

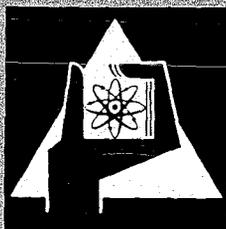
**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

Februar 1971

KFK 1375
EUR 4575 d
JÜL 744-RG

Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Projekt Schneller Brüter

GASBRÜTER – MEMORANDUM
Ergebnisse einer Untersuchung über die Realisierbarkeit
und Wirtschaftlichkeit eines gasgekühlten
Schnellen Brüters



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

C. Hirsch

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Februar 1971

KFK 1375

EUR 4575d

JÜL 744-RG

Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Projekt Schneller Brüter

GASBRÜTER - MEMORANDUM

Ergebnisse einer Untersuchung über die Realisierbarkeit
und Wirtschaftlichkeit eines gasgekühlten
Schnellen Brüters

Angefertigt durch:

Gesellschaft für Kernforschung Karlsruhe
Kernforschungsanlage Jülich GmbH
unter Mitarbeit der deutschen Reaktorindustrie

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

Zusammenfassung:

Im Auftrag des BMBW haben die Kernforschungszentren GfK Karlsruhe und KFA Jülich unter Mitarbeit der deutschen Reaktorindustrie eine Studie über die Realisierbarkeit und Wirtschaftlichkeit des gasgekühlten Schnellen Brütters (GSB) angefertigt. Diese Studie wurde vorsorglich angeregt, um in Erfahrung zu bringen, welche Maßnahmen ergriffen werden müßten, falls der Natriumgekühlte Schnelle Brüter nicht den in ihn gesetzten technischen und wirtschaftlichen Erwartungen entspricht.

Bei der Konstruktion eines GSB kann in großem Maße auf bekannte Techniken zurückgegriffen werden. Vor allem können die mit dem Bau und Betrieb von gasgekühlten, thermischen Reaktoren gemachten und weiter zu erwartenden Erfahrungen übernommen werden. In Bezug auf Brennstoffversorgung ist ein Potential mit dem des Natriumbrütters vergleichbar. Im Unterschied zum Dampfbrüter hat der GSB deutlich günstigere Bruteigenschaften.

Die Untersuchungen für den GSB sind in fünf Arbeitsgruppen durchgeführt worden, die aus Vertretern der beiden Forschungszentren und der Firmen AEG, BBC, BBK, GHH, KRUPP und SIEMENS gebildet wurden. Die Berichte dieser fünf Arbeitsgruppen

- Brennelemente
- Physikalische Kriterien
- Komponenten
- Sicherheit
- Wirtschaftlichkeit

sind fertiggestellt. Sie bilden die Basis für die hier dargestellten Aussagen.

Abstract:

On behalf of the German Federal Ministry for Education and Science the nuclear centres at Karlsruhe and Jülich, with the collaboration of the German reactor industry, has prepared a study on the feasibility and the economics of a gas-cooled fast breeder (GCFB). This study has been initiated to determine what measures should be taken in the event that the sodium-cooled fast breeder would not fulfill its technical and economic expectations.

The design of a GCFB could, to a great extent, be based on known techniques. The experience gained, especially with the construction and operation of gas-cooled thermal reactors, could be used. Contrary to the steam-cooled breeder reactor, the GCFB has favourable breeding properties and its potential as regards fuel consumption is close to the sodium breeder.

The studies for the GCFB have been carried out by five working groups which included representatives of the two nuclear research centres and the following companies: AEG, BBC, BBK, GHH, KRUPP and SIEMENS. The report of these five working group on:

- fuel elements
- physical criteria
- components
- safety
- economics

are the basis for the present paper.

Teilnehmer an den Einzelstudien der Arbeitskreise:

Arbeitskreis "Brennelemente"

M. Dalle Donne, GfK (Vorsitzender)
H. Plitz, AEG
H. Klein, U. Kujath, H. Vollmer, BBK
A. Amendola, W. Dienst, S. Dorner, K. Ehrlich, M. Schirra, P. Weimar, GfK
K. Bongartz, GHH/KFA
V. Bundschuh, KFA
W. Kaden, K. Klein, Siemens

Arbeitskreis "Physikalische Kriterien"

E. Eisemann, GfK (Vorsitzender)
A. Polch, GfK
G. Schroeder, KFA
M. Schatz, Siemens

Arbeitskreis "Komponenten"

S. Förster, KFA (Vorsitzender)
H. Weiskopf, Schatz, BBC
E. Schmidt, BBK
S. Malang, P. Ihle, GfK
G. Hewing, GHH
Hohnerlein, Friedrich Krupp
Bindseil, Krupp Universal Bau
Sänger, H.J. Preuß, Siemens

Arbeitskreis "Sicherheit"

H. Vollmer, BBK (Vorsitzender)

E. Baust, H.W. Gabriel, BBK

W. Fürste, Friedrich Krupp

P. Wirtz, GfK

K.D. Küper, GHH

P. Quell, KFA

C.A. Goetzmann, Siemens

Arbeitskreis "Wirtschaftlichkeit"

K. Wagemann, KFA (Vorsitzender)

H. Plitz, AEG

H. Kley, BBC

U. Kujath, BBK

Rostberg, Friedrich Krupp

G. Woite, GfK

G. Hewing, KFA

C.A. Goetzmann, H.J. Preuß, Siemens

I. EINLEITUNG, BEWERTUNG u. EMPFEHLUNG

1. Organisation und Arbeitsverfahren

2. Ergebnisse

2.1 Stromerzeugungskosten

2.2 Erfahrungen

2.3 Betriebsverhalten

2.4 Sicherheitsverhalten

2.5 Plutoniuminventar

2.6 Verdopplungszeit

2.7 Entwicklungspotential

3. Bewertung

3.1 GSB mit DT

3.2 GSB mit GT

3.3 Gemeinsame Probleme bei der Brennelement-
entwicklung

4. Empfehlung

II. KURZFASSUNG DER ARBEITSBERICHTE

1. Brennelemente

1.1 Thermische Auslegung des Cores

1.1.1 Metallumhüllte Stäbe

1.1.2 Coated Particles

1.2 Stabbrennelemente

1.3 Coated Particles

2. Physikalische Kriterien

3. Komponenten

4. Sicherheit

5. Wirtschaftlichkeit

III. ANHANG

IV. LITERATURVERZEICHNIS

A. "BRENNLEMENTE"

B. "PHYSIKALISCHE KRITERIEN"

C. "KOMONENTEN"

D. "SICHERHEIT"

E. "WIRTSCHAFTLICHKEIT"

I. EINLEITUNG, BEWERTUNG u. EMPFEHLUNG

Zusammengestellt von M. Dalle Donne

Im Auftrage des BMBW haben die Kernforschungszentren GfK Karlsruhe und KFA Jülich unter Mitarbeit der deutschen Reaktorindustrie eine Studie über die Realisierbarkeit und Wirtschaftlichkeit des gasgekühlten Schnellen Brütters (GSB) angefertigt. Diese Studie wurde vorsorglich angeregt, um in Erfahrung zu bringen, welche Maßnahmen ergriffen werden müßten, falls der Natriumgekühlte Schnelle Brüter nicht den in ihn gesetzten technischen und wirtschaftlichen Erwartungen entspricht.

Bei der Konstruktion eines GSB kann in großem Maße auf bekannte Techniken zurückgegriffen werden. Vor allem können die mit dem Bau und Betrieb von gasgekühlten, thermischen Reaktoren gemachten und weiter zu erwartenden Erfahrungen übernommen werden. In Bezug auf Brennstoffversorgung ist sein Potential mit dem des Natriumbrütters vergleichbar. Im Unterschied zum Dampfbrüter hat der GSB deutlich günstigere Bruteigenschaften.

1. Organisation und Arbeitsverfahren

Die Untersuchungen für den GSB sind in fünf Arbeitsgruppen durchgeführt worden, die aus Vertretern der beiden Forschungszentren und der Firmen AEG, BBC, BBK, GHH, KRUPP und SIEMENS gebildet wurden. Die Berichte dieser fünf Arbeitsgruppen

- Brennelemente
- Physikalische Kriterien
- Komponenten
- Sicherheit
- Wirtschaftlichkeit

sind fertiggestellt. Sie bilden die Basis für die hier dargestellten Aussagen.

Das Memorandum besteht aus diesem Bericht sowie

- den fünf Detailberichten der genannten Arbeitsgruppen
- einem Entwicklungsprogramm mit einer Schätzung der erforderlichen Aufwendungen an Personal, Zeit und finanziellen Mitteln.

2. Ergebnisse

Zur Zeit sind eine Reihe von GSB-Konzepten bekannt (1-19). Sie sind z.T. bereits in einer Studie der ENEA im einzelnen erläutert, jedoch nicht bewertet worden (1). In der vorliegenden Systemstudie wurden aus diesen Konzepten zunächst sechs ausgewählt und zu drei Haupt- und Nebenvarianten zusammengefaßt. Diese drei Hauptvarianten und ihre Nebenvarianten sind:

GSB mit Dampfturbine, oxidischem Brennstoff in Stahlhüllrohren mit "vented fuel", Primärsystem im Spannbetonbehälter integriert (das Konzept lehnt sich an das GGA-Konzept an; Nr. 1 aus Tab.III.1).

Nebenvarianten sind die Ausführung mit karbidischem Brennstoff (Nr. 2 aus Tab.III.1) und die Ausführung mit oxidischem Brennstoff in "strong clad" Hüllrohren (Nr. 6 aus Tab.III.1).

- GSB mit Gasturbine, oxidischem Brennstoff in Vanadiumhüllrohren, "strong clad" (das Konzept lehnt sich an den GfK-Entwurf an; Nr. 4 aus Tab.III.1).
- GSB mit Dampfturbine, oxidischem Brennstoff in "coated particle" Form (die Anlage lehnt sich an das UKAEA-Konzept an; Nr. 7 in Tab.III.1).

Als Nebenvariante die Ausführung mit Gasturbine, ebenfalls unter Nr. 7 in Tab.III.1 aufgeführt.

Diese Varianten wurden im Rahmen des Memorandums mit konsistenten Annahmen und Methoden bezüglich der thermodynamischen und neutronenphysikalischen Auslegung neu berechnet. Die daraus resultierenden wichtigsten Daten sind in Tab. I. 1 zusammengefaßt und den Daten eines fortgeschrittenen natriumgekühlten Brutreaktors (20), die mit denselben Methoden berechnet wurden, gegenübergestellt.

Zusammenfassend können aus den Berichten der Arbeitskreise folgende Schlußfolgerungen gezogen werden:

2.1 Die Kühlung eines Schnellen Brütters mit Helium führt schon bei einem Betriebsdruck von 70 ata und einer Heliumaustrittstemperatur von 600°C (Entwurf Nr. 1) zu Auslegungswerten, die einen wirtschaftlich interessanten Reaktorbetrieb erwarten lassen. Auf der Preisbasis Frühjahr 1970 sind Stromerzeugungskosten von 1.9 Dpf/KWh geschätzt worden. (Siehe Tab. II.5)

Der ökonomische Vorteil des mit Gasturbine bei einer Heliumtemperatur von ca. 700°C arbeitenden Entwurfs gegenüber der Dampfturbine liegt bei etwa 0,05 Dpf/KWh. Diese relativ geringen Einsparungen sind auf die für den Gasturbinenprozeß niedrigen Temperaturen zurückzuführen. Der Gasturbinenprozeß wird bei GSB vermutlich nur dann angestrebt, wenn die Gasturbinenanlage im Rahmen der HTR-Entwicklung realisiert wird.

Bei der Bewertung der Reaktoren nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten ist zu berücksichtigen, daß noch keiner der Entwürfe in sich optimiert wurde und die genannten Stromerzeugungskosten sich daher noch verbessern könnten. Andererseits haftet der Ermittlung der Anlagekosten in diesem frühen Entwicklungsstadium relativ große Unsicherheiten an.

2.2 Bei der Entwicklung des Gasbrütters kann man sich auf die Forschungsergebnisse und Erfahrungen abstützen, die bei der Entwicklung von anderen Reaktortypen (insbesondere auf HTR für Komponenten, Natriumbrüter für Brennstoff und Werkstoffentwicklung) gemacht werden.

2.3 Helium als inertes und nicht aktivierbares Gas läßt ein günstiges Betriebsverhalten sowie hohe Verfügbarkeit für einen GSB erwarten. Die relativ einfache Anlagentechnik führt zu wirtschaftlichen Bedingungen, sofern frühzeitig Erfahrungen von den Hochtemperaturreaktoren verfügbar werden.

2.4 Da Helium im Reaktorkern keine Phasenänderung erfahren kann und da es außerdem einen relativ geringen Einfluß auf das Neutronenspektrum hat, ist das reaktorphysikalische Sicherheitsverhalten eines Heliumbrüters im Hinblick auf lokale Störungen in der Wärmeabfuhr insbesondere da ein plötzliches Entleeren eines Kühlkanals hier nicht möglich ist, besser als das des Natriumbrüters. Das Problem des raschen Kühlmittelverlustes und die sich daraus ergebenden Konsequenzen für die Nachwärmeabfuhr lassen sich bei den Zweikreisvarianten grundsätzlich mit denselben Maßnahmen wie beim HTR mit Dampfkreislauf lösen (integrierte Bauweise mit Doppelabschlüssen). Wegen der kürzeren Zeitkonstanten ergeben sich jedoch schärfere Anforderungen an das Sicherheits- und Abschaltssystem.

Bei Erhöhung des Systemdruckes auf 120 bar muß u.U. ein gegendruckhaltendes Containment vorgesehen werden.

Bei den Varianten mit Gasturbine ist ein gegendruckhaltendes Containment erforderlich, sofern eine nicht integrierte Bauweise gewählt wird.

2.5 Das Plutoniuminventar liegt bei den Entwürfen mit Brennstoffstäben zwischen 3.2 und 2.5 t, wobei sich die obere Grenze auf einen Heliumdruck von 70 at und die untere Grenze auf 130 at (19) bezieht. Das Plutoniuminventar kann auf weitere 1.6 t verringert werden, wenn man auf karbidischen Brennstoff übergeht. Damit würde das Plutoniuminventar eines fortgeschrittenen Natriumbrüters mit Oxidbrennstoff erreicht. Der Entwurf Nr. 7 der Tab. III.1 hat aufgrund der großen Wärmeübergangsfläche in den Brennelementen auf beschichteten Teilchen schon bei einem Druck von 70 at ein Inventar von nur 1.8 t.

- 2.6 Die Verdopplungszeit des mit Brennelementstäben ausgerüsteten Gasbrüters von GGA ist wegen einer wesentlich höheren Brutrate trotz größeren Plutoniuminventars günstiger als beim Natriumbrüter. Beim Karlsruher Entwurf ist dagegen die Verdopplungszeit etwas größer, da hier vorrangig ein für Gasbrüter kleines Spaltstoffinventar angestrebt wurde.
- 2.7 Das Entwicklungspotential ist durch den Übergang auf karbidischen Brennstoff, durch die Anwendung höherer Betriebsdrücke und durch den Einsatz des Gasturbinenprozesses bei höheren Temperaturen, sofern coated particles hierfür entwickelt werden können, gekennzeichnet.

3. Bewertung

Bei einer Bewertung der einzelnen Gasbrütervarianten untereinander, müssen neben dem wirtschaftlichen Potential finanzieller und zeitlicher Aufwand, der zur Realisierung der einzelnen Varianten notwendig ist, berücksichtigt werden.

3.1 GSB mit DT

Nach diesen Gesichtspunkten besitzt das Konzept mit Stahlhüllen und oxidischem Brennstoff deutliche Vorteile gegenüber den übrigen Varianten. Im Core werden weitgehend bekannte Hüllmaterialien benutzt. Die Hüllmaterialtemperaturen sind im Vergleich zu den anderen GSB-Varianten niedrig. Bezüglich der BE kann sich dieses Konzept - wegen der Anwendung belüfteter Brennstäbe - weitgehend an die im Rahmen der Natriumbrüterentwicklung laufenden Untersuchungen anlehnen; Die Anlagenauslegung stützt sich auf Bau- u. Projektierungserfahrung von gasgekühlten Zweikreisanlagen.ab.

3.2 GSB mit GT

Das Konzept mit Gasturbine ist in seiner technischen Realisierbarkeit schwieriger zu beurteilen als die Varianten mit Dampfturbine, da zur Zeit noch keine ausreichenden Erfahrungen für die Komponenten des Gasturbinenkreislaufes vorliegen. Darüberhinaus erfordert die Gasturbinenanlage ein fortschrittlicheres Brennelement. Diese Variante läßt allerdings das größere Potential erwarten, vor allem dann, wenn die coated particles bei höheren Temperaturen und höheren schnellen Fluenzen eingesetzt werden könnten.

3.3 Gemeinsame Probleme bei der Brennelemententwicklung

Bei allen Konzepten sind zwei Fragenkomplexe zum Brennelement noch weitgehend offen:

- mögliche Kompatibilitätsprobleme zwischen bestrahltem Brennstoff und Hülle, die aufgrund der gegenüber den Natriumbrüter höheren Hülltemperatur verstärkt auftreten können;
- Auswirkung großer schneller Fluenzen auf die mechanischen Eigenschaften der Stähle, aus denen die Brennelement-Kästen und die Brennstoffhüllen hergestellt sind. Dieses Problem ist weniger gravierend als beim Natriumbrüter, da größere Abstände zwischen benachbarten Brennelementen vorgesehen werden können, und da das Stabgitter weiter ist.

Beide Problemkreise können für das Konzept mit Stahlhüllrohren vermutlich mit Hilfe vorhandener Bestrahlungseinrichtungen untersucht werden. Vor dem Bau großer Anlagen, die Brennstoff

in Vanadinhüllen oder in Form beschichteter Teilchen benutzen, sind Bestrahlungen von kompletten Brennelementen unter betriebsähnlichen Bedingungen erforderlich, wofür heute noch keine Testmöglichkeiten bestehen.

4. Empfehlung

Aus dieser Beurteilung der Gasbrütertechnik ist ersichtlich, daß eine technische Verwirklichung des Gasbrüterkonzeptes ins Auge gefaßt werden könnte. Bei den Konzepten mit stahlumhüllten Brennelementen mit oxidischem Brennstoff und Dampfturbine handelt es sich um eine Variante, die kurzfristig d.h. parallel zum Natriumbrüter entwickelt werden könnte, sofern folgende Schritte schon heute unternommen werden:

- 4.1 Durchführung von Bestrahlungstests in vorhandenen Anlagen sowie Laboruntersuchungen. Nachweis der Funktionsfähigkeit des vented fuel Konzepts durch einen betriebsnahen in-pile-Test.
- 4.2 Out-of-pile Tests zum strömungstechnischen und thermischen Verhalten der Brennelemente.
- 4.3 Weitere Durcharbeitung des Konzepts, so daß detaillierte Kostenuntersuchungen und Sicherheitsanalysen durchgeführt werden können.

Daneben sollten Arbeiten zur Lösung der Schlüsselprobleme der fortschrittlichen Konzepte zumindest im Grundlagenbereich aufgenommen werden:

- 4.4 Arbeiten zur Prüfung der Eignung von Vanadiumhüllen für den Einsatz im Reaktor.
- 4.5 Entwicklungsarbeiten für beschichtete Teilchen, unter Berücksichtigung der speziellen Forderung des GSB, insbesondere Entwicklung von Partikeln mit dünner SiC-Beschichtung (für höhere Brutraten) und für höhere Temperaturen (wirtschaftliche Gasturbinenkreisläufe).
- 4.6 Weiterverfolgung der Variante mit Gasturbine unter Verwendung der im Rahmen des HHT-Projektes zu erzielenden Ergebnisse.

Tabelle I.1 (1000 MWe)

| Entwurf Nr. | 1 | 4 | 7 | fortgeschrittener Na. Brüter |
|--|-----------------------|---------------------------|-----------------------------|---------------------------------|
| Art d. Kreislaufes | Dampfturbine | Gasturbine | Dampfturbine | Dampfturbine |
| Art d. Brennstoffes | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid |
| Art d. Brennelementes | Brennstab (vented) | Brennstab (sealed can) | Coated Particle | Brennstab (sealed can) |
| Max. nominelle Stableistung (W/cm) | 431 | 440 | - | 530 |
| Mittlerer Entlade Abbrand (MWD/t) | | 75000 | | |
| Heliumdruck am Reaktoreintritt (kg/cm^2) | 70 | 90 | 70 | |
| Mittlere Kühlmitteltemperatur beim Reaktorausstritt ($^{\circ}C$) | 600 | 706 | 675 | 580 |
| Max "hot spot" Temp. an den Stabhüllen ($^{\circ}C$) | 755 | 850 | 950 (am coated particle) | 700 |
| Anlagennettowirkungsgrad (%) | 36.2 | 34.9% | 37.1% | |
| Gleichgewicht Spaltstoffinventar (kg Pu 239 + Pu 241) | 3136 | 2768 | 1796 | 1600 |
| Brutrate | 1,435 | 1,316 | 1,192 | 1,285 |
| Verdopplungszeit ^x (a) | 13,2 | 17,8 | 31,8 | 14,5 |
| Anlagekosten (DM/KWe) | 591 | 532 | 591 | |
| Brennstoffzykluskosten (Dpf/KWh) | 0,47 | 0,54 | 0,54 | |
| Stromerzeugungskosten (Dpf/KWh) ^x | 1,90 | 1,85 | 1,98 | |

^x Die lineare Verdopplungszeit des Systems und die Stromerzeugungskosten wurden für einen Lastfaktor 0.7 berechnet.

II. KURZFASSUNG DER ARBEITSBERICHTE

1. Brennelemente

1.1 Thermische Auslegung des Cores

1.1.1 Metallumhüllte Stäbe

Zu Beginn der Arbeiten für das GSB-Memorandum lagen die für die verschiedenen Konzepte der ENEA-Studie und anderen Literaturstellen (1-19) bekannten Daten vor, die in Tabelle III.1 zusammengestellt sind. Bei der Überprüfung dieser Daten mit konsistenten Rechenverfahren ergaben sich in einigen Punkten Unstimmigkeiten (Berechnung der Heißkanalfaktoren, maximaler Abbrand, Brennstoffdichte). Es war daher notwendig, die Originaldaten teilweise zu modifizieren. Die im Rahmen dieser Studie errechneten Daten sind in Tab. II.1 zusammengestellt.

Beim Entwurf mit Hüllrohren aus den Werkstoffen AISI 316 bzw. dem in letzter Zeit in Erwägung gezogenem Sandvik - Stahl 12R72HV ergibt sich eine maximale Heißstellentemperatur von 755°C bei einer mittleren Reaktoraustrittstemperatur von 600°C .

Der auf Vanadiumlegierung als Hüllrohrmaterial bei 850°C maximaler Heißstellentemperatur basierende GfK-Entwurf erreicht eine mittlere Reaktoraustrittstemperatur von 706°C .

1.1.2 Coated Particles

Im ursprünglichen UKAEA Reaktor-Entwurf bestand das Brennelement aus zwei siebartigen, konzentrisch angeordneten Röhren, in deren Zwischenraum sich eine Schüttung von beschichteten Partikeln befand. Das äußere Rohr (Helium Eintritt) war aus Stahl und das innere Rohr (Helium Austritt) aus Silizium-Karbid. Dieser Werkstoff ermöglicht eine Gastemperatur am Coreaustritt

von 1000°C . Die maximale Nominal-Temperatur auf der Oberfläche der beschichteten Teilchen betrug 1033°C .

Wegen der schwierigen technologischen Probleme bei der Entwicklung eines Innenrohres aus Silizium-Karbid hat die UKAEA kürzlich beschlossen, ein Innenrohr aus Stahl zu verwenden. Die Helium-Gastemperatur am Coreaustritt wurde daher auf 720°C gesenkt, was einer mittleren Heliumtemperatur am Reaktorausstritt von 675°C entspricht. Weiterhin wurde das Corevolumen von 8600 auf 6943 Liter verringert und der Kühlmitteldruck auf 70 Atm. erhöht.

Bei diesem Entwurf mit niedrigeren Temperaturen ergibt sich nach unserer Abschätzung eine maximale Temperatur im Zentrum des Kernes der beschichteten Teilchen von etwa 800°C und eine maximale Heißstellentemperatur von 950°C . Diese Temperatur würde allerdings noch wesentlich überschritten werden, wenn eine lokale Verstopfung der Schüttung auftritt.

TABELLE II.1

Ergebnisse der thermodynamischen Auslegung des Cores

| | GGA Reaktorkonzept (1) | Karlsruher Reaktorkonzept (4) | UKAEA Reaktorkonzept (7) |
|--|------------------------------|-------------------------------------|--------------------------------|
| Helium-Temp.beim Reaktor-Eintritt (°C) | 320 | 410 | 300 |
| Mittlere Helium-Temp. beim Reaktor-Austritt(°C) | 600 | 706 | 675 |
| Max."hot-spot"Temp. an den Stabhüllen (°C) | 755 | 850 | 950 (am coated particles) |
| Helium-Druck beim Reaktor- Eintritt (kg/cm ²) | 70 | 90 | 71,4 |
| Druckabfall im Reaktor (kg/cm ²) | 2.5 | 5.3 | 3.2 |

1.2 Stabbrennelemente

Für den Einsatz in Brennstäben eines gasgekühlten Schnellen Brütters kommt vorzugsweise Oxydbrennstoff in Betracht. Dieser Brennstoff empfiehlt sich durch den vorhandenen guten Kenntnisstand hinsichtlich seiner Technologie, seiner physikalischen Eigenschaften und seines Bestrahlungsverhaltens.

Grundsätzlich erscheint auch Karbid-Brennstoff geeignet, jedoch ist dessen Bestrahlungsverhalten weniger bekannt als das von Oxyd.

Bei allen untersuchten Konzepten ist der Einfluß von Spaltprodukten auf die Verträglichkeit von Brennstoff und Hülle bei den angestrebten hohen Abbränden wahrscheinlich größer als beim Natriumbrüter, weil die Temperaturen hier höher liegen.

Von den in Betracht kommenden Hüllmaterialien sind die Eigenschaften des Stahles AISI 316 am besten bekannt. Allerdings ist der Einsatz dieses nicht stabilisierten Stahles auf Temperaturen $\leq 700^{\circ}\text{C}$ beschränkt. Der Stahl Sandvik 12R72HV und besonders die Legierung V-3Ti-1Si erlauben höhere Temperaturen, sind aber technologisch weniger untersucht.

Für Brennelemente mit oxydischem Brennstoff sind die für die einzelnen Hüllmaterialien erreichbaren Anwendungstemperaturen berechnet worden, Tab. II.2. Die zur Berechnung notwendigen Annahmen über die Hüllrohrwerkstoffe und Beanspruchungen sind in dem Bericht des "Arbeitskreises Brennelemente" ausführlich erläutert. Nach den in Tab. II.2 angegebenen Ergebnissen sollte der Stahl Sandvik 12R7HV sowohl in vented fuel, als auch im strong clad - Konzept bei 750°C einsetzbar sein. Der begrenzende Faktor für die Legierung 12R72HV liegt nicht in den ausgezeichneten Festigkeitseigenschaften bei dieser Temperatur, sondern in der nach Bestrahlung verbleibenden Restduktilität, die bei Fluenzen von 10^{23} nvt ($E \geq 0,1$ MeV)

möglicherweise bei 0,2 % oder weniger liegt. Dies könnte u.U. beim vented-fuel Konzept eine Herabsetzung der Hüllrohrtemperatur erforderlich machen.

Die Legierung V-3Ti-1Si ist bei 850°C in den Festigkeitseigenschaften weniger günstig als der Stahl 12R72HV bei 750°C. Die bisherigen Bestrahlungsergebnisse deuten jedoch an, daß die Duktilitätsverluste bei V-3Ti-1Si geringer sein werden, so daß möglicherweise mit Zeitdehngrenzen von $\sigma_{1\%}$ bzw. $\sigma_{5\%}$ gerechnet werden kann. Dadurch könnte diese Legierung auch als Hüllmaterial für die Verwendung bei karbidischem Brennstoff geeignet sein. In diesem Falle muß mit einer Hülldehnung von mehreren Prozenten gerechnet werden, weil bisher keine niedrigeren Brennstoffschwelldruckwerte bekannt sind.

Bei Reduzierung der Hüllmaterialtemperatur auf 800°C wird wegen der erhöhten Festigkeit von V-3Ti-1Si eine Zeitdehngrenze von $\sigma_{1\%}$ ausreichen.

Im Falle sehr geringer Hüllmaterial-Restduktilitäten ($\leq 1\%$) könnte Karbidbrennstoff nur mit einer Na-Bindung eingesetzt werden, die genügend Volumen für das Brennstoffschwellen zur Verfügung hält.

Ein weiterer begrenzender Effekt bei der Vanadiumlegierung wird die Wechselwirkung mit den N₂- und O₂-Verunreinigungen im Kühlmittel Helium sein, so daß eine Anwendung nur im Zusammenhang mit einem Gasturbinenkreislauf empfohlen wird. Die Anwendung von Vanadiumlegierungen erscheint beim Dampfturbinenkreislauf nur dann sinnvoll, wenn der Gasdruck höher als der Dampfdruck ist.

Die Belastung der Hülle im Normalbetrieb beim strong-clad-Konzept ist kleiner als bei dem vented-fuel-Element, da bei letzterem durch den Druckausgleich im Brennstab die das Hüllrohr unterstützende Wirkung des Kühlmitteldruckes entfällt und damit das Hüllrohr den Brennstoffschwelldruck voll aufnehmen muß.

Ein Core mit strong-clad Brennelementen ist technisch einfacher, daher muß untersucht werden, ob die folgenden Vorteile, die ein vented-fuel Brennelement bringt, einen höheren Konstruktionsaufwand rechtfertigen.

Die belüfteten Stäbe sind etwa 50cm kürzer als beim strong-clad-Konzept, das bedeutet um ca. 15% kürzere Brennelemente, kleinere Bauhöhe der Be- und Entladevorrichtungen, evtl. kleinere Höhe des Reaktors. Der kleinere Reaktordruckabfall durch Wegfall des Spaltgasvolumens entlastet die Kerntragstruktur um etwa 6-10% der darauf wirkenden Drucklast und verringert die Pumpleistung um 4-6 % je nach Konzept. Außerdem erlaubt das belüftete Brennelement-Konzept um 50°C höhere Temperaturüberschläge als das strong-clad-Konzept. Beim Kühlmittelverlust bleibt die Belastung der Hüllrohre annähernd gleich, da der Innendruck der belüfteten Stäbe sich dem Kühlmitteldruck (mit einer gewissen Verzögerung) anpaßt. Bei belüfteten Stäben verringert sich die Menge der Spaltprodukte im Core zwar nur unwesentlich, jedoch wird die im Spalt zwischen Hülle und Brennstoff zum Austritt verfügbare Aktivität ganz erheblich reduziert. Bei defekten Stäben ergibt sich daher ein wesentlicher Vorteil in der Verminderung der Aktivierung des Kühlkreislaufes, da in dem vented-fuel-Konzept der Druck innerhalb der Stäbe dauernd geringfügig niedriger ist als der Kühlmitteldruck (GGA-Konzept).

Das Schwellen von Stahl unter Bestrahlung mit schnellen Neutronen ist von Temperatur und Dosis abhängig. Die Abhängigkeit ist ebenso wie der Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften des Stahles noch nicht ausreichend bekannt. Mit Hilfe der heutzutage angenommenen Abhängigkeit lassen sich die aus dem Schwellen entstehenden Verbiegungen der Subassembly-Kästen berechnen. Die Ergebnisse zeigen, daß dieses Problem durch Drehen der Kästen zu bestimmten Zeiten, durch eine Core-Verspannung und andere konstruktive Maßnahmen, zu beherrschen sein wird.

TABELLE II.2

Zulässige Temperaturen bei verschiedenen Hüllmaterialien

| "Strong clad" | | und "vented fuel" | | Maximale kurzzeitig mögliche Temperaturen in der Hülle | | |
|--|---|--|---|--|---------------|-----|
| Mögliche Lösung | | Konservative Lösung | | "strong clad" | "vented fuel" | |
| max."hot-spot" Temp.in d.Hülle (°C) | Mittlere He- liumtemp. beim Reaktor-Aus- tritt (°C) | max."hot-spot" Temp.in d.Hülle (°C) | Mittlere He- lium-Tempera- tur beim Reak- tor-Austritt (°C) | (°C) | (°C) | |
| AISI 316 | 700 | 550 | 650 | 500 | 750 | 800 |
| Sandvik 12R72HV | 750 | 600 | 700 | 550 | 800 | 850 |
| V-3Ti-1Si | 850 | 706 | 800 | 656 | 900 | 950 |

1,3 Coated Particles

Die Entwicklung der coated particles hat beim DRAGON-Projekt zu folgendem Konzept geführt, Abb. II.1. Der Brennstoff ist von einer etwa 40μ dicken porösen PyC-Schicht zum Schutz der SiC-Schicht vor Zerstörung durch die kinetische Energie der Spaltprodukte umgeben, die zum Abbau des Spaltgasdruckes beiträgt. Diese Schicht ist von einer "sealing layer" aus hochdichtem PyC umgeben, die den Kern während der Herstellung der SiC-Schicht gegen chemischen Angriff schützt. Die SiC-Schicht dient als Hauptbarriere gegen die Diffusion der Spaltprodukte und ist von der äußeren hochdichten PyC-Schicht umgeben. Unter Bestrahlung schrumpft diese PyC-Schicht und hält dadurch die SiC-Schicht unter Druckspannung.

Der derzeitige Stand des coated-particle-Konzeptes, bezogen auf die Anforderungen Schneller gasgekühlter Reaktoren, läßt sich wie folgt zusammenfassen:

- a) Es ist fast sicher, daß keine Art von PyC den erforderlichen schnellen Fluenzen in der Größenordnung von 10^{23} nvt standhalten können. Der äußere PyC würde zu sehr schrumpfen und die SiC-Schicht nicht mehr stützen können. Deshalb wird im Gegensatz zum thermischen Reaktor vorgeschlagen, auf diese PyC-Schicht zu verzichten, was allerdings hinreichende Festigkeit der SiC-Schicht verlangt.
- b) Bezüglich der Dimensionsstabilität ist SiC als Beschichtungsmaterial geeigneter als PyC, da es unter Bestrahlung mit schnellen Neutronen sich viel günstiger verhält und man annehmen kann, daß dies auch noch bei einer schnellen Fluenz von $0,8 \times 10^{23}$ nvt gültig ist. Temperaturmonitore aus SiC sind im Dounray Fast Reactor bis $0,4 \times 10^{23}$ nvt bestrahlt worden.

- c) Messungen der Zerreifestigkeiten des SiC ergaben je nach Herstellungsart der Proben stark streuende Ergebnisse, jedoch liegen alle Meßwerte über der erforderlichen Festigkeit von 10^3 kg/cm^2 . Zu reproduzierbarer Herstellung von SiC-Schichten sind noch weitere Arbeiten erforderlich. Bisherige Bestrahlungsversuche zeigten, daß bis zu schnellen Neutronendosen von $3 \times 10^{21} \text{ nvt}$ ($E > 0,1 \text{ MeV}$) die Zerreißfestigkeit sich nicht wesentlich ändert und daß SiC auch bei relativ niedrigen Temperaturen ($600^\circ\text{-}900^\circ\text{C}$) kriechen kann. ber das Verhalten von SiC bei höheren schnellen Neutronendosen (10^{23} nvt) liegen zur Zeit noch keine gemessenen Werte vor und es sind weitere Bestrahlungsversuche notwendig.
- d) Weitere Probleme ergeben sich aus den Dimensionsänderungen der hochdichten inneren PyC-Schicht (sealing layer), die deshalb so dünn wie möglich gehalten werden muß. Dabei ergibt sich die Gefahr, daß, im Falle eines Bruchs der PyC-Schicht, die Schwermetalle mit SiC reagieren.
- e) Eine Begrenzung der Temperaturen für die Verwendung beschichteter Teilchen nach oben ist durch den Amöbeneffekt, der sich während der Bestrahlung aufbauender CO-CO₂-Druck und dem Innendruck der gasförmigen Spaltprodukte sowie die Dimensionsänderungen der inneren hochdichten PyC-Schicht gegeben.

Vor kurzem in England durchgeführte Bestrahlungen für den GSB vorgesehenen coated particles in einem thermischen Reaktor scheinen darauf hinzuweisen, daß die Temperaturgrenze zwischen 1000°C und 1200°C liegt.

Ein Teil der noch offen stehenden Probleme wird bereits im Rahmen der HTR-Entwicklung untersucht. Eine Ausdehnung auf Bestrahlungen bis zu den im GSB geforderten hohen schnellen Neutronendosen bedingt zusätzliche Experimente, die zum Teil

mit in den Rahmen der HTR-Arbeiten entwickelten Methoden und Bestrahlungseinrichtungen ausgeführt werden können. In den zur Zeit zur Verfügung stehenden Testreaktoren sind jedoch keine Bestrahlungsversuche möglich, bei denen die für den GSB geforderten Werte von Abbrand und schneller Neutronendosis gleichzeitig erreicht werden können.

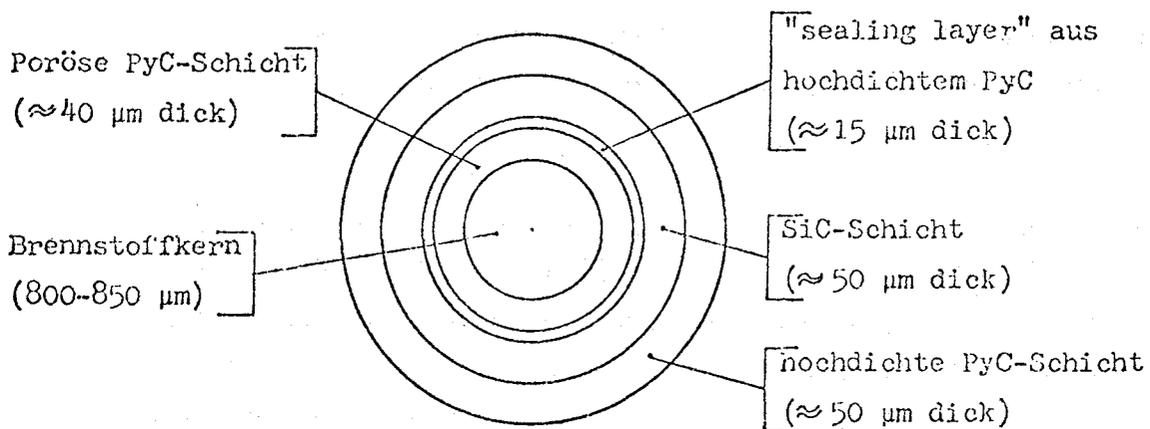


Abb. II.1

Coated particle für thermischen HTR (Vorschlag Dragon Projekt)

2. PHYSIKALISCHE KRITERIEN

Aufgabe war es, die nuklearen Daten der im Gas-Brüter-Memorandum zu behandelnden Reaktorkonzepte auf einer einheitlichen Basis und mit dem neuesten Gruppenkonstantensatz zu berechnen.

Weiter sollte für mindestens ein Reaktorkonzept eine Abbrandrechnung durchgeführt werden, um einige Annahmen, die bei der Berechnung der nuklearen Daten gemacht werden müssen, zu überprüfen.

Schließlich sollte noch der Bereich abgeschätzt werden, innerhalb dessen nukleare Größen wie kritische Masse und Brutrate bei Verwendung verschiedener Gruppensätze variieren können.

1. Die Berechnung der nuklearen Daten auf einheitlicher Basis wurde für einen mittleren Abbrandzustand und einen Multiplikationsfaktor von 1 durchgeführt. Eine Reaktivitätsreserve wurde nicht berücksichtigt. Der zulässige maximale Abbrand im Core betrug 100 000 MWd/t. Dieser bedingt eine Schmierdichte des Brennstoffs von 83% der theoretischen Dichte. Im Blanket wurde die Schmierdichte des Brutstoffs zu 90% des theoretischen Werts angenommen. Die Rechnungen wurden mit dem 26-Gruppensatz "MOXTOT" (kondensiert auf 5 Gruppen) und dem zweidimensionalen Multigruppencode "DIXY" durchgeführt. Der Gruppensatz "MOXTOT" basiert auf den neuesten Kerndaten, die im Kernforschungszentrum Karlsruhe verfügbar sind. Hauptsächlich wegen der vergrößerten α -Werte von Pu239 und der erniedrigten Einfangquerschnitte von U238 ergibt sich mit diesem Gruppensatz eine drastische Verringerung der Brutrate um 0,12 - 0,14, d.h. um ca. 10%, verglichen mit Werten der Brutrate, die mit früheren Gruppensätzen (z.B. dem NAPPMB-Satz) ermittelt wurden. Diese Erniedrigung wirkt sich naturgemäß bei Reaktoren mit an sich kleiner Brutrate am stärksten auf die Wirtschaftlichkeit aus.

Die Ergebnisse der Rechnung sind in der Tab. II.3 aufgeführt. Außer den im Gas-Brüter-Memorandum behandelten Konzepten wurden auch die Daten des neuesten Reaktorentwurfs von Schweden (19) berechnet, um den großen Einfluß des Kühlmitteldrucks auf die nuklearen Daten zu zeigen. Zusätzlich sind zum Vergleich auch noch die Daten eines fortschrittlichen natriumgekühlten Reaktors mit aufgenommen (20). Er wurde mit denselben Methoden

wie die gasgekühlten Reaktoren berechnet, jedoch für einen Multiplikationsfaktor von 1.02. Außerdem war ein maximaler Abbrand von 140 000 Mwd/t angenommen worden, was eine Brennstoff-Schmierdichte von nur 30% der theoretischen Dichte bedingt. Um einen sinnvollen Vergleich vornehmen zu können, wurden nachträglich die nuklearen Daten des natriumgekühlten schnellen Brütters näherungsweise für ein $k_{\text{eff}} = 1$ und einen maximalen Abbrand von 100 000 Mwd/t (Schmierdichte 83% der theoretischen Dichte) bestimmt.*

Aus den Werten der Tab. II.3 läßt sich ersehen, daß die gasgekühlten schnellen Brüter eine höhere kritische Masse besitzen als der angegebene natriumgekühlte Brüter. Andererseits ist aber bei ihnen auch die Brutrate höher. Eine Ausnahme macht der coated particle-Entwurf der UKAEA. Er besitzt eine kleinere Brutrate und eine kritische Masse, die der des natriumgekühlten Brütters vergleichbar ist.

Weiter zeigt sich, daß bezüglich der nuklearen Daten der gasgekühlten schnellen Reaktoren der Übergang vom oxidischen zum karbidischen Brennstoff große Vorteile mit sich bringt. Einmal ergibt sich eine starke Reduktion der kritischen Masse und zum anderen wird eine hohe Brutrate erreicht. Die Konversionsrate des Cores ist vergleichbar mit den Konversionsraten der Brüter mit oxidischem Brennstoff. Auch mit oxidischem Brennstoff läßt sich eine deutliche Verbesserung der nuklearen Daten erzielen, wenn man zu höheren Kühlmitteldrücken und kleineren Corevolumina übergeht. Dies erkennt man beim Vergleich der beiden schwedischen Entwürfe. Hierbei muß dann allerdings eine deutliche Verringerung der Core-Konversionsrate in Kauf genommen werden.

2. Für die Abbrandrechnung wurde der Reaktorentwurf des Kernforschungszentrums Karlsruhe ausgewählt. Es zeigte sich, daß die bei der Berechnung der Daten der verschiedenen Reaktorkonzepte gemachten Annahmen von der Abbrandrechnung relativ gut bestätigt wurden.

3. Das wesentliche Ergebnis des dritten Teils war, daß die Verwendung verschiedener (neuer) Gruppensätze bei der kritischen Masse eine Streuung von ca. $\pm 2-3\%$ und bei der Brutrate eine Streuung von ca. $\pm 5\%$ ergibt.

* Im ausführlichen Bericht des Arbeitskreises "Physikalische Kriterien" sind jedoch die originalen Werte enthalten.

TABELLE II.3

Nukleare Daten der untersuchten Reaktorkonzepte

| Konzept-Nr. | 1 | 4 | 6 | - | 7 | 2 | |
|------------------------------------|-------------|--------------------------|-----------------------------|------------------------------|---------------------|---------------|-------|
| | Oxid GGA | Vanad.Hülle Karlsruhe | $P_{He}=70$ bar Schweden | $P_{He}=130$ bar Schweden | coat.part. UKAEA | Carbid GGA | Na |
| Anreich. / % | 12.3 | 13.6 | 12.5 | 14.4 | 22.2 | 13.3 | 15. |
| krit.Masse / kg | 3136 | 2768 | 3446 | 2541 | 1796 | 1612 | 1600 |
| k_{eff} | 0.9968 | 1.0042 | 0.9959 | 1.0000 | 0.9999 | 1.0042 | 1.0 |
| Brutrate (ges.) | 1.435 | 1.316 | 1.379 | 1.411 | 1.192 | 1.460 | 1.285 |
| Brutrate (Core) | 0.804 | 0.712 | 0.816 | 0.664 | 0.417 | 0.693 | |
| Brutrate (ax.Blanket) | 0.306 | 0.273 | 0.278 | 0.382 | 0.299 | 0.285 | |
| Brutrate (rad.Blanket) | 0.325 | 0.331 | 0.285 | 0.365 | 0.476 | 0.482 | |
| Brutgewinn | 0.431 | 0.328 | 0.384 | 0.417 | 0.223 | 0.439 | 0.300 |
| Konversionsrate (Core) | 0.870 | 0.773 | 0.875 | 0.730 | 0.468 | 0.771 | |
| Dopplerkonstante 10^3 (900°K) | 7.21 | 7.72 | 7.26 | 5.88 | 10.53 | 5.56 | |
| ax. Formfaktor | 0.82 | 0.82 | 0.81 | 0.84 | 0.82 | 0.84 | |
| rad. | 0.84 | 0.84 | 0.85 | 0.85 | 0.79 | 0.85 | |

Tabelle II.3 (Fortsetzung)

| Konzept-Nr. | 1 | 4 | 6 | - | 7 | 2 | |
|---|-------------|--------------------------|-----------------------------|------------------------------|---------------------|---------------|-------|
| | Oxid GGA | Vanad.Hülle Karlsruhe | $P_{He}=70$ bar Schweden | $P_{He}=130$ bar Schweden | coat.part. UKAEA | Carbid GGA | Na |
| Leistungsanteil des Cores | 0.901 | 0.903 | 0.914 | 0.887 | 0.855 | 0.877 | |
| Spaltstoffbel. (Core 1) \int_{th}^{MW} / kg | 0.938 | 1.006 | 0.810 | 1.220 | 1.515 | 1.778 | |
| Spaltstoffbel. (Core 2) \int_{th}^{MW} / kg | 0.619 | 0.661 | 0.529 | 0.798 | 0.971 | 1.213 | |
| Spaltstoffbel. (Core) \int_{th}^{MW} / kg | 0.757 | 0.811 | 0.677 | 1.024 | 1.133 | 1.456 | 1.392 |
| Verdoppl.Zeit * \int_a | 13.2 | 17.8 | 16.6 | 12.0 | 31.8 | 8.4 | 14.5 |

* Lastfaktor 0.7

3. KOMPONENTEN

Sowohl für die Zweikreisanlage (Primärkreis mit Helium, Sekundärkreis mit Dampfturbine) und für die Einkreisanlage (Helium mit Gasturbine) wurden Möglichkeiten für die Gesamtordnung und für die Konstruktion der anlagespezifischen Komponenten untersucht. Zugrundegelegt wurde eine Nettoleistung des Kraftwerks von 1000 MWe.

Den durchgeführten Untersuchungen lag die Forderung nach gesamtwirtschaftlich günstigen Lösungen zugrunde. Die Kriterien hierzu sind niedrige Anlagekosten (dazu hoher Anlagewirkungsgrad), hohe Verfügbarkeit, Realisierbarkeit und niedriger Entwicklungsaufwand. Besonderer Wert wurde auf die Ausführbarkeit der Anlage mit möglichst bekannten Techniken sowie auf die betriebliche Sicherheit gelegt. Hierzu gehört vor allem die Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr.

Ausgehend von den thermodynamischen Auslegungsdaten und Hauptmerkmalen der Kreisläufe und den ausgewählten Gesamtanordnungen werden die Zwei- und Einkreisanlagen näher beschrieben.

Die erarbeiteten Unterlagen wurden für die Kostenschätzungen der Anlagekosten mit benutzt (s. Kapitel II.5 "Wirtschaftlichkeit")

Für die ausgewählten Typen der Zweikreis- und Einkreisanlagen, die im wesentlichen durch die Brennelementart und die Kernanordnung bestimmt sind, wurden soweit möglich einheitliche Konzeptionen, sowohl im Hinblick auf die Kreislaufdaten als auch im Hinblick auf die Komponenten und die Gesamtanordnung zugrundegelegt. Das hat den Vorteil einer besseren Vergleichbarkeit der mit verschiedenen Reaktoren ausgerüsteten Zweikreis- und Einkreisanlagen. Größere Konstruktionsunterschiede ergeben sich durch die hängende Kernanordnung (metallumhüllte Brennelemente) und die stehende Kernanordnung (Brennelemente

aus beschichteten Teilchen aufgebaut).

Die Kreislaufauslegungsdaten bei den Zweikreis- und Einkreis-anlagen sind wesentlich durch die mit den verschiedenen Brennelementen erreichbare mittlere Gasauslaßtemperatur und durch den jeweils günstigsten, höchsten Druck im Heliumkreislauf beeinflusst. In Tab. IV.1 sind für die in diesem Kapitel betrachteten Anlagen die zugrundegelegten Reaktorauslaßtemperaturen und Gasdrücke am Reaktoreinlaß sowie die Art der näher untersuchten Gesamtanordnungen angegeben.

Die hier näher beschriebene Gesamtbauweise bei der Zweikreis-anlage ist gekennzeichnet durch die Unterbringung aller Primärkreislaufteile einschließlich der Dampferzeuger in einem Spannbetonbehälter und eine getrennt angeordnete konventionelle Dampfkraftanlage. Der Spannbetonbehälter ist zylindrisch und mit pods zur Aufnahme der Dampferzeuger und Gebläse sowie der Gebläseantriebsmotore versehen.

Die wesentlichen Konstruktionsmerkmale sind acht ausbaubare Dampferzeuger mit Aufwärtsverdampfung im Verdampfer- und Überhitzerteil sowie acht Heliumumwälzgebläse mit elektrischem Antrieb und die Dampfkraftanlage ohne Zwischenüberhitzung mit einer Dampfturbine. Als Alternativlösung wird auch eine Dampfturbinenanlage für die Gebläse diskutiert.

Als Gesamtbauweise für die Einkreisanlage wurde die sogenannte nicht integrierte Bauweise näher untersucht. Bei dieser sind die Hauptkreislaufteile um den in einem Spannbetonbehälter untergebrachten Reaktor angeordnet. Die Kraftwerksanlage ist von einem äußeren Spannbetonbehälter umgeben, der im Normalbetrieb drucklos ist und bei Gasverlusten aus dem Kreislauf als druckfestes Containment wirkt.

Die wesentlichen Konstruktionsmerkmale sind ein Turbosatz in horizontaler Anordnung mit einer Zwischenkühlung, rekuperativer Wärmeaustausch und vier parallel geschaltete Gasstränge

TABELLE II. 4

Übersicht der im Kapitel II.3 (Komponenten) betrachteten Anlagen

| | Typ | Bauweise | Kern | Brennstoff; BE-Umhüllung | Temp. R.Ausl. +) °C | Druck R.Einlaß bar | Anlehnung an ENEA Konzept-Studien von: |
|---|-----------------|---|---------|-----------------------------|---------------------------|--------------------------|---|
| 1 | Zweikreisanlage | Integriert | hängend | oxidisch; vented | 640 | 70 | GGA USA, CH |
| 2 | | | hängend | oxidisch; strong clad | 590 | 70 | Atomenergie AB S |
| 3 | | | hängend | carbidisch; vented | 590 | 120 | GGA USA |
| 4 | | | stehend | beschichtete Teilchen | 720 | 70 | UKAEA GB |
| 5 | Einkreisanlage | Nicht integriert m. druckfestem Container | stehend | beschichtete Teilchen | 720 | 90 | UKAEA GB |
| 6 | | | hängend | oxidisch; strong clad | 720 | 90 | GGA GfK CH D |

+) Auslegungswerte

mit senkrecht angeordneten rekuperativen Wärmetauschern, Vorkühlern und Zwischenkühlern.

Bei beiden Anlagentypen sind zur Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr separate, ständig unter Last laufende, offene Gasturbinen-Aggregate angenommen. Sie liefern im Bedarfsfall bei der Zweikreisanlage Strom zum Antrieb der Gebläse und bei der Einkreisanlage Wellenleistung zum Antrieb von zwei zusätzlichen Gasumwälzgebläsen.

Für die Reaktorkaverne ist zur Zeit noch bei allen Reaktoren ein Deckel vorgesehen, um evtl. Reparaturen am Reaktor zu erleichtern.

Neben ausgewählten Konstruktionsprinzipien der Komponenten werden zahlreiche weitere Konstruktionslösungen diskutiert. Diese Gegenüberstellungen begründen zum Teil die ausgewählten Konstruktionsprinzipien, zum Teil drücken sie den noch bestehenden Mangel an technischer Erfahrung zum Erkennen der bestmöglichen Lösung aus.

Für die Bearbeitung wurde angenommen, daß beide Anlagentypen, wenn auch mit unterschiedlichem Entwicklungsaufwand, gebaut werden können. Techniken, wie sie beim THTR-300 MWe Prototyp (Zweikreisanlage) und für die HHT-600 MWe Demonstrationsanlage (Einkreisanlage) vorgesehen sind, können übernommen werden.

Ehe der Entwicklungsaufwand endgültig abgeschätzt werden kann, müssen die Konzepte im Detail festgelegt werden, was eine Klärung folgender Fragen beinhaltet.

(Die in der Klammer angegebenen Zahlen geben an, ob die Fragestellung für die Einkreisanlage (1) oder Zweikreisanlage (2) gilt).

1. Entscheidung zwischen der näher untersuchten nicht integrierten Anordnung mit druckfestem Containment und einer integrierten Anordnung. Günstigste Anzahl der Turbosätze (1 Satz oder 3 parallel geschaltete Sätze) (1)
2. Bei der nicht integrierten Bauweise Untersuchung der Verbindungsrohrleitungen zwischen den Komponenten im Hinblick auf Sicherheit gegen Gasverlust durch Leitungsbruch.(1)
3. Klärung, ob ein druckfestes Containment bei nicht integrierter Bauweise durch eine drucklose Halle ersetzt werden kann. Dies ist eng mit der sicherheitstechnischen Beurteilung der Gasführungen verbunden und hängt davon ab, ob die Umgebungsgefährdung durch Aktivitätsfreisetzung tragbar ist. (1)
4. Entscheidung über den Antrieb der Gebläse durch Dampfturbinen oder durch Elektromotore unter Berücksichtigung betrieblicher und sicherheitstechnischer Gesichtspunkte. (2)
5. Optimierung der Primärkreislaufdaten. (1/2)
6. Überprüfung der vorgeschlagenen Lösungen für die Gasführung im SBB (Gasführung zwischen Ein- und Auslässen der Reaktorkaverne, im thermischen Schild sowie von und zu den Dampferzeuger-Gebläseeinheiten bzw. vom und zum Gasturbinenkreislauf) auf ihre Zweckmäßigkeit. (1/2)
7. Es ist zu klären, ob der vorgesehene Deckel für die Reaktorkaverne erforderlich ist. (1/2)

Die Entwicklungsprobleme konzentrieren sich dann auf folgende Punkte:

1. Konstruktion und Erprobung des Reaktorspannbetonbehälters für die geforderten höheren Drücke (von etwa 70 bis 120 bar). (1/2)
2. Konstruktion von Anschlüssen, Verschlüssen und Deckel am SBB. Ermittlung garantierbarer Spezifikationen über größtmögliche Lecks. (1/2)
3. Entwicklung fertigmäßig ausreichender Gasführungen für die relativ großen Druckverluste im Reaktor und die möglichen Druckunterschiede bei Gasverlusten. (1/2)
4. Entwicklung von Isolationen im SBB und an Gasführungen für höhere Wärmeübergangszahlen und größere zu erwartende Druckgradienten als bei HTR-Anlagen mit Dampfturbinenkreislauf. (1)
5. Ausarbeitung der Technik zur Nachwärmeabfuhr für alle auftretenden Abschaltarten (im Normalfall und bei Störfällen). Die Art der Energieversorgungsaggregate und die Ausführungsform der Umwälzgebläse stehen dabei im Vordergrund. (1)
6. Entwicklung einer zuverlässigen Kerntragkonstruktion unter Berücksichtigung von Swelling-Effekten. (1/2)
7. Entwicklung geeigneter und zuverlässiger Methoden für die Temperaturmessung in den Brennelementen. (1/2)
8. Entwicklung ausreichender Regelmethode im Hinblick auf die beim GSB im Vergleich zum thermischen Reaktor viel niedrigere Wärmekapazität. (1/2)
9. Die Probleme der Gasturbine werden im HHT-Projekt gelöst.

Die Nettowirkungsgrade beider Anlagen sind nur wenig voneinander verschieden, so daß bei gleichen Reaktoren beide Anlagen auch etwa die gleichen Zykluskosten haben. Für den Fall einer möglichen Steigerung der Reaktorauslaßtemperatur, ist bei der Einkreisanlage eine wesentliche Verbesserung der Wirtschaftlichkeit zu erwarten. Das ist auf die Erhöhung des Wirkungsgrades (etwa 5 Punkte höherer Wirkungsgrad je 100°C Gastemperaturerhöhung am Reaktorauslaß) und die damit verbundene Reduzierung der Komponentengrößen zurückzuführen. Als Reaktorkonzept, bei dem eine Gastemperaturerhöhung möglich erscheint, kommt nur der mit beschichteten Teilchen infrage. Die Auslegung der übrigen Kreislaufteile erscheint aufgrund der im HHT-Projekt durchgeführten Direktkreislaufstudien für Gastemperaturen bis 950°C möglich.

4. SICHERHEIT

Der vorliegenden Studie liegen die von den übrigen Arbeitskreisen ausgewählten und überarbeiteten Konzepte eines gasgekühlten Schnellen Brütters (GSB) der Tabelle III.1 zugrunde, die bezüglich der dynamischen Stabilität, des Regelverhaltens und der Aktivitätsfreisetzung während des Normalbetriebs einerseits und des Störfallverhaltens andererseits untersucht werden. Die wichtigsten sicherheitstechnisch bedeutsamen Unterschiede dieser Konzepte beruhen auf

- der Kreislaufauslegung
mit Dampfturbine bei den Varianten 1,2,6 und 7 (Tab. III.1)
mit Gasturbine bei den Varianten 4 und 7
- dem Brennelement
mit oxidischem Brennstoff außer für Variante 2 (Karbid)
und stabförmigen Brennelementen außer für Variante 7
(coated particles). Bei den Varianten 1 und 2 handelt
es sich um vented fuel, bei 4 und 6 um strong clad.
- dem Betriebsdruck
70 bar für Kreisläufe mit Dampfturbine außer für Variante 2
(120 bar) und 90 bar für die Kreisläufe mit Gasturbine
- der Anlagenbauweise
Für die Varianten mit indirektem Kreislauf ist eine integrierte Bauweise vorgesehen, während für die Varianten mit direktem Kreislauf sowohl die integrierte als auch nicht integrierte Bauweise zur Diskussion steht und diese Anlage mit einem Turbosatz oder drei parallelen Turbosätzen betrieben werden könnte.

Eine Beurteilung dieser GSB Konzepte wird dadurch erschwert, daß sie unterschiedlich und in einzelnen Punkten im Detail noch wenig durchgearbeitet sind.

Hinsichtlich der sicherheitstechnischen Bewertung der GSB-Varianten muß der Aufwand, mit dem sich die erforderliche Sicherheit erzielen läßt, als entscheidendes Kriterium herangezogen werden.

Bei allen Varianten wird eine gute Stabilität der Gesamtanlage erwartet. Die Anforderungen an das Regelsystem des Cores sind ähnlich denen bei einem natriumgekühlten Schnellen Brüter (NaSB). Die Kreislaufregelung der Dampfturbinenvarianten erfolgt analog zu der von HTRs. Rechnungen zur Kreislaufregelung der Gasturbinenvarianten lassen keine Schwierigkeiten in der Regelung selbst erwarten. Jedoch ist mit höheren Druckgradienten als bei der Dampfkreisanlage zu rechnen.

Die Aktivität im Kreislauf eines GSB mit vented fuel kann im Normalbetrieb um Größenordnungen unter der der strong clad und coated particle fuel Varianten liegen. Im Rahmen der Schätzungen besteht kein nennenswerter Unterschied zwischen den beiden letztgenannten Varianten. Beträgt die Leckage der Kühlgasfüllung ungefähr 1 o/oo/ d, so liegt die Strahlungsbelastung in der Nahzone eines Kraftwerkes mit dem vented fuel Konzept unter dem z.Zt. in Diskussion stehenden zulässigen Wert (30 mrem/a.) Bei der strong clad und coated particle fuel Variante ist zu erwarten, daß dieser Wert nur mit höherem Aufwand unterschritten werden kann.

Ein für den GSB spezifischer und der zugleich wichtigste Störfall ist der Kühlmittelverlust. Dabei tritt vor allem das Problem der Nachwärmeabfuhr bei vermindertem Druck auf. Verzichtet man auf ein gegendruckhaltendes Containment, so darf bei den GSB Dampfkreisvarianten mit 70 bar der Druck nicht schneller als in ca. 5 h auf 1 bar abfallen, falls keine besonderen Gegenmaßnahmen ergriffen werden.

Diesem Druckverlust entspricht eine Zeitkonstante von ungefähr 70 Min oder ein idealisiertes Leck von etwa 2 cm Ø. Größere Lecks sind zulässig, falls die Gebläsedrehzahl erhöht, die Speisewasservorwärmung reduziert werden kann. Wird ein gegendruckhaltendes Containment gewählt, so wird das Problem wesentlich vereinfacht.

Bei höherem Systemdruck (120 bar) reduzieren sich die maximal zulässigen Lecks, und es erscheint notwendig, in diesem Falle ein gegendruckhaltendes Containment vorzusehen oder durch doppeldichte und druckfeste Abschlüsse den totalen Kühlmittelverlust auszuschließen.

Die bei einem Kühlmittelverlust aus dem Spannbetonbehälter freigesetzte Aktivität ist bei der Variante mit vented fuel um Größenordnungen kleiner als bei den Varianten mit strong clad bzw. coated particle Brennstoff. Außerdem ist für die Variante mit strong clad fuel die Aktivitätsfreisetzung davon abhängig, ob der Kühlmittelverlust langsam (Zeitkonstante ca. 1 h) oder relativ schnell (ca. 100 Sek.) erfolgt. Die bei schnellem Kühlmittelverlust 20 mal höhere Aktivitätsfreisetzung macht vermutlich die Verwendung eines Containments erforderlich, was aber keine zusätzliche Forderung bedeuten würde, da das Containment bereits zur Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr nötig ist.

Als Auslegungsunfall für die GSB Varianten mit Dampfturbine und 70 bar Systemdruck wird der Störfall mit langsamem Kühlmittelverlust definiert, hierfür können die in Deutschland für HTRs geltenden Auslegungsprinzipien übernommen werden (i.w. integrierte Bauweise mit Doppelabschlüssen). Bei diesem Auslegungsfall wird der Ausfall eines Gebläses zugelassen.

Ähnliches gilt im Prinzip für die Gasturbinenvarianten in vollintegrierter Bauweise.

Bei Verwendung eines Containments kann auch ein schnellerer Kühlmittelverlust als Auslegungsunfall zugelassen werden. Wegen des höheren Mischdrucks ist das Versagen mehrerer Gebläse tolerierbar.

Für die Gasturbinenvarianten in nicht integrierter Bauweise ist ein gegendruckhaltendes Containment erforderlich. Hierbei müssen wegen der Möglichkeit des Aufreißen großer Rohrleitungen schnellere Druckentlastungen als bei den integrierten Varianten bei der Auslegung berücksichtigt werden. Der Nachweis einer ausreichenden Wärmeabfuhr während des Druckausgleichs ist noch zu erbringen.

Die GSB-Varianten mit indirektem Kreislauf sind wegen der bereits vorliegenden Erfahrungen bei gebauten bzw. geplanten Hochtemperaturreaktoren heute sicherheitstechnisch detaillierter beurteilbar als die mit direktem Kreislauf.

Verglichen zum HTR sind beim GSB schnellere Transienten zu erwarten, was erhöhte Anforderungen an das Abschaltssystem stellt. Außerdem tritt beim GSB eine positive Reaktivitätszufuhr bei Kühlmittelverlust auf, schließlich besteht die Möglichkeit einer sekundären Kritikalität.

Der wesentliche Unterschied zum NaSB ergibt sich daraus, daß beim GSB keine spontane Reaktivitätszufuhr durch Phasenänderung möglich ist. Lokale Störungen der Wärmeabfuhr haben nicht die beim NaSB unter Umständen zu erwartenden schwerwiegenden Folgen. Ferner ist der Reaktivitätsgewinn bei Kühlmittelverlust beim GSB beträchtlich kleiner als beim NaSB. Chemische Reaktionen des Kühlmittels bei Kühlmittelleckagen sind ausgeschlossen.

5. WIRTSCHAFTLICHKEIT

Aussagen zur Wirtschaftlichkeit des GSB sind zur Zeit noch mit großen Unsicherheiten behaftet, da sie sich wegen der noch in einer frühen Entwicklungsphase befindlichen Konzepte nur auf relativ grobe Schätzungen abstützen können. Die ermittelten Kosten gelten für eingeführte Systeme, d.h., sie enthalten keine Zuschläge für notwendige Forschung und Entwicklung. Sie wurden im wesentlichen nach den in Deutschland gebräuchlichen Verfahren ermittelt und beziehen sich auf den Preisstand vom Frühjahr 1970.

Da die Gasbrüter mit den übrigen Kernkraftwerkstypen konkurrieren müssen, sind deren Anlagekosten nach Angaben der Hersteller zum Vergleich mit in die Betrachtung aufgenommen worden. Die entsprechenden Brennstoffzykluskosten sind auf der gleichen Basis wie diejenigen der Gasbrüter berechnet worden.

Aus Tabelle II.5 können die Stromerzeugungskosten der Gasbrüter sowie der mit ihnen konkurrierenden Kernkraftwerkstypen entnommen werden. In dieser Tabelle sind die Stromerzeugungskosten für den Natriumbrüter nicht mit angegeben, da es nicht möglich war, eine neuere Schätzung der Anlagekosten dieses Reaktortyps zu erhalten. Angesichts der Kostensteigerungen, die in den beiden letzten Jahren stattgefunden haben, erschien es zweifelhaft, ob der 1968 für den NaSB veröffentlichte Barwert von 580 DM/KWe, mit den entsprechenden Zahlen für die übrigen Kraftwerkstypen verglichen werden sollte.

Die Resultate in Tabelle II.5 sagen aus

- daß die hier ermittelten Stromerzeugungskosten der Gasbrüter unter denjenigen der von der Reaktorindustrie mitgeteilten Kosten für Leichtwasserreaktoren liegen
- daß die Stromerzeugungskosten aller Gasbrütervarianten vergleichsweise nahe beieinander liegen.

Bei einer Bewertung der Gasbrüter nach den in Tabelle II.5 zusammengefaßten Eigenschaften, sowie nach ihrer Relation zu den übrigen Kernkraftwerkstypen, vor allem zum Natriumbrüter, müssen zusätzlich folgende Gesichtspunkte berücksichtigt werden:

- a) Bedarf an angereichertem Uran bzw. Plutonium
- b) Brutrate bzw. Verdopplungszeit
- c) für die Verwirklichung notwendiger Entwicklungsaufwand sowie Datum des frühestmöglichen kommerziellen Einsatzes
- d) Unsicherheiten bzw. Fehlerbreiten in den berechneten Stromerzeugungskosten, die dadurch zustandekommen, daß sich die betrachteten Kraftwerkstypen auf unterschiedlichen Entwicklungsstufen befinden
- e) die für gasgekühlte Reaktoren zu erwartende hohe Verfügbarkeit die sich möglicherweise gegenüber dem Natriumbrüter in niedrigeren Stromerzeugungskosten ausdrücken kann.

Da bislang erst vorläufige Systemanalysen für die spezifischen Fragestellungen des Memorandums durchgeführt wurden, läßt sich das Gewicht dieser zum Teil untereinander verflochtenen Kriterien noch nicht voll bewerten. Dadurch führt die Analyse zu einer qualitativen Bewertung. Beispielsweise ist die Kopplung zwischen dem für die Bewertung wichtigen Zeitpunkt des ersten kommerziellen Einsatzes der Brüter und dem Angebot von Plutonium noch nicht unter Berücksichtigung des weiteren Wachstums der Leichtwasserreaktoren und der Entwicklung auf dem HTR-Gebiet untersucht.

Es ist bereits in der Einleitung darauf hingewiesen worden, daß keines der diskutierten Konzepte kostenoptimiert ist. Das kann bedeuten, daß die in den Stromerzeugungskosten nahe beieinander liegenden Varianten durch eine Optimierung ihre Rangfolge ändern (und damit u.U. auch ihre Position gegenüber konventionellen Kernkraftwerkstypen).

Bezüglich der Kostenschätzung ergibt sich für den Gasbrüter mit Dampfturbine und oxidischem Brennstoff mit Stahlhülle (u.venting) ein sichereres Bild als bei den übrigen Varianten deren Realisierbarkeit weiter in der Zukunft liegen dürfte.

Bei einer Betrachtung des Entwicklungsaufwandes sind die erforderlichen Zeitspannen zu berücksichtigen, da bei gegebenem Aufwand die erforderlichen Einsparungen in den Stromerzeugungskosten umso größer sein müssen, je später das zu fördernde Projekt verwirklicht werden kann.

Außerdem ist zu unterscheiden zwischen: Entwicklungen, deren Aufwand und Dauer aufgrund von Erfahrungen bei anderen Projekten relativ zuverlässig abgeschätzt werden können, wie beispielsweise die für den GSB-DT erforderlichen Bestrahlungsversuche mit stahlumhülltem Brennstoff, und Entwicklungen, die erst durch einen "Reifeprozess" im einzelnen bestimmt werden können, und dessen Dauer deshalb schwer abzuschätzen ist. So ist beispielsweise die Frage der Realisierbarkeit des Coated Particle-Konzepts für den GSB noch offen.

Diese Ausführungen, die die kostenmäßige Beurteilung ergänzen, führen zu klaren Vorteilen für die GSB-Variante mit oxidischem Brennstoff (mit venting) und Dampfturbine. Diese Variante ist die "konventionellste". Mit ihrer Verwirklichung ist am ehesten zu rechnen, da sie sich am weitesten auf Technologien abstützen kann, die im Rahmen anderer Projekte entwickelt wurden. Andererseits haben die durchgeführten Untersuchungen gezeigt, daß der Gasbrüter mit Gasturbine zu niedrigeren Stromerzeugungskosten führen kann.

TABELLE II.5

Vergleich der Ergebnisse

| | | 1 | 2 | 4 | 6 | 7 | | PWR |
|-----------------------------------|---|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|---------------|-------------------|
| Brennstoff | | 0 | C | 0 | 0 | c.p. | c.p. | |
| Kreislauf | | DT | DT | GT | DT | DT | GT | DT |
| Pu-Inventar ¹⁾ | $\left[\frac{tPu_{fiss}}{kWh} \right]$ | 3.3 | 1.75 | 3.0 | 3.6 | 2.0 | 2.0 | - |
| Brutrate | | 1.43 | 1.46 | 1.31 | 1.38 | 1.19 | 1.19 | - |
| Pu-Kosten | $\left[\frac{DM}{kWh} \right]$ | 0.11 | 0 | 0.15 | 0.17 | 0.18 | 0.20 | - |
| Brennstoffdienste | $\left[\frac{DPf}{kWh} \right]$ | 0.35 | 0.42 | 0.38 | 0.35 | 0.35 | 0.38 | - |
| Brennstoffzyklus | $\left[\frac{DPf}{kWh} \right]$ | 0.47 | 0.42 | 0.54 | 0.53 | 0.54 | 0.57 | 0.68 |
| Barwert der Anlage ²⁾ | $\left[\frac{DM}{kWe} \right]$ | 591 \pm 8% | 591 \pm 8% | 532 \pm 11% | 591 \pm 8% | 591 \pm 8% | 532 \pm 11% | 564 ³⁾ |
| Stromerzeug.-Kosten ²⁾ | $\left[\frac{DPf}{kWh} \right]$ | 1.90 \pm 5% | 1.86 \pm 6% | 1.85 \pm 7% | 1.97 \pm 5% | 1.98 \pm 5% | 1.88 \pm 7% | 2.06 |

1) Summe der frischen Teilladungen

2) Frischwasserkühlung

3) Nach Angaben der Hersteller

III.1 Anhang

Zusammenfassung der wesentlichen Daten der in der letzten Zeit vorgeschlagenen gasgekühlten Schnellen Brüter.

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|-----------|----------|-------------|-------------|-----------|-------------|------------|-----------------|
| <u>1. Organisation</u> | GCA | GGA | Würenlingen | Karlsruhe | Karlsruhe | Schweden | UKAEA | Belgo-nucleaire |
| <u>2. Gesamtauslegung</u> | | | | | | | | |
| Kühlmittel | Helium | Helium | Helium | Helium | Helium | Helium | Helium | CO ₂ |
| Art des Kreislaufs: indirekt (Dampfturbine) | x | x | | (x) | (x) | x | x | |
| direkt (Gasturbine) | | | x | x | x | | (x) | x |
| Art des Brennelements | Vented | Vented | Vented | Strong clad | Cermet | Strong clad | Coat.part. | Strong clad |
| Art des Brennstoffs | Oxid | Carbid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid |
| Elektrische Leistung (MWe) | 1075 (E)* | 1020(E)* | 1000 | 1020 | 1015 | 1020(E)* | 1100(E)* | 300 |
| <u>3. Reaktorauslegung</u> | | | | | | | | |
| Coredurchmesser (cm) | 316,25 | 220,2 | 260 | 300 | 300 | 323,2 | 240 | 155,3 |
| Corehöhe (cm) | 126,5 | 110,1 | 178 | 120 | 120 | 129,3 | 190 | 150 |
| Dicke d. rad. Blankets (cm) | 46 | 51 | | 50 | 50 | 35,8 | 80 | 37,6 |
| Dicke d. oberen ax. Blankets (cm) | 60 | 60 | | 60 | 60 | 60 | 80 | 40 |
| Dicke d. unteren ax. Blankets (cm) | 60 | 60 | | 60 | 60 | 60 | 80 | 40 |
| Gesamtlänge (cm) | 246,5 | 230,1 | | 262 | 240 | 324 | 470 | 320 |
| Corevolumen (l) | 9940 | 4190 | 9500 | 8470 | 8470 | 10600 | 8600 | 2840 |
| Anteil der Materialien im Core und im axialen Blanket: | | | | | | | | |
| Brennstoff | 0,3184 | 0,29 | 0,281 | 0,298 | 0,300 | 0,323 | 0,5797 | 0,39 |
| Kühlmittel | 0,5816 | 0,61 | | 0,552 | 0,552 | 0,536 | 0,3615 | 0,44 |
| Hüllmaterial | } 0,10 | } 0,10 | | 0,077 | 0,075 | 0,064 | } 0,0589 | 0,060 |
| Strukturmaterial | | | | 0,073 | 0,073 | 0,063 | | 0,11 |

* (E) bedeutet berechnet mit den ENEA-Grundregeln.

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|--|--------------------------|--------------|--------|------------------|------------|-----------|----------|-----------|
| Anteil d. Materialien im radialen Blanket: | | | | | | | | |
| Brennstoff | 0,50 | 0,455 | | 0,576 | 0,576 | | 0,481 | |
| Kühlmittel | 0,3905 | 0,445 | | 0,241 | 0,241 | | 0,465 | |
| Hüll- u. Strukturmaterial | 0,1095 | 0,100 | | 0,183 | 0,183 | | 0,054 | |
| Radialer Formfaktor | 1,20 | 1,18 | | 1,202 | 1,198 | | 1,18 | 1,225 |
| Axialer Formfaktor | 1,285 | 1,29 | | 1,225 | 1,233 | | 1,26 | 1,302 |
| Anzahl von Anreicherungs-zonen | 4 | 4 | | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| Anreicherungen (Pu ²³⁹⁺²⁴¹) (%) | 7,6; 10,8; 12,5; 15,6 | 12,7(mittl.) | | 12,1;16,0 | 12,3; 16,2 | 8,8; 11,2 | 20; 26 | 8,2; 11,8 |
| Gleichgewicht Isotopenzusammen- setzung des Brennstoffs (Pu ^{239,240,241,242}) (%) | | | | 74; 22,7; 2,3; 1 | | | | |
| Thermische Leistung (MWth): | | | | | | | | |
| Gesamt | 2633 | 2677 | 3226 | 2497 | 2486 | 2550 | 2380 | 822 |
| Core | 2394 | 2477 | ≈ 2933 | 2304 | 2304 | 2346 | 2051 | 747 |
| radiales Blanket | 105,7 | 100 | | 94 | 89 | | 219 | 64 |
| axiales Blanket | 133,3 | 100 | | 99 | 93 | | 110 | 11 |
| Mittl. Leist.dichte im Core (MWth/l) | 0,239 | 0,586 | | 0,272 | 0,272 | 0,221 | 0,238 | 0,263 |
| Mittl. spez. Spaltstoffleistung im Core (MWth/kg Spaltstoff) | 0,772 | 1,392 | 0,988 | 0,823 | 0,805 | 0,700 | 1,032 | 0,598 |
| Mittl. spez. Schwermetalleistung (W/g Schwermetall) | 77 | 118 | | 116 | 115 | | 208 | |
| Innere Konversionsrate (altes α) | 1,00 | 1,00 | | 0,897 | 0,897 | | 0,560 | 0,923 |
| Gesamte Bruttrate: neues α | 1,49 | 1,55 | | 1,410 | - | | | 1,440 |
| altes α | 1,55 | 1,60 | | 1,517 | 1,509 | 1,54 | 1,382 | 1,503 |
| Brutgewinn: neues α | 0,41(E)* | | | 0,394 | - | 0,41(E)* | 0,29(E)* | |
| altes α | 0,45(E)* | | | 0,477 | 0,469 | 0,45(E)* | 0,40(E)* | |
| Spaltstoffinventar (g/kWe) | 2,96(E)* | 1,86(E)* | 2,97 | 2,75 | 2,82 | 3,28(E)* | 1,89(E)* | |
| SpaltstoffExcore Invent.(g/kWe) | 1,06(E)* | 0,91(E)* | 1,13 | 1,19(E)* | 1,20(E)* | 1,15(E)* | 1,51(E)* | |

* (E) bedeutet berechnet mit den ENEA-Grundregeln.

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|--|----------------------------|-----------------------|--------|------------------------|------------------------|--------------------|--------------------------------|-------------------------|
| Lineare Verdopplungszeit (Jahre) | 13,5(E)* | 6,9(E)* | | 9,9(E)* | 10,3(E)* | 12,7(E)* | 14,0(E)* | |
| Dopplerkoeff. $(-T \frac{dk}{dt})$ | $0,68 \times 10^{-2}$ | $0,68 \times 10^{-2}$ | | $0,644 \times 10^{-2}$ | $0,458 \times 10^{-2}$ | | $1,4 \times 10^{-2}$ | $0,657 \times 10^{-2}$ |
| Kühlmitteldichtekoeff. $(\frac{dk}{k} / \frac{d\rho}{\rho})$ | | | | $-0,23 \times 10^{-2}$ | $-0,20 \times 10^{-2}$ | | | $-0,167 \times 10^{-2}$ |
| Reaktivität in Kühlmittel (β) | (0,17 (BOL) (1,0 (EOL)) | | | 0,67 | 0,64 | | 0,15 | 0,35 |
| Art der Beladung | ohne Umladen | ohne Umladen | | 1/3 alle 6 Monate | 1/3 alle 7 Monate | | alle 3 Wochen | 1/3 alle 8 Monate |
| Zeitl. Abstand zwischen 2 Entladungen (Jahre) | 3,0 | 2,31 | | 1,5 | 1,75 | | 1,5 | 2,00 |
| 4. Brennelementdaten | | | | | | | | |
| Hüllmaterial | Edelstahl 316 | Edelstahl 316 | | 96% V; 3% Ti; 1% Si | Chrom | Sandvik 12R72HV | Silicium Carbid | Inconel 625 |
| Hülldicke (mm) | 0,28 | 0,31 | | 0,4 | - | 0,33 | 0,1 | 0,35 |
| Durchmesser der Brennstäbe (cm) | 0,76 | 0,77 | 0,672 | 0,74 | 0,74 | 0,76 | 0,115 (ϕ d. Partikel) | 0,77 |
| Gesamtlänge der Brennstäbe (cm) | 246,5 | 230,1 | | 262 | 240 | 324 | - | 320 |
| Anordnung der Brennstäbe | quadrat. | hexagonal | | hexagonal | hexagonal | hexagonal | - | quadrat. |
| Verhältnis vom Mittelpunktabstand zum Durchmesser der Stäbe: | 1,35 | 1,52 | | 1,46 | 1,46 | 1,45 | - | 1,17 |
| Hydraulischer Durchmesser (cm) | | 1,2 | | 0,99 | 0,99 | | - | 0,57 |
| Länge v. Plenum der Stäbe (cm) | - | - | - | 22 | - | 50 | - | 90 |
| Brennstoffdichte (% theor. Dichte) | 86 | 80 | | 83 | 83 | 87 | 85 | 90 |
| Max. Abbrand (MWd/t) | 100000 | 140000 | 100000 | 75000 | 75000 | 108000 | 100000 | 105000 |
| Normierter max. Abbrand (MWd/t)(E) | 81000 | 115000 | | 98000 | 98000 | 75000 | 86500 | 57500 |
| Max. Stableistung (W/cm) | 431 | 1100 | | 480 | 480 | 400 | | 438 |
| Max. spez. Schwermetalleistung (W/g Schwermetall) | 139 | 257 | | 171 | 170 | 126 | 310 | 125 |
| Anfangsdruck innerh. der Stäbe (kp/cm ²) | 0,7 weniger als Außendruck | | | 60 | - | 40 | - | 60 |

* (E) bedeutet berechnet mit den ENEA-Grundregeln.

