Kritikpunkte eingegangen. Zum Reflektorstabsystem heißt es:

"Das System ist in der Lage, den Reaktor aus jeder Betriebs- und Störfallsituation heraus abzuschalten und hinreichend lange unterkritisch zu halten, wie es die BMI-Sicherheitskriterien verlangen."

Weiter heißt es zu den Kernstäben:

"Das Kernstabsystem ist in der Lage, den Reaktor aus jeder Betriebssituation heraus abzuschalten und langfristig kalt unterkritisch zu halten. Auch dieses System erfüllt damit exakt die Anforderungen, die in den BMI-Sicherheitskriterien festgelegt sind."

Wir sind der Meinung, daß die Aussagen der KFA in dieser Form nicht zutreffen, weil

1. das Reflektorstabsystem (wie auch vom TÜV festgestellt) nicht für jeden Betriebszustand eine ausreichende Abschaltreaktivität besitzt,
2. das Kernstabsystem im Erstcore (nach Angaben der Erbauer) nicht unter allen Umständen genügend Abschaltreserve (≥ 1 Nile) besitzt,
3. bei kritikalitätserhöhenden Störfällen (z.B. Wassereinbruch) die Abschaltreserve des Schnellabschalt-systems nicht unter allen Umständen ausreicht.

Auf diese Punkte wird in den entsprechenden Abschnitten unseres Gutachtens näher eingegangen.

4.3 STUDIE DES ÖKO-ISTITUTS (STEPHAN KOHLER, UWE FRITSCH UND ANDREAS HERBERT)

In einer Studie des Öko-Instituts [77] untersuchen die Autoren Kohler, Fritsche und Herbert den "Thorium-Hochtemperaturreaktor in Hamm und die geplanten Hochtemperaturreaktor-Varianten". Die Studie enthält (im Abschnitt 2) eine recht detaillierte Beschreibung des THTR 300, die weitgehend auf Informationen der Erbauer basiert. Es wird moniert, daß bis jetzt keinerlei Endlagerkonzept vorliegt. Im

Zusammenhang mit der Beschreibung des Abschaltsystems wird, wie auch bei Hahn [73], auf dessen Schwächen bzw. Mängel hingewiesen. Es wird insbesondere kritisiert, daß

1. die beiden Abschaltssysteme nicht hinreichend voneinander getrennt sind (mangelnde Diversität),
2. die Reflektorstäbe (Schnellabschaltssystem) nicht in allen Betriebszuständen zur Abschaltung des Reaktors ausreichen,
3. die Corestäbe nicht in der vorgesehenen Weise funktionieren. Durch das betriebliche Nachfahren der Corestäbe verdichtet sich der Kugelhaufen. Dies führte (auch mit Ammoniak einspeisung) zu Stabkräften, die fast an der Auslegungsgrenze von 12 t lagen. Wie schon an anderer Stelle gesagt, trat bereits bis jetzt mehr Kugelbruch auf, als für die gesamte Betriebszeit des Reaktors vorgesehen war.

Diese Kritik muß wiederum als im wesentlichen berechtigt angesehen werden.

4.4 IFES STUDIE

Eine Studie des Instituts für Energieplanung und Systemanalyse (IFES) über die "Grundlagen einer umwelt- und ressourcenschonenden Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen" [79] befaßt sich im Abschnitt 3.5 mit den kerntechnischen Anlagen in NRW. Darin wird auf den AVR und den Siedewasserreaktor in Würgassen allerdings nur ganz kurz eingegangen, während der THTR 300 (auf 17 Seiten) ausführlich behandelt wird. Auch hier wird auf Schwächen des Abschaltsystems hingewiesen, sowie auf die Tatsache, daß die Kühlgebläse unwiderruflich ausfallen, wenn sie (z.B. im Notstromfall) län-

gere Zeit stillstehen und sich der Reaktor dabei aufheizt (vergl. [72]).

Es wird auch, sicherlich zu Recht, kritisiert, daß es auf Grund sehr vieler Änderungen im Anlagenkonzept während des Genehmigungsverfahrens und in der Bauzeit heute äußerst schwierig ist, technische Einzelheiten über den THTR 300, so wie er wirklich gebaut wurde, festzustellen.

Ferner heißt es auf Seite 174:

"f) Die Genehmigungsunterlagen sind unvollständig und teils widersprüchlich. Als Begründung für wesentliche Änderungen werden zum Beispiel schlicht 'neue Erkenntnisse' genannt, ohne weitere Erläuterung."

Die hier ausgesprochene Kritik konnte zwar in dieser Form nicht nachvollzogen werden, doch werden in den Genehmigungsunterlagen in der Tat an vielen Stellen Aussagen gemacht, ohne daß die dafür erforderliche Begründung geliefert würde.

Vor allem aber werden in der IFES Studie Vorkommnisse beim Bau und in der Inbetriebnahmephase des THTR 300 aufgeführt, die durchaus sicherheitsrelevant sind bzw. sein können. So heißt es etwa auf Seite 175:

"i) Während der Inbetriebnahme wurde ein nochmaliger Umbau des Reaktors genehmigt, durch den das Chaos auf der Baustelle noch vergrößert wurde."

j) Mit diesem Umbau wurde, wie auch mit vielen anderen Maßnahmen, schon begonnen, bevor die Genehmigung dazu erteilt worden war - also gesetzwidrig."

Der hier erhobene Vorwurf, Beginn des Umbaus ohne Vorliegen der dazu erforderlichen Genehmigung, hat heute keine direkte sicherheitsrelevante Bedeutung mehr. Dennoch sollte dieser Vorwurf überprüft werden, da er, falls er zutrifft, ein merkwürdiges Licht auf die Bereitschaft der Erbauer/Betreiber des THTR 300 werfe, gesetzliche Bestimmungen und behördliche Auflagen zu erfüllen. Dies würde bedeuten, daß die Kontrollen durch die Genehmigungs- und Aufsichtsbehörden beim THTR 300 noch über das sonst übliche Ausmaß hinaus verstärkt werden müßten.

Weiter heißt es auf Seite 175/176:

"o) Vertuschte Baumängel beim THTR 300

- Beim Bau des Spannbetonbehälters wurden die Sicherheitsbestimmungen nicht eingehalten. Die Tests mit den Betonproben des Spannbetonbehälters beim Staatlichen Materialprüfungsamt Dortmund verliefen wahrscheinlich negativ; eigentlich hätte der Weiterbau gestoppt werden müssen.

- Bei einem Brand im November 1976 im Reaktordruckbehälter des THTR brannten unter anderem Plastikfolien, Gerüstbretter und Isolierungen. Nachdem es der Werksfeuerwehr nicht gelang, den Brand zu löschen, wurde die städtische Feuerwehr aus Hamm eingesetzt. Behälterabschlüsse und Rohrleitungen mußten geöffnet werden, damit das aggressive Chlorgas (HCL), das sich im Spannbetonbehälter gebildet hatte, abziehen konnte. Zur Zeit des Brandes lagen die meisten stählernen Spannkabel unverpreßt in den Öffnungen des fertig betonierten Reaktordruckbehälters. Diese Spannkabel müssen im Betrieb den Druck auffangen. Für ihre Verarbeitung gibt es strenge

Vorschriften, sie dürfen vor der Verpressung nicht korrodiert sein. Dieses war jedoch höchst wahrscheinlich durch das aggressive HCL geschehen; die zum Zeitpunkt des Brandes unverpreßten Spannkabel hätten also alle ausgewechselt werden müssen. Dies unterblieb. Dem TÜV wurde erzählt, es sei kein HCL in die Reaktorhalle gelangt. Um sich zu vergewissern, nahm der TÜV etwa 3 Wochen nach dem Brand Proben von den Wänden der Reaktorhalle und fand tatsächlich kaum HCL. Der TÜV wußte nicht, daß in der Zwischenzeit in 24-Stunden-Schichten die Wände der Reaktorhalle abgewaschen worden waren."

Hier werden schwere Vorwürfe gegen die Erbauer des THTR 300 erhoben. Wir haben versucht, diesen Vorwürfen nachzugehen. Auf Anfrage teilte uns die Aufsichtsbehörde (MWMT) mit, daß das Staatliche Materialprüfungsamt Dortmund mit der Überwachung der Güte des Spannbetondruckkörpers nicht befaßt war. Die Untersuchungen wurden vom Zementforschungsinstitut in Düsseldorf durchgeführt, ergaben aber für den Spannbetondruckkörper keine Unterschreitung von Mindestmaßen. Hierzu existieren Überwachungsberichte des Zementforschungsinstituts.

Zur mutmaßlichen Täuschung des TÜV: Aus den Unterlagen der Aufsichtsbehörde geht hervor, daß der TÜV ständig auf der Baustelle vertreten war und unmittelbar nach dem Brand Untersuchungen vorgenommen hat. Eine Täuschung des TÜV ist somit unwahrscheinlich.*)

*) Zu den Unterlagen der Aufsichtsbehörde zählt ein Telex des RW TÜV an HRB, MAGS und HKG vom 18. 01.1977, das folgendermaßen lautet:

"Betr.: Reinigung im Bereich II (SBB) und der Linerdecke

Nach Informationen durch den RW TÜV, Baustelle, wurden in den letzten Tagen folgende Reinigungsarbeiten im Bereich II des SBB durchgeführt:

- a) Dampferzeugermäntel und Kaltgasführungsmäntel wurden großflächig mit Phosphorsäure gereinigt, mit destilliertem Wasser nachgewaschen und trocken nachgerieben.
- b) Es wurden Versuche unternommen, Zwischenräume des Coverplates der Liner-Isolierung großflächig von Brandrückständen zu säubern (durch Herausklopfen und Absaugen).
Gemäß HRB-FS vom 12.01.1977 (Baustelle Schmehausen - Wesselmann) wurden wir unterrichtet, daß die Arbeiten bereits angelaufen seien, um die gesamte Lineroberfläche durch Abreiben mit destilliertem Wasser zu passivieren.

Zu a) und b)

Wir verweisen darauf, daß unsere mündliche Freigabeempfehlung vom 10.01.1977 sich ausschließlich auf den Bereich I beschränkt. Für weitergehende Arbeiten im Bereich II wollten Sie uns vor Beginn eine entsprechende Ergänzung Ihres Zwischenberichts vorlegen, der sich bislang auf Bereich I bezieht, und die Reinigungsmaßnahmen für Zone II spezifizieren.

Zu a)

Das nach Durchführung uns genannte Verfahren ist nicht spezifiziert.

Wir erheben grundsätzlich Einspruch dagegen, daß entgegen den Vereinbarungen gehandelt wird. Eine begleitende Kontrolle, für die die Grundlage nicht klar ist, ist nicht durchführbar, die Möglichkeit, die Beseitigung der Auswirkungen des Brandes positiv beurteilen zu können, muß von uns in Frage gestellt werden.

Im übrigen hat sich das MAGS vorbehalten, den Reinigungsmaßnahmen in Zone II zuzustimmen. Voraussetzung muß u.a. sein, daß von Zone II keine Rückwirkungen auf Zone I möglich sind. Wir bitten um Stellungnahme."

Zone I: Kernbereich

Zone II: Dampferzeuger-Ringraum (im SBB)

In der Reaktorhalle sind nach Aussagen der Aufsichtsbehörde keine Reinigungsarbeiten ausgeführt worden. An den Lisenen betrug der Chloridgehalt $\leq 0,08 \text{ g Cl/m}^2$ (zulässig sind $0,1 \text{ g Cl/m}^2$). Zum Vergleich: Der Chloridgehalt im SBB betrug vor der Reinigung bis zu $4,2 \text{ g Cl/m}^2$.

In einer Mitteilung des RW TÜV vom 02.12.1976 ist von starken Korrosionserscheinungen an Einbauten im SBB, insbesondere am Liner, die Rede. (Fotos zeigen, daß der Liner von einer Rostschicht vollständig bedeckt war.)

Der Rost ist zwar entfernt worden, doch stellt sich die Frage, welche Restrostmenge tolerierbar ist. Nach Aussage der Aufsichtsbehörde ist möglicherweise eine Überarbeitung der Kriterien nötig. Zu bedenken sind insbesondere, daß

- Rost auf der Graphitoberfläche eine katalytische Wirkung hat
- die Austenite in der Gasreinigungsanlage durch Rost gefährdet sind
- lose Rostpartikel Schaden anrichten können (z.B. in den Gebläsen).**)

Die Rücksprache mit Herrn Claus Mayr, einem der Autoren der IFES-Studie, ergab, daß die zitierten Aussagen nicht zu belegen sind. Deshalb sei an mehreren Stellen das Wort "wahrscheinlich" eingefügt worden.

Die Mitteilung über nicht freigegebene Reinigungsmaßnahmen stammt also vom RW TÜV, Baustelle, selbst. Auf Anweisung des MAGS wurden die Reinigungsarbeiten am 18.01.1977 zunächst eingestellt.

**) Wir danken Herrn Hohmann und Herrn Dr. Ronig, MWMT, für ihre Auskunftsbereitschaft.

Auf Grund unserer Recherche gehen wir davon aus, daß die oben angegebenen Baumängel, zumindest in der angegebenen Form, nicht bestehen.

Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzungen (soweit sie weniger geläufig und nicht unmittelbar verständlich sind):

ATWS	Anticipated Transient without Scram (Transiente mit Versagen der Schnellabschaltung)
BBK	Brown Boveri/Krupp Reaktorbau
BE	Brennelement
BF ₃	Bortrifluorid
BMI	Der Bundesminister des Inneren
C	Kohlenstoff
Ci	Curie (1 Ci = 3,7 x 10 ¹⁰ Becquerel)
Cs 137	Cäsium 137
CSS	Corestabsystem
DE	Dampferzeuger
DUF	definiert ungünstigster Fall
DWR	Druckwasserreaktor
EC	Erst-Core
FD	Frischdampf(leitung)
GAR	Gebläseabsper- und Regelarmatur
GaU	größter anzunehmender Unfall
GC	Gleichgewichts-Core
GHR	gasgekühlter Heizreaktor
GJ	Gigajoule (1 GJ = 10 ⁹ Wattsekunden)
GRS	Gesellschaft für Reaktorsicherheit mbH
H, H ₂	Wasserstoff
HCl	Chlorwasserstoff
HD	Hochdruck(entlastungsventil)
HEU	high enriched uranium
HKG	Hochtemperatur-Kernkraftwerke GmbH
HRB	Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH
HSK	Hauptabteilung für die Sicherheit von Kernkraftwerken, Würenlingen (Schweiz)
HTR	Hochtemperaturreaktor
HZÜ	heiße Zwischenüberhitzerleitung
KFA	Kernforschungsanlage Jülich GmbH

KTW	(TÜV Arge) Kerntechnik West
KZÜ	kalte Zwischenüberhitzerleitung
LEU	low enriched uranium
LUNWA	langfristige Unterbrechung der Nachwärme abfuhr
LZA	Langzeitabschaltung
MAGS	Ministerium für Arbeit, Gesundheit und Soziales des Landes Nordrhein-Westfalen
MN	Meganewton ($1 \text{ MN} = 10^6 \text{ Newton} \approx 10^8 \text{ pond}$)
MWd/tSM	Megawatttage pro Tonne Schwermetall
MWd/tU	Megawatttage pro Tonne Uran (Maß für den Abbrand von Brennelementen)
MWMT	Ministerium für Wirtschaft, Mittelstand und Technologie des Landes Nordrhein-Westfalen
N ₂	Stickstoff
NH ₃	Ammoniak
NWA	Nachwärmeabfuhr
Pa	Proactinium
PNP	Projekt Nukleare Fernwärme
Pm	Promethium
RBMK 1000	Bezeichnung des Reaktortyps von Tschernobyl
RFS	Reflektorstäbe
RSA	Reaktorschnellabschaltung
RSK	Reaktorsicherheitskommission
RSS	Reflektorstabsystem
RW TÜV	Rheinisch-Westfälischer TÜV
SBB	Spannbetonbehälter
Sm	Samarium
Sr 90	Strontium 90
Th 232	Thorium 232
U 235	Uran 235
U 238	Uran 238
VLT	Vollasttage
WD	Wasser-Dampf (-Kreislauf)
Xe	Xenon
ZÜ	Zwischenüberhitzer

Bedeutung der folgenden Ausdrücke bzw. Zeichen:

Nile	Reaktivitätseinheit, 1 Nile ist 1%
\$	1 Dollar entspricht dem Reaktivitätsbeitrag der verzögerten Neutronen
Scram	Schnellabschaltung
Void	Leere (die z.B dann entsteht, wenn Wasser im Core eines Reaktors durch Verdampfen in seiner Dichte abnimmt oder aus dem Core entweicht)

Referenzen

- [1] Stellungnahme der HSK zum GHR-Heizreaktorkonzept, Würenlingen, Schweiz, 15.05.1987

- [2] Der Bundesminister des Innern: Bekanntmachung von Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke vom 21.10.1977

- [3] RSK-Sitzung 30.09.1965, zitiert nach [4]

- [4] J. Radkau, "Aufstieg und Krise der deutschen Atomwirtschaft 1945-1975", Reinbek 1983