1
1
11

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---------------------|-----------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| Nominale Brennstabaußentemp. (°C) | 700 | 700 | | 765 | 765 | 700 | 1155 | 650 |
| Max. Hot-spot-Temp. in d.Hülle(°C) | 769 | 800 | | 845 | — | 730 | | 705 |
| Mittlere Brennstofftemperatur (°C) | 1250 | 907 | | 1998 | 820 | | 730 | |
| Max. Brennstofftemperatur (°C) | 2080 | 1222 | | 2626 | 900 | 2320 | 1195 | 2378 |
| Norm.max.Brennstofftemp.(°C) (E)* | 2130 | 1890 | | 2626 | | 2330 | 1195 | 2420 |
| Zahl d. Brennstäbe in 1 Brennelem. | 256 | | | 271 | 271 | 168 ÷ 108 | | 225 |
| Zahl der Brennelemente | 277 | | | 227 | 227 | | | 88 |
| Anordnung der Brennelemente | quadrat. | hexagonal | | hexagonal | hexagonal | hexagonal | kreisförm. | quadrat. |
| Äußere Schlüsselweite des Subass.(cm) | 16,8 | | | 18,63 | 18,63 | | 15,24 | 13,9 |
| Wandstärke d. Subass.-Kastens (mm) | 2,35 | | | .3 | 3 | | | 2 |
| Material d. Subassembly-Kastens | Edelstahl | | | 16/13-Stahl | 16/13-Stahl | | | Edelstahl |
| Standzeit bei Vollast (Tage) | 876 | 675 | | 474 | 477 | 915 | 329 | |
| <u>5.Kreislaufauslegung</u> | | | | | | | | |
| Art des Druckbehälters | Spannbeton-behälter | | Spannbeton-behälter | Spannbeton-behälter | Spannbeton-behälter | Spannbeton-behälter | Spannbeton-behälter | Spannbeton-behälter |
| Reaktorgaseintrittstemperatur (°C) | 340 | 315 | 310 | 410 | 410 | 329 | 300 | 250 |
| Reaktorgasaustrittstemperatur (°C) | 640 | 587 | 665 | 720 | 720 | 590 | 700 | 600 |
| Max. Kühlgasdruck (kp/cm ²) | 70 | 123 | 90 | 100 | 100 | 70 | 52,7 | 120 |
| Druckverlust im Reaktor (kp/cm ²) | 2,5 | 4,3 | 3,49 | 4,4 | 4,4 | 2,2 | 2,68 | 8 |
| Gesamtdruckverlust im Kreislauf (kp/cm ²) | 3,5 | 5,7 | | 7,9 | 7,9 | 3,5 | 3,23 | |
| Kreislauf mit Dampfturbine: | | | | | | | | |
| Gebälseleistung (MW) | 118 | 120 | — | — | — | 135 | 66 | — |
| Pumpenwirkungsgrad (%) | 84 | 84 | — | — | — | 85 | 85 | — |
| Speisewassertemp.am Dampferzeuger | | | — | — | — | | | — |
| Eintritt (°C) (E)* | 220 | 140 | — | — | — | 210 | 180 | — |

* (E) bedeutet berechnet mit den ENEA-Grundregeln.

| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|----------|---------------|------|---------------|---------------|----------|-----------------|-------------|
| Kreislauf mit Dampfturbine: | | | | | | | | |
| Druck am Dampferzeugeraustritt (kp/cm ² (E)*) | 180 | 160 | - | - | - | 180 | 180 | - |
| Temp. am Dampferzeugeraustritt (°C) (E)* | 530 | 500 | - | - | - | 520 | 540 | - |
| Anlagennettowirkungsgrad (%) (E)* | 40,8 | 38,2 | - | - | - | 40,0 | 41,9 | - |
| Kreislauf mit Gasturbine: | | | | | | | | |
| Turbinenentspannungsverhältnis | - | - | 3,02 | 2,585 | 2,585 | - | - | 12 |
| Turbinenwirkungsgrad (%) | - | - | - | 90 | 90 | - | - | 89,5 |
| Verdichtereintrittstemp. (°C) | - | - | 44 | 20 | 20 | - | - | 30 |
| Kühlwassereintrittstemp. (°C) | - | - | - | 15 | 15 | - | - | 15 |
| Verdichterwirkungsgrad ND (%) | - | - | - | 88 | 88 | - | - | 86,1 |
| Verdichterwirkungsgrad MD (%) | - | - | - | 87 | 87 | - | - | 86/85,8 |
| Verdichterwirkungsgrad HD (%) | - | - | - | 86 | 86 | - | - | 85,5 |
| Gradigkeit des Wärmeaustauschers (°C) | - | - | 53 | 27 | 27 | - | - | 78/25 |
| Anlagennettowirkungsgrad (%) | - | - | 31 | 40,84 | 40,84 | - | - | 36,5 |
| 6. Kosten | | | | | | | | |
| Anlagekosten: | | | | | | | | |
| Dampfturbinenkreislauf (\$/kWe) | 135(E)* | 135-140(E)* | - | (135(E)*) | (135(E)*) | 140(E)* | 131(E)* | - |
| Gasturbinenkreislauf (\$/kWe) | - | - | - | 115-120(E)* | 115-120(E)* | - | (115-120(E)*) | 115-120(E)* |
| Betriebskosten (mills/kWh) | 0,30(E)* | 0,30(E)* | - | 0,30(E)* | 0,30(E)* | 0,30(E)* | 0,30(E)* | - |
| Brennstoffkosten (mills/kWh) | 0,76(E)* | 0,41(E)* | 0,74 | 0,75(E)* | 0,75(E)* | 0,83(E)* | 0,91(E)* | - |
| Stromerzeugungskosten: | | | | | | | | |
| Dampfturbinenkreislauf (mills/kWh) | 3,37(E)* | 3,02-3,11(E)* | - | (3,36(E)*) | (3,36(E)*) | 3,53(E)* | 3,46(E)* | - |
| Gasturbinenkreislauf (mills/kWh) | - | - | 3,05 | 3,02-3,10(E)* | 3,02-3,10(E)* | - | (3,18-3,26(E)*) | - |

* (E) bedeutet berechnet mit den ENEA-Grundregeln.

IV. Literaturverzeichnis

- [1] ENEA working Team on fast reactor evaluation:
"An Assessment Study of Gas-cooled Fast Reactors for
Civil Power Generation"
Winfrith, July 1968.
- [2] USAEC: "An Evaluation of Gas-cooled Fast Breeders
Reactors", WASH 1089, 1968.
- [3] USAEC: "An Evaluation of Alternate Coolant Fast Breeders
Reactors", WASH 1090, 1968.
- [4] Swedish Evaluation Studies of Full Scale Fast Reactors,
Vol IV: "Fast Helium Cooled Breeder (FHeB) "
April 1968.
- [5] "Reference Design of a 1 GWe Gas Cooled Fast Reactor Plant",
GAE-37, 1968
- [6] Swiss Federal Institute for Reactor Research:
"Status of Technology and Future Potential of Gas -
Cooled Fast Reactors",
51 - EIR, March 1968.
- [7] P. FORTESCUE et al.:
" The Gas-Cooled Fast-Reactor Experiment",
GA - 7835, March 1967.
- [8] M. DALLE DONNE:
"Comparison of He, CO₂, and Steam as Coolants of
a 1000 MWe Fast Reactor",
KFK 447, July 1966.
- [9] M. DALLE DONNE, E. EISEMANN and K. WIRTZ:
"Some Considerations on Gas Cooling for Fast Breeders",
KFK 595, May 1967.
- [10] M. DALLE DONNE and K. WIRTZ:
"Gas Cooling for Fast Breeders",
KFK 689, November 1967.
- [11] M. DALLE DONNE, E. EISEMANN, F. THÜMLER and K. WIRTZ:
"High Temperature Gas Cooling for Fast Breeders",
KFK 841, October 1968.
- [12] J. CHERMANNE et al.:
"Le Reacteurs a Neutrons Rapides Refroidis au Gaz",
BN 6701 - 05, Janvier 1967.
- [13] J. CHERMANNE et al.:
"Centrale Nucleaire de 300 MWe avec Reacteur a Neutrons
Rapides Refroidi au Gaz et Turbine a Gaz en Cycle Direct",
BN 6710 - 02, Octobre 1967 (Confidentiel).

- [14_] C.P. GRATTON et al.:
"A Gas-Cooled Fast Reactor Using Coated Particle Fuel",
J. of Brit.Nucl.En.Soc. 7, 233-242, July 1968.
- [15_] C.P. GRATTON et al.:
"A Gas-Cooled Fast Reactor with Direct Cycle Potential",
SM-111/67, IAEA Conf. Jülich, October 1968.
- [16_] BROIDO J. and L.A. LYS
"Principal Considerations in the Design of Gas-Cooled
Fast Reactors with Direct Cycle Gas Turbines",
SM - 111/69, IAEA Conf. Jülich, October 1968.
- [17_] D.F. STREETON and L.A. LYS:
"Straight Steam Cycle for Gas-Cooled Fast Reactors",
EIR-Bericht-Nr. 153, Mai 1969.
- [18_] L.A. LYS, R. BROGLI and W. HEBLING:
"Parametric Studies of Gas-Cooled Fast Reactors with
Closed Cycle Gas Turbines",
EIR-Bericht Nr. 154, Mai 1969.
- [19_] AKTIEBOLAGET ATOMENERGI:
"Evaluation Studies of Full Scale Fast Reactors",
Vol. I, S-379, September 1969.
- [20_] G. HEUSENER et al.: in Vorbereitung,
KFK 1310

A. Bericht des Arbeitskreises

"Brennelemente"

zusammengestellt von

M. Dalle Donne

INHALTSVERZEICHNIS

I. Einleitung

II. Thermische Auslegung des Cores

1. Berechnungsgrundlagen
 - 1.1 Metallumhüllte Stäbe
 - 1.2 Coated particles
2. Heißstellenfaktoren für Stabbündel-Brenn- und Brutelemente
 - 2.1 Einleitung
 - 2.2 Beschreibung der statistischen Berechnungsmethode
 - 2.3 Zusammenstellung der einzelnen Unsicherheiten
 - 2.4 Ergebnis der Rechnungen
 - 2.5 Zusammenfassung
3. Heißstellen in coated particles Brennelementen
 - 3.1 Einleitung
 - 3.2 Heißstellen durch Zusammenballung von coated particles
4. Schlußfolgerungen
 - 4.1 Metallumhüllte Stäbe
 - 4.2 Coated particles

III. Stabbrennelemente

1. Keramischer Brennstoff in Brennstäben
 - 1.1 Problemstellung
 - 1.2 Kritische Brennstoffeigenschaften unter Bestrahlung
 - 1.2.1 Wärmeleitfähigkeit (Brennstofftemperatur)
 - 1.2.2 Schwellrate
 - 1.2.3 Schwellung unter Berührung mit dem Hüllrohr
 - 1.2.4 Abschätzung des Brennstoffdruckes auf der Hülle infolge Abbrandschwellens
 - 1.2.5 Verträglichkeit
 - 1.2.6 Spaltgasfreigabe

- 1.3 Folgerungen
 - 1.3.1 **Freistehende Hülle**
 - 1.3.2 Collapsed can
2. Hüllmaterialauswahl
 - 2.1 Mechanische Beanspruchungen
 - 2.2 Bestrahlungsverhalten
 - 2.2.1 Veränderung der Kriechparameter n and k
 - 2.2.2 Hochtemperaturversprödung
 - 2.2.3 Schwellverhalten
 - 2.3 Korrosionsverhalten
 - 2.4 Zusammenfassung
3. Verbiegung der Brennelement-Subassemblies als Folge des Stahlschwellens
 - 3.1 Abhängigkeit der Volumenzunahme austenitischer Stähle von Temperatur und Fluenz
 - 3.2 Berechnung der Verbiegung der Brennelement-Subassemblies
 - 3.2.1 Vergleich und Begründung der unterschiedlichen Ergebnisse beim GGA und GfK-Konzept
 - 3.2.2 Konstruktive Maßnahmen
4. Verunreinigungen in Helium und Oxydation des Vanadins
 - 4.1 **Einleitung**
 - 4.2 **Gleichmäßige und teilweise Oxydation der Brennstabhülle**
 - 4.2.1 **Gleichmäßige Oxydation**
 - 4.2.2 **Teilweise Oxydation**
 - 4.3 **Schutzschichtbildung**
 - 4.4. Kinetische Berechnungen
 - 4.5 Ergänzende Bemerkungen
 - 4.6 Anfahrbedingungen
 - 4.7 Zusammenfassung
5. Schlußfolgerungen

IV. Coated particles Brennelemente

1. Coated particles als Kernbrennstoff

1.1 Aus dem UKAEA Konzept entstehende Anforderungen an die coated particles (beschichtete Partikel)

1.2 Das von der UKAEA vorgeschlagene beschichtete Partikel

1.3 Realisierungsmöglichkeiten nach dem heutigen Stand der Technik

1.3.1 Kern

1.3.2 Innere Pufferschicht

1.3.3 Hochdichte PyC-Schicht

1.3.4 Die SiC-Schichten

1.3.5 Beurteilung des Bestrahlungsverhaltens unter Hinzuziehung von Rechenmodellen

1.3.6 Korrosionsverhalten

1.3.7 Zusammenfassung

Anhang A

1. Strahleninduzierte Dimensionsänderung von PyC

2. Das Verhalten von beschichteten Brennstoffteilchen im hohen schnellen Neutronenfluß

Anhang B

Eigenschaften von pyrolitisch abgeschiedenem SiC

Anhang C

Korrosionsverhalten von SiC (Thermodynamische Betrachtung)

2. Inneres Rohr des Brennelementes

2.1 Inneres Rohr aus SiC

2.1.1 Technologie des SiC

2.1.2 Mechanische und physikalische Eigenschaften von SiC

2.1.3 Ausschau

2.2 Inneres Rohr aus Stahl

2.2.1 Verträglichkeit von mit SiC beschichteten Teilchen mit Stahl.

1. EINLEITUNG

Alle wesentlichen Daten der in der letzten Zeit vorgeschlagenen gasgekühlten Schnellen Brüter [1 - 20] sind in Tabelle III.1 Anhang S.42-46 angegeben.

Es wurde entschieden, daß von den vorgeschlagenen acht Entwürfen, der GGA-, der Karlsruhe- und der UKAEA-Entwurf, alle mit Oxyd - Brennstoff, in Erwägung zu ziehen sind. Ferner sollen Kommentare zum schwedischen Stahl Sandvik 12 R 72 HV als Hüllmaterial (Entwurf 6) und Karbid Brennstoff (Entwurf 2) gegeben werden.

Aus Vergleichsgründen werden in den folgenden Betrachtungen für alle Entwürfe eine Schmierdichte von 83 % T.D., ein maximaler Abbrand von 10000 MWD/t, und ein mittlerer Entlade-Abbrand von 75.000 MWD/t, zugrunde gelegt. Das Verhältnis der Schmierdichte des Brennstoffes zum maximalen Abbrand ist damit das gleiche wie in der kürzlich erstellten ENEA - Studie über gasgekühlte Schnelle Brüter [1] .

The first part of the document discusses the importance of maintaining accurate records of all transactions and activities. It emphasizes the need for transparency and accountability in financial reporting. The second part outlines the various methods used to collect and analyze data, including surveys, interviews, and focus groups. The third part presents the findings of the study, highlighting key trends and insights. The final part concludes with recommendations for future research and practical applications of the findings.

II. THERMISCHE AUSLEGUNG DES CORES

1. Berechnungsgrundlagen

1.1 Metallumhüllte Stäbe

Die Wärme übertragungs- und Druckverlustkoeffizienten heliumgekühlter Bündel von parallelen glatten Stäben ergeben sich zu

$$\text{Nu}_B = 0.022 \text{ Re}_B^{0.8} \text{ Pr}_B^{0.4} \left(\frac{T_W}{T_E} \right)^{-0.18} \quad (1)$$

$$f_B = 0.046 \text{ Re}_B^{-0.2} \quad (2) \quad [1]$$

Der Druckverlust von jedem Gitter ist gleich 30 % des Staudruckes [2].

Der Eintrittsverlust am Brennelement kann mit 110 % und der Austrittswiedergewinn mit 55 % des Staudruckes angenommen werden. [3]

Der Wärmeübergang und Druckverlust von künstlichen Rauigkeiten sind in dem Bericht [4] angegeben. Aus [5] können noch genauere Angaben gewonnen werden, aber auch über den Effekt von hohen Temperaturen $(T_W/T_E)^{-0.2}$ auf den Wärmeübergangskoeffizienten.

1.2 Coated Particles

Der Druckverlust in einer "coated particles" Schüttung (Kugelförmige Teilchen gleicher Größe) kann durch Gleichung (109) im Bericht [6] bestimmt werden. Aus der gleichen Veröffentlichung ist es möglich, aus Abbildung 11 unter Berücksichtigung der Packungsdichte ξ , den Wärmeübergangskoeffizienten zu ermitteln.

- [1] M. Dalle Donne, F.W.Bowditch.
Experimental Local Heat Transfer etc.
DRAGON Project Report 184, April 1963
- [2] K. Rehme. Widerstandsbeiwerte von Gitterabstandshaltern.
Atomkernenergie 15, S. 127 - 130 (1970)
- [3] W.B.Hall. Reactor Heat Transfer
Nuclear Eng.Monographs, Temple Press, London, 1958
- [4] D.Wilkie. Forced Convection Heat Transfer from Surfaces
Roughened by Transverse Ribs.
Proc. of the 3rd Int.Heat Transfer Conf., Chicago,
Vol.I, pp. 1-19, AIChE, 1966
- [5] M. Dalle Donne, E.Meerwald.
Veröffentlichung in Vorbereitung
- [6] G.Erben.Messung des Wärmeüberganges und des Druck-
verlustes von gasdurchströmten Kugelpackungen und dessen
Abhängigkeit von Packungsdichte und Temperatur.
Externer Bericht INR-4/67-10 des Kernforschungszentrums
Karlsruhe, 1967

2. Heißstellenfaktoren für Stabbündel -Brenn- und Brutelemente

2.1 Einleitung

In der thermischen Auslegung des heliumgekühlten schnellen Brütters wird die maximal zulässige Kühlmittelaustrittstemperatur aus den Brenn- und Brutelementen begrenzt durch die maximal zulässige Temperatur des Hüllrohrmaterials der Brenn- bzw. Brutstäbe. Die maximal zulässige Stabileistung wird begrenzt durch die Schmelztemperatur des Brennstoffs.

Aufgrund von Fertigungstoleranzen, nicht idealer Strömung, ungenauer Kenntnis über Stoffwerte und Wärmeübergangskoeffizienten, Unsicherheiten in der nuklearen Rechnung und Meß- bzw. Regelfehlern ist es notwendig, zu den kritischen Temperaturen einen Sicherheitsabstand einzuhalten, der durch Heißstellenfaktoren repräsentiert wird. Die Faktoren sind so zu bemessen, daß die Wahrscheinlichkeit für ein Überschreiten der maximal zulässigen Werte ausreichend gering ist.

Die Berechnung der Heißstellenfaktoren wurde mit Hilfe einer statistischen Methode [1] durchgeführt, die thermische Auslegung mit einer zugrunde gelegten optimalen Drosselung der Brennelemente auf maximal zulässige Hüllrohrtemperatur wurde mit Hilfe des Programms TORO [2] berechnet.

Die Anwendung einer statistischen Methode zur Heißstellenberechnung wurde der "kumulativen" und der halbstatistischen Methode vorgezogen. Sie betrachtet nicht nur die Abweichungen im höchstbelasteten Kanal, sondern ermöglicht eine Aussage über die Heißstelleneintrittswahrscheinlichkeit im ganzen Reaktorkern. Durch vernünftige Festlegung der Vertrauensgrenzen kann so eine Überbemessung des Sicherheitsabstandes vermieden werden ohne die Urteilsfähigkeit über die Sicherheit des Reaktors zu verlieren. Die Aussage, daß für einen berechneten Heißkanalfaktor mit 1% Wahrscheinlichkeit in einem Reaktor mindestens eine Stelle "heiß" ist, kann man zulassen, wenn man berücksichtigt, daß beim gasgekühlten Reaktor im Gegensatz zum wassergekühlten Reaktor die Überschreitung der maximal zulässigen Heißstellentemperatur nur ein Standzeitproblem des überbeanspruchten Hüllrohrmaterials darstellt und nicht zur plötzlichen Zerstörung des Brennstabes führt.

2.2 Beschreibung der statistischen Berechnungsmethode [1]

Die Fragestellung lautet: " wie groß sind die Heißstellenfaktoren für das ganze Core, wenn man mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit die Überschreitung der kritischen Temperaturen zulässt."

Die Definition der Heißstellenfaktoren für Brennstabhüllrohr und Brennstoff lautet:

$$F_{hs} = \frac{t_{krit} - t_e}{t_{nom\ max} - t_e}$$

t_{krit} - kritische Temperatur für Hüllrohrwandmitte bzw. Brennstoffzentrum

$t_{nom\ max}$ - maximale nominale Temperatur für Hüllrohrwandmitte bzw. Brennstoffzentrum bei Berechnung mit nominalen Werten

t_e - nominale Coreeintrittstemperatur

Die berechneten Heißstellenfaktoren gelten für das gesamte Core. Sie enthalten die Einzelunsicherheiten und berücksichtigen den Leistungs- und Temperaturgradienten im Kern.

Die Einzelunsicherheiten werden je nach Anzahl ihrer Realisierung klassifiziert in

- lokale Unsicherheiten, deren Abweichungen entlang des Unterkanals variieren,
- Kanalunsicherheiten, deren Abweichungen von Unterkanal zu Unterkanal in einem Brennelement statistisch schwanken,
- Brennelementunsicherheiten, deren Abweichungen von Brennelement zu Brennelement statistisch schwanken,
- Coreunsicherheiten, deren Abweichungen von Reaktor zu Reaktor statistisch schwanken.

Jede Unsicherheit ist verschieden oft realisiert und wird entsprechend bewertet.

Um die Eintrittswahrscheinlichkeit einer Heißstelle für einen bestimmten Heißstellenfaktor endgültig angeben zu können, muß noch eine Heißstellengröße definiert werden. Die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten einer ganz kleinen Heißstelle ist größer als für das Auftreten einer größeren Heißstelle. Es ist sinnvoll für die Heißstellengröße der Brennstabhülle die Wandmittenfläche der Hülle zu wählen, die von einem Winkel von 60° (dreieckige Anordnung) und einer Pellethöhe begrenzt ist. Die Heißstellenlänge des Brennstoffs kann größer gewählt werden, da zentrales Schmelzen des Brennstoffs in kleinen Gebieten des Brennstabes als nicht so gravierend angesehen wird; deswegen wurde eine Länge von 2 cm der zentralen Brennstoffachse als Größe der Heißstelle angenommen.

2.3 Zusammenstellung der einzelnen Unsicherheiten

Die Einzelunsicherheiten werden je nach ihrer Auswirkung auf ihre Nominalwerte oder auf die nominale Aufheizspanne bezogen. Die lokalen Unsicherheiten sind für die Einheitslänge 1 cm definiert. Die Unsicherheiten sind in der Aufstellung auf 1 σ Werte (Vertrauensgrenze 84,13 % normiert).

| Art der Abweichung | | bezogen auf Nominal- wert | Aufheiz- spanne |
|---------------------------------|---------------------------|---------------------------------|--------------------|
| <u>a. Lokale Unsicherheiten</u> | | | |
| Axiale Flußverteilung | | 2,5 % | |
| Wärmeübergang lokal | | 3,0 % | |
| Pelletdichte | | 1,5 % | |
| Pelletdurchmesser | 6,6 mm | $\pm 0,004$ | |
| Wandstärke | 0,4 mm | $\pm 0,02$ | |
| Wärmeleitfähigkeit Brennstoff | 0,024 W/cm grd | ± 3 % | |
| Wärmeübergang Hülle- Brennstoff | 1,5 W/cm ² grd | ± 0.2 | |

A II.6

| Art der Abweichung | | bezogen auf Nominal- wert | Aufheiz- spanne |
|--|---------|---------------------------------|--------------------|
| <u>b. Kanalunsicherheiten</u> | | | |
| Teilung | 10,7 mm | $\pm 0,4 \%$ | 0.1 % |
| Druckverlust der Abstandhalter | | | 0.5 % |
| Brennstabverschiebung durch Abstandhalterspiel | | | 0.1 % |
| Außendurchmesser des Hüllrohrs | | | 0.2 % |
| Aktive Höhe $\pm 1/2$ Pellethöhe | | | 0.6 % |
| <u>c. Brennelementunsicherheiten</u> | | | |
| Anreicherung (Abweichung pro Charge) | | 0.5 % | |
| Radialer Fluß (Abweichung hervorgerufen durch Steuerelemente) | | 2 % | |
| Radialer Fluß, <u>systematischer Fehler</u> , tritt während der Corestandzeit <u>mindestens einmal</u> auf. Multiplikative Berücksichtigung. | | 2 % | |
| Drosselung, falls fest eingebaute Drosseln vorgesehen werden | | 1.5 % | |
| Kastenschlüsselweite | | | 0,7 % |
| <u>d. Coreunsicherheiten</u> | | | |
| Flußverteilung | | 2 % | |
| Leistungsmeßfehler | | 2 % | |
| Austrittstemperaturmeßfehler | | 1.3 % | |
| Wärmeleitfähigkeit Brennstoff | | 4.5 % | |
| Wärmeleitfähigkeit Hüllrohr | | 1 % | |
| Wärmeübergang Hüllrohr-Brennstoff $1.5 \text{ W/cm}^2 \text{ grad}$ | | ± 0.1 | |
| Wärmeübergang Kühlmittel-Hüllrohr (Fehler in der Nu-Beziehung) | | 3 % | |
| Eintrittstemperatur | | $\pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ | |
| Brennstoffschmelzpunkt | | $\pm 30 \text{ }^\circ\text{C}$ | |

2.4 Ergebnis der Rechnungen

Mit Hilfe der in Abschnitt 2.2 beschriebenen statistischen Methode [1] wurden für Core und Blanket Heißstellenfaktoren berechnet und zusammen mit dem Programm TORO [2] dazu benutzt, die thermische Coreauslegung durchzuführen.

Voraussetzungen zur Heißstellenberechnung

- Der Temperaturgradient in jedem Brennelement ist proportional dem Leistungsgradienten angenommen, jedoch verkleinert durch Annahme einer Kühlmittelquervermischung. Die Kühlmittelquervermischung wurde nach Messungen von Baumann und Möller [3] berücksichtigt.
- Der Wärmeübergang vom Kühlmittel zur Brennstabhülle wird als variabel $f(Re, Pr)$ berücksichtigt.
- Die Heißstellentemperatur ist auf die Hüllrohrwandmitte bezogen.
- Die Brennelementeintrittstemperatur ist konstant und für alle Brennelemente gleich.
- Die Drosselung der Brennelemente ist so vorgesehen, daß in jedem Brennelement die maximale nominale Hüllrohrtemperatur so hoch ist, daß zusammen mit dem Heißstellenfaktor für die Hülle die maximal zulässige Temperatur für die Heißstelle gerade erreicht wird.
- Heißstellenbetrachtungen werden angestellt für den aufgerauhten Teil des Brennstabes, für den glatten Teil des Brennstabes und für das Brutelement.

Heißstellenfaktoren

Das Ergebnis für Heißstellenfaktoren und thermische Auslegung wurde durch einen Iterationsprozeß gewonnen, indem für eine angenommene thermische Auslegung die Heißstellenfaktoren errechnet wurden und mit deren Hilfe eine neue thermische Auslegung durchgeführt wurde.

Die Iteration führte zu folgenden Auslegungsdaten:

| | GGA Konzept 1 | GfK Konzept 4 |
|---|------------------|------------------|
| Kühlmitteldruck | 70 | 90 at |
| Aktive Corehöhe | 126,5 | 120,0 cm |
| Oberes und unteres axiales Blanket | 60.0 | 60.0 cm |
| Nominale, maximale Stableistung (vorgegebene) | 430 | 440 W/cm |
| Hüllrohrmaterial Core | Stahl | Vanadin |
| Hüllrohrmaterial Blanket | Stahl | Stahl |
| Unterkanalgeometrie | 3-Eck | 3-Eck |
| Brennstabdurchmesser | 7.6 | 7.4 mm |
| Stabteilung/Stabdurchmesser | 1.395 | 1.46 |
| Länge der Aufrauung | ~80 | 90 cm |
| Multiplikationsfaktor für Wärmeübergang | 2 | 3 |
| Kastenschlüsselweite | 145 | 145 mm |
| Coreeintrittstemperatur | 320 | 410°C |
| Maximale nominelle Hüllrohrtemperatur Core | 680 | 772°C |
| Blanket | 680 | 682°C |
| Kritische Hüllrohrtemperatur Core | 755 | 850°C |
| Blanket | 750 | 750°C |
| Kritische Brennstofftemperatur | < 2700 | < 2700°C |
| mittlere Reaktoraustrittstemperatur | 600 | 706°C |

Der statistische Heißstellenfaktor für die kritische Hüllrohrtemperatur im aufgerauhten Bereich im Core beträgt

$$F_{hs} = 1.192.$$

Dieser muß noch mit der systematischen Abweichung von 1.02 (siehe 2.3c) multipliziert werden, um den Gesamtheißstellenfaktor zu erhalten.

Die Vertrauensgrenze für F_{hs} ist 2.46, d.h. mit 99 % Wahrscheinlichkeit ist in einem Reaktor keine Stelle heiß. Bezogen auf 100 Reaktoren bedeutet das, daß ein Reaktor mit mindestens einer Heißstelle erwartet werden kann.

Für die Brennstoff-Zentraltemperatur ergibt sich ein Heißstellenfaktor von

$$F_{hs} = 1.21$$

mit der gleichen Vertrauensgrenze 2.46.

Für die Brutstäbe im radialen Blanket wurde ein Heißstellenfaktor von $F_{hs} = 1.26$ ermittelt.

Um die Auswirkungen der Wahl der Vertrauensgrenzen zu verdeutlichen, wird in der folgenden Tabelle die wahrscheinlichste Abweichung von der nominalen Hüllrohr- und Brennstoffzentraltemperatur (Wahrscheinlichkeit 50 %) und die Abweichung bei der von uns gewählten Wahrscheinlichkeit (1%) angegeben.

| | Wahrscheinlichkeit | Auftretende Temperatur |
|------------------------------|--------------------|------------------------|
| Brennstabhüllrohr | 50 % | ≈ 821 °C |
| aufgerauht | 1 % | ≈ 850 °C |
| Brennstoff-Zentraltemperatur | 50 % | ≈ 2487 °C |
| | 1 % | ≈ 2700 °C |
| Brennstabhüllrohr glatt | | |
| Rauhigkeitslänge 85 cm | 31 % | ≈ 850 °C |
| 90 cm | 0,1 % | ≈ 850 °C |

2.5 Zusammenfassung

Die detaillierten Heißkanalrechnungen machten für beide Stab-
bündelkonzepte eine Überprüfung der thermischen Coreauslegung
notwendig. Es mußte vom Konzept der Drosselung auf konstante
mittlere Brennelementaustrittstemperatur abgegangen und das neue Drossel -
konzept, das sich an der kritischen Hüllrohrtemperatur orientiert,
angewendet werden. Die Folge ist ein Absinken der Reaktoraustritts-
temperatur um 14 bis 40°C je nach Reaktorkonzept.

Die vorliegende Heißstellenberechnung dürfte eine reale Grundlage
zu weiteren Auslegungsarbeiten darstellen. Eine noch genauere Heiß-
stellenfaktorbestimmung ist wünschenswert, da eine eventuelle Ver-
kleinerung des Faktors einen großen Einfluß auf die maximal zu-
lässigen Auslegungsdaten hat. Dazu sind genauere Aussagen über die
Einzelabweichungen notwendig. Während für Fertigungstoleranzen der
einzelnen Corebauteile durch Spezifikationen schon genauere Ab-
weichungen angegeben werden können, ist die Abschätzung der Fehler
für Strömungs- und Wärmeübergangsungenauigkeiten, sowie die Fehler in
der Berechnung der Leistungsverteilung im Core und Blanket noch
schwierig und verbesserungsbedürftig.

Es besteht jedoch die Möglichkeit, durch Messungen im Reaktorbetrieb
die Heißstellenfaktoren neu zu berechnen und eventuell daraufhin
die zulässige Leistung zu erhöhen.

- [1] A. Amendola: Advanced Statistical Hot Spot Analysis.
KFK 1134 (1970)
- [2] K. Doetschmann: TORO, Programm zur wärmetechnischen Reaktor-
auslegung unter Berücksichtigung der Kühlmittel-
quervermischung.
KFK - Bericht in Vorbereitung.
- [3] W. Baumann, R. Möller: Experimentelle Untersuchung der Kühl -
mittelquervermischung in Vielstabbündeln.
KFK 807 März 1969
- [4] P. Kafka, W. Klassmann: SNR Heißkanalfaktoren.
INITERATOM - Notiz Nr. Q - B 7 (1969)
- [5] J. Dewandeleer: Hot Channel Factors for the SNR.
BN 305.13 (1969).

3. Heißstellen in coated particles Brennelementen

3.1 Einleitung

Das von der UKAEA für einen heliumgekühlten Schnellen Brüter vorgeschlagene Brennelement besteht aus einem konischen Hohlzylinder, in dessen Ringraum die coated particles eingebracht sind.

Das Kühlmittel durchströmt den Brennstoff in radialer Richtung von außen nach innen. Dazu muß es, da es im Core von unten nach oben strömt, zweimal umgelenkt werden. Es soll abgeschätzt werden, inwieweit durch Zusammenballung von coated particles heiße Stellen auftreten können.

Verstopfung der Kühlkanäle wird bei dem UKAEA Brennelement Ref. [1, 2] durch ein Metallgewebe verhindert, solange die "coated particles" intakt bleiben.

Eine zuverlässige Bestimmung der Heißstellen ist nur mit aufwendigen Programmen und auch experimentellem Aufwand möglich und übersteigt den Rahmen dieser Untersuchung. Durch entsprechende Vereinfachung des Problems soll hier versucht werden, eine grobe Abschätzung der Heißstellen zu geben.

Grundsätzliche Angaben über das UKAEA Brennelement finden sich in Ref. [1, 2].

3.2 Heißstellen durch Zusammenballung von coated particles.

Rein statistisch können Zusammenballungen von coated particles auftreten, die eine schlechte Kühlung der inneren Teilchen zur Folge haben. Faktoren, die die Zusammenballung beeinflussen und die Kühlung hemmen, sind: Größe und Form der Teilchen, Binder, sonstige Ablagerungen zwischen den Teilchen.

Für die Abschätzung werden folgende Annahmen getroffen:

- Ein (zentrales) Teilchen sei von n Nachbarn umgeben. Die n Nachbarn werden durch eine Kugelschale gleichen Volumens repräsentiert, die das zentrale Teilchen umhüllt. Zwischen ihm und der Kugelschale besteht ein Spalt (gefüllt mit stagnierendem Helium), dessen Volumen dem Leervolumen zwischen den Teilchen entspricht, wobei aber bei den

n Nachbarn (für den inneren Spalt) nur 50% des Leervolumens effektiv sind. Der Rest wird an der äusseren Oberfläche der Schale wirksam.

- Das coated particle besteht aus einem Kern von 0,850 mm Durchmesser und einer Beschichtung von 0.150 mm Dicke. Die Wärmeleitfähigkeit von Pu-U/Oxyd ist zu 0.022 W/cm⁰C und temperaturunabhängig angenommen worden, was bei den hohen Temperaturen gerechtfertigt erscheint.

Die angenommene Wärmeleitfähigkeit der Beschichtung ist typisch für PyC.

- Der Wärmeübergang durch den Spalt zwischen dem zentralen Teilchen und der Kugelschale, die die n Nachbarn simuliert, erfolgt mittels Konduktion und Strahlung. Die Temperaturabhängigkeit vom Helium ist berücksichtigt. Das Emissionsverhältnis beider Oberflächen wurde zu 0.8 angesetzt.

- In der Kugelschale wurden die beschichteten Teilchen homogen vermischt angenommen. Die äußere Oberflächentemperatur der Kugelschale soll der heißesten Oberflächentemperatur der coated particles ohne Zusammenballung entsprechen.

- Die Leistungsdichte und das Leervolumen können aus Ref. [1,2] entnommen werden.

In der dichtesten Kugelpackung ist eine Kugel von 12 Nachbarn umgeben. Dies bedeutet, daß die Kugelschale einen inneren Radius von 1.027 mm und einen äußeren Radius von 1.498 mm hat. Die Dicke des inneren Heliumspaltes beträgt 0.452 mm. Die für diesen Fall berechnete Temperatur liegt durch die Zusammenballung um 150⁰C höher als bei gleichmäßiger Kühlung.

- [1] C.P. Gratton et al. A gas-cooled reactor with direct-cycle potential, IAEA Symposium Jülich 68, SM-111/67
- [2] C.P. Gratton et al. A 1000 MW(E) gas cooled fast reactor concept, March 68, ENEA working team.

4. Schlußfolgerungen

4.1 Metallumhüllte Stäbe

Bezüglich der Daten in Tabelle I.1 haben die im Rahmen dieser Studie durchgeführten Heißstellenfaktorberechnungen zu Änderungen in der thermischen Auslegung und zu Neufestlegungen in Stableistung und Brennelementabmessungen geführt. Der neue Datensatz für die thermische Coreauslegung ist in Tabelle II 4.1 angegeben.

Beim GGA - Entwurf mit Hüllrohren aus den Werkstoffen AISI 316 bzw. dem in letzter Zeit in Erwägung gezogenem Sandvik - Stahl 12 R 72 HV ergibt sich eine maximale Heißstellentemperatur von 755°C bei einer mittleren Reaktoraustrittstemperatur von 600°C .

Der auf Vanadiumlegierung als Hüllrohrmaterial bei 850°C maximaler Heißstellentemperatur basierende GFK - Entwurf erreicht eine mittlere Reaktoraustrittstemperatur von 706°C .

Der geringe Unterschied zwischen der maximalen Heißstellentemperatur auf der Hülle und der mittleren Heliumtemperatur am Reaktoraustritt beim GFK - Entwurf ergibt sich auf Grund des höheren Kühlmitteldruckes, des höheren Druckabfalles im Reaktor und der wirksameren künstlichen Rauigkeit an den Brennstoffstäben.

4.2 Coated particles

Im ursprünglichen UKAEA Reaktor - Entwurf [1] [2] bestand das Brennelement aus zwei gasdurchlässigen, konzentrisch angeordneten Röhren, in deren Zwischenraum sich eine Schüttung von gebundenen, beschichteten Partikeln befand. Das äußere Rohr war aus Stahl und das innere Rohr aus Silizium - Karbid. Daher war eine Gastemperatur am Coreaustritt von 1000°C möglich. Die maximale Nominal - Temperatur auf der Oberfläche der beschichteten Teilchen betrug 1033°C [2].

Wegen der schwierigen technologischen Probleme bei der Entwicklung eines Innenrohres aus Silizium - Karbid (wir werden dieses Problem im Abschnitt IV.2 näher behandeln) hat die UKAEA kürzlich beschlossen, ein Innenrohr aus Stahl zu verwenden. Die Helium - Gastemperatur am Core - Austritt wurde daher auf 720°C gesenkt, was einer mittleren Helium - Temperatur am Reaktor - Austritt von 675°C entspricht [3] [4]. Weiterhin wurde das Core - Volumen von 8600 auf 6943 Liter veringert, während der Kühlmitteldruck auf 70 Atm. erhöht wurde. Bei diesem Entwurf mit niedrigeren Temperaturen ergibt sich nach unseren Berechnungen eine

maximale Temperatur im Zentrum des Kernes der beschichteten Teilchen von etwa 800°C . Im Abschnitt 3,2 wurde eine maximale Heißstellentemperatur von 950°C errechnet. Die Voraussetzung dieser Berechnung war eine Zusammenballung von 13 verschiedenen Teilchen. Eine Verstopfung der Kühlkanäle in der Schüttung wurde dabei nicht berücksichtigt. Sollten jedoch einige Teilchen defekt sein, dann könnten Fragmente dieser Partikelchen möglicherweise eine Verstopfung der Kühlkanäle in der Schüttung hervorrufen. Bei Verstopfung einer Zone der Schüttung in Größe eines cm^3 würden fast alle 750 Teilchen, die sich in dieser Zone befinden, durch extrem hohe Temperaturen zerstört werden. Anschließen könnte sich der Unfall auf die gesamte Schüttung ausdehnen.

Die maximale Heißstellentemperatur von 950°C ist daher etwas willkürlich gewählt worden.

- [1] C.P.Gratton et.al."A gas-cooled fast reactor using coated particle fuel" J.of Brit.Nucl. En.Soc. 7 , 233-242, July 1968.
- [2] C.P.Gratton, E.G.Bevan, A.T.Hooper, G.W.Horsley.
" A Gas cooled fast reactor with direct cycle potential",
International Atomic Energy Agency, Symposium on advanced and high Temperature Gas-cooled Reactors, Jülich, 21-25 October, 1968, SM-111/67
- [3] D.S.Hughes: Thermal performance Data Sheet GCFR with Coolant Flow and 720°C Nominal Exit Duct Coolant Temperature"
Internal Winfrith Report, 1970
- [4] Fuel and Materials specialist Meeting Regarding Fast Gas cooled Breeders, Stockholm, October 23-24, 1969

TABELLE II 4.1

| | GGA Reaktorkonzept (1) | Karlsruher Reaktorkonzept (4) | UKAEA Reaktorkonzept (7) |
|--|------------------------------|-------------------------------------|--------------------------------|
| Helium-Temp.beim Reaktor-Eintritt ($^{\circ}\text{C}$) | 320 | 410 | 300 |
| Mittlere Helium-Temp. beim Reaktor-Austritt($^{\circ}\text{C}$) | 600 | 706 | 675 |
| Max."hot-spot"Temp. an den Stabhüllen ($^{\circ}\text{C}$) | 755 | 850 | 950 (am coated particles) |
| Helium-Druck beim Reaktor- Eintritt (kg/cm^2) | 70 | 90 | 71,4 |
| Druckabfall im Reaktor (kg/cm^2) | 2.5 | 5.3 | 3.2 |

III. STABBRENNELEMENTE1. Keramischer Brennstoff in Brennstäben1.1 Problemstellung

Als keramischer Brennstoff für Brennelemente aus Brennstäben mit Metallrohr-Hüllen kommen im wesentlichen $(U,Pu) O_2$ und $(U,Pu)C$ in Frage. Sie stehen bei beiden in Betracht gezogenen Brennelement-Konzepten, mit strong cladding bzw. vented fuel, in Wechselwirkung mit einer freistehenden Hülle. Der Einsatz einer dünnen, auf dem Brennstoff aufliegenden Hülle (collapsed can) würde sehr problematisch sein; die Gründe werden in den Schlußfolgerungen zu diesem Kapitel erwähnt.

Die chemische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hülle scheint nach den bisherigen Kenntnissen kein entscheidendes Auswahlkriterium zu sein. Dagegen ist die mechanische Wechselwirkung zwischen dem unter Bestrahlung schwellenden Brennstoff und der Hülle kritisch für die Brennstabauslegung, weil die verfügbaren Hüllenmaterialien unter Bestrahlung nur sehr geringe Dehnungen ohne Rißbildung zulassen. Die beiden Brennelement-Konzepte unterscheiden sich hier nur insofern, als das strong cladding nicht nur dem Schwelldruck des Brennstoffes, sondern auch noch dem Druck des Kühlgases und der im Brennstab freigesetzten Spaltgase widerstehen muß.

Der Betrieb mit freistehender Hülle erfordert einen Brennstoff, dessen äussere Volumenvergrößerung durch Spaltprodukteinlagerung unter Bestrahlung (Schwellung) möglichst gering ist oder weitgehend durch den Kriechwiderstand der Hülle unterdrückt werden kann. Die Brennstofftemperatur wird wesentlich durch den Wärmewiderstand eines He-Spaltens zwischen Brennstoff und Hülle mitbestimmt. Auch bei Verwendung von karbidischem Brennstoff ist zunächst an eine Helium - Bindung gedacht. Eine Na-Bindung erscheint zwar grundsätzlich möglich, würde aber wegen des Na-Verlustes im Falle eines Hülschadens problematisch sein. Dieser Verlust würde zu einer dauernden Überhitzung des Brennstoffes führen. Bedenkliche Korrosionseffekte durch das austretende Na im He-Kühlkreislauf sind wahrscheinlich nicht zu erwarten, wenn kein Wasser im Kreislauf vorhanden ist.

Die zulässigen Brennstab-Betriebsdaten, im besonderen spezifische Stableistungen und Abbrand hängen dann eng mit einigen Brennstoffeigenschaften unter Bestrahlung zusammen. Es handelt sich vor allem um die Wärmeleitfähigkeit, die Schwellrate und die Kriechfestigkeit. Daneben werden auch die chemische Verträglichkeit zwischen Brennstoff und Hüllmaterial und die Spaltgasfreigabe aus dem Brennstoff von wesentlicher Bedeutung für die Brennstab-Auslegung sein.

Die Herstellung der in Betracht gezogenen Brennstoffe und die Ermittlung ihrer Eigenschaften ohne Bestrahlungseinfluß können als unproblematisch angesehen werden und brauchen hier nicht erörtert zu werden.

1.2 Kritische Brennstoffeigenschaften unter Bestrahlung

1.2.1 Wärmeleitfähigkeit (Brennstofftemperatur)

Die Wärmeleitfähigkeit von $(U,Pu)O_2$, $(U,Pu)C$ sowie von Oxyd-Cermets, die möglicherweise als fortgeschrittene Brennstoffe in Frage kommen, zeigt in den vorgesehenen Betriebstemperaturbereichen anscheinend nur geringe Temperaturabhängigkeit, so daß hier die Angabe von mittleren Werten ausreichend erscheint. Sie betragen bei einer relativen Dichte von etwa 95 % TD und einem Pu/U + Pu-Verhältnis von etwa 20 Gew.-% für $(U,Pu)O_2$ bei 1000 - 2600°C $0,025 \text{ W/cm} \cdot ^\circ\text{C}$ [1,2] für $(U,Pu)C$ bei 1200 - 1700°C $0,20 \text{ W/cm} \cdot ^\circ\text{C}$ [1,3]. Die Wärmeleitfähigkeit von Oxyd-Cermet-Brennstoffen soll durch das Beispiel eines UO_2 -20 vol.-%Cr-Cermets mit kugelförmigen UO_2 -Teilchen (ca. 0,1 mm Dmr.) und sehr gleichmäßig verteilter Cr-Matrix charakterisiert werden. Für dieses Material ist bei 800 - 1400°C mit einer mittleren Wärmeleitfähigkeit von $0,11 \text{ W/cm} \cdot ^\circ\text{C}$ zu rechnen [4].

Die wesentlichen thermischen Betriebsdaten für den Brennstab lassen sich dann folgendermaßen zusammenstellen:

| | |
|---|---|
| Brennstoffdurchmesser | 7 mm |
| Wärmeübergangskoeffizient zwischen Brennstoff und Hülle (He-Bindung) | $1,5 \text{ W/cm}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ |
| Hülleninnenwand-Temperatur | 800°C |

A III.3

| Brennstoff | Stableistung (W/cm) | Wärmeleitfähigk. (W/cm · °C) | Temp.-Inter- vall (° C) |
|---|------------------------|---------------------------------|----------------------------|
| U _{0,8} Pu _{0,2} O ₂ | 500 | 0,025 | 1000 - 2600 |
| U _{0,8} Pu _{0,2} C | 1000 (bis 1300) | 0,20 | 1250 (bis 2000) |
| UO ₂ - 20 vol.%Cr | 800 | 0,11 | 800-1400 |

1.2.2 Schwellrate

Für die Geschwindigkeit, mit der der Spalt zwischen Brennstoff und Hülle gefüllt und anschliessend die Hülle gedehnt werden kann, ist in erster Linie die Volumenvergrößerung des Brennstoffes durch die Einlagerung der Spaltprodukt-Atome maßgebend. Sie wird im folgenden durch die mittlere Schwellrate in $\text{vol.}\%$ Abbrand der (U+Pu)- Atome angegeben.

In (U,Pu) O₂- Stäben ist für das oben angegebene radiale Temperaturintervall von 1000 - 2600 °C mit einer Schwellrate von etwa 1,5 $\%$ Abbrand zu rechnen [2]. In einem kritischen Temperaturbereich von etwa 1300 - 1700 °C, in dem es zu sehr starker Spaltgasblasenbildung im Brennstoff kommt, kann die Schwellrate bis auf 2 $\%$ Abbrand ansteigen [2]. Daraus ergibt sich eine erhebliche Unsicherheit bezüglich der Schwellrate von Oxyd-Cermet-Brennstoffen, die mit einem wesentlichen Volumenanteil in diesem kritischen Temperaturbereich liegen können.

Für (U,Pu)C - Stäbe ist bei einer Zentraltemperatur von etwa 1500 °C mit einer Schwellrate von 3 $\%$ Abbrand zu rechnen. [3].

1.2.3 Schwellung unter Berührung mit dem Hüllrohr

Die im vorangehenden Abschnitt angegebenen Schwellraten werden für Brennstoff ohne feste Umhüllung als äussere Volumenänderung wirksam. Unter dem Kriechwiderstand einer hochwarmfesten Hülle, die sich mit dem Brennstoff in Kontakt befindet, kann jedoch die Schwellung von porösem Brennstoff durch innere Kriechverformung in die Poren geleitet werden. Auch ein axiales Ausweichen des schwellenden Brennstoffes ist denkbar, wenn ein entsprechender Hohlraum im Hüllrohr zur Verfügung steht.

Dieses innere Abfangen der Schwellung erfordert eine hinreichend niedrige Kriechfestigkeit des Brennstoffes unter Reaktorbetriebsbedingungen. Die aus Bestrahlungsversuchen gewonnenen Kenntnisse über die Durchmesserergrößerung von Brennstäben zeigen, daß die Kriechfestigkeit eines 0,4 mm dicken Hüllrohres (Außendurchmesser ca. 7 mm) aus einem hochwarmfesten rostfreien Stahl des Typs AISI 316 bei Temperaturen bis etwa 650 °C ausreicht, um die äussere Schwellung sowohl von (U,Pu) O₂ als auch von (U,Pu) C zu einem wesentlichen Teil zu unterdrücken.

Diese Unterdrückung erscheint jedoch in keinem Fall vollständig gewesen zu sein. An (U,Pu) O₂-Stäben wurden bei Stableistungen von etwa 500 W/cm restliche äussere Schwellraten von 0,4 - 0,8 % Abbrand gemessen [z.B.5,6], an (U,Pu)C-Stäben bei Stableistungen von 800 - 1000 W/cm Werte von etwa 1,3 % Abbrand [3]. Diese Angaben beziehen sich auf Brennstoffe mit einer relativen Dichte von 90 - 95 % TD. Die äußere Schwellrate unter Hüllkontakt dürfte eine wesentliche Abhängigkeit von der Porosität und Porenstruktur des Brennstoffes zeigen, über die jedoch noch nichts Genaues bekannt ist.

Die partielle Unterdrückung der äusseren Schwellung des Brennstoffes macht einen bestrahlungsbedingten Kriechprozeß im Brennstoff wahrscheinlich. Denn sie erfordert bei einem Hülldruck, der höchstens bei etwa 2 kp/mm² gelegen haben kann, eine Kriechgeschwindigkeit des Brennstoffes in der Größenordnung der linearen Schwellgeschwindigkeit, d.h. hier von etwa $1 \cdot 10^{-5}$ /h. Diese Kriechgeschwindigkeit wird jedoch an unbestrahltem UO₂ und UC unter einem Druck von 2 kp/mm² erst bei Temperaturen von 1200 - 1300 °C erreicht [z.B.7,8]. Ergebnisse von Kriechversuchen von (U, Pu) O₂ und (U,Pu)C sind bisher nicht bekannt.

Aus diesen Angaben lässt sich der Schluß ziehen, daß auch unter einem Kühlgasdruck von etwa 100 at, der über eine anliegende Hülle auf den Brennstoff wirkt, mit einer bestrahlungsbedingten Kriechgeschwindigkeit von größenordnungsmäßig 10^{-5} /h in der äusseren Brennstoffzone (T < 1200 °C) zu rechnen ist. Die Kriechgeschwindigkeit müßte dem Druck näherungsweise proportional sein [7].

1.2.4. Abschätzung des Brennstoffdruckes auf die Hülle infolge
Abbrandschwellens

Bei der Auslegung von Brennstoffstäben hoher Leistung und hohen Abbrands in schnellen Reaktoren muß als zentrales Problem die Volumenzunahme des Brennstoffes infolge Abbrandschwellens berücksichtigt werden.

Da der Brennstoff zur Erzielung hoher Stabileistungen durchwegs aus hochdichten Sinterkörpern besteht, wird das Freivolumen zur Akkomodation des Volumenzuwachses infolge Abbrandschwellens in Form von zentralen Hohlräumen, axialen Dishes oder großem diametralen Ringspalt zwischen Sinterkörpern und Hülle bereitgestellt.

Da im Falle des Oxyds jedoch bei den hohen Brennstofftemperaturen frühzeitig eine Nachverdichtung des Brennstoffes, das Schließen des diametralen Ringspaltes und das Entstehen eines zentralen Hohlraumes infolge Porenwanderung einsetzen, wird über den längsten Teil der Einsatzzeit eines Brennstoffstabes im schnellen Reaktor ein nahezu konstanter Brennstoffschwelldruck auf die Hülle ausgeübt werden, so lange, bis das konstruktiv bereitgestellte Freivolumen verbraucht ist, der schwellende Brennstoff sich nicht mehr in die Porositäten verschieben lässt, und nun ein wesentlich höherer Festkörperschwelldruck wirksam wird.

Im Auslegungsfall wird soviel Freivolumen zur Akkomodation der Volumenzunahme durch Abbrandschwellen vorgesehen, um den Festkörperschwelldruck und damit eine unzulässig große Hüllaufweitung zu vermeiden,

Es gibt einige theoretische Modelle zum Abbrandschwellen und zur Festigkeit des Brennstoffes, die jedoch nur bedingt brauchbar sind für die Auslegung.

Da der Brennstoffschwelldruck abhängig ist von einer Vielzahl von Parametern, wie z.B.

- Temperaturprofilen,
- Randtemperaturen,
- Zentraltemperaturen,

A III.6

- Temperaturzyklen,
- Korngrößen,
- Dichte,
- Spaltraten,
- Ausheilvorgänge,
- Geometrie,
- zentraler Hohlraum,
- Dishes,
- Brennstofflänge,
- Stöchiometrie,
- Pu- Gehalt,
- Herstellverfahren,
- Verunreinigungen,
- Abbrandzustand,
- Spaltprodukten,
- Spaltgasdruck u.a.,

wird schwerlich eine vollständige, geschlossene Beschreibung bzw. ein Rechenverfahren zum Abbrandschwelldruck möglich sein.

Um Werte über den auftretenden Brennstoffschwelldruck für die ingenieurmäßige Auslegung von Brennstoffstäben zu erhalten, werden mit einem einfachen Modell gemessene Hüllaufweitungen infolge Brennstoffdrucks aus Bestrahlungsexperimenten ausgewertet.

Mittels eines Rechenprogrammes, das im wesentlichen bei bekannten Bestrahlungsdaten die theoretisch beschreibbare Kriechaufweitung von dünnwandigen Hüllrohren infolge Spaltgasdruck und Brennstoffschwelldruck benutzt, um aus gemessenen Hüllaufweitungen den tatsächlich wirkenden,

als konstant angenommenen Brennstoffschwelldruck zu errechnen, wurden eine Reihe von Bestrahlungsexperimenten ausgewertet.

Da in thermischen Reaktoren bestrahlte Brennstoffstäbe infolge der radialen Neutronenfluß- und Leistungsdepression gegenüber den Bedingungen in schnellen Reaktoren veränderte radiale Temperatur- und Abbrandprofile aufweisen, wurden vorerst nur einige verfügbare Bestrahlungsergebnisse aus dem EBR-2 und DFR ausgewertet [9,10,11].

In den Tabellen III 1.1 und III 1.2 sind die experimentellen Daten und Rechenergebnisse zusammengestellt.

In der Abb. III 1.1 ist der ermittelte Brennstoffschwelldruck (wirksam, solange noch Freivolumen im Brennstoff zur Akkomodation des Abbrandschwellens verfügbar ist - internes Schwellen - , danach wesentlich höherer Festkörperschwelldruck - extern gerichtetes Schwellen-) gegen die Hüllenaußentemperatur aufgetragen. Da bisher nur Bestrahlungsergebnisse bei Hüllenaußentemperaturen bis 650°C verfügbar sind, muß zu höheren Hülltemperaturen extrapoliert werden.

Die dargestellte Kurve gilt für spezifische Belastungen von 200-236 W/g und Helium-Bonding und kann als konventionell angesehen werden, da Schwächung der tragenden Hüllwandstärke infolge Korrosion und chemischer Wechselwirkung Brennstoff/Hülle und andere Einflüsse nicht berücksichtigt wurden.

Bei Vorliegen weiterer Bestrahlungsergebnisse wird die dargestellte Abhängigkeit noch besser belegt werden können.

1.2.5 Verträglichkeit

Die als Hüllmaterial in Betracht gezogenen rostfreien Stähle und Vanadin-Legierungen scheinen bei Temperaturen bis 850°C mit (U,Pu) O_2 und (U,Pu)C - nach out of pile-Messungen - so weit verträglich zu sein, daß keine wesentliche Schwächung der Hülle durch chemische Reaktionen mit dem Brennstoff zu erwarten ist. Das würde nicht nur für (U,Pu) C mit Hüllen aus Ni - Legierungen oder V - Legierungen höheren Ti - Gehaltes ($> 5\%$) gelten [12].

Die angegebene Maximaltemperatur von 850°C dürfte beim Einsatz von Karbidbrennstoff ungefähr mit der Verträglichkeitsgrenze sowohl für rostfreie Stähle als auch für Vanadin-Legierungen niedrigen Ti-Gehaltes zusammenfallen [13]. Für Oxydbrennstoff liegt die Verträglichkeitsgrenze in jedem Fall (ausser für V-Legierungen mit $> 10\%$ Ti) oberhalb 1000°C [14].

Diese Aussagen berücksichtigen nicht den Einfluß von Spaltprodukten (im besonderen Cs, J, Te) auf die Verträglichkeit bei höheren Abbränden. Einige Bestrahlungsversuchsergebnisse deuten darauf hin, daß Oxydbrennstoff nach Abbränden $\approx 4\%$ bei Temperaturen von $650 - 750^{\circ}\text{C}$ eine beträchtliche Reaktion mit Hüllen aus rostfreien Stählen (AISI 304 und 316) und Ni-Legierungen (Inconel 625) zeigt, die zu einem Korngrenzenangriff von etwa $100\ \mu\text{m}$ Tiefe führt [15,16].

Erste Ergebnisse von Verträglichkeitsversuchen mit simulierten Spaltprodukten (1000 h bei 600 und 800°C) [17] brachten keine deutlichen Unterschiede in der Reaktionsgeschwindigkeit von rostfreien Stählen und Vanadinlegierungen. Möglicherweise sind die V-Legierungen etwas anfälliger gegen den chemischen Angriff von Spaltprodukten. In Anwesenheit von Karbidbrennstoff (UC) war die Reaktion mit dem Hüllmaterial schwächer als in Anwesenheit von Oxydbrennstoff (UO_2). Dieser Unterschied (Karbid-Oxyd) scheint durch in der Literatur erwähnte Bestrahlungsergebnisse bestätigt zu werden [18].

1.2.6 Spaltgasfreigabe

Über die Spaltgasfreigabe aus dem Brennstoff kann kaum eine quantitative Aussage gemacht werden, die dem Zweck dieses Berichtes wesentlich dient. Die Spaltgasfreigabewerte müssen durch Bestrahlungsversuche empirisch ermittelt und im Falle eines nicht ventilierten Brennstabes durch ein hinreichend großes Spaltgasplenum berücksichtigt werden.

Dabei besteht noch erhebliche Unsicherheit über die Abhängigkeit der Spaltgasfreigabe vom Abbrand. Einige Bestrahlungsversuchsergebnisse deuten darauf hin, daß die Spaltgase bei Brennstofftemperaturen unterhalb

etwa 1500°C zunächst fast vollständig (vorzugsweise in Korngrenzenblasen) zurückgehalten, dann aber bei einem wahrscheinlich bei einem temperaturabhängigem Abbrand oberhalb 5 % sehr schnell freigegeben werden. [3].

Eine genaue Kenntnis dieser Vorgänge ist vor allem für Karbid- und Oxyd - Cermet - Brennstoff wichtig, weil sie sich fast vollständig in dem kritischen Betriebstemperaturbereich ($\approx 1500^{\circ}\text{C}$) befinden würden. Für die Oxyd-Cermets dürfte diese Kenntnis sogar entscheidend für die Einsatzfähigkeit im Reaktorbetrieb sein.

1.3 Folgerungen

Wenn ein Zielabbrand von maximal 10 % der (U + Pu) - Atome und eine für ein mögliches Versagen des Brennstabes bestimmende Hülltemperatur von 800°C angenommen werden, lassen sich aus den vorangehenden Betrachtungen die folgenden Schlüsse ziehen:

1.3.1 Freistehende Hülle

Gut verwendbar erscheint für das strong clad - Konzept ein (U,Pu) O_2 - Tabletten - Brennstoff mit einer relativen Dichte von 87 % TD in einer sehr festen Hülle, die bei 800°C die Kriechfestigkeit einer 0,4 mm dicken AISI 316 - Hülle bei 650°C erreicht. Die Brennstofftabletten haben einen diametralen Spalt von etwa 2 % des Brennstoffdurchmessers.

Die Stableistung ist durch den Schmelzpunkt des (U,Pu) O_2 (2700°C) auf etwa 500 W/cm begrenzt.

Der Einsatz von (U,Pu) C- Stäben mit einer Stableistung von etwa 1000 - 1300 W/cm unter sonst gleichen Bedingungen erscheint wegen der sonst höheren Schwellrate des Karbid - Brennstoffes problematisch. Hier muß mit einer Hülldehnung von 3,5 % gerechnet werden. Diese Aussage bezieht sich auf Brennstoffdichten oberhalb 90 % TD. Die Möglichkeit einer stärkeren Unterdrückung der äußeren Brennstoffschwellung durch höhere, fein verteilte Porosität im (U,Pu) C-Brennstoff muß untersucht werden. Aus den bisherigen experimentellen Ergebnissen lassen sich keine brauchbaren Werte für den Schwelldruck für den Karbidbrennstoff ableiten.

1.3.2 Collapsed can

(U,Pu) O₂- Brennstoff scheint für den Einsatz in Brennstäben mit dünner, anliegender Hülle nicht geeignet zu sein. Wegen des steilen radialen Temperaturgradienten in einem Oxyd-Brennstoffstab ist die "kalte " Zone ($T < 1200^{\circ}\text{C}$) sehr schwach, in der der Brennstoff keine nennenswerte thermisch bedingte Plastizität aufweist. Sie ist daher in Gefahr, durch Erhöhung der Plastizität auf Grund des Bestrahlungseinflusses oder durch lokale Überhitzung unter Einbeulung des Brennstabes durchbrochen zu werden. Entsprechende Schäden sind bereits in GGA-ORNL-Kapsel-Bestrahlungsversuchen mit 70 at He-Außendruck und etwa 800°C Hülltemperatur beobachtet worden.

(U,Pu)C-Stäbe müßten sich wegen des viel geringeren radialen Temperaturgefälles grundsätzlich stabiler verhalten. Ihre Neigung zu bestrahlungsbedingter Verformung unter äußerem Gasdruck muß untersucht werden. Wegen ihrer hohen Schwellrate muß für eine schwache, von vornherein anliegende Hülle beim Zielabbrand vorläufig mit einer Dehnung von 10% gerechnet werden, die mit den verfügbaren Hüllmaterialien wahrscheinlich nicht erreichbar ist.

Der Einsatz von integral, d.h. mit dem für den Reaktorbetrieb vorgesehenen Hüllrohr heißgepreßten Oxyd-Cermet-Stäben bietet ähnliche Probleme wie derjenige von (U,Pu)C-Stäben. Ihr Schwellverhalten und ihre Verformungsneigung unter Bestrahlung und äußerem Gasdruck müssen untersucht werden.

- [1] G. Karsten
Brennstoffauswahl und Herstellung
in die Entwicklung von Brennelementen
schneller Brutreaktoren
KFK 700, 1967, Teil II
- [2] G. Karsten
Das Betriebsverhalten eines
Brennstabelementes
KFK 700, 1967, Teil V, und

G. Karsten, H. Kämpf, A. Gerken, M. Guyette
Theoretical and Computer Analysis on the
Behaviour of Fast Reactor
Fuel Pins and Related Parts of the Core
under Operational Conditions.
KFK 878
- [3] W. Dienst
Das Verhalten von Mischkarbid - Brennstoff
unter Neutronenbestrahlung
KFK 1111, 1969, Teil IX
- [4] M. Bober
GFK, Interner Bericht
- [5] W.E. Baily u.a.
Swelling Rates of Mixed-Oxyd Fuel
and Cladding in Fast Flux
Trans. ANS 11 (1968) Nr. 2, S. 515
- [6] H. Lawton u.a.
The Irradiation Behavior of Plutonium-
Bearing Ceramic Fuel Pins
Proc. London Conf. an Fast Breeder Reactor
May 1966, S. 631 - Pergamon Press 1967
- [7] A.R. Wolfe, S.F. Kaufman
Mechanical Properties of Oxyd Fuels
WAPD-TM-587 , 1967
- [8] D.E. Stellrecht, M.S. Farkas, D.P. Moak
Compressive Creep of Uranium Carbide
J. Am. Ceramic Soc. 51 (1968) S. 455

- [9] Trans.ANS 13,2,566,567, Dec. 1969
- [10] Trans.ANS 11,2,1968,517,518
- [11] Neimark, L: Nixed Carbide Fuels for
Fast Reactors, ANL 7120, Oct, 1965
- [12] O.Götzmann
GfK, Interne Berichte
- [13] O.Götzmann
KFK 1111, Teil VIII, 1969
- [14] O.Götzmann
KFK 985, Teil VIII, 1969
- [15] Höchel (AEG)
pers. Mitteilung
- [16] N.R.Stalica, C.A.Seils
Proc.Int.Symp.Ceramic Nuclear Fuels
Am.Ceramic Soc., Columbus, 1969
- [17] P.Hofmann (Gfk/IMF)
pers. Mitteilung
- [18] ANL-7606,1969, S.2 u.97

TABELLE III 1.1

Summary of Test Parameters, Operating Conditions, and Test Results of Series F-2 Irradiations in EBR-II

| Test Parameters | | | | | | | | | | | | | Operating Conditions and Test Results | | | | | | | |
|-----------------|------|----------------------|------|-----------|-------------|----------|---------|----------|-----------|--------------------|--------------------|----------------|---------------------------------------|------------------|--------------------------------------|-------------------|----------|-----------------------|---|--------|
| | Pin | wt% PuO ₂ | O/M | Fuel Form | Fuel Length | Fab Mode | Type | o.d. in. | Wall Mils | Fuel Clad Gap Mils | Fuel Density Smear | Pellet Density | Max Linear Power kW/ft | Max Clad Temp °F | Peak Burnup MWd/Te × 10 ³ | Max ΔD Mils | Max ΔL % | % Fission Gas Release | Fast Flux Exposure (× 10 ⁻²²) | |
| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | Total | >1 MeV |
| Group 2A (XGO6) | F2A | 19.7 | 2.00 | SP | 14.16 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 2.5 | 94.0 | 95.6 | 16.1 | 1060 | 56.2 | 1.4 | NA | 49.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2B | 20.1 | 1.98 | SP | 14.25 | CP | 316 | 0.250 | 0.015 | 2.6 | 94.6 | 95.2 | 16.4 | 1060 | 57.1 | 1.7 | NA | 48.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2E | 20.2 | 1.98 | SP | 14.19 | CP | 316 | 0.250 | 0.015 | 3.2 | 94.4 | 95.3 | 16.7 | 1070 | 58.1 | 2.1 | NA | NA | 3.6 | 1.1 |
| | F2F | 19.9 | 2.00 | SP | 14.23 | CP | Inc-800 | 0.250 | 0.015 | 3.0 | 94.8 | 96.1 | 16.8 | 1070 | 58.6 | 53.0 ^a | NA | 50.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2N | 19.2 | 2.00 | SP | 14.23 | CP | 347 | 0.250 | 0.010 | 3.4 | 92.6 | 96.2 | 16.6 | 1070 | 57.7 | 2.2 | NA | 50.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2P | 19.8 | 2.00 | SP | 14.22 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 3.0 | 94.5 | 95.6 | 9.9 | 920 | 34.6 | 1.3 | NA | 32.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2Q | 20.2 | 2.00 | SP | 14.28 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 1.2 | 94.9 | 96.2 | 16.7 | 1070 | 58.1 | 2.5 | NA | 47.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2S | 19.7 | 2.00 | SP | 14.20 | CP | 347 | 0.250 | 0.030 | 1.3 | 96.1 | 97.1 | 17.5 | 1140 | 61.0 | 4.4 | NA | 55.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2U | 20.0 | 1.98 | SP | 14.21 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 3.4 | 87.0 | 89.5 | 16.3 | 1060 | 56.7 | 1.0 | NA | 63.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2W | 20.0 | 1.99 | VP | 14.22 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | NA | 83.8 | NA | 14.1 | 1010 | 49.2 | 1.1 | NA | 58.0 | 3.6 | 1.1 |
| | F2Y | 20.0 | 1.99 | VP | 14.48 | CP | 316 | 0.250 | 0.015 | NA | 83.9 | NA | 13.8 | 1010 | 48.2 | 1.2 | NA | 56.0 | 3.6 | 1.1 |
| F2Z | 20.0 | 1.99 | SP | 14.21 | CP | 316 | 0.250 | 0.015 | 2.9 | 87.2 | 89.2 | 16.1 | 1060 | 56.1 | 1.9 | NA | 58.0 | 3.6 | 1.1 | |
| Group 2B (XGO5) | F2C | 19.8 | 2.00 | SP | 14.18 | CP | Inc-800 | 0.250 | 0.015 | 2.7 | 93.1 | 94.6 | 16.5 | ~1000 | 71.0 | 3.1 | +0.46 | 64.0 | 4.7 | 1.4 |
| | F2H | 19.9 | 1.98 | SP | 14.27 | CP | 316 | 0.250 | 0.015 | 2.1 | 94.9 | 95.3 | 17.2 | ~1100 | 74.0 | 4.2 | +0.44 | 67.5 | 4.7 | 1.4 |
| | F2R | 20.3 | 2.00 | SP | 14.25 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 1.5 | 95.2 | 95.3 | 16.5 | ~1000 | 71.0 | 4.6 | +0.52 | 60.8 | 4.7 | 1.4 |
| | F2T | 20.3 | 2.00 | SP | 14.16 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 2.3 | 94.6 | 96.1 | 17.3 | ~1100 | 74.0 | 4.6 | +0.53 | 59.2 | 4.7 | 1.4 |
| | F2O | 20.2 | 2.00 | SP | 14.22 | CP | 347 | 0.250 | 0.015 | 3.5 | 94.0 | 95.8 | 16.5 | ~1100 | 71.0 | 56.0 ^a | NA | NA | 4.7 | 1.4 |

^aFailed

SP = Solid Pellet

VP = Vibratory Compacted Powder

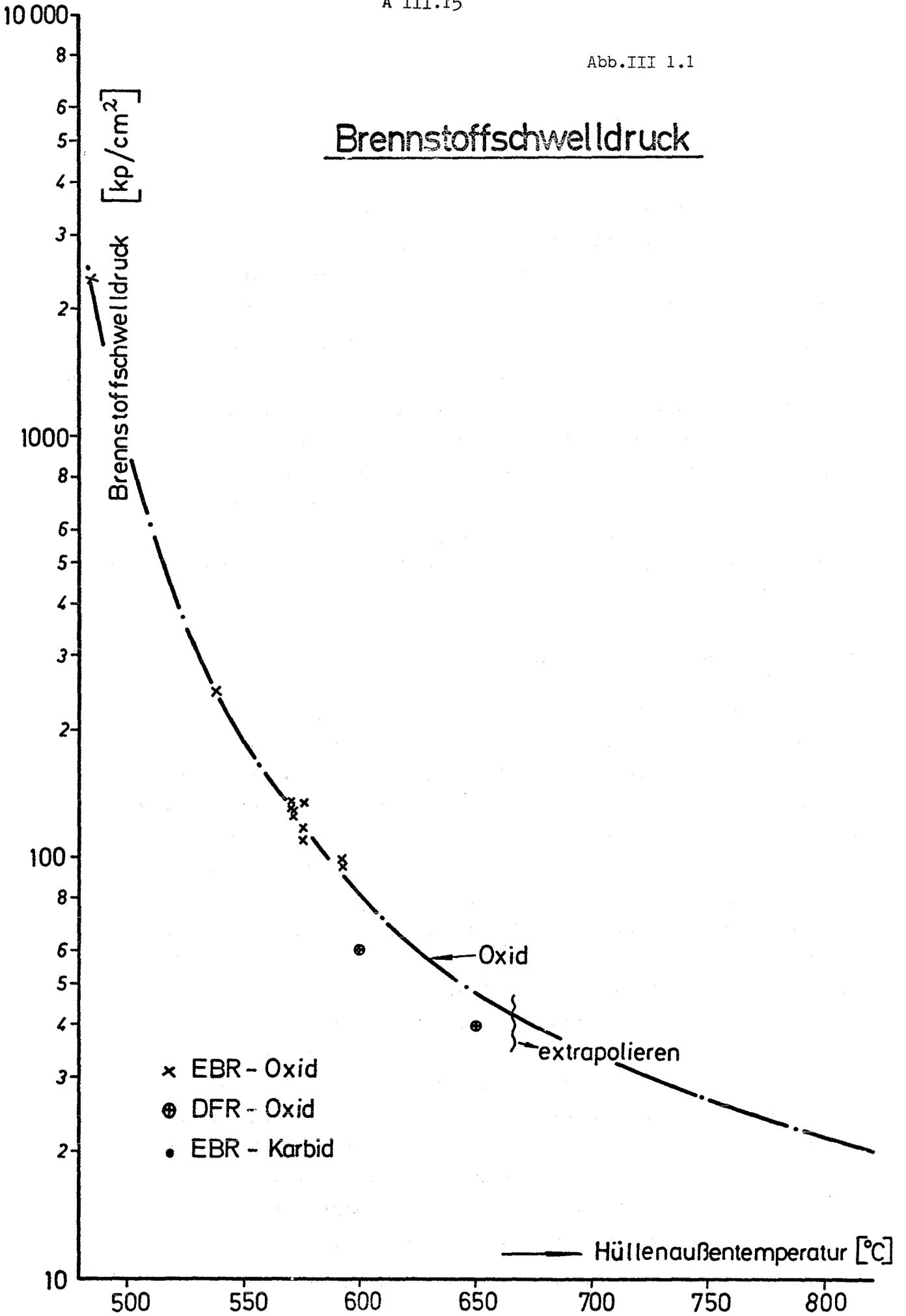
CP = Coprecipitated Powder

TABELLE III 1.2

Experimentelle Daten und errechneter Brennstoffschwelldruck

| Pin | Hüllwand- stärke (mm) | Spez. Be- lastung (W/g) | Abbrand (MWd/tM) | Hülltemp. (°C) | Aufweitung (%) | Zeit auf Leistung (h) | Schwelldruck (at) |
|------------|--------------------------|-------------------------------|---------------------|-------------------|-------------------|-----------------------------|----------------------|
| F2A | 0,38 | 204 | 56200 | 571 | 0,6 | 5800 | 124 |
| F2B | 0,38 | 205 | 57100 | 571 | 0,682 | 5850 | 129 |
| F2E | 0,38 | 209 | 58100 | 575 | 0,84 | 5900 | 137 |
| F2N | 0,25 | 220 | 57700 | 575 | 0,88 | 5500 | 110 |
| F2P | 0,38 | 117 | 34600 | 485 | 0,52 | 6200 | 2380 |
| F2Q | 0,38 | 205 | 58100 | 575 | 1,0 | 5950 | 119 |
| F2S | 0,76 | 218 | 61000 | 635 | 1,75 | 5900 | 94 |
| F2U | 0,38 | 236 | 56700 | 571 | 0,4 | 5050 | 130 |
| F2Z | ↓ | 220 | 56100 | 571 | 0,76 | 5900 | 136 |
| F2H | | 217 | 74000 | 592 | 1,67 | 7200 | 96 |
| F2R | | 208 | 71000 | 538 | 1,84 | 7200 | 250 |
| F2R | | 227 | 7400 | 592 | 1,84 | 6900 | 99 |
| DFR-Oxid-1 | | 220 | 10000 | 650 | 0,3 | 1200 | 40 |
| DFR-Oxid-2 | | 220 | 10000 | 600 | 0,2 | 1200 | 61 |

Brennstoffschwelldruck



2. Hüllmaterialauswahl

Kriterien für die Auswahl geeigneter Hüllmaterialien sind das Langzeitverhalten, gegebenenfalls die Kriechbeulfestigkeit beim strong clad, die Rohrinneindruckfestigkeit, das Bestrahlungsverhalten, sowie Korrosionsdaten und Verträglichkeit mit dem Kernbrennstoff selbst.

In den nachfolgenden Tabellen sind die mechanischen Kenndaten der drei zur Diskussion stehenden Hüllmaterialien AISI 316, Sandvik 12R 72HV und der Vanadinbasislegierung V-3Ti-1Si zusammengestellt, die ausschließlich an unbestrahltem Material und bei einachsiger Belastung gewonnen wurden. Diese Materialwerte sind Grundlage der Berechnungen und Abschätzungen, welche zur Präzisierung der maximalen Betriebstemperatur führen. Die maximale Betriebstemperatur ist dabei der hot-spot- Temperatur gleichzusetzen, da keine Gewähr dafür besteht, daß örtliche Überhitzungen der Hülle nur von kurzfristiger Dauer sind.

2.1 Mechanische Beanspruchungen

In den Abb. III 2.1 bis III 2.4 sind, soweit die Kriechparameter n und k bekannt sind, für V-3Ti-1Si und 12R 72HV Diagramme zusammengestellt, welche den Zusammenhang zwischen Rohraußen- und Rohrinneindruck und den Zeitstandwerten für das Kriechbeulen und der Aufweitung der Hülle durch Rohrinneindruck erkennen lassen. Die Zeitstandkurve für das Kriechbeulen unter verschiedenen Außendrücker wurde nach der Hoff'schen Theorie gewonnen. Zugrundegelegt wurde eine Anfangsovalität der Hüllrohre von $20 \mu\text{m}$. Die Standzeit selbst wird auf eine Einbeulung des Rohres von $60 \mu\text{m}$ bezogen, (in Anlehnung an Berechnungen in IRE/GfK). In diesen Rechnungen ist der Einfluß eines sich aufbauenden Rohrinneindruckes mit zunehmendem Abbrand nicht mit einbezogen. Die Werte beziehen sich also auf das Einwirken des jeweiligen Außendruckes p_A über die gesamte Standzeit. Die Standzeiten σ_B , σ (5%) σ (1%) etc. der Hüllrohre bei auftretendem Innendruck p_i wurden aus den Zeitstandkurven unter einachsiger Belastung entnommen und über die Kesselformel die dazugehörigen Rohrinneindrucke errechnet. Mit dieser Annahme liegt man auf der sicheren Seite, da die Vergleichsspannung σ_v in jedem Falle kleiner ist, als die verwendete Tangentialspannung σ_t .

Zur Frage der Spaltgasfreisetzung und des Brennstoffschwellens werden die folgenden Annahmen getroffen:

2.1.1 Spaltgasfreisetzung

Um einen Vergleich der verschiedenen Reaktorkonzepte zu erhalten, wird mit einer Schmierdichte von 83% und einem maximalen Abbrand von 100000 MWd/t gerechnet. Im höchstbelasteten Brennstab ist demnach ein mittlerer Abbrand von 82000 MWd/t \triangleq 9% Abbrand zu erwarten. Die Standzeit beträgt 1,8 Vollastjahre. Mit der realistischen Annahme einer 60%-igen Spaltgasfreisetzung [1] erhält man einen maximalen Spaltgasenddruck von 35 atm, wobei die Plenumlänge 60 cm beträgt (0,5 der Corelänge). Ein lineares Ansteigen des Innendruckes wird vorausgesetzt. Im Falle einer vollständigen Freisetzung des Spaltgases wäre ein maximaler Enddruck von 58 atm zu erwarten. Bei der vorgegebenen Stableistung scheint eine 100%-ige Freisetzungsrates jedoch unwahrscheinlich.

2.1.2 Brennstoffschwelldruck

Zur Frage des Brennstoffschwelldruckes bei oxydischem Brennstoff wird auf Abschnitt 1.2.4 verwiesen. Mit den dort für die verschiedenen Temperaturen extrapolierten Werten wird unter den folgenden Annahmen gerechnet: 1. wird der Schwelldruck erst nach etwa 4% Abbrand \triangleq 0,8 a auf die Hülle wirksam, zweitens bleibt er zeitunabhängig. Es gibt einige experimentelle Hinweise darauf, daß bis zu Temperaturen von 1000°C die Kriechparameter des Brennstoffes nahezu temperaturunabhängig, aber bestrahlungsabhängig sind. Aus diesem Grunde sind die experimentellen Schwelldrücke (Abb. III 1.1), die mit AISI 316-Hülle gewonnen wurden, eine Funktion der Langzeitfestigkeitswerte dieses Hüllwerkstoffes. Um eine Extrapolation des Schwelldruckes für die hier zur Diskussion stehenden Hüllenmaterialien V-3Ti-1Si und 12R72HV zu gewinnen, wird ein direkter Vergleich der Langzeitfestigkeitswerte (σ 1%/10000 h) aus Tab. III 2.4 angestellt. Aus den Daten ergibt sich, daß σ 1%/10000 h von AISI 316 bei 650°C dem σ 1%/10000 h von 12R72HV bei 700°C und dem σ 1%/10000 h von V-3Ti-1Si bei 750°C entspricht. Damit würde ein Schwelldruck p bei der Temperatur T und einem Hüllmaterial 12R72HV dem experimentell ermitteltem Druck (siehe Abb. III 1.1)

bei der Temperatur $T - 50^{\circ}\text{C}$ entsprechen. Verwendet man das Hüllmaterial V-3Ti - 1Si, so ist eine Temperaturverschiebung von 100°C notwendig. Mit dieser Annahme ergeben sich die folgenden Werte:

V - 3Ti - 1 Si 12R72HV
 850°C : Oxyd. ~ 25 atm 750°C : Oxyd. ~ 35 atm

2.1.3 Belastung der Hülle

Nicht eindeutig geklärt ist das Zusammenwirken des Spaltgasdruckes und des Brennstoffschwelldruckes. Eine Addition beider Belastungen wird als Extremfall für die nachfolgenden Diagramme und Folgerungen angenommen. Da die Kurven für die Zeit-Dehngrenzen und die Standzeiten an die Bedingung geknüpft sind, daß während der Belastungszeit $t_b = t_E - t_A$ der Rohrinneindruck p und damit σ_t konstant sind, wird ein Mittelwert \bar{p} so definiert, daß die Tangentialausweitung

$$\varepsilon = \int_{t_A}^{t_E} k \cdot [C \cdot p(t)]^n dt = k \cdot [C \cdot \bar{p}]^n \cdot (t_E - t_A)$$

$$t_E = 1,8 \text{ a}; t_A = 0,8 \text{ a};$$

C gibt - abhängig von den Abmessungen - die Umrechnung von p auf σ_t an, k und n sind Materialkonstanten.

a) Die Legierung V - 3Ti - 1 Si:

Aus Diagramm III.2.1 (Temperatur = 850°C) ist zunächst erkennbar, daß bei einem Kühlmitteldruck von 100 atm ein anfänglicher Rohrinneindruck p_i° von etwa 70 atm herrschen muß, um ein Einbeulen des Hüllrohres zu verhindern.

Beim oxydischen Brennelement ist mit einem Schwelldruck von 25 atm gerechnet worden. Für den Fall der niedrigeren Spaltgasfreisetzung errechnet man nach obiger Formel einen gemittelten Rohrinneindruck $\bar{p} = 23,1$ atm.

Mit diesem Druck überschreitet man die $\sigma_{1\%}$ - Zeit- Dehn- Grenze.

Bei vollständiger Spaltgasfreisetzung folgt ein mittlerer Druck \bar{p} von $39,5$ atm. Hier erreicht man gerade die $\sigma_{5\%}$ - Zeit- Dehn- Grenze.

b) Die Legierung 12R72HV:

Das Diagramm III.2.2 zeigt, daß bei einem Kühlmitteldruck von 70 atm. kein anfänglicher Rohrrinnendruck p_1^0 notwendig ist, um das Einbeulen des Hüllrohres zu vermeiden. Mit den in 2.1.2 angegebenen Schwelldrücken erhält man die mittleren Rohrrinnendrucke wie sie in Abb. III 2.2 eingezeichnet sind. Man kann daraus den Schluß ziehen, daß man in jedem Falle unter der $\sigma_{1\%}$ -Zeit-Dehn-Grenze bleibt.

c) Vented-fuel-Konzept:

Vergleicht man das vented-fuel-Konzept mit dem strong-clad-Konzept, so ergeben sich für beide Hüllmaterialien praktisch die gleichen Belastungen, da der Brennstoffschwelldruck nicht eliminierbar ist. Im Falle des Stahls 12R72HV wird die Belastung beim strong-clad-Konzept sogar erheblich kleiner.

TABELLE III 2.1

| | V-3Ti-1Si | 12R72HV |
|--|-----------|---------|
| | Oxyd | Oxyd |
| "strong clad" \bar{p} (Atm) | 23,1 | 0 |
| "vented fuel" Brennstoffschwelldruck (Atm) | 25 | 35 |

d) Kurzzeitbelastung:

Zur Frage der kurzzeitigen Belastung der Hülle bei Ausfall des Kühlmittels ergeben sich folgende Daten:

V - 3 Ti - 1 Si

Beim strong clad mit einem verbleibenden Rohrrinnendruck von maximal 130 atm (abhängig vom Abbrand) entspricht das einer Belastung von 11 kp/mm^2 . Die vorhandene Zugfestigkeit σ_B bei 950°C von $= 14 \text{ kp/mm}^2$ reicht gerade aus. Hier bringt die vented fuel Konzeption eine echte Verbesserung, die Kurzzeitbelastung bei 950°C fällt auf 2 kp/mm^2 .

12R72HV

Beim strong clad Konzept liegt die maximale Innendruckbelastung bei etwa 70 atm. das entspricht etwa 8 kp/mm^2 . Die extrapolierte Zugfestigkeit dieser Legierung liegt im lösungsgeglühten Zustand bei 800°C zwischen 15 und 20 kp/mm^2 . Auch hier ist die Belastung im Falle des vented-fuel Elementes beim Wegfall des äusseren Kühlmittel-druckes wesentlich niedriger, nämlich $= 4 \text{ kp/mm}^2$.

2.2 Bestrahlungsverhalten

2.2.1 Veränderung der Kriechparameter n und k

Ein direkter Einfluß der Bestrahlung auf die n- und k-Werte über eine bestrahlungsinduzierte Leerstellenübersättigung erscheint uns bei Einsatztemperaturen $\geq 650^\circ\text{C}$ für den Sandvik-Stahl und einem schnellen Fluß von maximal 1×10^{16} aufgrund früherer theoretischer Überlegungen nicht möglich. Eine entsprechende Berechnung kann für die Vanadinlegierung V-3Ti-1Si nicht durchgeführt werden, da keine Daten über Bildungs- und Wanderungsenergien von Leerstellen bekannt sind. Es ist jedoch aus Diffusionsgründen anzunehmen, daß die Temperatur, bei welcher in V-3Ti-1Si keine direkte Beeinflussung von n und k mehr durch Bestrahlung erwartet wird, bei etwa $700 - 750^\circ$ liegen dürfte.