- [5] RSK-Sitzung 06.09.1966, zitiert nach [4]

- [6] HTA Projekt, Entwicklungsarbeiten für Hochtemperaturreaktor-Anlagen: "Umbau des AVR-Reaktors zu einer Prozeßwärmanlage, Ergebnisse der Vorplanungsphase", KFA Jülich, Juni 1985

- [7] HRB Dok.Nr. 781-030-27-CD 0493, "Kurzbeschreibung der Gesamtanlage THTR 300", 16.09.1982

- [8] Sicherheitsgutachten Teil 4, "Spannbetondruckbehälter", TÜV Arge KT West 1972

- [9] Sicherheitsgutachten Teil 6, "Metallische Einbauten / Keramische Einbauten / Brennelemente, Graphitelemente und Absorberelemente", TÜV Arge KT West 1975

- [10] A. Kleine-Tebbe et al., "HTR-Sicherheit. Bestimmung der Bruchraten im THTR", Atomwirtschaft, Dez. 1982, Seite 661

- [11] G. Lange, A. Kleine-Tebbe, "Komponentenversuchsstände und Rüttelversuchsstand SAMSON", in "Sicherheit von Hochtemperaturreaktoren", Tagungsbericht der Fachtagung am 19. und 20.03.1985, Jül-Conf-53, KFA Jülich, 1985
- [12] HRB Arbeitsbericht EII 74/95, zitiert nach [17], Seite 5.3-81
- [13] K. Verfondern et al., "Freisetzung von Spaltprodukten", Beitrag 3.6 zum Seminar "Sicherheitsuntersuchungen für Hochtemperaturreaktoren" am 25.03.1987, KFA Jülich, 1987
- [14] Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor H5-X/T-J DE/ST, "Versuchsbericht Stabklemmversuch", Jülich, 13.02.1970
- [15] Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor H5-B/H5-C, "Kurzbericht zum Vierstab-Klemmversuch am 22./23.09.1970", Jülich, 29.09.1970
- [16] Sicherheitsgutachten Teil 21/2, "Inbetriebnahme (2. Teil) (Leistungsversuche)", TÜV Arge KT West 1985, 22.03.1985
- [17] Sicherheitsgutachten Teil 17/3, "Corestabsystem, Reflektorstabsystem, Corephysikalische Auslegung", TÜV Arge KT West, 21.05.1981
- [18] HRB Dok.Nr. 781-030-CA 0367 A, "THTR 300 Planungsgrundsätze", 29.04.1980
- [19] Konsortium THTR, "Sicherheitsbericht des THTR-Prototyp 300 MWe Kernkraftwerk", Aug. 1969

- [20] Konsortium THTR, "Sicherheitsbericht des THTR-Prototyp 300 MWe Kernkraftwerk", 2. Nachtrag vom 01.01.1971
 - [21] TÜV Arge KT West, "Gutachtliche Stellungnahme zum Abschaltkonzept des THTR 300", 04.12.1978
 - [22] Ergebnisprotokoll RSK-Unterausschuß Hochtemperaturreaktoren, 9. Sitzung, 15.12.1978
 - [23] RSK, 160. Sitzung, 12.11.1980
 - [24] Genehmigungsbescheid 7/9 b THTR, MWMT/NRW-MAGS/NRW, 23.10.1981
 - [25] L. Hahn, "Grundsätzliche Sicherheitsprobleme beim Hochtemperaturreaktor und besondere Defizite beim THTR 300", Kurzanalyse des Öko-Instituts, Darmstadt, 09.06.1986
- Stellungnahme im verwaltungsgerichtlichen Verfahren
Mayr und Schleicher gegen den Minister für Wirtschaft, Mittelstand und Technologie des Landes NRW, AZ 921/85 THTR, Oberverwaltungsgericht Münster, 27.11.1985 und 05.03.1986
- [26] D. Bedenig, "Gasgekühlte Hochtemperaturreaktoren", München 1972
 - [27] HRB Bericht 783-280.58-CD 0082 A, "Stabfahrweisen bei Betriebsvorgängen", 27.06.1983
 - [28] HRB Bericht 783-210-DB0619, "Kernauslegung des THTR 300", 14.03.1980
 - [29] HRB Bericht YS 00G-DB 0130, "Kühlung der Corestäbe", 11.10.1978

- [30] HRB Arbeitsbericht BA 2145, "LUNWA-Einfluß der Stahlhülle und Einfluß des Abbröckelns des B_4C -Absorbers auf die Wirksamkeit der Stäbe", 02.12.1977, zitiert nach [17]
- [31] HRB Bericht 750-280-29-BA 0187 B, "THTR 300 Abschalt-einrichtungen: Aufgaben, Verfahren, Bilanzen", 06.04.1981
- [32] RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren, 3. Ausgabe, 14.10.1981
- [33] HRB Bericht 750-282-DA 0111, "THTR 300 Betriebsdaten und Betätigungen der Kernstäbe", 03.04.1980
- [34] KFA Jülich und GRS (Hrsg.), "Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen", Phase IB, Fachband III, Jül. Spez. - 136/Bd 4, 1982
- [35] D.R. Lee, Fort St. Vrain Update 1985, "Utily-User Conference on the HTGR", unveröffentlichtes Manuskript, 1985, zitiert nach [77], Seite 79
- [36] TÜV Arge KT West, "Zusammenfassender Abschlußbericht zum Störfall Wassereinbruch in den AVR-Reaktor im Mai 1978", Sept. 1983
- [37] R. Nabbi, W. Jahn, G. Meister und W. Rehm, "Safety Analysis of the Reactivity Transients Resulting from Water Ingress into a High-Temperature Pebble Bed Reactor", Nuclear Technology, 62 (1983) 172
- [38] H. Engelbrecht, "Analysen zur Dynamik von Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktoren", Jül. Spez. - 123, KFA Jülich, 1981

- [39] W. Rehm, H. Bartels, W. Jahn und G. Meister, "Thermodynamisches Verhalten", Beitrag 3.2 zum Seminar "Sicherheitsuntersuchungen für Hochtemperaturreaktoren" am 25.03.1987, KFA Jülich, 1987
- [40] J. Wolters, "Sicherheitsuntersuchungen für HTR-Konzepte", Beitrag 4 zum Seminar "Sicherheitsuntersuchungen für Hochtemperaturreaktoren" am 25.03.1987, KFA Jülich, 1987
- [41] Sicherheitsgutachten, Teil 14/2, "Dampferzeuganlage", TÜV Arge KT West, 11.02.1980
- [42] J. Wolters et al., "Untersuchung hypothetischer Wassereintruchstörfälle beim THTR 300", Interner Bericht KFA-ISF-IB-8/82, 3. überarbeitete Fassung, Dez. 1987
- [43] G. Meister, "Methodik der Simulation von Wassereintruch-Störfällen mit dem Rechenprogramm COROX", KFA-ISF Bericht in Vorbereitung und mündliche Mitteilung
- [44] Sicherheitsgutachten, Teil 14/1, "Betriebs- und Störfälle der Gesamtanlage", TÜV Arge KT West, 20.12.1979
- [45] Sicherheitsgutachten, Teil 14/3, "System zur Dampferzeuger-Leckagekontrolle (Feuchtemessung) einschließlich seiner MRS-Technik", TÜV Arge KT West, 18.12.1979
- [46] KFA Jülich und GRS (Hrsg.), "Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen", Phase IB, Hauptband, Jül. Spez. - 136/Bd. 1, 1981
- [47] HRB Arbeitsbericht E I. 1/75 - 45, "Reaktivitätsverhalten des THTR-Gleichgewichtscore im Störfall Wassereintruch", 18.04.1975

- [48] HRB Arbeitsbericht E I. 1/75 - 63, "Reaktivitätsverhalten des THTR-Erstcores im Störfall Wassereintritt", 02.06.1975
- [49] V. Druke, D. Filges, N. Kirch und R. D. Neef, "Experimental and Theoretical Studies of Criticality Safety by Ingress of Water in Systems with Pebble-Bed High-Temperature Gas-Cooled Reactor Fuel", Nucl. Science a. Engineering, 57 (1975) 328
- [50] H. Hübel und G. Lohnert, "Das Sicherheitskonzept des HTR-Modul, veranschaulicht am Beispiel des Wassereintritts in den Primärkreislauf", in "Sicherheit von Hochtemperaturreaktoren", Tagungsbericht der Fachtagung am 19. und 20.03.1985, Jül-Conf-53, KFA Jülich, 1985
- [51] U.S. Department of Energy, DOE/NE-0076, "Report of the U.S. Department of Energy's Team Analyses of the Chernobyl-4 Atomic Energy Station Accident Sequence", Washington D.C., Nov. 1986
- [52] J. Benecke (Hrsg.), "Risikoorientierte Analyse zum SNR 300", Bericht der Forschungsgruppe Schneller Brüter e.V., München 1982
- [53] State Committee for Using the Atomic Energy of USSR, "Working Document for Chernobyl Post Accident Review Meeting", Aug. 1986
- [54] HRB Dok. 781-030-58-CD 0081 C, "Anfahren aus dem kalten Zustand", 21.06.1983
- [55] Sicherheitsgutachten, Teil 21/8, "Inbetriebnahme (2.Teil) (Leistungsversuche)", Band II, TÜV Arge KT West, 22.03.1985

- [56] L.Massimo, "Physics of High-Temperature Reactors", Oxford, 1976
- [57] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, "Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke", Fachband 4, Köln, 1980
- [58] W. Zerna, "Gutachtliche Stellungnahme über die Auswirkungen des Absturzes eines Militärflugzeuges auf die Reaktorhalle und das Brennelement-Lager des THTR-Kraftwerkes Schmehausen", Bochum, 02.03.1973
- [59] Sicherheitsgutachten, Teil 17/4, "Stabschutzdecke", TÜV Arge KT West, 22.10.1982
- [60] HRB Dok. 781 - 190 - CD 0106, "Konzept zur LUNWA (längerfristig unterbrochene Nachwärmeabfuhr) einschließlich Notmaßnahmen", 11.10.1979
- [61] Sicherheitsgutachten Teil 19/13, "Notmaßnahmen - Notkühlsystem", TÜV Arge KT West, 22.03.1985
- [62] HRB Dok. 781-250/500 DA 0260, "Nachweis zur Rohrbruchbeherrschung hinsichtlich DE-Integrität für 2F-Brüche an WDK-Rohrleitungen > DN 50 und FD- und HZÜ-Systemleitungen", 17.01.1983
- [63] HRB Dok. 750-190 ME 0025, "Zuverlässigkeitsanalyse des Nachwärmeabfuhrsystems des THTR 300 MWe", erstellt von der GRS Köln, 13.01.1977,

- [64] HRB Dok. 750-190 ME 0026, "Stellungnahme zum neuen Konzept der Nachwärmeabfuhrsysteme unter Berücksichtigung der Zuverlässigkeitsanalyse der GRS vom 13.01.1977", erstellt vom TÜV Essen, 14.01.1977

- [65] Institut für Reaktorsicherheit (IRS), "Zwischenbericht zur Zuverlässigkeitsanalyse des Nachwärmeabfuhrsystems des THTR 300 MWe", 03.06.1976

- [66] K. Verfondern, "Experimentelle Überprüfung des Thermohydraulik-Programms THERMIX und rechnerische Analyse der transienten Temperatur- und Strömungsfelder im Core-Bereich des THTR-Reaktors nach Ausfall des NWA", Interner Bericht KFA-IRE-IB-13/78, KFA Jülich, Okt. 1978

- [67] E. Teuchert, K.A. Haas, W. Scherer, J. Singh, "Störfallsimulation. Rechnerische Studie zur Einleitung des Tschernobyl-Unfalls", Atomwirtschaft, Feb. 1987, Seite 86

- [68] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)mbH, "Neuere Erkenntnisse zum Unfall im Kernkraftwerk Tschernobyl", GRS-S-40, Nov. 1986

- [69] AVR GmbH, "Sicherheitsbericht für das Atom-Versuchskraftwerk Jülich", 01.10.1968

- [70] USSR State Committee on the Utilization of Atomic Energy, "Information compiled for the IAEA Experts Meeting", 25 - 29 Aug. 1986, Wien 1986

- [71] Stellungnahme des Gesprächskreises AVR-Umbau vom 24.01.1985

- [72] Reiner Szepan, Baldham, Schreiben an den BMI vom 28.05.1982 und Anlage: "Hochtemperaturreaktor THTR 300, Sicherheitsaspekte"
- [73] Lothar Hahn, "Grundsätzliche Sicherheitsprobleme beim Hochtemperaturreaktor und besondere Defizite beim THTR 300", Öko-Institut, Freiburg/Darmstadt, 09.06.1986
- [74] Lothar Hahn, Stellungnahme im Schreiben der Rechtsanwältin W.Rülle-Hengsbach vom 27.11.1985 betreffend Abschaltssysteme für den THTR 300 (Teil 1) im verwaltungsgerichtlichen Verfahren OVG Münster 21 a B 2163/85
- [75] Lothar Hahn, Stellungnahme im Schreiben der Rechtsanwältin W.Rülle-Hengsbach vom 04.12.1985 betreffend Abschaltssysteme für den THTR 300 (Teil 2) im verwaltungsgerichtlichen Verfahren VG Arnsberg 7 K 2952/81
- [76] W. Kröger, J. Mertens und J. Wolters, "Ausarbeitung zur HTR-Sicherheit und Stellungnahme zu den in der Kurzanalyse des Öko-Institutes aufgezeigten 'Grundsätzlichen Sicherheitsproblemen beim HTR und besonderen Defiziten beim THTR 300'", Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich GmbH, 06.11.1986
- [77] Stephan Kohler, Uwe Fritsche und Andreas Herbert, "Der Thorium-Hochtemperaturreaktor in Hamm und die geplanten Hochtemperaturreaktor-Varianten -- Bewertung von Bedarf und zugehörigen Einsatzstrategien in der Bundesrepublik Deutschland", Öko-Institut, Freiburg, August 1986

- [78] Jürgen Aust et al., "Grundlagen einer umwelt- und ressourcenschonenden Energiepolitik in Nordrhein-Westfalen", Institut für Energieplanung und Systemanalyse (IFES), Münster 20.02.1985

Anhänge

Anhang A 1.2.1

Auszug aus "Umbau des AVR-Reaktors ..." [6]

Das AVR-Versuchskernkraftwerk

1 Kurzbeschreibung des Reaktors

Der AVR-Reaktor ist ein heliumgekühlter, graphitmoderierter Kugelhaufenreaktor mit einer thermischen Leistung von 45 MW (Die wesentlichen Auslegungsdaten sind in unserem Gutachten in Tabelle A 1.2.1 angegeben)... Das Primärsystem der Anlage ist in einem zylindrischen, schlaff bewehrten Reaktor-gebäude untergebracht (Schematische Skizzen sind in den Abbildungen A 1 und A 2 unseres Gutachtens gezeigt)... Die um das Reaktor-gebäude herum angeordneten Ringeinbauten beherbergen Hilfsanlagen.

Der Reaktorkern besteht aus einer statistischen Schüttung von etwa 100.000 kugelförmigen Brennelementen, die den Brennstoff in Form von beschichteten Uran-Thorium-Teilchen ("coated particles") enthalten. Der Reaktorkern, die graphitische Kernkonstruktion und der oberhalb des Kerns angeordnete Dampferzeuger sind von einem System aus zwei konzentrischen Reaktordruckbehältern umgeben. Im zylindrischen Bereich ist innerhalb des Zwischenraums der beiden Anlagen ein biologischer Schild angeordnet. Die Abschirmung ist ausreichend, um den Schutzbehälter, der die beiden konzentrischen Reaktordruckbehälter und Hilfsanlagen umgibt, bei Betriebspausen zeitlich unbegrenzt und im Leistungsbetrieb kurzzeitig begehen zu können. In dem durch inneren und äußeren Reaktordruckbehälter gebildeten Spalt (Sperrspalt) wird ein gegenüber dem Primärkühlmitteldruck leicht erhöhter Reinheliumdruck aufrechterhalten. Das Sperrspaltgas wird am oberen Pol des äußeren Reaktordruckbehälters abgeführt, durchläuft naturkonvektiv den Sperrspaltgaskühler und wird am tiefsten Punkt des Sperrspaltes dem Sperrspalt

Tabelle A 1.2.1: Hauptauslegungsdaten des AVR
(Tab. 3/1 aus [6])

1	<u>Reaktor</u>		
1.1	Thermische Leistung des AVR-Kerns	46,8	MW
1.2	Mittlere Heliumaustrittstemperatur	950	°C
1.3	Druck des Kühlmittels Helium	11	bar
1.4	Massenstrom des Kühlmittels Helium	12,7	kg/s
1.5	Leistungsaufteilung bisherige Dampfkraftanlage: Prozeßwärmekreislauf	50 : 50	
2	<u>Dampfkraftanlage</u>		
2.1	Thermische Leistung des Dampferzeugers nach Umbau	23,4	MW
2.2	Elektrische Leistung des Turbogenerators nach Umbau	9	MW
2.3	entsprechende bisherige Teillast	50	%
3	<u>Prozeßwärmekreislauf</u>		
3.1	Thermische Leistung des Prozeßwärmekreislaufes	23,4	MW
3.2	Eintrittstemperatur Heißgasleitung	>950	°C
3.3	Temperatur des Heliums vor dem Röhrenspaltofen	950	°C
3.4	Länge der Heißgasleitung	68	m
3.5	Lichter Durchmesser der Heißgasleitung	520	mm
4	<u>Röhrenspaltofen</u>		
4.1	Thermische Leistung des Röhrenspaltofens	8,2	MW
4.2	Heliumeintritts-/austrittstemperatur	950/700	°C
4.3	Einsatzgas Methan, Massenstrom	0,65	kg/s
4.4	Molares Verhältnis H ₂ O:C (Richtwert)	4 : 1	
4.5	Spaltendtemperatur	810	°C
4.6	Spaltenddruck	13	bar
4.7	Anzahl der Spaltrohre	54	Stück
5	<u>Prozeßdampferzeuger</u>		
5.1	Thermische Leistung des Prozeßdampferzeugers	15,2	MW
5.2	Prozeßdampf Temperatur	500	°C
6	<u>Prozeßwärmekreislaufgebläse</u>		
6.1	Förderhöhe des Gebläses	0,55	bar
6.2	Antriebsleistung	ca. 500	kW
7	<u>Gebäudeabmessungen</u>		
7.1	Höhe des AVR	49	m
7.2	Höhe des Prozeßwärmekreislaufschutzgebäudes mit Kranhalle	36	m
7.3	Höhe des Schutzgebäudes ohne Kranhalle	27	m
7.4	Länge x Breite der Primärzelle	20 x 10	m

Abbildung A 1: Schnittbild des AVR-Reaktors
(Abb. 1.2-2 aus [69])

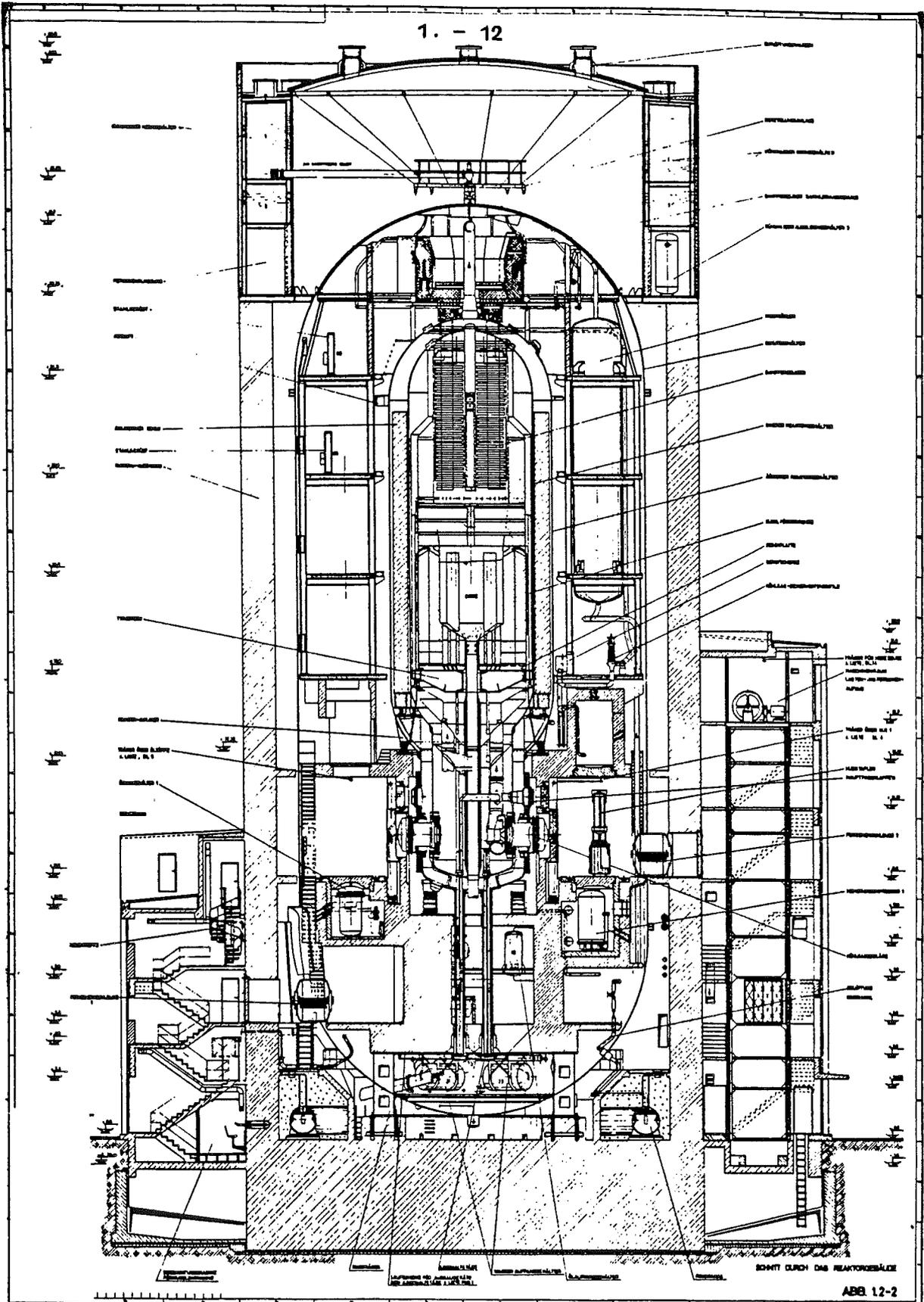
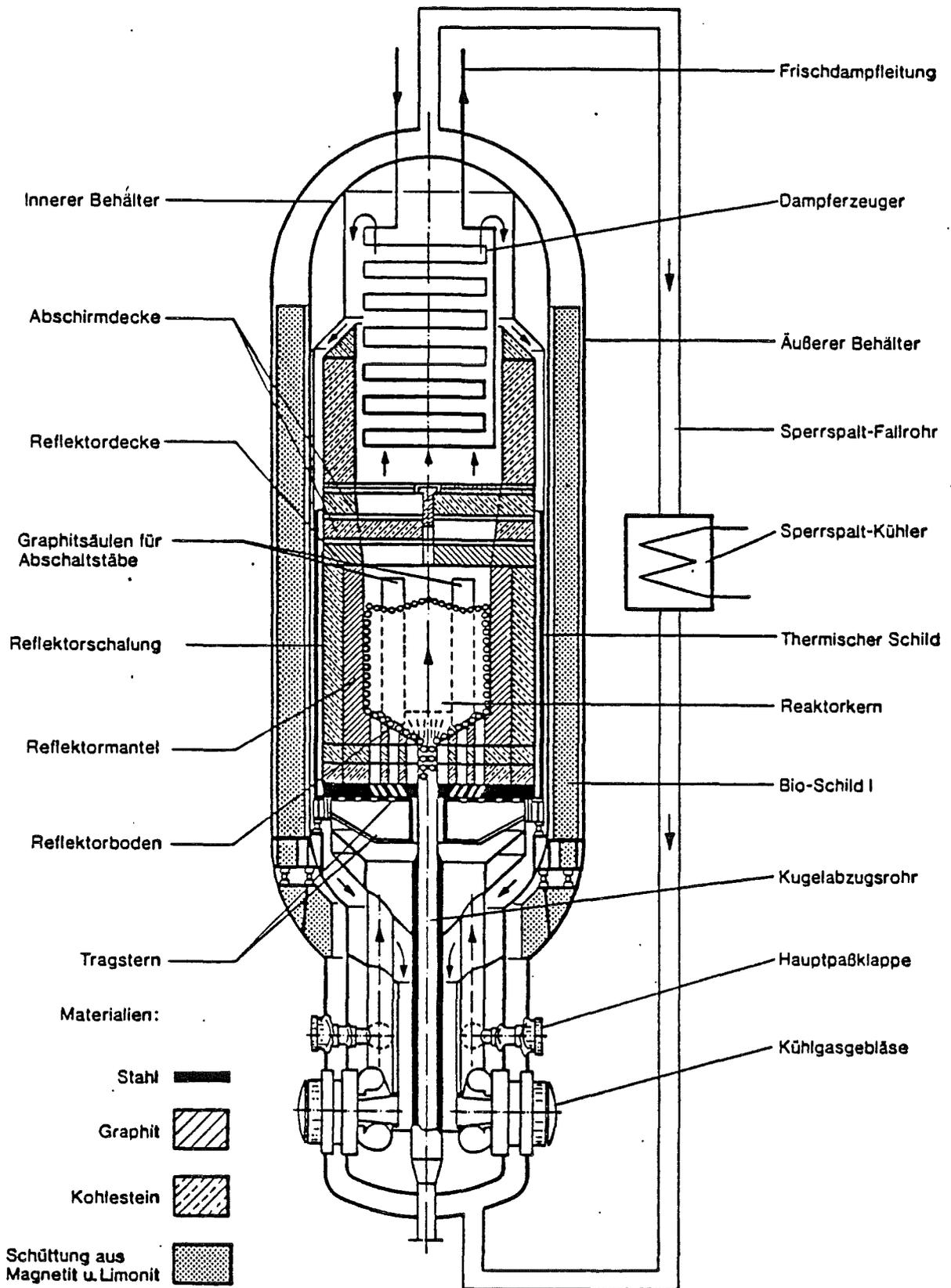


Abbildung A 2: Aufbau des AVR-Reaktors
(Abb. 3 aus [77])



Quelle: AVR GmbH, HRB GmbH 17.12.1977

A 1.2.1

wieder zugeführt. Der Dampferzeuger ist als viersträngiger Zwangsdurchlaufkessel oberhalb des Kerns angeordnet. Jeder Strang besitzt eigene Regelorgane, Sammler und Armaturen.

Der Dampferzeuger ist ein viellagiger zylindrischer Apparat; die horizontalen Rohrlagen bestehen aus evolventenförmig gebogenen Rohren. Der konstruktionsbedingte zentrale, senkrechte, rohrfreie Kanal des Dampferzeugers wird durch ein zentrales Verlängerungsrohr ausgefüllt, das in den mit einem Deckel verschlossenen Flansch am oberen Pol des inneren Reaktordruckbehälters eingehängt ist. Zwischen Dampferzeuger und Kern befindet sich der Deckenreflektor; er ist als 3-lagige Graphit- bzw. Kohlesteinbrücke mit versetzten Gasdurchtrittsschlitzen ausgebildet.

Das abgekühlte Helium wird oberhalb des Dampferzeugers umgelenkt und in einem Ringspalt entlang des Dampferzeuger- und Kernmantels zu den beiden im unteren Bereich der Druckbehälter angeordneten parallelgeschalteten Gebläsen geführt. Dabei werden der thermische Schild, der gleichzeitig als seitliche Umfassung des graphitischen Kernaufbaus dient, und der innere Reaktordruckbehälter gekühlt. Die Gebläse fördern das Kühlmittel über zwei durch Hauptpaßklappen absperrbare Leitungen in den Raum unterhalb des Tragsterns, der die gesamte Kernstruktur trägt. Von hier aus tritt das Helium durch den Bodenreflektor von unten in die Kugelschüttung ein.

Die frei im Schutzbehälter stehenden Reaktordruckbehälter sind konzentrisch von mit Beton ausgegossenen Bühnen in Stahlskelettkonstruktion umgeben, welche Hilfsanlagen tragen. Die Stahlskelettkonstruktion der Bühnen steht frei - ohne Berührung mit dem Schutzbehälter - auf der gleichen ringförmigen Betonstruktur wie die Reaktordruckbehälter.

Zu den auf den Schutzbehälterbühnen untergebrachten Hilfseinrichtungen zählen auch drei Mischkühler, die der Druck-

entlastung des Primärkreislaufs bei eventuellen primärkreislaufinternen Dampferzeugerbrüchen dienen.

2 Betriebsergebnisse

Das AVR-Versuchskraftwerk wurde von der Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor (AVR) GmbH im August 1959 bei der Firmengemeinschaft BBC & Krupp in Auftrag gegeben. Im August 1966 erreichte die Anlage die erste Kritikalität, seit dem 17.12.1967 liefert die Anlage elektrische Energie in das Verbundnetz. Seit dieser Zeit wurden mehr als 1,3 Milliarden kW-Stunden erzeugt. Die mittlere Zeitausnutzung bis Ende 1983 beträgt knapp 70 %. Im Februar 1974 konnte die mittlere Heißgasaustrittstemperatur, die ursprünglich auf 850 °C festgelegt worden war, auf 950 °C angehoben werden.

Neben dem Machbarkeitsnachweis und der Dauererprobung von Komponenten ist der Massentest verschiedener Brennelementvarianten unter verschärften Bedingungen eine Hauptaufgabe des Kraftwerkbetriebes. Dem Reaktor wurden insgesamt 20 verschiedene Brennelementvarianten, die sich nach Anreicherungsgrad, Uran-Thorium-Verhältnis, chemischer Form der Partikeln, nach Partikelgröße sowie nach Partikelbeschaffenheit unterschieden, zugeführt. Die Zahl der insgesamt zugegebenen Brennelemente beträgt 236.300. Davon wurden 131.360 Elemente wieder aus dem Kreislauf ausgeschleust. Insgesamt wurden mehr als 2 Mio. Kugeln umgewälzt. Die Kontamination des Primärkreislaufes und die damit verbundene Strahlenbelastung des Personals war während der gesamten bisherigen Betriebszeit außerordentlich gering. Die Abluftabgabe radioaktiver Edelgase an die Umgebung beträgt ca. 20 Ci pro Jahr. Die Emission von radioaktivem Jod und von Aerosolen liegt an der Nachweisgrenze, die von Tritium bei ca. 50 Ci pro Jahr, die von C 14 zwischen 1 und 2 Ci pro Jahr.

Die Zahl der störungsbedingten Abschaltungen betrug im Jahr 1968 19. Durch Verbesserungen und Änderungen der verschiedensten Komponenten ist diese Zahl in den ersten Jahren deutlich zurückgegangen. Sie liegt seit 1972 unter fünf Störungen pro Jahr.

3 Status der Hauptanlagenteile

3.1 Brennelemente

Durch die Brennelementtests bis zu hohen Abbränden ist das ausgezeichnete Verhalten der Brennelemente nachgewiesen worden. Das wird eindrucksvoll durch die geringe Kühlgasaktivität belegt. Die Spitzenabbrandwerte betragen bis zu 184.000 MWd pro Tonne Schwermetall bei einem Schwermetallgehalt pro Kugel von 1 g Uran 235 + 5 g Thorium 232.

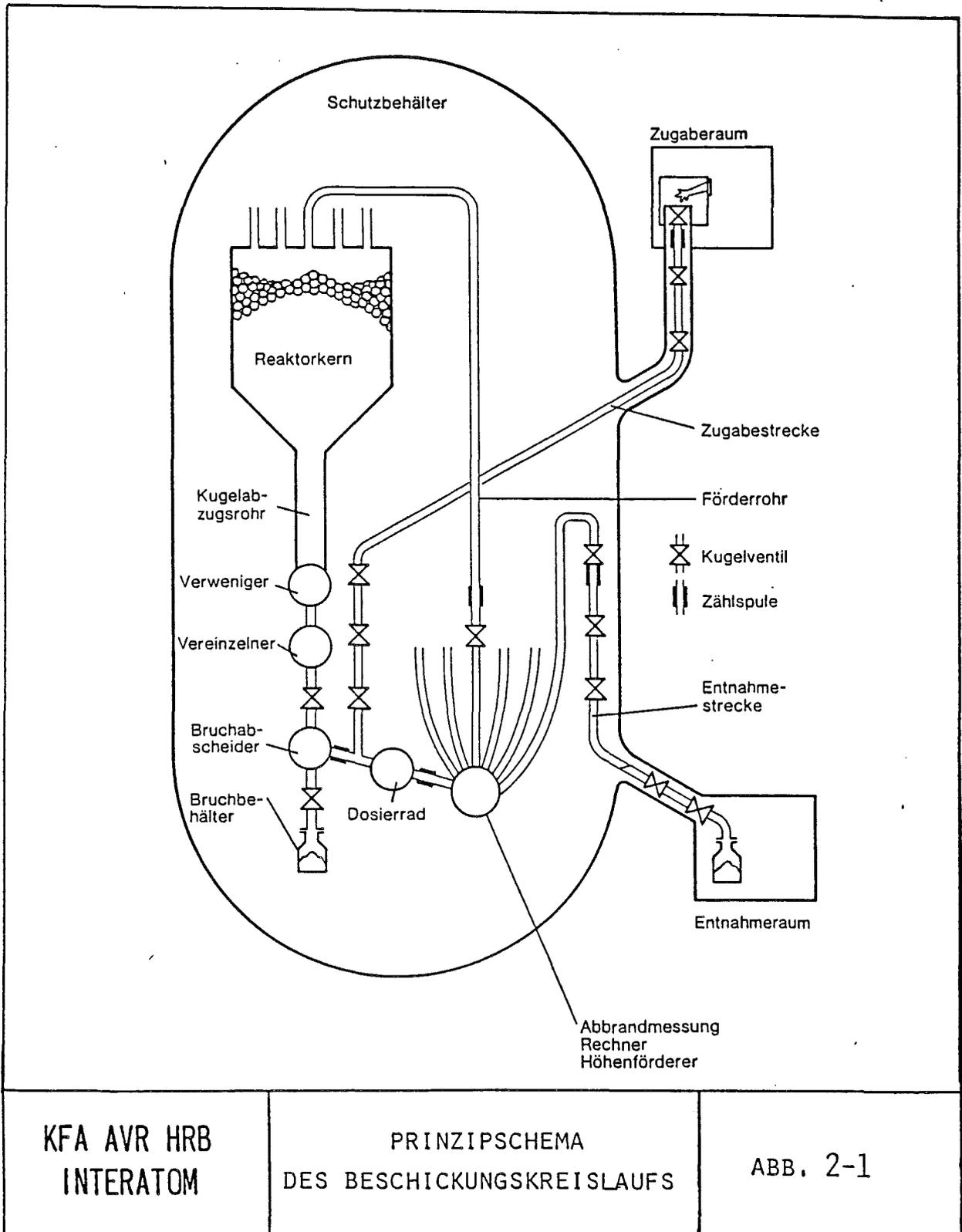
Seit 1982 werden dem AVR Brennelemente mit TRISO-beschichteten, niedrigangereicherten UO_2 -Kernen zugegeben. Davon befinden sich zur Zeit etwa 37.000 im Core, einige haben bereits den halben Zielabbrand erreicht. Auch diese Brennelemente zeigen ein äußerst gutes Bestrahlungsverhalten bei mittleren Kühlgasaustrittstemperaturen bis zu 950 °C.