Indirekt ist jedoch insbesondere über die erhöhte Keimbildung durch Bestrahlung im 12R 72HV eine Veränderung der Kriechdaten zu erwarten, kaum jedoch bei V-3Ti-1Si. Die Bildung von stabilen Gitterdefekten bei sehr hohen Dosen unter realistischen Bestrahlungsbedingungen (Bestrahlungstemperatur $\approx T_S/2$, mit T_S = Schmelztemperatur) scheint zu einer Erhöhung der Zeitstandfestigkeit bei gleichzeitiger Reduktion der Duktilität zu führen. Für 12R 72HV liegen bisher noch keine Ergebnisse unter solchen Bestrahlungsbedingungen vor. Carlander [2] weist darauf hin, daß V-20Ti nach 2×10^{22} nvt und 650°C Bestrahlungstemperatur eine geringfügig erhöhte Zeitstandfestigkeit aufweist.

2.2.2 HochtemperaturversprödungSandvik 12R 72HV

Die Kurzzeitfestigkeit dieser Legierung nach Bestrahlung im BR 2 (Projekt Mol 1 G, Bestrahlungstemperatur 50°C , Dosis $2 \times 10^{21} \text{ n}_f/\text{cm}^2$) ist für verschiedene Ausgangszustände bekannt.

Bei Testen der Proben nach Bestrahlung im Bereich von $600 - 850^{\circ}\text{C}$ ergibt sich in jedem Falle eine merkliche Reduktion der Bruchdehnung gegenüber dem unbestrahlten Zustand ab etwa 700°C . Allerdings ist die absolute Größe der Duktilität wesentlich von der Vorbehandlung des Materials abhängig. Das schlechteste Verhalten zeigt die dem Rohrzustand entsprechende Vorbehandlung (Lösungsglühen + 15% kaltverformt), deren Daten in der folgenden Tabelle zusammengefaßt sind.

Tab.III 2.2 (Material 12R 72HV, lösungsgeglüht + 15% kaltverformt)

| Testtemperatur | | $\sigma_{0,2} \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2}$ | $\sigma_B \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2}$ | $\delta \%$ |
|-----------------------|-------------|--|--|-------------|
| RT | unbestrahlt | 50,3 | | 19,5 |
| RT | bestrahlt | 79,4 | | 10,5 |
| 700°C | unbestrahlt | 36 | 37 | 10 |
| " | bestrahlt | 40 | 41 | 2 |
| 750°C | unbestrahlt | 33 | 34 | 11 |
| " | bestrahlt | 39 | 39,1 | 1,2 |

Die Daten dieses Bestrahlungsexperimentes sind allerdings aus zwei Gründen nicht ohne weiteres auf die Verhältnisse in einem Schnellen Reaktor übertragbar, da

1) die verwendete Schmelze einen sehr hohen Gehalt an natürlichem Bor ($\approx 80 \text{ ppm}$) hatte und damit die Bildung von He über den $^{10}\text{B}(n,\alpha)^7\text{Li}$ Prozeß durch den etwa gleich hohen thermischen Neutronenfluß ($\approx 10^{21} \text{ n}_{\text{th}}/\text{cm}^2$) zu dem weitaus größeren Anteil von He im Material führte. In einem Schnellen Reaktor würde bei einer Dosis von 1×10^{23} in dem Sandvik-Hüllmaterial eine Heliummenge von $7,5 \times 10^{-5}$ He-Atome/Gitteratom erzeugt werden, also etwa derselbe Betrag, wie er hier bei einer wesentlich niedrigeren Dosis bereits erreicht wird.

2) Auch die Heliumverteilung selbst ist bei Beschuß mit thermischen Neutronen anders- nämlich inhomogen, da Bor selbst in Ausscheidungen vorliegt- als im Schnellen Fluß, bei dem ja alle Elemente über n, α - Reaktion zur Bildung von Helium beitragen. Im letzten Falle ist also mit einer homogenen Verteilung der α -Teilchen zu rechnen.

Aus diesem Grunde kann trotz der im bisherigen Experiment bereits erreichten Heliummenge von etwa 8×10^{-5} He/Gitteratom nicht gesagt werden, ob die Versprödung im Schnellen Reaktor bei einer Dosis von 1×10^{23} geringer oder höher sein wird.

Für die Auslegung selbst sollte man aufgrund obiger Ergebnisse daher mit einer maximalen Restduktilität von 1% nach Bestrahlung, wenn nicht sogar - wie es bei der Konzeption des SNR vorgeschlagen wird, mit 0,2% Dehnung rechnen.

Vanadinlegierungen

Die von Böhm et.al. [3] am BR 2 durchgeführten Bestrahlungsversuche (Bestrahlungstemperatur $\approx 50^\circ\text{C}$, Dosis $1,4 \times 10^{21}$ n/cm², $E \geq 0,1$ MeV) an verschiedenen Vanadinlegierungen zeigen, daß bis zu Temperaturen von 750°C keine Hochtemperaturversprödung als Folge der Bestrahlung auftritt. ($C_{\alpha}^{\text{th}} \approx 1 \times 10^{-6}$; $C_{\alpha}^{\text{f}} \approx 1,6 \times 10^{-7}$, $C_{\alpha} \approx 1,2 \times 10^{-6}$).

Carlander [2] konnte dieses Ergebnis bei Bestrahlungsdosen in EBRII bis zu 3×10^{22} ($E \geq 0,1$ MeV) an verschiedenen Legierungen bis zu 750°C bestätigen. Am Zyklotron eingebrachte Heliummengen von 1×10^{-6} He-Atomen/Atom führten für die Legierungsgruppe V-10Ti-10Nb, V-10Ti-20Nb und V-20Ti-10Nb zu keiner Veränderung der Duktilität bis zu Testtemperaturen von 750°C , dagegen bei 850° und 950°C zu einer starken Reduktion der Bruchdehnung. Die Legierung V-3Ti-1Si blieb bis zu Testtemperaturen von 900°C praktisch unbeeinflusst durch den He-Gehalt [4], dem immerhin - bezogen auf die entstehende He-Konzentration - eine Dosis von $\approx 1 \times 10^{22}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV) entspricht. Es ist daher zu erwarten, daß die nach Dosen von 10^{23} nvt zu erwartende Restduktilität bei mindestens 1-5% liegen sollte.

2.2.3 Schwellverhalten

Über die Porenbildung im Sandvikstahl sind noch keine Werte bekannt. Frühestens Mitte 1971 sind von einem im DFR eingebauten Bestrahlungsprogramm konkrete Daten zu diesem Punkte zu erwarten, so daß man für eine Beurteilung auf die experimentell gefundenen Schwellraten in anderen Stählen zurückgreifen muß. Es ist für die Auslegung daher zu empfehlen, die im Rahmen des SNR-Projektes mit **Interatom vorgeschlagene Schwell - ratenformel** anzuwenden. Danach wäre bei einer Einsatztemperatur von 700 bzw. 750°C das Schwellen des Hüllmaterials 12R 72HV nicht gravierend (siehe auch Abschnitt III-3).

Über das Schwellverhalten von Reinvanadin und **Vanadinbasislegierungen** unter hoher Neutronenbestrahlung sind bisher lediglich zwei Versuchsergebnisse bekannt geworden:

- 1) Wiffen und Stiegler [5] berichten über Porenbildung in Reinvanadin nach den folgenden Bestrahlungsbedingungen: $\Phi \cdot t = 1,7 \cdot 10^{22}$ ($E \geq 100$ keV); Bestrahlungstemperatur $T = 600^\circ\text{C}$. Elektronenmikroskopisch ermittelte Porenkonzentration $> 10^{15} \text{ cm}^{-3}$ bei einem mittleren Porendurchmesser von ca. 120 Å. Aus diesem Ergebnis würde unter Zugrundelegung einer Porenkonzentration von 10^{15} cm^{-3} eine relative Volumenzunahme von etwa 0,1% folgen. Setzt man voraus, daß für die kubisch-raumzentrierten Vanadinlegierungen derselbe Mechanismus für die Porenbildung (Keimbildung und Wachstum) zu erwarten ist, wie bei kfz-Stählen, so läßt sich der Einfluß der Dosis auf diesen Effekt nach der von Claudson et.al. [6] entwickelten Formel $\Delta v/v = k_v^0 (\Phi \cdot t)^{1.77}$ errechnen. k_v^0 enthält die Temperaturabhängigkeit und läßt sich aus den obigen Daten errechnen. Für eine Dosis von $1 \cdot 10^{23}$ nvt würde man dann eine Volumenschwellrate von etwa 2% erwarten können.

- 2) Harkness [7] fand in V-20Ti nach Bestrahlung mit $2 \times 10^{22} \text{ n/cm}^2$ bei 550°C keine Poren.

Das Verhalten der Legierung V-3Ti-1Si bezüglich Porenbildung ist noch völlig unbekannt. Eine Extrapolation obiger Daten auf Einsatztemperaturen um 800-850°C ist nicht ohne weiteres möglich.

2.3 Korrosionsverhalten

Während der Sandvik-Stahl 12R72HV bei den vorgeschlagenen Einsatz-temperaturen im He- gekühlten Reaktor keine Schwierigkeiten haben wird, ist für den Betrieb mit Hüllrohren aus V-3Ti-1Si eine Spezifikation der Gesamtverunreinigungen durch Leckraten und Anfangskonzentration erforderlich. Dieses Problem wird in Abschnitt 4 näher untersucht.

2.4 Zusammenfassung

Unter der Voraussetzung, daß die bei der Bestrahlung verbleibende Duktilität 1% (5%) erreicht und die Extrapolationen bezüglich des Brennstoffschwellens nicht durch neue experimentelle Daten verschlechtert werden, erscheint der Einsatz von 12R72HV (V-3Ti-Si) bei 750°C (850°C) möglich.

Falls im Extremfall bei 12R72HV mit einer Rest - Duktilität von 0,2 % gerechnet werden muß, erscheint eine Temperaturbegrenzung auf 700°C als erforderlich.

Voraussetzung für die Verwendung von V-3Ti-1Si ist, daß eine Versprödung des Materials infolge zu hoher Mengen an O₂ und N₂ vermieden werden kann. Bei einer zu erwartenden Rest - Duktilität von 1% sind für die Legierung V-3Ti-1Si die mechanischen Anforderungen an die Hülle nur durch Senkung der Temperatur auf 800°C zu erfüllen.

- [1] ENEA working team on fast reactor evaluation:
" An Assessment Study of Gas - Cooled fast reactors for Civil
Power Generation."
Winfrith, July 1968, page 40 - 41
- [2] R. Carlander: " The Effect of Irradation on the Mechanical
Properties of Vanadium - 20 % Ti and Vanadium - 15 Ti - 7,5 Cr
Alloys."
AEC Working Group Meeting, Germantown, März 1968
- [3] H. Böhm, W. Dienst, H. Hauck, H.J. Laue
ASTM Special Technical Publ. No. 426
- [4] K. Ehrlich, H. Böhm : " Irradation Effects in Vanadium Based
Alloys".
IAEA - Proceedings " Radiation Damage in Reactor
SM 120/G-4 Juni 1969
- [5] F.W. Wiffen, J.O. Stiegler: " Irradiation Damage in Vanadium at
600°C "
ANS Transactions 12, 1; Juni 1969
- [6] T.T. Claudson, J.J. Holmes, J.L. Staalsund, H.R. Brager:
"Fast Reactor Radiation Induced Changes in Cladding and Structural
Materials."
IAEA - Proceedings " Radiation Damage in Reactor Materials. "
SM 120/F - 2, Juni 1969
- [7] S.D. Harkness: " Voids in EBR II Control Rod Shroud and Irradiated
Vanadium Alloys."
ANL 7457 (Mai 1968)

TABELLE III 2.3

Chemische Zusammensetzung (Gew.%)

V-3Ti-1Si

V = 96%

Ti = 3%

Si = 1%

12R72HV (15/15 CrNi)

Mn = 2,0 Co = 0,009

Cr = 14,8 Mo = 1,2

Ni = 15,4 B = 0,01

Ti = 0,43 Al = 0,13

TaNb = <0,05 Fe = Basis

AISI 316 (4401)

C \leq 0,07

Si \leq 1,0

Mn \leq 2,0

Mo = 2,0 - 2,5

Cr = 16,5 - 18,5

Ni = 10,5 - 12,5

Fe = Basis

TABELLE III 2.4: Zusammenstellung der wichtigsten mechanischen und physikalischen Daten für V-3Ti-Si, 12R72HV, AISI 316

| Kenngröße | Temp. °C | V-3Ti-1Si | Legierung 12R72HV | | AISI 316 |
|-----------------------------|-------------|---|-------------------------|---|-------------------------------|
| | | 980°C 1h | lösungsgeglüht | lös.-gegl.+ 15% kalt- verf.+ 830° 20 h/L | lös.-gegl. (Intern.Nickel) |
| Streckgrenze $\sigma_{0,2}$ | 650 | [28 kp/mm ²] ²⁾ | 15,3 kp/mm ² | 34,7 kp/mm ² | |
| | 700 | | 14,5 " | 30,8 " | 16 |
| | 750 | [25] | 17,1 | | |
| | 800 | | | | 14 |
| | 850 | [20] | | | |
| | 900 | [15] | | | |
| Zugfestigkeit σ_B | 650 | [50] | 41,0 kp/mm ² | 36,4 kp/mm ² | |
| | 700 | | 35,6 " | 31,3 " | 34 |
| | 750 | [35] | 26,7 | | |
| | 800 | | | | 23 |
| | 850 | [22] | | | |
| | 900 | [15] | | | |
| Bruchdehnung | 650 | [12%] | 38,0% | 21,2% | |
| | 700 | | 38,0% | 25,2% | |
| | 750 | [16] | 38,0% | | |
| | 800 | | | | |
| | 850 | [30-35] | | | |
| | 900 | [35-40] | | | |

TABELLE III 2.4 - Fortsetzung

| Kenngröße | Temp. °C | V-3Ti-1Si 980° 1 h | Legierung 12R 72HV | | AISI 316 lös.-gegl. (Intern. Nickel) |
|--|-------------|-----------------------------|--------------------------|---|--|
| | | | lösungsgeglüht | lös.-gegl.+ 15% kalt- verf.+ 830° 20 h/L | |
| Zeitstandfestigkeit | 650 | | 25/19 kp/mm ² | 26/21 kp/mm ² | 17/13 1) |
| $\sigma_{B/1000^h}/\sigma_{B/10000^h}$ | 700 | | 17/13 " | 20/(16) " | 12/7 |
| | 750 | 20/14 kp/mm ² | 11/<8 " | (15)/- " | 7,5/4,5 |
| | 800 | 15/9 " | | | 4,5/2,5 |
| | 850 | 8,5/5 " | | | 3/- |
| | | | | | |
| Zeit-Dehngrenze | 650 | | -/13 kp/mm ² | 24/19 kp/mm ² | 12/8 1) |
| $\sigma_{1\%/1000^h}/\sigma_{1\%/10000^h}$ | 700 | | -/9 " | 18/(14) " | 5/4 |
| | 750 | (10)/(7) kp/mm ² | -/6 " | | |
| | 800 | (8)/(4,5) " 3) | | | 2,5/1,5 |
| | 850 | (3,5)/(1,5) | | | |
| Zeit-Dehngrenze | 650 | | | 25/20 kp/mm ² | 15/12 |
| $\sigma_{5\%/1000^h}/\sigma_{5\%/10000^h}$ | 700 | | | 19/(15) " | 7/5 |
| | 750 | | | | |
| | 800 | 13/(9) kp/mm ² | | | 3/2 |
| | 850 | 6/(3) " | | | |
| Zeit-Bruchdehnung | 650 | | 30/25% | 20-25% | 15-25% |
| $\delta_{5d/1000^h}/\delta_{5d/10000^h}$ | 700 | | 30/20% | 20-30% | 50-60% |
| | 750 | | 30/20% | | |
| | 800 | (15-30%) | | | 20-40% |
| | 850 | 40-60% | | | |

TABELLE III 2.4 - Fortsetzung

| Kenngröße | Temp. °C | V-3Ti-1Si | Legierung | | AISI 316 | |
|---------------------------|-------------|----------------------------|-----------|-------------------------------|---|--------------------------------|
| | | 980° 1h | 12R 72HV | lösungsgeglüht | lös.-gegl.+ 15% kalt- verf.+ 830° 20 h/L | lös.-gegl. (Intern. Nickel) |
| Larson-Miller-Konstante c | | 20 | 20 | 25 | 600-700 | 30 |
| | | | | | 700-800 | 15-17 |
| n- und k-Werte | 650 | | | (18)/(1,4x10 ⁻³³) | 25/5,5x10 ⁻³⁵ | |
| (gem. Norton) | 700 | | | (15)/(1,7x10 ⁻²⁷) | 6,8/5,8x10 ⁻¹¹ | |
| | 750 | (8)/(1x10 ⁻¹⁸) | | (13,5/1x10 ⁻²⁰) | | |
| | 800 | 7,8/6,7x10 ⁻¹⁴ | | | 5,3/1,3x10 ⁻⁷ | |
| | 850 | 3,5/6x10 ⁻⁸ | | | | |
| E-Modul | 700-800 | 12000 kp/mm ² | | | 650° | 15100 |
| | | | | | 700° | 14600 |
| | | | | | 820° | 13400 |
| Querszahl μ (Pois.Konst.) | | 0,36 | | | 600° | 0,32 |
| | | | | | 700° | 0,31 |
| | | | | | 820° | 0,24 |
| Wärmeleitfähigkeit λ | 600 | | 600° | 18 kcal/m · h · °C | 500° | 0,048 cal/cm·s·°C |
| | 650 | 0,07-0,075 cal/cm·s·°C | | | 750° | 0,055 |
| | 800 | | 800° | 20 " | | |

TABELLE III 2.4 - Fortsetzung

| Kenngröße | Temp. °C | V-3Ti-1Si 980° 1 h | Legierung | | AISI 316 lös.-gegl. (Intern. Nickel) |
|-------------------------------|-------------|-----------------------|----------------------------|---|--|
| | | | lösungsgeglüht 12R 72HV | lös.-gegl.+ 15% kalt- verf.+ 830° 20 h/L | |
| Wärmeausdehnungszahl α | 700-800 | $9,5 \times 10^{-6}$ | 20-600° | $17,1 \times 10^{-6}$ | 20° - |
| | | | 20-800° | $17,7 \times 10^{-6}$ | 500° - $18,5 \times 10^{-6}$ |
| Spez. Dichte | | 6,05 | | 8,0 | 650° - |
| | | | | | 870° - 7,6 |

- 1) Werte von Vollmaterial
- 2) [] Werte von Blechproben
- 3) () Werte abgeschätzt bzw. aus lfd. Versuchsprogrammen
extrapoliert

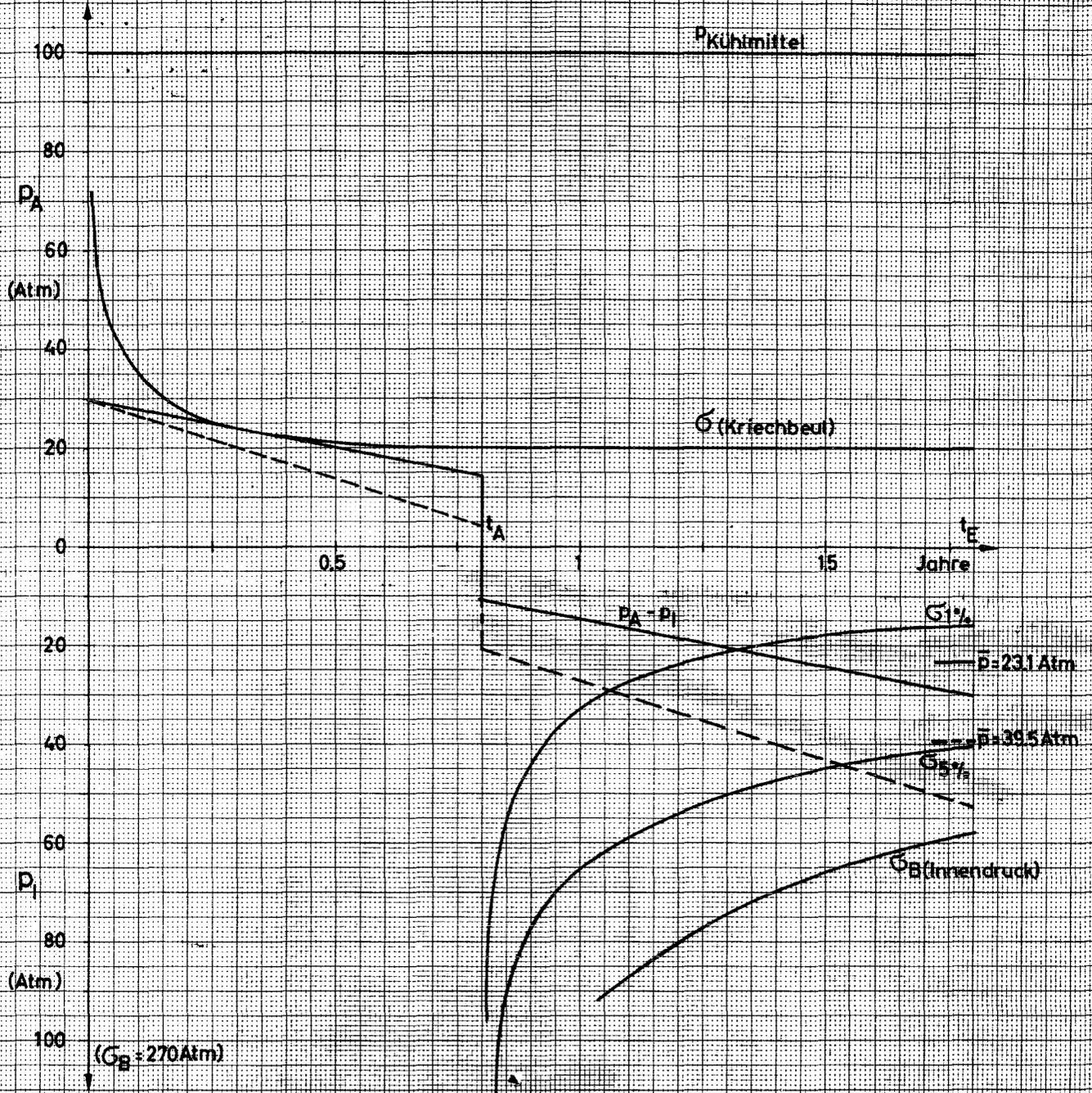


Abb. III.2.1 Druckdiagramm 1, V-3Ti-1Si, 850 °C, Oxyd-Brennstoff

- mit 60% Spaltgasfreisetzung
- mit 100% Spaltgasfreisetzung

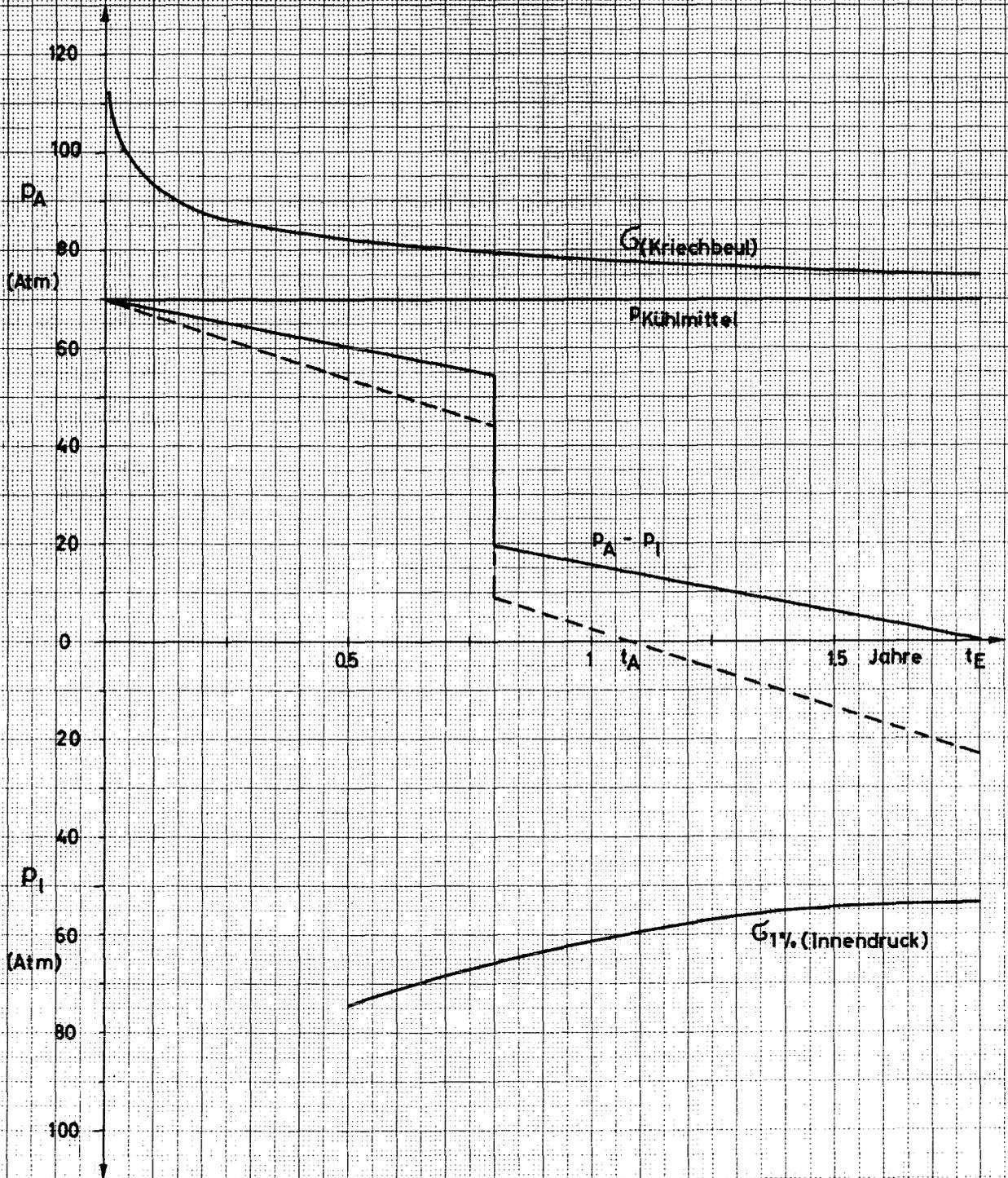


Abb.III 2.2 Druckdiagramm 2, Sandvik 12R 72HV, 750°C, Oxyd - Brennstoff

- mit 60% Spaltgasfreisetzung
- - - mit 100% Spaltgasfreisetzung

3. Verbiegung der Brennelement-Subassemblies als Folge des Stahlschwellens

3.1 Abhängigkeit der Volumenzunahme austenitischer Stähle von Temperatur und Fluenz

Zur Berechnung der Verbiegung von Brennelementkästen im SNR wurde am 17.7.1969 gemeinsam von der Fa. Interatom, der GfK und der Fa. Siemens die folgende Formel aufgestellt, die die Volumenzunahme von austenitischen Stählen in Abhängigkeit von der Fluenz und der Temperatur beschreibt [1]:

$$\frac{\Delta V}{V} [\%] = 8,5 \left(\frac{\phi t}{10^{23}} \right)^{1,6} \exp \left(- \frac{(T-490)^2}{10000} \right)$$

T° in $^\circ\text{C}$, t = schnelle Fluenz ($E \geq 0,1$ MeV)

Diese Formel basiert auf folgenden Annahmen:

1. Die Volumenzunahme erreicht bei 490°C ein Maximum, während bei Temperaturen unterhalb $ca. 350^\circ\text{C}$ und oberhalb $ca. 650^\circ\text{C}$ keine erhebliche Volumenzunahme mehr auftritt.
2. Die Volumenzunahme nimmt nach einem Exponentialgesetz mit der 1,6-fachen Potenz der Fluenz zu.
3. Bei einer Fluenz von 10^{23} n/cm^2 , $E \geq 0,1$ MeV und bei 490°C beträgt die Volumenzunahme 8,5 %.

Diese Festsetzungen können aufgrund der heute verfügbaren Literatur folgendermaßen beurteilt werden:

Zu 1. Zur Lage des Temperaturmaximums bestehen noch keine systematischen experimentellen Untersuchungen. Die veröffentlichten Arbeiten basieren entweder auf theoretischen Überlegungen oder auf Untersuchungen, bei denen neben der Temperatur auch andere Parameter verändert wurden. Die in der Literatur [2-6] berichteten Maxima liegen zwischen $ca. 450^\circ\text{C}$ und erheblich höheren Temperaturen.

Vermutlich hängt die Lage des Temperaturmaximums von der Stahlzusammensetzung und dem Werkstoffzustand ab. Da zur Zeit keine sichere Angabe der Maximaltemperatur möglich ist, wird vorgeschlagen, bei dem alten Wert von 490°C zu bleiben.

Zu 2. Ein Exponent von ca. 1,6 erscheint auch heute noch als die wahrscheinlichste Lösung [5, 7, 8]. Harkness u.a. [2,3] leiten aus theoretischen Ergebnissen den Exponent 2 ab.

Zu 3. Die veröffentlichten Extrapolationen geben für eine Fluenz von 10^{23}n/cm^2 höhere Schwellraten als 8,5 % an (bis zu 20%). Es wird jedoch auch eine stärkere Abhängigkeit der Schwellrate von der Zusammensetzung des Stahles und dem Kaltverformungsgrad berichtet. Hierüber herrscht jedoch noch keine endgültige Klarheit. So ergibt eine kritische Zusammenstellung der neuesten Daten [5], daß zumindest beim Weglassen der durch Pinaufweitung gefundenen Werte, ein relevanter Einfluß der Kaltverformung nicht feststellbar ist. Trotzdem wird es als wahrscheinlich angenommen, daß die Abhängigkeit der Volumenzunahme von diesen beiden Größen bis zu Bestellung der Core- Werkstoffe für einen heliumgekühlten Brüter genauer bekannt ist und ausgenutzt werden kann. Es wird deshalb vorgeschlagen, weiterhin eine maximale Schwellrate von 8,5 % bei 10^{23}n/cm^2 , $E \geq 0,1\text{ MeV}$ zu berücksichtigen.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß die Höhe der Beeinflussung des Schwellens durch verschiedene Parameter noch sehr unsicher ist. Man kann deshalb nicht ausschließen, daß das spätere Verhalten von Core- Bauteilen erheblich von den nach der genannten Formel berechneten Voraussagen abweicht. Es ist zur Zeit jedoch nicht möglich, sicherere Angaben zu machen.

3.2 Berechnung der Verbiegung der Brennelement-Subassemblies

Das Volumenschwellen an sich kann mit konstruktiven Maßnahmen bewältigt werden. Anlaß zu einer Betrachtung gibt jedoch das verschieden starke Strukturmaterialschwellen in den Brennelementkästen, hervorgerufen durch radiale Gradienten des schnellen Neutronenflusses und der

Kastenwandtemperaturen, das zu Kastenverbiegungen führt. Ist die Verbiegung zu groß, treten beim Zurückbiegen im Kasten Kräfte auf, die das Kastenmaterial überbeanspruchen. Außer konstruktiven Maßnahmen kann ein ein- oder mehrmaliges Drehen der Brennelemente um 180° während der Standzeit vorgesehen werden, um die verschiedenen Kastenwandlängenänderungen auszugleichen.

Mit Hilfe eines bei Siemens Erlangen existierenden Rechenprogramms [9] und unter Benutzung der in Abschn. 3.1 gegebenen Formel, kann die freie Ausbiegung des Kastens infolge thermischer Ausdehnung und Strukturmaterialschwellen berechnet werden. Mehrmaliges Drehen der Elemente ist möglich. Da sich durch das Drehen der Brennelemente die Bestrahlungstemperatur der Kastenwände ändert, muß angenommen werden, daß der Werkstoff mit einer bereits erreichten Schwellrate bei der Temperatur T_1 mit einer Temperatur T_2 charakteristischen Schwellrate weiterschwillt. Diese Annahme ist nicht selbstverständlich, aber beim heutigen Stand der Bestrahlungsversuche die einzig mögliche.

Die freie Kastenausbiegung bei fest eingespanntem Elementkopf wurde für eine radiale Speiche eines schnellen Reaktorkerns sowie für drei Brutelementreihen gerechnet.

Der axiale und radiale Flußverlauf ($E \cong 0.1$ MeV), die Core-aufheizspanne und die Brennelementkastengeometrie wurden nicht variiert, das Kühlmitteltemperaturniveau und die Brennelementlänge wurden so gewählt, daß sie charakteristisch sind für einen gasgekühlten Brüter mit "vented fuel" und Edelstahlbrennstabhüllrohren u. für einen Gasbrüter mit "strong cladding" und Vanadinbrennstabhüllrohren.

A III.36

Eingabedaten:

| | | |
|---|-----|----------|
| Schlüsselweite zwischen den Kastenwandmitten | | 151,5 mm |
| Länge des Brennelementes | GGA | 3030 mm |
| | GfK | 3580 mm |
| Maximaler Neutronenfluß ($E \geq 0.1$ MeV) = $0,455 \cdot 10^{16}$ n/cm ² . sec | | |
| Aktive Corehöhe | GGA | 1265 mm |
| | GfK | 1200 mm |
| Coreeintrittstemperatur | | |
| | GGA | 320°C |
| | GfK | 410°C |
| Coreaustrittstemperatur | | |
| | GGA | 600°C |
| | GfK | 706°C |
| Maximale Brennelement- austrittstemperatur | | |
| | GGA | 620°C |
| | GfK | 730°C |
| Maximale Brutelement- austrittstemperatur | | |
| | GGA | 660°C |
| | GfK | 660°C |
| Standzeit der Brennelemente | | 660 d |
| Standzeit der Brutelemente | 3x | 440 d |
| Verdrehung der Brennelemente nach | | 220 d |
| nach | | 440 d |
| Verdrehung der Brutelemente nach jedem Umsetzen innerste Reihe zusätzlich nach | | 220 d |

A III.37

Ergebnisse

Es sind die folgenden freien Ausbiegungen [mm] der Brennelementreihen aufgrund Strukturmaterialschwellens zu erwarten:

| Element: | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 |
|----------------------------------|-----------|-----------|----|----|----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Konzept | Standzeit | ungedreht | | | | | | | | | |
| GfK | 220 | 0 | 0 | 3 | 2 | 4 | 4 | 5 | 6 | 10 | 9 |
| GGA | | 1 | 1 | 5 | 4 | 6 | 7 | 8 | 13 | 18 | 20 |
| GfK | 440 | 1 | 0 | 8 | 5 | 10 | 11 | 14 | 18 | 31 | 27 |
| GGA | | 2 | 4 | 14 | 12 | 17 | 20 | 24 | 38 | 54 | 59 |
| GfK | 660 | 1 | 0 | 15 | 9 | 19 | 20 | 25 | 33 | 57 | 51 |
| GGA | | 4 | 8 | 26 | 21 | 31 | 36 | 44 | 71 | 100 | 111 |
| gedreht nach 220 Tagen Standzeit | | | | | | | | | | | |
| GfK | 220 | 0 | 0 | 3 | 2 | 4 | 4 | 5 | 6 | 10 | 9 |
| GGA | | 1 | 1 | 5 | 4 | 6 | 7 | 8 | 13 | 18 | 20 |
| GfK | 440 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| GGA | | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| GfK | 660 | 0 | 0 | 5 | 3 | 6 | 7 | 8 | 11 | 19 | 17 |
| GGA | | 1 | 3 | 9 | 7 | 10 | 12 | 15 | 24 | 33 | 37 |
| gedreht nach 440 Tagen Standzeit | | | | | | | | | | | |
| GfK | 220 | 0 | 0 | 3 | 2 | 4 | 4 | 5 | 6 | 10 | 9 |
| GGA | | 1 | 1 | 5 | 4 | 6 | 7 | 8 | 13 | 18 | 20 |
| GfK | 440 | 1 | 0 | 8 | 5 | 10 | 11 | 14 | 18 | 31 | 27 |
| GGA | | 2 | 4 | 14 | 12 | 17 | 20 | 24 | 38 | 54 | 59 |
| GfK | 660 | 0 | 0 | -5 | -3 | -6 | -7 | -8 | -11 | -19 | -17 |
| GGA | | -1 | -3 | -9 | -7 | -10 | -12 | -15 | -24 | -33 | -37 |

Zu der Schwellverbiegung ist die freie Ausbiegung [mm] aufgrund unterschiedlicher Kastenwandtemperaturen zu addieren:

| Konzept | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 |
|---------|--|---|---|---|---|---|---|---|---|---|----|
| GfK | | 0 | 1 | 1 | 1 | 1 | 2 | 2 | 4 | 6 | 11 |
| GGA | | 0 | 1 | 1 | 1 | 1 | 2 | 2 | 5 | 6 | 12 |

Für die Brutelementreihen wurde angenommen, daß beim Gleichgewichtsblanket die innerste Reihe alle 440 Tage entladen wird und die Brutelemente in den äußeren Reihen jeweils eine Reihe nach innen versetzt werden. Beim Versetzen können die Elemente um 180° gedreht werden, für die innerste Elementreihe wurde ein zusätzliches Drehen nach 220 Tagen untersucht.

Die Angabe der Standzeit bezieht sich auf die Standzeit des Brutelementes in der zuletzt innegehabten Position. Das heißt, in Reihe 3 hat das Brutelement das Alter "Standzeit", in Reihe 2 "440 Tage + Standzeit", und in Reihe 3 "880 Tage + Standzeit".

| Element | | 1 | 2 | 3 | 1 | 2 | 3 |
|---------|-----------|-----------------------|----|-----------|--|---|-----------|
| Konzept | Standzeit | ungedreht | | | gedreht beim Umsetzen und nach 220 Tagen | | ungedreht |
| GfK | 220 | 60 | 10 | 1 | 17 | 1 | 1 |
| GGA | | 56 | 9 | 1 | 16 | 1 | 1 |
| GfK | 440 | 113 | 21 | 3 | 15 | 8 | 3 |
| GGA | | 104 | 19 | 2 | 15 | 8 | 2 |
| | | gedreht beim Umsetzen | | ungedreht | | | |
| GfK | 220 | 17 | 1 | 1 | | | |
| GGA | | 16 | 1 | 1 | | | |
| GfK | 400 | 58 | 8 | 3 | | | |
| GGA | | 54 | 8 | 2 | | | |

Die freie Ausbiegung [mm] aufgrund unterschiedlicher Kastenwandtemperaturen beträgt:

| | | | |
|-----|----|----|----|
| GfK | 12 | 12 | 12 |
| GGA | 12 | 12 | 12 |

3.2.1 Vergleich und Begründung der unterschiedlichen Ergebnisse beim GGA- und GfK - Konzept.

Die Beträge der freien Brennelementkastenausbiegung sind trotz des längeren Brennelementes bei GfK- Entwurf kleiner als beim GGA-Konzept. Das erklärt sich aus dem Aufbau der Schwellformel. Betrachtet man die Temperatur- und Dosisabhängigkeit, so werden Volumenschwelldifferenzen infolge Dosisdifferenzen teilweise wieder von den Temperatur - differenzen in den Kastenwänden kompensiert, falls das Temperaturniveau der Temperaturdifferenz oberhalb 490°C liegt, dem temperaturabhängigen Schwellmaximum in der Schwellformel. Bei Temperaturdifferenzen mit einem Temperaturniveau unterhalb 490°C wirken diese gegenteilig, nämlich schwellratendifferenzverstärkend.

Beim GfK-Entwurf liegen die Kastentemperaturen im Gebiet hoher Neutronen - dosen oberhalb 490°C , beim GGA- Entwurf unterhalb. Daraus erklärt sich der große Unterschied in den Kastenausbiegungen.

Man ersieht daraus, daß für zukünftige Betrachtungen eine möglichst genaue Bestimmung des temperaturabhängigen Schwellmaximums aus Bestrahlungsversuchen notwendig sein wird.

Die Kastenverbiegungen- im wesentlichen von der Coremitte nach außen zunehmend- können verkleinert werden, wenn die gefährdeten Brennelemente nach einer bestimmten Standzeit um 180°C gedreht werden. Durch Ausgleich der Volumenschwelldifferenzen biegen sich die Kästen dann wieder zurück.

3.2.2 Konstruktive Maßnahmen

Alle konstruktiven Maßnahmen müssen bewirken, daß die durch Coreverspannung und damit Zurückbiegen der Brennelemente auftretenden Kräfte die Kastenwände nicht überbeanspruchen und die Anpreßkräfte der Brennelemente untereinander in der Abstützebene nicht zu groß werden. Verzichtet man ganz auf eine Coreverspannung, muß darauf geachtet werden, daß ein "Aufblühen" des Cores nicht wesentliche neutronenphysikalische Veränderungen zur Folge hat.

Einige Kriterien sind:

Der Spalt zwischen den Brennelementen soll das radiale Schwellen sowie ein Teil der Elementverbiegung aufnehmen können. Eine gelenkige und verschiebliche Lagerung des Brennelementkopfes gewährleistet eine bessere Anpassung des verbogenen Elements an seine gleichfalls verbogenen Nachbarlemente und verhindert zu große Verspannkräfte am Brennelementkopf.

Falls Coreverspannung, sind die Abstützebenen so zu wählen, daß die auf die Brennelementkästen wirkenden Kräfte minimal werden.

Reichen die oben beschriebenen konstruktiven Maßnahmen nicht aus, sollen im Folgenden weitere Vorkehrungen zur Verhinderung großer Kastenbelastungen beschrieben werden.

Durch Einsetzen von brutstofffreien, wenig absorbierenden Hülsen in die Brutstäbe von einer oder mehrerer Reihen von Brutelementen an den Stellen maximaler Schwellverbiegung kann der radiale Flußgradient verändert werden, d.h. weiter außen liegende Brutelemente werden sich stärker, die inneren Brutelemente weniger stark ausbiegen. Es wird dadurch eine gewisse Ausglei chung der verbogenen Brutelemente erreicht.

Vorsehen eines Gelenkes (im Anschlag begrenzt) in den Elementen mit großer Verbiegung. Das Gelenk soll möglichst nahe an der Coremitte angebracht sein, die Brennstäbe werden an dieser Stelle unterbrochen.

Weglassen des Brennelementkastens bei den gefährdeten Elementen (teilweise offenes Core).

- [1] Interatom- Protokoll A - B 1
Mayer: Volumenzunahme von Stahl unter Neutronenbestrahlung.
1.8.1969
- [2] S.D. Harkness, C.Y.Li: A Modell für Void Formation in Metals
Irradiated in a Fast Neutron Environment;
SM-120/F-4, Wien, Juni 1969
- [3] S.D. Harkness, D. Letzring, C.Y.Li: Void Formation
in Fast-Neutron Irradiated Type-304 Stainless Steel;
ANS- Transactions 1969, S. 115
- [4] J.H. Shively, Commentary to be presented in Vienna
Meeting on Radiation Effects on Reactor Materials
- [5] Ergebnisse der Fa. Westinghouse; Persönliche Mitteilung
an Herrn Dr. Karsten, GfK (Dez.1969)
- [6] R.Carlander, F.L. Yaggee: The Effects of High Fast
Fluences on the Microstructure and Mechanical Properties
of Type-304 Stainless Steel, ANS-Transactions, S.480-482 ,1968
- [7] J.J.Holmes, H.R.Brager: Fast-Reactor-Induced Swelling
by Void Formation in Type-304 L Stainless Steel, ANS-
Transactions 1968, S.479
- [8] T.T. Claudson, R.W. Barker: The Effects of Fast Flux
Irradiation on the Mechanical Properties and Dimensional
Stability of Stainless Steel, ANS-Transactions, 1969, S.524.
- [9] Siemens Arbeitsnotiz ZEF/SB Nr.56/69
Klein: Kastenverbiegung durch Strukturmaterialschwellen.
20.8.1969

4. Verunreinigungen in Helium und Oxydation des Vanadins

4.1 Einleitung

Auch bei einer Kühlung des Reaktors mit Edelgas können Korrosionsprobleme, und zwar durch die Verunreinigungen, auftreten. Bereits in einer Notiz vom 2.12.1968 [1] wurde eine kurze Betrachtung über die zu erwartenden Einwirkungen der Verunreinigungen auf die Vanadiumlegierungen angestellt. Bei dieser Betrachtung wurden einige pessimistische Annahmen gemacht, so z.B. daß:

- a) der gesamte Sauerstoff und Stickstoff des Heliums nur mit der Vanadiumlegierung der BE- Hülle reagiert,
- b) das gesamte Helium jedes Jahr erneuert wird,
- c) keinerlei Vorkehrungen zur laufenden Getterung der Verunreinigungen getroffen werden,
- d) die Standzeit des Brennstabes wurde mit drei anstatt zwei Jahren angesetzt [2].

Andererseits wurde außer acht gelassen, daß an den Brennelementhüllen keine gleichmäßige Temperatur herrscht. Die Temperaturunterschiede können aber eine entscheidende Rolle beim korrosiven Angriff der Verunreinigungen des Heliums an der BE- Hülle spielen.

4.2. Gleichmäßige und teilweise Oxydation der Hüllen der Brennstäbe

4.2.1. Gleichmäßige Oxydation

Die gleichmäßige Oxydation des Hüllenmaterials ist in [1] bereits diskutiert, so daß hier nur einige Berichtigungen auf Grund des neueren Reaktorkonzeptes [2] zu machen wären. Durch die Erniedrigung der Standzeit des BE auf zwei Jahre und der neuen Konzeption, daß keine Neufüllung des Kühlmittels sondern nur Ersetzung der laufenden Verluste von 0,1 % pro Tag erfolgt, ergibt sich die Gesamtmenge des Heliums, die mit den BE- Hüllen in Berührung kommt zum 1,7-fachen der Reaktorfüllung. In [1] wurde der Faktor 4 angenommen. Damit erniedrigten sich die dort errechneten Werte um mehr als die Hälfte, d.h. auf 42,4 %. Weiterhin vergrößerte sich die Länge der Brennstäbe nach dem neuen Konzept von 260 cm auf 300 cm [2,3], was bei einem

gleichmäßigen Angriff bzw. einer homogenen Adsorption und Lösen der gasförmigen Verunreinigungen die ursprünglich errechneten Korrosionswerte ebenfalls erniedrigt.

4.2.2 Teilweise Oxydation

Bei der Diskussion der teilweisen Oxydation der BE- Hülle ist die Oberflächentemperatur zu berücksichtigen. Den Brennstab kann man dazu in 4 Temperaturzonen unterteilen:

| | | | | |
|----|--------------|-------|---------|--------------------------------|
| 1. | 410°C, | Länge | 120 cm | (unteres Blanket) |
| 2. | 560°- 760°C, | "- | 34.8 cm | (glatte Fläche) |
| 3. | 570°- 740°C, | "- | 65,2 cm | (Core-Mitte) |
| 4. | 740°- 760°C, | "- | 100 cm | (Core-oben und oberes Blanket) |

Daraus ist zu ersehen, daß fast an 2/3 der Hüllenoberfläche eine Temperatur von 560 - 760°C herrscht bzw. an dem oberen Drittel eine gleichmäßige Temperatur von 760°C. Ginge man davon aus, daß die Verunreinigungen nur mit dem heißesten Drittel der Hülle reagierten, würde der Anteil des Sauerstoffs und Stickstoffs zusammen in diesem Teilbereich auf etwa 600 ppm ansteigen. Diese Annahme ist aber unrealistisch, da selbstverständlich auch an den kälteren Teilen der Hülle die gasförmigen Verunreinigungen mit dem Metall reagieren [4-8].

Außerdem ist zu erwarten, daß beim Durchströmen des Heliums durch die Kühlkanäle eine laufende Abnahme der gasförmigen Verunreinigungen stattfindet, so daß der Partialdruck dieser Gase am heißesten Teil des BE geringer wird. Diese mit Sicherheit zu erwartende Abreicherung wirkt dem steigenden Temperaturgradienten entgegen, so daß zu erwarten ist, daß an den Be- Hüllen keine großen Korrosionsunterschiede auftreten werden.

Bei einer gleichmäßigen Getterung des Sauerstoffs auf der gesamten Hüllenoberfläche bekäme man eine Sauerstoffaufnahme von ca. $1,66 \cdot 10^{-2} \frac{\text{mg}}{\text{cm}^2}$;

Angenommen ist dabei eine Sauerstoffverunreinigung von 10 vpm und ein gleichhoher Betrag an H₂O. Dies führt unter der Voraussetzung der vollständigen Dissoziation des Wassers zu einer Sauerstoffkonzentration von 15 vpm.

Damit errechnet sich die Gesamtmenge G Sauerstoff zu :

$$G = 20000 \text{ Nm}^3 \cdot 1,7 \cdot 15 \cdot 10^{-6} = 510 \text{ NI}$$

$$\Delta \frac{510}{22,4} \cdot 32 \text{ g} = 728 \text{ g Sauerstoff}$$

Gesamtoberfläche (F)

$$F = 63 \text{ 000} \cdot 0,74 \cdot 300 = 4,39 \cdot 10^7 \text{ cm}^2$$

$$\text{Daraus : } \frac{G}{F} = \frac{7,28 \cdot 10^5}{4,39 \cdot 10^7} \frac{\text{mg}}{\text{cm}^2} = 1,66 \cdot 10^{-2} \frac{\text{mg}}{\text{cm}^2}$$

Aus den Literaturangaben [4,8] ist zu schließen, daß die Aufnahme des Sauerstoffs in dieser Menge pro cm^2 in sehr kurzer Zeit erfolgen kann (in wenigen Minuten), so daß anzunehmen ist, daß auch bei Hot - spots mit einer Temperaturerhöhung von etwa 90°C keine lokalisierte Oxydation auftritt. Daß keine merkbare, verstärkte Oxydation an den Hot-spots auftreten sollte, darf man auch wegen der geringen Partialdrücke der Verunreinigungen annehmen. Der Partialdruck der Verunreinigungen in Helium unter 100 kg/cm^2 Kühlmitteldruck

($73,555 \cdot 10^3 \text{ mm Hg}$ bei 0°C) entspricht

$$\text{bei } 10 \text{ vpm } \text{O}_2 = 0,73 \text{ mm Hg}$$

$$25 \text{ vpm } \text{N}_2 = 1,84 \text{ mm Hg}$$

$$10 \text{ vpm } \text{H}_2\text{O} \Delta 0,73 \text{ mm Hg bzw.}$$

$$\text{H}_2 = 0,73 \text{ mm Hg}$$

$$\text{O}_2 = 0,36 \text{ mm Hg.}$$

Deswegen ist anzunehmen, daß in der Kinetik der Reaktion dieser Gase mit der BE- Oberfläche der Transport des Gases an die Oberfläche eine entscheidende Rolle spielen wird.

4.3 Schutzschichtbildung

Bei relativ niedrigen Temperaturen und hohen Sauerstoffpartialdrücken kommt es zur reinen Oxydbildung und nicht zur Mischkristallbildung [8]. Bei Temperaturen unterhalb 675°C verläuft die Oxydation relativ langsam, da die Oxyde eine Schutzschicht bilden [5,9], oberhalb dieser Temperatur verläuft die Reaktion extrem schnell. Diese Reaktion verläuft so exotherm, daß man bis zu 200°C über der betreffenden Ofentemperatur messen kann (burn-up reaction) [6]. Der Verlust der Schutzschichtwirkung wird durch Schmelzen und Abtropfen des V_2O_5 bewirkt. Der Schmelzpunkt

des V_2O_5 liegt um $675^\circ C$ [5,10].

Wenn man auch annehme, daß sich durch eine schnelle Reaktion der aktiven Gase an der Oberfläche der BE- Hülle eine Schutzschicht bildete, bliebe fraglich, ob die Haftfestigkeit des gebildeten V_2O_5 oberhalb dessen Schmelzpunktes ($675^\circ C$) ausreichte, um einen Schutz zu bewirken. Die Löslichkeit des Stickstoffs im festen Vanadium beträgt um 3,5 At.% (\triangleq 1 Gew.%) [11] und die Diffusionsgeschwindigkeit ist nach [4] immerhin so groß, daß es bei N_2 - Drücken von 7,6 cm Hg zu keiner merklichen Schutzschichtbildung kommt.

Nach E.A.Gulbransen und K.F.Andrew [4] sind bei Vanadiumoxyd bis zu $940^\circ C$ und einem Vakuum besser als 10^{-6} mm Hg keine Zersetzungen bemerkt, bei mit 1,2 At.% nitriertem Vanadium wurden bei Glühungen bis $1000^\circ C$ in einem Vakuum von 10^{-6} mm Hg keine Druckänderungen festgestellt.

Aus diesen Angaben ist zu vermuten, daß sich bei längerer Standzeit des Brennelements die aktiven Gase in der Hülle auflösen (Mischkristallbildung) und daß keine Massentransporte durch Zersetzung oder Verdampfung stattfinden werden. Über das Verhalten des evtl. kurzfristig gebildeten V_2O_5 kann keine sichere Aussage gemacht werden. Nach [4] ist auch mit V_2O_3 - Bildung an der Oberfläche zu rechnen. Einige Daten der Phasen des V - O und V - N - Systems sind in Tabelle

III 4.1 - III 4.3 angeführt.

4.4 Kinetische Berechnungen

Wegen der unzureichenden experimentellen Daten und der komplexen Vorgänge im Reaktor, wobei noch eine gegenseitige Beeinflussung der reagierenden Gase mit Sicherheit zu erwarten ist [4,9], erscheint es nicht möglich, eine strenge Berechnung des kinetischen Ablaufs vorzunehmen. Eine Betrachtung über die Kinetik der Sauerstoffaufnahme von Metallen der V A -Gruppe gibt G. Hörz [12]. Bereits bei der Kinetik der Mischkristallbildung unter Berücksichtigung der vier Teilschritte:

1. Transport des Gasmoleküls zur Metalloberfläche und Adsorption,
2. Chemisorption und Dissoziation des Gases,
3. Übergang der chemisorbierten Gasionen in den gelösten Zustand,
4. Diffusion der Gasionen im Metallgetter;

und unter Beachtung der Rückreaktionen kommt man zu 7 Reaktionsgeschwindigkeiten bzw. Geschwindigkeitskonstanten. Zumindest bei Sauerstoff wäre evtl. mit einer Oxydbildung an der Oberfläche zu rechnen. Die Zusammenstellung der auftretenden Phasen im System V - O, Tabelle III 4.1 [13] zeigt, welcher Komplexität und Unsicherheit eine theoretische Berechnung des Reaktionsablaufs unter Reaktorbedingungen unterläge. Der Schritt zu technischen Mehrkomponentenlegierungen (V - 3 Ti - 1 Si) ist nicht übersehbar. Daher können sichere Aussagen nur auf Grund experimenteller Versuche, die den Reaktorverhältnissen anzupassen wären, gemacht werden.

4.5 Ergänzende Bemerkungen

Aus der Aufstellung der Phasen des V - O - und V - N - Systems Tab. III 4.1 - 4.3 ist zu entnehmen, daß diese Systeme ein vielgestaltiges Zustandsdiagramm aufweisen. Im System Vanadium- Wasserstoff wurde im Bereich von 246 - 554°C nur eine einzige homogene Phase festgestellt. Bei tiefen Temperaturen, unterhalb $\approx 50^\circ\text{C}$, wird angenommen, daß eine zweite Phase besteht.

Der Wasserstoff wird bei Temp. $> 300^\circ\text{C}$ sehr rasch absorbiert. Die Sorption des Wasserstoffs ist reversibel. Der aufgenommene H_2 läßt sich bei 1100°C oder im Vakuum vollständig wieder entfernen.

Der Wasserstoff kann in den Heliumkreislauf durch das Wasser im He und durch den Feuchtigkeitsfilm des Strukturmaterials gelangen. Rotglühendes Vanadium wird durch H_2O unter H_2 -Bildung oxidiert. Der entstehende Wasserstoff wird dabei absorbiert [9].

4.6 Anfahrbedingungen

Bei den bisherigen Überlegungen wurden jeweils nur die zu erwartenden Verunreinigungen des angelieferten Heliums berücksichtigt. Von gleicher, wenn nicht entscheidender Bedeutung, werden die Verunreinigungen, die im Reaktortank und Kreislaufsystem verblieben sind, sein.

Daher erscheint es erforderlich, diesen Gesichtspunkt zu beachten. Durch eine wirksame Reinigungsanlage ließen sich sowohl die gasförmigen Verunreinigungen des Heliums wie auch die des Reaktorsystems entfernen. Zur Konzipierung der Reinigungsanlage müßten die sich bietenden Methoden, wie z.B.

- a) Gettern an erhitzten, aktiven, zerkleinerten Metallen (z.B. Ti, Zr),
- b) Katalyse,
- c) Ausfrieren,

näher untersucht werden, wobei man die Erfahrungen der einschlägigen Firmen [14] nützen kann.

Der Vorteil einer effektiven Reinigungsanlage ergäbe sich auch durch die größere Toleranz in der Reinheit des Heliums.

Das bedingt wieder die Möglichkeit, Helium preisgünstiger zu erstehen. Dabei ist hinzuweisen, daß der am 11.3.1954 festgesetzte Preis für 1000 cft (= 38,3 Nm³) Helium 19 Dollar beträgt. Das entspricht etwa 2,70 DM/Nm³; vgl. Preis in [1]. Bureau of Mines übt das Monopolrecht der Heliumgewinnung in USA seit 1938 aus [15]. Neben einer wirksamen Reinigung des eingesetzten Heliums wird man es in der Hand haben, das erstmalige Anfahren des Reaktors so zu steuern, daß mit großer Sicherheit eine stellenweise gefährliche Oxydation vermieden wird.

4.7 Zusammenfassung

a) Unter Berücksichtigung von Literaturangaben und der Temperaturverhältnisse im Reaktor läßt sich vermuten, daß keine lokale kritische Oxydation an der BE- Hülle bei Verunreinigungen von

| | |
|---------|------------------|
| <10 vpm | O ₂ |
| <10 vpm | H ₂ O |
| <25 vpm | N ₂ |

stattfinden wird.

Diese Aussage gilt für die Verwendung von Reinvanadin. Bei Einsatz der Legierung V-3Ti-1Si ist zu erwarten, daß bei Temperaturen $T \geq 500^{\circ}\text{C}$ die Sauerstoffverteilung im Material durch die Titanverteilung bestimmt wird, d.h. es ist mit einem Volumeneffekt zu rechnen. Inwieweit größere Aufnahmen von Sauerstoff die mechanischen Daten - insbesondere die Duktilität- beeinflussen, muß durch Versuche unter reaktorähnlichen Bedingungen festgestellt werden. Bei Sauerstoffaufnahmen bis etwa 2000 ppm sind keine Änderungen zu erwarten.

b) Empfohlen wird, das Helium des Kreislaufs vor der Inbetriebnahme des Reaktors intensiv in einer effektiven Anlage zu reinigen.

c) Die erstmaligen Anfahrbedingungen des Reaktors sind so zu wählen, daß eine stellenweise, kritische Oxydation der BE- Hüllen mit Sicherheit vermieden wird.

- [1] M. Dalle Donne u.S.Dorner
Notiz an Herrn Prof. Böhm, IMF,
2.12.1968
Impurities in Helium and Vanadium Oxidation
- [2] M. Dalle Donne, E. Eisemann und K.Wirtz,
Latest Calculation for a GCFR with a Vanadium
Pin Core ORNL - Meeting GSEFR, April 1970
- [3] M. Dalle Donne, persönl. Mitteilung
27.1.1970
- [4] E.A.Gulbransen und K.F. Andrew,
J.of the Electrochemical Society 97 (1950) 396
The Kinetics of the Reactions of Vanadium with Oxygen and
Nitrogen (400 - 600°C)
- [5] W.R.Price, S.J.Kenett und J. Stringer
J. Less-Common Metals 12 (1967) 318
The Oxidation of Vanadium in the Temperature Range
700 - 1000°C, The Nonlinear rate law.
- [6] W.R.Price und J. Stringer,
J.Less-Common Metals 8 (1965) 165 - 185
The Oxidation of Vanadium at high Temperatures (700 - 1050°C)
- [7] D.J.Mc Adam und G.W.Geil,
Journal of Research of the National Bureau
of Standards, Vol. 28 (1942) 593
Rate of Oxidation of typical Nonferrous
Metals as Determined by Interference Colors of Oxide Films.
- [8] G.Hörz, Z.Metallkde. 59 (1968) 180
Kinetik der Sauerstoffaufnahme von Metallen der VA-Gruppe -
Untersuchungen im System Vanadium- Sauerstoff.
- [9] Gmelins Handbuch der anorganischen Chemie, Verlag Chemie,
Weinheim/Bergstr. System Nr. 48, Teil A, Lief.2 (1968)
Teil B, Lief.1 (1967)
- [10] Ch.D. Hodgman u.a., Handbook of Chemistry and Physics,
The Chemical Rubber Publishing C., Cleveland, Ohio, 1963

- [11] M.Hansen und K.Anderko,
Constitution of Binary Alloys,
Mr Graw-Hill Book Comp.Inc.
New York- Toronto- London, 1958
- [12] G.Hörz, Z. Metallkde., 59 (1968) 141
Kinetik der Sauerstoffaufnahme von Metallen
der V A - Gruppe
- [13] J.Stringer, J.Less-Common Metals 8 (1965) 1 - 14
The Vanadium-Oxygen System -A Review.
- [14] Firmen: a) Leybold- Heraeus, Köln und Hanau
2.1.1970 gespr. Herrn Einert, Köln.
b) Lurgi A.G., Frankfurt/M., Gervinusstr. 17 - 19
c) Ges. f. Linde's Eismaschinen,
Höllriegelsreuth b. München.
d) Air Liquid, Paris, ,
Quai d Orsay
e) Theisen GmbH., München 27
- [15] Ullmans Enzyklopädie der technischen Chemie,
3. Aufl., 6.Bd.
Urban u. Schwarzenberg, München - Berlin
1955, S. 199 ff.

TABELLE III 4.1 Phasen im System Vanadium - Sauerstoff [13]

| Oxydphase | Stabilitätsbereich | Raumgitter | Gitterkonstanten |
|-----------------|---|--|---|
| α | $\text{VO}_{0,0}$ bis $\text{VO}_{0,01}$ | kub.r.z. | $a = 3,025$ bis $a = 3,049 \text{ \AA}$ |
| β | $\text{VO}_{0,18}$ bis $\text{VO}_{0,33}$ | r.z.tetrag. | $a = 2,992$, $c = 3,263$ bis $a = 2,943$, $c = 3,523$ |
| γ | $\text{VO}_{0,53}$ | hexagonal | |
| δ | $\text{VO}_{0,85}$ bis $\text{VO}_{1,24}$ | NaCl | $a = 4,024$ bis $a = 4,138$ |
| ϵ | $\text{VO}_{1,27}$ | r.z.tetrag. | $a = 16,623$, $c = 16,515$ |
| ζ | V_2O_3 (rhomb) | $\alpha - \text{Al}_2\text{O}_3$ | $a = 4,952$, $c = 14,002$ |
| η | V_3O_5 | monoklin | $a = 9,983$, $b = 5,031$, $c = 9,835$ |
| Θ_n | $\text{V}_n\text{O}_{2n-1}$ ($4 \leq n \leq 8$) | Rutiltyp | |
| z.B. Θ_5 | V_5O_9 | triklin | $a = 5,475$, $b = 6,994$, $c = 8,718$, $\alpha = 97,53^\circ$, $\beta = 112,44^\circ$, $\gamma = 108,99^\circ$ |
| Θ | VO_2 | monoklin $< 70^\circ\text{C}$ | $a = 5,743$, $b = 4,517$, $c = 5,375$; $\beta = 122,61^\circ$ |
| Θ | VO_2 | tetragonal Rutil $> 70^\circ\text{C}$ | $a = 4,530$, $c = 2,869$ (bei 180°C) |
| K | V_6O_{13} | monokl. | $a = 11,90$, $b = 3,671$, $c = 10,122$; $\beta = 100,87^\circ$ |
| λ | $\text{VO}_{2,47}$ bis $\text{VO}_{2,5}$ | orthorhombisch | $a = 11,519$, $b = 3,564$, $c = 4,373$ |

TABELLE III 4.2

Einige physikalische Daten einiger Vanadiumverbindungen

| Verbindung | Mol.-Gew. | Krist.Form, Farbe | Spez.Gew. g/cm ³ | Schmelzpkt. °C | Siedepkt. °C |
|--|-----------|---------------------|--------------------------------|-------------------|-----------------|
| V | 50,95 | kub., leicht grau | 5,96 | 1710 | 3000 |
| VO | 66,95 | leicht grau, krist. | 5,758 | brennt | |
| V ₂ O ₃ | 149,90 | schwarz, krist. | 4,87 | 1970 | |
| V ₃ O ₅ | | | | 1830 | |
| VO ₂ | 82,95 | blau, krist. | 4,339 | 1967 | |
| V ₂ O ₅ | 181,90 | rhomb., gelb-rot | 3,357 | 675 - (690) | zers. 1750 |
| VN 0,37 - 0,49 zwischen V ₃ N - V ₂ N | | hexagonal | 5,96 | | |
| VN | 64,96 | kub., schwarz | 6,13 | 2050 | |

TABELLE III 4.3

Phasen im System Vanadium - Stickstoff

| Stickstoff- phase | Stabilitätsbereich | Raumgitter | Gitterkonstante in Å |
|----------------------|--|------------|--|
| N in V | bis 3,5 At.% (1,0 Gew.%) | | |
| V ₂ N | 27,0 bis 30,0 At.% N (9,2 bis 10,5 Gew.%) | hexagonal | a = 2,837, c = 4,542, c/a = 1,601 bis a = 2,841, c = 4,550, c/a = 1,602 |
| VN | 41,5 - 51,0 At.% N | NaCl | a = 4,071, (bei 41,5 At.% N) a = 4,134 (bei 50 At.% N) a = 4,113 (bei 51 At.% N) |

5. Schlußfolgerungen

Für den Einsatz in Brennstäben eines gasgekühlten Schnellen Brütters kommt vorzugsweise Oxydbrennstoff in Betracht. Dieser Brennstofftyp empfiehlt sich durch den vorhandenen guten Kenntnisstand hinsichtlich seiner Technologie, seiner physikalischen Eigenschaften und seines Bestrahlungsverhaltens.

Grundsätzlich erscheint auch Karbid - Brennstoff geeignet, aber dessen Bestrahlungsverhalten ist im Gegensatz zu Oxyd noch nicht so bekannt.

Bei allen untersuchten Konzeptionen erscheint der Einfluß von Spaltprodukten auf die Verträglichkeit zwischen Brennstoff und Hülle bei höheren Abbränden z.Z. noch etwas problematisch zu sein, weil die Temperaturen hier höher liegen als bei Natrium gekühlten Brüter.

Von den in Betracht kommenden Hüllmaterialien für den Gasbrüter ist der Stahl AISI 316 in seinen Eigenschaften am bekanntesten. Allerdings ist der Einsatz dieses nicht stabilisierten Stahles auf Temperaturen $\leq 700^{\circ}\text{C}$ beschränkt. Der Stahl Sandvik 12 R 72 HV und besonders die Legierung V-3 Ti- 1 Si sind technologisch weniger erprobt.

Aus den verschiedenen Hüllrohrbeanspruchungen am oxydischen Brennelement in die - wie ausgeführt - eine Reihe von Annahmen eingehen, können die für die einzelnen Hüllmaterialien unter Umständen erreichbaren Anwendungstemperaturen angegeben werden. (siehe Tab. III 5.1) .Demnach sollte der Stahl Sandvik 12 R 72 HV sowohl in vented - fuel, als auch im strong - clad-Konzept, bei 750°C einsetzbar sein. Der begrenzende Faktor für die Legierung 12R 72 HV liegt nicht in den ausgezeichneten Festigkeitseigenschaften bei dieser Temperatur, sondern in der nach Bestrahlung verbleibenden Restduktilität, die bei Fluenzen von 10^{23} nvt ($E \geq 0,1$ MeV) möglicherweise bei 0,2 % oder weniger liegt. Zumindest im vented - fuel - Konzept könnte eine Duktilitätsverminderung auf 0,2 % zu einer Erniedrigung der Anwendungstemperatur auf 700°C führen.

Die Legierung V - 3Ti - 1 Si ist bei 850°C in den Festigkeitseigenschaften weniger günstig als der Stahl 12 R 72 HV bei 750°C . Die bisherigen Bestrahlungsergebnisse deuten jedoch an, daß die Duktilitätsverluste bei V-3Ti - 1Si geringer sein werden, sodaß möglicherweise mit den ~ 1 % - bzw. ~ 5 % Zeitdehngrenzen gerechnet werden könnte. Dadurch könnte diese Legierung

auch als Hüllmaterial für die Verwendung bei karbidischem Brennstoff geeignet sein. In diesem Falle muß mit einer Hülldehnung von mehreren Prozenten gerechnet werden, weil bisher keine brauchbaren Brennstoffschwelldruckwerte bekannt sind.

Bei Reduzierung der Hüllmaterialtemperatur auf 800°C liegt man wegen der erhöhten Festigkeit von V - 3 Ti - 1 Si unterhalb der $\sigma 1\%$ - Zeitdehngrenze.

Im Falle sehr geringer Hüllmaterial - Restduktilitäten ($\leq 1\%$) könnte Karbidbrennstoff nur mit einer Na - Bindung eingesetzt werden., die genügend Volumen für das Brennstoffschwellen zur Verfügung hält.

Ein weiterer begrenzender Effekt bei der Vanadium - Legierung wird die Wechselwirkung mit den N_2 - und O_2 - Verunreinigungen des Kühlmittels Helium sein, so daß eine Anwendung nur im Zusammenhang mit einem Gas - Turbinen - Kreislauf oder mit einem Dampfturbinen - Kreislauf empfohlen wird, wenn der Gasdruck größer als der Dampfdruck ist.

Nach den Druckdiagrammen III. 2.1 und III.2.2 und Tabelle III.2.1 ist die Belastung auf die Hülle im Normalbetrieb beim strong - clad-Konzept kleiner als beim Brennelement mit belüfteten Stäben, da beim vented - fuel - Konzept durch den Druckausgleich im Brennstab, die das Hüllrohr unterstützende Wirkung des Kühlmitteldruckes entfällt und der Brennstoff - Schwelldruck voll zur Wirkung kommt.

Die Konstruktion der strong - clad Brennelemente ist einfacher, jedoch sollte genau untersucht werden ob die Vorteile, die ein vented - fuel Brennelement bringt, einen höheren Konstruktionsaufwand rechtfertigt.

Die belüfteten Stäbe sind etwa 50 cm kürzer als beim strong - clad - Konzept, das bedeutet um ca. 15 % kürzere Brennelemente, kleinere Bauhöhe der Be- und Entladevorrichtungen, evtl. kleinere Höhe des Reaktors. Der kleinere Reaktor - druckabfall durch Wegfall des Spaltgasvolumens entlastet die Kernttragstruktur um etwa 6 - 10 % des darauf wirkenden Drucklastes und verringert die Pumpleistung um 4 - 6 % je nach Konzept. Das belüftete Brennelement - Konzept erlaubt um 50°C höhere Temperatur - Transienten als beim strong - clad - Konzept. Beim Kühlmittelverlust - Unfall bleibt die Belastung der Hüllrohre annähernd gleich, da der Innendruck der belüfteten Stäbe sich dem Kühlmitteldruck mit einer gewissen Verzögerung anpaßt. Obwohl sich die Menge der Spaltprodukte im Core bei Verwendung von belüfteten Stäben unwesentlich verringert, weil es nur ein Teil der gasförmigen Spaltprodukte betrifft, ist die Verminderung der Aktivierung des Kühlkreislaufes bei defekten Stäben ein wesentlicher Vorteil, da in dem vented - fuel - Konzept der Druck innerhalb der Stäbe geringfügig niedriger ist als der äußere Kühlmitteldruck. (GGA - Konzept)

Das Schwellen von Stahl unter schnellen Neutronen - Bestrahlung ist von Temperatur und Dosis abhängig. Aber diese Abhängigkeit ist noch nicht ausreichend bekannt. Bei der heutzutage angenommenen Abhängigkeit lassen sich die daraus entstehenden Verbiegungen der Subassembly - Kästen berechnen. Die Ergebnisse lassen vermuten, daß dieses Problem durch Drehen der Kästen zu bestimmten Zeiten, durch eine Core - Verspannung und andere konstruktive Maßnahmen, zu beherrschen sein wird.

TABELLE III 5.1

| "Strong clad" | | und | | "vented fuel" | | |
|--|---|---|--|--|-----------------------|-----|
| Mögliche Lösung | | Conservative Lösung | | Maximale kurzzeitig mögliche Temperaturen in der Hülle | | |
| max."hot-spot" Temp in d.Hülle (°C) | Mittlere Heliumtemp beim Reaktor-Austritt (°C) | max."hot-spot" Temp. in d.Hülle (°C) | Mittlere Helium-Temperatur beim Reaktor-Austritt (°C) | "strong clad" (°C) | "vented fuel" (°C) | |
| AISI 316 | 700 | 550 | 650 | 500 | 750 | 800 |
| Sandvik 12R72HV | 750 | 600 | 700 | 550 | 800 | 850 |
| V-3Ti-1Si | 850 | 706 | 800 | 656 | 900 | 950 |

A III.57

IV. COATED PARTICLES BRENNLEMENTE1. Coated particles als Kernbrennstoff1.1 Aus dem UKAEA Konzept entstehende Anforderungen an die coated particles (beschichteten Partikeln.)

Der von der UKAEA vorgeschlagene Brennelementtyp mit beschichteten Partikeln für einen GCFB besteht aus zwei gasdurchlässigen konzentrisch angeordneten Rohre aus Stahl, in deren Zwischenraum sich in einem ebenfalls gasdurchlässigen Behälter aus Stahl die beschichteten Partikeln in loser Schüttung befinden [1,2]. Das Kühlgas strömt von außen nach innen, d.h. durch das äußere Hüllrohr, durch das Partikelbett, womit eine direkte Kühlung der Partikel erzielt wird, und durch das Innenrohr in den Innenraum, von wo es dann nach oben austritt. Die direkte Kühlung der Partikeln erfordert eine Außenschicht derselben, die nicht durch die Verunreinigungen im Kühlgas bei den zu erwartenden Temperaturen durch Korrosion zerstört wird. Die maximal zulässige Gastemperatur wird durch die Wahl des Innenrohrmaterials bestimmt. Bei diesem Brennelementkonzept mit einem Innenrohr aus Stahl wird von der UKAEA eine mittlere Gasaustrittstemperatur von 720°C angenommen. Die mittlere Partikeloberflächentemperatur ergibt sich daraus zu etwa 750°C , die maximale Temperatur im Kern beträgt etwa 800°C , und die Hot-Spot-Temperatur liegt nach Abschätzungen etwa um 150°C höher (siehe Abschnitt II 4.2).

Bei einer mittleren Entlade- Abbrand von 75000 MWD/t beträgt die Standzeit der Brennelemente 279 Vollasttagen, wobei alle 3 Wochen eine Umladung der Brennelemente erfolgen soll. Innerhalb dieser Zeit soll maximal ein Abbrand von 100000 MWD/t erreicht werden, was einer mittleren spezifischen Schwermetalleistung von ungefähr 269 W/g entspricht (II 4.2 [3,4]). Die zu erwartende schnelle Neutronendosis beträgt etwa $2.8 \cdot 10^{22}$ nvt ($E \geq 0.82$ MeV). Dies ist unter Berücksichtigung des berechneten Neutronenspektrums einer Dosis von $7.5 \cdot 10^{22}$ nvt ($E \geq 0.1$ MeV) äquivalent.

Die Zusammensetzung des Brennstoffkerns und das Verhältnis des Kerndurchmessers zur Dicke der Beschichtung beeinflussen wesentlich das Brutpotential und die Verdoppelungszeit. Als Brennstoff wird von der UKAEA ein Gemisch aus Uranoxid und 20 % - 30 % Plutoniumoxid und Kerne mit einem Durchmesser von 850 μm vorgeschlagen.

A IV.2

1.2 Das von der UKAEA vorgeschlagene beschichtete Partikel

Für den beschichteten Partikel werden von der UKAEA folgende Richtwerte vorgeschlagen [2]:

| | | |
|--|-----------------|-----------------------------|
| Kern | Zusammensetzung | $U_{0.75}Pu_{0.25}O_{1.95}$ |
| | Durchmesser | 850 μm |
| | Porosität | $\sim 15 \%$ |
| Innere PyC-Schicht: (Puffer-Schicht) | Dicke | $\sim 45 \mu m$ |
| | Dichte | $\sim 1.1 \text{ g/cm}^3$ |
| Hochdichte PyC-Schicht: (Sealing layer) | Dicke | $\sim 5 \mu m$ |
| | Dichte | $\sim 1.8 \text{ g/cm}^3$ |
| SiC-Schicht: | Dicke | 40 - 100 μm |
| | Dichte | $> 3.2 \text{ g/cm}^3$ |

Das Verhältnis des Anteils der Sauerstoffatome zu den Metallatomen (O/M) im Kernbrennstoff bestimmt das Sauerstoffpotential und damit bei vorgegebener Temperatur auch die Möglichkeit chemischer Reaktionen des Sauerstoffs mit dem Beschichtungsmaterial während der Beschichtung und während der Bestrahlung. Die Kernporosität beeinflusst wahrscheinlich die Freisetzungsrates der Spaltprodukte aus dem Kern und dessen Schwellverhalten, worüber jedoch noch keine zuverlässigen experimentellen Ergebnisse vorliegen, und stellt einen Teil des freien Volumens im Partikel, das zur Aufnahme von gasförmigen Spaltprodukten erforderlich ist, dar. Von all diesen Faktoren hängt, wenn auch in unterschiedlicher Weise, der Spaltgasdruck ab, der sich während der Bestrahlung innerhalb des Partikels aufbaut. Der oben angegebene Wert von 15 % für die Kernporosität ist durch die heute gegebenen Herstellungsmöglichkeiten bedingt. Nach Ansicht der UKAEA wäre eine Kernporosität von etwa 30 % für das Bestrahlungsverhalten des Partikels wahrscheinlich günstiger.

A IV.3

Die Bereitstellung von freiem Volumen für die gasförmigen Spaltprodukte dient ebenfalls die PyC-Pufferschicht. Während der Wert für die Dichte solch poröser PyC-Schichten aus herstellungstechnischen Gründen nach unten begrenzt ist ($\approx 1.0 \text{ g/cm}^3$), wird die Wahl der Dicke dieser PyC-Schicht durch den maximal zulässigen Spaltgasdruck, der am Ende der Bestrahlung nach einem Abbrand von 10 % bei vorgegebener Kernporosität innerhalb des Partikels herrschen darf, bestimmt. Andererseits ist diese poröse PyC-Schicht erforderlich, um die äußeren Schichten vor Zerstörung durch Rückstoßeffekte der Spaltprodukte zu schützen. Eine Abschätzung der Reichweite der Spaltprodukte in PyC zeigt, daß eine Dicke von etwa $30 \mu\text{m}$ ausreichend ist.

Die hochdichte PyC-Schicht ist aus zwei Gründen wichtig: Einmal, um den Angriff von Chlorwasserstoff, der bei der Beschichtung von SiC entsteht, auf den Kernbrennstoff zu verhindern und zum anderen, um die Diffusion von Kernmaterial in die SiC-Schicht zu unterbinden.

Die Wahl der SiC-Schichtdicke hängt von der mechanischen Stabilität von SiC unter Zug ab. Da diese SiC-Schicht als Druckkessel für das Partikel dient, muß sie eine dem Spaltgasdruck entsprechende Zugfestigkeit besitzen. Die SiC-Schichten mit nahezu theoretischer Dichte ($\geq 3.2 \text{ g/cm}^3$) scheinen nach den heutigen Kenntnissen über pyrolytisch abgeschiedenes SiC, die jedoch noch unzureichend sind, die größte Zerreißfestigkeit zu besitzen.

1.3 Realisierungsmöglichkeiten nach dem heutigen Stand der Technik

1.3.1 Kern

Im technischen Maßstab können solch ~~sphärische~~ Brennstoffkerne heute noch nicht hergestellt werden, jedoch können mögliche Verfahren angegeben werden. Die Einstellung definierter Kernporositäten ist bei den heute angewandten Verfahren zur Herstellung von

Kernen anderer Zusammensetzungen schwierig und der größte erreichbare Wert für die Porosität beträgt maximal 15 %. Experimentelle Untersuchungen zur Herstellung von Kernen mit höherer Porosität sind noch nicht durchgeführt worden, lediglich Vorschläge für geeignete Verfahren sind bis jetzt ausgearbeitet worden. Ferner sind weitere Untersuchungen notwendig, um durch geeignete Wärmebehandlung der Brennstoffkerne ohne Verlust von Plutonium und ohne wesentliche Karbidbildung einen möglichst niedrigen Wert für das O/M-Verhältnis zu erzielen. Aufgrund von Experimenten und von Abschätzungen mit Hilfe thermodynamischer Daten **wird für den Kernbrennstoff der Zusammensetzung $UO_{0.75}Pu_{0.25}O_{2.0}$ folgende Wärmebehandlung vorgeschlagen [3]: Temperatur 1500°C, Atmosphäre: CO 1 atm; Behälter: Graphit;** Unter diesen Bedingungen wurde experimentell ein O/M-Endverhältnis von 1.944 erzielt. Zu demselben Ergebnis gelangt man auch bei thermodynamischen Abschätzungen.

13.2 Innere Pufferschicht

Die Herstellung derartiger poröser Schichten ist möglich. (Über das Bestrahlungsverhalten von PyC siehe Abschnitt 13.5 und Anhang A)

13.3 Hochdichte PyC-Schicht

Die Herstellung von hochdichten Schichten ist ebenfalls möglich, jedoch ist es aus herstellungstechnischen Gründen notwendig, mindestens eine Schichtdicke von 15 μ m zu wählen, damit eine gleichmäßige Beschichtung aller Partikel im Wirbelbett gewährleistet wird. (Bestrahlungsverhalten siehe Abschnitt 13.5 und Anhang A)

13.4 Die SiC-Schichten

Die Herstellung der SiC-Schichten erfolgt nach demselben Verfahren wie bei PyC, nämlich durch thermische Zersetzung von Methyltrichlorsilan im Wirbelbett. Der Zusammenhang zwischen den mechanischen Eigenschaften, der Struktur der abgeschiedenen SiC-Schichten und den Abscheidungsbedingungen ist noch nicht völlig geklärt. Eine Zusammenstellung der Literaturdaten über pyrolytisches abgeschiedenes SiC ist in Anhang B wiedergegeben. Im Abschnitt 13.6 wird näher auf das Problem der Korrosion von SiC eingegangen.

13.5 Beurteilung des Bestrahlungsverhaltens unter Hinzuziehung von Rechenmodellen.

Für Modellrechnungen an einem beschichteten Brennstoffteilchen, wie es für den GCFB spezifiziert ist, wäre die Kenntnis der Materialdaten bis zu einer schnellen Dosis von $0,75 \cdot 10^{23}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV) erforderlich. Für ein Teilchen der vorliegenden Spezifikation sind bis jetzt Materialdaten bis zu einer schnellen Dosis $\leq 2 \cdot 10^{22}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV) gemessen. Die Modellrechnung kann daher für einen Dosisbereich oberhalb $2 \cdot 10^{22}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV) nur Aussagen machen die den Einfluß dieser Größen entweder vernachlässigt oder bestimmte Annahmen macht hinsichtlich dieser Materialdaten.

Eine wichtige Größe für das vorgeschlagene Teilchenkonzept ist die Zerreißfestigkeit des SiC. Das Konzept muß voraussetzen, daß die SiC-Schicht eine bestimmte Zerreißfestigkeit hat. Man darf annehmen, daß SiC die geforderte Zerreißfestigkeit haben kann. Es müssen im Augenblick jedoch noch Bemühungen gemacht werden, SiC-Schichten, die die vom Konzept geforderte Mindest-Zerreißfestigkeit haben, reproduzierbar herzustellen.

Nur mit den genannten Einschränkungen darf man annehmen, daß das vorgeschlagene Teilchen-Konzept den geforderten Abbrand gewährleistet.

Hinsichtlich des Einflusses der hohen schnellen Neutronen-Dosis sei darauf hingewiesen, daß das Verhalten der beiden Pyrokohlenstoffschichten innerhalb der SiC-Schicht die Lebensdauer des Teilchens beträchtlich beeinflussen könnte. Bisher durchgeführte Modellrechnungen legen folgende Überlegungen nahe: Die Schrumpfrate der hochdichten Pyrokohlenstoffschicht in ihrer Abscheidungsebene könnte bei hohen schnellen Dosen so stark zunehmen, daß die Schicht vorzeitig reißt. Sie würde ebenfalls reißen, wenn das Kriechen aufhört. Danach könnte die dann spannungsfreie Schicht wegen des hohen schnellen Flusses stark schwellen in Richtung senkrecht zu ihrer Abscheidungsebene. Ebenso ist die Frage noch offen, ob die Pufferschicht, die sehr wahrscheinlich reißt, bei hoher schneller Dosis schwillt. Das Schwellen der inneren Schichten könnte zu einer mechanischen Wechselwirkung zwischen dem Kern des Teilchens und

seiner Beschichtung führen. Dabei würde das SiC möglicherweise zu stark unter Zug beansprucht und abplatzen. Dieser Effekt kann auch bei der vorgeschlagenen geringen Dicke der hochdichten PyC-Schicht zum Tragen kommen, zumal diese aus Herstellungsgründen als untere Grenze eines Bereiches anzusehen ist.