Die Brennelemente werden kontinuierlich während des laufenden Betriebes umgewälzt und ausgetauscht.

3.2 Beschickungsanlage

Die Brennstoffbeschickungsanlage... (siehe Abbildung A 3 unseres Gutachtens) ist die erste Anlage ihrer Art. Sie ist ausgelegt für die Zugabe und Entnahme von 50 Brennelementkugeln pro Tag und für das Umwälzen von ca. 400 Kugeln pro Tag. Das entspricht einer täglichen Betriebszeit von acht Stunden. Unter diesen Bedingungen steht die Anlage 2/3 der Betriebszeit für Wartungs- und Reparaturarbeiten.

Abbildung A 3: Beschickungsanlage des AVR
 (Abb. 2-1 aus [6])



KFA AVR HRB
 INTERATOM

PRINZIPSCHEMA
 DES BESCHICKUNGSKREISLAUFS

ABB. 2-1

A 1.2.1

zur Verfügung. Die Anlage ist so konzipiert, daß - mit Ausnahme der Verwenigerscheibe - alle rotierenden Teile ausbaubar sind.

Eine Analyse des Anlagenverhaltens, insbesondere der Nichtverfügbarkeitszeiten, hat ergeben, daß längere Ausfallzeiten von nur wenigen Komponenten verursacht wurden, wie z.B. vom Höhenförderer. Ende 1983 wurde die wahrscheinliche Ursache von Störungen an dieser Komponente beseitigt.

Einen weiteren Schwachpunkt stellt das Zusammenspiel Ver einzelner plus Bruchabscheider dar. Auch hier wurde in den letzten Monaten eine Verbesserung durch steuerungstechnische Verriegelungsmaßnahmen und administrative Maßnahmen erreicht.

Insgesamt ist festzustellen, daß die Anlage die spezifikationsgemäßen Aufgaben in den letzten Jahren erfüllt hat und durch relativ einfache Maßnahmen die Reparaturzeiten weiter verkürzt und damit die Verfügbarkeit der Beschickungsanlage auf über 90 % verbessert werden kann.

3.3 Graphit- und Kohlesteineinbauten

Obwohl aus dem Betrieb der Anlage keinerlei Anzeichen für eine Veränderung im Bereich der Graphit- und Kohlesteineinbauten vorlagen, konnte aufgrund von theoretischen Betrachtungen eine Veränderung durch neutroneninduzierte Spannungen nicht ausgeschlossen werden. Aus diesem Grund wurde eine visuelle Inspektion des Decken- und oberen Seitenreflektors geplant und Ende Mai 1984 durchgeführt.

... Durch das zentrale Beschickungsrohr wurde die Kamera in den Hohlraum zwischen Brennelementschüttung und Deckenreflektor eingebracht. Mittels einer 90°-Seitenblickoptik und einer hydraulischen Bewegungseinrichtung konnte die

Kamera in die jeweils gewünschte Position geschwenkt werden. Dieses System befand sich an der Spitze eines Katheters, einer flexiblen Hohlwelle aus Federstahl, die die Kamera durch das Beschickungsrohr hindurchschob. Ebenso wurden vier 250-Watt-Halogenlampen durch die vier seitlichen Beschickungsrohre in den Reaktorkern hineingefahren. Die Katheter wurden in einer Vorschubeinrichtung mit hydraulischen Greifern gefaßt und in die Beschickungsrohre hineingeschoben bzw. für den Rundumblick der Kamera auf den Deckenreflektor in Drehbewegung versetzt. Auf der Grundlage von photographischen Aufnahmen, die vor dem Betrieb des AVR angefertigt worden waren, wurde ein Plan ausgearbeitet, nach dem möglichst alle Teile des Decken- und oberen Seitenreflektors mit der Fernsehkamera abgefahren werden sollten. Ausgehend von dem einzigen Doppelstein des Deckenreflektors wurden zunächst Gesamtansichten vorgenommen und dann jeder Stein mehrfach mit der Fernsehkamera bei optimaler Einstellung im Detail betrachtet. Besonderheiten, wie z.B. Randausbrüche, Porenanhäufungen u.ä., die bereits vor der Inbetriebnahme des Reaktors an den Reflektorsteinen vorhanden gewesen waren, wurden identifiziert und Form und Größe mit den entsprechenden Werten vor dem Betrieb verglichen.

Die Inspektion zeigte, daß während des etwa 16jährigen Betriebes und auch bei den wiederholten Abschaltungen des Reaktors keine Risse oder Abplatzungen entstanden sind und das äußerliche Erscheinungsbild des Decken- und oberen Seitenreflektors nahezu unverändert ist... Nur bei einigen Deckenreflektorsteinen hat es Verschiebungen gegeben, die auf das Arbeiten des Materials als Folge der thermischen Ausdehnung zurückzuführen sind. Solche Veränderungen waren möglich, weil die Deckenreflektorsteine an der Peripherie des Cores nicht fest verankert, sondern frei auf dem Seitenreflektor mit einem Zwischenspalt von 2 mm aufgelegt waren, so daß sich diese in radialer Richtung begrenzt

A 1.2.1

bewegen konnten. Diese Verschiebungen beeinträchtigen die Funktionsfähigkeit in keiner Weise.

3.4 Abschaltstäbe

Die Abschaltstäbe, die über ein Ritzel mit einem Gegenstab verbunden sind, werden von unten in die Bohrungen der Reflektornasen eingefahren oder fallen durch Schwerkraft ein, wenn die Kupplung zwischen Ritzel und Antrieb geöffnet wird.

Die Fall- und Fahrzeiten der Abschaltstäbe werden jährlich überprüft. Zusätzlich wurden später automatische Fallzeitmeßeinrichtungen angebracht, die bei jedem gewollten oder ungewollten Scram die Fallzeiten der vier Stäbe festhalten. Bis jetzt sind die Stäbe selbst wartungs- und störungsfrei gelaufen.

Im Bereich der Stabantriebe wurden Faltenbälge ausgewechselt und konstruktive Verbesserungen an den Kupplungen und an den Stabstellungsanzeigen vorgenommen. Lager und Drehdurchführungen wurden vorsorglich gewechselt. Die Verzahnung der Stäbe und der Ritzel ist in einwandfreiem Zustand.

3.5 Gebläse

Jedes der beiden Gebläse besteht aus einem Asynchronmotor und einem auf der Motorwelle fliegend angeordneten Laufrad. Die Gleitlager sind ölgeschmiert. Der Antrieb erfolgt über einen Frequenzumformer. Die Drehzahl ist zwischen 400 und 4.400 min^{-1} einstellbar. Bis zum Eintritt der Dampferzeugerstörung im Mai 1978 sind beide Gebläse ohne jede Wartung störungsfrei gelaufen. Wegen eines Kühlwassereinbruches in das Lagerölsystem von Gebläse 1 im Anschluß an den Dampferzeugerschaden wurde dieses Gebläse ausgebaut und ein Lager

gewechselt. Das war der erste Ausbau einer größeren Primärkreislaufkomponente, die mit dem umgewälzten Kühlgas direkt in Verbindung steht. Durch ein begleitendes Meßprogramm konnten wertvolle Erkenntnisse über Graphitstaubablagerungen und Umfang sowie Zusammensetzung der Oberflächenkontamination gewonnen werden. Eine Graphitstauberosion am Lauf- rad wurde nicht festgestellt.

Nach Reparatur und Wiedereinbau zeigten beide Gebläse das gewohnte gute Laufverhalten. Erwähnenswert ist, daß die Betriebszeit der Gebläse inzwischen 100.000 Betriebsstunden überschritten hat, und daß das Gebläse 2 seit seiner Montage im Jahre 1966 wartungsfrei läuft, obwohl auch dieses Gebläse unter Wasser gestanden hat.

Im Bereich des Frequenzumformers für die Gebläse sind bis zum Jahr 1976 insgesamt 19 Störungen beobachtet worden. Durch Auswechseln des Gleichstrommotors im August 1972 und durch Ändern der Phasenanschnittsteuerung im Mai 1976 wurden die Ursachen dieser Störungen beseitigt.

3.6 Dampferzeuger

Der Dampferzeuger besteht aus vier parallelen Systemen. Er ist aus ferritischen Materialien gefertigt, wie sie im konventionellen Kesselbau üblich sind. Die Betriebszeit beträgt bis heute ca. 98.000 Betriebsstunden bei verschiedenen Gasaustrittstemperaturen. Eine Abschätzung des Lebensdauer- verbrauchs der Dampferzeugerrohre ergab, daß die rechnerische Lebensdauer von 200.000 Stunden nur bei Gasaustrittstemperaturen von $> 950^{\circ}\text{C}$ erreicht werden würde. Bisher wurden nur ca. 20.000 Stunden Betrieb bei Temperaturen von $925 - 950^{\circ}\text{C}$ gefahren. Daraus ergibt sich, daß bisher ein Lebensdauer- verzehr von 10 % eingetreten ist. Darüber hinaus wurden die zusätzlichen Spannungen aufgrund der Temperaturdifferenzen innerhalb der Rohrwandungen be-

A 1.2.1

trachtet. Hierbei stellte sich heraus, daß die stationäre Temperaturdifferenz eine Zusatzspannung von max. $2,5 \text{ kp/mm}^2$, beim An- und Abfahren von $0,3 \text{ kp/mm}^2$, hervorruft. Diese Werte liegen noch weit unterhalb der Streckgrenze bei dieser Temperatur. Die Belastung ist auch unter dem Gesichtspunkt des bisherigen 200maligen An- und Abfahrens vernachlässigbar. Alle übrigen Komponenten des Dampferzeugers sind im Gegensatz zu den Dampferzeugerrohren zugänglich, so daß diese bei Schäden austauschbar sind. Über mehr als 10 Jahre ist dieser Dampferzeuger störungsfrei betrieben worden. Nach 72.000 Betriebsstunden trat im Mai 1978 beim Abfahren des Kraftwerks ein Leck in einem Überhitzungsrohr des Dampferzeugers auf. Die Leckgröße wurde durch Druckstandsprüfungen mit Stickstoff bestimmt; sie betrug ca. 1 bis 3 mm^2 . Nach Ortung des defekten Rohres wurde dieser Rohrstrang außerhalb des Reaktorbehälters abgetrennt und zugeschweißt. Der Heizflächenverlust für den Endüberhitzer beträgt 2,5 %. (Der Anteil der Endüberhitzerheizfläche an der gesamten Heizfläche des Dampferzeugers beträgt 5 %). Insgesamt ist der Dampferzeuger mit einer Heizflächenreserve von 10 % ausgelegt worden, um Strangausfälle, verursacht durch Rohrreißer, kompensieren zu können. Da der Dampferzeuger selbst nicht zugänglich ist, konnten an der defekten Stelle des Dampferzeugers keine Untersuchungen durchgeführt werden. An einem Krümmer des defekten Rohres außerhalb der Reaktordruckbehälter wurde jedoch eine Materialprobe entnommen und metallographisch untersucht. Die Untersuchungsergebnisse erscheinen repräsentativ, weil der untersuchte Rohrbogen sowohl durch Zusatzspannungen aufgrund seiner Form als auch durch Temperatur und Druck maximal belastet war.

Die Reparatur des Dampferzeugers, die Entfernung des Wassers aus dem Primärsystem sowie die Inspektion bzw. Reparatur der betroffenen Komponenten wurden Mitte 1979 abgeschlossen, so daß das Kraftwerk Anfang August 1979 für den nuklearen Austrocknungsbetrieb der Graphit- und Kohlestein-

einbauten angefahren und die Stromlieferung am 30. August 1979 wieder aufgenommen werden konnte. Seit dieser Zeit traten am Dampferzeuger keine weiteren Störungen auf. Die Betriebszeit seit Wiederinbetriebnahme beträgt ca. 26.000 Betriebsstunden.

3.7 Turbine

Die Turbine ist eine konventionelle 15-MW-Heißdampfkondensationsturbine. Sie wurde im 2. Quartal 1984 planmäßig einer großen Revision unterzogen. Diese Revision hat den guten Zustand der Turbine bestätigt. Nach Aussagen des Turbinenherstellers (BBC) kann mit einer Lebenserwartung von 200.000 bis 300.000 Stunden gerechnet werden.

Durch regelmäßige Wartung und wiederkehrende Prüfungen nach einem im Betriebshandbuch festgelegten Rahmenplan wird der ordnungsgemäße Anlagenzustand regelmäßig nachgewiesen.

Anhang A 1.2.2

Auszug aus der "Kurzbeschreibung der Gesamtanlage THTR 300"
[7]

Reaktoranlage

1. Gesamtkonzept des nuklearen Dampferzeugersystems

Die Reaktoranlage des THTR ist gekennzeichnet durch folgende wesentliche Auslegungsmerkmale:

- Kugelhaufenreaktor
- Brennelemente, die ausschließlich aus keramischen Materialien bestehen
- Thorium-Uran-Brennstoffzyklus
- Kontinuierliche Brennstoffbeschickung des Reaktorkerns während des Betriebes
- Helium als chemisch inertes und phasenstabiles Reaktorkühlmittel
- Integrierte Anordnung der Primärkreiskomponenten innerhalb eines berstsicheren Reaktordruckbehälters aus Spannbeton
- Niedrige Leistungsdichte und hohe Wärmekapazität des Reaktorkerns.

Während insbesondere die niedrige Leistungsdichte in Verbindung mit der hohen Wärmekapazität des Reaktorkerns und der Einbauten sowie das Reaktorkühlmittel Helium für das günstige Störfallverhalten des THTR sorgen, wird das Gesamtkonzept der Reaktoranlage in besonderem Maße geprägt

durch die integrierte Anordnung der Primärkreiscomponenten innerhalb des Spannbetonbehälters...(siehe Abbildung A 4 unseres Gutachtens).

Der Spannbetonbehälter mit seinen bis über 5 m dicken Stahlbetonwänden umschließt den gesamten Primärkreislauf. Er besitzt eine große Zentralkaverne und mehrere unterschiedlich große Wanddurchbrüche.

Alle Kavernenwände des Reaktordruckbehälters sind von einem gasdicht verschweißten, wassergekühlten Liner bedeckt. Dieser trägt an seiner Innenseite eine Metallfolienisolierung, die während des Betriebs von "Kaltgas" beaufschlagt wird. Die Linerisolierung sorgt in Verbindung mit der Linerkühlung für hinreichend niedrige Temperaturen in der Spannbetonbehälterwand. Die Linerkühlung besteht aus betonseitig am Liner aufgeschweißten, wasserdurchflossenen Rohren.

Die Durchbrüche durch die Behälterwände sind mit drucktragenden, im Beton verankerten Panzerrohren ausgekleidet und mit Abschlußdeckeln verschlossen. Zur Vermeidung oder Begrenzung von Leckagen aus dem Primärkreis sind diese Behälterabschlüsse entweder als Doppeldeckel oder als Einfachdeckel mit Durchflußbegrenzung ausgeführt. Der Raum zwischen den Doppeldeckeln wird auf Leckage überwacht.

Der zentral im Reaktordruckbehälter angeordnete Reaktorkern enthält 674.200 kugelförmige Brennelemente aus gepreßtem Graphit, in welchem der Brennstoff (Uran/Thorium) in Form von Coated Particles eingelagert ist. Der Reaktorkern hat einen kreisförmigen Grundriß.

Um eine annähernd gleichmäßige Heliumaustrittstemperatur zu erreichen, wird der Reaktorkern durch entsprechende Beladung als Zweizonencore aufgebaut. Die Brennelemente werden über das zentrale Kugelabzugsrohr kontinuierlich abgezogen und der Beschickungsanlage unterhalb des Spannbetonbehäl-

Abbildung A 4:
Schnitt durch den THTR 300
(Abb. 4.2.1-1 aus [19], Bd II)

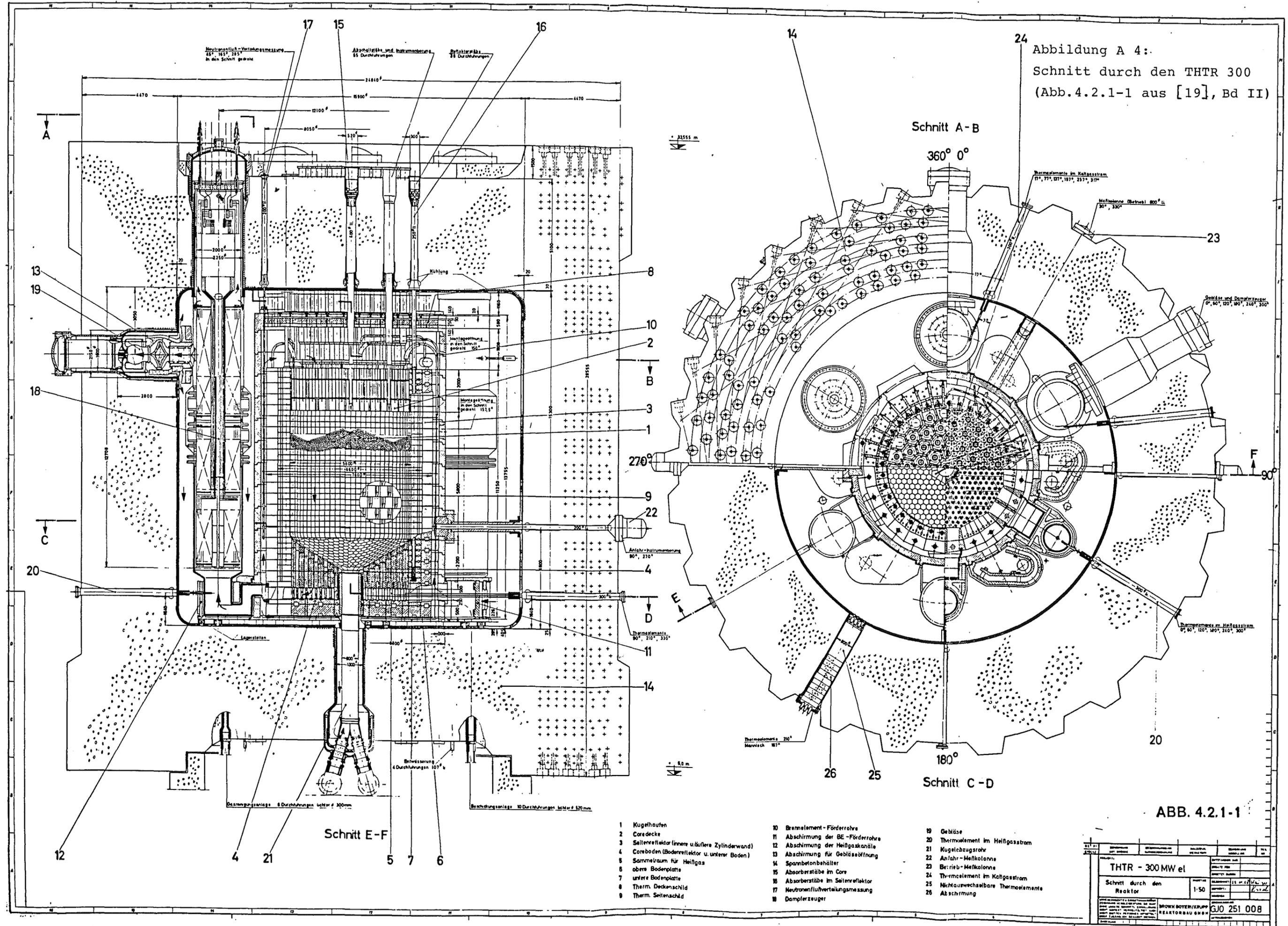


ABB. 4.2.1-1

THTR - 300 MW el		Reaktor	
Schnitt durch den		1:50	
Reaktor		GJO 251 008	
BROWN BOYER/GRUPP REAKTORBAU GMBH			

ters zugeführt. Sie können über 15 durch die Core-Decke führende Brennelement-Förderrohre wieder ins Core zurückgegeben werden oder werden nach Erreichen des Zielabbrandes ausgeschleust und durch frische Brennelemente ersetzt.

Der Reaktorkern ist von den keramischen Einbauten umschlossen, die neutronenphysikalisch als Reflektoren wirken.

Im Seitenreflektor sind in senkrechten Bohrungen 36 Absorberstäbe verfahrbar angeordnet, die sowohl zur Regelung bei Teillast als auch zur Schnellabschaltung des Reaktors dienen. Als zweite Abschaltelinrichtung besitzt der THTR 42 Absorberstäbe, die direkt in den Kern eingefahren werden. Diese werden sowohl für die Langzeitabschaltung des Reaktors als auch zur Kompensation langfristiger Reaktivitätseffekte eingesetzt.

Der Deckenreflektor ist über Zuganker und Zwischenringe am thermischen Deckenschild aufgehängt und mit Kanälen für den Gasdurchtritt versehen. Der trichterförmige Bodenreflektor wird von Graphitsäulen getragen. Er mündet in seiner Mitte in das Kugelabzugsrohr. Er ist mit Kanälen zur Heißgasführung versehen, die den Reaktorkern mit dem Heißgassammelraum verbinden.

Die keramischen Einbauten sind allseitig von einem aus Gußeisenblöcken gebildeten Thermischen Schild umgeben (Deckenschild, Seitenschild, Bodenschild).

Rotationssymmetrisch sind sechs Dampferzeuger-Gebläse-Einheiten um den Reaktorkern angeordnet, die durch Reflektor, Graphitwand und Thermischen Schild gegen die Direktstrahlung aus dem Reaktorkern abgeschirmt sind. Die Dampferzeuger werden vom Helium von unten nach oben durchströmt. Speisewasserseitig und dampfseitig erfolgt die Durchströmung der Dampferzeuger im Gegenstrom von oben nach unten, der Zwischenüberhitzer ist im Gleichstrom geschaltet.

Jeder einzelne Dampferzeuger ist heißgasseitig über einen gesonderten Strömungskanal an den Heißgassammelraum unter dem Kern angeschlossen. In jedem dieser Heißgaskanäle ist eine schräge Lochplatte angeordnet, um die Anströmung des nachgeschalteten Dampferzeugers zu vergleichmäßigen, Heißgasstrahlen abzubauen und die radioaktive Strahlung auf den Dampferzeuger zu reduzieren.

Die sechs Kühlgasgebläse werden von je einem Elektromotor mit stufenloser Drehzahlregelung, der durch Gebläseturbo-sätze gespeist wird, angetrieben.

Auf der Saugseite jedes Kühlgasgebläses ist zur Einzelregelung der Fördermenge ein hydraulisch betriebenes Gebläse-Absperr- und Regelorgan angeordnet.

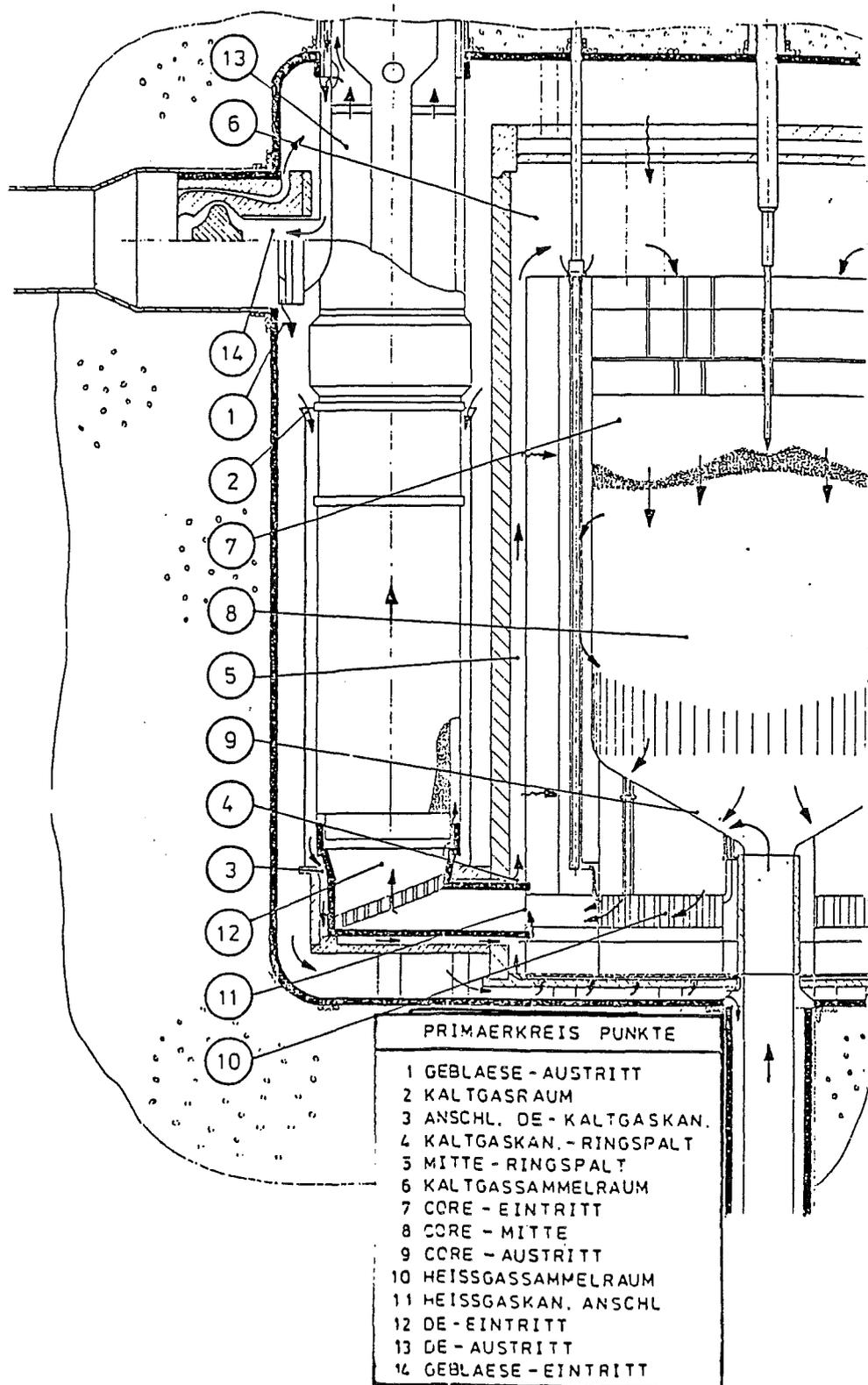
Gebläse, Dampferzeuger und die Elemente der Kühlgasführung werden sowohl im bestimmungsgemäßen Betrieb als auch zur Nachwärmeabfuhr nach Störfällen herangezogen. Strömungsrichtung und Strömungsweg bleiben in allen Fällen die gleichen.

Das aus den Kühlgasgebläsen austretende kalte Helium kühlt zunächst die im Kaltgasraum angeordneten Komponenten. Der Hauptstrom des Heliums strömt durch Öffnungen in den Ringraum zwischen Thermischen Schild und Reflektor und gelangt in den Sammelraum oberhalb des Deckenreflektors. Von hier strömt das Kühlgas von oben nach unten durch den Reaktorkern, wo es auf etwa 775 °C (Mittelwert) aufgeheizt wird, und weiter über den Heißgassammelraum und die Heißgaskanäle zu den Dampferzeugern.

Die sechs Dampferzeuger-Mäntel und die sechs Heißgaskanäle, die verschiedenen Bereiche des Thermischen Schildes und des Reflektors sowie das Kugelabzugsrohr werden von verschiedenen Bypaßströmen des Helium gekühlt. (In Abbildung A 5

unseres Gutachtens kann die Kühlgasströmung einschließlich der Bypass-Strömung anhand der eingezeichneten Pfeile verfolgt werden.)

Abbildung A 5: Schnitt durch den Primärkreis des THTR 300
(Abb. 1.2.1-2 aus [7])



2 Reaktorkern

2.1 Auslegung des Reaktorkernes

Der Reaktorkern des THTR besteht aus einer statistischen Schüttung von 674.200 kugelförmigen Betriebselementen (Brennelemente, Graphitelemente, Absorberelemente) mit einem Durchmesser von 6 cm, die im wesentlichen aus Graphit bestehen. Als Brennstoff wird eine Mischung aus Thorium und 93 %ig angereichertem Uran eingesetzt. In dieser Schüttung wird die thermische Leistung von 750 MW mit einer mittleren Leistungsdichte von 6 MW/m^3 erzeugt. Gekühlt wird der Reaktorkern mit Helium, das die Kugelschüttung bei einem Druck von 40 bar von oben nach unten durchströmt und dabei von $260,5 \text{ }^\circ\text{C}$ auf im Mittel $775 \text{ }^\circ\text{C}$ aufgeheizt wird.

Die Betriebselemente werden kontinuierlich von oben zugeladen und von unten durch das Kugelabzugsrohr abgezogen. Sie benötigen für einen Durchlauf durch den Reaktorkern im Mittel etwa ein halbes Vollastjahr.

Der Reaktorkern ist radial in zwei Beschickungszonen unterteilt, die sich in ihrer Zusammensetzung unterscheiden. Die Innenzone mit dem Radius 2,00 m wird von drei zentral angeordneten Zugaberohren beschickt, während die 0,80 m breite Außenzone von 12 am Rand angeordneten Beladerohren beschickt wird.

Zum Betriebsbeginn wird der Reaktor mit 272.900 Graphitelementen, 43.500 Absorberelementen und 357.800 frischen Brennelementen beladen (Erstkern). In der anschließenden Einlaufphase werden zunächst die Graphitelemente und Absorberelemente, später auch teilabgebrannte Brennelemente sukzessive entladen und dafür frische Brennelemente nachgeladen. Nach etwa 3 Vollastjahren stellt sich aufgrund der immer gleichbleibenden Beschickung ein stationärer Gleichgewichtszustand im Reaktor ein, der nur noch

Brennelemente enthält, die jedoch unterschiedlich stark abgebrannt sind (Gleichgewichtskern).

In dem aus Optimierungsrechnungen ausgewählten Brennstoffzyklus haben die Brennelemente eine mittlere Verweilzeit von ca. 3 Jahren, während der sie im Mittel sechs Mal den Reaktorkern durchlaufen. Jedes Brennelement enthält 0,96 g U²³⁵ und als Brutstoff 10,2 g Thorium, das durch Neutronenabsorption zum Teil in den Spaltstoff U²³³ konvertiert wird. Beim Gleichgewichtskern beträgt die Konversionsrate 0,54. Dadurch werden in den Brennelementen insgesamt 1,3 g Uran gespalten, obwohl in die frischen Brennelemente nur 0,96 g U²³⁵ (als 93 %ig angereichertes Uran) eingesetzt werden.

Ausgeschieden werden die Brennelemente im Gleichgewichtskern, wenn ihr Abbrand, der nach jedem Durchlauf mittels der Abbrandmeßanlage gemessen wird, den Endwert von 110.000 MWd/t SM erreicht hat. Die rückgeführten Brennelemente, die ihren Zielabbrand noch nicht erreicht haben, werden so auf die beiden Beschickungszonen verteilt, daß eine radial ausgeglichene Leistungsdichteverteilung entsteht. Dazu muß die mittlere Spaltstoffdichte in der Außenzone angehoben werden, um dem leakagebedingten Abfall des Neutronenflusses am Rand entgegenzuwirken. Diese radiale Zonung des Spaltstoffes, die quantitativ durch das Spaltstoffverhältnis gekennzeichnet ist, wird durch eine einfache Beschickungsvorschrift dadurch eingestellt, daß die ersten Durchläufe der Brennelemente, solange diese noch relativ wenig abgebrannt sind, bevorzugt durch die Außenzone und die späteren Durchläufe bevorzugt durch die Innenzone erfolgen.

Aus dem Mehrfachdurchlauf der Brennelemente ergibt sich, daß in jedem Volumenelement des Reaktorkerns Brennelemente unmittelbar nebeneinander liegen, die eine unterschiedliche Anzahl von Durchläufen absolviert haben und daher stark unterschiedlich zur Leistungsproduktion beitragen. Die

A 1.2.2

höchsten Temperaturen werden von den Brennelementen erreicht, die den ersten Durchlauf erleben. (Deren Maximaltemperaturen sind in der Tabelle A 1.2.1 unseres Gutachtens aufgeführt.)