Wenn man von der Modellrechnung her zu einer zuverlässigen Abschätzung der Lebensdauer des Teilchens gelangen möchte, wäre die Kenntnis vor allem der dosisinduzierten Eigenschaften der hochdichten Pyrokohlenstoffschicht im Bereich hoher schneller Dosen erforderlich. Ebenso müßte hinsichtlich der SiC-Eigenschaften u.a. noch sichergestellt sein, daß vor allem seine Zerreißfestigkeit durch die hohe schnelle Dosis nicht herabgesetzt wird.

13.6 Korrosionsverhalten

Über den Einfluß der möglichen Kühlgasverunreinigungen auf die SiC-Schicht der beschichteten Partikeln liegen noch keine experimentellen Ergebnisse vor. Zur Zeit laufen bei der UKAEA entsprechende Experimente.

Man ist daher bis jetzt noch auf **Abschätzungen aus thermodynamischen Daten** angewiesen (siehe Anhang C).

Sofern die Oxidation von SiC zu der Bildung von SiO führt, ist mit einem Massentransport von Si zu kälteren Stellen zu rechnen. Um die Bildung von SiO weitgehendst zu vermeiden, ist eine SiO₂ Schutzschicht über der SiC-Schicht erforderlich, was durch geeignete Oxidationsbedingungen der SiC-Schicht erreicht werden kann. Durch die Änderung des Sauerstoffpotentials im Kühlgas, - dies kann entweder durch das Druckverhältnis $P(\text{CO}_2)/P(\text{CO})$ oder $P(\text{H}_2)/P(\text{H}_2\text{O})$ erreicht werden, - kann der dann noch zulässige SiO Druck über SiO₂ eingehalten werden.

Ähnliche chemische Reaktionen können an der Innenseite der SiC-Schicht auftreten, wenn die PyC-Schichten gebrochen oder durch einen Mechanismus (Amöbeneffekt) von einer Stelle des Partikels abgetragen worden sind. Dann ist eine Reaktion mit dem Kernmaterial und mit dem während des Abbrandes entstehenden CO möglich. Sowohl Uran wie Plutonium bilden mit SiC Silizide, wobei CO entsteht. Ob diese Reaktion abläuft, hängt im wesentlichen von dem CO-Gleichgewichtsdruck dieser Reaktion und dem im Partikel vorher schon herrschenden CO Druck ab.

Für ein Teilchen unter den S. IV.2 erwähnten Bedingungen beträgt der nach 11 % Abbrand sich aufbauende CO - CO₂ - Druck 140 at [23], während der Druck der gasförmigen Spaltprodukte ca. 10 at betragen sollte (Berechnung ausgeführt unter zugrundlegung der Werte aus [24]). Bei dieser Temperatur spielt also der CO - CO₂ - Druck eine weitaus größere Rolle als der Druck der gasförmigen Spaltprodukte. Der CO - CO₂ - Druck kann durch Verminderung des O - Anteils im Brennstoff wesentlich gesenkt werden. Dieser Druck würde z.B. für ein O/M - Verhältnis von 1,944 100 at betragen, für O/M = 1,93 nur 6 at [23]. Nach [25] ist es möglich, ein O/M - Verhältnis von 1,93 ohne Plutonium-Verlust zu erreichen.

Untersuchungen des Systems U,Pu/SiC zeigten [3], daß die Silizid - Bildung in einer CO Atmosphäre unterdrückt werden kann.

Der Amöbeneffekt wurde schon mehrfach beobachtet und es wird angenommen, daß ein Temperaturgradient längs des Partikels die Ursache dieses Effektes ist. Die oben angedeuteten Reaktionen zur Bildung von SiO können als mögliche Erklärung dieses Massentransportes von SiC von der heißen zur kälteren Stelle des Partikels dienen. Das chemische Potential von SiO ändert sich in einem Temperaturgradienten. Unter den von der UKAEA vorgeschlagenen Reaktorbedingungen ist ein Temperaturgradient längs der beschichteten Partikeln von etwa 10⁰C zu erwarten, der nach Abschätzung der themodynamischen Daten zu einem Massentransport Anlaß geben kann. Die Größe des Massentransportes hängt von der absoluten Partikeltemperatur ab. Daher könnte dieser Effekt, sofern die Thermodynamischen Abschätzungen die tatsächlichen Verhältnisse im Partikel richtig beschreiben, die zulässige Partikeltemperatur nach oben begrenzen.

1.3.7 Zusammenfassung

Eine vollständige Beurteilung des Partikelkonzepts ist auf Grund der heutigen Kenntnisse noch nicht möglich. Der derzeitige Stand läßt sich kurz wie folgt zusammenfassen:

- a.) Es ist fast sicher, daß keine Arten von PyC den schnellen Fluenzen in der Größenordnung von 10^{23} nvt standhalten können.
- b.) Bezüglich der Dimensionsstabilität ist SiC als Beschichtungsmaterial geeigneter als PyC, da es unter Bestrahlung mit schnellen Neutronen sich viel günstiger verhält und man annehmen kann, daß dies auch noch bei einer schnellen Fluenz von $0,75 \times 10^{23}$ nvt gültig ist. Temperaturmonitore aus SiC sind in Dounray Fast Reactor bis $0,4 \times 10^{23}$ nvt bestrahlt worden.
- c.) Messungen der Zerreifestigkeiten des SiC ergaben je nach Herstellungsart der Proben stark streuende Ergebnisse. Zu reproduzierbarer Herstellung von SiC - Schichten sind noch weitere Arbeiten erforderlich. Bisherige Bestrahlungsversuche zeigten, daß bis zu schnellen Neutronendosen von 3×10^{21} nvt ($E \geq 0,1$ MeV) die Zerreißfestigkeit sich nicht wesentlich ändert und daß SiC auch bei relativ niedrigen Temperaturen ($600^\circ - 900^\circ\text{C}$) kriechen kann (Anhang B). Über das Verhalten von SiC bei höheren schnellen Neutronendosen (10^{23} nvt) liegen zur Zeit noch keine gemessenen Werte vor und es sind weitere Bestrahlungsversuche notwendig.
- d.) Weitere Probleme ergeben sich aus den Dimensionsänderungen der hochdichten PyC - Schicht, die deshalb so dünn wie möglich gehalten werden muß. Dabei ergibt sich die Gefahr, daß, im Falle eines Bruchs der PyC - Schicht, die Schwermetalle mit SyC reagieren.
- e.) Eine Begrenzung der Temperaturen für die Verwendung beschichteter Teilchen nach oben kann durch den Amöbeneffekt, den sich während der Bestrahlung aufbauenden CO - CO₂-Druck und dem Innendruck der gasförmigen Spaltprodukte sowie die Dimensionsänderungen der hochdichten PyC - Schicht gegeben sein.

Vor kurzem durchgeführte Bestrahlungen in einem thermischen Reaktor [26] scheinen darauf hinzuweisen, daß die Temperaturgrenze zwischen 1000°C und 1200°C liegt.

Ein Teil der noch offen stehenden Probleme wird bereits im Rahmen der HTR - Entwicklung untersucht. Eine Ausdehnung auf Bestrahlungen bis zu den im GCFR geförderten hohen schnellen Neutronendosen bedingt zusätzliche Experimente, die zum Teil mit den im Rahmen der HTR - Arbeiten entwickelten Methoden und Bestrahlungseinrichtungen ausgeführt werden können. In den zur Zeit zur Verfügung stehenden Testreaktoren sind jedoch keine Bestrahlungsversuche möglich, bei denen die für den GCFR geforderten Werte als Abbrand und die schnelle Neutronendosis gleichzeitig erreicht werden können.

1. Strahleninduzierte Dimensionsänderung von PyC.

Die Dimensionsänderungen von PyC unter Bestrahlung mit schnellen Neutronen wurden an ebenen Proben, die sich frei ausdehnen konnten, gemessen [4-6]. Die Bestrahlungsproben wurden durch Beschichtung von Graphitplättchen im Wirbelbett gleichzeitig mit der Beschichtung von Kernbrennstoffpartikeln hergestellt. Anschließend wurden die abgetrennten PyC-Schichten von der Graphitunterlage abgetrennt. Die relativen Längenänderungen, senkrecht und parallel zur Abscheidungsebene, sind für 3 verschiedene Bestrahlungstemperaturen in Abhängigkeit von der schnellen Neutronendosis (gemessen in Einheiten mit $E > 0.18$ MeV) in den Abbildungen IV 1.1-1.3 dargestellt. Zu Beginn der Bestrahlung, bei niedrigen Werten für die schnelle Neutronendosis, verhalten sich die Proben unabhängig von der Anfangsdichte isotrop und schrumpfen in beiden Richtungen. Die größte Schrumpfrate zeigen die Proben mit der geringsten Anfangsdichte. Bei 600°C variiert die lineare Schrumpfrate von ungefähr -0.3% pro 10^{21} nvt ($E > 0.18$ MeV) für PyC-Proben mit einer Dichte um 2.0 g/cm^3 bis zu etwa -2.4% pro 10^{21} nvt ($E > 0.18$ MeV) für Proben der Dichte um 1.5 g/cm^3 . Mit steigender Bestrahlungstemperatur nehmen diese Werte zu. Für Proben mit einer Dichte um 1.5 g/cm^3 ergibt sich für die lineare Schrumpfrate bei 900°C ein Wert von ungefähr -4% und bei 1200°C von ungefähr -5% .

Die Meßergebnisse für Bestrahlungstemperaturen von 900°C und darüber zeigen eine starke Abweichung vom isotropen Verhalten bei Neutronendosen über etwa $1 \cdot 10^{21}$ nvt. Unter diesen Bestrahlungsbedingungen tritt senkrecht zur Abscheidungsebene eine Expansion auf, während parallel zur Abscheidungsebene die Schrumpfung weiter zunimmt. Die anisotropen Dimensionsänderungen sind umso größer, je höher die Anfangsdichte war. Die Orientierungsanisotropie der Proben vor der Bestrahlung - als Maß dafür dient der Bacon-Anisotropie-Faktor (BAF), der röntgenographisch bestimmt wird oder aus optischen Messungen abgeleitet werden kann - beeinflusst ebenfalls die Größe der Längenänderungen. Dies zeigen die Abbildungen IV 1.4-1.6, in denen die relativen Längenänderungen in Abhängigkeit von der schnellen Neutronendosis für PyC-Proben mit verschiedenen BAF-Werten aber gleicher Dichte ($\sim 2.1\text{ g/cm}^3$) aufgetragen sind.

Meßergebnisse des Bestrahlungsexperimentes des IRW der KFA im DFR-Dounreay sind in der Abbildung IV 1.7 dargestellt. Hier sind die relativen Längenänderungen, parallel und senkrecht zur Abscheidungsebene, in Abhängigkeit von dem BAF-Wert und der Dichte vor der Bestrahlung aufgetragen. Die erreichte schnelle Neutronendosis betrug etwa $1.7 \cdot 10^{22}$ nvt ($E > 0.1$ MeV) bei $1350^{\circ}\text{C} \pm 100^{\circ}\text{C}$. Ein Vergleich mit den Meßdaten bei niedrigeren Neutronendosen zeigt, daß mit zunehmenden Werten für die Neutronendosis die Längenänderungen immer größer werden und der Einfluß der Anisotropie der Proben zunimmt.

Die Änderung der Dichte während der Bestrahlung zeigt die Abbildung IV 1.8. Zu Beginn der Bestrahlung tritt eine Zunahme der Dichte ein, die umso größer ist, je geringer die Anfangsdichte war. Nach Überschreiten eines maximalen Wertes nimmt die Dichte mit steigender Neutronendosis leicht ab. Die Ergebnisse der Bestrahlung des IRW der KFA im DFR-Dounreay sind in der Abb. IV 1.9 wiedergegeben. Hier ist die relative Dichteänderung nach der Bestrahlung in Abhängigkeit von der Anfangsdichte bei einer Bestrahlungstemperatur um 1350°C und einer schnellen Neutronendosis von $1.7 \cdot 10^{22}$ nvt ($E > 0.1$ MeV) aufgetragen. Die Dichten der Proben vor der Bestrahlung lagen im Bereich von 1.6 g/cm^3 bis 2.0 g/cm^3 . Die Enddichte der Proben ist von der Anfangsdichte nahezu unabhängig ($\sim 1.85 \text{ g/cm}^3$). Ebenso scheint die Anisotropie der Proben vor der Bestrahlung auf die Enddichte nur einen geringen Einfluß zu besitzen.

Diese Meßergebnisse an ebenen PyC-Schichten deuten darauf hin, daß bei zunehmender schneller Neutronendosis die relativen Längenänderungen ebenfalls weiter ansteigen werden, d.h. daß die Ausdehnung senkrecht zur Abscheidungsebene und die Schrumpfung in paralleler Richtung immer größer werden, aber in einem solchen Verhältnis, daß die Dichte nur leicht abnimmt. Ferner haben diese Bestrahlungsexperimente gezeigt, daß die Größe der Dimensionsänderungen mit der Anisotropie und der Dichte der Proben vor der Bestrahlung zusammenhängen. Daher sollte PyC mit niedriger Dichte und möglichst isotroper Struktur, d.h. mit einem BAF-Wert so nahe wie möglich bei 1, die beste Dimensionsstabilität auch bei höheren schnellen Neutronendosen besitzen. Die Anfangsdichte darf jedoch einerseits nicht zu niedrig gewählt werden, damit die PyC-Schicht nicht durch die hohe Schrumpfrate zu Beginn der Bestrahlung

zerstört wird, zum anderen nicht zu hoch, damit bei hohen schnellen Neutronendosen die anisotrope Dimensionsänderung nicht zu groß wird. Aus diesen Gründen erscheint eine Dichte zwischen 1.5 g/cm^3 und 1.8 g/cm^3 am günstigsten zu sein [9].

2. Das Verhalten von beschichteten Brennstoffteilchen im hohen schnellen Neutronenfluß.

Überträgt man die Ergebnisse der Dimensionsänderungen von PyC-Plättchen auf PyC-Schichten, die auf Kernbrennstoffpartikeln abgeschieden wurden, dann werden diese PyC-Schichten unter Bestrahlung in tangentialer Richtung schrumpfen und in radialer Richtung sich ausdehnen. Da die PyC-Schichten sich nicht frei ausdehnen können, werden diese Dimensionsänderungen Spannungen in den Schichten erzeugen, die zur Zerstörung führen können. Die Größe der sich in den Schichten aufbauenden Spannungen hängt von dem Kriechvermögen von PyC ab. Das Kriechverhalten von PyC unter Bestrahlung ist noch nicht geklärt. Es liegen jedoch Messungen vor, aus denen die Kriechkonstante, die als unabhängig von der schnellen Neutronendosis angenommen wird, abgeschätzt werden kann. Aus einem Vergleich zwischen den Dimensionsänderungen an ebenen PyC-Proben ("unrestrained") und PyC-Schichten, die sich nicht frei ausdehnen konnten ("restrained"), hat J.C. Bokros [6] Werte für die makroskopischen Schrumpfraten, die noch durch das strahleninduzierte Kriechen kompensiert werden können, grob abgeschätzt. Für Bestrahlungstemperaturen von 600°C , 900°C und 1200°C gibt er Werte für die zulässigen Schrumpfraten von 2 %, 3 % bzw. 6 % pro 10^{21} nvt ($E > 0.18 \text{ MeV}$) an.

Der Einfluß des schnellen Neutronenflusses auf das Verhalten von mit PyC beschichteten Partikeln wurde in einem Bestrahlungsversuch innerhalb des THTR-Entwicklungsprogramms im DFR-Dounreay vom IRW-KFA untersucht. Der größte Teil der Partikeln hatte eine PyC-Duplex-Beschichtung (poröse Pufferschicht und dichte Außenschicht), wobei die Dicke der Pufferschicht zwischen $10 - 60 \mu\text{m}$ und die Dicke der dichten Außenschicht zwischen $30 \mu\text{m} - 150 \mu\text{m}$ variiert wurde. Die maximal erzielte schnelle Neutronendosis lag bei $1.6 \cdot 10^{22}$ nvt ($E > 0.1 \text{ MeV}$) und die Bestrahlungstemperatur bei ungefähr 1300°C . Der Abbrand war kleiner als 1 % fima.

Unter den gegebenen Versuchsbedingungen hatte die Dicke der Puffer-

A IV.13

schicht keinen Einfluß auf das Bestrahlungsverhalten der Partikeln, da diese poröse Pufferschicht erst bei höherem Abbrand von Bedeutung wird. Dagegen wurden diejenigen Partikeln, die die größte Außenschichtdicke hatten, zuerst zerstört, was mit den Ergebnissen von Modellrechnungen übereinstimmt. Diejenigen Partikeln, die intakt blieben, hatten eine Außenschichtdicke zwischen 1.9 g/cm^3 und 1.6 g/cm^3 . Partikeln mit höherer Dichte wurden zerstört. Es ist hierbei jedoch zu beachten, daß die Orientierungsanisotropie (BAF) der PyC-Schichten ebenfalls einen Einfluß auf das Bestrahlungsverhalten der Partikeln hat und daß bei der Abscheidung von PyC aus Methan die Größe dieser beiden Materialeigenschaften nicht von einander unabhängig hergestellt werden können. Die Versuchsergebnisse zeigten nämlich, daß nur Partikeln mit einem BAF-Wert kleiner als 1.05 intakt bleiben. Die Durchmesser von intakt gebliebenen Partikeln haben sich um etwa 2 % bis 4 % verringert.

Messungen der Dicke von PyC-Bruchstücken zerstörter Partikeln ergaben, daß die Dicke bei den meisten Partikelsorten um einen Faktor 2 bis 4 zugenommen hat. Dies stimmt mit den an PyC-Plättchen genommenen Dimensionsänderungen überein.

Anhang B

Eigenschaften von pyrolytisch abgeschiedenem SiC.

Wie die bisher durchgeführten Beschichtungsstudien zeigen, lassen sich die abgeschiedenen SiC-Schichten in drei verschiedene Strukturen unterteilen. Bei niedrigen Beschichtungstemperaturen und geringen Reaktionsgaskonzentrationen erhält man eine laminare Struktur, die durch die Einlagerung von freiem Silizium entsteht. Die Abscheidung von überschüssigem Kohlenstoff erfolgt bei hohen Beschichtungstemperaturen und großen Reaktionsgaskonzentrationen. Nur in einem verhältnismäßig begrenzten Temperaturbereich erhält man stöchiometrisches SiC mit columnarer oder granularer Struktur. Pyrolytisch scheidet sich immer SiC in kubischer Form (β -SiC) ab. Unter besonderen Bedingungen erhält man auch einen kleinen Anteil von α -SiC, das im β -SiC eingelagert ist.

Erste Versuche zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls und der Zerreißfestigkeit von SiC, pyrolytisch auf Kernbrennstoffpartikeln abgeschieden, wurden in einem Zerdrückexperiment durchgeführt [10].

Während die Werte für den E-Modul mit denen in der Literatur angegebenen Werte annähernd übereinstimmen, ist der gemessene Wert für die Zerreißfestigkeit beträchtlich kleiner. Eine Übersicht über die Literaturwerte gibt die Tabelle IV 1.1

Der E-Modul nimmt mit steigender Testtemperatur ab. T.D. Gulden [11] gibt für den E-Modul bei 940°C einen Wert von $3.3 \cdot 10^6$ kg/cm² und bei 1460°C von $2.8 \cdot 10^6$ kg/cm² an. ber die Abhängigkeit der Zerreißfestigkeit von der Temperatur werden in der Literatur sehr unterschiedliche Angaben gemacht. Bei den Messungen von T.D. Gulden [11] blieb die Zerreißfestigkeit ungefähr konstant bis zu einer Temperatur von 940°C und nahm dann leicht zu bis zur maximalen Testtemperatur, die in einem Versuch 1250°C und in einem anderen Versuch 1400°C war. Bei diesen Temperaturen war der Wert für die Zerreißfestigkeit zwischen 11.2 und $13.3 \cdot 10^3$ kg/cm². Eine Abhängigkeit des E-Moduls und der Zerreißfestigkeit von der Korngröße läßt sich aus den Meßergebnissen nicht ableiten. Dagegen nimmt bei SiC-Schichten mit freiem Kohlenstoff der E-Modul mit steigendem Anteil des Kohlenstoffes ab [14] und bei SiC-Schichten mit freiem Silizium scheinen sowohl der E-Modul wie die Zerreißfestigkeit niedriger zu sein als bei reinem β -SiC [11,12].

Tabelle IV 1.1 Elastizitätsmodul und Zerreißspannung von SiC

| Herstellungsart | E - Modul $\times 10^6 \text{ kg / cm}^2$ | Zerreißspannung $\times 10^3 \text{ kg / cm}^2$ | Literatur | Bemerkung |
|---|--|--|-----------|---|
| SiC abgeschieden auf Kernbrennstoffpartikeln aus Methyltrichlorsilan im Wirbelbett. Beschichtungstemperaturen $1300^\circ\text{C} - 1700^\circ\text{C}$ | 1.1 - 2.3 | 1.3 - 1.7 | 10 | Die abgeschiedenen SiC-Schichten wurden keiner thermischen Behandlung unterzogen. |
| Thermische Zersetzung von $\text{CH}_3 \text{SiCl}_3$ im Wirbelbett auf PyC-Scheibchen. Beschichtungstemperatur $1300^\circ\text{C} - 1800^\circ\text{C}$ | 4.2 - 4.5 3.1 - 3.5 (laminare SiC-Struktur) | 7.4 - 10.1 5.0 - 7.0 (laminare SiC-Struktur) | 11 | Messung an Stäbchen. Starke Streuung der Werte der Einzelmessungen. Laminare Strukturen (freies Si) haben niedrigere Werte. |
| Thermische Zersetzung von $\text{CH}_3 \text{SiCl}_3$ im Wirbelbett auf PyC-Scheibchen. Beschichtungstemperatur $1300^\circ\text{C} - 1800^\circ\text{C}$. | 4.2 ± 0.28 (1400°C) 4.5 ± 0.42 (1600°C) | 9.5 ± 1.3 (1400°C) 9.5 ± 1.0 (1800°C) | 12 | Der E-Modul ist unterschiedlich bei verschiedener Oberflächenbehandlung der Proben. |
| Thermische Zersetzung von $\text{CH}_3 \text{SiCl}_3$ auf stationärer Graphitunterlage bei 1400°C | 4.1 - 4.6 | 3.2 - 7.5 | 13 | — |
| Thermische Zersetzung von Methylchlorsilanen stationär auf Graphitzylinder bei $1100^\circ\text{C} - 1500^\circ\text{C}$. | 1.8 | — | 14 | — |
| polykristallines, gesintertes u. heigepretes SiC | 4.5 | — | 15 | — |
| β - SiC Einkristall | 1.9 | — | 16 | — |

A IV.15

Von R.J. Price [17] wurde die Änderung des E-Moduls und der Zerreißfestigkeit von SiC unter Bestrahlung schneller Neutronen untersucht. Seine Ergebnisse, die in der Tabelle IV 1.2 enthalten sind, zeigen, daß fast keine Veränderungen auftreten.

Tabelle IV 1.2

| Neutronendosis nvt (E 0.18 MeV) | Mittlere Bestrahlungs- temperatur (°C) | Mittelwert nach der Bestr. Mittelwert vor der Bestr. Zerreißfestigkeit E-Modul | |
|---------------------------------------|--|--|-----------------|
| $2.8 \cdot 10^{21}$ | 630 | 1.18 \pm 0.19 | 0.98 \pm 0.06 |
| $2.8 \cdot 10^{21}$ | 1020 | 1.04 \pm 0.25 | 1.03 \pm 0.05 |

Die strahleninduzierte Ausdehnung von SiC erreicht schon nach kleinen Neutronendosen (~ 1 bis $3 \cdot 10^{20}$ nvt) einen Sättigungswert. Mit ansteigender Temperatur nimmt dieser Grenzwert ab. In der Abb IV 1.10 sind die Ergebnisse verschiedener Autoren zusammengestellt. [17-21]. Die lineare Ausdehnung beträgt danach bei 1000°C ungefhrt 0.05 %.

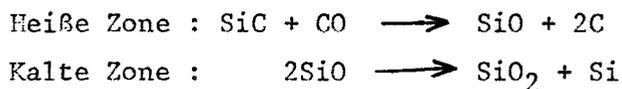
Bestrahlungsversuche zur Abschätzung der strahleninduzierten Kriechkonstanten für SiC wurden von R.J. Price et al [22] durchgeführt. Die Kriechproben waren Graphitstbchen, deren Längenänderung unter Bestrahlung bekannt war, und die mit SiC beschichtet wurden. Für die Abschätzung der Kriechkonstanten aus den Meßdaten wurde angenommen, daß die Kriechrate unter Bestrahlung eine lineare Funktion der Spannung ist und daß die SiC-Schichten eher durch Überschreitung der Zerreißfestigkeit als durch die Kriechdehnngrenze, d.h. durch die maximal zulässige Dehnungsrate, die durch das Kriechen noch kompensiert wird, zerstört wurden. War nach Versuchsende die SiC-Schicht gerissen, dann ergibt der so berechnete Wert für die Kriechkonstante eine obere Abschätzung, waren die Proben jedoch unbeschädigt, dann erhält man eine untere Abschätzung für die Kriechkonstante. Unter diesen Voraussetzungen wurde für die Kriechkonstante bei 650°C ein Wert zwischen 1.5 und $2.0 \cdot 10^{-9}$ (psi) $^{-1}$ (10^{20} nvt) $^{-1}$ und für 900°C ein Wert kleiner als $3 \cdot 10^{-9}$ (psi) $^{-1}$ (10^{20} nvt) $^{-1}$ bei Neutronendosen von $3.8 \cdot 10^{21}$ nvt bzw. $4.2 \cdot 10^{21}$ nvt (E > 0.18 MeV) berechnet. Eine der nicht zerstörten Proben hatte wahrscheinlich eine Dehnung von 0.3 % überstanden.

Mit Hilfe dieser Werte ergibt sich, daß das in IV 1.2 erwähnte Teilchen mit einer SyC - Schicht von $100 \mu m$, einen inneren Überdruck von ca. 80 at bei $950^{\circ}C$ und eine Dosis von $7,5 \times 10^{22}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV), d.h. einen inneren Druck bei 11 % Abbrand (end - of - life - pressure) von 150 at (Außendruck = 70 at) aushalten sollte.

Anhang C

Korrosionsverhalten von SiC (Thermodynamische Betrachtung)

Die direkte Kühlung der beschichteten Partikeln erfordert eine Abschätzung der Korrosionsmöglichkeiten der SiC-Schicht durch mögliche Verunreinigungen im Kühlgas. Entscheidend für das Verhalten von SiC ist das Sauerstoffpotential des Kühlgases. SiC kann sowohl zu SiO wie zu SiO₂ oxidiert werden. Die Bildung von SiO führt zu einem Si-Massentransport von den heißen Zonen zu den kälteren Zonen. Unter der Annahme, daß das Sauerstoffpotential im wesentlichen durch Kohlenmonoxid bestimmt ist, erfolgt der Massentransport über folgendem Reaktionsmechanismus:



Die Reaktionsgleichungen für die Oxidation von SiC durch CO und deren Werte für die freie Enthalpie ΔG sind in der Tab. IV 1.3 enthalten (Gleichung 1 und 2). In der Abb. IV 1.11 ist die Änderung der freien Enthalpie ΔG mit der Temperatur für die SiO bzw. SiO₂ Bildung dargestellt. Man erkennt daraus, daß unterhalb 1300°C und bei niedrigem CO-Druck (unterhalb des Gleichgewichtsdrucks entsprechend der Reaktion 2 - siehe Abb. IV 1.12 Kurve 1) SiC zu SiO oxidiert wird. Das Verhältnis der Gleichgewichtsdrucke $P(\text{SiO})/P(\text{CO})$ dieser Reaktion ist in der Abb. IV 1.12 Kurve 2 dargestellt als Funktion der Temperatur. Fordert man, daß z. B. bei 1250°C der SiO-Dampfdruck 10^{-10} Atm. nicht überschreiten soll, was etwa dem Si-Druck über SiC bei dieser Temperatur entspricht, dann muß ein CO-Druck von 10^{-6} Atm. im Kühlgas erreicht werden.

Diese Schwierigkeit läßt sich dadurch umgehen, daß man die Oberfläche der SiC-Schicht zu SiO₂ oxidiert (z.B. nach der Reaktion 2). Die Zersetzung von SiO₂ kann nach den Reaktionen 3 und 4 erfolgen. Die Bildung von SiO kann unter diesen Bedingungen durch ein geeignetes Sauerstoffpotential im Kühlgas unterdrückt werden. Ein übliches Verfahren zur Einstellung eines definierten Sauerstoffpotentials ist, entsprechend der Reaktionsgleichung 5 ein geeignetes $P(\text{CO}_2)/P(\text{CO})$ Druck-

verhältnis herzustellen. Der Zusammenhang zwischen dem SiO - Druck und dem Druckverhältnis $P(\text{CO}_2)/P(\text{CO})$ ergibt sich dann zu:

$$P_{\text{SiO}} = A \left(\frac{P_{\text{CO}_2}}{P_{\text{CO}}} \right)^{-1} \text{ Atm, mit } \log A = \frac{27374}{T} - 9.015$$

Tabelle IV 1.3 :

| | | |
|----|---|------------------|
| 1. | $\text{SiC} + \text{CO (g)} \longrightarrow \text{SiO (g)} + 2 \text{ C}$ | 18000 - 0.94 T |
| 2. | $\text{SiO}_2 + 3 \text{ C} \longrightarrow \text{SiC} + 2 \text{ CO (g)}$ | 147900 - 81.9 T |
| 3. | $\text{SiO}_2 \longrightarrow \text{Si (s)} + \text{O}_2 \text{ (g)}$ | 215600 - 41.5 T |
| 4. | $\text{SiO}_2 \longrightarrow \text{SiO (g)} + \frac{1}{2} \text{ O}_2 \text{ (g)}$ | 192600 - 61.95 T |
| 5. | $\text{CO}_2 \longrightarrow \text{CO} + \frac{1}{2} \text{ O}_2$ | 67500 - 20.75 T |

- [1] C.P. Gratton, E.G. Bevan, A.T. Hooper, G.W. Horsley,
 " A Gas - Cooled Fast Reactor with Direct Cycle Potential",
 International Atomic Energy Agency, Symposium on advanced
 and high Temperature Gas - Cooled - Reactors, Jülich,
 21. - 25. October, 1968, SM - 111/67
- [2] Fuel and Materials Specialist Meeting Regarding Fast Gas-
 Cooled Breeders, Stockholm October 23. - 24., 1969
- [3] R.H. Flowers and G.W. Horsley,
 " The Influence of Oxyde Kernels on the Manufacture and
 Performance of Coated Particle Fuel", AERE - R 5 949, 1968
- [4] J.C. Bokros, G.L. Guthrie, R.W. Dunlap and A.S. Schwartz,
 " Radiation Induced Dimensional Changes and Creep in Carbonaceous
 Materials ", GA 8700, August 30, 1968 (J. Nucl.Mat. 31,25,1969)
- [5] M.R. Everett, R. Blackstone, L.W. Graham and R. Manzel,
 " Dimensional Changes of High - Temperature Reactor Core Materials",
 Paper presented at the Euratom - Meeting on the effect of fast neutron
 Irradiation at temperatures above 600°C on the physical and
 mechanical properties of graphite and pyrocarbons,
 Brussels, Belgium, May 5 - 6, 1969
- [6] " The Dragon - KFA - Euratom Graphite Irradiation Experiment in
 H.F.R. Petten ", Compiled by R. Blackstone and H.J.B. Lucas Myebse
 RCN - Int - 69 - 088
- [7] W. Delle, " Results of Graphite and Pyrocarbon Irradiations in the
 Dounreay Fast Reactor", Paper presented at the Euratom Meeting on
 the effect of fast neutron irradiation at temperatures above 600°C
 on the physical and mechanical properties of graphite and pyrocarbons,
 Brussels, Belgium, May 5 - 6, 1969
- [8] J.C. Bokros and K. Koyama,
 " Interpretation of Dimensional Changes Caused in Pyrolytic Carbon
 by High fluence Neutron Irradiation ", GA 9600, June 1 , 1969

- [9] W. Delle, KFA - IRW, Jülich, persönliche Mitteilung.
- [10] K. Drittler, Communication Dragon Fuel Symposium, Bournemouth, November, 1969
- [11] T.D. Gulden, " Mechanical Properties of Pyrocrystalline SiC", GA - 9075, 1968
T.D. Gulden, " Deposition and Microstructure of Vapor-Deposited Silicon Carbide", J. Am.Ceram. Soc. 51,424, 1969
- [12] R.J. Price, " Structure and Properties of Pyrolytic Silicon Carbide ", GA - 8883, 1968
- [13] P. Popper and J. Mohyuddin, " The Preparation and Properties of Pyrolytic Silicon Carbide ", in " Special Ceramics 1964 ", P. Popper (ed) Academic Press, London and New York, 1965, p.45
- [14] M. Bohnke and E. Fitzer, " Pyrolytisches Siliziumkarbid", Ber. DKG 43, 180, 1966
- [15] E. Schreiber and N. Soga, " Elastic Constants of Silicon Carbide", J. Am. Ceram. Soc. 49, 342, 1966
- [16] R.W. Bartlett, " Elastic Modulus of Silicon Carbide Whiskers ", J. Am. Ceram. Soc. 51, 114, 1968
- [17] R. J. Price, " Effects of Fast Neutron Irradiation on Pyrolytic Silicon Carbide ", J. Nucl. Mat. 33, 17, 1969
- [18] W. Primak, L.H. Fuchs and P.P. Day " Radiation Damage in Diamond and Silicon Carbide", Phys. Rev. 103, 1184, 1956
- [19] M. Malarin, " Zur Temperaturabhängigkeit der Strahlensättigung im SiC," Phys., Status Solidi, 11, 1965 (K 67)
Short Notes

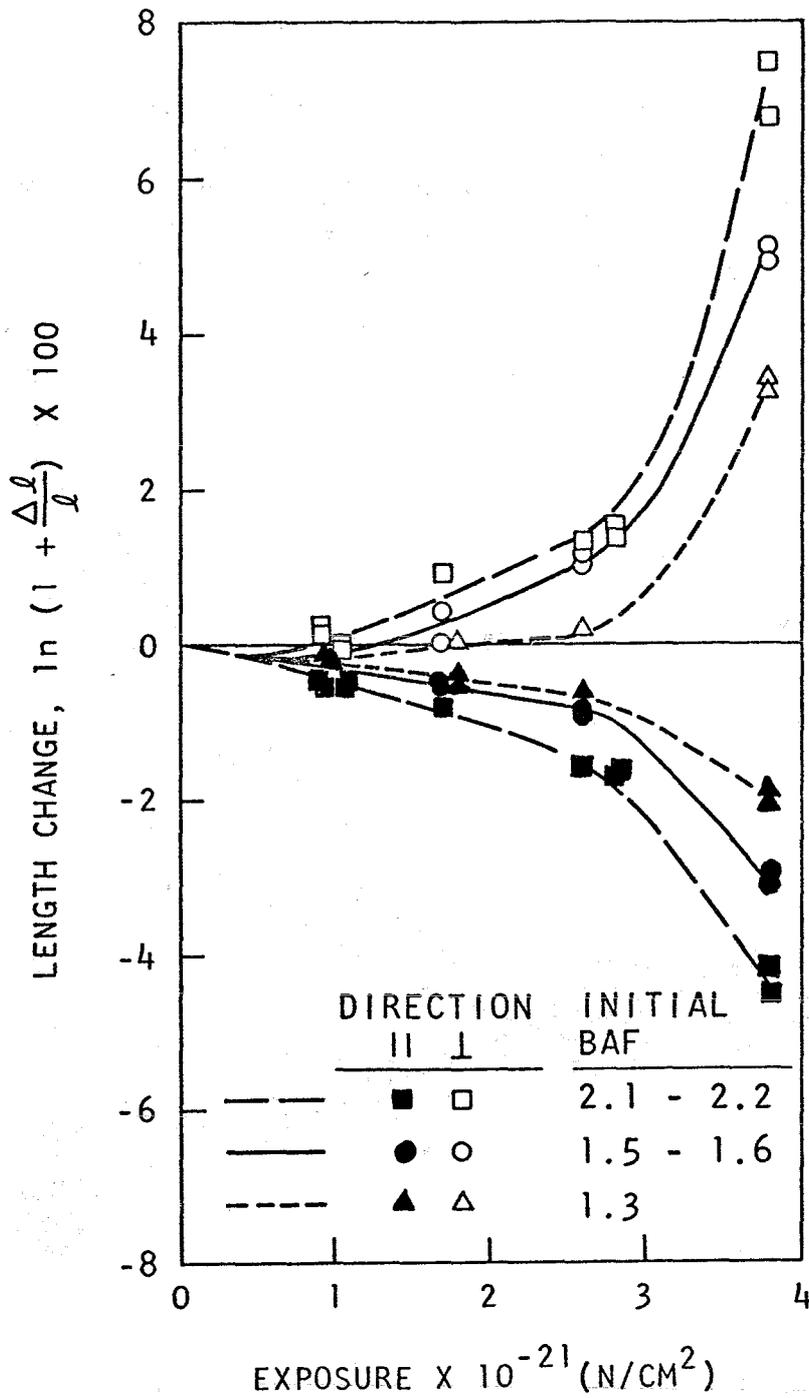


Abb. IV 1.4 Irradiation-induced dimensional changes versus neutron exposure ($E > 0.18 \text{ MeV}$) for anisotropic carbons ($\text{BAF} > 1.1$) with $\rho_0 \geq 2.1 \text{ g/cm}^3$ irradiated at various temperatures. (a) 520° to 690°C
 [4]

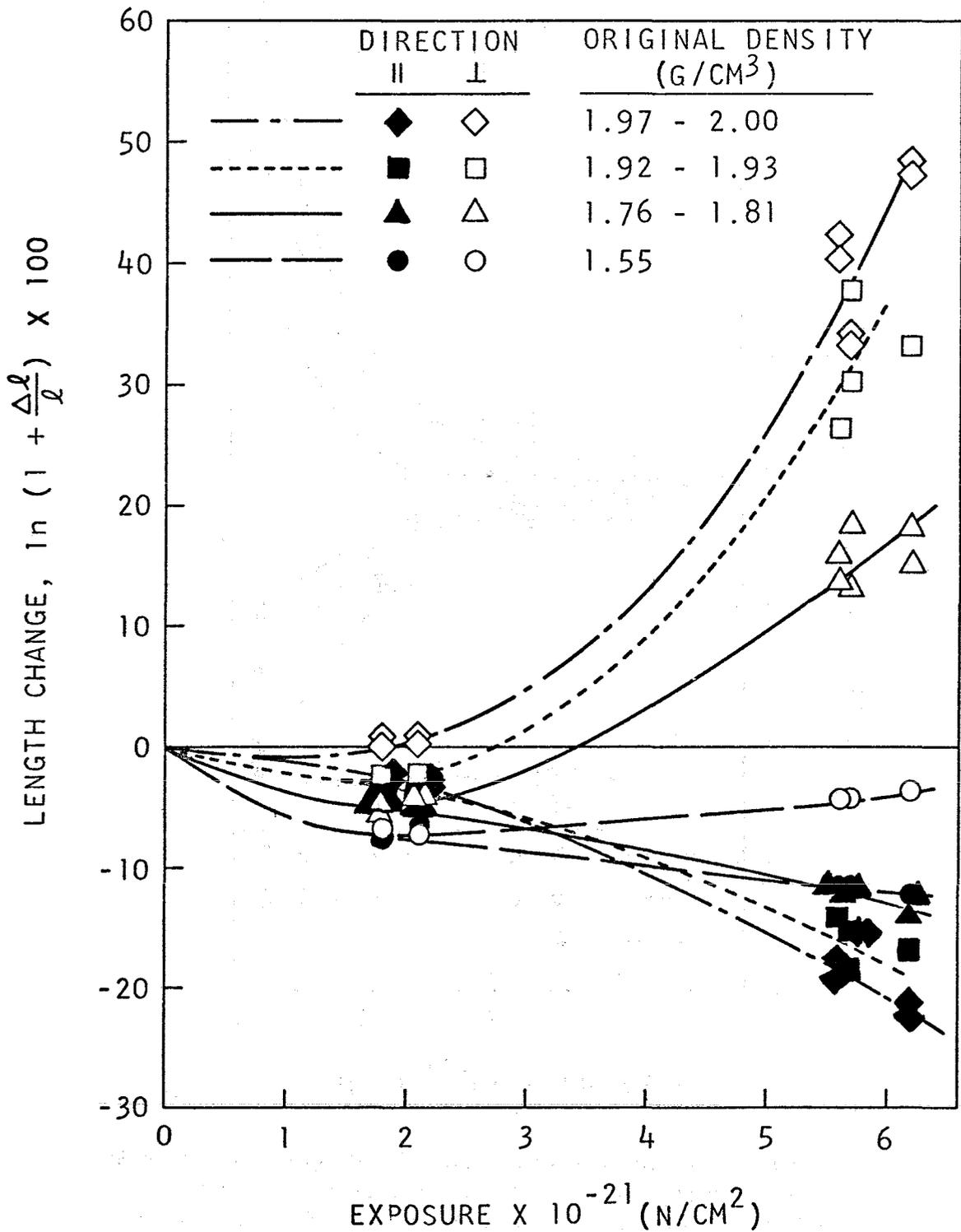


Abb.IV1.3 Irradiation-induced dimensional changes versus neutron exposure ($E > 0.18$ MeV) for isotropic carbons ($BAF < 1.1$) irradiated at various temperatures. (c) 1160° to 1270° C [4]

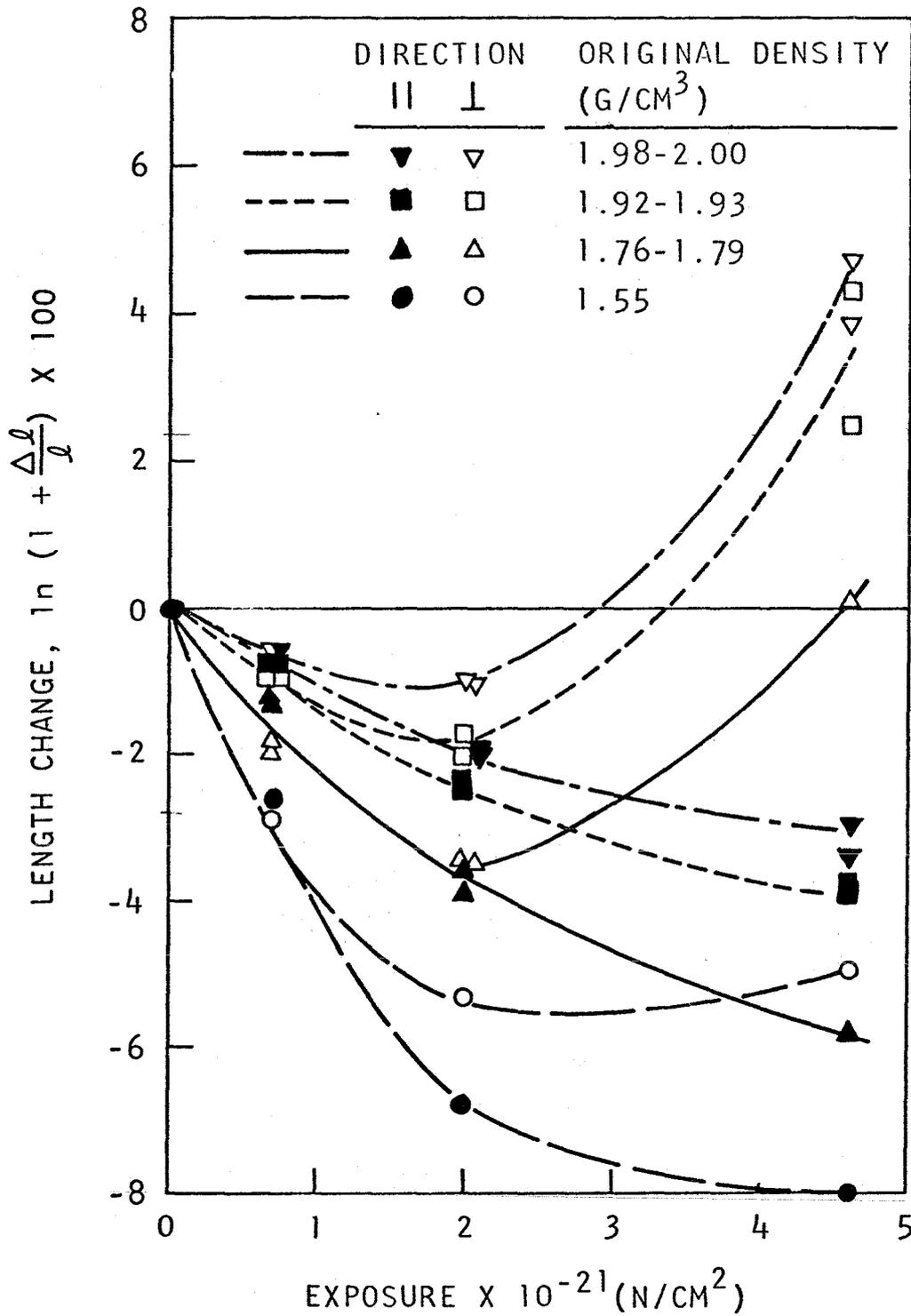


Abb. IV 1.2 Irradiation-induced dimensional changes versus neutron exposure ($E > 0.18$ MeV) for isotropic carbons (BAF < 1.1) irradiated at various temperatures. (b) 880° to 950° C [4]

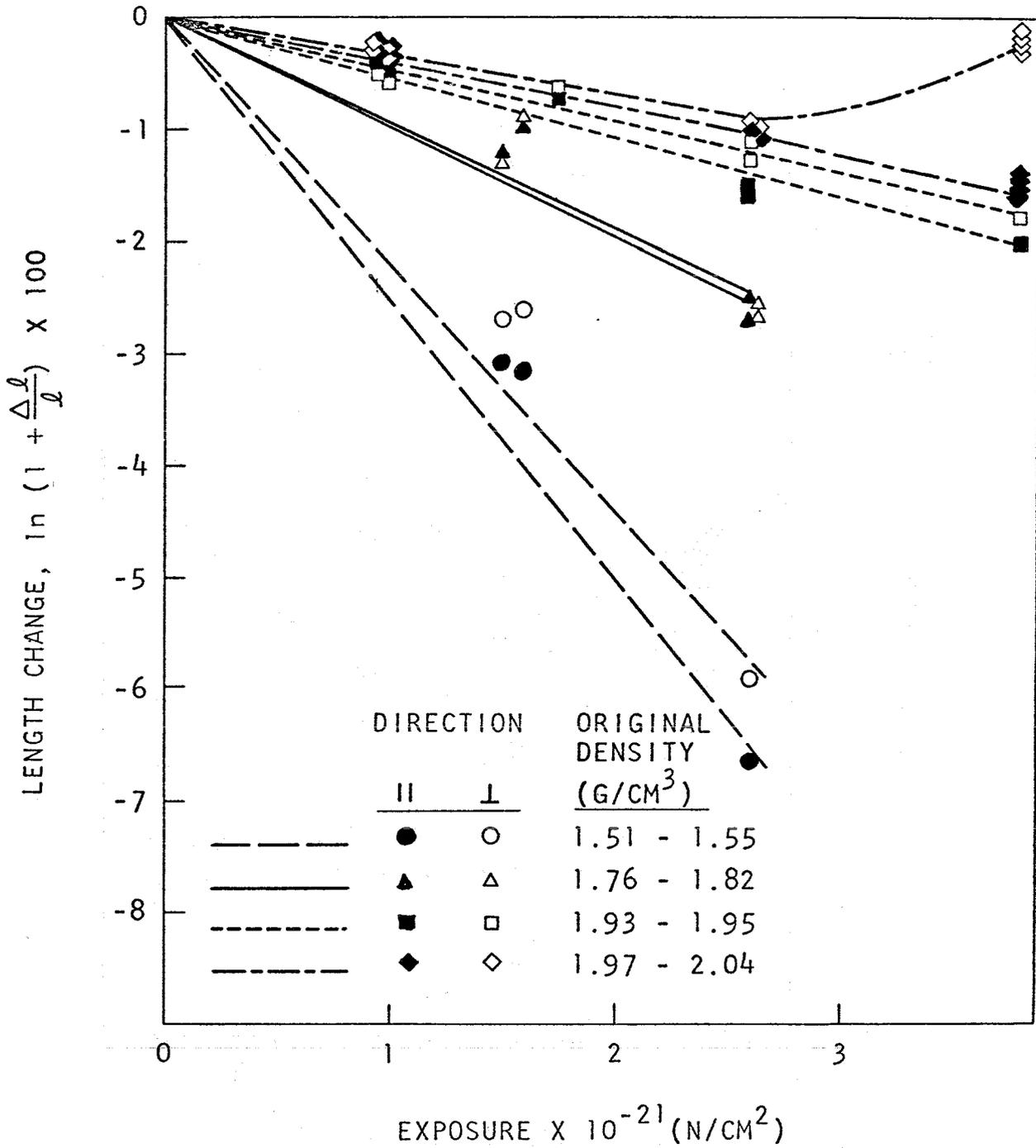


Abb. IV 1.1 Irradiation-induced dimensional changes versus neutron exposure ($E > 0.18 \text{ MeV}$) for isotropic carbons ($\text{BAF} < 1.1$) irradiated at various temperatures. (a) 520° to 690°C
[4]

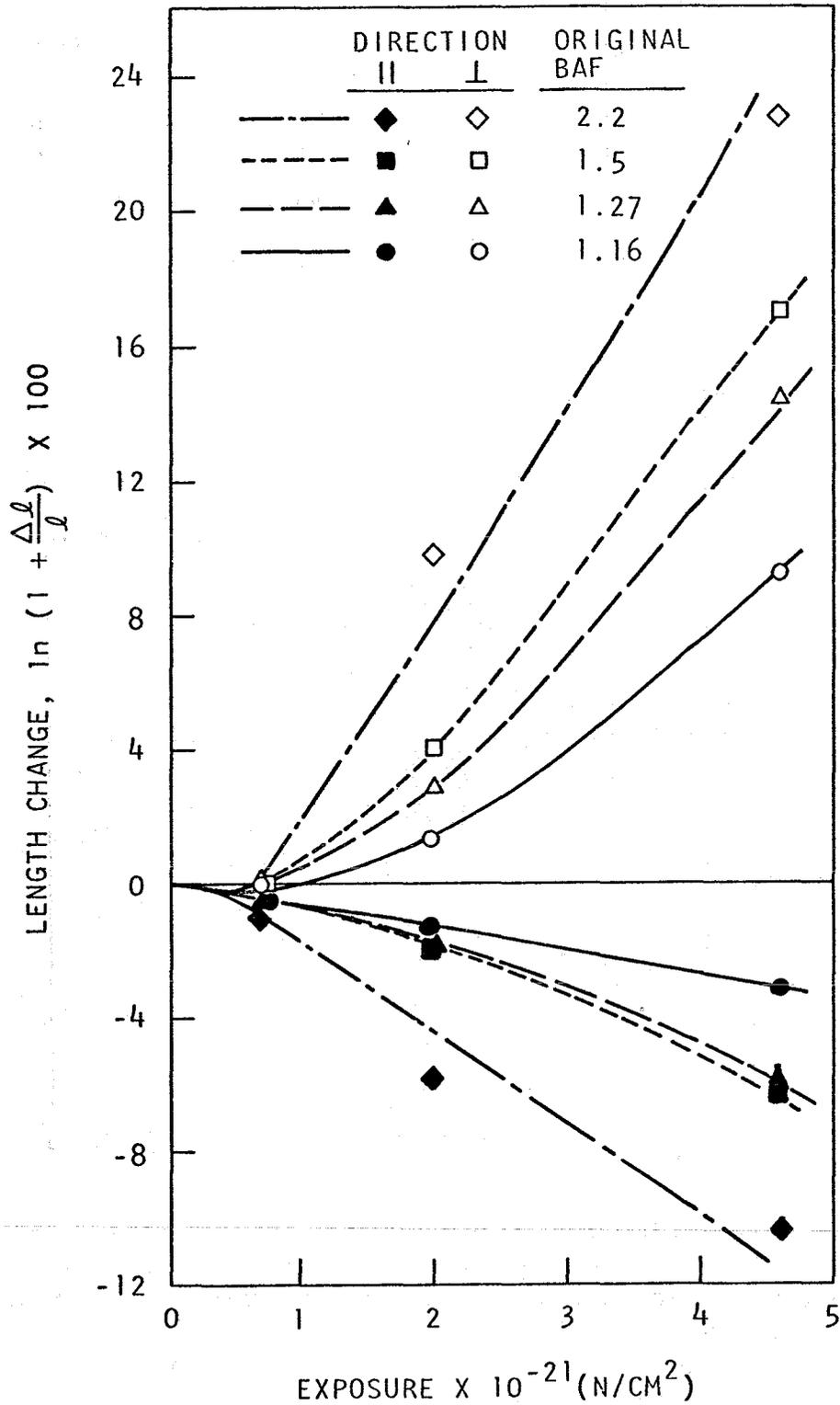
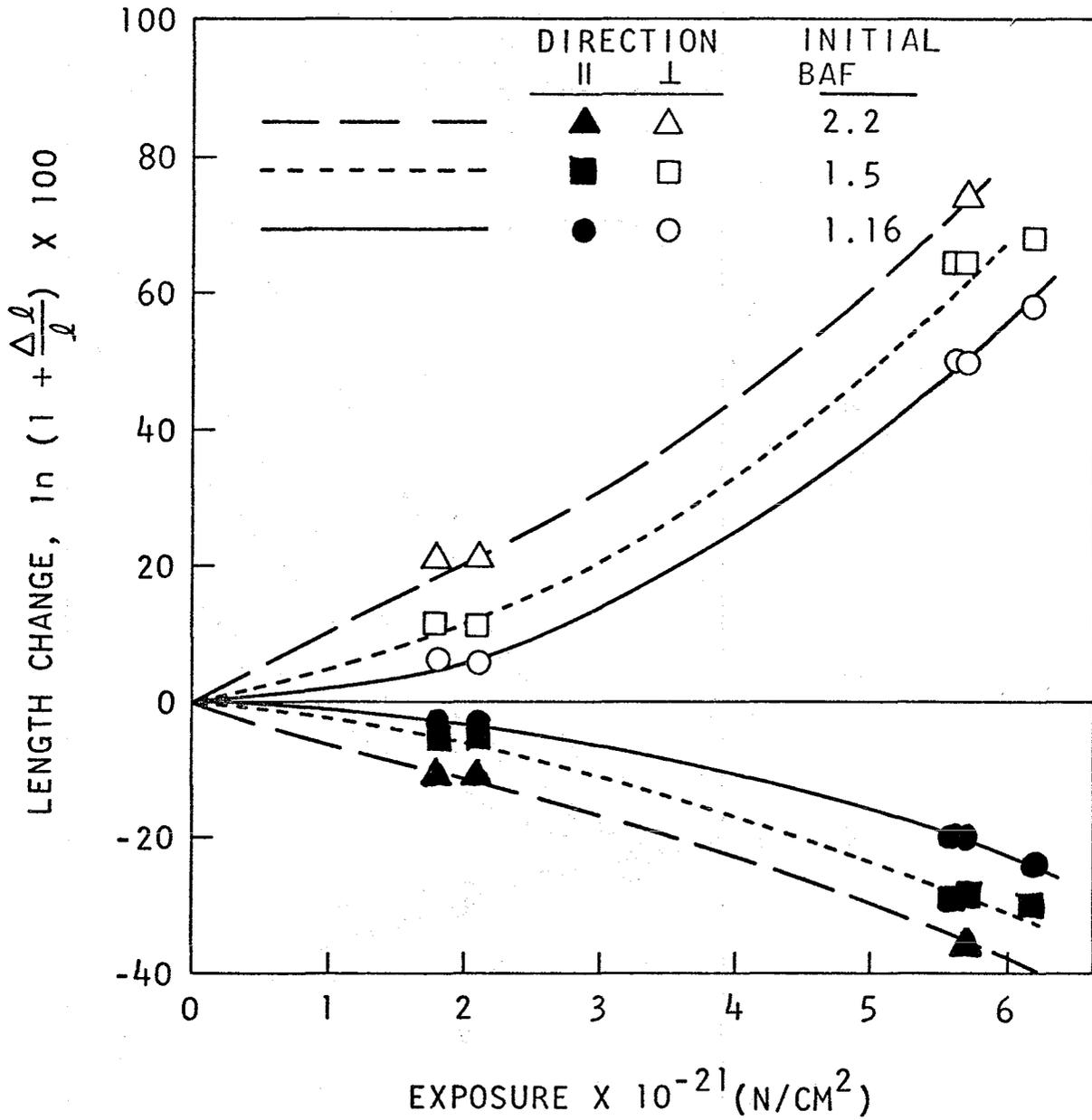


Abb. IV 1.5 Irradiation-induced dimensional changes versus neutron exposure ($E > 0.18$ MeV) for anisotropic carbons ($BAF > 1.1$) with $\rho_o \geq 2.1$ g/cm³ irradiated at various temperatures. (b) 880° to 950°C

[4]



bb. IV 1.6 Irradiation-induced dimensional changes versus neutron exposure ($E > 0.18$ MeV) for anisotropic carbons ($BAF > 1.1$) with $\rho_o \geq 2.1$ g/cm³ irradiated at various temperatures. (c) 1160° to 1270°C [4]

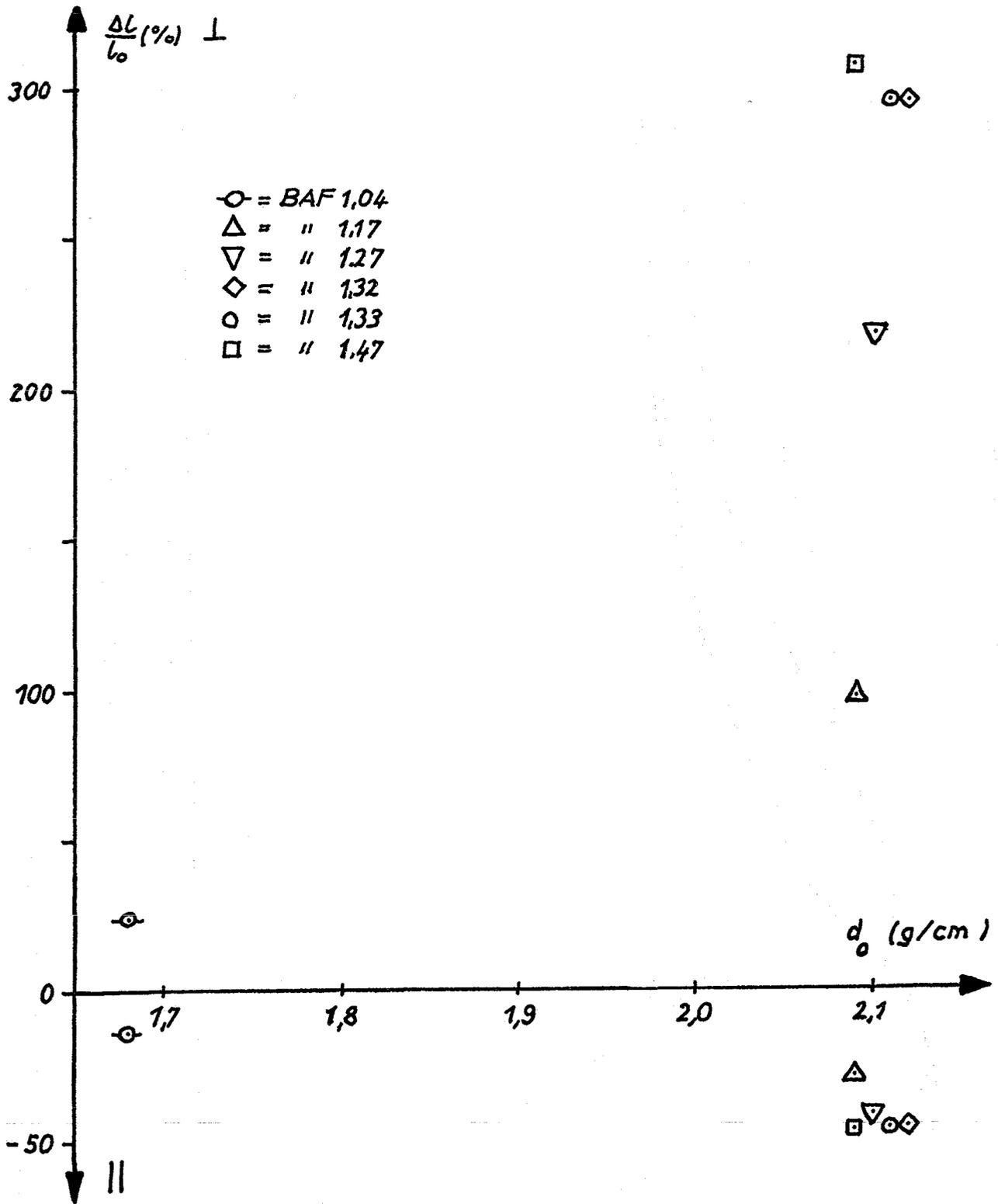
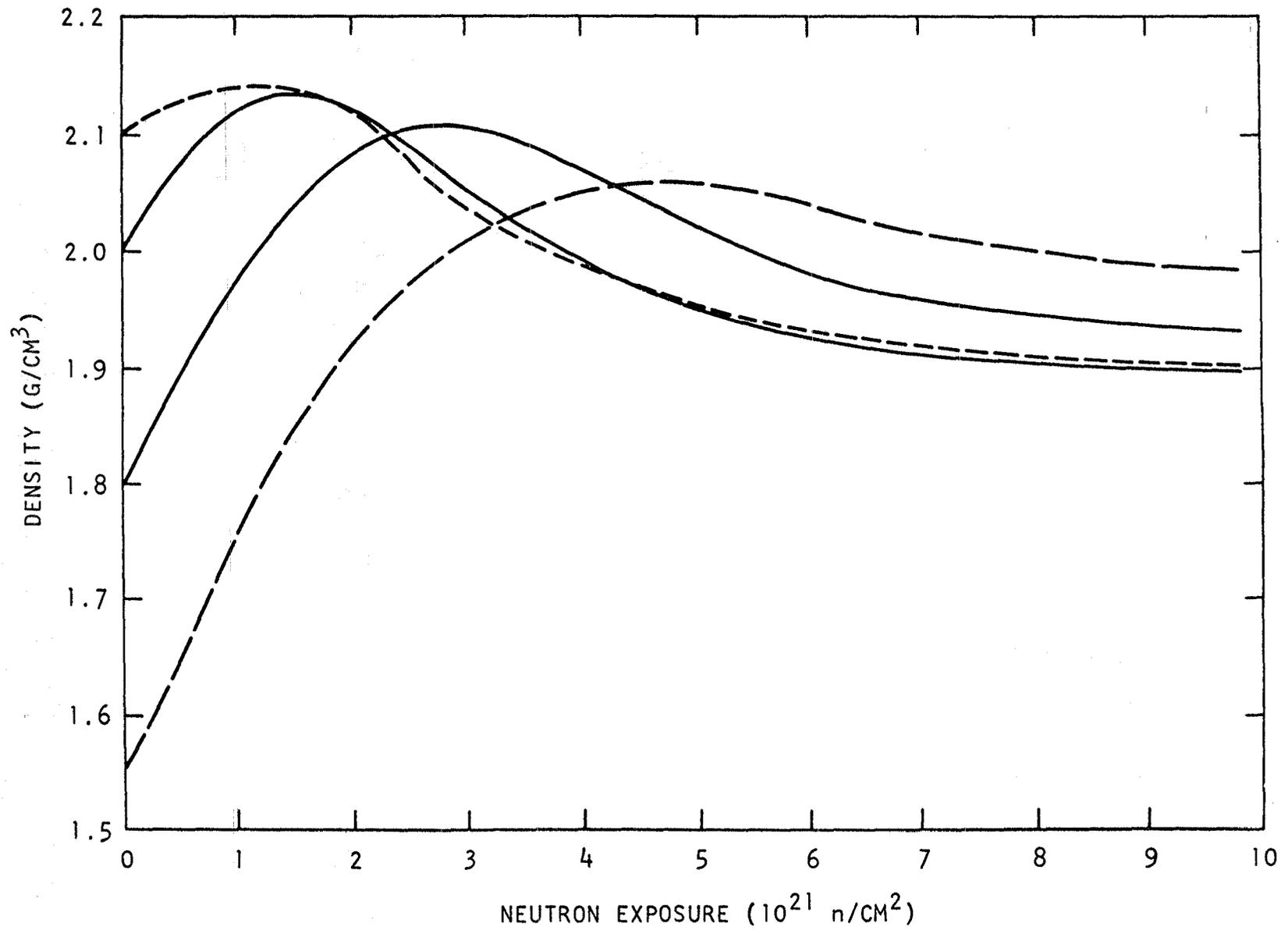


Abb. IV 1.7 Dimensionsänderungen parallel und senkrecht zur Abscheidungsebene in Abhängigkeit von der Dichte vor der Bestrahlung.
 Neutronendosis $1,7 \cdot 10^{22}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV)
 Bestrahlungstemperatur = $1350^\circ\text{C} \pm 100^\circ\text{C}$
 (nach [9])



A IV.30
200

Abb. IV 1.8 Density of turbostratic carbons ($50 \text{ \AA} < L_c < 200 \text{ \AA}$) versus neutron exposure for irradiations at 1250°C (LC-70853) (nach [4])

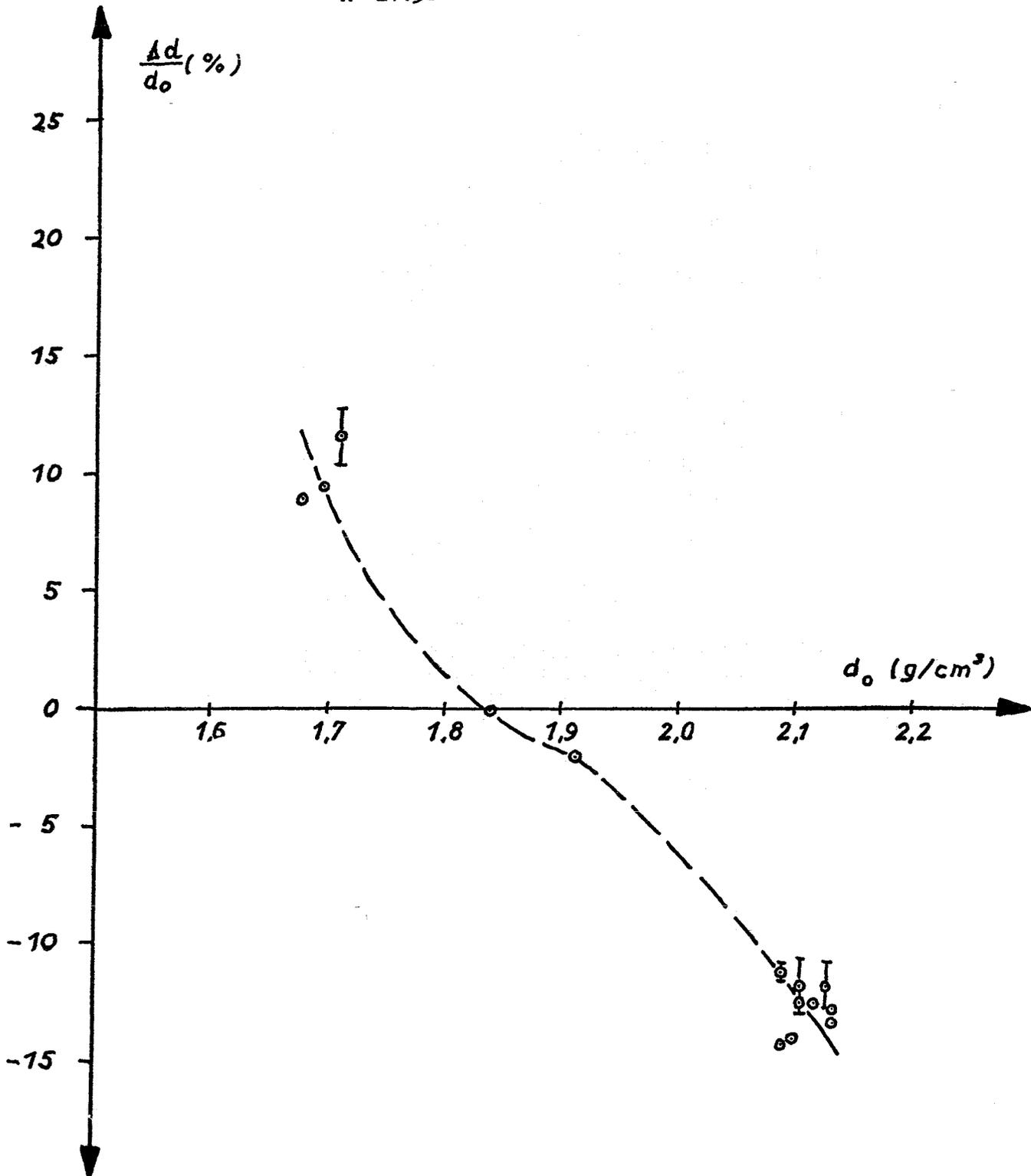


Abb. IV 1.9 Änderung der Dichte in Abhängigkeit von der Dichte vor der Bestrahlung.
 Neutronendosis: $1,7 \times 10^{22}$ nvt ($E \geq 0,1$ MeV)
 Bestrahlungstemperatur $1350^\circ\text{C} \pm 100^\circ\text{C}$

(nach [9])

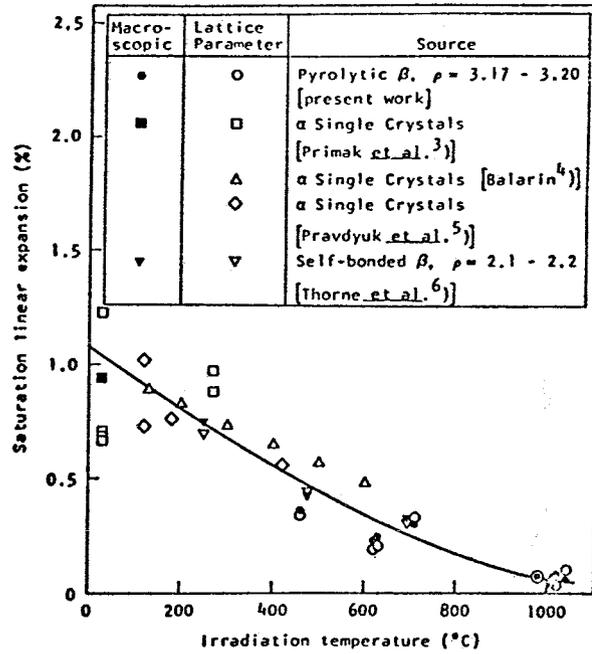


Abb. IV 1.10 Saturation radiation-induced expansion of silicon carbide as a function of irradiation temperature (neutron exposures $> 10^{20}$ nvt).

(nach [17]).

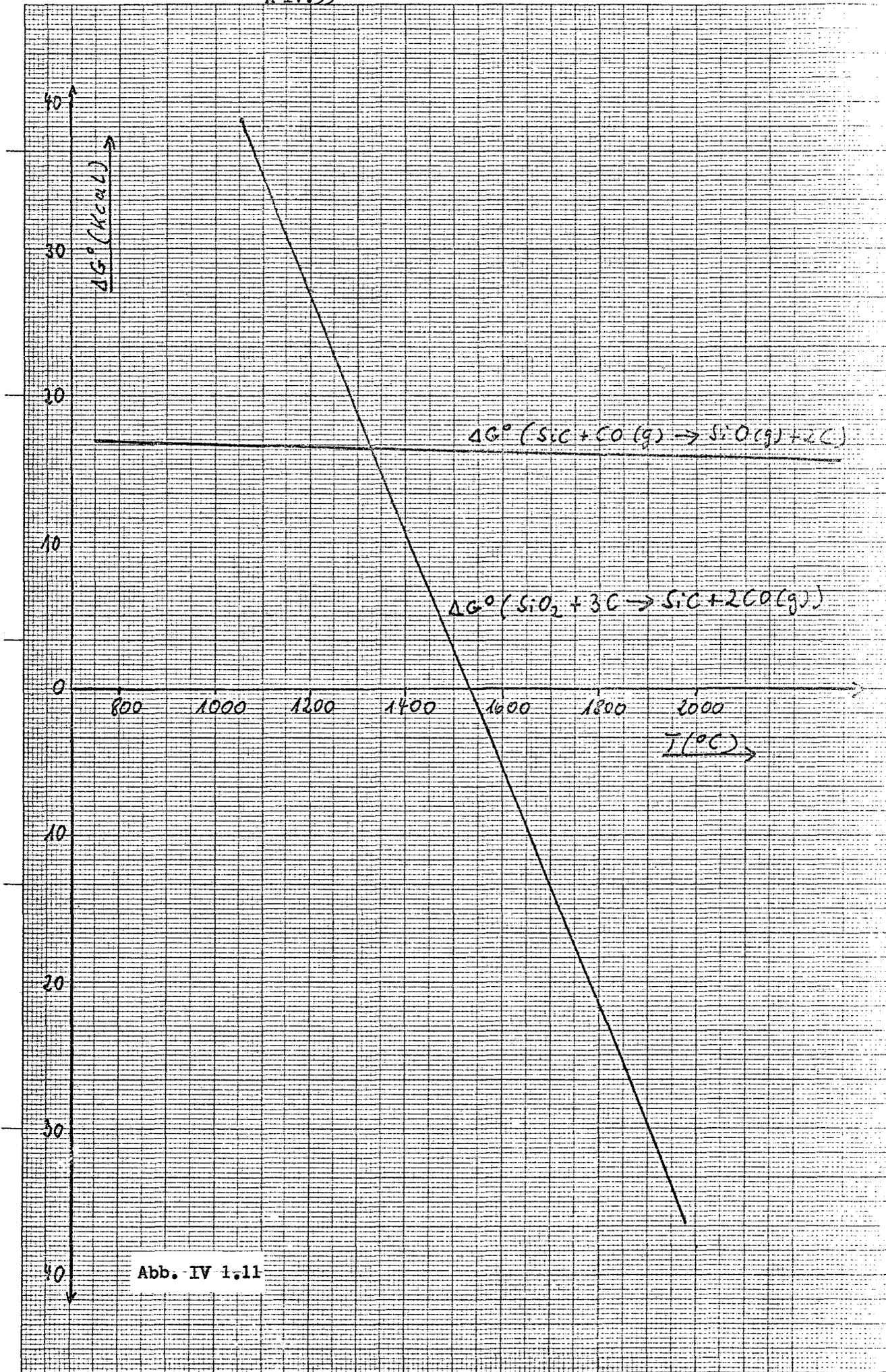


Abb. IV 1.11

A IV.34

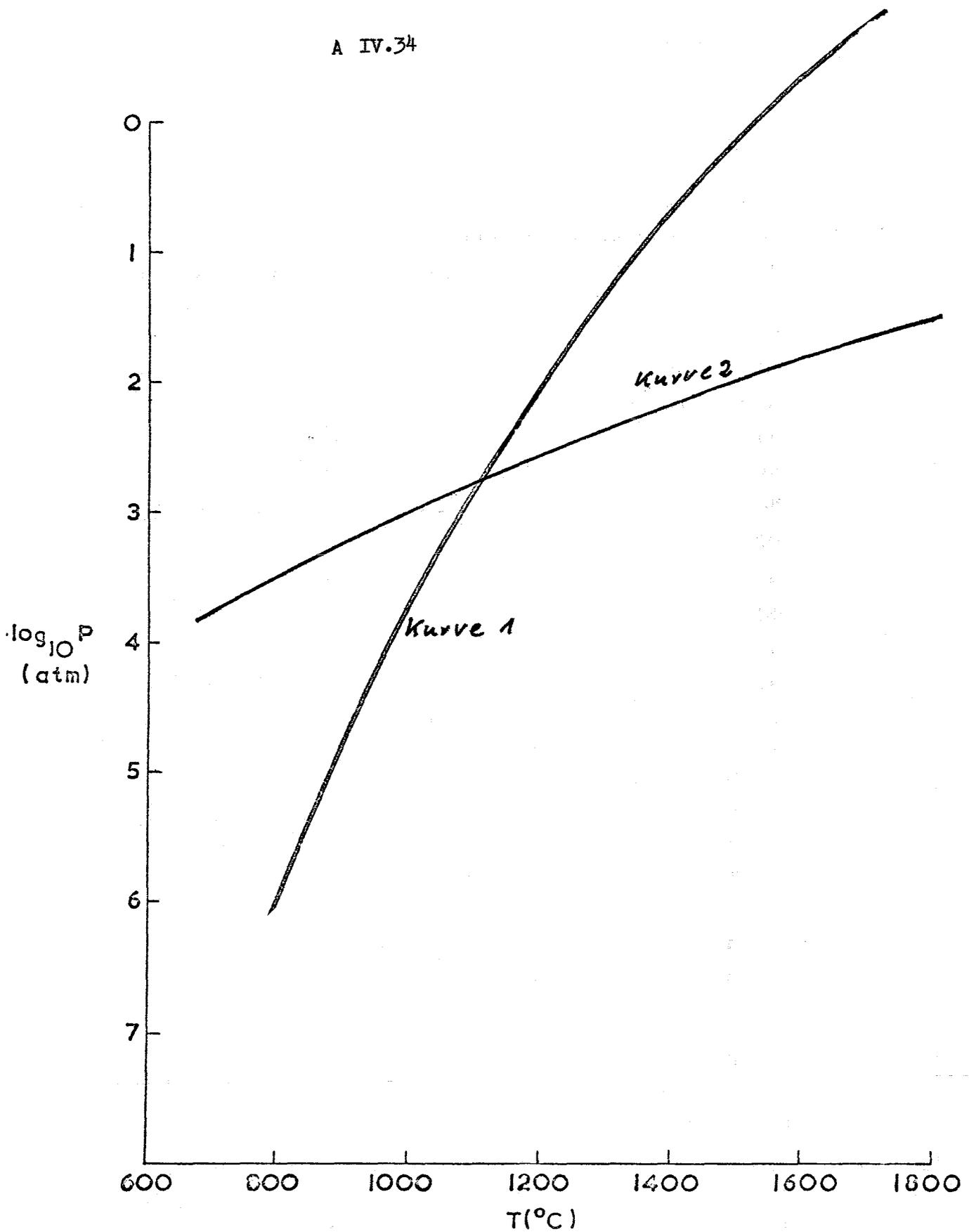


Abb. IV 1.12

Kurve 1: Gleichgewichtsdruck von CO (g) des Systems SiC - SiO₂-C
Kurve 2: Druckverhältnis P(SiO)/P(CO) der Reaktion SiC+CO(g) → SiO(g)+2C

2. Inneres Rohr des Brennelementes

Für das UKAEA-Reaktorkonzept stehen für das innere Rohr des Brennelementes zwei Alternativen zur Diskussion:

1. Das innere Rohr besteht aus SiC. Für die Wahl eines keramischen Werkstoffes spricht die Einsatztemperatur von 1000°C (höhere Wirtschaftlichkeit besonders bei Gasturbinen), für Siliziumkarbid andererseits zählt sein geringer therm. Ausdehnungskoeffizient, seine Dimensionsstabilität unter Neutronenstrahlung, eine gute Warmbiegefestigkeit und ein geringes spez. Gewicht.
2. Das innere Rohr besteht aus Stahl. Man muß dann zu tieferen Temperaturen übergehen. Die Maximaltemperatur des inneren Rohres soll dann etwa 700°C nicht überschreiten.

Für die Wahl eines Stahles spricht die besser bekannte Technologie. Weiterhin scheint das Schwellen von Stahl bei den gewählten Temperaturen für das äußere und innere Stahlrohr (700°C bzw. 300°C) bei schneller Bestrahlung unbedeutend zu sein (siehe Abschnitt III.3).

2.1 Inneres Rohr aus SiC

2.1.1 Technologie des SiC

Gesinterte SiC-Teile werden schon seit langem als Ofen-Zubehör und Heizelemente verwendet. Das in der Keramik übliche Sintern als billige Herstellungsmethode hat jedoch im Falle des SiC versagt. Offensichtlich [6a] findet die Verdichtung beim Sintern von SiC nicht durch einen Diffusions-Mechanismus, sondern durch Oberflächen-Diffusion bzw. Verdampfung und Kondensation statt.

Man hat daher schon früh [1] das relativ teure und für eine Massenproduktion aufwendige Heißpressen eingesetzt. Mit geringen Zusätzen von Aluminium, Eisen, Lithium und Calcium konnte man so Dichten bis zu 98% TD erzielen.

Popper et al. [6] klassifiziert die Sinterergebnisse an SiC als

a) "self - bonded" oder b) "reaction sintered", wobei man nur bei letzterem Verfahren mit Hilfe von sinterfördernden Zusätzen nahezu theoretische Dichte erzielen konnte. Beide Verfahren lieferten jedoch Produkte, die freies Si bzw. C enthielten. [6] umging diese nicht vollständige Umsetzung, indem er pyrolitische

Abscheidung von SiC aus der Gasphase zur Herstellung massiver Körper einsetzte. Die Produkte hatten nahezu theoretische Dichte und Festigkeiten $> 100.000 \text{ psi}$. (s.auch Punkt 2.1.2)

2.1.2 Mechanische und physikalische Eigenschaften von SiC

In der Literatur [1, 2, 3, 4, 5] werden Biegefestigkeitswerte bei Raumtemperaturen an gesinterten und heißgepreßten Prüflingen von $14 - 50 \text{ kp/mm}^2$ zitiert.

Für pyrolitisch abgeschiedenes β -SiC werden von Popper et al [6] Werte von ca. 70 kp/mm^2 angegeben. Auch wurde in verschiedenen Arbeiten [2, 3] festgestellt, daß die Biegefestigkeit von SiC bis 1400°C nahezu unabhängig von der Prüftemperatur ist. An einkristallinen Plättchen aus hexagonalem SiC wurden sogar Werte bei 1750°C von 460 kp/mm^2 gemessen. Diese Werte lagen um den Faktor 5 über den RT- Biegewerten. Gulden [7] stellt in einer kritischen Betrachtung dieser sich z.T. widersprechenden Meßergebnisse fest, daß sicher Unterschiede in der Porosität, Reinheit und Kristallstruktur die Ursache für die große Streuung der Literaturwerte sein dürften.

Von einem deutschen SiC-Hersteller [8] werden Biegefestigkeitswerte bei 1400°C von $1,8$ bis $3,0 \text{ kp/mm}^2$ angegeben (Tab. IV 2.1) Die Werte liegen damit beträchtlich unter den Literaturwerten. Ursache hierfür könnte die relativ hohe Porosität ($15 - 19 \text{ vol}\%$) des Materials sein.

Wie aus der nachfolgenden Tabelle IV 2.1 ersichtlich ist, unterscheiden sich die von [8] angegebenen Qualitäten im wesentlichen im SiC-Gehalt, der Kaltbruchfestigkeit, der Heißbiegefestigkeit und in der Gasdurchlässigkeit. Naturgemäß hat hier die Qualität mit der geringsten Porosität auch die höchsten Festigkeitswerte aufzuweisen. Es muß daher ein Kompromiß hinsichtlich offener Porosität und Warmbiegefestigkeit getroffen werden. Der Hersteller ist in der Lage, SiC-Rohre von $80 \text{ } \varnothing \times 110 \text{ } \varnothing \times 1900 \text{ mm}$ (15 mm Wandstärke) zu liefern. Allerdings macht [8] geltend, daß die Fabrikation von konischen SiC-Rohren - wie sie im UKAEA-Konzept diskutiert werden, momentan nicht möglich sei.

Tabelle IV 2.2 gibt die von dem größten SiC-Hersteller der USA [9] angeführten Daten über ebenfalls 3 SiC-Qualitäten wieder. Die 3 Sorten unterscheiden sich in der Bindungsart, d.h. Selbst-Bindung bzw. Fremdbindung. Hierdurch wird hauptsächlich die erreichbare Dichte und damit die Festigkeit und Gaspermeabilität beeinflusst. [4], der bei demselben Unternehmen arbeitet, gibt Biegefestigkeiten bei 1485°C von $12,60 \text{ kp/mm}^2$ an, die sich mit den unteren Werten von [6a] decken.