Im Gleichgewichtskern wird aufgrund der kontinuierlichen Beschickung keinerlei Überschußreaktivität zum Ausgleich von Abbrandeffekten benötigt. Benötigt wird lediglich eine Überschußreaktivität von insgesamt 2,25 % Δk zum Ausgleich von Reaktivitätseffekten bei Schnellastregelung im Bereich 100 - 40 - 100 % Leistung (1,75 % Δk), zum Ausgleich langfristiger k_{eff} -Schwankungen (0,25 % Δk). Diese, bei stationärem Vollastbetrieb im Normalfall (d.h. ohne Reaktivitätseffekte aus vorangegangenen Abschaltungen) vorhandene Überschußreaktivität wird durch 12 eingefahrene Reaktorstäbe gebunden. Bei schneller Lastabsenkung von 100 % auf 40 % Leistung werden diese Reflektorstäbe vorübergehend ausgefahren, um das sich aufbauende Xenon 135-Maximum überfahren zu können. Im umgekehrten Fall, bei schnellem Lastwechsel von 40 % auf 100 %, werden vorübergehend 6 Absorberstäbe des zweitinnersten Corestrabingringes maximal 2 m tief in die Kugelschüttung eingefahren.

Der Reaktorkern des THTR verfügt in allen Betriebszuständen über den sicherheitstechnisch wichtigen, ausreichend negativen Temperaturkoeffizienten, der bei einem gewollten oder ungewollten Temperaturanstieg im Reaktorkern aufgrund inhärenter physikalischer Effekte zu einer Verminderung der Reaktivität führt. Diese Reaktivitätsabnahme wird zum einen dadurch hervorgerufen, daß bei Temperaturerhöhung die Absorption in dem heterogen verteilten Resonanzabsorber Thorium zunimmt (Brennstoff-Temperaturkoeffizient). Zum anderen bewirkt eine Änderung der Moderatortemperatur eine Verschiebung in der Energieverteilung der thermischen Neutronen, die wiederum die Spaltrate im Uran und die Absorptionsrate in den Spaltprodukten beeinflusst (Moderator-Temperaturkoeffizient)...(Abbildung A 6 unseres Gutachtens

zeigt den Temperaturkoeffizienten für den Referenzzustand (stationärer Vollastbetrieb) aufgeschlüsselt nach Brennstoff- und Moderatoranteil.)

Die wichtigsten Daten zum Gleichgewichtskern sind in den Tabellen A 1.2.1 und A 1.2.2 unseres Gutachtens zusammengestellt.

Abbildung A 6: Temperatur-Koeffizient TK für den Referenzzustand
(Abb. 1.2.2-2 aus [7])

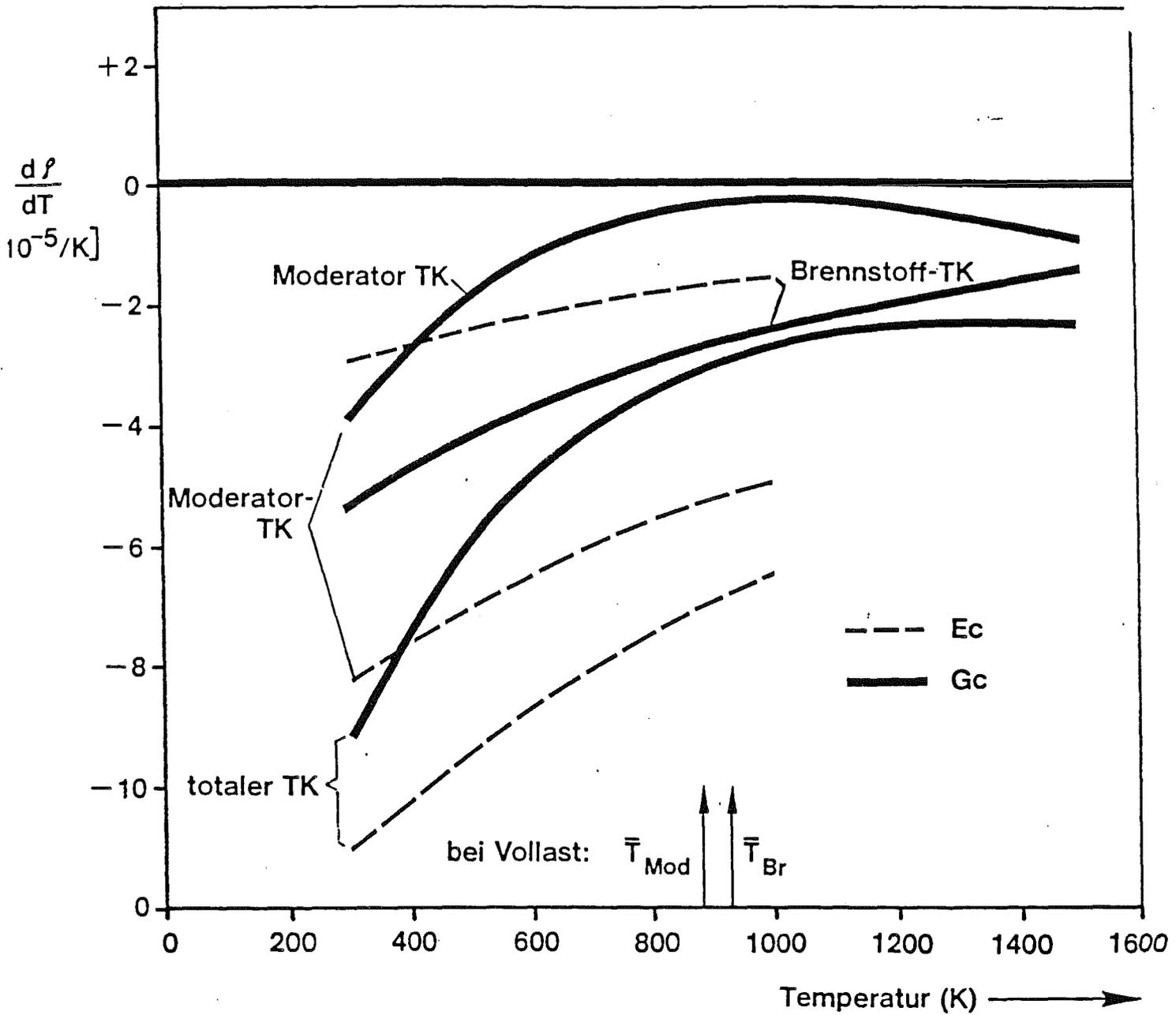


Tabelle A 1.2.1: Daten zum THTR-Gleichgewichtskern
(Tab. 1.2.2-1 aus [7])

Coreleistung (thermisch)	750 MW
mittl. Leistungsdichte	6,0 MW/m ³
mittl. BE-Leistung	1,11 kW
maximale BE-Leistung	2,75 kW
Corehöhe (zylindrisch)	5,06 m
Coreradius	2,805 m
Radius 2-Zonen-Trenngraben	2 m
Füllfaktor	0,61
Volumen (einschl. Schüttkegel, ohne Kugelabzugsrohr)	
Innenzone	53,1 m ³
Außenzone	71,9 m ³
Gesamt	125,0 m ³
Schwermetalleinsatz/BE	
Thorium	10,2 g
U235 (93 %ig angereichert)	0,96 g
mittlerer Abbrand	
der ausgeschiedenen BE	110 000 MWd/tSM
der BE im Reaktorkern	63 000 MWd/tSM
mittlere Verweilzeit	1 084 Vollasttage
mittlere Durchlaufzeit	182,5 Tage (1/2 Vollastjahr)
mittlere Anzahl von Durchläufen	5,95
Anzahl zugeführter/entladener BE	621 BE/Vollasttag
Anzahl umgewälzter BE	3 700 BE/Vollasttag
Moderationsverhältnis (Moderatordichte/Spaltstoffdichte)	8 750
C/Th-Verhältnis	360
Coremittlerer Neutronenfluß	
schnell (E > 0,1 MeV)	0,50 x 10 ¹⁴ cm ⁻² sec ⁻¹
thermisch (E ≤ 1,9 MeV)*)	1,23 x 10 ¹⁴ cm ⁻² sec ⁻¹
gesamt	2,81 x 10 ¹⁴ cm ⁻² sec ⁻¹

*) soll vermutlich eV heißen

A 1.2.2

Anzahl BE		
Innenzone		286 000
Außenzone		387 900
Gesamt		674 200
Brennstoff im Core		
Spaltstoff	U233	101,4 kg
	U235	198,3 kg
	Pu239	0,5 kg
	Pu241	0,2 kg
Thorium		6 614 kg
Spaltstoffverhältnis (= mittl. Spaltstoffdichte Innenzone/ mittl. Spaltstoffdichte Core)		0,77
Konversionsrate		0,54
Überschußreaktivität bei Vollast im Normalbetrieb		2,25 % Δk
Leckage aus dem Core		9 %
Kühlgasdruck		40 bar
Kühlgasmassenstrom		280,7 kg/s
Temperaturen (bei stationärem Vollastbetrieb)		
mittlere Gaseintrittstemperatur		260,5 °C
mittlere Gasaustrittstemperatur		775 °C
mittlere Moderatorstemperatur		607 °C
mittlere Brennstofftemperatur		654 °C
maximale Gastemperatur		816 °C
maximale Oberflächentemperatur		875 °C
maximale Zentraltemperatur		1 027 °C

Tabelle A 1.2.2: Auslegungsdaten der THTR-Brennelemente
(Tab. 1.2.2-2 aus [7])

		Spezifikation		Erstkern-Ist
<u>Beschichtete Brennstoffteilchen</u>				
Kern				
Material		(Th, U) O ₂		
Durchmesser	µm	350 - 425		406
Dichte	g/cm ³	≥ 9,1		9,9
Beschichtung				
Material		Pyrokohlenstoff		
Dicke	µm			
1. Schicht		40 - 150		77
2. + 3. Schicht		65 - 155		100
Dichte	g/cm ³			
1. Schicht		≈ 1,2		1,12
3. Schicht		1,8 - 1,9		1,84
<u>Brennelement</u>				
Material		graphitisches A3-3		
Außendurchmesser	mm	59,6 - 60,2		
Schalendicke	mm	≥ 5		7,5
Zerdrückfestigkeit	kN	≥ 17,7		23
Fallfestigkeit		≥ 50		420
Therm. Leitfähigkeit bei 1000 °C	W/cm K	≥ 0,2		0,40
Korrosionsbeständigkeit (1000 °C, 0,01 bar H ₂ O)	mg/cm ² h	≈ 1,5		1,0
Freigesetztes Uran	Gew. %	≈ 0,05		0,03
Schwermetallgehalt	g/BE	11,24		
Anzahl Partikel pro BE		37 000		
Volumenanteil der Partikel in Brennstoffzone	%	18		

A 2.2.1

Anhang A 2.2.1: Dampferzeugerschäden gasgekühlter Reaktoren
(Tab. 3 aus [34])

Station	Zahl der DE	Betriebsjahre	DE-Betriebsjahre	Rohrschäden
Berkeley	16	16,5	264	10
Bradwell	12	16,5	198	112 ^{a)}
Hinkley A	12	14	168	4
Trawsfynydd	12	14	168	39 ^{b)}
Dungeness A	8	13,5	108	1
Sizewell	8	13	104	16 ^{c)}
Oldbury	8	11,5	92	6
Wylfa	8	8,5	68	46 ^{d)}
Hunterstone A	16	11 (bis 1975)	176	75 ^{e)}
Hinkley B	24	3	72	0
AVR	1	10	10	1
			-----	-----
			= 1428	= 310

- a) Hauptsächlich Schweißfehler, die in den ersten Betriebsjahren im Hochdruckteil zu Leckagen führten
- b) Die meisten der Leckagen durch schlechte Wasserqualität bedingt (hauptsächlich HD-Teil)
- c) 10 Rohrschäden im 7. und 8. Betriebsjahr im HD-Teil, 3 Leckagen nach 1975 im ND-Teil
- d) Korrosion, Erosion (Fretting), Designfehler
- e) Überwiegend Schäden im ND-Teil, die in den ersten Betriebsjahren auftraten; 1 großes Leck im cm -Bereich im HD-Überhitzer.

Anhang A 2.3.1

Abschnitt 19.1 der RSK-Leitlinien für DWR [32]:

Flugzeugabsturz

Die RSK hält es zur Verminderung des verbleibenden Risikos eines Flugzeugabsturzes auf das Reaktorgebäude eines Kernkraftwerks sowie auf Gebäude, die im Hinblick auf die sichere Nachwärmeabfuhr geschützt werden müssen und nicht durch entsprechende Redundanz geschützt sind, für erforderlich, daß die Anlage den nachfolgend spezifizierten Anforderungen genügt:

(1) Für die Konzeptberatung ist eine Liste der gegen Flugzeugabsturz zu schützenden Gebäude, Bauteile und Anlagenteile, einschließlich ihrer sicherheitstechnischen Funktionsbeschreibung, vorzulegen. Außerdem ist darzulegen, wie im Belastungsfall die Standsicherheit der Bauteile und der Gesamtkonstruktion gewährleistet wird.

(2) Der Auslegung sind folgende Lastannahmen zugrunde-zulegen:

1. Stoßlast-Zeit-Diagramm

Stoßzeit (ms)	Stoßlast (MN)
0	0
10	55
30	55
40	110
50	110
70	0

2. Auftrefffläche

Die Auftrefffläche ist mit 7 m^2 kreisförmig anzunehmen.

3. Auftreffwinkel

Der Auftreffwinkel ist als normal auf die Tangentialebene im Auftreffpunkt anzusetzen.

(3) Die Auslegung eines Bauteils auf Vollschutz ist immer dann erforderlich, wenn sich hinter dem Bauteil sicherheitstechnisch notwendige Anlagenteile befinden und diese bei der Auslegung des Bauteils nur gegen Penetration durch herausgeschleuderte Betonbrocken beschädigt werden könnten, sofern ihr Ausfall nicht durch das Prinzip der räumlichen Trennung abgedeckt werden kann.

(4) Die Auswirkung von Trümmern und von Treibstoffbränden müssen bei der Auslegung beachtet werden. Die Schutzwirkungen vorgelagerter Bauteile dürfen dabei berücksichtigt werden. Der Schutz gegen Flugzeugtrümmer kann bei redundanten Systemen auch durch räumliche Trennung erreicht werden...

(6) Die durch den Flugzeugaufprall induzierten Erschütterungen sind zu beachten. Dies kann wie folgt geschehen*):

*) Bedingung für die Zuverlässigkeit des beschriebenen Nachweisverfahrens ist, daß die Reaktorgebäude in folgenden Punkten vom Reaktorgebäude des Kernkraftwerks Grohnde, für das die Zuverlässigkeit des Verfahrens nachgewiesen wurde, nicht wesentlich abweichen:

- nicht in die Außenschale eingebundene Decken und Wände im Reaktorgebäude
- Wanddicke und Bewehrung der Außenschale
- Betongüte
- Gesamtgewicht
- Außendurchmesser
- Einbindungstiefe in den Baugrund
- Baugrundverhältnisse (Der Einfluß der Bodendämpfung ist gering. Lediglich bei extremen Gründungsverhältnissen wie Pfahlgründung oder Felsgründung ist die Zulässigkeit der Anwendung des vereinfachten Nachweisverfahrens nachzuweisen.)

Für andere Bauweisen als die der KWU-Druckwasserreaktoren von Typ Kernkraftwerk Grohnde und folgende sowie für andere schützende Gebäude als das Reaktorgebäude ist bei Verwendung des pauschalen Nachweisverfahrens die

Der Nachweis der Standsicherheit kann bei Komponenten und Systemen im Reaktorgebäude, die sich nicht gegen Außenwände abstützen oder die an von Außenwänden getrennten Decken bzw. der Fundamentplatte angeordnet sind, durch Annahme einer statischen Ersatzlast resultierend aus einer Beschleunigung von $\pm 0,5$ g in horizontaler und vertikaler Richtung im Frequenzbereich bis 16 Hz geführt werden. Für die Komponentenauslegung ist die Ersatzlast in ungünstigster Kombination gleichzeitig wirkend anzusetzen. Im Frequenzbereich über 16 Hz muß gesichert sein, daß eine Relativverschiebung zwischen Komponenten und Auflagerung bis zu 1 mm elastoplastisch aufgenommen werden können.

(7) Bei der Auslegung gegen einen Flugzeugabsturz ist das gleichzeitige Auftreten eines Einzelfehlers nicht zu unterstellen; auch ein gleichzeitiger Instandsetzungsfall wird nicht postuliert.

(8) Erfordert die Beherrschung eines derartigen Flugzeugabsturzes die Funktion von Sicherheitseinrichtungen eher als nach einer Zeit von 30 Minuten, so ist ein Einzelfehler in den aktiven Systemteilen zu unterstellen. Bei der Betrachtung der Langzeit-Nachkühlphase ist nachzuweisen, daß erforderlichenfalls an den für die Langzeit-Nachkühlphase benötigten Sicherheitseinrichtungen rechtzeitig Instandsetzungsmaßnahmen durchgeführt werden können.

Höhe der statischen Ersatzlast gutachterlich festzulegen.