A IV.38

Tabelle IV 2.1 Technisch-physikalische Daten dreier verschiedener SiC-Qualitäten [8]

| Eigenschaftswerte: | | I | II | III |
|---|----------------------------|----------|----------|----------|
| Siliziumcarbid-Gehalt | % | 99,0 | 97,0 | 91 |
| Anwendungstemperatur | °C | 1600 | 1550 | 1650 |
| Offene Porosität (nach DIN 51056) | Vol. % | 19,0 | 17,0 | 15,0 |
| Raumgewicht (nach DIN 51065/B1.1) | kg/dm ³ | 2,55 | 2,60 | 2,60 |
| Kaltdruckfestigkeit (nach DIN 51067) | kp/cm ² | 750 | 900 | 1500 |
| Feuerfestigkeit (nach DIN 51063) | SK | >38 | >38 | >38 |
| Druckfeuerbeständigkeit (nach DIN 51064/B1.1) | °C | 1600 | 1550 | 1720 |
| Heißbiegefestigkeit (bestimmt nach eigener Werksnorm bei 1400 °C) | kp/cm ² | 190 | 180 | 300 |
| Gasdurchlässigkeit (nach DIN 51058/B1.1) | nPm | 5,4 | 5,0 | 0,6 |
| Wärmeausdehnung (20 - 1100 °C) | n/m°C x10 ⁻⁶ | 4,8 | 4,2 | 4,5 |
| Wärmeleitfähigkeit (bei 1100 °C) | kcal/mh°C | 8,60 | 8,50 | 8,00 |
| Mittlere spez. Wärme (20 - 1100 °C) | kcal/kg°C | 0,27 | 0,27 | 0,25 |
| Temperaturwechsel- beständigkeit (nach DIN 51068/B1.1) | | sehr gut | sehr gut | sehr gut |

A IV.39

Tabelle IV 2.2 Technisch-physikalische Daten dreier
SiC-Qualitäten [9]

| Comparative Properties | KT Silicon Carbide | REFRAX silicon nitride-bonded Silicon Carbide | CARBOFRAX ceramic-bonded Silicon Carbide |
|---|---|---|--|
| Apparent specific gravity | 3.10 | 2.65 | 2.57 |
| Working temperature Inert atmosphere Oxidizing atmosphere | 4200°F max. 3000°F max. | 3200°F max. | 3100°F max. |
| Modulus of rupture, psi | 22.800 (2200°F) | 5000 - 7000 (2500°F) | 3000 (2500°F) |
| Modulus of elasticity, psi | 56 x 10 ⁶ (70°F) 51 x 10 ⁶ (2200°F) | 17 x 10 ⁶ (70°F) | 13 x 10 ⁶ (70°F) |
| Compressive strength, psi | 150.000 (70°F) | 20.000 (70°F) | 15.000 (70°F) |
| Tensile strength, psi | 20.650 (70°F) | 3.000 - 3.500 (70°F) | --- |
| Thermal conductivity Btu/in/hr ft ² °F | 720 (1140°F mean temp) 465 (1574°F mean temp) 250 (2086°F mean temp) 174 (2292°F mean temp) 94 (2782°F mean temp) | 113.5 (2200°F) | 109 (2200°F) |
| Thermal coefficient of expansion in/in/°F x 10 ⁻⁶ | 1.88 (70° - 800°F) 2.60 (70° - 1800°F) 2.80 (70° - 2500°F) | 1.8 (70° - 400°F) 2.8 (70° - 2500°F) | 1.8 (70-400°F) 2.8 (70-2500°F) |
| Mean specific heat | .34 (70°-2800°F) | .29 (70°-2500°F) | .285 (70°-2500°F) |
| Spectral emissivity at 1600°F | .9 | .9 | .9 |
| Permeability | Impermeable | Negligible | Negligible |
| Porosity | 0 % | 15 % | 14 % |
| Abrasion resistance-Relative abrasion index ⁺⁾ | Exceptional 0,067 | Excellent 0,400 | Excellent 1 |
| Thermal-shock resistance | Excellent | Good | Fair |

⁺⁾ The abrasion index is determined by the calculation of volume lost during a sandblast test compared to the CARBOFRAX ceramic bonded product with an index of 1.0.

2.1.3 Ausschau

Die technologische Entwicklung zielte bisher immer- wie bei den meisten keramischen Materialien - auf die Herstellung eines möglichst dichten (meist gasdichten Rohre) Produktes. Daher haben die von den einschlägigen SiC - Erzeugern angebotenen Rohre nicht die geforderte hohe Gas - durchlässigkeit. Eine Herstellung in dieser Richtung scheint aber prinzipiell möglich.

Obwohl daher vom technologischen Standpunkt nichts gegen den Einsatz von SiC - Rohren spricht, schafft das Fehlen von jeglichen Bestrahlungsergebnissen an gesintertem SiC im schnellen Fluß einen beunruhigenden Unsicherheitsfaktor hinsichtlich des Einsatzes von SiC als BE - Innenrohr. Ferner scheint das Problem der Korrosion bei höheren Temperaturen die Verwendung eines SiC - Rohres einzuschränken. (vgl. IV.19)

Ein weiterer Punkt, der eng mit der hohen Betriebstemperatur des BE verknüpft ist, ist die Realisierbarkeit, eines guten Bondings zwischen den PyC - beschichteten UO_2/PuO_2 - Kugeln.

Ohne Bonding müßten Netze aus Stainless Steel oder aus anderen Metallen als Behälter benutzt werden, die automatisch zu Kompatibilitätsschwierigkeiten zwischen PyC - Metall - SiC führen würden.

Eine endgültige sichere Prognose kann daher über die Realisierbarkeit einer Gasaustrittstemperatur von $1000^{\circ}C$ momentan noch nicht gegeben werden.

2.2 Inneres Rohr aus Stahl

Für diese zweite Alternative ist das Verträglichkeitsproblem zwischen SiC coated particles und dem Stahl des inneren Hüllrohres zu untersuchen. Als mögliche Materialien kommen die beiden Edelmehle Sandvic 12 R 72 HV und AISI 316 in Frage.

2.2.1 Verträglichkeit von mit SiC beschichteten Teilchen mit Stahl

Es ist sinnvoll sich auf die thermodynamische Betrachtung des Verträglichkeitsproblememes zu beschränken. Kriterium für das Stattfinden einer Reaktion ist der Unterschied in der freien Bildungsenthalpie des Endzustandes gegenüber dem Ausgangszustand. Falls das Energieniveau des Ausgangszustandes tiefer liegt als das der möglichen Endzustände kann angenommen werden, daß das System stabil d.h. verträglich ist. Formal läßt sich dies folgendermaßen ausdrücken:

$$(1) \quad \Delta g_E - \Delta g_A > 0$$

Index E : Endzustand

A : Ausgangszustand

Falls also die Differenz der Absolutbeträge der freien Bildungsenthalpie der möglichen Endprodukte und der Ausgangsprodukte positiv ist kann Verträglichkeit des Systems erwartet werden.

Es ist deshalb notwendig die freien Bildungsenthalpien (für die entsprechenden Betriebsbedingungen d.h. für die Betriebstemperatur) der in Frage kommenden Reaktionspartner (SiC und Stahl) und die der möglichen Endprodukte zu kennen. Die Temperaturabhängigkeit der freien Bildungsenthalpie ist mit guter Näherung durch folgenden Ausdruck gegeben [10].

$$(2) \Delta g_T = \Delta H_{298} - T \cdot \Delta S_{298}$$

Dabei ist

$$\begin{aligned} \Delta g_T &: \text{Freie Bildungsenthalpie bei der Temperatur } T \\ \Delta H_{298} &: \text{Bildungsenthalpie im Normalzustand bei } 25^\circ\text{C} \\ \Delta S_{298} &: \text{Entropie bei } 25^\circ\text{C} \end{aligned}$$

ΔH_{298} und ΔS_{298} sind in den üblichen Nachschlagwerken [10], [11], [12], [13] zu finden. Die Angaben für die Bildungsenthalpie von SiC sind jedoch nicht einheitlich. In [10], [11], [12] wird sie mit -12,4 kcal/mol angegeben. Dagegen findet man in [13] einen Wert von -26,7 kcal/mol. Welcher dieser Werte richtig ist kann nicht gesagt werden. Der Wert -12,4 kcal/mol wird jedoch in der Literatur am meisten zitiert bzw. benutzt. Im folgenden wird mit beiden Werten gearbeitet.

Die Verträglichkeitsbetrachtungen werden für SiC von stöchiometrischer Zusammensetzung durchgeführt. Es gilt die Regel, daß Abweichungen von der stöchiometrischen Zusammensetzung - und zwar Abweichungen nach beiden Seiten des Gleichgewichts - die Verträglichkeit herabsetzen. Die Verträglichkeit des SiC mit Stählen bei höheren Temperaturen wird deshalb auch vom Herstellungsprozeß der coated particles abhängen.

Das Verträglichkeitsverhalten der Stähle wird als Eisenlegierung von ihren einzelnen Legierungskomponenten bestimmt. Für Legierungen gilt die Regel, daß Bestandteile, die in reinem Zustand schlechte Verträglichkeit gegenüber einem bestimmten Partner zeigen, mit zunehmender Konzentration das Verträglichkeitsverhalten der Legierung verschlechtern. Dies führt dazu, daß

im allgemeinen für bestimmte praktische Fälle Konzentrationsgrenzen für kritische Legierungspartner existieren, die in Versuchen ermittelt werden können. Oberhalb dieser kritischen Legierungszusammensetzung wird das Verträglichkeitsverhalten hauptsächlich von dem unverträglichen Legierungspartner bestimmt, während unterhalb dieser Zusammensetzung das Verträglichkeitsverhalten von dem Grundmetall und den anderen Legierungspartnern bestimmt wird.

Betrachtet werden in unserem speziellen Falle die Legierungskomponenten Fe, Cr, Ni, die die wesentlichen Legierungsbestandteile der Stähle 12R 72HV und AISI316 darstellen.

Es sind nun die möglichen Wechselwirkungen von SiC mit Fe, Cr, Ni zu diskutieren. In Abb. IV 2.1 sind die freien Bildungsenthalpien in Abhängigkeit von der Temperatur für die denkbaren Verbindungen des Kohlenstoffs aus dem SiC mit den Hauptlegierungselementen des Stahles aufgetragen. Für SiC sind wegen der Diskrepanz in den Werten für ΔH_{298} zwei Linien angegeben. Man erkennt, daß als einzige mögliche Wechselwirkung die Bildung von Cr_4C in Frage kommt, falls die SiC-Kurve nach [10], [11], [12] zugrunde gelegt wird. Da die Differenz in den freien Bildungsenthalpien jedoch nicht sehr groß ist kann damit gerechnet werden, daß diese Wechselwirkung vernachlässigbar ist. Falls die SiC-Kurve nach [13] zugrunde gelegt wird ist überhaupt keine Wechselwirkung möglich.

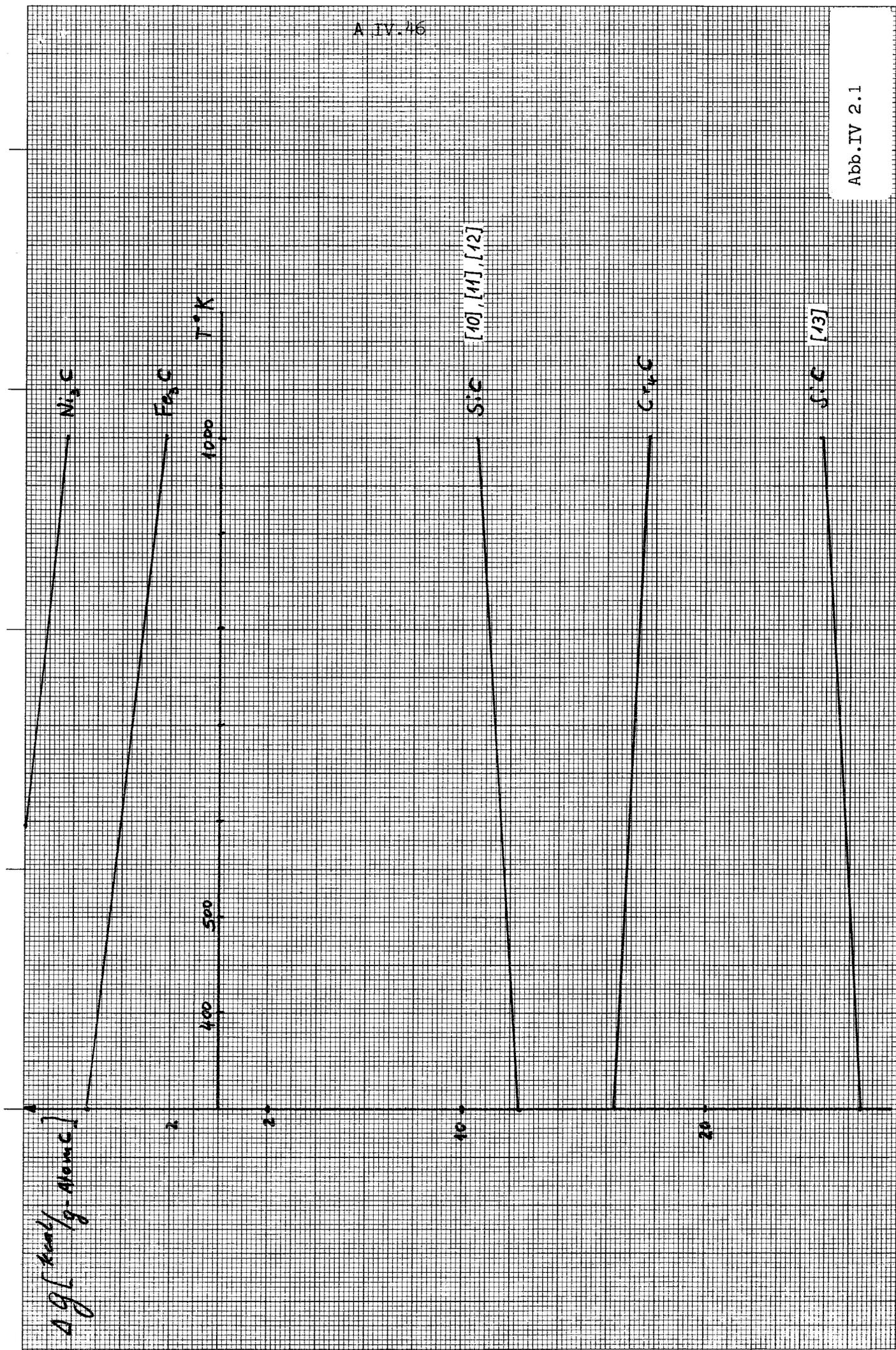
Die Wechselwirkung des Si aus dem SiC mit den Legierungselementen Fe, Cr, Ni läßt sich mittels Abb. IV 2.2 diskutieren. Dort sind die freien Bildungsenthalpien der denkbaren Silizidverbindungen aufgetragen. Bei den gestrichelten Kurven ist nur der ΔH_{298} -Wert eingezeichnet. Die ΔS_{298} -Werte sind in diesen Fällen nicht bekannt, so daß auf die Berechnung der Δg_T -Werte verzichtet werden mußte. Legt man die SiC-Kurve, die nach [10], [11], [12] berechnet wurde zugrunde, so erkennt man, daß das Si mit fast allen Legierungselementen (außer Cr) durch Absenkung seiner freien Bildungsenthalpie Silizide bilden kann. Insbesondere ist die Bildung der Phasen FeSi und Ni_3Si möglich. Falls man die SiC-Kurve nach [13] zugrunde legt ist immer noch die Bildung von Ni_3Si energetisch möglich. Ob dieses Silizid jedoch gebildet wird hängt weitgehend davon ab, ob laufend reaktionsbereites Si an die Phasengrenze

gebracht werden kann. Für eine Auslegungstemperatur von 700°C für das innere Rohr des Brennelementes dürften solche Diffusionsprozesse noch keine große Rolle spielen, zumal auch erwartet werden kann, daß sich an der Kontaktstelle eine Schutzschicht aus SiO_2 bilden wird.

Die Diskussion der Verträglichkeit von SiC mit CrNi-Stählen wäre unvollständig, würde man nicht auf den besonderen Charakter dieser Stähle eingehen, die dazu neigen passive Deckschichten zu bilden. Über den Aufbau dieser Deckschichten, die die Passivität dieser Stähle bedingen, besteht noch Unklarheit [14]. Fest steht, daß diese passiven Deckschichten stark mit Sauerstoff angereichert sind, sei es in Form von Oxyden, sei es in Form von adsorbiertem bzw. chemisorbiertem Sauerstoff. Der Charakter dieser Stähle wird also an den Phasengrenzen weniger von den Legierungskomponenten als vielmehr von deren Oxyden bestimmt. Das bedeutet, daß man auch die Wechselwirkung zwischen SiC und dieser Deckschicht zu betrachten hat. In Abb. IV 2.3 sind die freien Bildungsenthalpien der in Frage kommenden Oxyde aufgetragen. Die Kurven wurden direkt aus [12] übernommen. Man erkennt, daß das Si des SiC direkt mit den Oxyden der Deckschicht zu SiO_2 reagieren kann. Es ist deshalb damit zu rechnen, daß sich an der Kontaktstelle sehr schnell eine schützende Deckschicht aus SiO_2 bildet, die nach [15] eine gute Schutzwirkung haben soll. Ob die Schutzwirkung ausreichend ist, um die Bildung von Ni_3Si zu verhindern, sollte in Versuchen geprüft werden. Die Möglichkeit einer Schädigung erscheint jedoch gering, da den hochwarmfesten CrNi-Stählen oft zur Erhöhung der Zunderfestigkeit 3 % bis zu 4 % Si zulegiert werden [14]. Erst höhere Si-Gehalte dürften zur Bildung von Ni_3Si führen.

- [1] R.A. Alliegro "Pressure Sintered SiC"
L.B. Coffin J.AmCer.Soc. 39 (1956) 386
J.R. Tinklepaugh
- [2] E.Glenny "The High Temperature Properties of
F.A.Taylor Ceramics and Cermets"
Powder Met. 1 (1958) 189
- [3] H. Kronberger "The Role of Dispersed Fuels in the
Further Development of the AGR"
J.Nucl.Mat.14 (1964) 41
- [4] K.M. Taylor "Improved SiC for High-Temperature
Parts"
Materials and Methods 44 (1956) 92
- [5] E.G. Dendale "Intermetallic Materials"
Chap.5, Ceramics for Advanced Technologies
J.E.Hove und W.C.Riley eds
J.Wiley und Sons, New York (1965)
- [6] P. Popper "The Preparation and Properties of
Pyrolytic SiC" in: Special Ceramics
P.Popper ed. Academic Press, New York
(1965)
- [6 a] S,R, Billington ibid
J. Chown "The Sintering of Silicon Carbide"
A.E.S.White
- [7] T.D.Gulden "Mechanical Properties of Polycrystalline
β -SiC"
GA - 9075, Dez. 1968
- [8] N.N. Datenblatt der Firma Annawerk, Keram.
Betriebe, Oeslau / Coburg, BRD

- [9] N.N. KT-Silicon Carbide - Datenblatt der Firma Carborundum, USA
- [10] Kubaschewski + Evans : Metallurg. Thermochemie VEB Verlag Technik, Berlin 1959
- [11] Ullmann: Enzyklopädie der techn. Chemie Bd. 15, 3. Aufl., 1964
- [12] Smithells : Metals Reference Book Butterworths Scientific Publications, London
- [13] Landolt-Börnstein : Zahlenwerte und Funktionen II. Band, 4. Teil
- [14] Houndremont: Handb. der Sonderstahlkunde Springer, Berlin, Göttingen, Heidelberg
- [15] Sonderheft "Techn. Rundschau", Bern, Nr. 28
Eigenschaften und Verwendung hochtemperaturbeständiger Werkstoffe.



Δg [kcal / g-Atom Si]

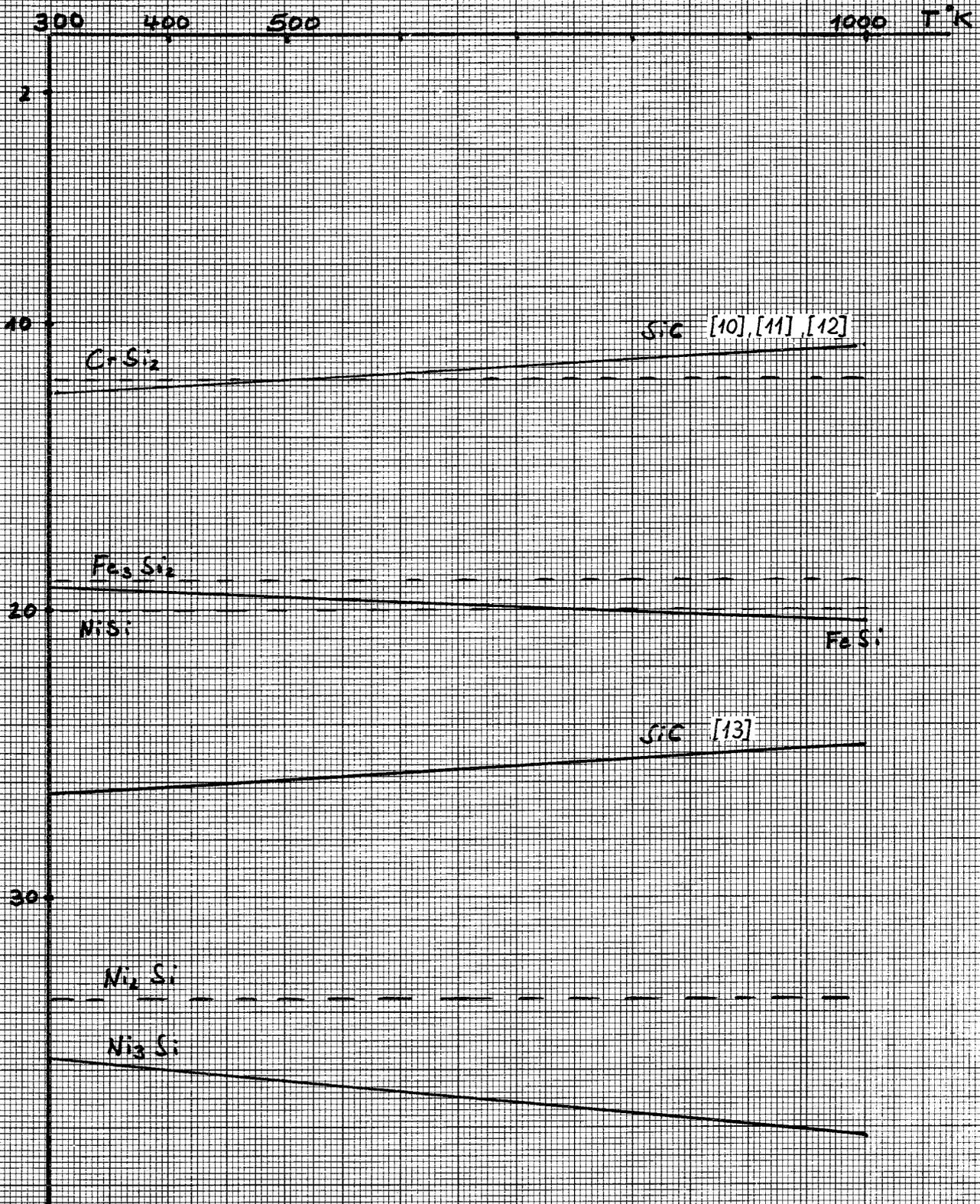


Abb. IV 2.2

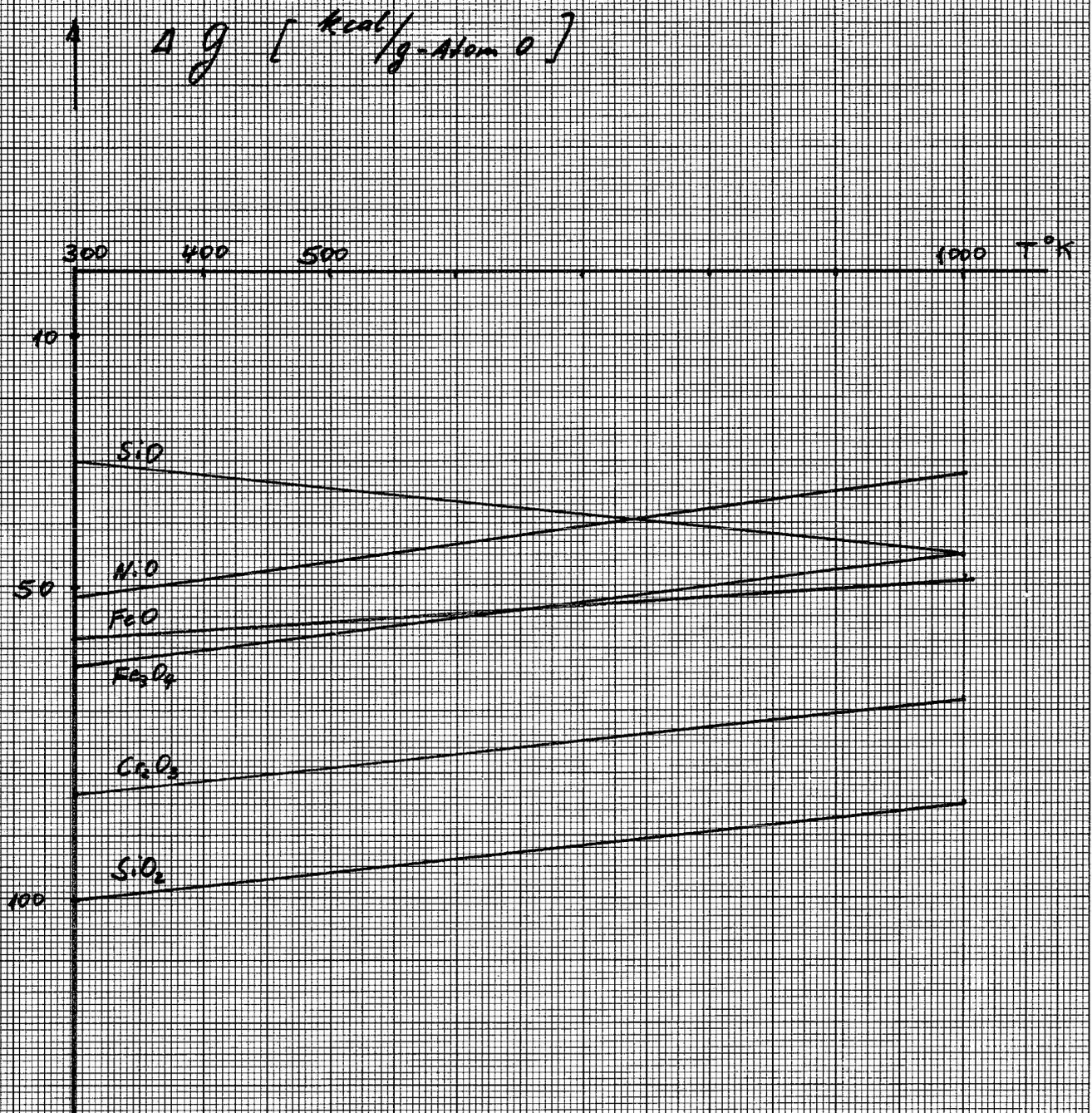


Abb.IV 2.3

B. Bericht des Arbeitskreises

"Physikalische Kriterien"

Inhalt

Zusammenfassung

B I

Teil I: Nukleare Daten der im Gas-Brüter Memorandum behandelten Reaktorkonzepte.
E. Eisemann, A. Polch, GfK

B II

Teil II: Abbrandrechnung für das Reaktorkonzept des Kernforschungszentrums Karlsruhe.
M. Schatz, Siemens

B III

Teil III: Vergleichsrechnungen mit verschiedenen Gruppensätzen.
G. Schroeder, Jülich

Zusammenfassung

Der vorliegende Bericht enthält die Ergebnisse von Untersuchungen, die die Arbeitsgruppe "Physikalische Kriterien" im Rahmen des Gas-Brüter-Memorandums durchgeführt hat.

Im einzelnen sind folgende Themen behandelt worden:

B I. Berechnung der nuklearen Daten der im Gas-Brüter-Memorandum behandelten Reaktorkonzepte.

Die in der Literatur vorhandenen Daten dieser Reaktorkonzepte sind unter verschiedenen Annahmen, nach verschiedenen Methoden und mit unterschiedlichen Gruppensätzen berechnet worden. Um einen sinnvollen Vergleich der nuklearen Daten durchführen zu können, wurden einheitlich

1. folgende Annahmen gemacht:

der maximal erreichbare Abbrand beträgt 100 000 MWd/t Schwermetall. Dies bedingt eine Schmierdichte des Brennstoffs im Core von 83% der theoretischen Dichte. Die Schmierdichte im Brutstoff der Blankets beträgt 90% der theoretischen Dichte.

2. alle Rechnungen mit einem 2-dim. Diffusionscode durchgeführt.

3. für die Rechnungen ein neuer, in den Kerndaten wesentlich verbesserter Gruppensatz, der Karlsruher MOXTOT-Satz, verwendet.

Die folgenden Reaktorkonzepte wurden untersucht:

1. Ein Entwurf der GGA mit "vented fuel", Dampfturbine und oxidischem Brennstoff.
2. Ein Entwurf des Kernforschungszentrums Karlsruhe mit Gasturbine, einer Vanadinlegierung als Hüllmaterial und oxidischem Brennstoff.

3. Zwei schwedische Entwürfe mit 70 bzw. 130 bar Primärgasdruck, Dampfturbine und oxidischem Brennstoff.
4. Ein Entwurf der UKAEA mit "coated particles" und oxidischem Brennstoff.
5. Ein Entwurf von GGA mit karbidischem Brennstoff.

B II. Untersuchung des Langzeitverhaltens von gasgekühlten Reaktoren an Hand des Karlsruher Reaktorkonzepts.

Dazu wurde eine Abbrandrechnung durchgeführt, aus der sich folgende wesentliche Kenngrößen ergeben:

1. Standzeit der Brennelemente.
 2. Die Leistungsverteilung im Core und in den Brutmänteln.
 3. Der Spaltstoffaufbau und die Plutoniumisotopenzusammensetzung in den Brutmänteln.
 4. Die Reaktivitätsänderung für einen Abbrandzyklus.
- Die Ergebnisse bestätigen in etwa die Voraussetzungen für die Rechnungen im Teil **BI**.

B III. Abschätzung der Unsicherheiten der nuklearen Daten bei Verwendung verschiedener Gruppensätze.

Es wurden dazu die neuesten Gruppensätze von Argonne (ENDF/B), Studsvik (AB Atomenergi), Karlsruhe (MOXTOT), Cadarache (Vers. 2) und Winfrith (FD 4) daraufhin untersucht, welche Werte sie für $\alpha_{\text{Pu 239}}$, $\sigma_{\gamma, 238}$ und $\sigma_{f, \text{Pu239}}$ enthalten.

Weiter werden erste Ergebnisse aus einer im Rahmen der IAEA von Baker durchgeführten Studie angegeben. Diese betreffen die auftretenden Unterschiede bei der Berechnung von K_{eff} , kritischer Masse und Brutrate mit den oben angeführten Gruppensätzen für ein ausgewähltes Konzept eines natriumgekühlten schnellen Brütters. Vergleichsrechnungen mit dem Karlsruher MOXTOT-Satz und dem Würenlinger GAM-III Gruppensatz für das Karlsruher Konzept des gasgekühlten schnellen Brütters liefern ungefähr dieselben Unterschiede.

B I.1

Teil B I.:

Nukleare Daten der im Gas-Brüter-Memorandum behandelten Reaktor Konzepte

zusammengestellt von

E. Eisemann

A. Polch

Inhaltsverzeichnis:

- I. Einleitung
- II. Rechenprogramm
- III. Gruppensatz
- IV. Daten der betrachteten
Reaktorkonzepte
- V. Ergebnisse der nuklearen
Rechnungen
- VI. Diskussion der Ergebnisse

Literaturverzeichnis

Erläuterung der verwendeten
Abkürzungen

Anhang: Reaktorskizzen und Teilchen-
zahldichten der betrachteten
Reaktorkonzepte

I. Einleitung

Zu Beginn ihrer Tätigkeit hatte es die Arbeitsgruppe "Physikalische Kriterien" als eine ihrer Aufgaben angesehen, die in der Literatur angegebenen nuklearen Größen der im Rahmen des Gas-Brüter-Memorandums zu behandelnden Reaktorkonzepte kritisch zu überprüfen. Im Bedarfsfall sollten dann einige wenige Daten neu bestimmt werden.

Im Laufe der Zeit zeigte sich dann jedoch, daß diese Konzeption nicht aufrechterhalten werden konnte. Dafür gab es im wesentlichen drei Gründe. Einmal waren die Daten der einzelnen Reaktorkonzepte nach ganz verschiedenen Methoden berechnet worden. Ein merklicher Einfluß der Rechenmethode auf die Daten konnte daher nicht ausgeschlossen werden. Zum andern fehlte eine für einen sinnvollen Vergleich der Konzepte notwendige, gemeinsame Basis. So sollten z.B. die nuklearen Größen aller Reaktoren mit ein und demselben Gruppensatz berechnet werden. Ebenso sollte die Festlegung des maximal erreichbaren Abbrands in allen Fällen auf denselben Annahmen basieren. Dies war jedoch bei den betrachteten Reaktorkonzepten nicht der Fall. Schließlich wurden in letzter Zeit bei einigen Konzepten größere Änderungen vorgenommen, so daß die in der Literatur angegebenen Daten als überholt angesehen werden mußten.

Aus diesen Gründen war es notwendig, alle nuklearen Größen neu zu berechnen. Ein zusätzlicher Vorteil dieser Neuberechnung war auch noch, daß dabei ein neuer, in den Kerndaten wesentlich verbesserter Gruppensatz, der Karlsruher MOXTOT-Satz, verwendet werden konnte.

Der vorliegende Bericht enthält im II. Abschnitt eine kurze Beschreibung der verwendeten Rechenprogramme. Der III. Abschnitt gibt eine Beschreibung des Gruppensatzes MOXTOT. Im IV. Abschnitt sind die für die nuklearen Rechnungen notwendigen Ausgangsdaten der untersuchten Reaktorkonzepte ausführlich angegeben. Der V. Abschnitt enthält die Ergebnisse der Rechnungen und in Abschnitt VI schließlich werden die Ergebnisse diskutiert und mit den Daten eines natriumgekühlten Reaktors verglichen.

II. Rechenprogramme

Für die Berechnung der integralen Daten von großen Leistungsreaktoren (1000 MWe) genügen Rechnungen in Diffusionsnäherung [1]. Deshalb wurden Größen wie kritische Masse, Brutrate, Konversionsrate, Leistungsverteilung u.ä. mit dem Karlsruher zweidimensionalen Multigruppendiffusionscode "DIXY" berechnet. Im r-z-Modell betrug die Zahl der Ortspunkte ca. 4000.

Die Zahl der bei der Rechnung verwendeten Energiegruppen ist nicht von wesentlicher Bedeutung, vorausgesetzt, die Kondensation auf wenige Energiegruppen wird geeignet vorgenommen, d.h. zonenabhängig für die einzelnen axialen und radialen Zonen. Bei den hier durchgeführten Rechnungen wurden fünf Lethargiegruppen verwendet. Die Gruppengrenzen waren:

| | | |
|-----------|---------------------------------------|---------|
| 1. Gruppe | 10.5 MeV - 0.8 MeV $\hat{=}$ ABN-Gr. | 1 - 5 |
| 2. Gruppe | 0.8 MeV - 10 KeV $\hat{=}$ ABN-Gr. | 6 - 11 |
| 3. Gruppe | 10 KeV - 46.5 eV $\hat{=}$ ABN-Gr. | 12 - 18 |
| 4. Gruppe | 46.5 eV - 0.465eV $\hat{=}$ ABN-Gr. | 19 - 24 |
| 5. Gruppe | 0.465 eV - 0.0252eV $\hat{=}$ ABN-Gr. | 25,26 |

Die Kondensation erfolgte, wie oben erwähnt, mit 26-Gruppenspektren, die aus eindimensionalen axialen und radialen Diffusionsrechnungen für den jeweils betrachteten Reaktor gewonnen wurden. Vergleichsrechnungen - mit 26 bzw. 5 Gruppen, die nach der angegebenen Vorschrift kondensiert wurden - haben nur Unterschiede von wenigen % in den berechneten Größen ergeben.

Der Dopplerkoeffizient wurde direkt aus den Kernparametern mit Hilfe einer eindimensionalen Störungsrechnung [2] ermittelt. Auch die Neutronenlebensdauer wurde eindimensional bestimmt.

III. Gruppensatz

Wie schon erwähnt, wurde bei den Rechnungen der neueste Karlsruher Gruppensatz (MOXTOT) verwendet. Er besitzt, wie alle früheren Karlsruher Gruppensätze, eine Einteilung in 26 Energiegruppen. Der Berechnung der Gruppenkonstanten lag das σ_0 -Konzept [3] zugrunde.

Der Gruppensatz "MOXTOT" besitzt gegenüber dem weithin bekannten Gruppensatz "NAPPMB" im wesentlichen die folgenden Verbesserungen in den Kerndaten:

1. Bei Plutonium 239 wurde das Verhältnis von Einfang- zu Spaltquerschnitt (Pu- α) entsprechend den Messungen von Gwin im Energiebereich von 0.5 bis 10 KeV beträchtlich erhöht.
2. Der Einfangquerschnitt von U 238 im Energiebereich von 5 eV - 100 KeV wurde verkleinert. (Im Bereich von 10 - 100 KeV um ca. 10%, im Bereich von 5 - 10 KeV um ca. 30% und im Bereich von 5 eV - 5 KeV um weniger als 10%, verglichen mit den Werten des NAPPMB-Satzes). Die neuen Werte entsprechen den Messungen von Moxon.
3. Die Daten der höheren Pu Isotope wurden entsprechend den Auswertungen von Yiftah et al. und J.J. Schmidt ersetzt. Für Pu 240 bedeutet dies eine Verringerung des Einfangquerschnittes etwa um den Faktor 2. Der Spaltquerschnitt wurde etwas erhöht. Eine genaue Beschreibung des Gruppensatzes findet sich in [4].

Als Wichtungsspektrum bei der Erzeugung der Gruppenkonstanten des MOXTOT-Satzes wurde das eines dampfgekühlten schnellen Brütters verwendet (SNEAK-3A-2). Abgesehen von den Werten der Streumatrix ist der Einfluß des Wichtungsspektrums auf die Gruppenkonstanten sehr gering [5]. Um auch den Einfluß der mit verschiedenen Wichtungsspektren erzeugten Streumatrix auf die nuklearen Daten zu untersuchen, wurde das Karlsruher Reaktorkonzept mit 2 Gruppensätzen berechnet, die sich nur im Wichtungsspektrum der Streumatrix unterscheiden (Wichtungsspektrum eines natrium- bzw. dampfgekühlten schnellen Brütters).

Es ergaben sich die folgenden Abweichungen:

Konversionsrate $<0.4\%$; Brutrate $<0.2\%$; kritische Masse $<1\%$.

Dieses Ergebnis zeigt, daß sich der MOXTOT-Satz auch für die Berechnung gasgekühlter schneller Brüter eignet, besonders da es sich im vorliegenden Fall hauptsächlich um vergleichende Betrachtungen handelt.

IV. Daten der betrachteten Reaktorkonzepte

Es wurden die folgenden Reaktorkonzepte untersucht:

I. Oxidischer Brennstoff:

1. Ein Entwurf von Gulf General Atomic (GGA) mit "vented fuel" und sekundärem Dampfkreislauf [6].
2. Ein Entwurf des Kernforschungszentrums Karlsruhe, charakterisiert durch Vanadinlegierungen als Brennstoffhüllmaterial und direkten Kreislauf mit Gasturbine [7].
3. Ein schwedischer Entwurf mit Sandvik Stahl 12R72HV als Hüllmaterial, einem Heliumdruck von 70 bar und sekundärem Dampfkreislauf [8].
4. Ein weiterer schwedischer Entwurf, der sich von dem in [8] angegebenen in der Hauptsache durch den stark erhöhten Heliumdruck von 130 bar unterscheidet [9].
5. Ein Entwurf der United Kingdom Atomic Energy Authority (UKAEA) mit coated particles. Der Entwurf ist charakterisiert durch Brennstoffpartikel mit einem Außendurchmesser von 1,15 mm und einer Hüllwandstärke von 0,15 mm [10].

II. Karbidischer Brennstoff:

1. Ein Entwurf von GGA mit "vented fuel", direktem Kreislauf und Gasturbine [11].

Mit Ausnahme des schwedischen Entwurfs [9] mit 130 bar Heliumdruck handelt es sich um Konzepte, die im Rahmen des Gas Brüter Memorandums besonders betrachtet werden sollen. Der schwedische Entwurf [9] wurde nachträglich noch in diesen Bericht mit aufgenommen, da es sich hierbei um das neueste schwedische Konzept handelt. Außerdem kann damit der Einfluß des Heliumdrucks auf die nuklearen Daten gut demonstriert werden.

Die für die nuklearen Rechnungen verwendeten Konstruktionsdaten der einzelnen Reaktorkonzepte sind in Tabelle 1 aufgeführt. Zur Erleichterung einer eventuellen Neuberechnung enthält der Anhang ein vollständiges Verzeichnis aller Teilchenzahldichten.

Um einen sinnvollen Vergleich der nuklearen Daten der verschiedenen Reaktorkonzepte zu ermöglichen, wurde für alle Entwürfe, z.T. abweichend von den in der Literatur angegebenen Daten, folgende Festlegung getroffen:

1. Es soll ein maximaler Abbrand im Core von 100 000 MWd/t (örtlich gemittelt 75 000 MWd/t) erreicht werden. Dies bedingt eine Schmierdichte des Brennstoffs von 83% der theoretischen Dichte.
2. Der Pu-Isotopenvektor im Core wurde folgendermaßen festgelegt:

$$\text{Pu 239}:\text{Pu 240}:\text{Pu 241}:\text{Pu 242} = 0.7787:0.1863:0.0278:0.0072$$
 Dies entspricht ungefähr der stationären Pu-Isotopenzusammensetzung, wenn in der Wiederaufbereitungsanlage nur Brennstoff von gasgekühlten schnellen Brütern verarbeitet wird (gemeinsame Aufbereitung von Core und Blanketmaterial).
3. In den Blankets wurde einheitlich eine Schmierdichte von 90% der theoretischen Dichte angenommen. Der Pu-Vektor war:

$$\text{Pu 239}:\text{Pu 240}:\text{Pu 241}:\text{Pu 242} = 0.96:0.04:0.0:0.0$$
 Alle Blankets wurden in zwei Zonen gleicher Dicke unterteilt. In den äußeren axialen Blanketzone betrug die Spaltstoffkonzentration ca. 0.5%, in den inneren ca. 1%. In der äußeren radialen Blanketzone wurde die Spaltstoffkonzentration zu 1%, in der inneren zu 2% angenommen. Diese Annahmen berücksichtigen in etwa den Zeitpunkt der Rechnung (mid of cycle, d.h. bei einem örtlich gemittelten Abbrand von 37 500 MWd/t) und das unterschiedliche Management im Core und in den axialen Blankets einerseits und im radialen Blanket andererseits.

Tabelle 1

| | Oxid GGA | Vanadin Hülle Karlsruhe | P _{He} = 70 bar Schweden | P _{He} = 130 bar Schweden | coated particle UKAEA | Karbid GGA |
|---|------------------------------|---|--------------------------------------|---------------------------------------|---|---------------------------------------|
| Coredaten | | | | | | |
| Gesamtleistung $\langle \overline{MW}_{th} \rangle$ | 2633 | 2486 | 2550 | 2930 | 2381 | 2677 |
| Corevol. $\langle \overline{m^3} \rangle$ | 9,94 | 8,5 | 10.6 | 7.18 | 6.9 | 4.19 |
| Corehöhe H _C $\langle \overline{cm} \rangle$ | 126,5 | 120 | 129.3 | 100 | 130 | 110.1 |
| Coredurchmesser D _C $\langle \overline{cm} \rangle$ | 316,2 | 300 | 323.2 | 302 | 260.8 | 220.2 |
| Kühlmittel | He | He | He | He | He | He |
| Vol. Anteil | 0,6037 | 0,5524 | 0,5496 | 0,566 | 0,5907 | 0,6321 |
| Dichte $\langle \overline{g/cm^3} \rangle$ | $4,51 \cdot 10^{-3}$ | $5,11 \cdot 10^{-3}$ | $4,5 \cdot 10^{-3}$ | $9,11 \cdot 10^{-3}$ | $4,22 \cdot 10^{-3}$ | $8,02 \cdot 10^{-3}$ |
| Strukturmaterial | Stahl | 16/13 SS | Sandvik12R72HV | Sandvik12R72HV | Teilchenzahl- dichten des Struktur u. Hüllmaterials | Stahl |
| Dichte $\langle \overline{g/cm^3} \rangle$ | 8,09 | 8,0 | 8.0 | 8.0 | (10 ⁻²⁴) · | 8.0 |
| Gewichtsanteile $\langle \overline{\%} \rangle$ | Cr22.62/Fe 49.41 Ni 27.97 | Cr16/Ni13/Mo1,3/Si 0,45/ VO,7/NO,1/Nb1/Fe67,45 | Cr15/Ni15/TiO,44/Mo1/ Fe 68.56 | Cr15/Ni15/TiO,44/ Mo1/Fe68,56 | C $10,86 \cdot 10^{-3}$ | Cr22.62/Fe49.41 Ni 27.97 |
| Vol. Anteil | 0,07789 | 0,073 | 0,1273 | 0,13 | | 0,07789 |
| Hüllmaterial | | Vanadinleg. | | | Cr $2,56 \cdot 10^{-3}$ (*) Fe $1,55 \cdot 10^{-3}$ Mo $2,99 \cdot 10^{-5}$ Ni $2,50 \cdot 10^{-4}$ Si $7,53 \cdot 10^{-3}$ | |
| Dichte $\langle \overline{g/cm^3} \rangle$ | im Strukturmat. | 5,96 | im Strukturmat. | im Strukturmat. | | im Struktur- material enthalten |
| Gewichtsanteil $\langle \overline{\%} \rangle$ | enthalten | V96/Ti3/Si1 | enthalten | enthalten | | |
| Vol. Anteil | | 0,0766 | | | | |
| Brennstoff | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Karbid |
| Vol. Anteil | 0,3184 | 0,298 | 0,3231 | 0,304 | 0,144 | 0,29 |
| Zahl der Corezonen | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| Radius der Corezonen | | | | | | |
| R ₁ $\langle \overline{cm} \rangle$ | 111,79 | 106,1 | 126 | 119 | 77 | 77.85 |
| R ₂ $\langle \overline{cm} \rangle$ | 158,1 | 150 | 161.6 | 151 | 130.4 | 110.1 |

(*) Wert enthält Kontrollstab follower (Cr)
mit einem Vol. Anteil von 0.0255

Fortsetzung
von Tabelle 1

| | Oxid GGA | Vanadin Hülle Karlsruhe | P _{He} = 70 bar Schweden | P _{He} = 130 bar Schweden | coated particle UKAEA | Karbid GGA |
|-----------------------------|------------------------------|----------------------------|--------------------------------------|---------------------------------------|--|------------------------------|
| Radiales Blanket | | | | | | |
| Dicke [cm] | 46 | 50 | 35.8 | 48.5 | 80 | 51 |
| Kühlmittel | | | | | | |
| Vol. Anteil | 0.3905 | 0.241 | 0.2553 | 0.29 | 0.447 | 0.4355 |
| Dichte [g/cm ³] | 4.51 · 10 ⁻³ | 5.11 · 10 ⁻³ | 4.5 · 10 ⁻³ | 9.11 · 10 ⁻³ | 4.91 · 10 ⁻³ | 8,02 · 10 ⁻³ |
| Struktur und Hüllmat. | Stahl | Incoloy 800 | Sandvik 12R72HV | Sandvik 12R72HV | AISI 316 | Stahl |
| Dichte [g/cm ³] | 7.91 | 7.81 | 8.0 | 8.0 | 7.94 | 7.91 |
| Gewichtsanteile | Cr22.17/Fe49.70/ Ni 28.13 | Cr21/Fe46.5/Ni32.5 | Cr15/Ni15/Ti0.44/ Mo1/Fe68.56 | Cr15/Ni15/Ti0.44/ Mo1/Fe 68.56 | Cr17.5/Ni11.5/Si1/ Mo2,25/Mn1,5/Fe66,25 | Cr22.17/Fe49.70/ Ni 28,13 |
| Vol. Anteile | 0.1095 | 0.183 | 0.1662 | 0.148 | 0.114 | 0.1095 |
| Brutstoff | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid |
| Vol. Anteil | 0.5 | 0.576 | 0.5785 | 0.562 | 0.439 | 0.455 |
| Axiale Blankets | | | | | | |
| Dicke [cm] | 60 | 60 | 60 | 70 | 60 | 60 |
| Kühlmittel | | | | | | |
| Vol. Anteil oben unten | wie im Core | wie im Core | wie im Core | wie im Core | 0.581 0.587 | wie im Core |
| Dichte [g/cm ³] | | | | | 4.22 · 10 ⁻³ | |
| Struktur und Hüllmat. | | | | | AISI 316 | |
| Dichte [g/cm ³] | wie im | wie im | wie im | wie im | 7.94 | wie im |
| Gewichtsanteile | Core | Core | Core | Core | Cr17.5/Ni11.5/Si1/ Mo2.25/Mn1.5/Fe66.25 | Core |
| Vol. Anteil oben unten | | | | | 0.057 0.051 | |
| Brutstoff | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid | Oxid |
| Vol. Anteil | 0.3184 | 0.298 | 0.3231 | 0.304 | 0.362 | 0.29 |

Tabelle 1: Konstruktionsdaten der untersuchten Reaktorkonzepte,
die für die nuklearen Rechnungen benötigt werden.

Die Annahmen sind z. Teil nur näherungsweise durch eine Abbrandrechnung bestätigt worden (s. II. Teil des Berichts der Arbeitsgruppe). So ergab sich z.B. ein örtlich gemittelter, maximaler Abbrand von nur 70 000 statt wie hier angenommen 75 000 MWd/t. Diese Abweichungen sind jedoch für den Vergleich der Konzepte nicht von Bedeutung.

4. Beim Reaktorentwurf von GGA mit karbidischem Brennstoff [11] wurden, abgesehen von der Brennstoffdichte, dieselben Annahmen gemacht. Die Schmierdichte des karbidischen Brennstoffs wurde jedoch auf 80% der theoretischen Dichte erniedrigt, um der höheren Schwellrate des Karbids Rechnung zu tragen.

Zu den betrachteten Reaktorkonzepten ist noch folgendes zu bemerken:

1. GGA-Entwurf, Oxid:

Im ursprünglichen Entwurf [6] war das Core in 4 Zonen unterteilt. Einmal aus Gründen der Einheitlichkeit - eine solche Möglichkeit besteht ja auch bei einigen anderen Reaktorkonzepten - und zum anderen aus rechentechnischen Gründen wurden für diesen Bericht jeweils 2 Zonen zu einer zusammengefaßt.

Weiter bestanden einige Unklarheiten bezüglich des Hüll- und Strukturmaterials. Die in der Haupttabelle angegebenen Werte für diese Materialien entsprechen nicht den bei der Berechnung der physikalischen Daten angegebenen Teilchenzahldichten. Diese Diskrepanz wirkt sich jedoch nur geringfügig auf die nuklearen Größen des Reaktors aus. Die in Tabelle 1 dieses Berichts angegebenen Dichten und Gewichtsanteile wurden aus den in [6] angegebenen Teilchenzahldichten berechnet.

2. GGA-Entwurf, Karbid:

Die Teilchenzahldichten des Hüll- und Strukturmaterials sind dieselben wie beim Entwurf mit Oxid. Der Brennstoff im radialen und in den axialen Blankets ist Oxid.

3. UKAEA-Entwurf:

In Tabelle 1 nicht aufgeführt sind die Daten der beim "coated-particle"-Reaktorkonzept vorhandenen Reflektoren sowie der Zwischenräume zwischen Core und axialen Blankets. Sie sind durch folgende Werte charakterisiert und wurden bei den nuklearen Rechnungen berücksichtigt (Tab. 1a).

| | oberer Zwischenraum | unterer Zwischenraum |
|-------------------------------------|------------------------------------|-------------------------|
| Dicke [cm] | 5 | 5 |
| Kühlmittel | | |
| Vol.Ant. | 0.845 | 0.831 |
| Dichte [g/cm ³] | $4.22 \cdot 10^{-3}$ | $4.22 \cdot 10^{-3}$ |
| Strukturmaterial | AISI316 | AISI316 |
| Vol.Ant. | 0.155 | 0.169 |
| Dichte | 7.94 | 7.94 |
| Gewichtsanteile | Cr17.5/Ni11.5/Si1.0/Mo2.25/Fe67.75 | |
| | axiale Reflektoren | radiale Reflektoren |
| Dicke [cm] | 30 | 80 |
| Strukturmaterial | Fe | Fe,C |
| Teilchenzahldichte $\cdot 10^{-24}$ | | |
| Fe | $2.4 \cdot 10^{-2}$ | $4.23 \cdot 10^{-2}$ |
| C | - | $4.14 \cdot 10^{-2}$ |

Tabelle 1a: Zusätzliche Daten des UKAEA-Entwurfs.

Weiter ist noch zu bemerken, daß bei diesem Entwurf ein Volumenanteil von 2,55% für die "Followers" der Regelstäbe (Chrom) berücksichtigt wurde. Bei den anderen Konzepten wurde der entsprechende Anteil zum Kühlmittel geschlagen. Diese kleine Inkonsistenz kann jedoch beim Vergleich der nuklearen Daten vernachlässigt werden.

4. Auf Grund der Arbeiten der Arbeitsgruppe Brennelemente wurde, abweichend von den ursprünglichen Entwürfen, der Heliumdruck beim Karlsruher Konzept zu 90 at und beim GGA Konzept mit oxidischem Brennstoff zu 70 at angenommen.

V. Ergebnisse der nuklearen Rechnungen

Tabelle 2 enthält sämtliche Ergebnisse der nuklearen Rechnungen.

Zu den nuklearen Rechnungen ist folgendes zu bemerken:

1. Den verwendeten Querschnitten entspricht eine Temperatur von 900°K . Es wurden also die Temperaturunterschiede zwischen Kühlmittel, Hüllmaterial und Brennstoff nicht berücksichtigt.
2. Die Rechnungen wurden bei total herausgezogenen Abschalt- und Regelstäben durchgeführt.
3. Abgereichertes Uran im frischen Reaktor enthält noch ca. 0.2% U 235. Da dieser geringe Gehalt die Ergebnisse praktisch nicht beeinflusst, wurde U 235 bei den Rechnungen vernachlässigt.
4. Durch Veränderung der Anreicherung in den beiden Corezonen wurde die Leistungsverteilung so iteriert, daß sich für die maximalen Leistungsdichten in den beiden Corezonen ein Verhältnis von etwa 1 ergab. Diese Festlegung wurde gewählt, um das Integral des radialen Formfaktors über die Zeit zu einem Maximum zu machen. Denn ist im frischen Zustand des Reaktors das Leistungsmaximum in der äußeren Corezone um den Betrag ϵ höher als in der inneren, so sind im abgebrannten Zustand - bei geeignet gewähltem ϵ - die Verhältnisse genau umgekehrt, da - bei einer Konversionsrate des Cores kleiner als 1 - wegen der höheren Anreicherung in der äußeren Zone die Leistung mit zunehmendem Abbrand stärker abnimmt. Unter der Annahme, daß dieser Vorgang linear mit der Zeit verläuft, ergibt sich für einen mittleren Abbrandzustand der oben festgesetzte Wert für das Verhältnis der Leistungsmaxima. Gleichzeitig liefert dieses Verhältnis bei volumengleichen Corezonen den größten Wert für den radialen Formfaktor.
5. Der Kühlmittelverlustkoeffizient wurde nicht neu bestimmt. Er liegt bei allen betrachteten Reaktoren in der Größenordnung bis zu 1 %.

| <u>Tabelle 2</u> | Oxid GGA | Vanadin Hülle Karlsruhe | 70 bar Schweden | 130 bar Schweden | coated particle UKAEA | Karbid GGA |
|---|------------------------|----------------------------|------------------------|------------------------|--------------------------|------------------------|
| K_{eff} | 0,9968 | 1,0042 | 0,9959 | 1,0000 | 0,9999 | 1,0042 |
| y_1 | 8,40 | 7,50 | 8,30 | 7,05 | 4,28 | 7,86 |
| y_2 | 6,18 | 5,51 | 5,63 | 4,63 | 3,17 | 5,54 |
| $A \text{ [} \frac{\text{kg}}{\text{s}} \text{]}$ | 12,3 | 13,6 | 12,5 | 14,4 | 22,2 | 13,3 |
| Spaltstoffmasse (Metall) | | | | | | |
| $M_{\text{core 1}} \text{ [} \frac{\text{kg}}{\text{s}} \text{]}$ | 1358 | 1200 | 1809 | 1357 | 534 | 684 |
| $M_{\text{core 2}} \text{ [} \frac{\text{kg}}{\text{s}} \text{]}$ | 1778 | 1568 | 1637 | 1184 | 1262 | 928 |
| $M_{\text{core}} \text{ [} \frac{\text{kg}}{\text{s}} \text{]}$ | 3136 | 2768 | 3446 | 2541 | 1796 | 1612 |
| BR_{Reaktor} | 1,435 | 1,316 | 1,379 | 1,411 | 1,192 | 1,460 |
| BR_{core} | 0,804 | 0,712 | 0,816 | 0,664 | 0,417 | 0,693 |
| $BR_{\text{Bl.ax.}}$ | 0,306 | 0,273 | 0,278 | 0,382 | 0,299 | 0,285 |
| $BR_{\text{Bl.rad.}}$ | 0,325 | 0,331 | 0,285 | 0,365 | 0,476 | 0,482 |
| BG | 0,431 | 0,328 | 0,384 | 0,417 | 0,223 | 0,439 |
| CR_C | 0,870 | 0,773 | 0,875 | 0,730 | 0,468 | 0,771 |
| Dopplerkoeffizient $[\text{K}^{-1}]$ | $-0,802 \cdot 10^{-5}$ | $-0,857 \cdot 10^{-5}$ | $-0,806 \cdot 10^{-5}$ | $-0,653 \cdot 10^{-5}$ | $-1,170 \cdot 10^{-5}$ | $-0,617 \cdot 10^{-5}$ |
| $-\frac{dK}{dT} (T=900 \text{ } ^\circ\text{K})$ | $7,21 \cdot 10^{-3}$ | $7,72 \cdot 10^{-3}$ | $7,26 \cdot 10^{-3}$ | $5,88 \cdot 10^{-3}$ | $10,53 \cdot 10^{-3}$ | $5,56 \cdot 10^{-3}$ |
| $l \cdot \text{[} \frac{\text{m}}{\text{sec}} \text{]}$ | 0,484 | 0,516 | 0,486 | 0,455 | 1,015 | 0,362 |
| $\bar{\phi}_{\text{ax}}$ | 0,82 | 0,82 | 0,81 | 0,84 | 0,82 | 0,84 |
| $\bar{\phi}_{\text{rad}}$ | 0,84 | 0,84 | 0,85 | 0,85 | 0,79 | 0,85 |

| Fortsetzung von Tabelle 2 | Oxid GGA | Vanadin Hülle Karlsruhe | 70 bar Schweden | 130 bar Schweden | coated particle UKAEA | Karbid GGA |
|---|-------------|----------------------------|--------------------|---------------------|--------------------------|---------------|
| $L_{ges} \left[\overline{MW}_{th} \right]$ | 2633 | 2486 | 2550 | 2930 | 2381 | 2677 |
| $L_{core 1} / L_{ges}$ | 0,483 | 0,486 | 0,574 | 0,565 | 0,340 | 0,455 |
| $L_{core 2} / L_{ges}$ | 0,418 | 0,417 | 0,340 | 0,322 | 0,515 | 0,421 |
| L_{core} / L_{ges} | 0,901 | 0,902 | 0,914 | 0,887 | 0,855 | 0,877 |
| $L_{Bl.ax} / L_{ges}$ | 0,038 | 0,034 | 0,032 | 0,044 | 0,043 | 0,035 |
| $L_{Bl.rad} / L_{ges}$ | 0,061 | 0,064 | 0,054 | 0,069 | 0,102 | 0,088 |
| $L_{core 1}^{max} / L_{core 2}^{max}$ | 1,025 | 1,024 | 1,029 | 1,038 | 1,093 | 1,013 |
| $R_{core 1} \left[\overline{MW}_{th} / kg \right]$ | 0,938 | 1,006 | 0,810 | 1,220 | 1,515 | 1,778 |
| $R_{core 2} \left[\overline{ " } \right]$ | 0,619 | 0,661 | 0,529 | 0,798 | 0,971 | 1,213 |
| $R_{core} \left[\overline{ " } \right]$ | 0,757 | 0,811 | 0,677 | 1,024 | 1,133 | 1,456 |
| $\frac{1}{1+\bar{a}}$ | 0,806 | 0,790 | 0,802 | 0,802 | 0,738 | 0,822 |
| D.T. $\left[\overline{a} \right]$ | 12 | 16 | 15 | 11 | 30 | 8 |

Tabelle 2: Nukleare Daten der untersuchten
Reaktorkonzepte.

6. Der Einfluß vom Reflektoren und verschiedenen axialen Blanketdicken wurde untersucht.

Läßt man die Reflektoren weg, so verringert sich beim UKAEA-Konzept die Brutrate um 2,5 Punkte. Bei den Entwürfen von GGA (Oxid), Schweden (70 bar) und Karlsruhe verkleinert sich die Brutrate um 5 - 7 Punkte, wenn man die Dicke der axialen Blankets von 60 auf 40 cm verringert.

VI. Diskussion der Ergebnisse

Betrachtet man die Daten der Tabelle 2, so kann folgendes festgestellt werden:

Im Vergleich zu den nuklearen Werten, die mit den früheren Gruppensätzen - z.B. mit dem in Karlsruhe allgemein üblichen Gruppensatz NAPPMB [3] - errechnet wurden, zeigen die Rechnungen mit dem Gruppensatz MOXTOT:

1. eine beträchtliche Abnahme der Gesamtbrutrate (ca. 14 Punkte) sowie eine Verringerung der Konversionsrate des Cores um ca. 9 Punkte,
2. nur eine geringfügige Verringerung der kritischen Masse um etwa 40 kg.

Die Ursache dafür liegt natürlich in der Erhöhung des Pu-~~α~~ Wertes und in der Verkleinerung der Einfangquerschnitte von U 238 und Pu 240. Im Core ist der Anteil der Einfänge im Brutstoff kleiner geworden. Die Leckage, die parasitäre Absorption und die Absorption im Spaltstoff wurden dagegen größer. Damit sinkt die Brut- und Konversionsrate des Cores. Aber auch die Blankets sind transparenter geworden, so daß trotz der vergrößerten Leckage von Neutronen aus dem Core in die Blankets die Brutraten der Blankets ebenfalls kleiner wurden. Beide Effekte ergeben den starken Rückgang in der Gesamtbrutrate. Eine Erhöhung der Blanketdicken, soweit dies von der konstruktiven und wirtschaftlichen Seite her möglich ist, könnte den Verlust in der Gesamtbrutrate etwas verringern. Die schwerwiegenden Einbußen bei der Konversionsrate des Cores und damit der größere "reactivity swing" blieben von dieser Maßnahme jedoch unberührt.

Die nur geringe Änderung in der kritischen Masse rührt von zwei gegenläufigen Effekten her. Einmal ist das Verhältnis von Einfang- zu Spaltquerschnitt bei Pu 239 beim MOXTOT-Satz erhöht worden, zum anderen vergrößerte sich jedoch auch der Anteil der im Spaltstoff absorbierten Neutronen, so daß sich die Auswirkungen auf die kritische Masse z.T. aufheben.

Vergleicht man die Daten der untersuchten Reaktoren mit oxidischem Brennstoff untereinander, so läßt sich folgendes feststellen:

1. Kritische Massen: Der Unterschied in den kritischen Massen der einzelnen Konzepte wird im wesentlichen bestimmt durch die unterschiedlichen Corevolumina und Brennstoffvolumenanteile. Daher besitzt der "coated-particle"-Entwurf der UKAEA auch die mit Abstand kleinste kritische Masse.
2. Brut- und Konversionsraten des Cores: Die Core-Konversionsrate ist im wesentlichen proportional dem Verhältnis von Volumenanteil Brutstoff zu Volumenanteil Spaltstoff, d.h. proportional zu $\frac{1-A}{A}$ (A = Anreicherung). Darüberhinaus spielt das Spektrum noch eine Rolle und zwar derart, daß ein weicheres Spektrum eine höhere Konversionsrate zur Folge hat. Aus diesen Gründen besitzt der UKAEA-Entwurf mit seiner hohen Anreicherung die kleinste Konversionsrate (0,47). Die Konversionsraten der anderen Reaktoren liegen wesentlich höher zwischen 0,73 und 0,88.
Für die Core-Brutraten gelten dieselben Überlegungen, nur daß zusätzlich noch die Absorption im Spaltstoff der Blankets mit berücksichtigt werden muß. Sie liegen daher um 0,05 bis 0,08 niedriger als die entsprechenden Konversionsraten.
3. Blanketbrutraten: Im UKAEA-Entwurf ist wegen des kleinen Cores die Leckage groß und daher ist auch der Anteil der Blanketbrutrate an der Gesamtbrutrate groß (65%). Dasselbe gilt auch für den schwedischen Entwurf mit einem Primärgasdruck von 130 bar. Dort beträgt der Anteil der Blanketbrutrate 53%. Bei den drei anderen Reaktorkonzepten liegt er zwischen 41 und 46%

4. Brutgewinn: Seiner Definition nach ist der Brutgewinn B.G. (s.s. B I.23) nicht einfach die Brutrate -1 , sondern diese Größe wird noch multipliziert mit dem Verhältnis von Absorption im Spaltstoff zu Spaltung im Brennstoff. Da dieses Verhältnis spektrumsabhängig ist, erklärt sich die Tatsache, daß in Tabelle 2 der Brutgewinn zum Teil größer, zum Teil kleiner als die Brutrate -1 ist.
5. Dopplerkonstante: Der hohe Kohlenstoffanteil beim UKAEA-Entwurf hat ein relativ weiches Spektrum zur Folge und dadurch ergibt sich, trotz des geringeren Brennstoffvolumenanteils und der hohen Anreicherung, eine Dopplerkonstante, die um ca. 25% größer ist als die Dopplerkonstanten der Entwürfe von GGA (oxidischer Brennstoff) und Schweden (70 bar Heliumdruck). Umgekehrt ist die Dopplerkonstante beim schwedischen Entwurf mit 130 bar Heliumdruck kleiner, da hier wegen des kleinen Cores ein relativ hartes Spektrum vorhanden ist. Die gegenüber dem GGA-Konzept mit oxidischem Brennstoff etwas höhere Dopplerkonstante des Karlsruher Entwurfs wird im wesentlichen durch das Vanadin des Hüllmaterials verursacht, denn es besitzt in dem für den Dopplerkoeffizienten wichtigen Energiebereich Streuresonanzen, die zu einer Verbeulung des Flusses führen.
6. Leistungsverteilung: Ähnlich wie im Falle der Brutraten spiegelt die Leistungsverteilung zwischen Core und Blankets bei den einzelnen Konzepten die unterschiedliche Leckage aus dem Core wider. Der UKAEA-Entwurf und der schwedische Entwurf mit 130 bar Heliumdruck besitzen eine große Leckage und daher auch einen großen Leistungsanteil der Blankets (14,6 bzw. 11,3%). Umgekehrt ist beim schwedischen Entwurf mit 70 bar Heliumdruck wegen des großen Cores der Leistungsanteil der Blankets klein, nämlich nur 8,6%. Der Karlsruher Entwurf und der GGA-Entwurf mit oxidischem Brennstoff liegen - was den Leistungsanteil der Blankets betrifft - dazwischen (9,7 bzw. 9,9%).

Aus den Werten der Tabelle 2 läßt sich ersehen, daß bezüglich der nuklearen Daten der Übergang vom oxidischen zum karbidischen Brennstoff große Vorteile mit sich bringt. Einmal ergibt sich eine starke Reduktion der kritischen Masse (1612 kg). Zum anderen kann mit dem karbidischen Brennstoff eine hohe Gesamtbruttrate (1,46) und eine mit oxidischem Brennstoff vergleichbare Core-Konversionsrate (0,77) erreicht werden. Diese Verbesserungen sind im wesentlichen eine Folge der höheren Dichte des Karbids und des kleineren Corevolumens. Wegen der dadurch bedingten höheren Leistungsdichte im Core muß jedoch der Kühlmitteldruck zur Verbesserung der Wärmeabfuhr stark erhöht werden. Auch mit oxidischem Brennstoff läßt sich eine deutliche Verbesserung der nuklearen Daten erzielen, wenn man zu höheren Kühlmitteldrücken und kleineren Corevolumina übergeht. Dies erkennt man beim Vergleich der beiden schwedischen Entwürfe. Hierbei muß dann allerdings immer eine drastische Verringerung der Core-Konversionsrate in Kauf genommen werden. Diese ist beim Übergang zum karbidischen Brennstoff nicht so stark wegen der höheren Brennstoffdichte.

Für das Gas-Brüter-Memorandum erscheint es interessant, zum Abschluß noch die nuklearen Daten der untersuchten gasgekühlten schnellen Brüter mit denen eines natriumgekühlten schnellen Reaktors zu vergleichen. Deshalb sind in Tabelle 3 die wichtigsten nuklearen Größen eines natriumgekühlten Brüters mit 1000 MWe Leistung [12] angegeben. Es handelt sich hierbei um Daten aus einer Studie, die nicht zu einem ersten, prototypischen Entwurf führen soll, sondern im Sinne der ENEA-Studien für gas- und dampfgekühlte Reaktoren die charakteristischen Merkmale eines natriumgekühlten schnellen Brüters aufzeigen soll.

| | Referenzentwurf |
|---|----------------------|
| k_{eff} | 1.02 |
| krit. Masse $\lceil \text{kg} \rceil$ | 1630 |
| BG | 0.246 |
| BR_{Reaktor} | 1.23 |
| BR_{Blanket} | 0.590 |
| CR_{Core} | 0.688 |
| Dopplerkonstante $-T \frac{dk}{dT}$ ($T=900^{\circ}\text{K}$) | $5.57 \cdot 10^{-3}$ |
| max. Störreaktivität b. Kühlmittelverlust | $\sim 1.4\%$ |
| D.T. $\lceil a \rceil^+$ | 17 |

+ Bei der Berechnung der Verdopplungszeit wurde, um einen Vergleich mit den gasgekühlten Reaktoren zu ermöglichen, ebenfalls ein maximaler Abbrand (örtlich gemittelt) von 75 000 MWd/t angenommen.

Tabelle 3: Nukleare Daten des natriumgekühlten Reaktors (Referenzentwurf) mit oxidischem Brennstoff aus $\lceil 12 \rceil$.

Die Daten dieses Reaktors sind auf die gleiche Weise und mit demselben Gruppensatz berechnet worden wie die Daten der gasgekühlten Reaktoren, so daß ein Vergleich ohne weiteres möglich ist, wenn auch gewisse Unterschiede bei den Ausgangsdaten (z.B. beim maximalen Abbrand) vorhanden sind.

Man erkennt, daß die kritische Masse des natriumgekühlten Reaktors ungefähr vergleichbar ist mit der kritischen Masse des "coated particle"-Konzepts und des GGA-Konzepts mit karbidischem Brennstoff. Bei allen anderen gasgekühlten Reaktoren ist die kritische Masse beträchtlich größer. Die Gesamtbruttrate und die Konversionsrate des Cores sind beim natriumgekühlten schnellen Brüter im allgemeinen kleiner als bei den gasgekühlten Brütern der Tabelle 2. Hier macht nur der UKAEA-Entwurf eine Ausnahme. Die Verdopplungszeit entspricht in etwa den Verdopplungszeiten beim Karlsruher Entwurf und beim schwedischen Entwurf mit 70 bar Primärgasdruck.

Zum Abschluß ist noch zu bemerken, daß der hier vorgenommene Vergleich zwischen gasgekühlten und natriumgekühlten schnellen Brütern nur einen sehr kleinen Teil, nämlich die nuklearen Daten, umfaßt. Es bleibt den Arbeitsgruppen "Sicherheit" und "Wirtschaftlichkeit" vorbehalten, mit Hilfe der hier angegebenen Daten einen vollständigeren Vergleich durchzuführen.

Literaturverzeichnis

- ┌ 1 ┐ BNWL-992, UC-80, 1969
- ┌ 2 ┐ I. Siep, KFK-983, 1969
- ┌ 3 ┐ H. Huschke, KFK-770, 1968
- ┌ 4 ┐ E. Kiefhaber, KFK-969, in Vorbereitung
- ┌ 5 ┐ H. Küsters u. M. Metzenroth, ANL-7120
- ┌ 6 ┐ GAE-37, 1968
- ┌ 7 ┐ ENEA-Working Team on Fast Reactor
Evaluation, Winfrith, 1968
- ┌ 8 ┐ S-379, 1968
- ┌ 9 ┐ S-379, 1969
- ┌ 10 ┐ Private Mitteilung
- ┌ 11 ┐ ENEA-Working Team on Fast Reactor
Evaluation, Winfrith, 1968
- ┌ 12 ┐ KFK-Bericht, in Vorbereitung

Erläuterung der verwendeten Abkürzungen

Y = $\frac{\text{Vol. Anteil Brutstoff}}{\text{Vol. Anteil Spaltstoff}}$
 dabei zählt U 238, Pu 240 und Pu 242 zum Brutstoff
 Pu 239 und Pu 241 zum Spaltstoff

$A = \frac{1}{1+Y}$ = Volumenanreicherung

BR_z = Brutrate der Zone z =
 = $\frac{\text{Einfangrate in U 238 und Pu 240 der Zone z}}{\text{Absorptionsrate im Spaltstoff des gesamten Reaktors}}$

CR_c = Konversionsrate des Cores
 = $\frac{\text{Einfangrate in U 238 und Pu 240 im Core}}{\text{Absorptionsrate im Spaltstoff des Cores}}$

$\left. \begin{array}{l} \bar{\Phi}_{ax} \\ \bar{\Phi}_{rad} \end{array} \right\}$ = axialer bzw. radialer Formfaktor

B.G. = Brutgewinn
 = $(BR-1) \cdot \frac{\text{Absorptionen im Spaltstoff des Reaktors}}{\text{Spaltungen im Brennstoff des Reaktors}}$

l = Neutronenlebensdauer

R_z = Spaltstoffbelastung in der Zone z

L_z = Leistung der Zone z

$1/(1+\bar{\alpha})$ = Verbrauch von Spaltstoff durch Spaltung/Verbrauch
 von Spaltstoff durch Spaltung und Einfang

D.T. = Verdopplungszeit (lineare) des Systems. Sie wurde
 nach den ENEA-Grundregeln berechnet aus:

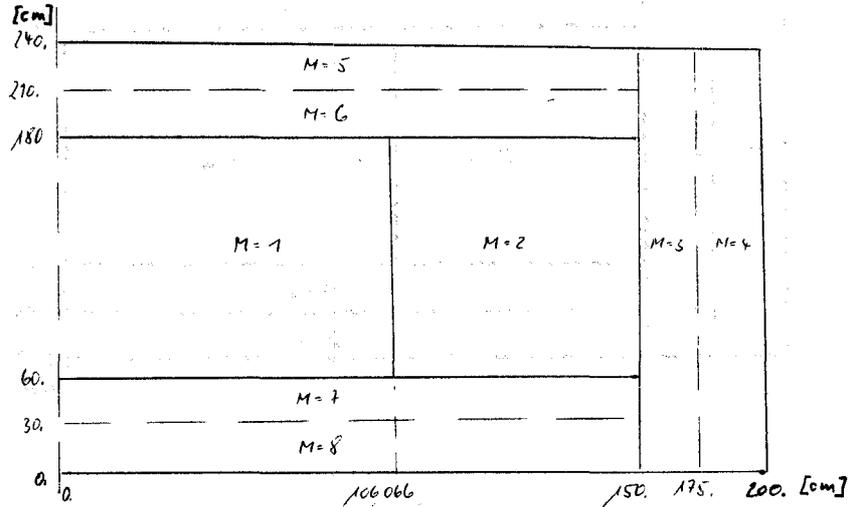
$$D.T. = \frac{\text{Gesamtinventar des Systems}}{\text{Pu-Produktionsrate pro Jahr}}$$

unter Berücksichtigung von 2 % Brennstoffverlust,
 einem Lastfaktor von 0,8 und einer
 "out-of-pile"-Zeit von 0,75 Jahren.

Anhang

Reaktorskizzen und Teilchenzahldichten
der betrachteten Reaktorkonzepte

| | | | | | | |
|------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| M= 1 | CR520 0.1082128E-02 | FE560 0.4247896E-02 | HE 40 0.4247581E-03 | MO960 0.4765755E-04 | N 140 0.2511198E-04 | NB930 0.3787660E-04 |
| | NI590 0.7788683E-03 | O 160 0.1216849E-01 | PU390 0.6885778E-03 | PU400 0.1647387E-03 | PU410 0.2458259E-04 | PU420 0.6366712E-05 |
| | SI280 0.1542489E-03 | SPP90 0.2281591E-03 | TI480 0.1721967E-03 | U2380 0.4971821E-02 | V 510 0.5229585E-02 | |
| M= 2 | CR520 0.1082128E-02 | FE560 0.4247896E-02 | HE 40 0.4247581E-03 | MO960 0.4765755E-04 | N 140 0.2511198E-04 | NB930 0.3787660E-04 |
| | NI590 0.7788683E-03 | O 160 0.1219163E-01 | PU390 0.8994907E-03 | PU400 0.2151986E-03 | PU410 0.3211228E-04 | PU420 0.8316850E-05 |
| | SI280 0.1542489E-03 | SPP90 0.2285817E-03 | TI480 0.1721967E-03 | U2380 0.4711814E-02 | V 510 0.5229585E-02 | |
| M= 3 | CR520 0.3475898E-02 | FE560 0.7166948E-02 | HE 40 0.1853126E-03 | NI590 0.4765298E-02 | O 160 0.2537367E-01 | PU390 0.2870355E-03 |
| | PU400 0.1195981E-04 | U2380 0.1238785E-01 | | | | |
| M= 4 | CR520 0.3475898E-02 | FE560 0.7166948E-02 | HE 40 0.1853126E-03 | NI590 0.4765298E-02 | O 160 0.2536182E-01 | PU390 0.1450947E-03 |
| | PU400 0.6045615E-05 | U2380 0.1252977E-01 | | | | |
| M= 5 | CR520 0.1082128E-02 | FE560 0.4247896E-02 | HE 40 0.4247581E-03 | MO960 0.4765755E-04 | N 140 0.2511198E-04 | NB930 0.3787660E-04 |
| | NI590 0.7788683E-03 | O 160 0.1311810E-01 | PU390 0.3774058E-04 | PU400 0.1572524E-05 | SI280 0.1542489E-03 | TI480 0.1721967E-03 |
| | U2380 0.6519739E-02 | V 510 0.5229585E-02 | | | | |
| M= 6 | CR520 0.1082128E-02 | FE560 0.4247896E-02 | HE 40 0.4247581E-03 | MO960 0.4765755E-04 | N 140 0.2511198E-04 | NB930 0.3787660E-04 |
| | NI590 0.7788683E-03 | O 160 0.1312122E-01 | PU390 0.7506648E-04 | PU400 0.3127770E-05 | SI280 0.1542489E-03 | TI480 0.1721967E-03 |
| | U2380 0.6482419E-02 | V 510 0.5229585E-02 | | | | |
| M= 7 | CR520 0.1082128E-02 | FE560 0.4247896E-02 | HE 40 0.4247581E-03 | MO960 0.4765755E-04 | N 140 0.2511198E-04 | NB930 0.3787660E-04 |
| | NI590 0.7788683E-03 | O 160 0.1312122E-01 | PU390 0.7506648E-04 | PU400 0.3127770E-05 | SI280 0.1542489E-03 | TI480 0.1721967E-03 |
| | U2380 0.6482419E-02 | V 510 0.5229585E-02 | | | | |
| M= 8 | CR520 0.1082128E-02 | FE560 0.4247896E-02 | HE 40 0.4247581E-03 | MO960 0.4765755E-04 | N 140 0.2511198E-04 | NB930 0.3787660E-04 |
| | NI590 0.7788683E-03 | O 160 0.1311810E-01 | PU390 0.3774058E-04 | PU400 0.1572524E-05 | SI280 0.1542489E-03 | TI480 0.1721967E-03 |
| | U2380 0.6519739E-02 | V 510 0.5229585E-02 | | | | |

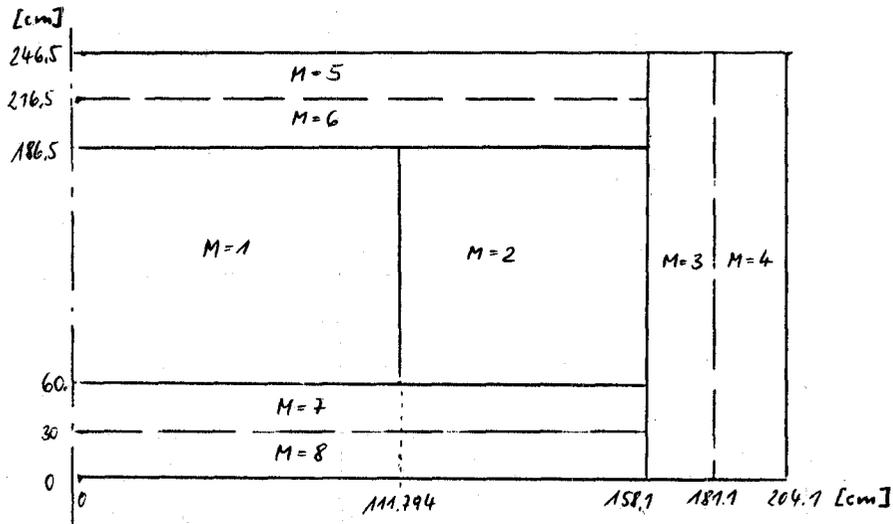


Reaktor skizze

Teilchen Zahl dichten $\cdot 10^{-24}$ in den
einzelnen Reaktor zonen

Karlsruher-Konzept

| | | | | | | |
|------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| M= 1 | CR520 0.1651426E-02 | FE560 0.3359040E-02 | HE 40 0.4097053E-03 | NI590 0.1808913E-02 | O 160 0.1299395E-01 | PU390 0.6651210E-03 |
| | PU400 0.1591267E-03 | PU410 0.2374516E-04 | PU420 0.6149827E-05 | SPP90 0.2436366E-03 | U2380 0.5399197E-02 | |
| M= 2 | CR520 0.1651426E-02 | FE560 0.3359040E-02 | HE 40 0.4097053E-03 | NI590 0.1808913E-02 | O 160 0.1301595E-01 | PU390 0.8709733E-03 |
| | PU400 0.2033759E-03 | PU410 0.3109420E-04 | PU420 0.8053171E-05 | SPP90 0.2440490E-03 | U2380 0.5145431E-02 | |
| M= 3 | CR520 0.2224498E-02 | FE560 0.4642613E-02 | HE 40 0.2650111E-03 | NI590 0.2499978E-02 | O 160 0.2202575E-01 | PU390 0.2491625E-03 |
| | PU400 0.1038177E-04 | U2380 0.1075333E-01 | | | | |
| M= 4 | CR520 0.2224498E-02 | FE560 0.4642613E-02 | HE 40 0.2650111E-03 | NI590 0.2499978E-02 | O 160 0.2201547E-01 | PU390 0.1259502E-03 |
| | PU400 0.5247933E-05 | U2380 0.1087654E-01 | | | | |
| M= 5 | CR520 0.1651426E-02 | FE560 0.3359040E-02 | HE 40 0.4097053E-03 | NI590 0.1808913E-02 | O 160 0.1401612E-01 | PU390 0.4032416E-04 |
| | PU400 0.1680173E-05 | U2380 0.6966058E-02 | | | | |
| M= 6 | CR520 0.1651426E-02 | FE560 0.3359040E-02 | HE 40 0.4097053E-03 | NI590 0.1808913E-02 | O 160 0.1401945E-01 | PU390 0.8020525E-04 |
| | PU400 0.3341896E-05 | U2380 0.6926179E-02 | | | | |
| M= 7 | CR520 0.1651426E-02 | FE560 0.3359040E-02 | HE 40 0.4097053E-03 | NI590 0.1808913E-02 | O 160 0.1401945E-01 | PU390 0.8020525E-04 |
| | PU400 0.3341896E-05 | U2380 0.6926179E-02 | | | | |
| M= 8 | CR520 0.1651426E-02 | FE560 0.3359040E-02 | HE 40 0.4097053E-03 | NI590 0.1808913E-02 | O 160 0.1401612E-01 | PU390 0.4032416E-04 |
| | PU400 0.1680173E-05 | U2380 0.6966058E-02 | | | | |

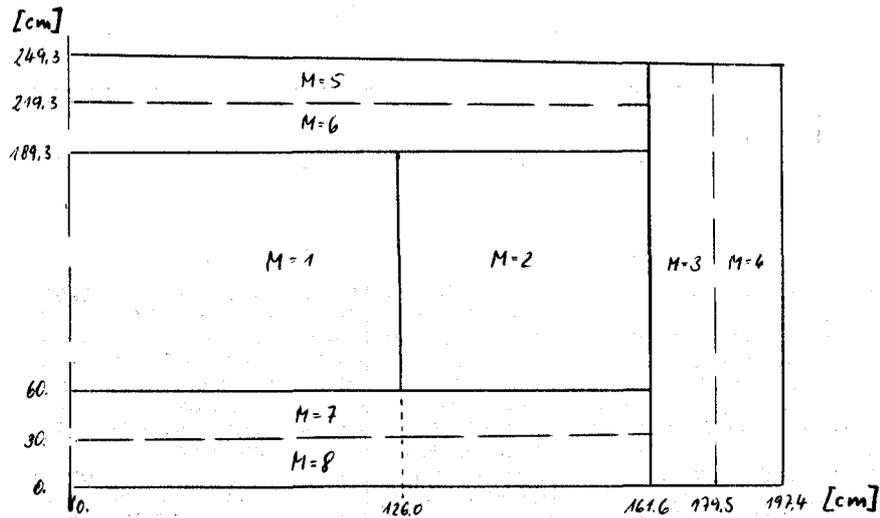


Reaktor skizze

Teilchenzahl-dichten $\cdot 10^{-24}$ in den einzelnen Reaktor-zonen

GGA-Konzept (Oxid)

| | | | | | | |
|------|---|--|--|--|--|--|
| M= 1 | CR520 0.1769089E-02 PU390 0.6926061E-03 U2380 0.5469445E-02 | FE560 0.7529587E-02 PU400 0.1633100E-03 | HE 40 0.3721570E-03 PU410 0.2436938E-04 | MO960 0.6390164E-04 PU420 0.6311495E-05 | NI590 0.1567143E-02 SPP90 0.2472482E-03 | O 160 0.1318658E-01 TI480 0.5634746E-04 |
| M= 2 | CR520 0.1769089E-02 PU390 0.9574837E-03 U2380 0.5130585E-02 | FE560 0.7529587E-02 PU400 0.2290730E-03 | HE 40 0.3721570E-03 PU410 0.3418267E-04 | MO960 0.6390164E-04 PU420 0.8853064E-05 | NI590 0.1567143E-02 SPP90 0.2477989E-03 | O 160 0.1321595E-01 TI480 0.5634746E-04 |
| M= 3 | CR520 0.2309670E-02 PU390 0.2882814E-03 | FE560 0.9830408E-02 PU400 0.1201172E-04 | HE 40 0.1728742E-03 TI480 0.7356041E-04 | MO960 0.8342807E-04 U2380 0.1244161E-01 | NI590 0.2046016E-02 | O 160 0.2548381E-01 |
| M= 4 | CR520 0.2309670E-02 PU390 0.1457246E-03 | FE560 0.9830408E-02 PU400 0.6071860E-05 | HE 40 0.1728742E-03 TI480 0.7356041E-04 | MO960 0.8342807E-04 U2380 0.1258416E-01 | NI590 0.2046016E-02 | O 160 0.2547192E-01 |
| M= 5 | CR520 0.1769089E-02 PU390 0.4919400E-04 | FE560 0.7529587E-02 PU400 0.1704975E-05 | HE 40 0.3721570E-03 TI480 0.5634746E-04 | MO960 0.6390164E-04 U2380 0.7068887E-02 | NI590 0.1567143E-02 | O 160 0.1422302E-01 |
| M= 6 | CR520 0.1769089E-02 PU390 0.8133020E-04 | FE560 0.7529587E-02 PU400 0.3391217E-05 | HE 40 0.3721570E-03 TI480 0.5634746E-04 | MO960 0.6390164E-04 U2380 0.7028423E-02 | NI590 0.1567143E-02 | O 160 0.1422641E-01 |
| M= 7 | CR520 0.1769089E-02 PU390 0.8133020E-04 | FE560 0.7529587E-02 PU400 0.3391217E-05 | HE 40 0.3721570E-03 TI480 0.5634746E-04 | MO960 0.6390164E-04 U2380 0.7028423E-02 | NI590 0.1567143E-02 | O 160 0.1422641E-01 |
| M= 8 | CR520 0.1769089E-02 PU390 0.4091940E-04 | FE560 0.7529587E-02 PU400 0.1704975E-05 | HE 40 0.3721570E-03 TI480 0.5634746E-04 | MO960 0.6390164E-04 U2380 0.7068887E-02 | NI590 0.1567143E-02 | O 160 0.1422302E-01 |

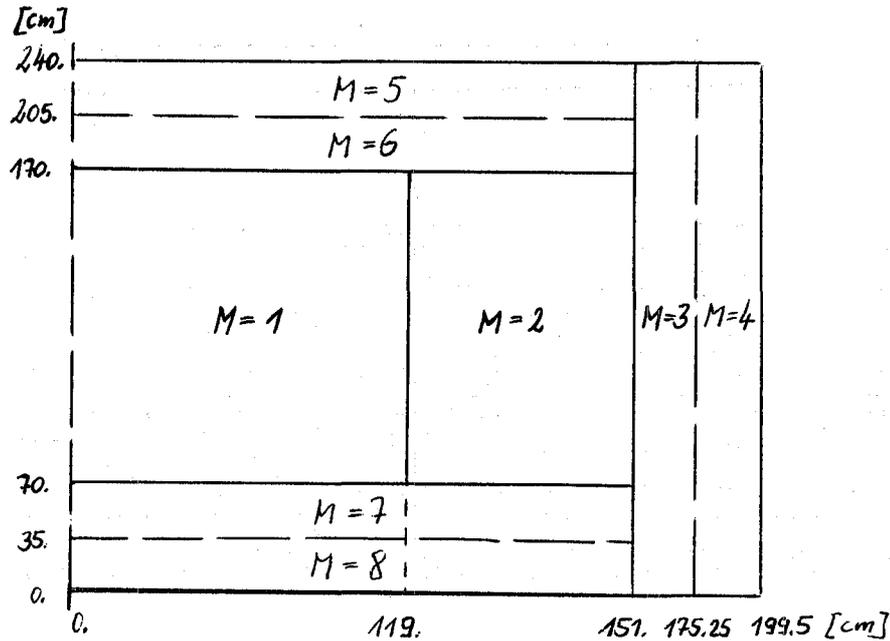


Reaktor skizze

Teilchenzahldichten $\cdot 10^{-24}$ in den einzelnen Reaktor zonen

Schwedisches Konzept (70 bar)

| | | | | | | |
|------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| M= 1 | CR520 0.1806590E-02 | FE560 0.7689197E-02 | HE 40 0.7759435E-03 | MO960 0.6525622E-04 | NI590 0.1600363E-02 | O 160 0.1241777E-01 |
| | PU390 0.7420189E-03 | PU400 0.1775242E-03 | PU410 0.2649045E-04 | PU420 0.6860837E-05 | SPP90 0.2328322E-03 | TI480 0.5752953E-04 |
| | U2380 0.5023133E-02 | | | | | |
| M= 2 | CR520 0.1806590E-02 | FE560 0.7689197E-02 | HE 40 0.7759435E-03 | MO960 0.6525622E-04 | NI590 0.1600363E-02 | O 160 0.1245182E-01 |
| | PU390 0.1061083E-02 | PU400 0.2538585E-03 | PU410 0.3788121E-04 | PU420 0.9810961E-05 | SPP90 0.2334716E-03 | TI480 0.5752953E-04 |
| | U2380 0.4629806E-02 | | | | | |
| M= 3 | CR520 0.2056688E-02 | FE560 0.8753669E-02 | HE 40 0.3975683E-03 | MO960 0.7429006E-04 | NI590 0.1821911E-02 | O 160 0.2475696E-01 |
| | PU390 0.2800589E-03 | PU400 0.1166913E-04 | TI480 0.6549958E-04 | U2380 0.1208675E-01 | | |
| M= 4 | CR520 0.2056688E-02 | FE560 0.8753669E-02 | HE 40 0.3975683E-03 | MO960 0.7429006E-04 | NI590 0.1821911E-02 | O 160 0.2474540E-01 |
| | PU390 0.1415682E-03 | PU400 0.5898673E-05 | TI480 0.6549958E-04 | U2380 0.1222523E-01 | | |
| M= 5 | CR520 0.1806590E-02 | FE560 0.7689197E-02 | HE 40 0.7759435E-03 | MO960 0.6525622E-04 | NI590 0.1600363E-02 | O 160 0.1338223E-01 |
| | PU390 0.3850045E-04 | PU400 0.1604186E-05 | TI480 0.5752953E-04 | U2380 0.6651010E-02 | | |
| M= 6 | CR520 0.1806590E-02 | FE560 0.7689197E-02 | HE 40 0.7759435E-03 | MO960 0.6525622E-04 | NI590 0.1600363E-02 | O 160 0.1338541E-01 |
| | PU390 0.7657790E-04 | PU400 0.3190746E-05 | TI480 0.5752953E-04 | U2380 0.6612938E-02 | | |
| M= 7 | CR520 0.1806590E-02 | FE560 0.7689197E-02 | HE 40 0.7759435E-03 | MO960 0.6525622E-04 | NI590 0.1600363E-02 | O 160 0.1338541E-01 |
| | PU390 0.7657790E-04 | PU400 0.3190746E-05 | TI480 0.5752953E-04 | U2380 0.6612938E-02 | | |
| M= 8 | CR520 0.1806590E-02 | FE560 0.7689197E-02 | HE 40 0.7759435E-03 | MO960 0.6525622E-04 | NI590 0.1600363E-02 | O 160 0.1338223E-01 |
| | PU390 0.3850045E-04 | PU400 0.1604186E-05 | TI480 0.5752953E-04 | U2380 0.6651010E-02 | | |

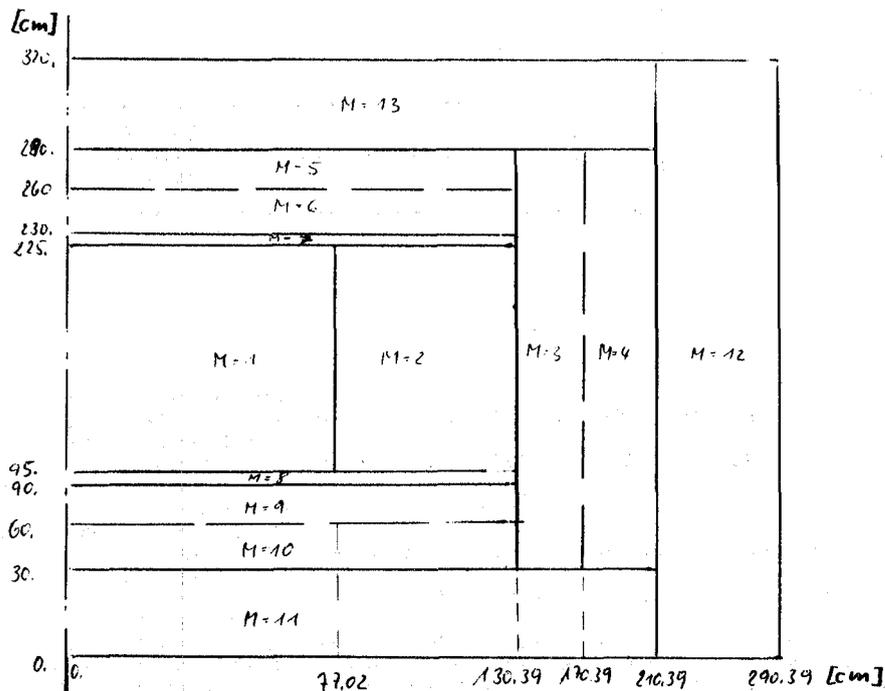


Reaktorskizze

Teilchenzahl dichten $\cdot 10^{-24}$
in den einzelnen Reaktor zonen

Schwedisches Konzept (130 bar)

| | | | | | | |
|------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| M= 1 | C 120 0.1085947E-01 | CR520 0.2555933E-02 | FE560 0.1548907E-02 | HE 40 0.3750992E-03 | MO960 0.2994646E-04 | NI590 0.2501123E-03 |
| | U 160 0.5909789E-02 | PU390 0.5364118E-03 | PU400 0.1283337E-03 | PU410 0.1915017E-04 | PU420 0.4959762E-05 | SI280 0.7533863E-02 |
| | SPP90 0.1108085E-03 | U2380 0.2155231E-02 | | | | |
| M= 2 | C 120 0.1085947E-01 | CR520 0.2555933E-02 | FE560 0.1548907E-02 | HE 40 0.3750992E-03 | MO960 0.2994646E-04 | NI590 0.2501123E-03 |
| | U 160 0.5925067E-02 | PU390 0.6793567E-03 | PU400 0.1625326E-03 | PU410 0.2425337E-04 | PU420 0.6281449E-05 | SI280 0.7533863E-02 |
| | SPP90 0.1110950E-03 | U2380 0.1979015E-02 | | | | |
| M= 3 | CR520 0.1334495E-02 | FE560 0.6613225E-02 | HE 40 0.3302600E-03 | MO960 0.1278598E-03 | NI590 0.1067882E-02 | O 160 0.1933862E-01 |
| | PU390 0.2187648E-03 | PU400 0.9115203E-05 | SI280 0.1940857E-03 | U2380 0.9441428E-02 | | |
| M= 4 | CR520 0.1834495E-02 | FE560 0.6613225E-02 | HE 40 0.3302600E-03 | MO960 0.1278598E-03 | NI590 0.1067882E-02 | O 160 0.1932958E-01 |
| | PU390 0.1105843E-03 | PU400 0.4607683E-05 | SI280 0.1940857E-03 | U2380 0.9549599E-02 | | |
| M= 5 | CR520 0.9172438E-03 | FE560 0.3306604E-02 | HE 40 0.3689397E-03 | MO960 0.6392968E-04 | NI590 0.5339393E-03 | O 160 0.1593541E-01 |
| | PU390 0.4584593E-04 | PU400 0.1910247E-05 | SI280 0.9705279E-04 | U2380 0.7919952E-02 | | |
| M= 6 | CR520 0.9172438E-03 | FE560 0.3306604E-02 | HE 40 0.3689397E-03 | MO960 0.6392968E-04 | NI590 0.5339393E-03 | O 160 0.1593919E-01 |
| | PU390 0.9118798E-04 | PU400 0.3799500E-05 | SI280 0.9705279E-04 | U2380 0.7874608E-02 | | |
| M= 7 | CR520 0.2494277E-02 | FE560 0.3991696E-02 | HE 40 0.5365817E-03 | MO960 0.1738450E-03 | NI590 0.1451950E-02 | SI280 0.2638684E-03 |
| M= 8 | CR520 0.2719546E-02 | FE560 0.9803772E-02 | HE 40 0.5276918E-03 | MO960 0.1895457E-03 | NI590 0.1583082E-02 | SI280 0.2877612E-03 |
| M= 9 | CR520 0.8206898E-03 | FE560 0.2958534E-02 | HE 40 0.3727498E-03 | MO960 0.5720010E-04 | NI590 0.4777340E-03 | O 160 0.1593919E-01 |
| | PU390 0.9118798E-04 | PU400 0.3799500E-05 | SI280 0.8684224E-04 | U2380 0.7874608E-02 | | |
| M=10 | CR520 0.8206898E-03 | FE560 0.2958534E-02 | HE 40 0.3727498E-03 | MO960 0.5720010E-04 | NI590 0.4777340E-03 | O 160 0.1593541E-01 |
| | PU390 0.4584593E-04 | PU400 0.1910247E-05 | SI280 0.8684224E-04 | U2380 0.7919952E-02 | | |
| M=11 | FE560 0.2399999E-01 | | | | | |
| M=12 | C 120 0.4139997E-01 | FE560 0.4229997E-01 | | | | |
| M=13 | FE560 0.2399999E-01 | | | | | |

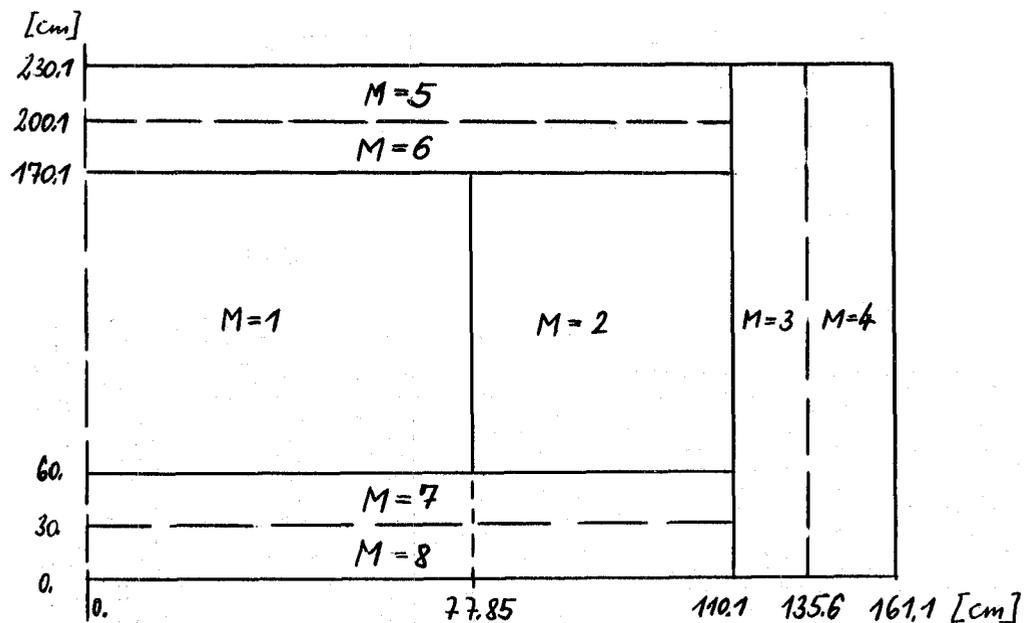


Reaktor-skizze

Teilchenzahl-dichten $\cdot 10^{-24}$ in den einzelnen Reaktor zonen

UKAEA-Konzept

| | | | | | | | | | | | | |
|------|-------|---------------|-------|---------------|-------|---------------|-------|---------------|-------|---------------|-------|---------------|
| M= 1 | C 120 | 0.7548522E-02 | CR520 | 0.1651426E-02 | FE560 | 0.3359040E-02 | HF 40 | 0.7626503E-03 | NI590 | 0.1808913E-02 | PU390 | 0.7942861E-03 |
| | PU400 | 0.1900288E-03 | PU410 | 0.2835641E-04 | PU420 | 0.7344108E-05 | SPP90 | 0.2830694E-03 | U2380 | 0.6245434E-02 | | |
| M= 2 | C 120 | 0.7549904E-02 | CR520 | 0.1651426E-02 | FE560 | 0.3359040E-02 | HF 40 | 0.7626503E-03 | NI590 | 0.1808913E-02 | PU390 | 0.1076457E-02 |
| | PU400 | 0.2575365E-03 | PU410 | 0.38430C9E-04 | PU420 | 0.9953110E-05 | SPP90 | 0.2831214E-03 | U2380 | 0.5884405E-02 | | |
| M= 3 | CR520 | 0.2224498E-02 | FE560 | 0.4642613E-02 | HE 40 | 0.5254373E-03 | NI590 | 0.2499978E-02 | n 160 | 0.2004344E-01 | PU390 | 0.2267381E-03 |
| | PU400 | 0.9447414E-05 | U2380 | 0.9785537E-02 | | | | | | | | |
| M= 4 | CR520 | 0.2224498E-02 | FE560 | 0.4642613E-02 | HE 40 | 0.5254373E-03 | NI590 | 0.2499978E-02 | n 160 | 0.2003407E-01 | PU390 | 0.1146148E-03 |
| | PU400 | 0.4775618E-05 | U2380 | 0.9897646E-02 | | | | | | | | |
| M= 5 | CR520 | 0.1651426E-02 | FE560 | 0.3359040E-02 | HE 40 | 0.7626503E-03 | NI590 | 0.1808913E-02 | n 160 | 0.1276593E-01 | PU390 | 0.3672739E-04 |
| | PU400 | 0.1530308E-05 | U2380 | 0.6344710E-02 | | | | | | | | |
| M= 6 | CR520 | 0.1651426E-02 | FE560 | 0.3359040E-02 | HE 40 | 0.7626503E-03 | NI590 | 0.1808913E-02 | n 160 | 0.1276897E-01 | PU390 | 0.7305124E-04 |
| | PU400 | 0.3043801E-05 | U2380 | 0.6308352E-02 | | | | | | | | |
| M= 7 | CR520 | 0.1651426E-02 | FE560 | 0.3359040E-02 | HE 40 | 0.7626503E-03 | NI590 | 0.1808913E-02 | n 160 | 0.1276897E-01 | PU390 | 0.7305124E-04 |
| | PU400 | 0.3043801E-05 | U2380 | 0.6308352E-02 | | | | | | | | |
| M= 8 | CR520 | 0.1651426E-02 | FE560 | 0.3359040E-02 | HE 40 | 0.7626503E-03 | NI590 | 0.1808913E-02 | n 160 | 0.1276593E-01 | PU390 | 0.3672739E-04 |
| | PU400 | 0.1530308E-05 | U2380 | 0.6344710E-02 | | | | | | | | |



Reaktorskizze

Teilchenzahl-dichten $\cdot 10^{24}$ in den einzelnen Reaktorzonern

Teil B II.:

**Abbrandrechnung für das Reaktorkonzept des Kernforschungszentrums
Karlsruhe**

zusammengestellt von

M. Schatz

Abbrandrechnungen

Um einen Einblick in das Langzeitverhalten eines schnellen heliumgekühlten Brutreaktors zu gewinnen, müssen hierzu Abbrandrechnungen durchgeführt werden. Die Abbrandrechnungen wurden für das Reaktorkonzept der GfK-Karlsruhe ausgeführt. Aus Zeitmangel konnten andere aussichtsreich erscheinende Reaktorkonzepte nicht behandelt werden.

Zur Bestimmung des Abbrandes stand das von Interatom entwickelte "Abbrandprogramm für Schnelle Brüter" (ASB) zur Verfügung.

Als Wirkungsquerschnittsbibliothek wurde der neue Karlsruher MOXTOT-Satz in 26-Gruppendarstellung verwendet.

Die Aufgabe der Abbrandrechnung besteht vor allem darin, die Anreicherungen so festzulegen, daß der maximale lokale Abbrand gerade dann erreicht wird, wenn k_{eff} etwa den Wert eins erreicht. Um diese Aufgabe zu lösen, sind aufwendige, iterativ ablaufende Rechnungen mit einem zweidimensionalen Abbrandprogramm notwendig.

Zur Durchführung der Abbrandrechnungen wurden zunächst makroskopische 4-Gruppenquerschnittsätze durch zonenweises Kondensieren in radialer und axialer Richtung mit dem Siemensprogramm MAKAB und dem eindimensionalen Vielgruppen-diffusionsprogramm CONDAB erzeugt.

Diese Wirkungsquerschnitte wurden dann in das Abbrandprogramm ASB eingelesen.

Die verwendeten Energiegrenzen für die 4-Gruppensätze sind:

| | | |
|-----------|---------------------|-----------------|
| 1. Gruppe | 10.5 MeV - 0.8 MeV | ABN Gr. 1 - 5 |
| 2. Gruppe | 0.8 MeV - 10 KeV | ABN Gr. 6 - 11 |
| 3. Gruppe | 10 KeV - 46,5 eV | ABN Gr. 12 - 18 |
| 4. Gruppe | 46,5 eV - 0,0252 eV | ABN Gr. 19 - 26 |

Als maximaler lokaler Abbrand wurden 100 000 MWd/t Schwermetall festgelegt.

B II.3

In der zweidimensionalen Rechnung wurde 1/4 des Reaktors mit 646 Punkten dargestellt. Für die Heliumdichte im axialen Brutmantel wurde eine mittlere Dichte von $0.5729 \cdot 10^{-2} \text{ g/cm}^3$ eingesetzt. (Mittelwert zwischen den beiden axialen Brutmänteln)

Zunächst wurden die beiden Anreicherungen so bestimmt, daß die maximalen Spaltraten in den beiden Anreicherungs-zonen des Kerns in Zyklusmitte etwa gleich groß waren, um einen günstigen Gesamtformfaktor zu erzielen.

Anschließend wurden in mehreren iterativen Schritten die Anreicherungen so festgelegt, daß ein ausreichend großes k_{eff} zu Beginn des Reaktorlebens entstand und sich ein k_{eff} von etwa eins ergibt, wenn der maximale lokale Abbrand 100 000 MWd/t erreicht. Die sich ergebenden Anreicherungen sind:

| | | |
|----------|------------------------------------|----------------------|
| 1. Zone: | 14,75 % Pu /Pu+U (Gesamtplutonium) | 11,895 % Pu spaltbar |
| 2. Zone: | 20,15 % " | 16.251 % Pu spaltbar |

Das k_{eff} am Anfang beträgt 1,0209.

Da im Kern ein Dreierzyklus beim Beladen gewählt wurde, entsprechen die obigen Anreicherungen einem Gleichgewichtskern am Beginn eines Zyklus (3 Zyklen = 1 Standzeit des Brennelementes). Die Brutmäntel enthalten allerdings zunächst kein Plutonium im Gegensatz zum echten Gleichgewichtszustand. Die Mischung enthält also bezüglich des maximalen lokalen Abbrandes

| | |
|---------------------------------|---------------------|
| 1/3 Brennelemente mit Abbrand 0 | |
| 1/3 " " " " | 1/3 · 100 000 MWd/t |
| 1/3 " " " " | 2/3 · 100 000 " |

dies entspricht einem mittleren maximalen Abbrand für die Mischung von $1/3 \cdot 100\ 000 \text{ MWd/t}$.

Am Ende eines solchen Gleichgewichtszyklus ergibt sich für den maximalen lokalen Abbrand:

| | |
|-------------------------------|---------------------|
| 1/3 Brennelemente mit Abbrand | 1/3 · 100 000 MWd/t |
| 1/3 " " " " | 2/3 · 100 000 " |
| 1/3 " " " " | 3/3 · 100 000 " |

Dies ergibt einen mittleren maximalen Abbrand für die Mischung von $2/3 \cdot 100\ 000$ MWd/t. Der Abbrandzuwachs beträgt $1/3 \cdot 100\ 000$ MWd/t (Tab. 1, Abb. 2).

Für die thermische Reaktorleistung wurde der vom Arbeitskreis "Komponenten" erarbeitete Wert von $2850\text{ MW}_{\text{th}}$ verwendet.

Aus dem Verlauf der Kurve für den maximalen lokalen Abbrand (Abb. 2) entnimmt man die Zykluszeit, d.h. die Zeit zwischen zwei Beladungen. Im vorliegenden Beispiel ergibt sich hierfür eine Zykluszeit von 171^* Tagen, was einer Brennelementstandzeit von 513^* Tagen entspricht.

Der mittlere Kernabbrand der hierbei erreicht wird beträgt $68\ 187$ MWd/t Schwermetall.

Nach 171 Tagen verbleibt eine Reaktivität von $k_{\text{eff}} = 1,002$.

k_{eff} hat also nach 171 Tagen, d.h. wenn der maximale lokale Abbrand von $100\ 000$ MWd/t erhalten wird, den Wert 1 noch nicht ganz erreicht. Berücksichtigt man jedoch, daß der Reaktor mit kalten Maßen gerechnet worden ist, so kann man die verbleibende Reaktivität zur Deckung der Kalt-Heißspanne verwenden.

Der Abbrandkoeffizient ergibt sich zu:

$$\frac{\Delta k_{\text{eff}}}{\Delta \text{Abbr.}} = 0.553 \cdot 10^{-6} \text{ t/MWd}$$

Bei den Wirkungsquerschnittsberechnungen wurden die echten Temperaturverhältnisse berücksichtigt. Das bedeutet eine Brennstofftemperatur von $2100\text{ }^\circ\text{K}$.

* Volllasttage

Ausgangsdaten für die Abbrandrechnung

Reaktorkonzept G 104 GfK

Volumenanteile und Zusammensetzung:

a.) Kern

Brennstoff: Oxid, Volumenanteil 0.298, Dichte 0.83 der theoretischen Dichte, theoretische Dichte $10,98 \text{ g/cm}^3$,
Pu-Vektor: 0.7787:0,1863:0,0278: 0,0072, 0,2 % U 235
im Uran.

Kühlmittel: Helium, Volumenanteil 0.5524 (einschließlich
1.7 % Folgeranteil), Dichte $0,5389 \cdot 10^{-2} \text{ g/cm}^3$

Strukturmaterial: 16/1355, Vol.Anteil: 0,073,
Zusammensetzung und Gewichtsprozente: Si 0,45 %,
Fe 67,45 %, Cr 16 %, Ni 13 %, V 0,7 %, N 0,1 %, Nb 1 %, Dichte $8,0 \text{ g/cm}^3$.

Hüllmaterial: Vanadinlegierung, Vol. Anteil 0,0766,
Dichte $5,69 \text{ g/cm}^3$, Zusammensetzung: 96 % V, 3 % Ti,
1 % Si.

b.) Axiale Brutmäntel:

Die Verhältnisse entsprechen denen des Kerns bis auf:

Dichte des Heliums: oberer axialer Brutmantel

$$0,6874 \cdot 10^{-2} \text{ g/cm}^3$$

unterer axialer Brutmantel

$$0,4585 \cdot 10^{-2} \text{ g/cm}^3$$

Dichte des Brutstoffes: 0,9 der theoretischen Dichte,
theor. Dichte $9,9 \text{ g/cm}^3$

c.) Radialer Brutmantel:

Hüll- und Strukturmaterial: Incoloy 800,

Dichte $7,81 \text{ g/cm}^3$, Vol.Anteil 0,183,

Zusammensetzung Ni 32,5 %, Cr 21 %, Fe 46,5 %.

Kühlmittel: Helium, Vol.Anteil 0,241,

B II.6

Dichte $0,5389 \cdot 10^{-2} \text{ g/cm}^3$

Brutstoff: Oxid, Vol. Anteil 0,576, Dichte 0,9 der
theoretischen Dichte, theoretische Dichte $9,9 \text{ g/cm}^3$.

Ergebnisse der Rechnung mit sechs Abbrandzyklen.

Aus der ersten Abbrandrechnung mit frischen Brutmänteln ergab sich für die Gleichgewichtsbeladung der Plutoniumaufbau im axialen Brutmantel und die Spaltproduktvergiftung in den Kernzonen und dem axialen Brutmantel. Es zeigte sich, daß die Anreicherung für den 2. Zyklus leicht erhöht werden muß, um für den maximalen lokalen Abbrand von 100 000 MWd/t Schwermetall ein ausreichendes k_{eff} zu erhalten. Der Grund liegt in der nun berücksichtigten Spaltproduktvergiftung des Kerns. Ferner wird der Kern in der Leistungsentbindung durch die Brutmäntel entlastet, was das Abbrennen an der heißesten Stelle etwas verzögert und zu einer erhöhten Zykluszeit führt.

Die Anreicherungen zu Beginn des zweiten Zyklus sind:

| | |
|----------------------|-------------------------------|
| 1. Anreicherungszone | 14,96 % (12,06 % Pu spaltbar) |
| 2. Anreicherungszone | 20,43 % (16,48 % " ") |

Insgesamt werden 6 Abbrandzyklen (2 Brennelementstandzeiten) mit der konstanten Zykluszeit von 180 Vollasttagen gerechnet.*) Am Ende des 6. Zyklus wird der innere Ring des radialen Brutmantels entladen. Die beiden Anreicherungszone des Kerns und der axiale Brutmantel werden bei Beginn eines jeden Zyklus zu je 1/3 entladen und mit frischen Elementen beladen. Die Anreicherung der zugeladenen Brennelemente bleibt dabei konstant.

Der Verlauf von k_{eff} für die sechs Zyklen ist aus Abb. 4 zu entnehmen. Man sieht, daß der zunehmende Plutoniumaufbau im radialen Brutmantel die Anfangsreaktivität immer mehr ansteigen läßt. Gleichzeitig verringert sich der maximale lokale Abbrand (s. Tabelle 4), da die vermehrte Leistungserzeugung des radialen Brutmantels den Kern immer mehr entlastet. Für den tatsächlichen Reaktorbetrieb wird man bestrebt sein, den zulässigen maximalen lokalen Abbrand möglichst in jedem Zyklus zu erreichen. Bei konstanter Zyklusdauer ist dies nur möglich, wenn man innerhalb der Standzeit des inneren radialen Brutmantels den zugeladenen Brennstoff ständig in der Anreicherung verringert. Falls man aber ungleiche bzw.

*) Der 1. Abbrandzyklus hat 171 Tage.

wachsende Zykluszeiten zulassen will, kann man den Reaktivitätszuwachs wenigstens teilweise für die Erzielung des maximal zulässigen lokalen Abbrandes verwenden. Genauere Untersuchungen über den Grad der Abreicherung und der Veränderung der Zykluszeiten müssen einer zukünftigen Arbeit vorbehalten bleiben.

Der Plutoniumaufbau in den Brutmänteln

a) Der radiale Brutmantel

In Tabelle 5 sind die Teilchendichten für den inneren und äußeren Ring des radialen Brutmantels angegeben, und zwar nach drei und sechs Zyklen. Die Teilchendichten nach sechs Zyklen sind die Entladedichten des inneren Ringes.

Aus den Werten ergibt sich, daß nach drei Zyklen im inneren Brutmantelring ein Plutoniumaufbau der spaltbaren Isotope Pu 239 und Pu 241 von 1,228 % erfolgt ist.

Der Isotopenvektor dazu:

0,9805/ 0,019/0,000226 /0,00000161

Nach sechs Zyklen ergibt sich ein Aufbau von 2,312 % Pu 239 und Pu 241.

Der Isotopenvektor dazu:

0,9583/0,0395/0,0009/0,0000279

Im äußeren Brutmantelring baut sich bis zum dritten Zyklus 0,248 % spaltbares Plutonium auf mit dem Isotopenvektor

0,9953/0,0046/0,00001234/0

Nach sechs Zyklen enthält der äußere Ring 0,531 % spaltbares Plutonium mit dem Isotopenvektor

0,9895/0,0104/0,000069/0

b) Der axiale Brutmantel

Die Teilchendichten für den axialen Brutmantel sind aus Tabelle 6 zu entnehmen.

Der axiale Brutmantel wurde in zwei Zonen gleicher Dicke eingeteilt. Aus Tabelle 6 ergibt sich, daß am Ende des Gleichgewichtszyklus in der äußeren axialen Brutmantelzone eine Spaltstoffkonzentration von 0,843 % und in der inneren von 1,52 % vorhanden ist.

Die Spaltstoffteilchendichten in Zyklusmitte ergeben sich zu 0,721 % in der äußeren und zu 1,061 % in der inneren Zone.

Der Plutoniumvektor am Ende des Zyklus ergibt sich für die äußere Zone zu

$$0,983/0,0164/0,000178/0,000025$$

für die innere Zone zu

$$0,976/0,0236/0,000336/0$$

Gleichgewichtsbeladung des Reaktorkerns

In Tabelle 7 sind die Teilchendichten für die Gleichgewichtsbeladung der beiden Kernzonen C_1 und C_2 enthalten. Die Spaltstoffmassen in den beiden Zonen sind:

| | |
|-----------|---------|
| 1. Zone | 1246 kg |
| 2. Zone | 1643 kg |
| insgesamt | 2889 kg |

Die mittlere spez. Spaltstoffbelastung

$$= 0,916 \text{ MW}_{\text{th}}/\text{kg Spaltstoff}$$

Aus Tabelle 7 folgt ein Abbrand der spaltbaren Plutoniumisotope pro Zyklus von 2,11 %.

B II.10

Die Entladevektoren sind

1. für Kernzone C1

0,7604/0,2056/0,026/0,00795

2. für Kernzone C2

0,7609/0,2041/0,027/0,00789

Masse der spaltbaren Plutoniumisotope Pu 39 und Pu 41 beim Be- und Entladen des Kerns und des axialen Brutmantels im Gleichgewichtszyklus (je 1/3 der Brennelemente werden am Ende des Zyklus entladen und durch frische Elemente ersetzt)

1.) Kern

Belademasse

| | |
|-------------|----------|
| Kernzone C1 | 423,9 kg |
| Kernzone C2 | 575,9 kg |
| | <hr/> |
| | 999,8 kg |

Entlademasse

| | |
|-------------|----------|
| Kernzone C1 | 397,7 kg |
| Kernzone C2 | 490,6 kg |
| | <hr/> |
| | 888,3 kg |

2.) Axialer Brutmantel

Entlademasse 131,1 kg

Gesamtentlademasse

(Kern + axialer Brutmantel) 1019,4 kg

Masse der spaltbaren Plutoniumisotope im radialen Brutmantel

Entlademasse des inneren Ringes

RBM 1 nach sechs Zyklen 711,5 kg

Der äußere Ring RBM 2

enthält nach sechs Zyklen 189,1 kg

Tab. 1

Ergebnisse der Abbrandrechnung
für den Anfangskern

| | 0 Tage | 100 Tage | 200 Tage |
|---|----------------|----------|----------|
| Anreicherung | | | |
| 1 Zone % Pu/Pu+U | 14.75 (11.895) | | |
| 2 Zone % | 20.15 (16,25) | | |
| Spaltstoff: (kg) | 2827 | | |
| k_{eff} | 1.0209 | 1.0097 | 0.9994 |
| Gesamtleistung (MW) | 2850 | 2850 | 2850 |
| Leistung Kern (MW) | 2739 | 2691 | 2642 |
| Leistung Brutmantel(MW) 111 | | 159 | 208 |
| Leistungsdichte im Kern(W/cm^3) | 322,9 | 317,2 | 311,48 |
| Verhältnis der max. Spaltraten $\text{Sp}_1 / \text{Sp}_2$ | 0.9929 | 1.037 | 1,078 |
| Gesamtformfaktor | 1.482 | 1.487 | 1.493 |
| Geamtbrutrate (BR) | 1.3545 | 1.3534 | 1.3513 |
| BR intern | 0.7695 | 0.76125 | 0.7520 |
| BR extern | 0.5850 | 0.5922 | 0.5993 |
| BR radial | 0.3111 | 0.3139 | 0.3169 |
| BR axial | 0.2739 | 0.2783 | 0.2824 |
| Maximaler lokaler Abbrand (MWd/t) | 0 | 19480 | 38860 |
| Mittlerer Kernabbrand (MWd/t) | 0 | 13337 | 26443 |

B II.12

Tab. 2

Teilchendichten am Beginn und Ende eines Zyklus
 Frische Gleichgewichtsbeladung am Anfang

0 Tage

| | C_1 | C_2 | RBM1 | RBM2 | AB1 | AB2 |
|-------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| U 35 | 0.1048E-4 | 0.9816E-5 | 0.2575E-4 | 0.2575E-4 | 0.1332E-4 | 0.1332E-4 |
| U 38 | 0.5163E-2 | 0.4836E-2 | 0.1269E-1 | 0.1269E-1 | 0.6565E-2 | 0.6565E-2 |
| Pu 39 | 0.6942E-3 | 0.9483E-3 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| Pu 40 | 0.1653E-3 | 0.2259E-3 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| Pu 41 | 0.2457E-4 | 0.3357E-4 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| Pu 42 | 0.6338E-5 | 0.8659E-5 | 0 | 0 | 0 | 0 |

171 Tage

| | | | | | | |
|-------|-----------|-----------|-----------|------------|-----------|-----------|
| U 35 | 0.8245E-5 | 0.8405E-5 | 0.2469E-4 | 0.2556E-4 | 0.1231E-4 | 0.1260E-4 |
| U 38 | 0.5008E-2 | 0.4741E-2 | 0.1263E-1 | 0.1267E-1 | 0.6511E-2 | 0.6532E-2 |
| Pu 39 | 0.6819E-3 | 0.9024E-3 | 0.5291E-4 | 0.9343E-5 | 0.4860E-4 | 0.3061E-4 |
| Pu 40 | 0.1842E-3 | 0.2410E-3 | 0.4750E-6 | 0.1588E-7 | 0.8236E-6 | 0.3298E-6 |
| Pu 41 | 0.2344E-4 | 0.3201E-4 | 0.2701E-8 | 0.1715E-10 | 0.8638E-8 | 0.2309E-8 |
| Pu 42 | 0.7108E-5 | 0.9294E-5 | 0 | 0 | 0.4724E-8 | 0 |

Tab. 3

| 0 Tage | C ₁ | C ₂ | RBM1 | RBM2 | AB1 | AB2 |
|---|----------------|----------------|-------------|-------------|-------------|-------------|
| Volumen (cm ³) | 0.43162E+7 | 0.41662E+7 | 0.61260E+7 | 0.70686E+7 | 0.43162E+7 | 0.41662E+7 |
| Schwermetall- masse (t) | 1.03538E+1 | 0.99938E+1 | 0.30786E+2 | 0.35524E+2 | 1.12220E+1 | 1.08318E+1 |
| Leistung (MW.) | 1.4900E+3 | 1.2489E+3 | 0.530368E+2 | 0.453166E+1 | 0.324970E+2 | 0.208920E+2 |
| Leistungs- dichte (KW/l) | 0.3452E+3 | 0.2997E+3 | 0.8657E+1 | 0.6411E+0 | 0.7529E+1 | 0.5014E+1 |
| Leistungs- dichte (KW/kg) | 0.1439E+3 | 0.1249E+3 | 0.1722E+1 | 0.1275E+0 | 0.2895E+1 | 0.1928E+1 |
| Abbrand nach 100 Tagen (MWd/t) | 0.143122E+5 | 0.123273E+5 | 0.198231E+3 | 0.135184E+2 | 0.369119E+3 | 0.225092E+3 |
| Abbrand nach 200 Tagen (MWd/t) | 0.285510E+5 | 0.242601E+5 | 0.454939E+3 | 0.3008E+2 | 0.92559 E+3 | 0.523876E+3 |

Tabelle 4.1

Ergebnisse der Abbrandrechnung mit sechs Zyklen

| | 0 Tage | 171 Tage | 351 Tage | 531 Tage | 711 Tage | 891 Tage | 1071 Tage |
|--|--------|----------|----------|----------|----------|----------|-----------|
| k_{eff} | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 1,0209 | 1,0200 | 1,0224 | 1,0246 | 1,0268 | 1,0289 | |
| " Ende | | 1,002 | 1,0000 | 1,0023 | 1,0045 | 1,0066 | 1,0087 |
| Leistung Kern MW | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 2739 | 2686 | 2655 | 2622 | 2590 | 2558 | |
| " Ende | | 2656 | 2605 | 2574 | 2513 | 2512 | 2481 |
| Leistg. Brutmantel MW | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 111 | 164 | 195 | 228 | 260 | 292 | |
| " Ende | | 194 | 245 | 276 | 307 | 338 | 369 |
| Leistungsdichte Kern W/cm ³ | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 322,9 | 316,7 | 312,9 | 305,3 | 305,3 | 301,6 | |
| " Ende | | 313,1 | 307,1 | 303,4 | 299,8 | 296,1 | 292,5 |
| Spaltratenverhältnis Sp_1/Sp_2 | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 0,9929 | 0,964 | 0,971 | 0,949 | 0,941 | 0,925 | |
| " Ende | | 1,066 | 1,039 | 1,032 | 1,008 | 1,0 | 0,984 |
| Gesamtformfaktor | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 1,482 | 1,479 | 1,476 | 1,472 | 1,479 | 1,475 | |
| " Ende | | 1,491 | 1,460 | 1,444 | 1 417 | 1,401 | 1,407 |

B II.14

Tabelle 4.2

| | 0 Tage | 171 Tage | 351 Tage | 531 Tage | 711 Tage | 891 Tage | 1071 Tage |
|--------------------------------|--------|----------|----------|----------|----------|----------|-----------|
| Gesamtbruttrate (BR) | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 1,3545 | 1,3189 | 1,3078 | 1,2978 | 1,2875 | 1,2776 | |
| " Ende | | 1,3519 | 1,3228 | 1,3133 | 1,3038 | 1,2941 | 1,2846 |
| BR intern | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 0,7695 | 0,7384 | 0,7279 | 0,7168 | 0,7062 | 0,6954 | |
| " Ende | | 0,7546 | 0,7272 | 0,7163 | 0,7057 | 0,6952 | 0,6849 |
| BR extern | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 0,5850 | 0,5805 | 0,5799 | 0,5810 | 0,5813 | 0,5823 | |
| " Ende | | 0,5972 | 0,5956 | 0,5969 | 0,5981 | 0,5989 | 0,5997 |
| BR radial | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 0,3111 | 0,3133 | 0,3165 | 0,3216 | 0,3257 | 0,3304 | |
| " Ende | | 0,3160 | 0,3199 | 0,3255 | 0,3310 | 0,3359 | 0,3409 |
| BR axial | | | | | | | |
| Zyklus Anfang | 0,2739 | 0,2672 | 0,2634 | 0,2594 | 0,2556 | 0,2518 | |
| " Ende | | 0,2812 | 0,2758 | 0,2714 | 0,2671 | 0,2629 | 0,2588 |
| maximaler lokaler | | | | | | | |
| Abbrand MWd/t | 0 | 100 000 | 100 000 | 98940 | 96341 | 94256 | 91778 |
| Mittlerer Kernabbrand MWd/t | 0 | 68 187 | 70 169 | 69490 | 68669 | 67843 | 67015 |

B II.15

Tabelle 5

Teilchendichten im radialen Brutmantel

Innerer Ring RBM 1

Äußerer Ring RBM 2

Nach drei Zyklen

| | RBM 1 | RBM 2 |
|-------|-----------|-----------|
| U 35 | 0,2265E-4 | 0,2511E-4 |
| U 38 | 0,1251E-1 | 0,1265E-1 |
| Pu 39 | 0,1559E-3 | 0,3158E-4 |
| Pu 40 | 0,3072E-5 | 0,1475E-6 |
| Pu 41 | 0,3589E-7 | 0,3916E-9 |
| Pu 42 | 0,2561E-9 | 0,0 |

Nach 6 Zyklen

| | | |
|-------|-----------|-----------|
| U 35 | 0,1996E-4 | 0,2437E-4 |
| U 38 | 0,1233E-1 | 0,1261E-1 |
| Pu 39 | 0,2924E-3 | 0,6741E-4 |
| Pu 40 | 0,1204E-4 | 0,7115E-6 |
| Pu 41 | 0,2748E-6 | 0,4739E-8 |
| Pu 42 | 0,8521E-8 | 0,0 |

Tabelle 6

Teilchendichten im axialen Brutmantel

Äußerer Teil ABM 11
 Innerer Teil ABM 12

Beginn des Gleichgewichtszyklus

| | ABM 11 | ABM 12 |
|-------|-----------|-----------|
| U 35 | 0,1332E-4 | 0,1332E-4 |
| U 38 | 0,6565E-2 | 0,6565E-2 |
| Pu 39 | 0,3962E-4 | 0,3962E-4 |
| Pu 40 | 0,5774E-6 | 0,5774E-6 |
| Pu 41 | 0,5959E-8 | 0,5959E-8 |
| Pu 42 | 0,2225E-8 | 0,2225E-8 |

Ende des Gleichgewichtszyklus

| | | |
|-------|-----------|-----------|
| U 35 | 0,1297E-4 | 0,1200E-4 |
| U 38 | 0,6547E-2 | 0,6493E-2 |
| Pu 39 | 0,5576E-4 | 0,1007E-3 |
| Pu 40 | 0,9293E-6 | 0,2437E-5 |
| Pu 41 | 0,1007E-7 | 0,3461E-7 |
| Pu 42 | 0,1431E-8 | 0,0 |

Tabelle 7

Teilchendichten in den beiden Kernzonen

1. Kernzone C_1 2. Kernzone C_2

Beginn des Gleichgewichtszyklus

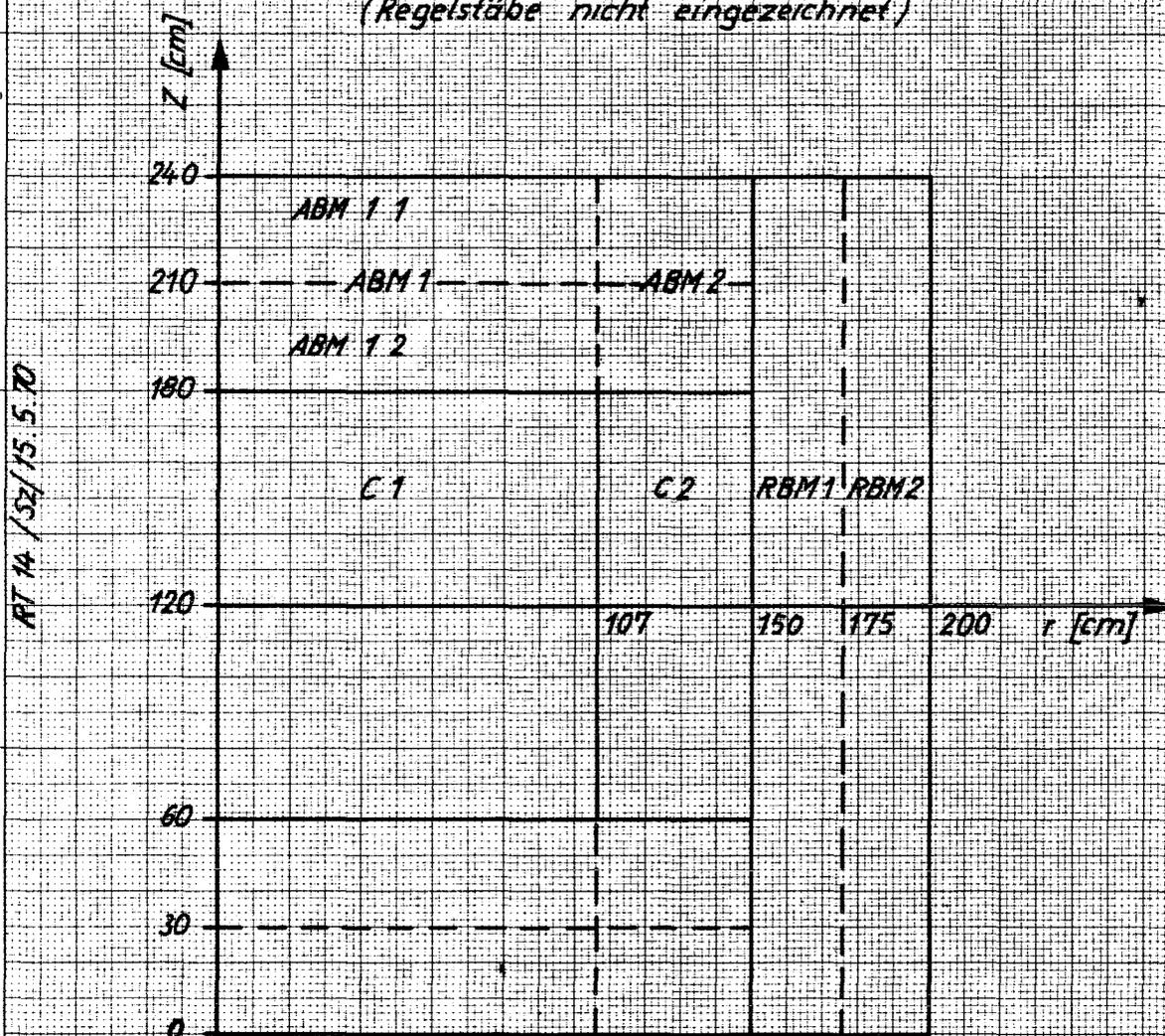
| | C_1 | C_2 |
|-------|-----------|------------|
| U 35 | 0,1043E-4 | 0,9760 E-5 |
| U 38 | 0,5139E-2 | 0,4809 E-2 |
| Pu 39 | 0,7023E-3 | 0,9594 E-3 |
| Pu 40 | 0,1673E-3 | 0,2286 E-3 |
| Pu 41 | 0,2486E-4 | 0,3397 E-4 |
| Pu 42 | 0,6413E-5 | 0,8761 E-5 |

Ende des Gleichgewichtszyklus

| | | |
|-------|-----------|------------|
| U 35 | 0,8149E-5 | 0,8295 E-5 |
| U 38 | 0,4983E-2 | 0,4710 E-2 |
| Pu 39 | 0,6883E-3 | 0,9095 E-3 |
| Pu 40 | 0,1861E-3 | 0,2439 E-3 |
| Pu 41 | 0,2355E-4 | 0,3222 E-4 |
| Pu 42 | 0,7194E-5 | 0,9439 E-5 |

Abbildung 1

Geometrie des Reaktors
(Regelstäbe nicht eingezeichnet)



- C 1 1. Anreicherungszone im Kern
- C 2 2. Anreicherungszone im Kern
- RBM 1 Radialer Brutmantel 1
- RBM 2 Radialer Brutmantel 2
- ABM 1 Axialer Brutmantel 1
- ABM 2 Axialer Brutmantel 2

Abbildung 2

Ergebnisse der Abbrandrechnung
Die Abbrände beziehen sich auf das
entladene Drittel des Brennstoffes

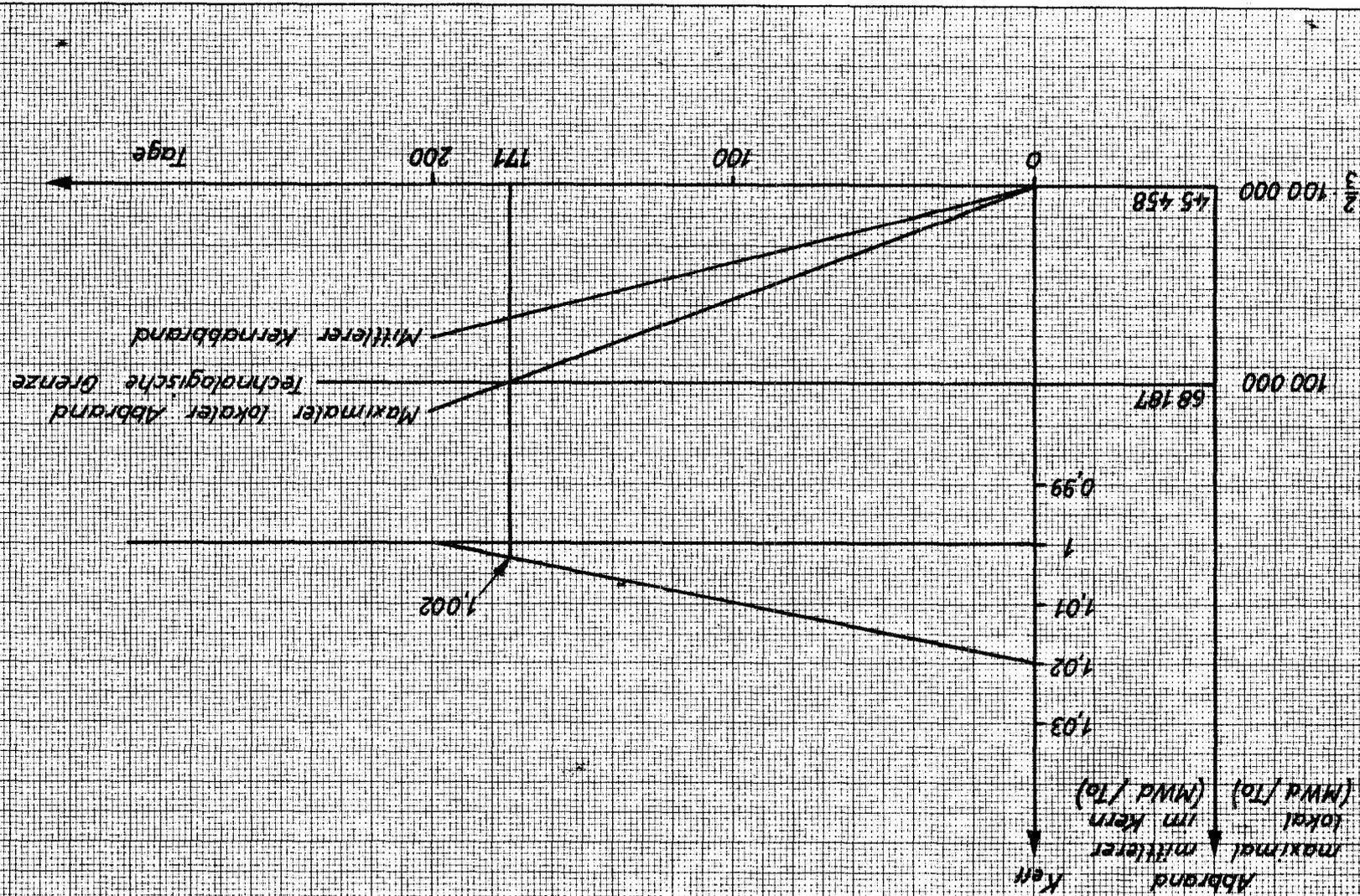


Abbildung 3

Radialer Verlauf der Spaltratenverteilung
in der Mittelebene des Reaktorkerns

— Anfangskern
- - - 200 Tage

Spaltraten

$(\text{cm}^{-3} \text{s}^{-1}) \cdot 10^{16}$

0,15
0,14
0,13
0,12
0,11
0,10
0,09
0,08
0,07

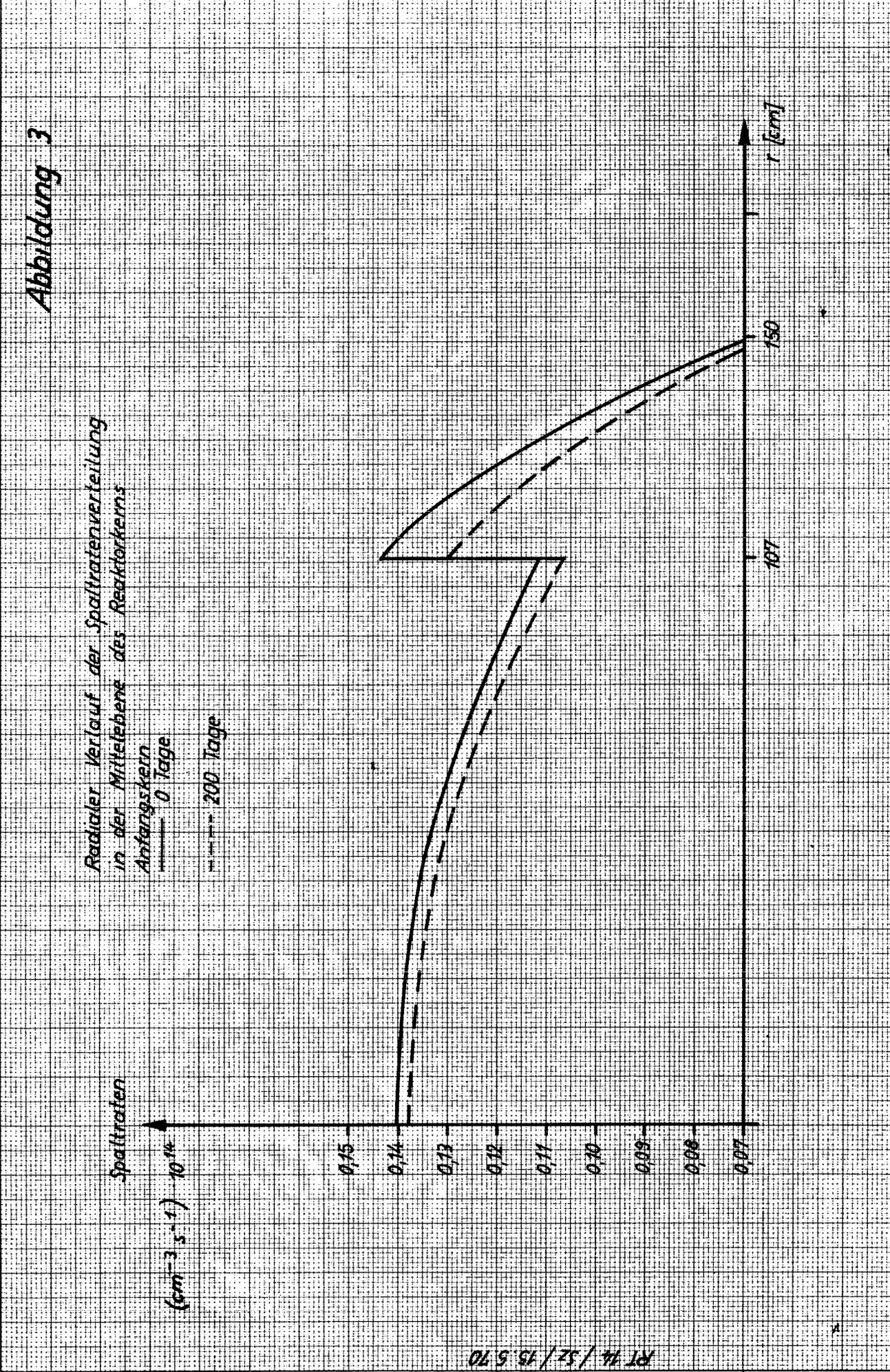
r [cm]

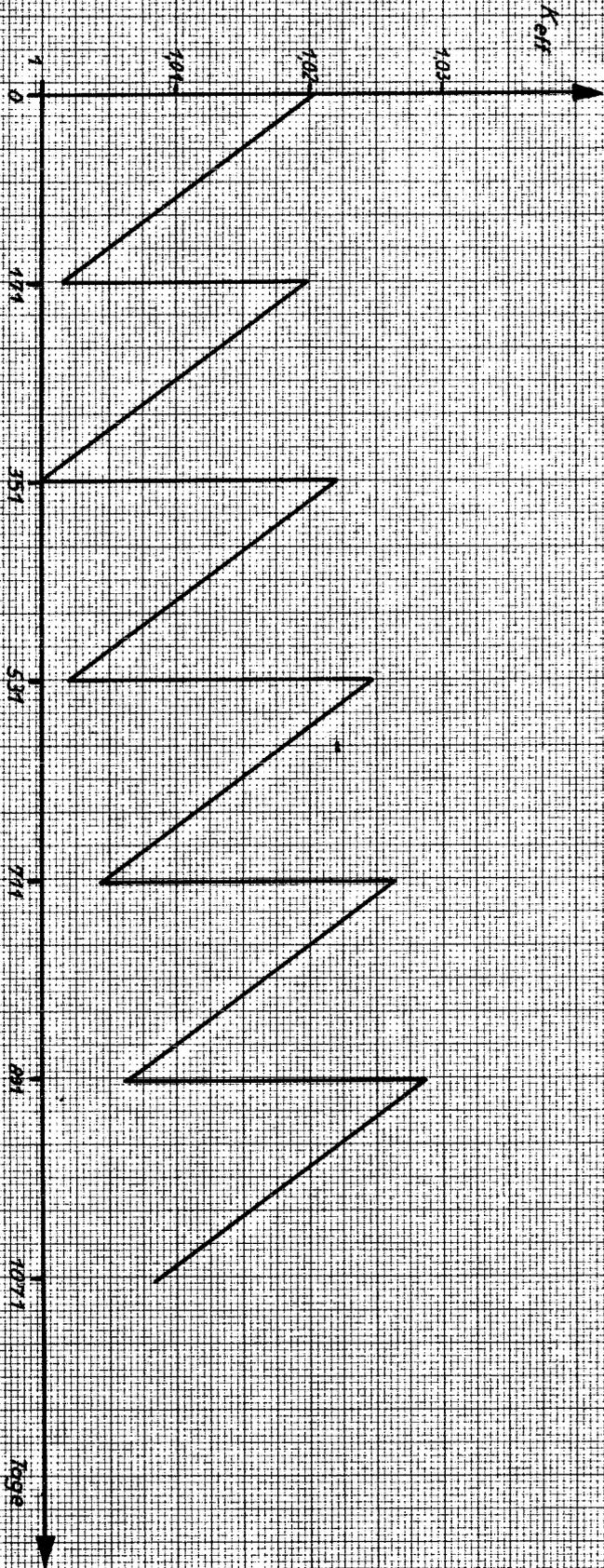
150

107

RT 14 / SZ / 15.5.70

1





Verlauf von K_{eff} für 6 Abbrandzyklen

Abbildung 4

Abbildung 5

Radialer Verlauf der Spaltstrahlenverteilung
in der Mittelebene des Reaktorkerns
Gleichgewichtszyklus

— Zyklus Anfang
- - - Zyklus Ende

Spaltstrahlen
 $\text{cm}^{-2} \cdot \text{sec}^{-1} \cdot 10^{10}$

150
100

150
100

0,16
0,15
0,14
0,13
0,12
0,11
0,10
0,09
0,08
0,07

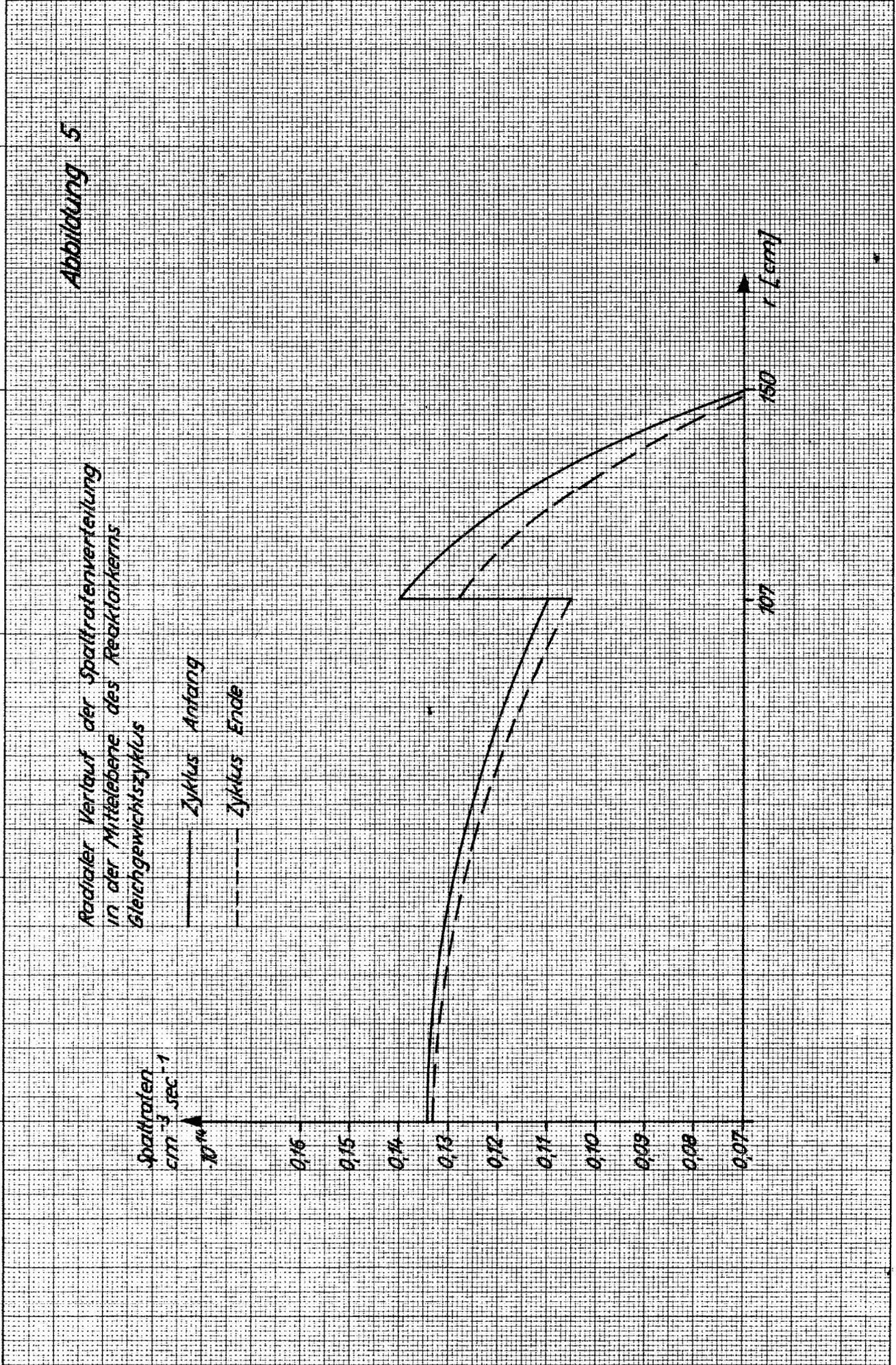


Abbildung 6

Axieller Verlauf der Spaltratenverteilung
längs der Mittelachse des Reaktorkerns
Gleichgewichtszyklus

— Zyklus Anfang

- - - Zyklus Ende

Spaltraten
 $\text{cm}^{-3} \cdot \text{sec}^{-1}$

10¹⁴

0,15

0,14

0,13

0,12

0,11

0,10

0,09

0,08

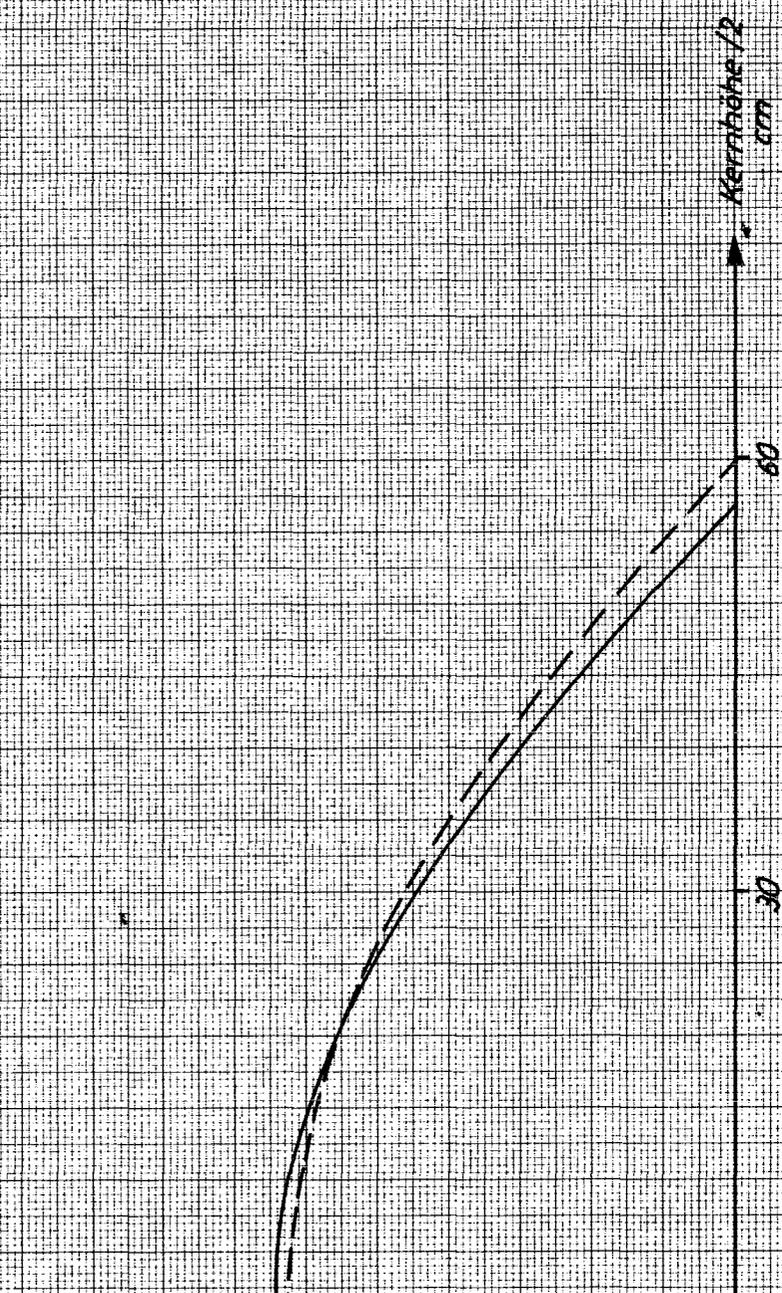
0,07

0

30

60

Kernhöhe/2
cm



Axialer Brutmantel
Verlauf der Spaltraten längs der Reaktorachse
Gleichgewichtszyklus

— Zyklus Anfang
- - - Zyklus Ende

Spaltraten
 $\text{cm}^{-3} \text{sec}^{-1}$

Brutmantelstärke
cm

Abbildung 7

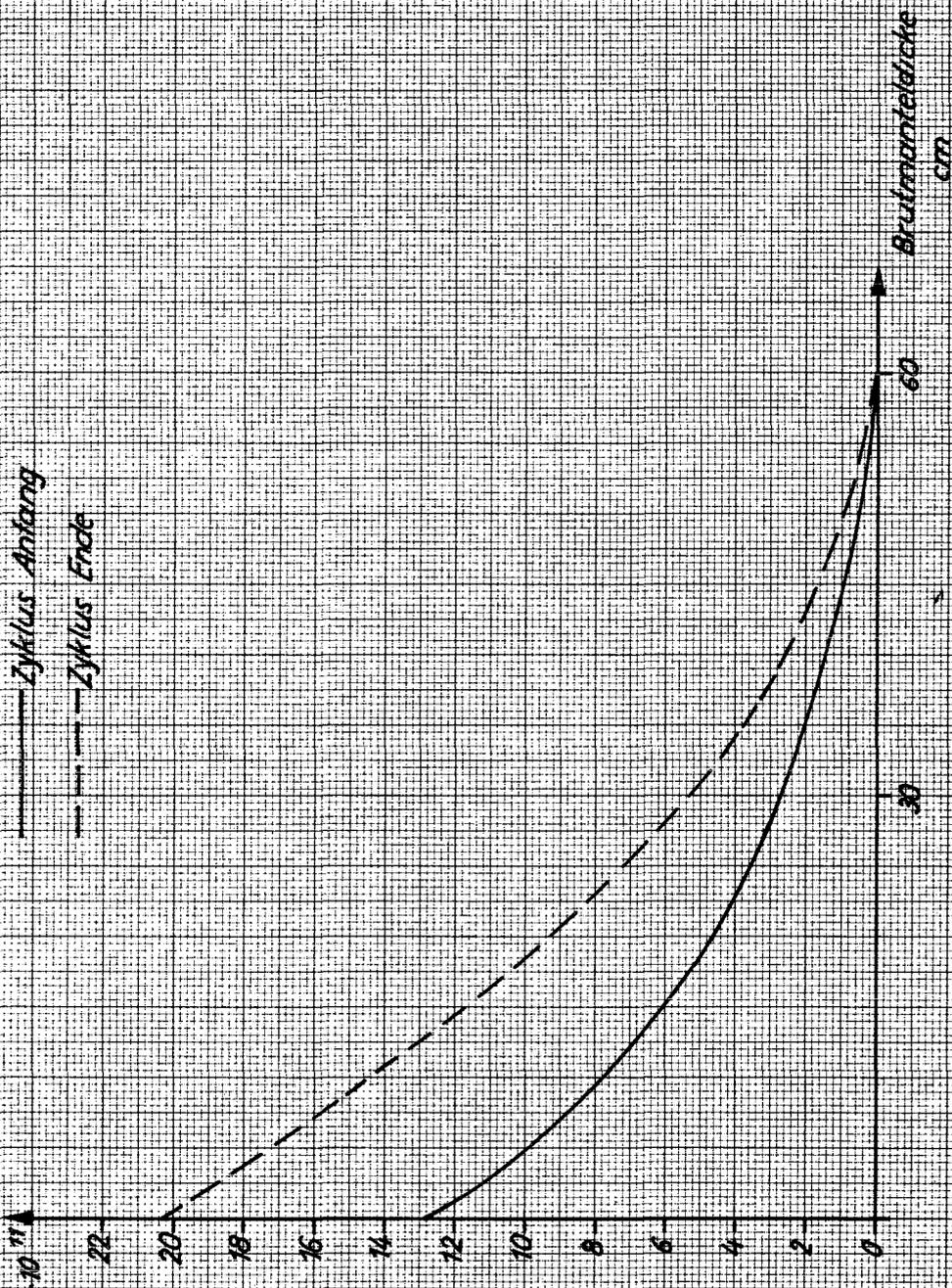


Abbildung 8

Radialer Brutmantel
Verlauf der Spaltstraten in der
Mittelebene des Reaktors

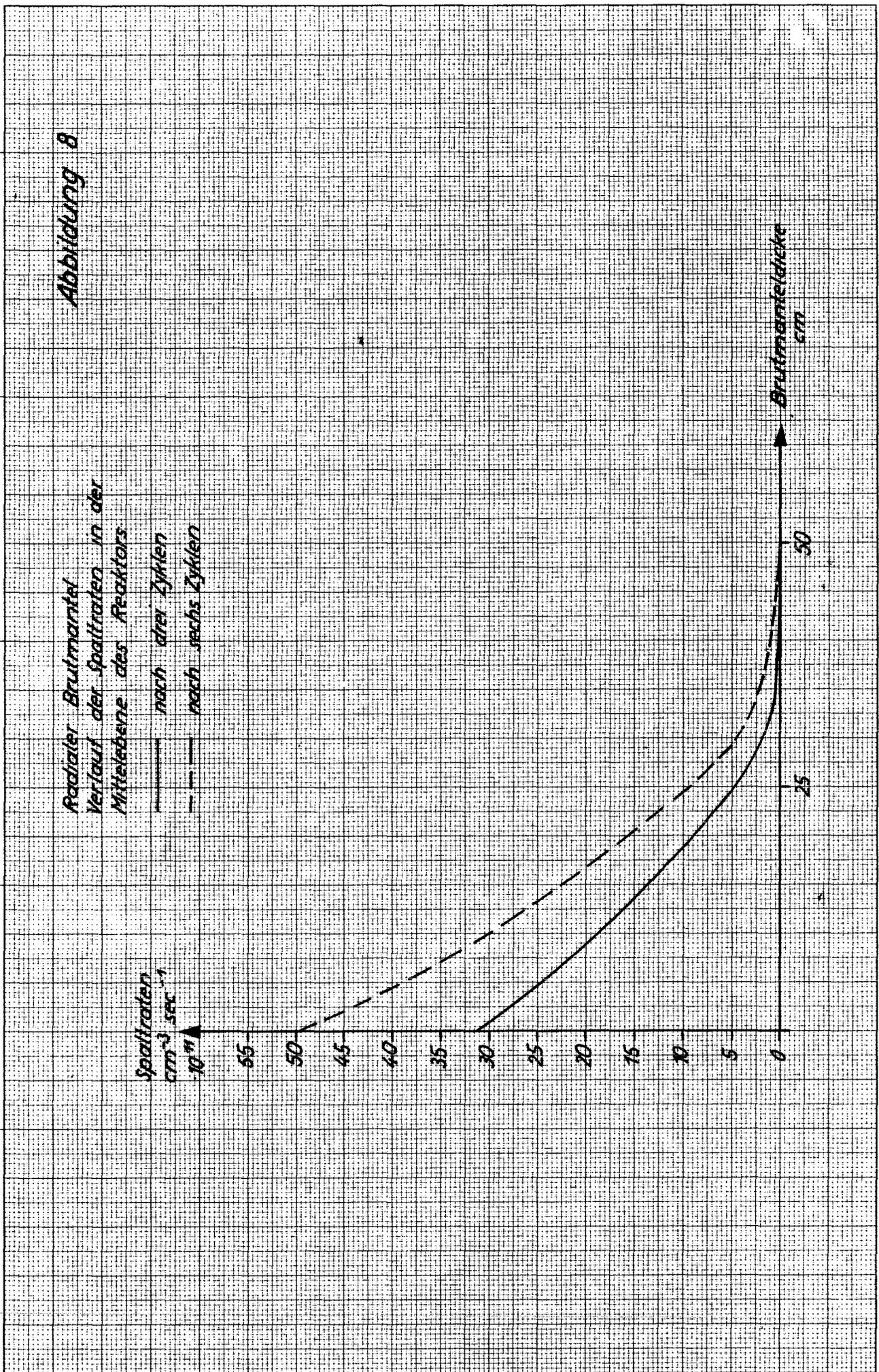
— nach drei Zyklen
- - nach sechs Zyklen

Spaltstraten
 $\text{cm}^2 \cdot \text{sec}^{-1}$
10¹¹

Brutmanteldicke
cm

55
50
45
40
35
30
25
20
15
10
5
0

25
50



Teil B III.:

Vergleichsrechnung mit verschiedenen Gruppensätzen

zusammengestellt von

G. Schroeder

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung
 2. Beschreibung verschiedener Gruppensätze
 - 2.1 Argonne: ENDF/B mit modifiziertem α_{Pu239}
 - 2.2 Studsvik: AB Atomenergi
 - 2.3 Karlsruhe: MOXTOT
 - 2.4 Cadarache: CADARACHE Version 2
 - 2.5 Winfrith: FD4
 3. Vergleichsrechnungen
 - 3.1 Vergleich der Gruppensätze (Natrium-Konzept)
 - 3.2 Vergleich der Gruppensätze MOXTOT und GAM-III
 4. Schlußfolgerungen
- Literatur

1. Einleitung

Die Eigenschaften schneller Reaktoren werden hauptsächlich von folgenden Kerndaten beeinflusst:

- 1) Verhältnis von Einfang zu Spaltquerschnitt von Plutonium-239 α_{Pu239} . (Abb.2)
- 2) Spaltquerschnitt von Plutonium-239, $\sigma_{f, \text{Pu239}}$.
- 3) Einfangquerschnitt von Uran-238, $\sigma_{\gamma, \text{U238}}$.

Einen geringeren Einfluß haben die Spalt- und Einfangquerschnitte der höheren Plutoniumisotope, sowie die Absorptions- und Streuquerschnitte der Struktur- und Kühlmaterialien.

Zur Bestimmung dieser Kerndaten sind umfangreiche Meßprogramme durchgeführt worden, doch zeigen sich in den Meßergebnissen starke Diskrepanzen, die nicht alle geklärt werden können. Besonders die Werte von α_{Pu239} sind durch neuere Messungen^{(10), (11)} im Energiebereich 0,5 - 30 keV stark erhöht worden. Nach J.J. Schmidt^{(1), (2)} bestehen zwischen diesen Messungen noch Diskrepanzen in den Bereichen 4-7 keV und 10-30 keV. (Abb.2). Die Messungen des Spaltquerschnitts von Pu-239 haben eine Streubreite von ca. 10-20%, der Einfangquerschnitt von Uran-238 ebenfalls. Den heutigen Stand der Diskussion zeigt ein Konferenzbericht der British Nuclear Energy Society⁽³⁾.

Die Kerndaten werden in aufbereiteter Form als Gruppensätze zur Reaktorberechnung benutzt. Die Diskrepanzen in den Kerndaten der wichtigen Reaktormaterialien verkleinern natürlich die Aussagefähigkeit und die Sicherheit der berechneten Zahlenwerte für die Reaktorparameter wie effektive Multiplikationskonstante k_{eff} , kritische Masse und Brutrate.

Um abzuschätzen, wie groß die Unsicherheit der berechneten Werte sein kann, sollen im folgenden einige Vergleichsrechnungen mit verschiedenen Gruppensätzen beschrieben werden. Außerdem wird ein Überblick über die zur Zeit gebräuchlichsten Gruppensätze gegeben.

2. Beschreibung verschiedener Gruppensätze

Die Berechnung Schneller Reaktoren wird in den verschiedenen Kernforschungszentren mit unterschiedlichen Gruppensätzen durchgeführt. Diese Unterschiede rühren von der unterschiedlichen Bewertung und Auswahl der nur ungenau gemessenen Kerndaten her. Um die Unsicherheit der berechneten Reaktorparameter zu verkleinern, werden kritische und unterkritische Experimente und Anordnungen nachgerechnet und die Gruppensätze so angepaßt, daß ausgewählte integrale Parameter (k_{eff} , Verhältnisse von Reaktionsraten) mit möglichst kleinem Fehler durch die Rechnungen wiedergegeben werden können. Diese angepaßten Wirkungsquerschnitte (oder die Anpassungstendenz) unterstützen die Richtigkeit einiger direkt gemessener Kerndaten oder schließen sie aus.

Von den durch diese Methode entstandenen Gruppensätzen werden im folgenden beschrieben, ein Gruppensatz aus Argonne⁽⁴⁾ (ENDF/B mit modifiziertem α_{49}), einer aus Studsvik⁽⁵⁾ (AB Atomenergi), der Gruppensatz aus Karlsruhe^{(2),(6)} (MOXTOT), der aus Cadarache⁽⁷⁾ (Cadarache Version 2) und ein Gruppensatz aus Winfrith⁽⁸⁾ (FD4).

2.1 Argonne: ENDF/B mit modifiziertem α_{Pu239}

Messungen an kritischen Anordnungen wurden mit Rechnungen, für die der ENDF/B-Gruppensatz benutzt wurde, verglichen. Dabei wurden drei Datensätze für α_{Pu239} getestet: der ursprünglich im ENDF/B-Gruppensatz enthaltene KAPL⁽⁹⁾-Datensatz für α_{Pu239} , die von Schomberg⁽¹⁰⁾ gemessenen und die von Gwin⁽¹¹⁾ gemessenen Datensätze für α_{Pu239} . (Abb. 2)

Der Vergleich der Rechnungen mit den in den kritischen Anordnungen gemessenen α -Werten stützt die Werte für α_{Pu239} von Gwin. Die Nachrechnung der gemessenen Reaktionsraten mit dem ENDF/B-Gruppensatz zeigte, daß die Verhältnisse der Reaktionsraten von Pu-239-Spaltung und Uran-238-Spaltung zu Uran-235-Spaltung um 10-20% unterschätzt, wogegen die Verhältnisse von

Uran-238 Einfang und Uran-235 Einfang zu Uran-235 Spaltung ausreichend genau wiedergegeben werden.⁽⁴⁾

Der modifizierte ENDF/B-Gruppensatz von Argonne enthält

- für α_{Pu239} die von Gwin⁽¹¹⁾ gemessenen Werte,
- zu niedrige Spaltquerschnitte für Plutonium-239 und Uran-238 (im Vergleich zum integralen Experiment).