Anhang A 2.3.2

Auszug aus den THTR 300 Planungsgrundsätzen [18]

Diskussion der Abweichungen vom BMI-Kriterium

(Grundsatz 6 - Einwirkungen von außen)

Aufgrund der Gesamtanlagen-Konzeption gelten im einzelnen die folgenden Anforderungen an die Auslegung:

1) Die im folgenden aufgezeigten Schutzmaßnahmen gegen Flugzeugabsturz und Einwirkungen Dritter werden - unter Berücksichtigung der Baustatik und unter Beachtung evtl. entgegengesetzter Anforderungen aus der Zugänglichkeit für Wartung, Reparaturen und sonstiger Gesichtspunkte - qualitativ optimiert. Für die Nachwärmeabfuhr, Reaktorabschaltung und Überwachung notwendige redundante Anlagenteile werden in getrennten, möglichst weit voneinander liegenden Räumen angeordnet. Im Ausnahmefall kann in Abweichung von diesem Grundsatz eine räumliche Trennung der redundanten Komponenten von mindestens 5 m oder eine Trennung durch massive Abmauerung als ausreichend angesehen werden...

3) Für die Auslegung der zum Abschalten und zur Nachwärmeabfuhr erforderlichen Gebäudeteile gegen die Einwirkungen der Druckwelle ist folgender Belastungsverlauf zugrunde zu legen:

- Linearer Anstieg des Überdruckes innerhalb 0,1 sec von 0 auf 0,20 atü, anschließend
- linearer Abfall im Zeitraum von 0,1 bis 0,2 sec auf 0,10 atü, danach
- allseitiges quasistatisches Verharren des Überdruckes bei 0,10 atü, wobei die Druckwelle aus jeder Richtung kommen kann.

Anhang A 2.3.3

Auszug aus den THTR 300 Planungsgrundsätzen [18]

Interpretation und Präzisierung der sicherheitstechnischen Anforderungen:

(Grundsatz 6 - Einwirkungen von außen)

Bei einer äußeren Einwirkung ist ein Einzelfehler an einer aktiven Komponente der angeforderten Sicherheitssysteme zu beherrschen. Dies ist nicht erforderlich, wenn spezielle Nachweise zur Ausfallsicherheit dieser Sicherheitssysteme geführt (A 2.6 und 1) und diese Fälle mit der Genehmigungsbehörde abgestimmt werden.

Ein von den direkten Folgen der äußeren Einwirkungen unabhängiger Einzelfehler an einer passiven Komponente braucht der Systemauslegung nicht zugrundegelegt zu werden.

Der entsprechende Nachweis, daß das Zusammentreffen einer äußeren Einwirkung mit einem unabhängigen Einzelfehler an einer passiven Komponente eine extrem geringe Wahrscheinlichkeit hat, wird im Anhang A 2.6-2 geführt.

Das gleichzeitige Eintreten zweier voneinander unabhängiger Ereignisse mit geringer Wahrscheinlichkeit braucht nicht unterstellt zu werden, jedoch sind die möglichen Folgeschäden eines Ereignisses zu berücksichtigen.

Der Nachweis, daß das zeitliche Zusammentreffen zweier unabhängiger Ereignisse hinreichend unwahrscheinlich ist, wird im Anhang A 2.6-3 geführt.

Im einzelnen bedeutet dies:

- Bei der Auslegung ist nicht zu berücksichtigen, daß eine äußere Einwirkung gleichzeitig mit

Kontrollen, Prüfungen, Wartungs- und Reparaturvorgängen am Sicherheitssystem innerhalb der durch die Störfälle aus der Anlage festgelegten, aus der Zuverlässigkeitsanalyse als zulässig ermittelten Zeiten auftritt.

- Bei der Auslegung ist nicht zu berücksichtigen, daß eine äußere Einwirkung gleichzeitig mit Ereignisabläufen zusammenfällt, bei deren Eintreten der Betrieb der Anlage aus sicherheitstechnischen Gründen nicht fortgeführt werden kann (Störfälle).

Begründung für die Einschränkung des Einzelfehlers
an aktiven Komponenten der Sicherheitssysteme nach EVA
(Anhang A 2.6-1)

Nach /A-7/ kann für aktive Komponenten in Sicherheitssystemen bei Berücksichtigung der Prüfintervalle eine Nichtverfügbarkeit von $< 10^{-2}$ pro Anforderung nachgewiesen werden. Ausgenommen hiervon sind nur die Notstrom-dieselaggregate, deren Nichtverfügbarkeit $10^{-2} - 10^{-1}$ /Anforderung beträgt. Betrachtet man nur diejenigen Komponentenausfälle, die für sich allein zum Systemausfall führen (Einzelfehler), so ergeben sich mit den Störfallhäufigkeiten für

Flugzeugabsturz oder Explosionsdruckwelle /A-1/: $10^{-5}/a$

100 cm/sec² - Erdbeben /A-2/: $10^{-5}/a$

kombinierte Versagenshäufigkeiten derartiger Sicherheitseinrichtungen von $< 10^{-7}/a$, wenn Folgeschäden durch die äußeren Einwirkungen an den betrachteten Komponenten ausgeschlossen werden können. Derartige Störfall-Einzelfehler-Kombinationen bestimmen damit das Gesamtrisiko für den Betrieb der Anlage nicht.

Bei Nachweis einer Versagenswahrscheinlichkeit pro Anforderung $< 10^{-2}$ an den nach EVA einzusetzenden Sicherheitseinrichtungen und bei auszuschließenden Folgeschäden ist das Einzelfehlerkriterium daher in seiner sicherheitstechnischen Bedeutung durch eine probabilistische Betrachtung ersetzbar.

Begründung für den Ausschluß des passiven Einzelfehlers in Sicherheitssystemen nach EVA

(Anhang A 2.6-2)

Aus den heute verfügbaren statistischen Unterlagen zu druckführenden Komponenten geht hervor, daß ein vom störfallauslösenden Ereignis unabhängiges Versagen der in ein System eingebundenen passiven Komponenten $< 10^{-3}$ /Anforderung ist /A-3//A-4/.

Damit ist der unter A 2.6-1 verlangte Nachweis, daß mit den Eintrittshäufigkeiten für Flugzeugabsturz, Druckwelle und 100 cm/sec^2 -Erdbeben bei Annahme eines zusätzlichen passiven Fehlers eine im hypothetischen Bereich liegende Störfallsituation vorliegt, in analoger Weise geführt. Als Grenzwert zum hypothetischen Ereignis wird dabei eine Eintrittshäufigkeit von ca. $10^{-7}/a$ verstanden.

Anhang A 2.3.4

Auszug aus den THTR 300 Planungsgrundsätzen [18]

Zur gleichzeitigen Zerstörung von Luftführungswand und druckführender Umschließung durch Flugzeugabsturz oder Explosionsdruckwelle

(Anhang A 2.3-1)

Mit der in /A-1/ angegebenen Häufigkeit des Flugzeugabsturzes auf den Kernkraftwerksstandort von $2 \times 10^{-6} / 10^3 \text{ m}^2 \times 30a$ ergibt sich bei einer relevanten Fläche der Luftführungswand von 2.300 m^2 eine Häufigkeit für eine Beschädigung der Luftführungswand durch Flugzeugabsturz von $1,5 \times 10^{-7} / a$. Bei einer Gesamtfläche der durch den Flugzeugabsturz beeinflussten Querschnitte sämtlicher Abschlüsse und ummantelter Rohrleitungen $< 50 \text{ m}^2$ ist die gleichzeitige Zerstörung dieser Komponenten und der Luftführungswand durch Flugzeugabsturz mit einer Häufigkeit $3 \times 10^{-9} / a$ zu erwarten. Damit ist die Eintrittswahrscheinlichkeit für die gleichzeitige Zerstörung der Luftführungswand und eines Behälterabschlusses bzw. einer ummantelten Rohrleitung durch Flugzeugabsturz extrem gering und braucht der Systemauslegung nicht zugrundegelegt zu werden.

Im Bereich der relevanten Durchführungen von gasführenden Leitungen durch die Lüftungswand ist durch konstruktive Maßnahmen Vorsorge getroffen, daß durch Explosionsdruckwelle keine Zusatzbelastungen an diesen Komponenten auftreten, die zu einer Zerstörung führen könnten /A-6/. Somit sind Folgeschäden ausschließbar. Die Kombination des Störfalles Explosionsdruckwelle und Versagen einer passiven Komponente ist extrem unwahrscheinlich (vgl. Grundsatz 6) und ist der Systemauslegung nicht zugrunde zu legen.

Anhang A 2.3.5

Auszug aus der Kurzbeschreibung der Gesamtanlage THTR [7]

Reaktorhalle:

Die Reaktorhalle als zentral gelegenes Gebäude der Gesamtanlage ist von prismatischer Form mit einer Verjüngung im oberen Drittel und hat eine nahezu quadratische Grundfläche im Bereich der Bedienungsbühnen von Kote -4,50 m bis zur Kote 47,0 m. Die Grundrißabmessungen in diesem Bereich betragen 35,0 m x 39,5 m.

Oberhalb 47,0 m ist die Reaktorhalle zweiseitig abgesetzt, so daß eine rechteckige Grundfläche von 20,0 m x 39,5 m entsteht.

Die gesamte Reaktorhalle einschließlich Spannbetonbehälter besitzt eine Flachgründung und ist durch Fugen unter Berücksichtigung der unterschiedlichen statischen Beanspruchungen getrennt.

Der Spannbetonbehälter ist auf einer Kreisplatte gegründet, Auskragungen am Kreisumfang dienen zur Aufnahme der Außenwandstützen. Die Übertragung der Lasten des Spannbetonbehälters auf die Fundamentplatte erfolgt über eine Ringstützwand.

Die Treppenhäustürme sowie die Hauptrahmenkonstruktion stehen auf Einzelfundamenten.

Konstruktiv besteht die Reaktorhalle aus zwei zweigeschossigen Stockwerksrahmen, die im Abstand von ca. 20,0 m angeordnet und über die gesamte Gebäudebreite frei gespannt sind.

Die Rahmenstiele und Rahmenriegel bestehen aus geschweißten Kastenprofilen in Stahlkonstruktion, wobei die Rahmenriegel gleichzeitig als Kranbahnen für den 100 t- bzw. 10 t-Kran dienen. Einer der insgesamt 4 Rahmenstiele übernimmt zusätzlich die Funktion des Abluftschornsteines. Oberhalb des Daches der Reaktorhalle wird dieser Stiel mittels eines Stahlrohres bis zur Kote + 150 m erhöht.

Dieser Rahmenstiel dient gleichzeitig als Abluftkanal für unterstellte Aktivitätsstörfälle.

Die Konstruktion der Außenwände besteht aus Stahlprofilträgern (Stützen und Riegel). Sie nehmen gleichzeitig die anteiligen vertikalen Bühnenlasten sowie die Lasten der Außenwandverkleidung auf.

Im Bereich der Dach- und Bühnenebenen sind horizontal und im Bereich der Außenwände Vertikalverbände angeordnet. Durch sie und besondere Konstruktionen an den Auflagern des Spannbetonbehälters werden die anteiligen Horizontal- und Windlasten aufgenommen und in die Fundamente eingeleitet.

Die Treppenhaustürme in den beiden Ecken zum Reaktorhilfsgebäude sind als Stahlbetonkonstruktionen ausgeführt. Sie sind über die Bühne der Reaktorhalle gegen den Spannbetonbehälter horizontal abgestützt.

Der Spannbetonbehälter nimmt außerdem die anteiligen vertikalen Bühnenlasten auf. Die Bühnenträger sind auf einbetonierten Stahlkonsolen beweglich gelagert.

Die Außenwände der Reaktorhalle sind bis zur Höhe der angrenzenden Gebäude in Stahlbeton ausgefacht. Darüber erfolgt eine doppelschalige Verkleidung aus profilierten Alublechen mit dazwischenliegender Isolierung.

A 2.3.5

Die Dachkonstruktion besteht mit Ausnahme der Endfelder aus Fachwerkbindern und Pfetten mit aufgelegten Profilblechen. Die Dacheindeckung besteht aus Dampfsperre, Isolierung und Bitumen-Pappe.

Die einzelnen Bedienungsbühnen sind zum Teil Stahlkonstruktionen mit aufgelegten Fertigbetonplatten und Ortbeton, zum Teil Stahlkonstruktionen mit Ortbeton. Die + 29,5 m-Bühne ist zusätzlich mit einer dampfdichten, verlorenen Stahlschalung versehen.

Die beiden Treppenhäuser in der Reaktorhalle sind als geschlossene, feuersichere Treppenhäuser in Stahlbetonkonstruktion ausgeführt. Sie dienen als Fluchtwege und sind direkt mit den Personalschleusen verbunden. Über diese Treppen sind sämtliche Bühnen erreichbar. In den Treppenhäusern sind Aufzüge vorhanden.

Für die Montage und für den Betrieb des Kraftwerks sind innerhalb der Reaktorhalle ein Kran mit einer Tragkraft von 100 t auf der Kote 61,50 m und ein Brückenkran mit einer Tragkraft von 10 t auf der Kote + 45,25 m angeordnet.

In der Reaktorhalle befinden sich neben der im Spannbetonbehälter integrierten Reaktoranlage Hilfs- und Nebenanlagen des Kernkraftwerkes. Zugeordnet zu den Höhenkoten sind dies im wesentlichen:

- 4,5 m-Bühne:

- Komponenten der Gasreinigungsanlage
- Ausbauraum und Entnahmestation der Beschickungsanlage
- Komponenten des Nebenkühlwassersystems mit Notspeisewasserpumpen
- Lager für Abschaltstäbe und -antriebe

- 0 m-Bühne:

- Komponenten der Gasreinigungsanlage
- Funktionsteile der Beschickungsanlage mit Abbrandmeßanlage
- Komponenten der Hilfskühlwassersysteme
- Umluftanlage für Gasreinigungs- und Beschickungsanlage

6 m-Bühne:

- Komponenten der Gasreinigungsanlage
- Komponenten der Hilfskühlwasser- und Notspeisesysteme

11,5 m-Bühne:

- Komponenten der Druckluftanlage
- Komponenten des Nebenkühlwassersystems und des Linerkühlsystems
- Lagerräume

15,2 m-Bühne:

- Ölversorgungseinrichtungen für Kühlgebläse
- CO₂-Anlagen für den Brandschutz der Ölversorgungseinrichtungen
- Komponenten der Druckluftanlagen

21,5 m-Bühne:

- Kran zum Gebläseausbau
- Meßeinrichtungen zur Überwachung der Fortluft
- Feuchtemeßanlagen
- Meßumformergestelle

A 2.3.5

29,5 m-Bühne:

- Speisewasserhauptleitung
- kalte ZÜ-Hauptleitung
- Komponenten des Gebläsezwischenkühlkreislaufes und des Linerkühlsystems
- Komponenten der Druckluftanlagen
- Ölhydraulikeinheiten für Armaturen des Wasser-Dampf-Kreislaufes

33,8 m-Bühne:

- Frischdampfleitungen, kalte ZÜ-Leitungen, heiße ZÜ-Leitungen, Speisewasserhauptleitungen, Notspeisewasserleitungen
- Dampferzeugerringräume mit den DE-Verbindungsrohren und den Sammlern der Hauptdampfleitungen
- Ölhydraulikeinheiten für Armaturen

39 m-Bühne und darüber:

- 100 t-Reaktorhallenkran
- 10 t-Brückenkran
- Hauptdampfleitungen mit Armaturen
- Aktivitätsüberwachung der heißen ZÜ-Leitungen
- Ölhydraulikeinheiten
- Komponenten der Gebläse- und Linerkühlsysteme
- MRS-Einrichtungen
- Umluftanlagen (TL26/TL27).

Anhang A 2.4.1

Auszug aus den THTR 300 Planungsgrundsätzen [18]

Grundsatz 15 - Nachwärmeabfuhr im bestimmungsgemäßen Betrieb

A. Das entsprechende BMI-Kriterium 4.2 ist zu erfüllen.

C. Interpretation und Präzisierung der sicherheitstechnischen Anforderungen

Zur Nachwärmeabfuhr werden im bestimmungsgemäßen Betrieb die Systeme und Komponenten des Wasser-/Dampfkreislaufes herangezogen.

Nach Störungen im Kühlsystem mit Unterbrechung der Wärmeabfuhr vom Reaktor zur Hauptwärmesenke wird der bestimmungsgemäße Betrieb nicht fortgesetzt. Für diese Fälle stehen die gemäß Grundsätzen 16 und 17 eingesetzten Systeme zur Verfügung.

Grundsatz 16 - Nachwärmeabfuhr nach Kühlmittelverlusten

A. Das entsprechende BMI-Kriterium 4.3 ist zu erfüllen

C. Interpretation und Präzisierung der sicherheitstechnischen Anforderungen

Ein Kühlmittelverluststörfall führt nicht zu einer Beeinträchtigung der Funktionstüchtigkeit der Notkühlkreisläufe.

Der Ausfall von passiven Komponenten, die sowohl Bestandteil der Betriebssysteme als auch der Notkühlkreisläufe sind, läßt eine Fortsetzung des Leistungsbetriebes

nicht zu und erzwingt das Abfahren mit dem verbleibenden Notkühlkreislauf. Diese Systemsituation stellt einen Störfall dar, der über das Reaktorschutzsystem erkannt und mit Einleitung der Notkühlprozedur beherrscht wird. Er wird mit den entsprechenden System-Anforderungen im Grundsatz 17 behandelt. Die Reparatur dieser passiven Komponenten erfolgt somit immer im abgeschalteten Reaktorzustand.

Der Ausfall von passiven Komponenten, die je Notkühlkreislauf einfach vorhanden sind und die zu den ausschließlich im Anforderungsfall benutzten Einrichtungen der Notkühlkreisläufe zählen,

- wird im Leistungsbetrieb der Anlage zuverlässig angezeigt und
- führt zu keiner automatischen Unterbrechung des Leistungsbetriebes über das Reaktorschutzsystem.

Nach Ausfall dieser Komponenten des W/D-Kreislaufs wird der Leistungsbetrieb nicht fortgesetzt und die Anlage wird sofort abgefahren.

Während des Abfahrens stehen zur Nachwärmeabfuhr die Einrichtungen des Betriebssystems zur Verfügung, die von Hand oder über die Schnellabfahr-Prozedur eingesetzt werden können. Bei Störungen an den Einrichtungen des Betriebssystems während des Abfahrens der Anlage stehen die dann vorhandenen Einrichtungen der Notkühlkreisläufe - zumindest ein Notkühlkreislauf - zusätzlich zur Verfügung. Auch die Reparatur dieser passiven Komponenten erfolgt also ausschließlich im abgeschalteten Reaktorzustand.

Da aus den dargelegten Gründen bei Eintritt des maximalen Kühlmittelverluststörfalls im Leistungsbetrieb ein Reparaturfall an einer der genannten passiven Komponenten nicht vorliegen kann, wird bei Anforderung der Not-

kühlkreisläufe durch den Kühlmittelverluststörfall ein beliebiger Einzelfall beherrscht. Das Schutzziel des BMI-Kriteriums 4.3 wird vom Grundsatz 16 dadurch erfüllt, daß die Reparatur an den Komponenten, deren Ausfall zur Nichtverfügbarkeit eines Notkühlkreislaufes führt, nur im abgeschalteten Reaktor erfolgt.

Der Ausfall einer aktiven Komponente in den Notkühlkreisläufen kann sicherheitstechnisch in einem Zeitbereich toleriert werden, in dem die Gesamtverfügbarkeit der Notkühlkreisläufe bei Berücksichtigung häufigerer Störfälle als der Kühlmittelverluststörfall nur unwesentlich herabgesetzt ist. Während dieser aus Zuverlässigkeitsanalysen ermittelten Zeiten ist die Reparatur einer aktiven Komponente der Notkühlkreisläufe auch während des Leistungsbetriebes zulässig. Bei Anforderung des Notkühlsystems wird ein beliebiger Einzelfehler im Notkühlsystem beherrscht.

Grundsatz 17 - Nachwärmeabfuhr nach sonstigen Störfällen

- A. Die Anforderungen an die Notkühleinrichtungen nach sonstigen durch Komponentenversagen in der Anlage ausgelösten Störfällen sind in den BMI-Kriterien nicht behandelt. Die Planungsgrundsätze für die Errichtung des THTR enthalten die Mindestanforderungen für die ungünstigsten Fälle dieser Art im Sinne einer Präzisierung der BMI-Kriterien. Bei der Bewertung der Zuverlässigkeit des Notkühlsystems muß berücksichtigt werden, daß bei totalem Ausfall des automatischen Notkühlsystems durch Notmaßnahmen innerhalb der für die Unterbrechung der Nachwärmeabfuhr zulässigen Zeit von ca. 3 Stunden eine ausreichend dimensionierte Notkühlkette in Betrieb genommen werden kann.

Es gelten folgende Anforderungen:

Zur Beherrschung der übrigen Störfälle aus der Anlage heraus muß das redundant ausgelegte Notkühlsystem so beschaffen sein, daß es auch bei Eintritt folgender Kombinationen aus störfallauslösendem Ereignis und Einzelfehler im angeforderten Nachwärmeabfuhrsystem seine sicherheitstechnischen Aufgaben erfüllen kann:

Störfälle durch Versagen an einem	Beherrschbare Einzelfehler an einem
aktiven Bauteil	aktiven Bauteil
aktiven Bauteil	passiven Bauteil
passiven Bauteil	aktiven Bauteil
passiven Bauteil	passiven Bauteil spätestens nach 10 Stunden über "Notmaßnahmen"...

Hinsichtlich der Reparatur und Prüfung an passiven Komponenten der Notkühlkreisläufe gelten auch hier die im Grundsatz 16 unter C Absatz 2 und 3 gemachten Ausführungen.

Darüber hinaus ist mit Hilfe einer Zuverlässigkeitsanalyse und anderen Sicherheitsbetrachtungen festzulegen, welche Zeiten - ohne wesentliche Herabsetzung der Gesamtverfügbarkeit der Notkühlkreisläufe - für Reparatur und Prüfung an den in jedem Notkühlkreislauf redundant vorhandenen aktiven Komponenten ohne Einschränkung des Leistungsbetriebes oder anderer Maßnahmen zulässig sind und innerhalb deren ein Einzelfehler im Sinne dieses Kriteriums nicht unterstellt zu werden braucht.

C. Interpretation und Präzisierung der sicherheitstechnischen Anforderungen

Zur Erfüllung der o.g. Mindestanforderungen muß das Nachwärmeabfuhrsystem den im folgenden näher beschriebenen Bedingungen genügen:

1. Das Versagen nur einer aktiven Komponente im ungestörten, bestimmungsgemäßen Betrieb führt im allgemeinen nicht zur Anforderung der Notkühlkreisläufe. Ausnahmen von dieser Regel sind im Einzelfall zu begründen. Dabei ist die für die Notkühlkreisläufe vorgesehene Anforderungshäufigkeit zugrunde zu legen.
2. Zur Beherrschung der Folgen von Schäden an nur zweifach vorhandenen, sowohl zum Betriebssystem als auch zu den Notkühlkreisläufen gehörenden Komponenten werden "Notmaßnahmen" *) vorgesehen, welche spätestens 10 Stunden nach Eintritt des Schadens wirksam sein müssen. Es wird nicht unterstellt, daß - unabhängig von dem störfallauslösenden Schaden - innerhalb der 10 Stunden ein weiterer Schaden an passiven Komponenten der Notkühlkreisläufe auftritt.

Bauliche Anlagen (Reaktorgebäude, Maschinenhaus, E-Gebäude und Kabelkanäle) sind nicht "Komponenten" im Sinne dieses Satzes. Zur Beherrschung der Folgen von Bränden in den genannten baulichen Anlagen siehe Grundsatz 7 - Brandschutz.

3. ...

*) vgl. Tabelle

Anhang A 2.4.2

Auszug aus dem Sicherheitsgutachten Teil 19/13 [61]

Notmaßnahmen-Notkühl-Prozedur

Vorgehensweise

Wenn nach RSA die automatische Notkühlung nicht wirksam wird, wird dieser Zustand ... über die Sicherheitsgefahrenmeldung in der Warte und über Zustandsmeldungen in den NSS angezeigt. Danach werden nacheinander die Maßnahmen ... durchgeführt:

Übergeordnete Maßnahmen

Es sind folgende übergeordnete Maßnahmen vorgesehen:

- Auslösen von LZA
Ort: Warte oder NSS I oder NSS II
- Schließen der GAR mit Hilfe der Leitgeräte
Ort: NSS I und NSS II

Falls hierbei nicht alle GAR schließen, erfolgt ihr Schließen durch Ansteuern der zugehörigen GAR-Schnellschlußmagnetventile von Hand.

Ort: NSS I und/oder NSS II

Falls nach diesem Schritt nicht mindestens 4 GAR geschlossen sind, werden durch Handeingriff in das Hydrauliksystem vor Ort nacheinander so viele GAR geschlossen, bis insgesamt 4 GAR (2 GAR je NKK) geschlossen sind.

Ort: REHA-Bühne +15,2 m, Räume 403, 405, 407, 408, 410, 412 *)

*) Die Bühnen und einige der Räume sind in Abbildung A7 gezeigt

Prüfen auf Rohrbruch

Die Prüfung auf Rohrbruch im WDK geschieht anhand der Raumtemperaturüberwachung getrennt für NKK I und NKK II. Wird hierbei ein Rohrbruch festgestellt, wird der zugehörige NKK nicht für die Notmaßnahmen zur Wiederaufnahme der Notkühlung herangezogen.

Ort: Warte

Prüfen der Funktionen der Hilfssysteme

Die Funktionsbereitschaft folgender Hilfssysteme wird geprüft:

- Notstromversorgung
- Luftkühlanlage E-Gebäude
- Entlüftung der Räume der Notspeisewassersysteme
- Lüftung Notstromdiesel im E-Gebäude bzw. Notstromdieselgebäude
- Entlüftung der Trafogebäude
- Lüftungsanlage REHA
- Druckluftherzeugung
- Nebenkühlwasserversorgung
- Notspeisewasserversorgung
- Gebläsezwischenkühlwassersystem.

Wenn eines der Hilfssysteme nicht funktionsbereit ist, wird der zugehörige NKK nicht für die Notmaßnahmen zur Wiederaufnahme der Notkühlung herangezogen.

Ort: Warte

Prüfen der Gebläse

Es sind folgende Prüfungen an den Gebläsen vorgesehen:

- Feststellen, welche DE/GE-Einheiten an der Notkühlung vor Eintritt LUNWA beteiligt waren.
- Prüfen der Funktionsfähigkeit der GAR einschließlich Hydraulik und Regelung aufgrund der Auswertung des Stör-

fallschreibers sowie der Auswertung des NM-NK-Schrittes
"Schließen der GAR" ...

- Prüfen der GE-Schmierölversorgung.

Diese Prüfungen dienen zur Erkennung der DE/GE-Einheiten, die für die Notmaßnahmen zur Wiederaufnahme der NK mit dem NM-NKS nicht verwendet werden können. Die Prüfungen dienen ferner zur Festlegung der Reihenfolge, mit der nacheinander an den DE/GE-Einheiten versucht werden soll, eine der Einheiten durch Handmaßnahmen im Rahmen des NM-NKS zu aktivieren.

Ort: Warte

Inbetriebnahme einer DE/GE-Einheit

Aufrüsten und Inbetriebnahme einer DE/GE-Einheit

Eine der DE-GE-Einheiten wird durch Handmaßnahmen so aufgerüstet, daß sie im Rahmen des NM-NKS die Nachwärme abführen kann. Bei der Auswahl der aufzurüstenden DE/GE-Einheit wird wie folgt verfahren:

- Wird bei den Prüfungen ... festgestellt, daß in einem der beiden NKK ein Rohrbruch vorliegt, werden die zugehörigen DE/GE-Einheiten nicht zur Verwendung im NM-NKS aufgerüstet.
- Wird bei den Prüfungen ... festgestellt, daß in einem der beiden NKK ein Hilfssystem ausgefallen ist, werden die zugehörigen DE/GE-Einheiten nicht zur Verwendung im NM-NKS aufgerüstet.
- Wird bei der Prüfung der Schmierölversorgung der Kühlgasgebläse ... festgestellt, daß bei einem Kühlgasgebläse der Lageröldruck zu gering ist, wird die betroffene DE/GE-Einheit nicht zur Verwendung im NM-MKS aufgerüstet.

- Zur Festlegung der Reihenfolge, mit der an den DE/GE-Einheiten nacheinander versucht werden soll, eine der Einheiten zur Verwendung im NM-MKS aufzurüsten, dienen
 - a) die Feststellung der an der Notkühlung vor Eintritt der LUNWA beteiligten DE/GE-Einheiten ...
 - b) die Prüfung der Funktionsfähigkeit der GAR aufgrund der Auswertung des Störfallschreibers ... sowie der Auswertung des NM-NKS-Schrittes "Schließen der GAR" ...

...

Die Aufrüstung und Inbetriebnahme der ausgewählten DE/GE-Einheit geschieht durch folgende Einzelmaßnahmen:

- Aufhebung der RSS-Steuerung für die GE-Leistungsschalter und Einspeiseschalter auf die GE-Schienen BC und BE bzw. BD und BF durch Ziehen von vier farblich besonders gekennzeichneten Antriebssteuergeräten und Einschalten von zwei Einspeiseschaltern.
Ort: E-Gebäude, Räume 104 und 105 bzw. 205 und 207
- Öffnen der Notspeisewasser-Schnellschlußarmatur RR 4. S003 mit Hilfe einer fest installierten Hydraulik-Handpumpe.
Ort: REHA-Bühne +6,0 m, Raum 202 und 0 m, Raum 102
- Öffnen des HD-Absperrschiebers RA 1. S001 durch Drehen des Handrades am Armaturentrieb.
Ort: REHA-Bühne +33,8 m, Raum 702 bzw. 709
- Aufrüsten des GAR durch Ziehen der Leistungsstecker der Hydraulikölpumpen und Anschließen der Hydraulik-Handpumpe (nur notwendig, wenn Steuerung von NSS I bzw. NSS II nicht möglich).
Ort: REHA-Bühne + 15,2 m, Raum 403, 405, 407, 408, 410 bzw. 412

A 2.4.2

- DE-Entlasten durch Öffnen des HD-Entlastungsregelventils RA 6. S001 mit Hilfe einer fest installierten Hydraulik-Handpumpe.

Ort: REHA-Bühne + 41,0 m, Raum 807 bzw. 808

- Kontrolle der DE-Entlastung mittels Frischdampf-Druckmessung. (Falls bei dieser Kontrolle der Erfolg der vorausgehenden Maßnahmen festgestellt wird, wird mit den Aufrüstungsmaßnahmen fortgefahren. Wird jedoch der Mißerfolg festgestellt, wird die Aufrüstung der DE/GE-Einheit abgebrochen und die durchgeführten Handmaßnahmen, wie später beschrieben, teilweise wieder rückgängig gemacht. Anschließend wird mit der Aufrüstung der DE/GE-Einheit begonnen, die mit der nächst niedrigeren Priorität ausgewählt worden ist.)

Ort: Warte und NSS I bzw. NSS II

- DE-Bespeisen durch Öffnen des Notspeisewasser-Regelventils RR 4. S002 durch Drehen des Handrades am Regelantrieb.

Ort: REHA-Bühne +6,0 m, Raum 202

- Kontrolle der DE-Bespeisung mittels Notspeisewasser-Durchsatzmessung. (Weitere Vorgehensweise wie bei "Kontrolle der DE-Entlastung mittels Frischdampf-Druckmessung".)

Ort: Warte und NSS I bzw. NSS II

- Zuschalten des Kühlgasgebläses

Ort: E-Gebäude, Raum 104 bzw. 207

- Kontrolle des GE-Motors mittels Messung der Stromaufnahme und der Drehzahl. (Weitere Vorgehensweise wie bei "Kontrolle der DE-Entlastung mittels Frischdampf-Druckmessung".)

Ort: Warte und NSS I bzw. NSS II

- DE-Beheizen durch Öffnen des GAR in die 30 %-Stellung; falls das GAR nicht von der Warte aus betätigt werden kann, erfolgt seine Betätigung durch Eingriff in das Hydrauliksystem des GAR vor Ort
Ort: REHA-Bühne +15,2 m, Raum 403, 405, 407, 408, 410 bzw. 412
- Kontrolle der DE-Beheizung mittels Gasdurchsatzmessung
Ort: Warte und NSS I bzw. NSS II

Wird bei dieser Prüfung der Erfolg der vorausgehenden Maßnahmen festgestellt, ist die NK mit der DE/GE-Einheit aufgenommen. Andernfalls werden die durchgeführten Handmaßnahmen ... teilweise wieder rückgängig gemacht und mit der Aufrüstung der DE/GE-Einheit begonnen, die mit der nächstniedrigeren Priorität ausgewählt worden ist.

Maßnahmen bei Mißlingen der Inbetriebnahme einer DE/GE-Einheit

Bei Mißerfolg der Inbetriebnahme einer DE/GE-Einheit müssen die bereits durchgeführten Aufrüstungsmaßnahmen wieder rückgängig gemacht werden. Dies geschieht wie folgt:

- Leistungsschalter des Kühlgasgebläses ausschalten
Ort: E-Gebäude, Raum 104 bzw. 107
- Schließen des Notspeisewasser-Regelventils RR 4. S002
Ort: REHA-Bühne +6,0 m, Raum 202
- Abbau der Hydraulik-Handpumpe am GAR
Ort: REHA-Bühne +15,2 m, Raum 403, 405, 407, 408, 410 bzw. 412
- Schließen des HD-Absperrschiebers RA 1.S001
Ort: REHA-Bühne +33,8 m, Raum 702 bzw. 709

A 2.4.2

Damit ist das Rückgängigmachen von Handmaßnahmen nach Mißerfolg bei Wiederinbetriebnahme einer DE/GE-Einheit abgeschlossen.