2.2 Studsvik: AB Atomenergi

Der in Schweden verwendete Gruppensatz (SPENG-Library⁽⁵⁾) enthält

- für α_{Pu239} näherungsweise die Werte von Gwin⁽¹¹⁾. Von 10 bis 30 keV liegt der α_{Pu239} -Datensatz zwischen den Werten von Gwin⁽¹¹⁾ und Schomberg⁽¹⁰⁾.
- für den Spaltquerschnitt von Plutonium-239 $\sigma_{f,\text{Pu239}}$ Werte, die mit den von James und Patrick⁽¹³⁾ angegebenen Werten gut übereinstimmen, im Bereich zwischen 5 und 10 keV aber etwas höher liegen. Ab 50 keV stimmt der Gruppensatz mit Werten von White⁽¹⁴⁾ überein; nahe an 1000 keV sind höhere Werte verwendet.
- für den Einfangquerschnitt von Uran-238 $\sigma_{\gamma,\text{U238}}$ sind die Werte von Schmidt⁽¹²⁾ übernommen, die aber gegenüber den neueren Werten von Moxon⁽¹⁵⁾ zu hoch sind. (Im Bereich von 10 - 100 keV um ca. 10%, von 5-10 keV um ca. 30% und von 5 eV - 5 keV weniger als 10%).

2.3 Karlsruhe: MOXTOT

Im Kernforschungszentrum Karlsruhe existiert seit kurzem der Gruppensatz MOXTOT^{(2),(6)} für 26 Gruppen mit dem Wichtungsspektrum der kritischen Anordnung SNEAK-3A2, der gegenüber den früheren Sätzen (NAPPMB) folgende Verbesserungen enthält (vgl. Bericht von E. Eisemann, Abschn. III):

- für α_{Pu239} die Werte von Gwin⁽¹¹⁾,
- für den Einfangquerschnitt von Uran-238 $\sigma_{\gamma, \text{U238}}$ die Werte von Moxon⁽¹⁵⁾,
- für die höheren Plutoniumisotope von Yiftah⁽¹⁶⁾ angegeb. Kerndaten. Der Einfangquerschnitt von Plutonium-240 $\sigma_{\gamma, \text{Pu240}}$ wurde zwischen 1 keV und 10 MeV beträchtlich reduziert, während der Spaltquerschnitt $\sigma_{f, \text{Pu240}}$ von 1 keV bis 100 keV stark vergrößert wurde⁽¹⁾.
- für den Spaltquerschnitt von Plutonium-239 $\sigma_{f, \text{Pu239}}$ wurden die Werte von White⁽¹⁴⁾ übernommen.

Der MOXTOT Datensatz wurde an einer Versuchsreihe mit schnellen kritischen Anordnungen^{(2), (6)} überprüft und weitgehend bestätigt. Eine noch bessere Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment könnte erreicht werden⁽⁶⁾, wenn

- die Spalt- und Einfangquerschnitte von Uran-235 auf die Werte von Pönitz (vgl. Ref. 1) gesenkt werden,
- der Transportquerschnitt von Uran-238 im Energiebereich 200 keV - 2 MeV erhöht wird,
- der Spaltquerschnitt von Plutonium-239 über die Werte von White⁽¹⁴⁾ erhöht wird,
- der niedrige Einfangquerschnitt von Uran-235 unter 300 eV, wie er von Saussure angegeben wird, benutzt wird.

Unabhängig davon bestehen noch Diskrepanzen beim α -Wert von Plutonium-239 zwischen den niedrigen Werten von Gwin⁽¹¹⁾ und den neueren Messungen von Schomberg (pers. Mitteilung in Ref. 6 und 8), die gegenüber den alten Messungen⁽¹⁰⁾ kleiner sind, sowie den Abschätzungen von James, Patrick und Michaudon (diskutiert in Ref. 1) im Energiebereich 4-7 keV und 10-30 keV.

2.4 Cadarache: CADARACHE Version 2

Mit Hilfe eines Vergleichs von nuklearer Rechnung und integralen Experimenten wurde der Gruppensatz von Cadarache modi-

fiziert⁽⁷⁾. Der neue Gruppensatz, Cadarache Vers. 2, enthält folgende Kerndaten:

- für α_{Pu239} im Energiebereich 0,1 - 30 keV die Werte von Gwin⁽¹¹⁾, oberhalb von 30 keV im Unterschied zu den anderen Gruppensätzen gegenüber den de Saussure Messungen⁽¹⁷⁾ um 10% erhöhte Werte.
- für den Einfangquerschnitt $\sigma_{\gamma, \text{U238}}$ bis 100 keV die alten Werte von Moxon (1963), über 100 keV um 10% niedrigere Werte als die üblichen von Barry⁽¹⁸⁾.
- für den Spaltquerschnitt $\sigma_{f, \text{Pu239}}$ bis 100 keV die Werte von White⁽¹⁴⁾, über 100 keV teilweise um 10% höhere, teilweise niedrigere Werte.

2.5 Winfrith: FD4

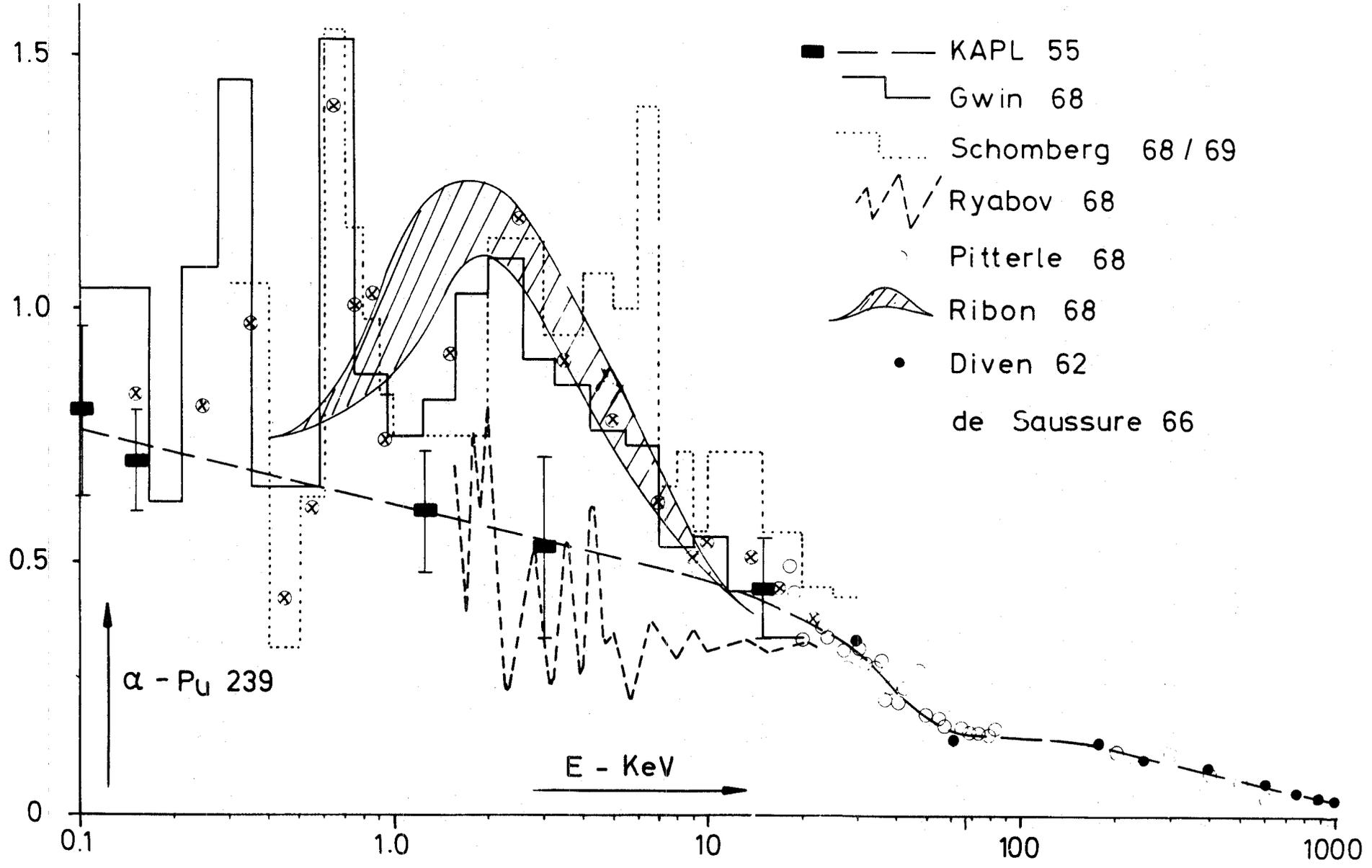
Der FD4-Gruppensatz hat 35 Energiegruppen und wurde aus einer FGL4-Library über ein typisches Natriumbrütterspektrum kondensiert. FGL4 ist ein 2000-Gruppensatz, der aus der UK Nuclear Data Library kondensiert worden ist, wobei die Einfangquerschnitte von Uran-238 unter 40 keV verkleinert und die Spalt- und Einfangquerschnitte von Plutonium-239 über 25 keV erhöht wurden. Diese FGL4-Library wurde mit integralen Experimenten verglichen⁽⁸⁾. Die daraus resultierenden Anpassungen scheinen im kondensierten FD4-Gruppensatz aber noch nicht berücksichtigt zu sein.

Der FD4-Gruppensatz enthält folgende Kerndaten:

- für α_{Pu239} bis 10 keV Werte von Gwin⁽¹¹⁾, über 10 keV neuere Werte von Schomberg (1969) (in Ref. 8 als pers. Mitteilung zitiert), die gegenüber den in⁽¹⁰⁾ angegebenen Werten niedriger sind.

Abbildung 2

α - Pu 239



- für $\sigma_{\gamma, U238}$ etwas niedrigere Werte als die neueren Werte von Moxon⁽¹⁵⁾.
- für $\sigma_{f, Pu239}$ gegenüber den Daten von James u. Patrick⁽¹³⁾ um 10% erhöhte Werte.

Die integralen Experimente bestätigen die Werte von α_{Pu239} , verbessern für $\sigma_{\gamma, U238}$ die Übereinstimmung mit den Moxon-Werten und erniedrigen den Spaltquerschnitt $\sigma_{f, Pu239}$ etwas.

3. Vergleichsrechnungen

3.1 Vergleich der Gruppensätze (Natrium-Konzept)

Um die Größe der Unterschiede von Reaktorparametern wie k_{eff} , krit. Masse, Brutsatz usw. festzustellen, wurden von Baker⁽¹⁹⁾ Vergleichsrechnungen für ein Referenzkonzept des Natriumbrüters mit verschiedenen Gruppensätzen durchgeführt, an der sich alle Kernforschungszentren beteiligten. Das Referenzkonzept enthält nur Plutonium-239, Uran-238, Natrium und Stahl. Für diesen Bericht sind die Ergebnisse für die fünf oben beschriebenen Gruppensätze ausgewählt, die die nach dem letzten Stand der Diskussion neuesten Meßwerte enthalten und an Experimenten getestet sind. Würde man alle Gruppensätze vergleichen, erhielte man größere Abweichungen, da viele Gruppensätze veraltete Kern-
daten enthalten.

Die Ergebnisse für diese Gruppensätze zeigt Tabelle 1. Sie sind in Abb. 1 aufgetragen. Die effektive Multiplikationskonstante k_{eff} ist mit der Corezusammensetzung berechnet worden, die für den FD4 Gruppensatz Kritikalität ergibt; der Wert für das Verhältnis von Einfang zu Spaltung von Plutonium-239 $\overline{\alpha_{49}}$ ist der Coremittelwert (gemittelt über den gesamten Energiebereich) für den, mit den verschiedenen Gruppensätzen berechneten, kritischen Reaktor.

Bis auf den k_{eff} -Wert, der mit dem ENDF/B Gruppensatz⁽⁴⁾ berechnet wurde, liefern alle Gruppensätze k_{eff} -Werte, die in einem Intervall von ca. 1% um den Mittelwert (ohne L) von 0,9923 liegen. Der mit dem ENDF/B Gruppensatz berechnete k_{eff} -Wert von 0,9604 ist wahrscheinlich wegen der zu niedrigen Spaltquerschnitte von Plutonium-239 und Uran-238 so niedrig (vgl. Kap. 2.1). Der FD4 Gruppensatz liefert das größte k_{eff} , da er einen sehr hohen Spaltquerschnitt von Plutonium-239 enthält (vgl. Kap. 2.5).

Die Abweichungen für $\overline{\alpha_{\text{Pu239}}}$ sind größer als bei k_{eff} . Der Cadarache-Gruppensatz⁽⁷⁾ überschätzt den α -Wert sehr stark, da er oberhalb von 30 keV höhere α_{Pu239} -Werte als die anderen verwendet (vgl. Kap. 2.4).

Aus der Streuung der k_{eff} -Werte um $\pm 1\%$ um den Mittelwert folgt, daß die kritische Masse wegen der Unsicherheit der Kerndaten näherungsweise bis auf $\pm 2-3\%$ genau berechnet werden kann. Da der gemittelte α -Wert von Plutonium-239 nur bis auf $\pm 2\%$ für die verschiedenen Gruppensätze übereinstimmt und der Einfangquerschnitt von Uran-238 und der Spaltquerschnitt von Plutonium-239 in den verschiedenen Gruppensätzen ebenfalls nicht übereinstimmt, ist auch der Wert für die Brutrate mit einer großen Unsicherheit von ± 5 Punkten (ca. 4-5%) behaftet, was bei der Diskussion der Wirtschaftlichkeit des Reaktors berücksichtigt werden muß.

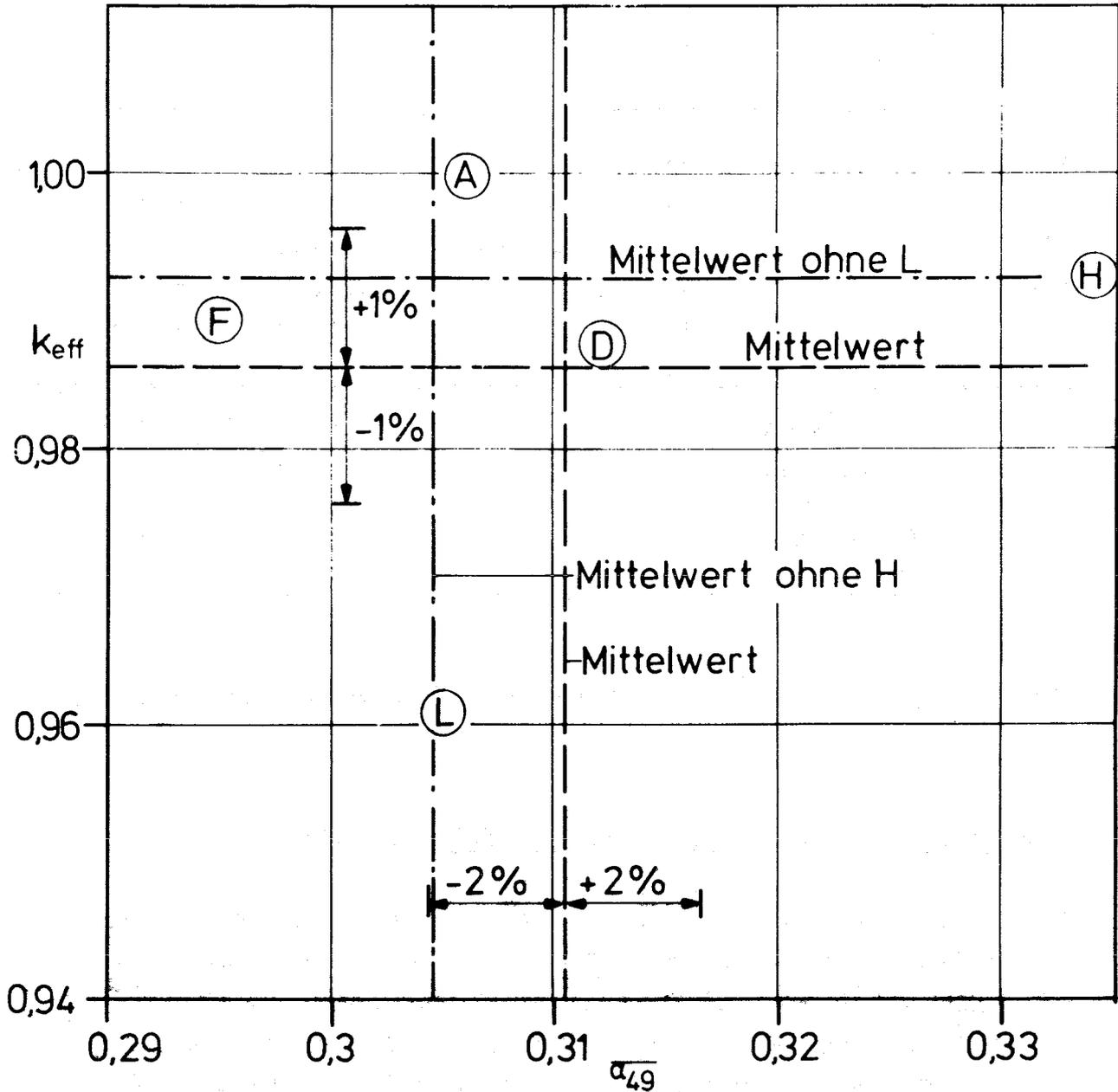


Abb. 1: k_{eff} und $\overline{\alpha}_{49}$ Werte der verschiedenen Gruppensätze

A: FD4

H: Cadarache Vers. 2

F: AB Atomenergi

D: MOXTOT

L: ENDF/B mit mod. α_{49}

| Kap. | Bezeichnung in Fig. 1 | Gruppensatz | k_{eff} | $\overline{\alpha}_{49}$ |
|------|--------------------------|----------------------------------|------------------|--------------------------|
| 2.5 | A | FD4 | 1.0002 | 0.306 |
| 2.4 | H | Cadarache Vers.2 | 0.9926 | 0.334 |
| 2.2 | F | AB Atomenergie | 0.9892 | 0.295 |
| 2.3 | D | MOXTOT | 0.9873 | 0.312 |
| 2.1 | L | ENDF/B mit Mod. α_{49} | 0.9604 | 0.305 |
| | Mittelwert | | 0.9859 | 0.3104 |
| | Mittelwert ohne L | | 0.9923 | |
| | Mittelwert ohne H | | | 0.3045 |

Tab. 1: k_{eff} und $\overline{\alpha}_{49}$ - Werte der verschiedenen Gruppensätze.

3.2 Vergleich der Gruppensätze MOXTOT und GAM-III

Das Karlsruher Konzept eines gasgekühlten schnellen Brütters G 104 (Auslegungsdaten vgl. Bericht 1 von E. Eisemann) wurde mit den im EIR Würenlingen zur Verfügung stehenden Programmen⁽²⁰⁾ und dem GAM-III Gruppensatz nachgerechnet, um den Einfluß der Abweichungen vom Karlsruher Gruppensatz MOXTOT abzuschätzen.

Zur Kondensation der gruppengemittelten Wirkungsquerschnitte wurde der schnelle Teil des Spektralprogramms GGC-3 und der GAM-III Gruppensatz mit mittleren Teilchenzahldichten für die im Core enthaltenen Materialien verwendet (Tabelle 2). Die effektive Multiplikationskonstante und die Bruterate wurde mit dem zweidimensionalen Diffusionsprogramm RZGAUGE in 10 Energiegruppen (Tabelle 3) mit der in Abb. 3 gezeigten Reaktoreinteilung und den entsprechenden Teilchenzahldichten (Tabelle 4) und 522 Maschenpunkten im Viertelreaktor berechnet.

Das Spektralprogramm GGC-III (schneller Teil) benutzt die B_1 -Approximation, in der der ortsabhängige Fluß durch Eingabe eines Bucklings als Cosinusverteilung und eine Richtungsabhängigkeit der Streuung (Kugelfunktionsentwicklung bis zum 1. Glied) berücksichtigt wird. Eine Resonanzberechnung zur Berücksichtigung der energieabhängigen Selbstabschirmung wurde für Uran-238, Plutonium-239, Plutonium-240 und Plutonium-242 nach der Methode von Nordheim durchgeführt, wobei eine homogene Mischung der Reaktormaterialien angenommen wurde und die schweren und leichten Nuklide in zwei Moderatoren zusammengefaßt wurden. Die Resonanzberechnungen wurden für eine mittlere Brennstofftemperatur von 900°K und 1200°K durchgeführt.

Diese Berechnungsmethode ist nicht konsistent mit der in Karlsruhe verwendeten Methode, bei der die Selbstabschirmung durch Selbstabschirmfaktoren berücksichtigt wird und die

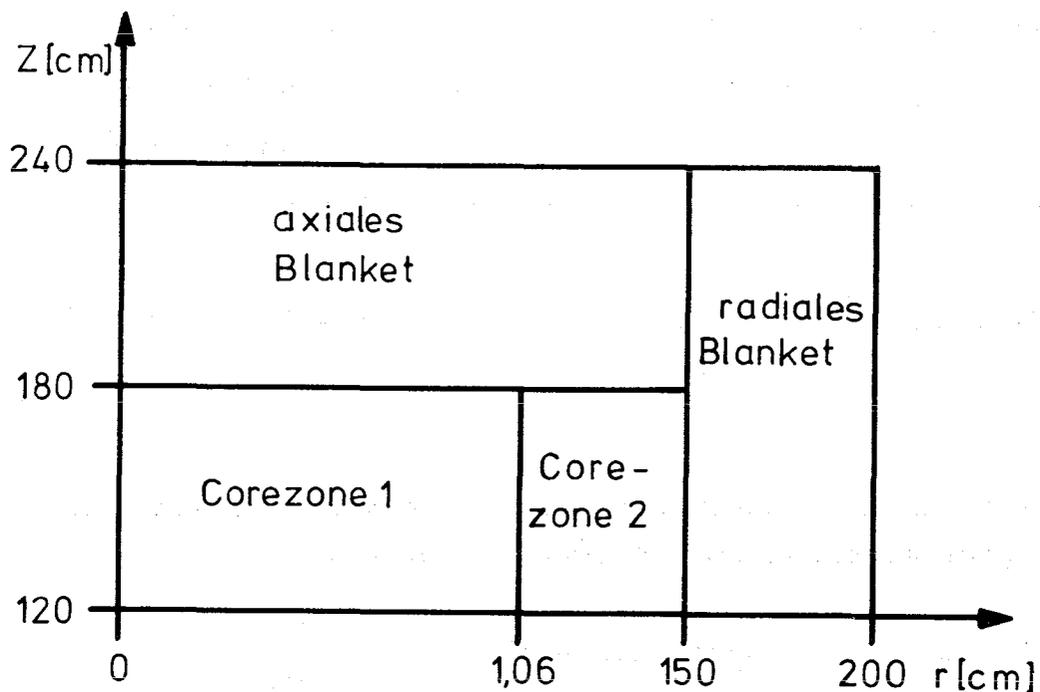


Abb.3: Skizze des Viertelreaktors

Karlsruher Reaktorkonzept G 104

Corehöhe $H_c = 120$ cm
 Coredurchmesser $D_c = 300$ cm
 Buckling $B^2 = 5,36753 \cdot 10^{-4}$

Teilchenzahldichte der Materialien

| | | | |
|----|--------------------------|-----------------|---------------------------|
| Cr | $0,108209 \cdot 10^{22}$ | Pu 239 | $0,745902 \cdot 10^{+21}$ |
| Fe | $0,424790 \cdot 10^{22}$ | Pu 240 | $0,178453 \cdot 10^{+21}$ |
| He | $0,428070 \cdot 10^{21}$ | Pu 241 | $0,266291 \cdot 10^{20}$ |
| Mo | $0,476503 \cdot 10^{20}$ | Pu 242 | $0,689674 \cdot 10^{19}$ |
| N | $0,249222 \cdot 10^{20}$ | Si | $0,148686 \cdot 10^{21}$ |
| Nb | $0,378766 \cdot 10^{20}$ | Spalt- prod. | $0,167390 \cdot 10^{21}$ |
| Ni | $0,778868 \cdot 10^{21}$ | Ti | $0,163166 \cdot 10^{21}$ |
| O | $0,121738 \cdot 10^{23}$ | U 238 | $0,496163 \cdot 10^{22}$ |
| | | V | $0,499489 \cdot 10^{22}$ |

Tabelle 2: Teilchenzahldichte in der GGC-3 Rechnung.

Kondensation zonenweise mit Hilfe von eindimensionalen Spektralrechnungen vorgenommen wurde.

Der GAM-III Gruppensatz enthält

- für α_{Pu239} die niedrigen KAPL-Werte⁽⁹⁾,
- für den Einfangquerschnitt von Uran-238 $\sigma_{\gamma, \text{U238}}$ die Daten von Schmidt⁽¹²⁾,
- für den Spaltquerschnitt von Plutonium-239 $\sigma_{f, \text{Pu239}}$ die Werte von Patrick⁽¹³⁾ und White⁽¹⁴⁾.

| Gruppe | Energie-Intervall (eV) |
|--------|--|
| 1 | $1,49182 \cdot 10^7$ bis $3,67879 \cdot 10^6$ |
| 2 | $3,67879 \cdot 10^6$ bis $1,35335 \cdot 10^6$ |
| 3 | $1,35335 \cdot 10^6$ bis $4,97871 \cdot 10^5$ |
| 4 | $4,97871 \cdot 10^5$ bis $1,83156 \cdot 10^5$ |
| 5 | $1,83156 \cdot 10^5$ bis $6,73795 \cdot 10^4$ |
| 6 | $6,73795 \cdot 10^4$ bis $2,47875 \cdot 10^4$ |
| 7 | $2,47875 \cdot 10^4$ bis $9,11882 \cdot 10^3$ |
| 8 | $9,11882 \cdot 10^3$ bis $3,35463 \cdot 10^3$ |
| 9 | $3,35463 \cdot 10^3$ bis $4,53999 \cdot 10^2$ |
| 10 | $4,53999 \cdot 10^2$ bis $4,13994 \cdot 10^{-1}$ |

Tabelle 3: Energiegruppeneinteilung der Diffusionsrechnung.

Tabelle 5 zeigt, daß der mit dem GAM-III-Gruppensatz in Würenlingen berechnete k_{eff} -Wert (2) um 1% kleiner ist, als der in Karlsruhe mit dem MOXTOT-Gruppensatz berechnete Wert (1), was für die kritische Masse einen Unterschied von ca. 70 kg bedeutet. Die Verkleinerung der effektiven Multiplikationskonstanten mit dem GAM-III-Gruppensatz rührt hauptsächlich vom höheren Einfangquerschnitt von Uran-238 her, der im MOXTOT-Gruppensatz auf die niedrigen Werte von Moxon verkleinert wurde. (vgl. Kap. 2.3). Die höhere Bruttoreate erhält man wegen der Verwendung der alten KAPL-Werte von α_{Pu239} im GAM-III-Gruppensatz. Ein Bruchteil der Abweichungen dürfte außerdem von den unterschiedlichen Berechnungsmethoden herrühren.

Insgesamt bestätigt die Neuberechnung im Rahmen der in Kap. 3.1 festgestellten Genauigkeit von ca. 1% für die effektive Multiplikationskonstante die Karlsruher Ergebnisse, wobei anders als bei den Vergleichsrechnungen von Baker der Einfluß der höheren Plutoniumisotope mit berücksichtigt ist.

Teilchenzahldichten · 10⁻²¹

| | | Corezonen | | Radiales Blanket | Axiales Blanket |
|-----|----|-------------|------------|---------------------|--------------------|
| | | 1 | 2 | | |
| CR | 52 | 1,082095 | 1,082095 | 3,475898 | 1,082095 |
| Fe | 56 | 4,247896 | 4,247896 | 7,166948 | 4,247896 |
| He | 4 | 0,4673235 | 0,4673235 | 0,233018 | 0,565235 |
| Mo | 96 | 0,04765029 | 0,04765029 | - | 0,04765029 |
| N | 14 | 0,02492216 | 0,02492216 | - | 0,02492216 |
| NB | 93 | 0,0378766 | 0,0378766 | - | 0,0378766 |
| NI | 59 | 0,7788683 | 0,7788683 | 4,765298 | 0,77886 |
| O | 16 | 12,16458 | 12,18721 | 24,515 | 13,12098 |
| Pu | 39 | 0,7026566 | 0,9308208 | 0,1402528 | 0,07506649 |
| Pu | 40 | 0,1210572 | 0,1603665 | - | - |
| Pu | 41 | 0,0178498 | 0,02364593 | - | - |
| Pu | 42 | 0,004399007 | 0,00582743 | - | - |
| Si | 28 | 0,1486862 | 0,1486862 | - | 0,1486862 |
| SPP | 9 | 0,1672629 | 0,167574 | - | - |
| Ti | 48 | 0,1631655 | 0,1631655 | - | 0,1631655 |
| U | 38 | 5,069066 | 4,805367 | 12,11725 | 6,485425 |
| V | 51 | 4,994888 | 4,994888 | - | 4,994888 |

Tabelle 4: Teilchenzahldichten in den Reaktorgebieten der Diffusionsrechnung.

| Nr. | Fall | Brennstoff- temperatur | mit He | mit SPP | k_{eff} | Brutrate |
|--|-------------------|---------------------------|--------|---------|-----------|----------|
| 1 | Karlsruhe, MOXTOT | 900°K | ja | ja | 1,0050 | 1,3147 |
| 2 | Würenlingen | 900°K | ja | ja | 0,9950 | 1,3912 |
| 3 | GGC-3 | 900°K | nein | nein | 1,0042 | 1,3924 |
| 4 | RZGAUGE | 1200°K | ja | ja | 0,9914 | 1,4074 |
| 5 | GAM-III-LIBRARY | 1200°K | nein | ja | 0,9943 | 1,4085 |
| $\frac{\Delta K}{\Delta T} = - 1,23 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{K}^{-1}$ $1200-900^\circ\text{K}$ | | | | | | |

B III.15

Tabelle 5: Vergleich des MOXTOT- und des GAM-III-Gruppensatzes für das Karlsruher Konzept G 104.

4. Schlußfolgerungen

Die Untersuchung der neuesten Gruppensätze aus Argonne⁽⁴⁾ (ENDF/B), aus Studsvik⁽⁵⁾ (AB Atomenergi), aus Karlsruhe^{(2),(6)} (MOXTOT), aus Cadarache⁽⁷⁾ (Version 2) und aus Winfrith⁽⁸⁾ (FD4) zeigt:

- Für den α -Wert von Plutonium-239 sind in allen im strittigen Energiebereich von 0,5 - 30 keV näherungsweise die Werte von G_{win} ⁽¹¹⁾ enthalten, wobei allerdings die Diskrepanzen mit den neuesten Meßwerten von Schomberg(1969) im Bereich von 4-7 keV und besonders 10-30 keV auch durch Vergleich mit integralen Experimenten nicht geklärt worden sind. (Abb.2)
- Die Werte des Einfangquerschnitts von Uran-238 und des Spaltquerschnitts von Plutonium-239 stimmen bis auf ca. 10% überein.

Aus Vergleichsrechnungen mit diesen Gruppensätzen für ein Natrium-Referenzkonzept folgt:

- k_{eff} wird ca. $\pm 1\%$ unterschiedlich berechnet.
- Daraus folgt für die kritische Masse eine unsichere Berechnung von ca. 2-3%
- Für den gemittelten α -Wert von Plutonium-239 ergeben sich Abweichungen von ca. $\pm 2\%$, so daß die Brutrate bis auf ca. ± 5 Punkte (4 - 5 %) richtig angegeben werden kann.

Die Vergleichsrechnung für das Karlsruher Referenzkonzept des gasgekühlten schnellen Reaktors mit dem Würenlinger GAM-III Gruppensatz bestätigt in diesem Genauigkeitsrahmen die Karlsruher Ergebnisse.

Literatur:

- 1) J.J. Schmidt, KFK 966,(1969)
- 2) E. Kiefhaber, J.J. Schmidt et al, KFK 969,(1970)
- 3) Proceedings of the BNES Conference, London, 24.-26. Juni 1969
- 4) BNES Conference⁽³⁾, Paper 1.3
- 5) BNES Conference, Paper 1.4
- 6) BNES Conference, Paper 1.9
- 7) BNES Conference, Paper 1.15
- 8) BNES Conference, Paper 1.16
- 9) J.B. Sampson, P.F. Molino, KAPL-1793, 1957
- 10) M.G. Schomberg et al., IAEA Symp. Karlsruhe 1967, Paper SM-101/41
- 11) R. Gwin et al., ORNL-4280, 1968
- 12) J.J. Schmidt, KFK 120, 1966
- 13) G.D. James und B.H. Patrick, AERE-M2065, 1968
- 14) P.H. White et al., Reactor Sci.Techn. 19, 325, 1965
- 15) M.C. Moxon, AERE 6074, 1969
- 16) S. Yiftah et al., Proc. of the IAEA Symp., Karlsruhe 1967, Vol. I, p.123
- 17) G. de Saussure et al., IAEA Conf., Paris 1966, Vol. II,S.233
- 18) J.F. Barry et al., Ractor Sci.Techn. 18, 491, 1964
- 19) A.R. Baker, priv. Mitteilung (Notiz v. 16.12.69: Standard Reactor Calculation)
- 20) D. Haschke, U. Nyffenegger, Persönliche Mitteilung

Faint, illegible text covering the main body of the page. The text is too light to be transcribed accurately but appears to be several paragraphs of a document.

C. Bericht des Arbeitskreises

"Komponenten"

zusammengestellt von

S. Förster

Inhaltsangabe

1. Von den beteiligten Stellen bearbeitete Sachgebiete
2. Einleitung
3. Auslegungsdaten
4. Beschreibung der gewählten Zweikreisanlage (mit Dampfturbine)
5. Beschreibung der gewählten Einkreisanlage (mit Gasturbine)
6. Reaktoranlage einschließlich Spannbetonbehälter
7. Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr
8. Probleme und Entwicklungsaufgaben

- Anhang A - Auslegung eines Thermischen Schildes
B - Belastung der Dampferzeuger bei Schnell-
abschaltungen

1. Von den beteiligten Stellen bearbeitete Sachgebiete

Sachgebiete

Die Gesamtfassung und Konzipierung des Berichtes erfolgte durch die KFA. Dabei wurden die einzelnen Beiträge der beteiligten Stellen übernommen und in das Kapitel eingefügt.

Brown, Boveri & Cie. AG, Mannheim

Primärkreislaufumwälzgebläse für
Zweikreisanlagen (Weiskopf)

Verhalten von Dampferzeugern bei
Schnellabschaltung (Schatz)

Brown, Boveri/KRUPP, Reaktorbau GmbH, Mannheim

Dampferzeuger (Schmidt)

Gutehoffnungshütte Sterkrade AG, Oberhausen-Sterkrade

Gasturbinenkreislauf (Hewing)

Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe

Reaktoranlage (Malang, Ihle)

Fried. KRUPP, Industriebau u. Maschinenfabriken, Essen;

KRUPP Universalbau, Essen

Spannbetonbehälter und Anlagenpläne
(Hohnerlein, Fried. Krupp, Bindseil,
Krupp U.)

Kernforschungsanlage Jülich GmbH, Jülich

Leitung des Arbeitskreises "Komponenten"
(Förster)

Kühlsystem (Förster)

Direktkreislaufvariante (Förster)

Siemens AG., Erlangen

Dampfturbinenteil (Sänger, Preuß)

2. Einleitung

Unter Verwendung der bereits bekannten einschlägigen Untersuchungen werden unter Abwägung konstruktiver, ökonomischer, sicherheitstechnischer und betrieblicher Gesichtspunkte Möglichkeiten für die Auslegung der Komponenten des Kraftwerkes mit einem gasgekühlten Schnellen Brüter und für die Gesamtanordnung des Kernkraftwerkes aufgezeigt.

Als Kühlmittel wurde nur Helium betrachtet. Den Studien zugrunde gelegt wurden sechs durch die Art des Kreislaufes und die Art des Reaktors festgelegte Varianten:

Vier Zweikreisvarianten:

- | | |
|---------------------|---------------------------------------|
| 1. GGA/USA, CH: | hängender Kern, oxidisch, vented |
| 2. Atomenergi AB/S: | hängender Kern, oxidisch, strong clad |
| 3. GGA/USA: | hängender Kern, carbidisch, vented |
| 4. UKAEA/GB: | stehender Kern, beschichtete Teilchen |

Zwei Einkreisvarianten:

- | | |
|----------------------|--|
| 5. UKAEA/GB: | stehender Kern, beschichtete Teilchen |
| 6. GGA /CH u. GfK/D: | hängender Kern, oxidisch, strong clad. |

Im Rahmen der zur Verfügung stehenden Zeit konnten nicht alle bekanntgewordenen Gasbrüterkonzepte im einzelnen und im Detail untersucht werden. Um eine geschlossene und übersichtliche Darstellung zu ermöglichen, schien es deshalb sinnvoll, zahlreiche vereinheitlichende konstruktive Annahmen zu treffen, die zur Folge hatten, die in der ENEA-Studie ursprünglich vorhandenen acht Konzepte auf praktisch zwei, repräsentiert durch einen GSB mit Dampfturbine (Zweikreisanlage) und einen solchen mit Heliumturbine (Einkreisanlage), zu reduzieren. Untervarianten dieser beiden Haupttypen ergeben sich dann aus der Verwendung der unterschiedlichen Reaktorkonzepte mit den dazugehörigen Brennelementen. Alternativlösungen sowie spezielle Auswahlgesichtspunkte zu den Gesamtanordnungen und Komponentenausführungen werden an den entsprechenden Stellen im Text diskutiert. Die bei den gewählten Gesamtanordnungen kritischen Auslegungsmerkmale und schwerwiegenden Probleme sind am Ende dieses Kapitels in Abschnitt 8 zusammengestellt.

Die hier näher beschriebenen Anlagen weisen Züge der schon früher vorgeschlagenen Konzepte (Atomenergi/Schweden, EIR, GGA, GGAE, UKAEA) auf, ohne jedoch mit ihnen jeweils identisch zu sein. Bei dem ausgewählten Vorgehen ergibt sich, daß aus der nachfolgenden Beschreibung nicht ohne weiteres der Entwicklungsvorsprung, besonders auf dem Gebiet der Komponenten, deutlich wird, den der GSB mit Dampfturbine gegenüber demjenigen mit Heliumturbine besitzt. Daß dies nicht so deutlich wird, liegt daran, daß als oberstes Ziel die Beschreibung einer jeweils vollständigen Anlage angestrebt worden ist, um einen Vergleich des betrieblichen und sicherheitstechnischen Verhaltens sowie der Stromerzeugungskosten zu ermöglichen. Damit dieser Vergleich durchgeführt werden konnte, mußte angenommen werden, daß beide Anlagen so wie beschrieben realisierbar sind. Daß ein Unterschied im Stand der Technik für beide Hauptkonzepte besteht, ist daraus ersichtlich, daß sich die Zweikreisanlage weitgehend auf die Erfahrungen abstützen kann, die nicht nur durch die bereits heute in Auftrag gegebenen (oder kurz vor einer Auftragsvergabe stehenden) HTR's, sondern auch durch die schon in Bau und Betrieb befindlichen AGR's gewonnen werden (wobei letztere allerdings CO₂-gekühlte Reaktoren haben). Demgegenüber kann sich die Einkreisanlage vorerst nur auf bestehende geschlossene Gasturbinenanlagen mit fossiler Beheizung und Luft als Arbeitsmittel und auf die im Rahmen des HHT-Projektes geplanten Untersuchungen sowie auf solche, die in England und in der Schweiz diskutiert werden, abstützen.

Im Abschnitt 8 dieses Kapitels wird für die beiden Hauptvarianten der zur Realisierung erforderliche Entwicklungsaufwand weiter charakterisiert. Aufgrund der Ergebnisse dieser Studie kann gesagt werden, daß die Zweikreisanlagen zur Zeit leichter realisierbar sind als die Einkreisanlagen.

Alle in diesem Bericht gemachten Aussagen sowie die zeichnerischen Darstellungen und Konstruktionsangaben haben vorläufigen Charakter und erheben daher weder Anspruch auf Vollständigkeit noch auf Endgültigkeit.

2.1 Auswahl der Gesamtanordnung und Hauptauslegungsmerkmale der Zweikreisanlage (s. Abb. 1)

Der Reaktor, die Dampferzeuger und die Primärkreis-Umwälzgebläse sind aus Sicherheitsgründen in integrierter Bauweise in einem Spannbetonbehälter mit Pods untergebracht. Jeder der acht Dampferzeuger ist zusammen mit einem elektrisch betriebenen Gebläse in einem Pod mit beidseitigen Öffnungen angeordnet. Die Dampfkraftanlage arbeitet ohne Zwischenüberhitzung und hat eine Kondensationsturbine. Als Kühlsystem ist die Verdunstungskühlung vorgesehen. Bei anderen Dampferzeugeranordnungen wie z.B. im Spannbetonbehälter (SBB) um den Reaktor oder unterhalb des Reaktors oder aber außerhalb des SBB's in nicht integrierter Anordnung sind entweder höhere Kosten durch kompliziertere Konstruktionen oder schlechtere Zugänglichkeit oder geringere Sicherheit zu erwarten. Die gewählte Anordnung der Dampferzeuger stellt einen günstigen Kompromiß zwischen Kosten, Zugänglichkeit und Sicherheit dar. Ein druckfestes Containment um den SBB ist nicht vorgesehen. Zur Sicherstellung der elektrischen Gebläseantriebsleistung nach Störfällen und Reaktorabschaltung (Nachwärmebetrieb) sind zwei vom Netz unabhängige und ständig in Betrieb befindliche Stromerzeugungsaggregate (offene Gasturbinenanlagen) vorgesehen. Der in Abb. 1 dargestellte Reaktor hat einen hängenden Kern (mit stabförmigen Brennelementen), der von oben nach unten durchströmt wird. Die Art des Reaktors (hängender oder stehender Kern) beeinflusst jedoch die Gesamtanordnung kaum. Für die Wahl der einfachen Dampfüberhitzung waren vor allem niedrigere Kosten in den Dampfleitungen und in den Dampferzeugern maßgebend. Sicherheitstechnisch ist dabei gewährleistet, daß bei Dampferzeugerlecks wegen des höheren Drucks im Sekundärkreis kein Helium aus dem Primärkreis austritt.

2.2 Auswahl der Gesamtanordnung und Hauptauslegungsmerkmale der Einkreisanlage (s. Abb. 2)

Die gesamte Anlage ist in einem druckfesten, äußeren Containment untergebracht, das im Normalbetrieb drucklos ist. Das Containment ist so ausgelegt, daß es im Fall von Gasverlust aus dem System das ausströmende Gas aufnimmt und den entstehenden Mischdruck aushält (Dieses ist aus Gründen der Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr erforderlich).

Seine Innenwände sind mit Abschirmungen zum Schutz gegen berstende Teile und austretendes Heißgas geschützt. Außerhalb dieses Containments befinden sich bis auf die Heliumspeicheranlage keine primärgasführenden Teile (Ob die Speicheranlage im äußeren SBB untergebracht werden kann, wurde nicht näher untersucht). Für den Reaktor ist ein Spannbetonbehälter vorgesehen. Alle anderen Hauptkomponenten sind in druckfesten Gehäusen untergebracht und durch druckfeste (doppelwandige) Leitungen miteinander verbunden. Es ist ein einwelliger Turbosatz mit einem Generator in horizontaler Anordnung unter dem Reaktor vorgesehen.

In Abb. 2 ist die Gesamtanordnung mit stehendem und hängendem Kern dargestellt, wobei auch hier wieder die Coreanordnung wie bei der Zweikreisanlage ohne großen Einfluß ist. Der rekuperative Wärmeaustauscher und die Kühler sind jeweils vierfach in Parallelanordnung vorgesehen. Dadurch ergeben sich an den Gasein- und Gasauslässen am Reaktor und am Turbosatz jeweils vier Leitungsanschlüsse. Als Kühlsystem ist die Verdunstungskühlung vorgesehen. Die Verwendung der trockenen Luftkühlung ist möglich, scheint jedoch bei den gegebenen Auslegungsdaten vorerst wirtschaftlich nicht vertretbar zu sein.

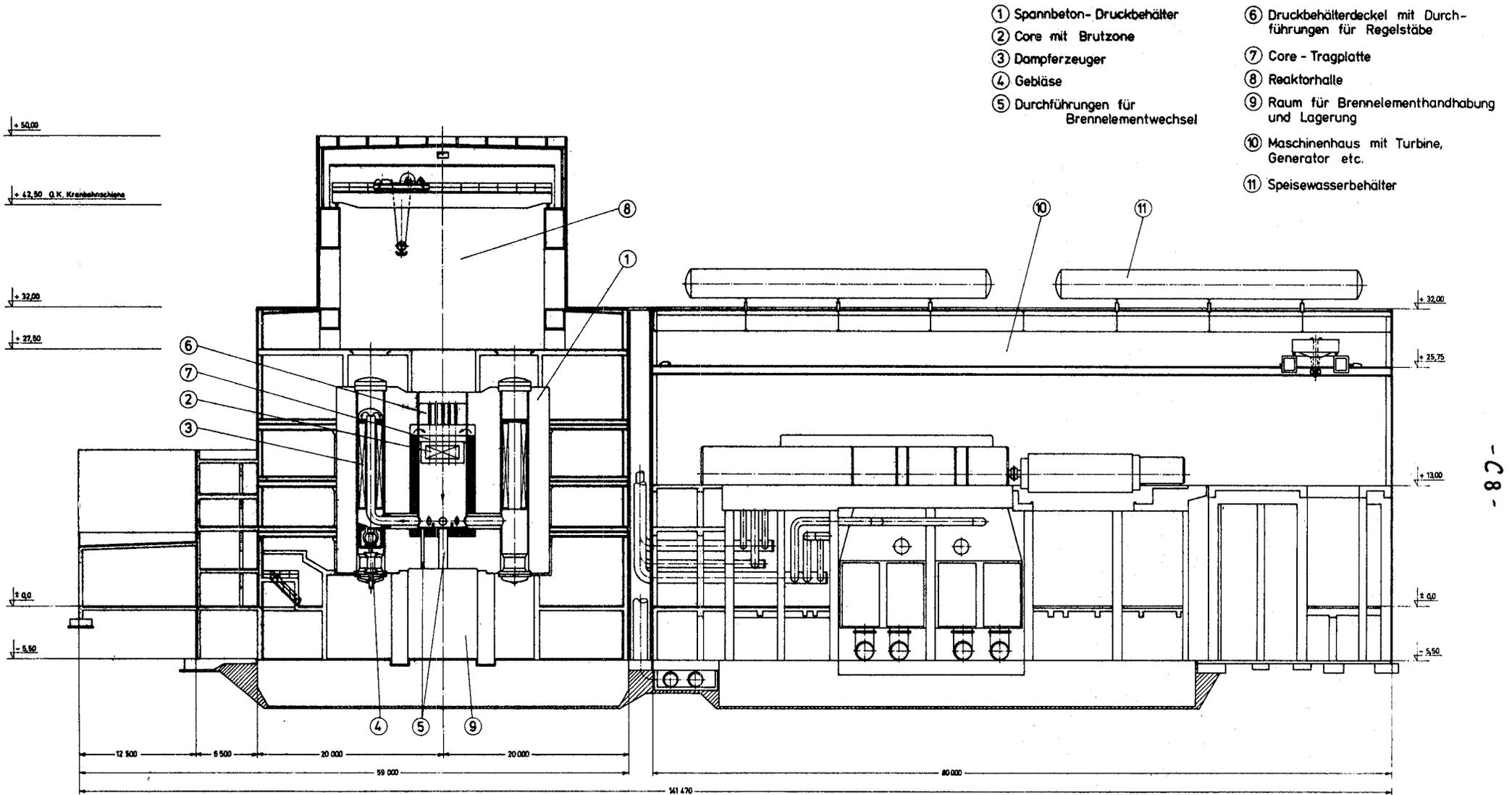
Zur Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr nach Reaktorabschaltung und Ausfall des Turbinenkreislaufs sind zwei unabhängige Gas-Kreisläufe am Reaktor angeordnet. Sie bestehen jeweils aus einem Kühler und einem von einer offenen Gasturbinenanlage direkt angetriebenen Gebläse (Ein zusätzlicher rekuperativer Wärmeaustauscher in diesen Kreisläufen ist möglich). Die offenen Gasturbinenanlagen sind ständig mit der Hauptanlage im Nennlastbetrieb und geben außer beim Antrieb der Gebläse für die Nachwärmeabfuhr ihre Leistung ins Netz.

Diese Gesamtanordnung wurde gewählt vor allem im Hinblick auf Freizügigkeit in der Konstruktion und Zugänglichkeit. Wenn bei Gasverlust aus dem System keine gefährliche Strahlenbelastung der Umgebung auftritt und bei Gasverlust die Nachwärme abgeführt werden kann, ist es bei dieser Gesamtanordnung auch möglich, das druckfeste äußere Containment durch eine drucklose Halle zu ersetzen.

Eine Alternativlösung für die Gesamtanordnung besteht darin, die Hauptkomponenten in einem ständig unter höchstem Kreislaufdruck stehenden Spannbetonbehälter unterzubringen.

Eine Alternativlösung für die Kreislaufausbildung ist eine solche mit drei parallelgeschalteten Hauptturbosätzen anstelle eines Turbosatzes. Dabei werden keine zusätzlichen Nachwärmefuhrsysteme benötigt.

Bei beiden angegebenen Alternativlösungen sind vermutlich höhere Anlagekosten zu erwarten. Dazu dürften die schlechtere Zugänglichkeit beim erstgenannten Alternativsystem und ungünstigere betriebliche Verhältnisse beim letztgenannten System zu niedrigerer Verfügbarkeit als bei der vorgeschlagenen Lösung führen.



- 8 -

Abb. 1

Zweikreisanlage, Längsschnitt.
 (hängende Reaktorordnung)

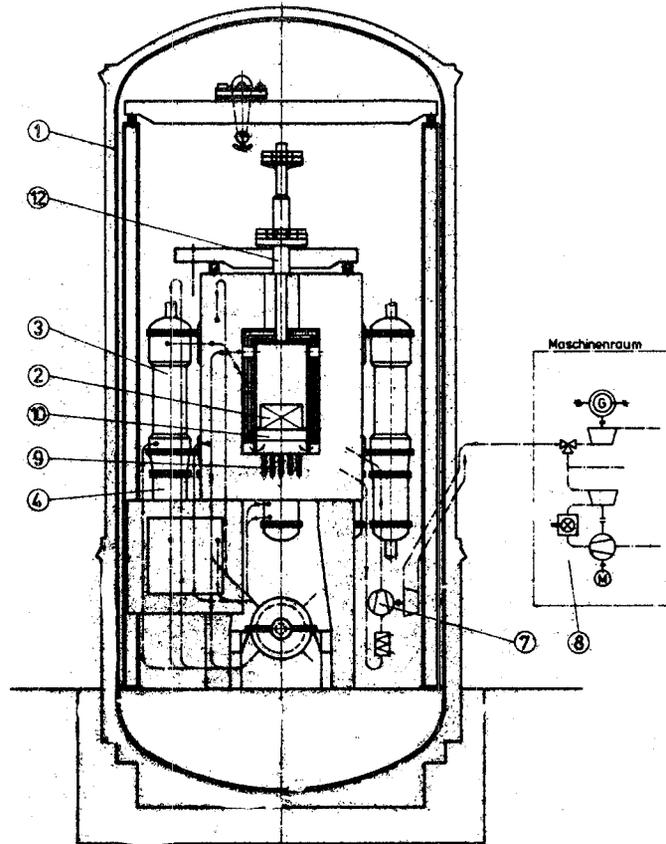
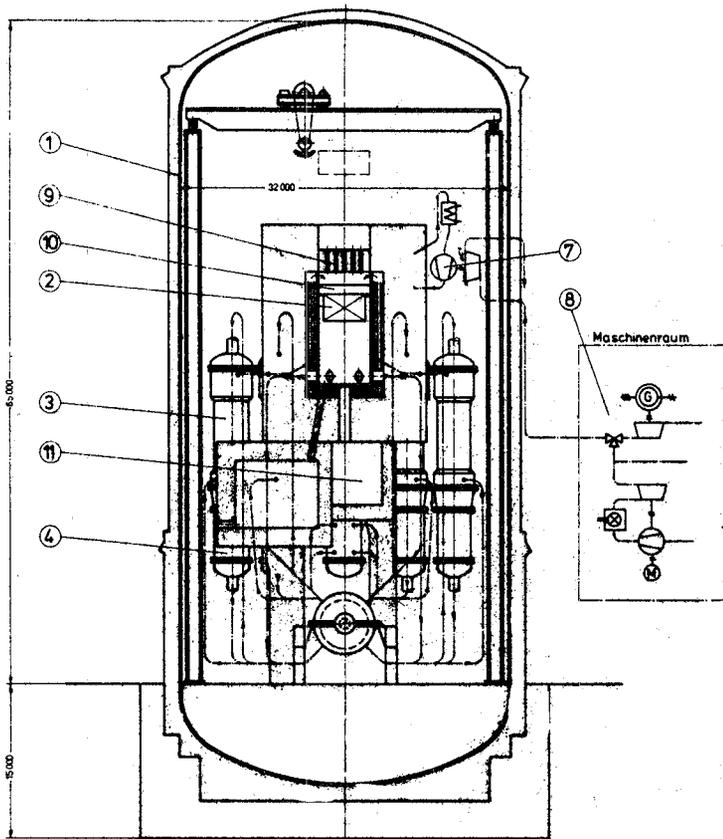
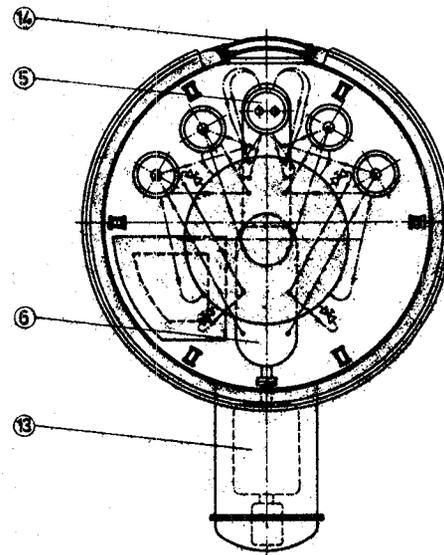
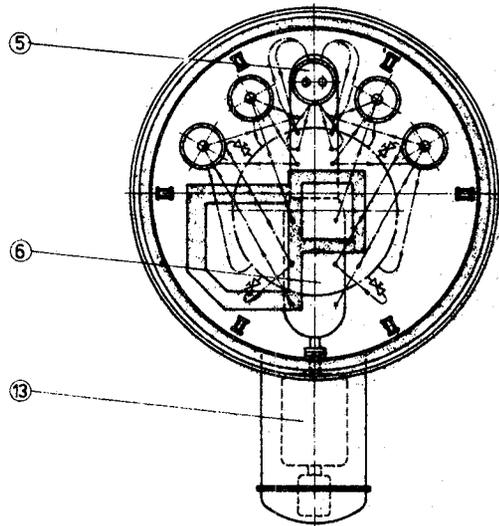


Abb. 2

Einkreisanlage, nicht integrierte Anordnung mit druckfestem äußeren Containment

links Reaktorordnung hängend
rechts Reaktorordnung stehend
(Der Antrieb für Nachwärmekreislauf ist zweifach vorhanden)



- ① Spannbetondruckbehälter mit Wärmeschutz
- ② Core mit Brutzone
- ③ Rekuperator
- ④ Vorkühler
- ⑤ Zwischenkühler
- ⑥ Gasturbine mit Kompressor
- ⑦ Nachwärmekreislauf
- ⑧ Antrieb für Nachwärmekreislauf
- ⑨ Durchführungen für Regelstäbe
- ⑩ Core - Tragplatte
- ⑪ Raum für Brennelementwechsel
- ⑫ BE- Wechseleinrichtung
- ⑬ Generator mit Hilfseinrichtung
- ⑭ Montageöffnung

3. Auslegungsdaten

Die Daten sind, soweit vorhanden und ermittelt, für alle betrachteten Varianten zusammengestellt. Sie stellen die quantitative Ergänzung zu den nachfolgenden beschreibenden Abschnitten dar. Entsprechend dem Charakter der Studie sind alle Angaben als Orientierungswerte anzusehen.

Reaktorkühlgas ist bei allen Varianten Helium.

Die in den folgenden Tabellen mit laufender Nummer 1 bis 6 bezeichneten Typen sind in Tabelle 1 erläutert:

Tabelle 1

Übersicht der in diesem Kapitel betrachteten Anlagen

| Typ | Kernanordnung | Brennstoff; BE-Umhüllung | Anlehnung an ENEA Konzept-Studien von: |
|-----|-------------------------|-----------------------------|---|
| 1 | Zweikreis- anlage | hängend | GGA/USA, CH |
| 2 | | " | Atomenergi AB/ S |
| 3 | | " | GGA/USA |
| 4 | | stehend | UKAEA/ GB |
| 5 | Ein- kreis- anlg. | " | UKAEA/ GB |
| 6 | | hängend | GGA/ CH und GfK/D |

Für die thermodynamische Auslegung der Kreisläufe wurde die mittlere Gastemperatur am Reaktorauslaß in Anlehnung an die in der ENEA-Studie angegebenen Werte für die verschiedenen Varianten festgelegt. Die Gastemperatur am Dampferzeugereintritt bzw. am Turbineneintritt wurde gleich der am Reaktorauslaß gesetzt.

3.1 Auslegungsdaten (Auslegungszustand)

3.1.1 Kreislaufdaten, Heliumkreislauf (Ein- und Zweikreisanlage)

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|--|------|---------------------------|------------------|------------------|-------------------------------|-------------------------------|-----------------------------|---|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | Typen 1 bis 6 im vorstehenden erläutert |
| Mittlere Reaktorauslaßtemperatur | C | 640 (600) ⁺ | 590 | 590 | 720 (675-700) ⁺ | 720 (675-700) ⁺ | 720 (706) ⁺ | Berechnungstemp. für Kompon. Auslegung ⁺ derzeit mit Rücksicht auf hot-spot-Temp. an BE-Oberfläche zulässig |
| Mittlere Reaktoreinlaßtemperatur (Einlaß am SBB) | C | 320 ⁺ | 320 ⁺ | 320 ⁺ | 320 ⁺ | 370 | 370 | ⁺ nicht zu verwechseln m. Gastemp. am DE-Austritt (s.3.2.2) |
| Aufheizspanne im Reaktor (ΔT_R) | C | 320 | 270 | 270 | 400 | 350 | 350 | |
| Druck vor Reaktor | bar | 70 | 70 | 120 | 70 | 90 ⁺ | 90 ⁺ | ⁺) Druck vor Turbine |
| Summe aller bezogenen Druckverluste | % | 4,48 | 4,73 | 4,93 | 3,48 | 15 | 15 | $(\sum \Delta p/p) \cdot 100$ |
| Druckverhältnis Turbine (Einkr.-Anl.) | ./. | | | | | 3 | 3 | |
| Untere Prozeßtemp. (Einkr.-Anl.) | C | | | | | 28 | 28 | bei Verdunstungsrückkühlung |
| Ausnutzungsgrad Wärmetauscher (Einkr.-Anl.) | % | | | | | 90 | 90 | |
| Massenstrom im Reaktor (\dot{m}) | kg/s | 1740 | 2045 | 2040 | 1410 | 1578 (1596) ⁺ | 1578 (1596) ⁺ | ⁺) Druckseite Kompressor (bei Kühlung des Turb. Rotors) |
| 3.1.2 <u>Kreislaufdaten, Dampfkreislauf</u> | | | | | | | | |
| Frischdampftemperatur | C | 530 | 530 | 530 | 530 | | | |
| Frischdampfdruck | bar | 120 | 120 | 120 | 120 | | | |

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|---|------|-------------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---|------|---|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Speisewasserdruck | bar | 188 | 188 | 188 | 188 | | | genauer Wert 188,2 |
| Speisewassertemperatur | C | 236 | 236 | 236 | 236 | | | genauer Wert 235,8 |
| Kondensatordruck | bar | 0,075 | 0,075 | 0,075 | 0,075 | | | |
| Kondensatortemperatur | C | 40 | 40 | 40 | 40 | | | |
| Dampfmenge (DE-Austritt) | kg/s | 1220 | 1220 | 1220 | 1220 | | | |
| 3.1.3 <u>Kreislaufmerkmale</u> | | | | | | | | |
| Anzahl der Zwischenkühlungen (Einkr.Anl.) und der Zwischenüberhitzungen (Zweikr. ") | Stck | 0 | 0 | 0 | 0 | 1 | 1 | |
| Externes Kühlsystem | | Verdunstungsrückkühlung | | | | Verdunstungsrückkühlung kein Zwischenkühlkreisl. | | Frischwasserkühlung möglich |
| 3.1.4 <u>Leistungs- und Wärmebilanz</u> | | | | | | | | |
| Thermische Reaktorleistung | MW | 2836 ⁺⁾ | 2810 ⁺⁾ | 2805 ⁺⁾ | 2879 ⁺⁾ | 2860 | 2860 | +)aufgrund der Werte in dritter Zeile |
| Elektrische Gebläseleistung | MW | 118 | 147 | 152,5 | 75 | | | Gebläse Wirkungs- grad 0,8; Gebl. allein 0,85 |
| An Dampfkreislauf übertragene thermische Leistung | MW | 2950 | 2950 | 2950 | 2950 | | | einheitliche Werte für 1-4 |
| Elektrische Speisep.-Leistung | MW | 33 | 33 | 33 | 33 | | | " |
| Elektrische Eigenbedarfsleistung | MW | 25 | 25 | 25 | 25 | 28,5 | 28,5 | " |
| Netto Leistung (Oberspgsseite) Trafo | MW | 1024 | 995 | 989 | 1067 | 1000 | 1000 | |
| Nettowirkungsgrad | % | 36,2 | 35,4 | 35,1 | 37,1 | 34,9 | 34,9 | |

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|---|------|----------------------|---------|---------|---------|---------------------|---------|--|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Bereitstellungsleistung für Nachwärmebetriebe | MW | 2 x 2 | 2 x 2 | 2 x 2 | 2 x 2 | 2 x 2,5 | 2 x 0,4 | Offene Gasturbine mit fossiler Feuerung |
| 3.2 <u>Betriebsdaten (Auslegung)</u> | | | | | | | | +) ungefähre, durch Vereinheitlichung festgelegte Werte |
| 3.2.1 <u>Reaktor (s. auch 6.4) ⁺</u> | | | | | | | | |
| Anordnung des Reaktors | | hängend | hängend | hängend | stehend | stehend | hängend | |
| Reaktor(einschl. Blankets) Durchm. Höhe | m | 4,4 | 4,4 | 4,4 | 4,2 | 4,2 | 4,4 | Diese Maße werden zur Auslegung eines einheitlichen SBB angenommen. |
| | m | 2,7 | 2,7 | 2,7 | 3,0 | 3,0 | 2,7 | |
| Relativer Druckverlust im Reaktor | % | 3,2 | 3,0 | 3,7 | 2,9 | 2,2 | 4,4 | umgerechnet für neue \dot{m} und ΔT_R aus Werten ENEA-Studie |
| Thermische Leistung Kern | MW | 2581 | 2585 | 2805 | 2517 | 2500 | 2642 | Leistungsanteil im Kern und im Blanket aus ENEA Studie entn. |
| Thermische Leistung Blankets | MW | 255 | 225 | | 362 | 360 | 218 | |
| 3.2.2 <u>Dampferzeuger (DE) (Zweikreisanlage)</u> | | | | | | | | |
| Thermische Daten | | | | | | | | |
| Leistung pro DE-Einheit | MW | 369 | 369 | 369 | 369 | | | |

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|---|--|----------------------|------------|----------|----------|---------------------|---|---|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Gastemp. Eintritt } Helium | C | 640(610) | 590 | 590 | 720 | | | (-)-Wert für Beurteilung der Änderung der Abmessungen Speisewasserpumpendruck 188 = 550 t/h |
| Gastemp. Auslaß } | C | ≈ 306 | ≈ 306 | ≈ 306 | ≈ 310 | | | |
| Frischdampftemp. (nach Überhitzer) | C | 530 | 530 | 530 | 530 | | | |
| Speisewassertemperatur | C | 236 | 236 | 236 | 236 | | | |
| Frischdampfdruck | bar | 120 | 120 | 120 | 120 | | | |
| Speisewasserdruck | bar | ≈ 170 | ≈ 170 | ≈ 170 | ≈ 170 | | | |
| Gasdruchsatz pro DE | kg/s | 217(238) | 255 | 255 | 176 | | | |
| Dampfdurchsatz pro DE | kg/s | 153 | 153 | 153 | 153 | | | |
| Druckverlust Gasseite | bar | 0,6(0,76) | 0,99 | 0,58 | 0,22 | | | |
| Druckverlust Dampfseite | bar | 50 | 50 | 50 | 50 | | | |
| Rohrwandtemp. im Überhitzer | C | 564 | 557 | 557 | 555 | | | |
| Geometrische Daten | | | | | | | | |
| Anzahl DE | Stck | 8 | 8 | 8 | 8 | | | |
| Dampf-Strömung im Verdampfer | | aufwärts | aufwärts | aufwärts | aufwärts | | | abwärts möglich |
| Durchmesser des Rohrbündels | innen | 1100 | 1100 | 1100 | 610 | | | |
| | außen | 2800 | 2800 | 2800 | 2800 | | | |
| Höhe des Rohrbündels; ohne Verb.-Rohre zwischen den Heizflächen | mm | 6400 (7000) | 7400 | 7400 | 5900 | | | |
| | mit Verbindungsrohren zwischen den Heizfl. | mm | 7900(7500) | 8900 | 8900 | 7400 | | |
| Anzahl der parallelen Rohre pro DE | Stck | 210 | 230 | 230 | 200 | | | |
| Heizfläche aller DE | m ² | 15700 (17100) | 18350 | 18350 | 14800 | | | |

| | | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|--|-------|--|-------|-------|-------|---------------------|---|--|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Rohraußendurchmesser Economiser Verdampfer Überhitzer | mm | 23 | 23 | 23 | 23 | | | |
| | mm | 23 | 23 | 23 | 23 | | | |
| | mm | 27 | 27 | 27 | 26,5 | | | |
| 3.2.3 Gebläse und Antriebsmotoren (Zweikreisanlage) | | | | | | | | |
| Anordnung Gebl. u. Motor | | Vertikal | | | | | | |
| Anzahl Gebl./Motor-Einheiten | Stck | 8 | | | | | | |
| Gebläseart | | Radialgebläse, einstufig | | | | | | |
| Drehzahl | U/min | 3000 | | | | | | |
| Elektrische Leistungsaufnahme | MW | 14,8 | 18,4 | 19,1 | 9,4 | | | Auslegungswert ca. 30 % höher } Annahmen |
| Polytr. Gebläsewirkungsgrad | % | 85 | | | | | | |
| Gebl. Wirkungsgrad einschl. mech. Verluste | % | 80 | | | | | | |
| Gastemperatur Gebläseeintritt | C | ≈ 306 | ≈ 306 | ≈ 306 | ≈ 310 | | | |
| Gastemperatur Gebläseaustritt | C | 320 | 320 | 320 | 320 | | | |
| 3.2.4 Dampfturbine, Kondensator, Pumpen (Zweikreisanlage) | | | | | | | | |
| <u>Dampfturbine</u> | | | | | | | | |
| Anzahl | Stck | 1 | | | | | | |
| Gehäuseanzahl und -Art | | 1 HD Geh., doppelflutig; 3 ND Geh., doppelflutig | | | | | | |
| Drehzahl | U/min | 3000 | | | | | | |
| Außendurchmesser des letzten Schaufelrades | m | 3,78 | | | | | | |
| Anzahl der ungesteuerten Entnahmen | Stck | 6 | | | | | | |
| Theoret. Endnässe am ND-Austritt | % | 14,3 | | | | | | |
| Wellenleistung | MW | 1230 | | | | | | Generatorwirkungs- grad 0,975 |

| | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|--|-----------------------------|-------------|--------------------------|---|--|---|-------------------------------|
| | Dim. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | |
| <u>Kondensator</u> | | | | | | | |
| Kühlwassermenge | m ³ /h | | 151 · 10 ³ | | | | |
| Kühlerfläche | m ² | | 62 · 10 ³ | | | | |
| <u>Pumpen</u> | | | | | | | |
| Hauptspeisepumpen Hauptkühlerpumpen Hauptkondensatpumpen | Anzahl/Leistung je Pumpe | Stck/ MW | 3/19,5 6/2,2 3/1,9 | | | | |
| 3.2.5 <u>Gasturbinenanlage</u> (Einkreisanlage) | | | | | | | |
| Anzahl | | | | | 1 Turbosatz (best. aus Turbine mit Kompressor) | | |
| Gehäuseanzahl und -Art | | | | | 1 Geh; ND- u. HD-Kompressor einflutig; Turbine zweiflutig | | 1 Zwischenkühlung, 1 Welle |
| Drehzahl | U/min | | | | 3000 | | |
| Außendurchmesser: letztes Turbinenschaufelrad | m | | | | 2,54 | | |
| erstes Kompressorschaufelrad | m | | | | 2,49 | | |
| Polytroper Wirkungsgrad: Kompressor | % | | | | 90 | | |
| Turbine | % | | | | 90 | | |
| Kühlung der Turbine | | | | | Rotorkühlung; durch separaten Kühlgasstrom vom Verdichter; wirksam in 1. u. 2. Stufe | | |

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|--|--------|--|------|------|------|--|-------------------|--|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Turbinen-/Kompressorverhältnis | - | | | | | 3/3,40 | 3/3,40 | bezogener Druckverlust i. Zw.-K. 1,6% |
| Gastemperatur Turb. Eintr./Austritt Komp. " " | C C | | | | | 720/398 28/123 | 720/398 28/123 | für beide Kompressions-schritte gleich |
| 3.2.6 Generator | | | | | | | | |
| Ausführung | | 2-polig, mit Wasserkühlung in Ständer- u. Läuferwicklung | | | | | | |
| Erregung | | rotierende Gleichrichter | | | | | | |
| Spannung | kV | 27 | | | | | | |
| Drehzahl | U/min | 3000 | | | | | | |
| Klemmenleistung | MW | 1200 | 1200 | 1200 | 1200 | 1029 | 1029 | Nicht Nettoleistung der Anlage (s.3.1.4) |
| 3.2.7 Wärmeübertrager (Einkreisanlage) | | | | | | | | |
| <u>Rekuperativer Wärmetauscher (RWT)</u> | | | | | | | | |
| Gastemp. ND-Seite; Eintr./Austritt | C | | | | | 398/150 | 398/150 | |
| Grädigkeit | C | | | | | 27 | 27 | |
| Bezogene Druckverl.; HD/ND-Seite | % | | | | | 3/4 | 2,4/3,3 | ($\frac{\Delta P}{p}$) |
| Bauart | | | | | | Glattrohr, Gegenstrom, HD-Gas um Rohre | | |
| Anordnung und Anzahl d. Einheiten | | | | | | stehend, 4 Stck | | Parallelschaltung |
| Rohrbündel-Länge/Durchmesser | m | | | | | 11,5/2,9 | 11,2/3,04 | Werte je Einheit; ohne Zuschlag f. Ein- u. Auslauf |

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|-----------------------------------|----------------|----------------------|---|---|---|--------------------------------------|-----------|--|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Anzahl paralleler Rohre | Stck | | | | | 33900 | 37175 | } je Einheit |
| Rohraußendurchmesser | mm | | | | | 13,5 | | |
| Effektive Wärmeübertr.-Fläche | m ² | | | | | 12080 | 12990 | |
| Effektives Bündelvolumen | m ³ | | | | | 76,0 | 81,7 | |
| <u>Vorkühler (VK)</u> | | | | | | | | bei Verdunstungskühlung |
| Gastemperatur Eintritt/Austritt | C | | | | | 150/28 | 150/28 | } je Einheit o. Zuschlag für Ein- u. Auslauf |
| Wassertemp. Eintritt/Austritt | C | | | | | 21/45 | 21/45 | |
| Bezogener Druckverlust (Gasseite) | % | | | | | 1,9 | 1,9 | |
| Bauart | | | | | | Glattrohr, Gegenstrom Gas in Rohren | | |
| Anordnung u. Anzahl d. Einh. | | | | | | stehend, 4 Stck parallel | | |
| Rohrbündel-Länge/Durchmesser | m | | | | | 4,26/3,24 | 4,25/3,23 | |
| Anzahl paralleler Rohre | Stck | | | | | 29350 | 29150 | } je Einheit |
| Rohraußendurchmesser | mm | | | | | 13,5 | | |
| Effektive Wärmeüber. Fläche | m ² | | | | | 3890 | 3855 | |
| Effektives Bündelvolumen | m ³ | | | | | 35,1 | 34,8 | |
| <u>Zwischenkühler (ZK)</u> | | | | | | | | |
| Gastemp. Eintritt/Austritt | C | | | | | 123/28 | 123/28 | } je Einheit |
| Wassertemp. -Eintritt/Austritt | C | | | | | 21/45 | 21/45 | |
| Bezogener Druckverlust (Gasseite) | % | | | | | 1,6 | 1,6 | |
| Bauart | | | | | | Glattrohr, Gegenstrom, Gas in Rohren | | |

| | Dim. | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|--|----------------|----------------------|---|---|----------|--|-------------|---|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Anordnung u. Anz. d. Einh. Rohrbündel-Länge/Durchmesser | m | | | | | stehend, 4 Stck parallel 4,35/2,49 | 4,34/2,48 | Werte je Einheit, ohne Zuschlag für Ein- und Auslauf |
| Anzahl paralleler Rohre | Stck | | | | | 17400 | 17300 | |
| Rohr Außendurchmesser | mm | | | | | | 13,5 | Wandstärke 1,8 mm je Einheit |
| effektive Wärmeübertr. Fläche | m ² | | | | | 2354 | 2332 | |
| effektives Bündelvolumen | m ³ | | | | | 21,2 | 21,0 | |
| 3.2.8 Rohrleitungen (Einkreisanlage) | | | | | | | | |
| Gas-Geschwindigkeit und (Innendurchmesser) | | | | | | | | |
| Reaktor-Turbine | m/s (m) | | | | | 150(0,88) | 150(0,88) | 4 parallele Stränge |
| Turbine-RWT | | | | | | 200(1,08) | 200(1,08) | " |
| RWT-Vorkühler | | | | | | [150(1,01)] | [150(1,01)] | 4 Stränge, direkte Verbindung RWT-VK |
| Vork.-Kompr. 1 | | | | | | 100(1,05) | 100(1,05) | 4 parallele Stränge |
| Kompr. 1 - Zw. K. | | | | | | 80(0,99) | 80(0,99) | " |
| Zw. K. - Kompr. 2 | | | | | | 80(0,87) | 80(0,87) | " |
| Kompr. 2-RWT | | | | | | 80(0,73) | 80(0,73) | " |
| RWT-Reaktor | | | | | 80(0,95) | 80(0,95) | " | |
| 3.2.9 Externes Kühlsystem | | | | | | | | |
| Art | | | | | | Rückkühlung mit Verdunstung, Naturzug (ohne Zusatzventilator) Kein Zwischenkühlreislauf, 8 parallele Kühlwasserstränge | | B. Einkreisanlage He-Leck-Meßeinrichtung mit Wasservorlagen |

| | | Zweikreis - Variante | | | | Einkreis - Variante | | Bemerkungen |
|--|---------|----------------------|------------------|------------------|------------------|---------------------|------------------|---|
| Dim. | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | |
| Umlaufwasser Vorlauftemperatur | C | 33 | 33 | 33 | 33 | 45 | 45 | 1)Grädigkeit Kondens. 9 C 2)Wegen max. Wasser- temp. (45 C) nicht höher |
| Rücklauftemperatur | C | 23 | 23 | 23 | 23 | 21 | 21 | |
| Kühlzonenbreite | C | 10 ¹⁾ | 10 ¹⁾ | 10 ¹⁾ | 10 ¹⁾ | 24 ²⁾ | 24 ²⁾ | |
| Abzuführende Wärmemenge | MW | 1810 | 1815 | 1827 | 1810 | 1870 | 1870 | |
| Umlaufwassermenge | Tonne/s | 43,3 | 43,4 | 43,6 | 43,3 | 18,6 | 18,6 | |
| Zusatzwasser | Tonne/s | 0,715 | 0,717 | 0,721 | 0,715 | 0,739 | 0,739 | Einschl. Abschlammung |
| <u>Bei Frischwasserkühlung ¹⁾</u> | | | | | | | | |
| Kühlzonenbreite | C | 18 | 18 | 18 | 18 | 18 | 18 | 1) Werte gültig für Anlage-Wirkungs- grade wie bei Ver- dunstungskühlung |
| Kühlwassermenge | Tonne/s | 24 | 24,1 | 24,2 | 24 | 24,8 | 24,8 | |

4. Beschreibung der gewählten Zweikreisanlage (mit Dampfturbine)

4.1 Wahl der thermodynamischen Hauptauslegungsdaten (siehe auch Abschnitt 3.1)

Bei der Zweikreisanlage werden bei vorgegebenem Reaktor und vorgegebener Reaktorauslaßtemperatur die Abmessungen und die Gestaltung der Hauptanlagekomponenten und somit die Anlage- und die Stromerzeugungskosten entscheidend beeinflusst von folgenden Größen und Voraussetzungen:

a) im Primärkreis

- Kreislaufdruck
- Temperaturerhöhung im Reaktor

b) im Sekundärkreis

- Prozeßführung
- Frischdampfzustand (Druck, Temperatur)
- Kondensatordruck (bzw. - temperatur)

Diese Größen und Voraussetzungen sind mit Rücksicht auf hohen Anlagewirkungsgrad und niedrige Anlagekosten festzulegen. Die im folgenden dazu gemachten Angaben begründen die getroffenen Festlegungen der Betriebsdaten. Diese Daten sind als Richtwerte anzusehen, die durch Optimierungsrechnungen verbessert werden können.

4.1.1 Kreislaufdruck im Primärkreis

Die Größe des Heliumdrucks im Primärkreis wirkt sich bei sonst gleichen Bedingungen vor allem aus auf die Gebläseleistung und auf die Druckbeanspruchung des Spannbetonbehälters sowie seiner Abschlüsse, was in Änderungen des Wirkungsgrades und der Anlagekosten zum Ausdruck kommt.

Im Hinblick auf kleine Gebläseleistung ist ein hoher und im Hinblick auf kleine Druckbeanspruchungen des Spannbetonbehälters ist ein niedriger Gasdruck erstrebenswert. In grober Näherung ist die Gebläseleistung umgekehrt proportional zum Quadrat und die Kosten des Spannbetonbehälters einschließlich Anschlüsse leicht überproportional dem Gasdruck. Mit zunehmendem Heliumdruck wird daher die Gebläseleistungsabnahme immer kleiner (und damit die Kosten und die Wirkungsgradverbesserung), so daß dabei die Kosten für den Spannbetonbehälter stärker ins Gewicht fallen.

Infolge der hohen Leistungsdichte beim Typ 3 (carbidische BE) müssen auch die unterschiedlichen Druckverluste im Reaktor mit in die Gasdruckbetrachtung einbezogen werden. Bei gleichem Gasdruck (p) wie bei den anderen Reaktoren wären dann beim Typ 3 die bezogenen Druckverluste und somit die Gebläseleistung erheblich größer. Bei Erhöhung des Gasdrucks ermäßigen sich die bezogenen Druckverluste (umgekehrt proportional zu p). Daher liegt der optimale Gasdruck bei den Reaktoren mit der kleineren Leistungsdichte niedriger.

Aufgrund dieser Überlegungen wurden die Primärgasdrücke zu 70 bar (bei den Typen 1, 2 und 4) und zu 120 bar (beim Typ 3) festgelegt.

4.1.2 Temperaturerhöhung im Reaktor

Bei gleicher Wärmeleistung des Reaktors ist der Temperaturanstieg um so größer, je kleiner der Massenstrom wird (oder umgekehrt). Mit Rücksicht auf kleine Druckverluste im Primärkreislauf ist ein kleiner Massenstrom anzustreben. Andererseits ist ein kleiner Temperaturanstieg günstig in bezug auf möglichst kleine Dampferzeuger (weil dann die Temperaturunterschiede zwischen dem Helium- und dem Dampfkreis groß sind und die Dampferzeuger (-Flächen) klein werden).

Bei vorgegebenen Werten für die Reaktorauslaßtemperatur und für die Frischdampf­temperatur (s. weiter unten) läßt sich eine wirtschaftlich günstige Reaktoreinlaßtemperatur ermitteln. Die in der ENEA-Studie angegebenen Reaktoreinlaß­temperaturen entsprechen dieser Optimierung. Hier wurde aus Gründen der besseren Vergleichbarkeit aller Zweikreisvarian­ten eine einheitliche Reaktoreinlaßtemperatur von 320° C zu­grundegelegt. Auch bei sorgfältiger Optimierung sind gegen­über dieser Temperatur keine großen Temperaturänderungen und damit verbundene wirtschaftliche Gewinne zu erwarten.

4.1.3 Prozeßführung im Dampfkreis

Bei Kraftwerken mit schnellem Reaktor ist für die Wirtschaft­lichkeit ein hoher Anlagewirkungsgrad wegen der relativ nie­drigen Brennstoffkreislaufkosten weniger wichtig als die Forderung nach niedrigen Anlagekosten. Das erfordert u.a. eine einfache und möglichst billige Dampfkraftanlage. Dieser Forderung entspricht zunächst am besten ein Dampfprozeß mit einfacher Überhitzung, weil dadurch die Dampferzeuger und die Dampf­leitungsführungen einfacher und billiger werden als beim Prozeß mit einer Zwischenüberhitzung. Der Verzicht auf eine Zwischenüberhitzung bringt eine Wirkungsgradverschlechterung von etwa 1,5 % mit sich. Bei dieser Prozeßführung ergibt sich zusätzlich der sicherheitstechnische Vorteil, daß kein Helium bei Dampferzeugerlecks in den Sekundärkreislauf gelangt.

Frischdampfzustand (Druck, Temp.) und Kondensatordruck

Für den so gewählten Dampfkreislauf läßt sich bei den für alle Varianten gegebenen Reaktorauslaßtemperaturen eine Frischdampf­temperatur von 530° C erreichen. Diese Temperatur entspricht denen bei modernen Dampfkraftanlagen.

Entsprechend dieser Frischdampf­temperatur und der einfachen Expansion in der Dampfturbine muß der Frischdampf­druck kleiner sein als bei Prozessen mit Zwischenüberhitzung, um zu große Dampf­nässe im ND-Teil zu vermeiden (s. Abb. 9). Als günstiger Frischdampf­druck wurde 120 bar gewählt. Der Kondensatordruck wurde, auch mit Rücksicht auf nicht zu große Volumen­ströme, bei der für 3000 u/min vorgesehenen Turbine zu 0,075 bar gewählt. Dabei ist die auftretende Kondensatortemperatur mit 40° C in bezug auf kleine Kühlerabmessungen (große Grädigkeit zwischen Kondensator und Umlaufwasser) günstig. (Die Rücklauf­temperatur des externen Verdunstungskühl­systems wurde zu 23° C festgelegt; siehe auch 4.5.4).

Bei allen Varianten wurde neben diesen Hauptdaten auch die an den Dampf übertragene Wärmemenge als gleich voraus­gesetzt ($Q_{DE} = 2950$ MW), so daß nur eine Dampfkraftanlage untersucht zu werden brauchte.

4.2 Gesamtanordnung

Die Gesamtanordnung der Zweikreis­anlage geht aus dem Schnitt­bild der Abb. 1 hervor. Dargestellt ist die Ausführung mit hängendem Kern. Die Dampfkraftanlage ist von der Reaktor­anlage getrennt und radial angeordnet, was unter Berücksichtigung der Aufstellung der übrigen Gebäude (s. Abb. 10) günstig ist.

Der Spannbetondruck­behälter ist in einer Reaktor­halle unter­gebracht. Unterhalb des SBB ist Platz vorhanden für die Brennelement­handhabung und das Brennelement­lager sowie für den Ausbau der Gebläse und Gebläse­antriebs­motore. Die insgesamt acht vorgesehenen Dampferzeuger können nach oben ausgebaut werden.

Für die Reaktor- und Dampfkraftanlage sind getrennte Bodengrundamente vorgesehen. Nicht dargestellt sind die offenen Gasturbinensätze für die Stromversorgung der Gebläse für den Nachwärmebetrieb bei Netzausfall. Aus dem Lageplan Abb. 10 gehen die zur Anlage gehörenden Bauten hervor. Die Darstellung gilt für Flußwasserkühlung.

Beim Reaktor mit stehendem Kern ergeben sich keine wesentlichen Änderungen der Gesamtanordnung.

4.3 Heliumumwälzgebläse

4.3.1 Vorgeschlagene Ausführung

Zum Umwälzen des Kühlgases im Primärkreis des Reaktors sind 8 Gebläse vorgesehen. Die Gebläse sind untereinander gleich und arbeiten parallel. Jedes der 8 Gebläse ist saugseitig einem Dampferzeuger zugeordnet; das umzuwälzende Kühlgas strömt unmittelbar nach Austritt aus dem Dampferzeuger dem Gebläse zu.

Die Kühlgasgebläse mit Antrieb sind innerhalb des Spannbetonbehälters angeordnet und werden unterhalb der Dampferzeuger in Pods mit vertikaler Wellenlage eingesetzt. Die Gebläseöffnung im Spannbetonbehälter wird durch ein doppelt wirkendes Abschlußsystem (Deckel sowie Durchflußbegrenzung durch Motorkörper oder Doppeldeckelabschluß) nach außen hin abgeschlossen.

Gebläse und Motorantrieb sind zu einer Einheit integriert und stehen unter dem Druck des Kühlgases im Primärsystem. Abb. 3 zeigt ein Gebläse-/Motor-Aggregat, das dem in Frage kommenden ähnlich ist.

Als Gebläse wurde ein einstufiger Kreiselerdichter radialer Bauart gewählt. Diese Konstruktion ergibt günstige Einbaumaße und ist gegen Schwingungsanregungen weitgehend unempfindlich. Auch wurde die radiale Bauart des Gebläses mit Motoran-

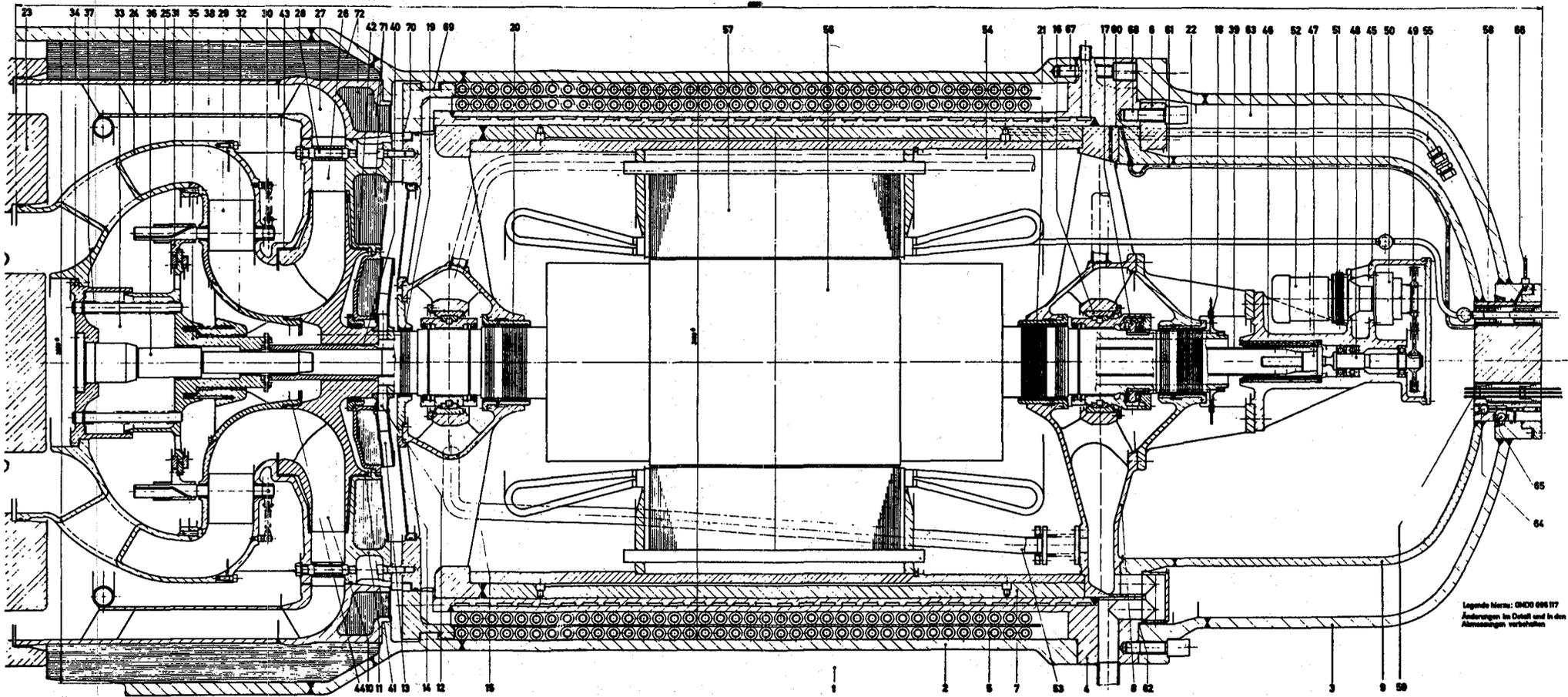
trieb gewählt, weil diese Konzeption bereits für große gasgekühlte Kernkraftanlagen (AGR, THTR) ausgeführt ist bzw. wird und somit kein ins Gewicht fallender Entwicklungsaufwand erforderlich ist. Außerdem sind bei der für alle Dampfvarianten zugrundegelegten gleichen Auslegung die Abmessungen der Gebläse und Motore gegenüber denen für die Gasumwälzung beim AGR- und THTR-Kernkraftwerkstyp nicht wesentlich größer.

Das Gebläserad ist fliegend auf der verlängerten Motorwelle befestigt. Die Fördermenge des Gebläses wird bei konstanter Antriebsdrehzahl durch im Betrieb verstellbare Vordrallschaufeln am Eintritt in das Gebläse verändert. Der Kühlgasvolumenstrom kann im Bereich von ca. 5 % bis zum vollen Volumenstrom beliebig einstellbar variiert werden.

Zum Antrieb des Gebläses ist ein zwei-poliger Drehstrom-Kurzschlußläufer-Motor mit $25 \text{ MW}^{+)$ und 3000 u/min vorgesehen. Der Motor wird durch einen internen Gaskreislauf gekühlt. Das Medium zur Aufnahme, zum Transport und zur Abgabe der Wärme ist das im Motorraum befindliche Primärkreis-Helium. Die von dem Motorkühlgas aufgenommene Motor-Verlustwärme wird an einen um den Motorstator angeordneten wasserbeaufschlagten Kühler abgegeben.

Der vertikal angeordnete Rotor des kombinierten Gebläse-Motoraggregates stützt sich in einem Einscheiben-Kammlager ab. Zwei Gleitlager führen die Rotorwelle. Das Kammlager und die beiden Gleitlager werden mit Drücköl geschmiert bzw. gekühlt. Jedes Gebläse erhält ein eigenes Ölversorgungssystem. Die Anordnung der Gebläse-Motor-Aggregate geht aus Abb. 5 bis 7 hervor.

+) Auslegungswert



- C 28 -

Abb. 3

Gebläse/Motor-Einheit für Gasumwäl-
 zung bei Zweikreisanlage (Radialge-
 bläse mit Vordrallregulierung)

4.3.2 Weitere Ausführungsmöglichkeiten

Unter Beibehaltung der gekapselten, im Spannbetonbehälter integrierten Bauart sind weitere Ausführungsarten für das Gebläse und seinen Antrieb gegeben. Die hauptsächlichsten Modifikationen liegen in der Wahl der axialen Bauart für das Gebläse und im Einsatz einer Dampfturbine zum Antrieb des Gebläses (GGA, UKAEA).

Die Anwendung der axialen Bauart sollte nur in Verbindung mit Turbinenantrieb untersucht werden, da nur unter dieser Voraussetzung eine strömungstechnisch und kostenmäßig günstige Anordnung gewählt werden kann (größere Drehzahl).

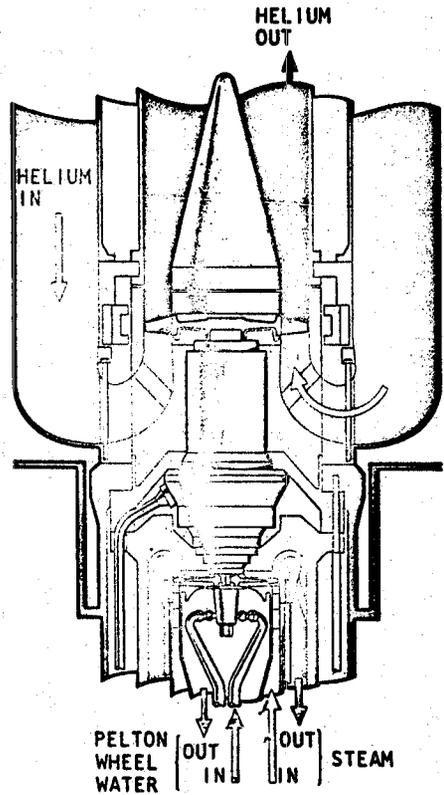
Bei Dampfturbinenantrieb ist die Versorgung der Gebläse während der Anfahrperiode und bei Störfällen gesondert zu betrachten.

Konstruktiv ist ein bei allen auftretenden Betriebszuständen sicher arbeitendes Abdichtungssystem zwischen Helium und Wasserdampf vorzusehen.

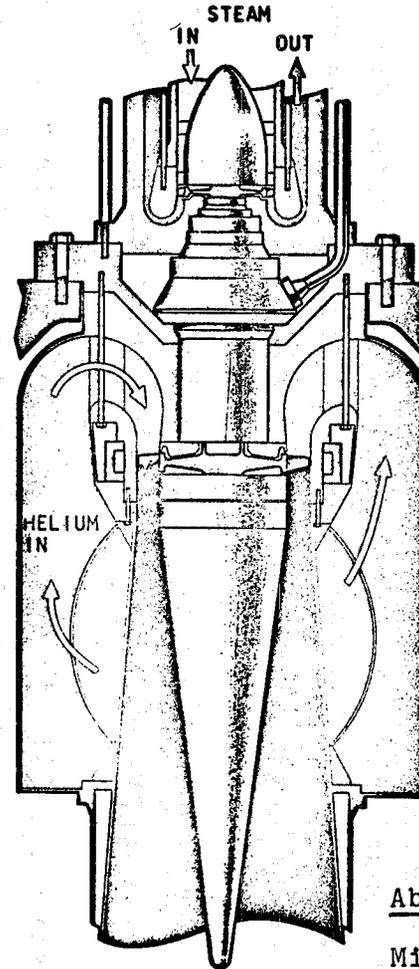
In Abb. 4 sind zwei He-Gebläse-Dampfturbinenaggregate von GGA im Längsschnitt dargestellt. Das Aggregat links wurde für den 330 MWe-HTR (Fort St. Vrain) entwickelt, das Aggregat rechts wird für die Gasumwälzung beim He-GSB vorgeschlagen. Auffällig sind auch hier die trotz fünffach größerer Wellenleistung nur wenig unterschiedlichen Abmessungen.

Nach den bisherigen Untersuchungen ergeben sich für die gewählte Konzeption keine wirtschaftlichen Nachteile gegenüber anderen möglichen Ausführungen. (Die bei den Gebläsen mit Turbinenantrieb niedrigeren Kosten - nach GGA ca. 25 % - werden durch die für die Dampfversorgung der Turbine (Leitungen, Anfahrkessel) entstehenden Mehrkosten kompensiert.)

HIGH TEMPERATURE
 GAS-COOLED REACTOR
 (HTGR)
 FORT ST. VRAIN CIRCULATOR



GAS-COOLED FAST REACTOR
 (GCFR)
 CIRCULATOR



| | HTGR | GCFR |
|------------------------|-------|--------|
| HORSEPOWER | 5200 | 24,600 |
| SPEED (RPM) | 9550 | 13,000 |
| HELIUM | | |
| FLOW RATE (LB/SEC) | 242 | 620 |
| INLET PRESSURE (PSIA) | 686 | 1220 |
| INLET TEMPERATURE (°F) | 742 | 534 |
| PRESSURE RISE (PSI) | 14 | 56 |
| STEAM | | |
| FLOW RATE (LB/SEC) | 151 | 465 |
| INLET PRESSURE (PSIA) | 843 | 2590 |
| INLET TEMPERATURE (°F) | 736 | 900 |
| ENTHALPY DROP (BTU/LB) | 25.2 | 42 |
| OUTLET PRESSURE (PSIA) | 648.5 | 1693 |

Abb. 4

Mit Dampfturbine (Frischdampf) betriebene He-Umwälzgebläse nach GGA. links für HTR; rechts für GSB.

4.4 Dampferzeuger

4.4.1 Annahmen

1. 8 Dampferzeuger werden in pod-Bauweise angeordnet.
2. Jedem Dampferzeuger ist ein Gebläse zugeordnet.
3. Die Ausbaubarkeit der Dampferzeuger muß gewährleistet sein
4. Der Sekundärkreislauf wird ohne Zwischenüberhitzung ausgeführt.
5. Die Rohre des Dampferzeugers sind schraubenförmig gewickelt (wie beim THTR-300 MWe).
6. Unabhängig von der Kühlgasströmungsrichtung im Kern soll im DE-Verdampferteil zunächst eine Aufwärtsverdampfung vorgesehen werden.

Zu diesen Annahmen werden folgende Erläuterungen gemacht:

- ad 1) Es wurde davon ausgegangen, daß die Zahl der Dampferzeuger für eine 1000 MWe-Anlage nicht kleiner als 6 und nicht größer als 12 sein soll. Im Hinblick auf die festigkeitsmäßige Auslegung des Spannbetonbehälters einschließlich des Abschlußdeckels wird eine große DE-Zahl angestrebt, da die Kavernendurchmesser dann relativ klein sind (ca. 2,5 m bei 12 DE). Bei Berücksichtigung der Isolierungs- und DE-Kosten ist jedoch eine kleine Kavernenzahl vorteilhaft. Die Zahl von 8 Dampferzeugern ist als Kompromiß anzusehen.
- ad 2) Die hier erwähnte Annahme ist direkt mit den unter Punkt 1 angestellten Überlegungen gekoppelt. Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit ist es sinnvoll, wenige Gebläse großer Leistung (jedoch kleiner als 20 MW pro Einheit) vorzusehen. Die Möglichkeit, ein Gebläse je zwei Dampferzeugern zuzuordnen, wurde aufgrund der konstruktiven Schwierigkeiten ausgeschlossen. Die Antriebsleistung pro Gebläse ist bei allen Varianten kleiner als 20 MW.
- ad 3) Hier gelten die gleichen Bedingungen wie bei Hochtemperaturreaktoren.
- ad 4) Abgesehen von konstruktiven Vorteilen, insbesondere bei den Dampferzeugern und deren Zuleitungen und abgesehen vom Nachteil eines geringeren Prozeßwirkungsgrades als mit

Zwischenüberhitzung ist ohne Zwischenüberhitzung die Gefahr eines Heliumeinbruchs in den Sekundärkreislauf ausgeschlossen.

- ad 5) Diese Anordnung wurde gewählt, da die im Rahmen des THTR-Projektes durchgeführten Untersuchungen gezeigt haben, daß schraubenförmig gewickelte Rohrschlangen im Vergleich zu evolventenförmig geformten Rohren einen etwas kleineren Platzbedarf haben und kostengünstiger sind.
- ad 6) Für das THTR-Projekt wurden in Zusammenarbeit mit mehreren Kesselfirmen Untersuchungen über die Verdampfungsrichtung angestellt, welche ergaben, daß eine Abwärtsverdampfung auch bei Teillast möglich ist. Die erarbeiteten Argumente gelten im wesentlichen auch für die Dampferzeuger eines gasgekühlten Schnellen Brüters. Es muß jedoch berücksichtigt werden, daß sich aufgrund der kleineren Reaktorkernabmessungen eine ca. 4omal kleinere Wärmekapazität im Vergleich zum Hochtemperaturreaktor ergibt. Bei schnellen Laständerungen muß daher beim Schnellen Brüter mit einer größeren Instabilitätsneigung des Dampferzeugers gerechnet werden. Eine generelle Aussage kann für dieses komplexe Problem zur Zeit noch nicht gemacht werden.
- Es wurde daher beschlossen, den Dampferzeuger zunächst so anzuordnen, daß sich eine Aufwärtsverdampfung ergibt. Nach Erhalt hinreichender Kenntnis über das dynamische Verhalten eines Schnellen Brüters kann man dann gegebenenfalls zu einer Abwärtsverdampfung übergehen. Dabei kann beim Reaktor mit hängendem Kern eine einfachere Gasführung (am Reaktor-SBB-Gasauslaß unten, Gaseinlaß oben) erreicht werden.

4.4.2 Beschreibung der gewählten Anordnungen

Anordnung mit hängendem Kern für Varianten 1, 2, 3

Die im folgenden beschriebene Anordnung (Abb. 5) wurde nach eingehender Diskussion unter Berücksichtigung der verschiedenen Aspekte als die günstigste ausgewählt.

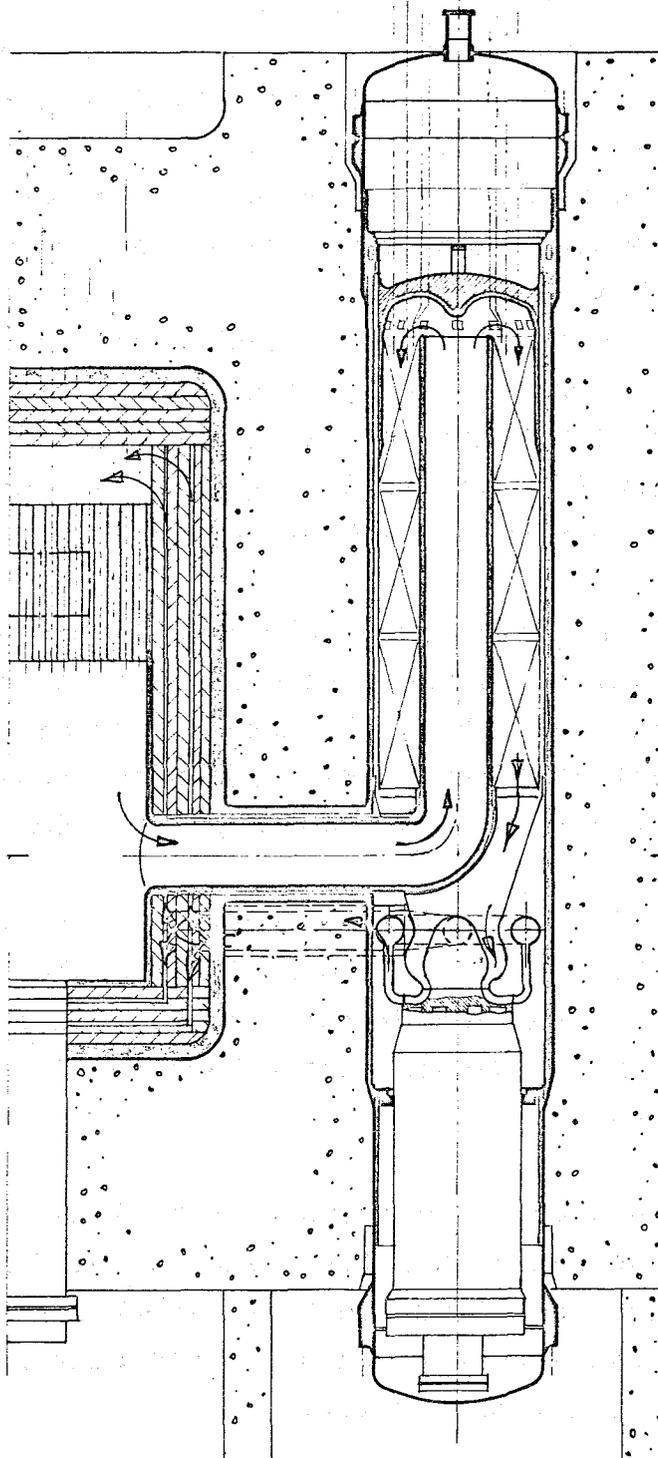


Abb. 5 Prinzipielle Anordnung von Dampferzeuger mit Aufwärtsverdampfung Gebläse und Antriebsmotor bei hängendem Reaktor (Schnitt durch Reaktor und einen Pod von acht)

Wie aus Abbildung 5 ersichtlich, tritt das Heißgas über eine Rohrleitung in den unteren Teil der Kaverne ein, wird in einem 90° -Krümmer umgelenkt und dann in einem zentral in der Kaverne angebrachten Kanal (li. Durchmesser 1,0 m bis 1,2 m) nach oben geführt. Am oberen DE-Rand erfolgt eine weitere Gasumlenkung. Das Gas durchströmt dann nacheinander die Heizflächen des im Gegenstrom geschalteten Überhitzers, Verdampfers und Economisers. Das Gas wird am unteren Rand des Dampferzeugers in einem Zulaufstutzen gesammelt und dem Gebläse zugeführt. Der Gebläsedruckstutzen geht in einen Doppelkrümmer über, welcher mit einer um den Heißgaskanal liegenden koaxialen Leitung verbunden ist. Dadurch werden die Kosten für die Isolierung zwischen der Heißgasleitung und dem Spannbeton stark herabgesetzt.

Falls schwerwiegende Bedenken gegen die Anordnung einer koaxialen Leitung entstehen sollten, kann das Kaltgas in einer hinter dem Gebläse liegenden Ringleitung gesammelt und über Einzelleitungen in den Spannbetonbehälterinnenraum zurückgeführt werden (in Abb. 5 gestrichelt gezeichnet).

Der Einbau der Dampferzeuger erfolgt von oben. Für den Kavernenabschluß sind Doppeldeckel vorgesehen (s. Abb. 16). Es kann auch eine Kombination von Deckel und Durchflußbegrenzungsplatte benutzt werden. An dieser Platte kann der Dampferzeuger aufgehängt werden.

Die Gebläse sind im unteren Teil der Kaverne untergebracht und können nach unten ausgebaut werden. Der Außenabschluß ist durch eine Flanschdeckelkonstruktion gewährleistet. Als Durchflußbegrenzung wirkt der Gebläseantriebskörper, der am Panzerrohr angeflanscht ist.

Die zentral in der Kaverne angeordnete Heißgasleitung ist nicht mit den Rohrschlangen des DE verbunden, wodurch der Dampferzeugerausbau erleichtert wird.

Aufgrund des relativ hohen Druckverlustes im Gaskreislauf (ca. 4 % des Systemdruckes) muß der Druckfestigkeit und Dichtigkeit des gesamten Gasführungssystems besondere Bedeutung beigemessen werden. Wie aus Abbildung 5 ersichtlich, ergibt sich bei der gewählten Anordnung vor allem im Raum zwischen Gebläse und Dampferzeuger eine relativ komplizierte Gasführung in Form von Doppelkrümmern, welche einander durchdringen. Die dabei auftretenden konstruktiven Probleme werden jedoch als lösbar betrachtet.

Weitere konstruktive Schwierigkeiten ergeben sich bei der Kompensation der Wärmedehnungen und der damit zusammenhängenden Abdichtungen, wobei an eine Lösung unter Benutzung von Faltenbälgen gedacht ist.

Anordnung mit stehendem Kern, Variante 4

Bei dieser Variante (siehe Abb. 6) wird der Kern von unten nach oben durchströmt, so daß das Heißgas direkt in den oberen Kavernenteil eintreten kann. Das Gas durchströmt nacheinander den im Gleichstrom geschalteten Überhitzer und den in Gegenstrom geschalteten Verdampfer und Economiser. Das Kaltgas wird von dem im unteren Kavernenteil angebrachten Gebläse angesaugt und kann dann um einen um den Dampferzeuger liegenden Ringkanal nach oben strömen. Die Rückführung des Kaltgases in den Spannbetonbehälterinnenraum erfolgt vorzugsweise wieder über eine koaxiale Ringleitung.

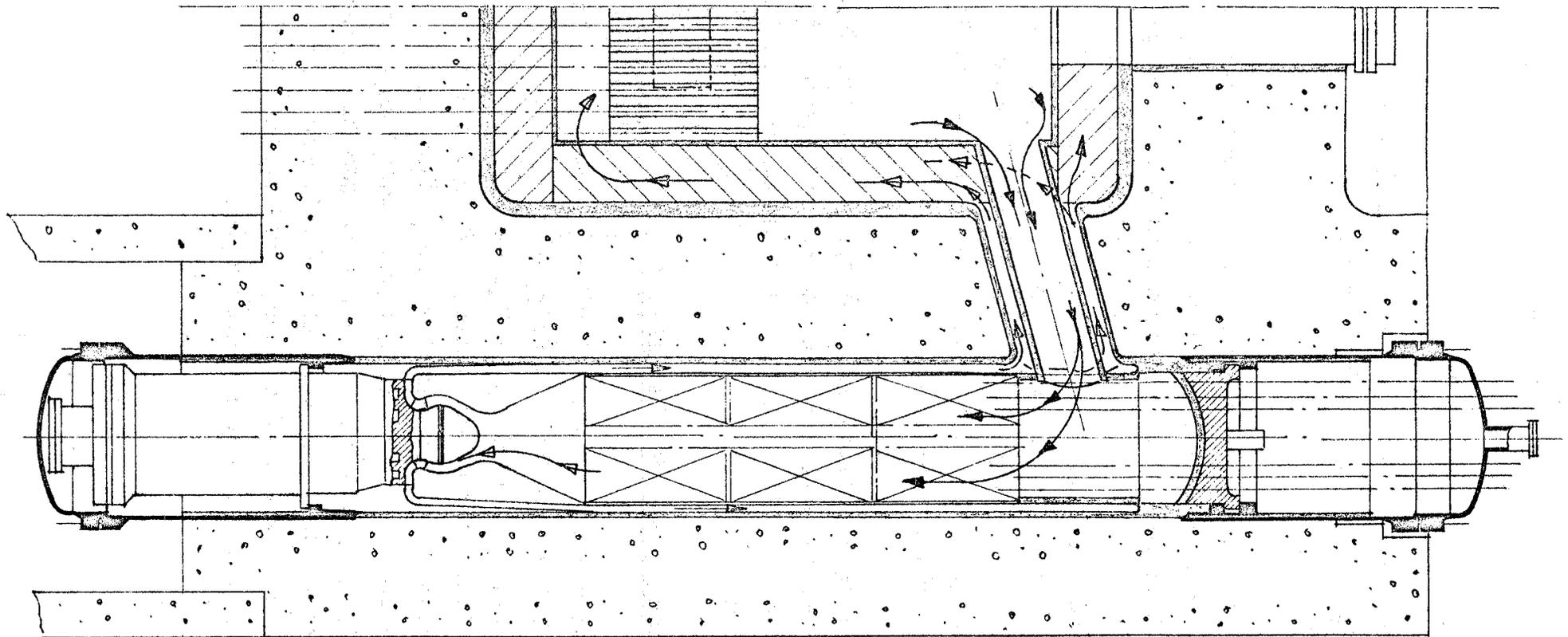


Abb. 6 Prinzipielle Anordnung von Dampferzeuger mit Aufwärtsverdampfung, Gebläse und Antriebsmotor bei stehendem Reaktor (Schnitt durch Reaktor und einen Pod von acht)
(Die thermischen Schilde im Reaktorraum sind nicht dargestellt.)

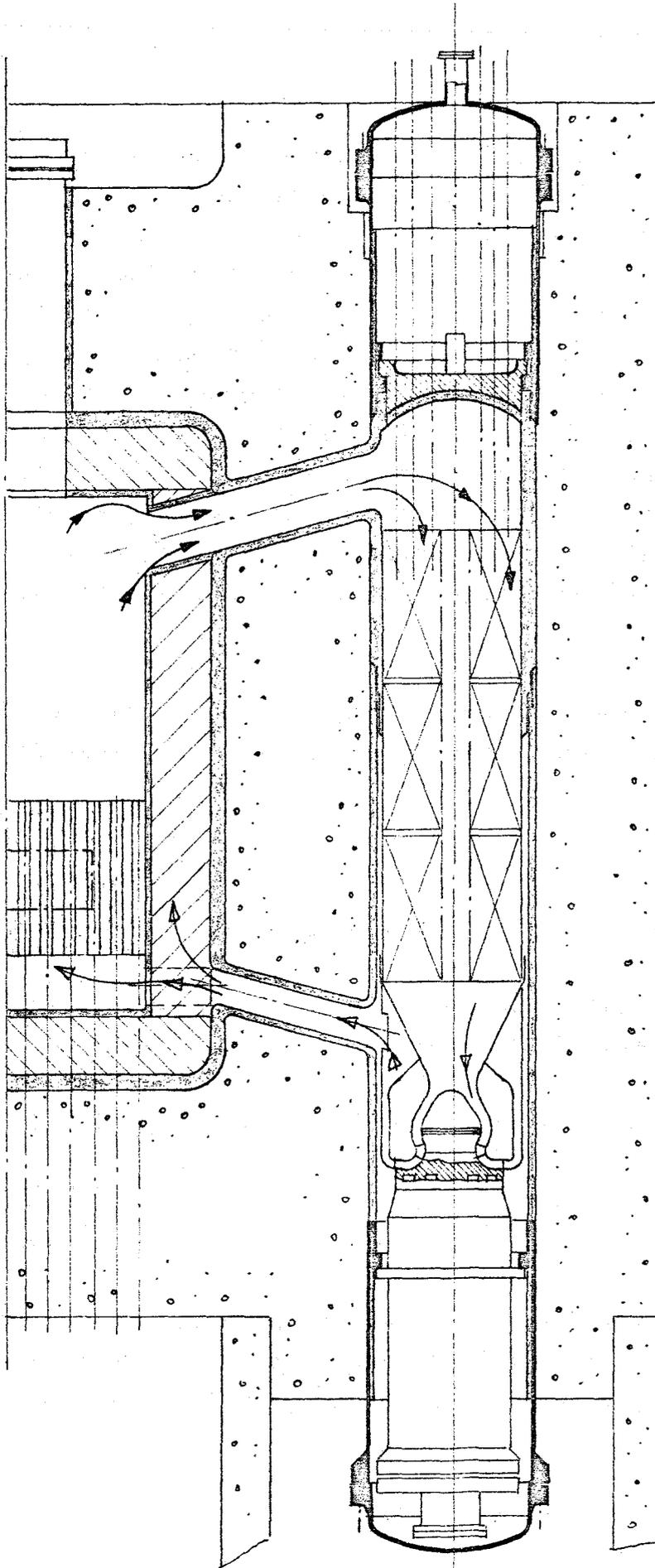


Abb. 7 Alternativlösung für die Gasführung im Dampferzeuger
bei stehendem Reaktor
(Aufwärtsverdampfung)

Bei der hier vorgeschlagenen Gasführung wird der äußere DE-Mantel, die Heißgasleitung und das thermische Schild gekühlt. Falls aufgrund der Sicherheitsbetrachtungen eine koaxiale Leitung verworfen wird, kann das Kaltgas hinter dem Gebläse direkt in den unteren Teil des Reaktorinnenraumes zurückgeführt werden (Abb. 7). In diesem Fall wäre es jedoch notwendig, sowohl den äußeren DE-Mantel als auch die Abschirmung durch einen Bypaß-Strom zu kühlen. Im Vergleich zu den im vorhergehenden Kapitel beschriebenen Varianten entfällt hier die Umlenkung des Heißgases, so daß die konstruktive Gestaltung des Raumes zwischen Gebläse und Dampferzeuger einfacher wird. Die Gebläse sind wie bei den Varianten mit hängendem Kern unter den DE angeordnet.

Die sich aus der Kompensation der Wärmedehnungen und den Gasabdichtungen ergebenden Schwierigkeiten sind in erster Näherung für alle Varianten gleich.

4.4.3 Dimensionierung der Dampferzeuger

Aufgrund der Auslegungsrechnungen für den gesamten Sekundärkreis wurden folgende Daten festgelegt:

| | |
|--------------------------------------|-----------------------------|
| Speisewasser-Zustand am DE-Eintritt: | $t = 236^{\circ} \text{ C}$ |
| | $p = 170 \text{ bar}$ |
| Dampf-Zustand am DE-Austritt: | $t = 530^{\circ} \text{ C}$ |
| | $p = 120 \text{ bar}$ |

Für die verschiedenen Varianten des Zweikreissystems wurden die Dampferzeugerdaten mit Hilfe eines Rechenprogramms ermittelt. Die wichtigsten Ergebnisse sind im Abschnitt 3.2.2

zusammengefaßt. Die Dampferzeuger wurden für die Varianten 1 bis 4 wegen der unterschiedlichen Gasttemperaturen und Drücke am Reaktorauslaß getrennt berechnet.

Für die Dimensionierung der DE wurden die Pod-Durchmesser im SSB bei allen Varianten gleich groß gewählt (3,5 m).

4.4.4 Auswirkung niedrigerer Reaktorauslaßtemperatur auf die Dampferzeugergröße

Die im Abschnitt 3.1.1 vorausgesetzten Reaktorauslaßtemperaturen können u.U. nicht erreicht werden (aus Festigkeitsgründen der Brennelemente; s. Kapitel II). Dann ergibt sich die Frage, ob die Reaktoreinlaßtemperatur ebenfalls abzusenken ist, was mit Rücksicht auf Kleinhaltung des Massenstroms und damit der Gebläseleistung erstrebenswert ist.

So vergrößert sich beispielsweise bei der Absenkung der Heißgasttemperatur (t_{GH}) von 640°C auf 600°C unter Beibehaltung der Kaltgasttemperatur am DE-Austritt (t_{GK}) von 306°C die DE-Heizfläche von 15700 m^2 auf 17700 m^2 . Für den Fall, daß man t_{GK} auf 270°C herabsetzen würde, müßte der Dampferzeuger eine Gesamtheizfläche von ca. $36\ 000\text{ m}^2$ aufweisen. Dieser große Wert für die DE-Heizfläche kommt dadurch zustande, daß für die Auslegung der Zweikreisanlage eine Speisewassertemperatur von 235°C gewählt wurde und somit der Temperaturunterschied He/ H_2O relativ klein wird. Bei einer Speisewassertemperatur von 180°C - bei diesem Wert kann die Anlage ohne HD-Vorwärmer ausgelegt werden - benötigt man für das Temperaturgefälle von $t_{GH} = 600^{\circ}\text{C}$ auf $t_{GK} = 270^{\circ}\text{C}$ eine DE-Heizfläche von 19600 m^2 .

Hieraus folgt, daß bei gleichzeitiger Absenkung der Reaktor-Einlaß- und Auslaßtemperatur über einen weiten Bereich der Speisewassertemperatur die Dampferzeuger-Heizflächen erheblich größer werden. Bei einer mäßigen Absenkung der Reaktoreinlaßtemperatur können die Kostenerhöhungen durch Heizflächen- und Gebläsevergrößerungen minimal gehalten werden.

4.5 Dampfkraftanlage und externes Kühlsystem

4.5.1 Auswahl des Dampfprozesses unter Berücksichtigung des Gebläseantriebs für den Primärkreislauf

Der Dampf- und Speisewasserkreislauf für ein Kernkraftwerk mit einem gasgekühlten schnellen Brüter entspricht bei den zur Zeit diskutierten Reaktoraustrittstemperaturen der heutigen Dampfkrafttechnik. Es werden keine Techniken erforderlich, die vom heutigen Stand aus erst entwickelt werden müßten. Diese Aussage gilt unbeschadet der Tatsache, daß es zum jetzigen Zeitpunkt nicht möglich und vielleicht nicht einmal nötig ist, die genauen Spezifikationen für den Dampfprozeß festzulegen.

Nach dem jetzigen Stand der Untersuchungen sind folgende Dampfprozesse für einen gasgekühlten schnellen Brüter möglich, wobei die Art des Gebläseantriebs eine wichtige Rolle spielt.

Dampfprozesse ohne Zwischenüberhitzung

Bei Antrieb der Hauptgebläse durch Elektromotore wird der aus den Dampferzeugern kommende Dampf direkt in die Hauptturbine gegeben.

Bei Antrieb der Hauptgebläse durch Dampfturbine kann man entweder den gesamten Frischdampf zur Speisung der Antriebsturbinen

verwenden (GGA-Vorschlag) und diesen anschließend der Hauptturbine zuführen oder nur einen Teilstrom zum Gebläseantrieb verwenden.

Dampfprozesse mit Zwischenüberhitzung

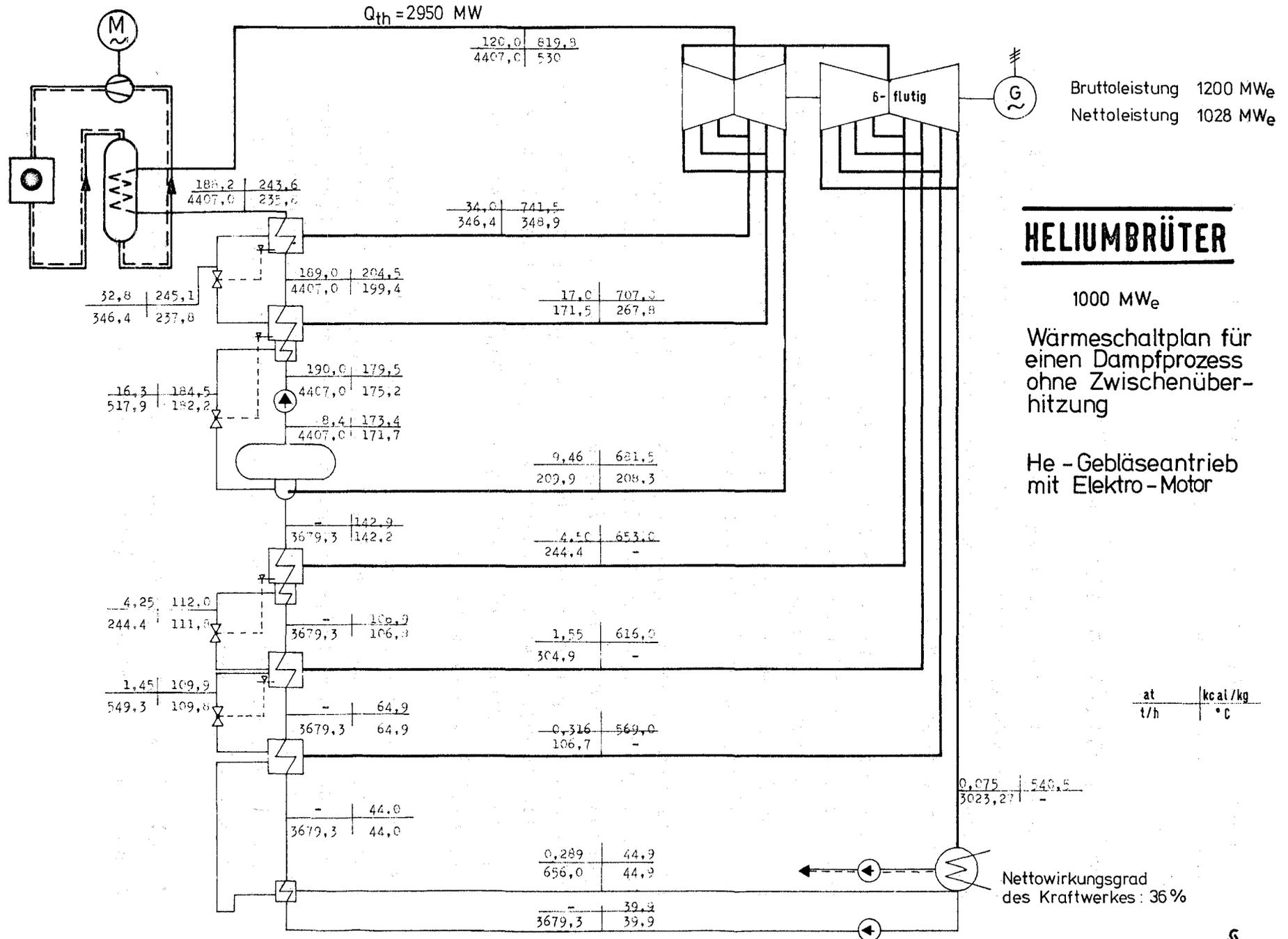
Bei Antrieb der Hauptgebläse durch Elektromotore wird der Dampf wie in der konventionellen Dampftechnik üblich der Hauptturbine entnommen und nach der Zwischenüberhitzung im Dampferzeuger zur Turbine zurückgeführt.

Bei Antrieb der Hauptgebläse durch Dampfturbine ist es möglich, den gesamten Dampf nach Durchströmen der Antriebsturbine zwischenzuüberhitzen und ihn dann der Hauptturbine zuzuführen. Denkbar ist des weiteren: Zwischenüberhitzung eines Teilstromes nach Teilexpansion in der Generatorturbine.

Für die nachfolgenden Untersuchungen wurde ein Dampfprozeß ohne Zwischenüberhitzung und Antrieb der Gebläse mit Elektromotor ausgewählt. Diese Auswahl erfolgte nicht als Ergebnis einer detaillierten Optimierung, sondern unter anderem auch weil es als Arbeitsunterlage praktisch ist, sich auf einen einfachen Fall zu beschränken. Die technischen Gründe sind bereits im Abschnitt 4.1.3 angegeben.

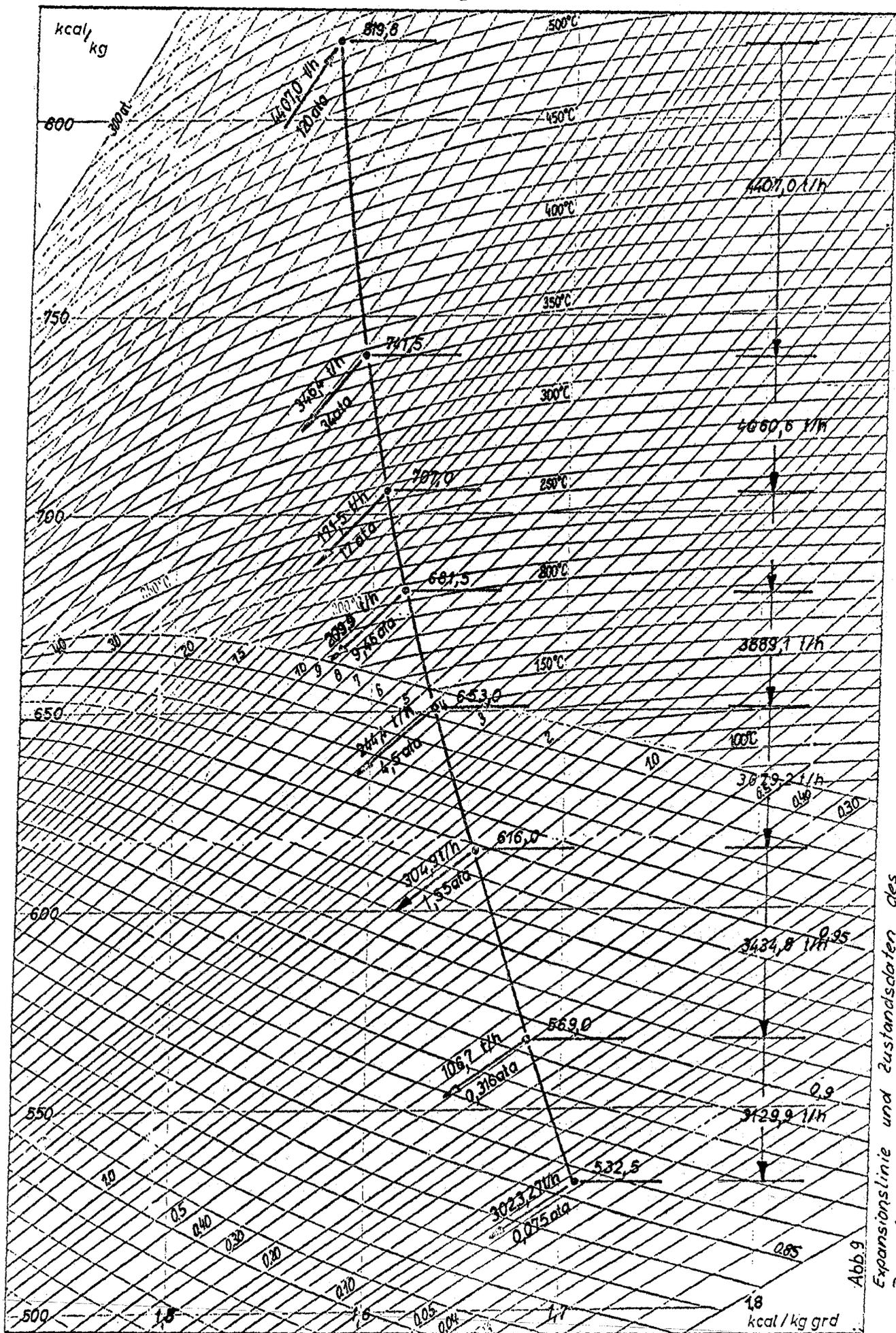
Es soll damit nicht gesagt sein, daß andere Möglichkeiten (z.B. der Fall mit ZÜ und Dampfturbinenantrieb der Gebläse) nicht auch interessante technische Lösungen darstellen. Für sämtliche zur Diskussion stehenden Gasbrüterkonzepte wurde - soweit sie mit einer Dampfturbine arbeiten - der gleiche Dampfkreislauf gewählt.

In Abb. 8 ist der Wärmeschaltplan und in Abb. 9 ist der Expansionsverlauf im Mollier-Diagramm dargestellt.



C 42

Abb. 8: Wärmeschaltplan der Dampfkraftanlage



Expansionslinie und Daten im is-Diagramm für den 1000 MWe-Lastpunkt

Abb. 9
 Expansionslinie und Zustandsdaten des
 Dampfprozesses im i,s-Diagramm
 (Auslegungspunkt)

4.5.2 Dampf- und Speisewasserkreislauf (s. Abb. 8 u. 9)

Der in den acht Dampferzeugern erzeugte Frischdampf wird in acht parallelen Rohrleitungen aus dem Reaktor zu vier Einströmventilen der Turbine geführt. Das Speisewasser wird durch Anzapfdampf in einer sechsstufigen Vorwärmanlage (3 ND-Stufen, 1 Mischvorwärmerentgaserstufe mit Speisewasserbehälter und 2 HD-Stufen) vorgewärmt. Die Hauptkondensatpumpen und die Hauptspeisewasserpumpen sind für 3 x 50 % ausgelegt (eine Pumpe in Reserve). Drei 100%-Notspeisepumpen stellen auch bei Ausfall der normalen elektrischen Eigenbedarfsversorgung die Nachzerfallswärmeabfuhr über die Dampferzeuger in der ersten Nachkühlphase sicher. Das Zusatzwasser wird in einer Vollentsalzungsanlage aufbereitet und in zwei Deionat-Behältern gespeichert. Das Einleiten des Zusatzwassers erfolgt in den Kondensator oder in den Speisewasserbehälter.

4.5.3 Turbo-Generator-Satz

Zum Antrieb des Generators dient eine 3000-tourige viergehäusige Einwellenkondensationsturbine mit direkt gekuppeltem Drehstrom-Synchron-Generator.

Das erste Gehäuse der Turbine enthält den doppelflutigen HD-Teil. Der ND-Teil ist sechsflutig, wobei je zwei Fluten in einem Gehäuse zusammengefaßt sind. Zur Verringerung der Endnässe des Abdampfes sind in den Überströmleitungen zwischen Hochdruck- und Niederdruckteil Wasserabscheider eingebaut. Hier sei auf den wesentlich kompakteren He-Turbosatz beim Direktkreislauf hingewiesen: Ein Gehäuse umschließt die Turbine und den Kompressor, der beim Direktkreislauf an die Stelle der Hauptspeisewasserpumpen und Umwälzgebläse tritt (s. Abb.12). Die Kondensation des Abdampfes aus der Turbine erfolgt in zwei

unterhalb der ND-Gehäuse quer zur Maschinenachse angeordneten Oberflächenkondensatoren (Kastenbauweise), s. Abb. 1.

Die Stromerzeugung erfolgt in einem zweipoligen Turbogenerator, dessen Läufer- und Ständerwicklung direkt mit Wasser gekühlt werden.

Die wichtigsten Auslegungs- und Betriebsdaten sind im Abschnitt 3.2.4 zusammengestellt.

4.5.4 Externes Kühlsystem

Als Kühlsystem wird wie auch bei der Einkreisanlage das Verdunstungs-Rückkühlsystem vorgeschlagen. Aufgrund der relativ hohen Kondensattemperatur (40°C) ist ein Kühlgrenzabstand von etwa 13°C möglich (Bei Kondensattemperaturen in konventionellen Dampfkraftwerken (um 30°C) ist der Kühlgrenzabstand etwa 10 bis 12°C). Dadurch ist eine kostengünstige Auslegung des Verdunstungskühlsystems möglich, wobei man mit drei, möglicherweise zwei Kühltürmen auskommt.

Die Kühlzonenbreite beträgt 10°C und die Wasser-Rücklauftemperatur (vom Kühlturm) 13°C . Die trockene Rückkühlung, bei der kein Zusatzwasser für die Kühlung benötigt wird, wurde wegen zu großer Kosten vor allem im Wasser/Luft-Kühler nicht in Erwägung gezogen. Die Flußwasserkühlung ist möglich, jedoch scheinen bis zum möglichen Einsatz der GSB-Kraftwerke in innereuropäischen Gebieten keine Standorte an ausreichend ergiebigen Flußläufen mehr vorhanden zu sein.

4.6 Bauteil

4.6.1 Bauwerke der Kraftanlage

Aus Abb. 1 geht die Art der Anordnung der Bauwerke der Kraftanlage hervor. Links ist die Reaktoranlage, rechts die Dampfkraftanlage

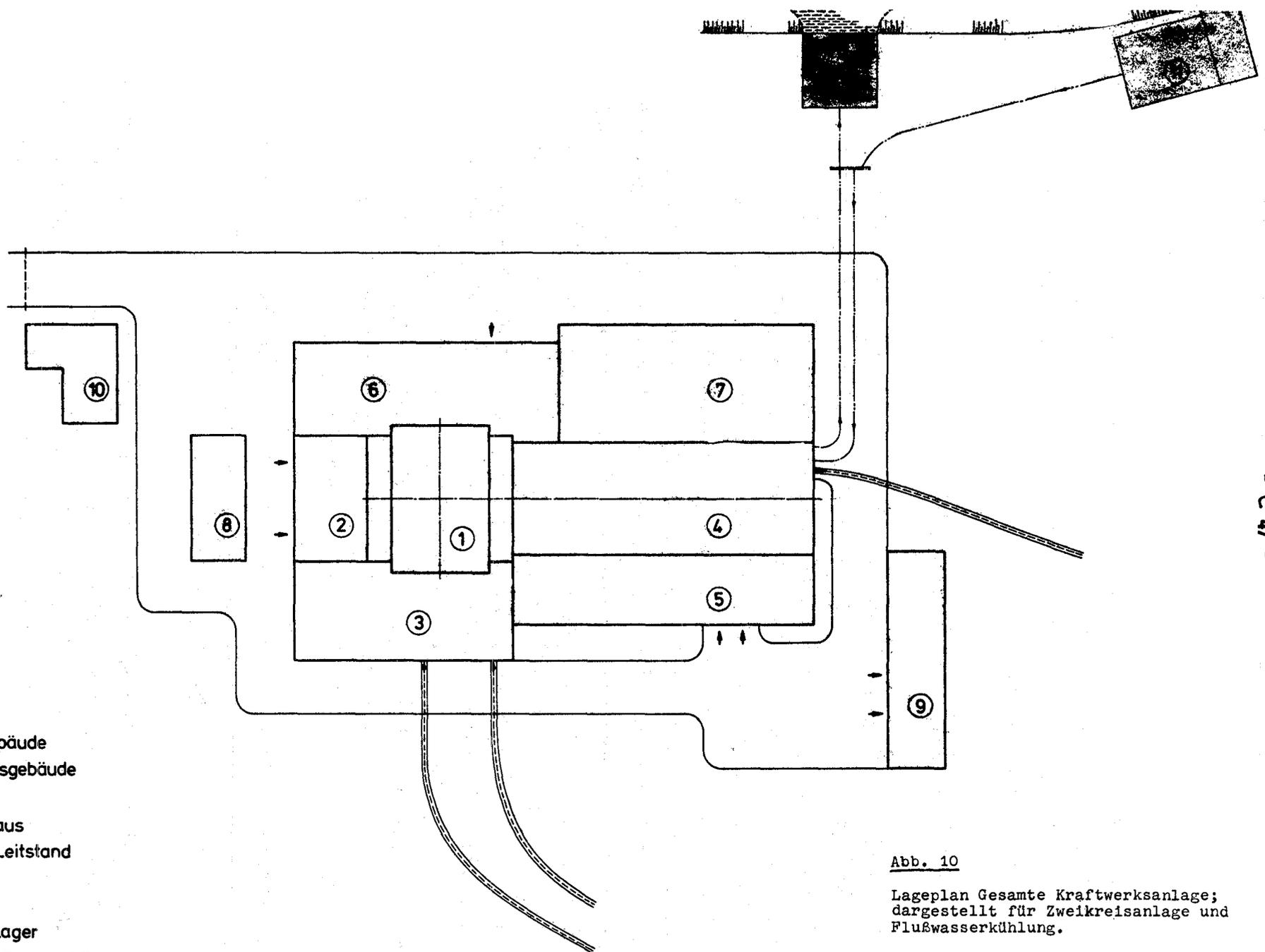
dargestellt.

Der Reaktor-Spannbetonbehälter ist in einer Reaktorhalle (8) untergebracht. Um den Spannbetonbehälter herum sind Räume in mehreren Etagen für die Reaktormeß- und Hilfsanlagen angeordnet. Über dem Reaktor ist eine Krananlage für den Ausbau der Dampferzeuger und des oberen Deckels der Reaktor-kaverne angeordnet. Unter dem Spannbetonbehälter ist genügend Raum für die Brennelementhandhabung und Lagerung (9) sowie für den Ausbau der Gebläseeinheiten vorhanden. Die Höhe der Reaktorhalle beträgt 50 m, das Maschinenhaus ist auf einem von der Reaktoranlage getrennten Fundament errichtet. Es hat eine Höhe von 32 m und eine Länge von 80 m. Die Speisewasserbehälter sind aus Raumgründen auf der Dachkonstruktion angeordnet.

4.6.2 Sonstige Gebäude

Außer der reinen Kraftwerksanlage gehören noch eine Anzahl anderer Gebäude zum Kraftwerkskomplex. Diese Gebäude sind zusammen mit der Kraftwerksanlage im Lageplan der Abb. 10 dargestellt. Die Darstellung gilt für den Anschluß des Kraftwerks an einen Flußlauf, aus dem das Wasser im Einlaufbauwerk (11) entnommen und in den es über das Auslaufbauwerk (12) zurückgegeben wird. Bei der vorgeschlagenen Rückkühlungs-Verdunstungskühlung treten anstelle der beiden letztgenannten Bauwerke die bereits erwähnten Kühltürme (mit Nebenanlagen zur Wasseraufbereitung), die in einem Abstand von etwa 60 m vom Kraftwerk aufgestellt werden (Vermeidung von Windschattenwirkung der übrigen Gebäude).

Die einzelnen Bauwerkpositionen sind in Abb. 10 erklärt. Bemerkenswert ist der gegenüber der reinen Kraftwerksanlage (Pos. 1 u. 4) verhältnismäßig große Flächenbedarf der sonstigen Bauwerke. Hieraus geht indirekt hervor, daß auch bei kompakteren Bauweisen der Kraftanlage, wie das z.B. der Fall bei der



- ① Reaktorhalle
- ② Reaktor- Hilfsgebäude
- ③ Reaktor- Betriebsgebäude
- ④ Maschinenhaus
- ⑤ Hilfsmaschinenhaus
- ⑥ E- Anlage mit Leitstand
- ⑦ Trafos
- ⑧ Gaslager
- ⑨ Werkstatt mit Lager
- ⑩ Verwaltung mit Sozialgebäude
- ⑪ Einlaufbauwerk
- ⑫ Auslaufbauwerk

Abb. 10

Lageplan Gesamte Kraftwerksanlage;
dargestellt für Zweikreisanlage und
Flußwasserkühlung.

Direktkreislaufvariante ist, die sonstigen Gebäude bei allen betrachteten Kraftwerksvarianten etwa gleich und mit denen bei anderen Kernkraftwerken direkt vergleichbar. Daher wurde hier auf spezielle Beschreibungen verzichtet.

4.7 Gasspeicherung und Gasreinigung

Das Gasspeichersystem dient zur Vorratshaltung, zur Deckung von Leckagen und zur Abspeicherung von Gas im Primärkreislauf. Während des Betriebs der Anlage bleibt die Kreislaufgasmenge konstant, im Gegensatz zum Einkreissystem, wo während des Betriebs für Laständerungen mittels der Druckpegelregulierung vorübergehend Gas aus dem Kreislauf abzuspeichern ist (s. 5.7). Die Gasspeicheranlage bei den Zweikreisanlagen ist relativ einfach im Aufbau. Sie kann als Reingasanlage ausgeführt werden, wobei abzuspeicherndes Gas stets durch die Gasreinigungsanlage geleitet wird. Außerdem kann sie aus raumsparenden Hochdruckspeichern aufgebaut werden, wobei die Förderung des Kreislaufgases in den Speicher mit Kompressoren (z.B. Membran-Kompressoren) kleiner Leistung (ca. 100 kW Antriebsleistung) erfolgt. Das Speichervolumen ist so zu bemessen, daß das Primärkreislaufgas bis auf etwa 1 bar Systemdruck abgepumpt werden kann. Hinzu kommt eine Speicherkapazität zur Vorratshaltung von etwa 50 % des Kreislauf-Helium-Inventars.

Das gesamte Helium-Inventar beträgt etwa 75.000 Nm³. Die außerhalb des SBB angeordnete Gasspeicheranlage muß mit sicheren Absperrorganen am SBB versehen sein.

Die Gasreinigungsanlage dient der Reduzierung der Verunreinigungen im Kreislauf (Staub u. Gase wie z.B. O₂, CO₂, H₂O) unter den zulässigen Verunreinigungsgrad. Der bei thermischen Hochtemperaturreaktoren geforderte Reinheitsgrad des Heliums wird als ausreichend für das GSB-Kühlgas angesehen.

Verunreinigungen entstehen bei der Inbetriebsetzung und während des Betriebes. Die Gasreinigungstechnologie für nukleare Zwecke hat einen hohen Stand erreicht (z.B. beim AVR-, Peach Bottom-, Dragon-Reaktor) und kann ohne weiteres für GSB-Zwecke übernommen werden. Die Auslegungsspezifikationen wurden daher nicht näher untersucht. Die Anordnung der etwa 1000 m^3 Bauvolumen beanspruchenden Reinigungsanlage erfolgt in der Reaktorhalle.

Es müssen daher in den Gas-Anschlußleitungen genügend sichere und schnellschließende Absperrorgane für den Fall von Gasverlust aus dem Gasreinigungskreislauf vorgesehen werden.

4.8 Konstruktive Maßnahmen zur Beherrschung von Störfällen

Zur Beherrschung von Störfällen ist von der Anlagen-Konstruktion her dafür Sorge zu tragen, daß keine weiteren und u.U. größere Folgeschäden in der Anlage auftreten. Im Kapitel IV (Sicherheit) ist dargelegt, daß alle entsprechend ihrer Wahrscheinlichkeit anzunehmenden Störfälle ohne schwerwiegende konstruktive Maßnahmen beherrschbar sind. Das rührt im wesentlichen von der Zweikreiskonzeption her, bei der der primäre Helium-Gaskreislauf vollständig im Spannbetonbehälter integriert und zusätzlich vom sekundären Dampfkreislauf getrennt ist.

Der Fall von Dampfeintritt in den Primärkreis, der zu unzulässigen Druckerhöhungen im Primärkreis führen kann, ist beherrschbar durch die Anordnung eines Mischkühlers außerhalb des SBB. In diesen Mischkühler, der einen Teil Wasser enthält, wird nach Öffnen von doppelt vorgesehenen Sicherheitsventilen das Helium/Dampf-Gemisch eingeleitet, wobei der Wasserdampf im Wasser kondensiert. Dieser Mischkühler ist als Sicherheitseinrichtung beim THTR 300 MWe-Reaktor vorgesehen und stellt kein technisches Problem dar.

Durch die Integration aller Primärkreislaufteile im SBB mit den doppelten Abschlüssen sind die denkbaren Störfallfolgen bei Störfällen im Primärkreis klein und bedingen keine besonderen Schutzmaßnahmen.

Für Störfälle im Sekundärkreis kann das Störverhalten von anderen Dampfkraftanlagen in Kernkraftwerken übernommen werden. Besondere Gesichtspunkte, die sich aus Schnellabschaltungen im Hinblick auf den Primärkreislauf ergeben, wurden nicht näher untersucht. Größere Probleme sind jedoch nicht zu erwarten, da die Wärmeabfuhrkapazität der Dampferzeuger stets ausreichend groß ist, die bei Nachwärmebetrieb erzeugte Reaktorwärme aufzunehmen. Die Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr beim Zweikreissystem ist im Abschnitt 7.1 beschrieben. Die Belastung der Dampferzeuger bei einer Schnellabschaltung ist in Anhang B beschrieben.

5. Beschreibung der gewählten Einkreisanlage (mit Gasturbine)

5.1 Wahl der thermodynamischen Hauptauslegungsdaten

(siehe auch Abschnitt 3)

Beim Direktkreislauf werden bei vorgegebenem Reaktor und vorgegebener Reaktorauslaßtemperatur die Abmessungen und die Gestaltung der Kreislaufkomponenten einschließlich des Kühlsystems und somit die Anlage- und die Stromerzeugungskosten entscheidend beeinflußt von folgenden Auslegungsgrößen:

- Kreislaufdruck
- Expansionsverhältnis in der Turbine
- Kreislaufdruckverluste
- Ausnutzungsgrad des Wärmetauschers
- Anzahl der Zwischenkühlungen während der Kompression
- Untere Prozeßtemperatur

Diese Größen sind mit Rücksicht auf hohen Anlagewirkungsgrad und niedrige Anlagekosten festzulegen. Die im folgenden dazu gemachten Angaben begründen die getroffenen Festlegungen der Betriebsdaten. Diese Daten sind als Richtwerte anzusehen und später durch Optimierungsrechnungen zu verbessern.

5.1.1 Kreislaufdruck

Bei sonst gleichen Betriebsdaten und bei gleicher Leistung sind die Gas-Volumenströme direkt umgekehrt proportional zum Druck. Außerdem wird mit zunehmendem Druck das Verhältnis der viskosen zu den trägen Kräften kleiner. Daher führen höhere Drücke zu kleineren Komponentenabmessungen und zu geringerem Raumbedarf für die Gesamtanlage sowie zu flexibleren Rohrleitungen. Auf der anderen Seite ergeben höhere Drücke bei Behältern oder Gehäusen, die, wie der Reaktor-SBB und die Turbomaschinen, gleichbleibende oder nur wenig veränderliche Abmessungen haben, größere Festigkeitsprobleme und wachsenden Materialaufwand. Unter Berücksichtigung beider Argumente wurde der obere Prozeßdruck zu 90 bar gewählt. Bei den hier erforderlichen Turbomaschinen und Reaktorabmessungen scheinen die dazugehörigen Gehäuse und Behälter auch heute schon für Drücke bis 120 bar ausführbar zu sein.

5.1.2 Expansionsverhältnis in der Turbine (π_T)

Mit zunehmendem Expansionsverhältnis in der Turbine wird einerseits wegen der zunehmenden Wärmegefälle-Differenz aus Turbinen- und Kompressor-Wärmegefälle der Massenstrom kleiner; andererseits werden dabei die spezifischen Volumenströme auf der Niederdruckseite größer und die Stufenzahlen in den Turbomaschinen nehmen zu. Im vorliegenden Fall sind im Bereich für das Entspannungsdruckverhältnis < 3 die Massenstromänderungen und im Bereich > 3 die spezifischen Volumenstrom- und Stufenzahländerungen dominierend. Daraus folgt, daß bei dem Entspannungsverhältnis von $\pi_T=3$, das auch gewählt wurde, kostengünstige d.h. kleine Kreislaufkomponenten zu erwarten sind. Geringe Abweichungen von diesem Wert ergeben keine wesentlichen Änderungen in den Komponentenkosten, und der Prozeßwirkungsgrad ändert sich im Bereich des Entspannungsverhältnisses von 2,5 bis 3,5 nur wenig.

5.1.3 Kreislaufdruckverluste

Die Erhöhung der Druckverluste im Kreislauf ergibt einerseits niedrigere Prozeßwirkungsgrade, aber andererseits die Möglichkeit, die Rohrleitungen und Wärmeübertrager kleiner zu bauen (wegen höherer zulässiger Strömungsgeschwindigkeiten und damit kleinerer Strömungsquerschnitte bzw. Wärmeübertragungsflächen). Die Verschlechterung des Prozeßwirkungsgrades ist der Erhöhung der bezogenen Druckverluste im Kreislauf, ausgedrückt in Prozenten etwa gleich. Bei kleinen Kreislaufdruckverlusten ergeben Änderungen der Druckverluste große Änderungen in den Kosten der wärmeübertragenden Apparate, und die durch Wirkungsgradänderungen

verursachten Änderungen der spezifischen Anlagekosten und Stromerzeugungskosten sind gering. Bei großen Kreislaufdruckverlusten sind diese Verhältnisse umgekehrt. Im Bereich der gewählten Kreislaufdruckverluste von 15 % liegen in Bezug auf geringe Stromerzeugungskosten günstige Verhältnisse vor. Die Aufteilung der Druckverluste im rekuperativen Wärmetauscher und in den Kühlern ist so vorgenommen, daß die Summe aller Wärmeübertragungsflächen möglichst klein wird.

5.1.4 Ausnutzungsgrad (ϵ) des rekuperativen Wärmetauschers (RWT)

Er gibt das Verhältnis aus der zwischen Turbinen- und Kompressorauslaß im RWT tatsächlichen zur theoretisch größtmöglichen übertragenen Wärmemenge an. Bei Ausnutzungsgraden $\epsilon > 0,9$ nimmt die Wärmeübertragungsfläche, die proportional zum Ausdruck $\frac{\epsilon}{1-\epsilon}$ ist, progressiv zu, was dann zu sehr voluminösen und teuren Wärmeübertragern führt.

Obwohl der Wirkungsgrad mit zunehmendem ϵ größer wird, ist die mögliche Wirkungsgradverbesserung für $\epsilon > 0,9$ nur noch gering. Bei den hier betrachteten Röhren-RWT ist der gewählte Ausnutzungsgrad von 0,9 ein wirtschaftlich günstiger Wert. Bei der Ausführungsmöglichkeit der Wärmetauscher in Plattenbauweise, der in letzter Zeit immer mehr Beachtung geschenkt wird, und bei der neben Kostensenkungen Volumenverringerungen um 70 % erzielbar sind, könnte der Ausnutzungsgrad bis auf Werte von 0,94 angehoben werden.

5.1.5 Anzahl der Zwischenkühlungen während der Kompression

Die Gaskühlung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Kompressions-
schritten bringt bei vorgegebener Druckerhöhung im Kompressor
um so niedrigeren Kompressionsarbeitsaufwand, je zahlreicher
die Zwischenkühlungen sind. Das führt bei gleichbleibendem
Turbinengefälle zu geringerem Massenstrom im Kreislauf und zu
kleinerer Rohleistung der Turbine. Außerdem wird der Prozeß-
wirkungsgrad besser. Bei Erhöhung der Anzahl der Zwischen-
kühlungen steigt aber auch der konstruktive Aufwand für die
immer zahlreicher werdenden Gasein- und -auslässe am Kompressor-
gehäuse und für die insgesamt größer werdenden Zwischenkühler
(kleinere Abkühlspannen des Gases). Da bei zwei Zwischen-
kühlungen anstelle einer Zwischenkühlung die erzielbaren Vor-
teile gegenüber dem Nachteil erhöhten Konstruktionsaufwands
der Kühler und Kühleranschlüsse am Kompressor kaum noch ins
Gewicht fallen, wurde eine Zwischenkühlung gewählt.

5.1.6 Untere Prozeßtemperatur

Bei vorgegebener Kühlmitteltemperatur (Wasser) werden mit
Erhöhung der unteren Prozeßtemperatur der Prozeßwirkungsgrad
und der Aufwand für das Kühlsystem kleiner. Während die
Wirkungsgradänderung pro Grad Temperaturänderung im Bereich
zwischen 20 und 40°C nahezu gleich bleibt, nehmen die Kühl-
systemkostenverringierungen mit zunehmender unterer Prozeß-
temperatur ab. Bei der vorgesehenen Verdunstungskühlung führt
eine untere Prozeßtemperatur von etwa 28°C zu einer
wirtschaftlich günstigen Lösung.

Bei Verwendung eines Zwischenkühlkreislaufs zur Spaltprodukt-
rückhaltung im Falle von Kühlerlecks in den Heliumkühlern müßte

die untere Prozeßtemperatur auf etwa 33° C angehoben werden. Dabei würden die Anlagekosten um die Kosten des zusätzlichen Kühlkreislaufs größer.

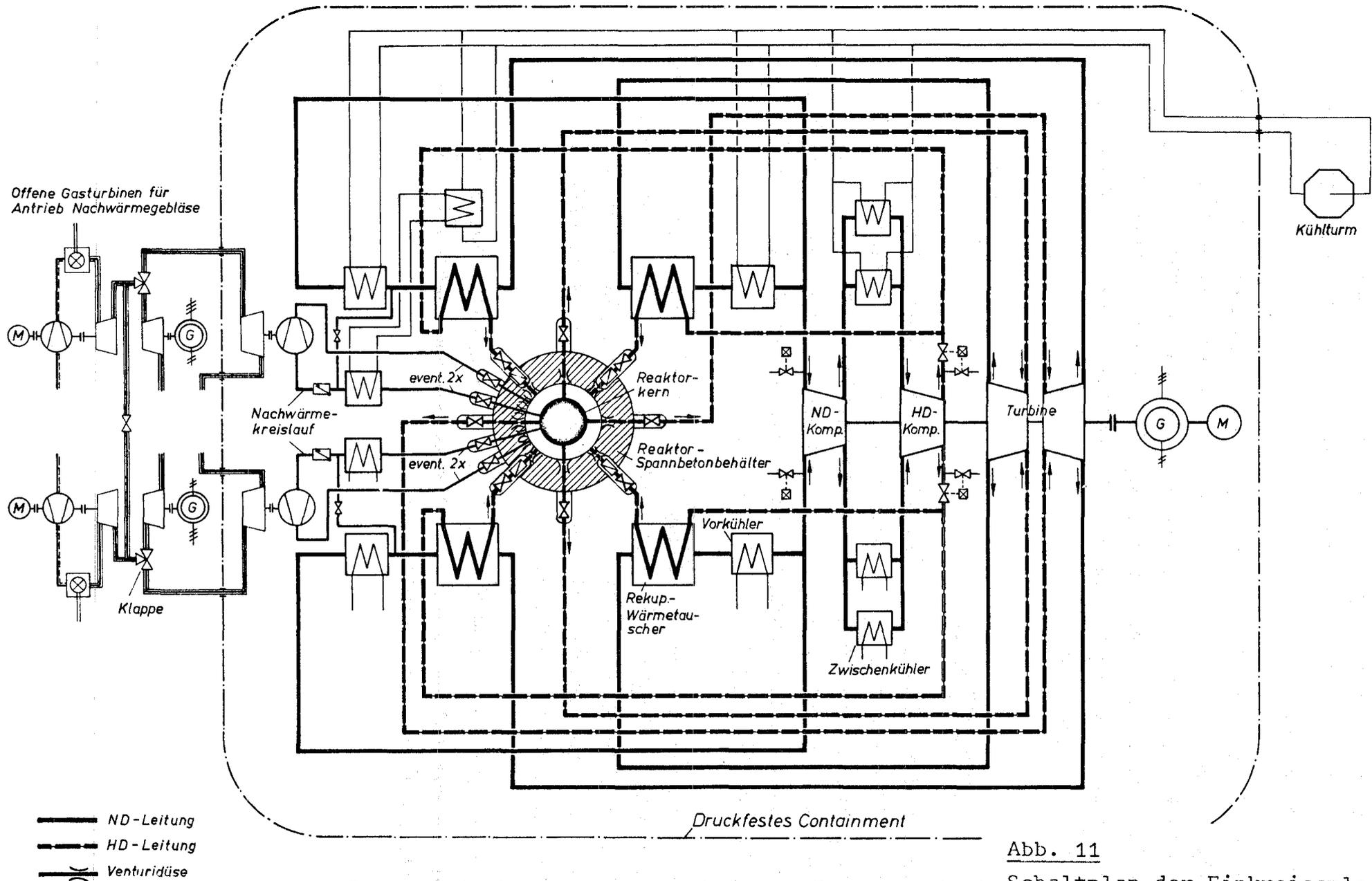
Möglicherweise kann auf den Zwischenkühlkreislauf durch Aufteilung in mehrere parallel geschaltete Helium/Wasser-Kühler und gesondere Helium-Leck-Meßgeräte in den Wasserkühlern verzichtet werden; dabei wird ein Kühlstrang mit Helium-Leckagen bis zur Reparatur abgesperrt. Die untere Prozeßtemperatur wurde daher zu 28° C angenommen.

5.2 Gesamtanordnung

Wie aus dem Schaltplan (Abb. 11) und der Übersichtszeichnung (Abb. 2) hervorgeht, sind alle Hauptkreislaufkomponenten in einem druckfesten Containment (1) untergebracht. Es sind ein Turbosatz (6) mit einer Zwischenkühlung während der Kompression sowie jeweils vier parallel geschaltete Wärmeübertrager (3) Vorkühler (4) und Zwischenkühler (5).

Dabei entsteht eine Anordnung, bei der eine komponentengerechte Konstruktion möglich ist. Außerdem ist durch die Verwendung eines Turbinenkreislaufs das Betriebs- und Regelverhalten leichter überschaubar als bei mehreren, z.B. drei parallel geschalteten Kreisläufen.

Der Einsatz von einem Turbosatz in horizontaler Bauweise und in Freiaufstellung unter dem Reaktorspannbetonbehälter ist aus folgenden Gründen vorteilhaft:



C 56

Prinzipielle Schaltung der Anlage mit Direktkreislauf

Abb. 11
Schaltplan der Einkreisanlage
Sämtliche am Reaktor-SBB angeordnete Ventile im Betrieb geöffnet

- Weitgehend konventionelle Bauweise und gute Zugänglichkeit erwartet
(für Montage, Wartung und Reparatur)
- Günstige Auslegungsbedingungen für den Turbosatz (hohe innere (polytrope) Wirkungsgrade in Turbine und Kompressor (etwa 0,9); Einwellenausführung)
- Niedrigere Kosten als bei mehreren parallel geschalteten Turbosätzen

Zur Nachwärmeabfuhr sind zwei unabhängige Gebläse (7) vorgesehen, deren Antrieb mittels offener Gasturbinenanlagen (8) erfolgt. Von den beiden offenen Gasturbinensätzen befinden sich die Turbinen für den Gebläseantrieb im Inneren des äußeren Containments.

Der in einem Spannbetondruckbehälter untergebrachte Reaktor (2) ist in Abb. 2 links in hängender und in Abb. 2 rechts in stehender Ausführung dargestellt. Eine etwas kompaktere Anlagenbauweise ergibt sich beim Reaktor mit stehendem Kern wegen des dabei tiefer liegenden Reaktorspannbetonbehälters.

Das Brennelementlager (11) ist bei beiden Reaktorausführungen seitlich unterhalb des Reaktorspannbetonbehälters untergebracht. Die Helium-Speicheranlage, die als Mehrkammerspeichersystem in Kaskadenschaltung ausgeführt ist, ist außerhalb des Containments angeordnet (in Abb. 2 u. 11 nicht dargestellt). Es ist zu untersuchen, ob sie aus sicherheitstechnischen Gründen im druckfesten Containment untergebracht werden muß.

5.3 Maschinenteil

Er umfaßt im wesentlichen den Turbosatz und den Generator. Der Turbosatz ist einwellig und hat je einen einflutigen Niederdruck- und Hochdruckkompressor und eine zweiflutige Turbine. Ein Gehäuse umschließt den ganzen Maschinensatz. (Im Vergleich zur Dampfturbine gleicher Leistung ist die He-Turbine erheblich kleiner.) Die Gasdrücke und Gastemperaturen am Turbosatz sind in Abschnitt 3.2.5 angegeben. Die Hauptabmessungen sowie die Lage und Größe der jeweils vier Leitungsanschlüsse am Gehäuse gehen aus Abb. 12 hervor. Der Generator ist auf der Turbinenseite angeschlossen.

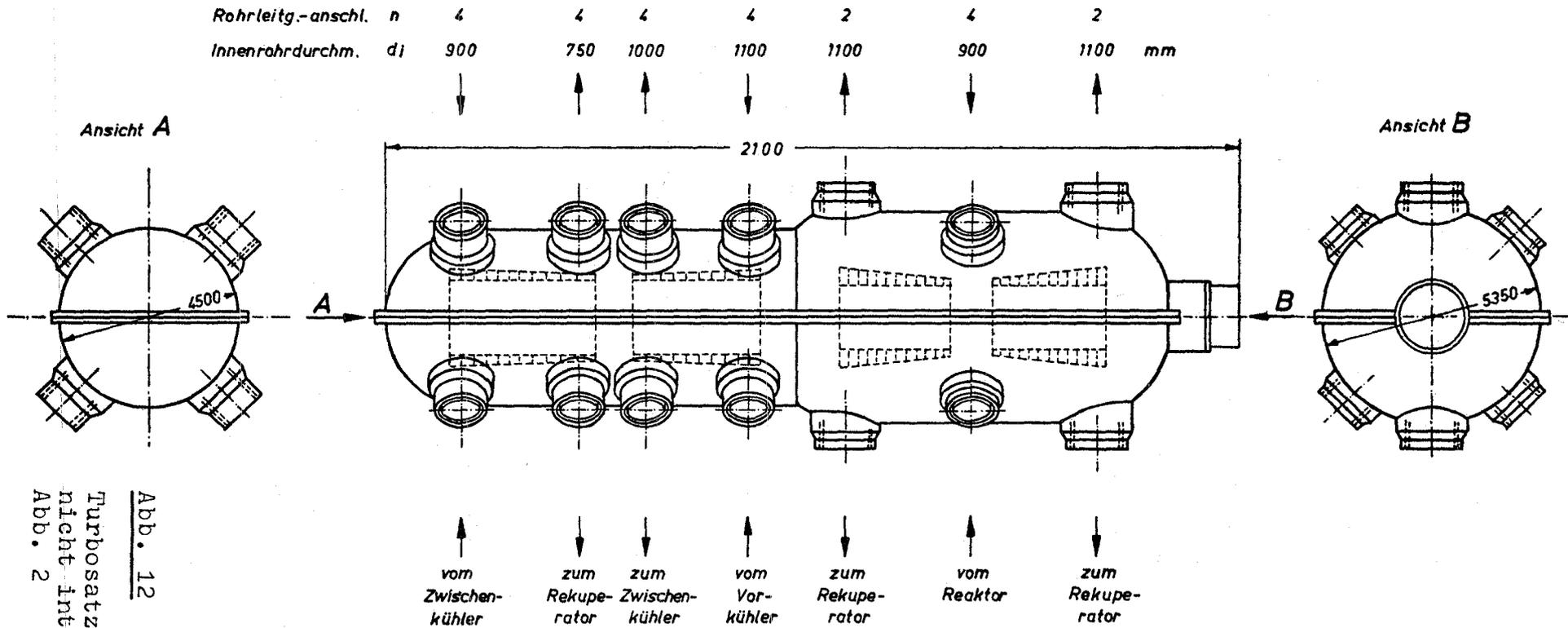
Die Fundamentabstützung von Turbosatz und Generator ist weich, um keine Schwingungskräfte in die Fundamente einzuleiten. Der Ausbau des Turbosatzes und des Generators erfolgt durch seitliches Ausfahren. Vor dem Ausbau des Turbosatzes sind die mit Schweißlippendichtungen versehenen Flanschverbindungen am Turbinengehäuse zu lösen. Das Turbinengehäuse ist zweischalig und hat eine horizontale Trennfuge. Der Turbosatz ist nicht viel größer als der im HHT-Projekt für die 600 MWe-Anlage vorgesehene.⁺⁾ Seine Realisierbarkeit kann bis zum möglichen Baubeginn einer GSB-GT-Anlage als möglich angesehen werden.

Die Drehzahl des Turbo-Generatorsatzes beträgt 3000 u/min. Der Generator ist wassergekühlt (Abmessungen u. Gewichte kleiner als bei H₂-Kühlung).

Anlaufvorgang

Auf der Verlängerung der Generatorwelle ist der Erregerteil (schleifringlos) und der Anwurfmotor angeordnet. Mit dem Anwurfmotor wird die Anlage bei etwa 600 u/min für 1 1/2 Std. betrieben, wobei der Kreislauf bis auf etwa 450°C aufgeheizt wird. Bei Anfahrbetrieb unter Volldruck ist die erforderliche

^{+) Beim HHT-Projekt ist der Druck vor der Turbine 60 bar.}



C 59

Abb. 12
 Turbosatz der Einkreisanlage für nicht integrierte Anordnung wie in Abb. 2

| | | HD-Kompressor | ND-Kompressor | Doppelflutige Turbine | | |
|-------------------|----|---------------|---------------|-----------------------|------|----|
| Stufenzahl | z | 11 | 10 | 12 | 12 | |
| Rotorlänge | RL | 3584 | 3141 | 2785 | 2785 | mm |
| max. Rotordurchm. | Da | 2258 | 2376 | 2400 | 2400 | mm |

Maßstab ca.1:100

Turbosatz GSB-Direktkreislauf 1000 MWe .90 bar
- Hauptabmessungen - (ohne Anwurfmotor)

Antriebsleistung 2 MW, entsprechend einem Antriebsdrehmoment von etwa 1 % des Vollastdrehmoments bei 3000 u/min. Danach wird die Wärmeabgabe des Reaktors erhöht und gleichzeitig der Turbo-Generatorsatz im Leerlauf auf Nenndrehzahl gebracht. Zur Beschleunigung des Turbosatzes bis zu einer Drehzahl zwischen 2000 und 2500 u/min wird zusätzliche Antriebsleistung benötigt. Die maximale Antriebsleistung beträgt etwa 8 MW. Oberhalb des genannten Drehzahlbereichs beschleunigt sich der Turbosatz von selbst und bei Erreichen von 3000 u/min kann der Generator an das Netz geschaltet und bei allmählicher Lastanhebung Leistung ins Netz gegeben werden.

5.4 Apparateteil und externes Kühlsystem

5.4.1 Apparateteil

Die jeweils vier parallel geschalteten rekuperativen Wärmeaustauscher (RWT), Vorkühler und Zwischenkühler sind in Röhren-Bauweise mit glatten, geraden Rohren ausgeführt. Überall ist das Gegenstromprinzip mit zusätzlicher Querstromwirkung um die Rohre zugrundegelegt. Die Hauptabmessungen und Auslegungsdaten der Wärmeübertrager sind im Abschnitt 3.2.7 angegeben.

Im RWT strömt das Hochdruckgas um die Rohre. Damit wird bei vorgegebenem bezogenen Gesamtdruckverlust die Übertragungsfläche kleiner als bei Führung des Hochdruckgases in den Rohren. Bei der gewählten Bauweise sind dann allerdings die Außenwände mit Hochdruck beansprucht, was höhere Mantel-Kosten ergibt als bei Niederdruckgasführung um die Rohre. Diese Mehrkosten sind jedoch kleiner als die Kosteneinsparungen durch die kleineren Wärmeübertragungsflächen.

In den Vor- und Zwischenkühlern strömt das Helium ebenfalls durch die Rohre. Das ist mit Rücksicht auf kleine Wärmeübertragungsflächen bei vorgegebenen Druckverlusten günstiger als die Strömung um die Rohre. Außerdem sind die Kühlergehäuse im zylindrischen Teil nur dem wesentlich niedrigeren Wasserdruck ausgesetzt.

Jeweils ein rekuperativer Wärmeaustauscher und ein Vorkühler bilden eine bauliche Einheit, wobei der Vorkühler direkt dem RWT nachgeschaltet ist. Abb. 13 zeigt den Aufbau einer solchen Einheit.

Durch die stehende Anordnung der rekuperativen Wärmeaustauscher und Vorkühler sind eine gute Raumausnutzung im äußeren Containment, günstige Leitungsführungen zwischen Reaktor und Turbosatz sowie leichte Montierbarkeit möglich.

5.4.2 Externes Kühlsystem

Das vorgeschlagene Verdunstungs-Rückkühlsystem (VR) ist, was die Kosten und den Wasserbedarf sowie die erzielbare untere Prozeßtemperatur betrifft, zwischen den Kühlsystemen mit trockener (Luft-) Kühlung und Flußwasserkühlung einzuordnen. Während die Flußwasserkühlung einen etwa 30-mal höheren Wasserbedarf aber niedrigere Kosten als das VR-System hat, ist bei der trockenen Kühlung der Wasserbedarf praktisch null, aber die Kosten sind bei den gegebenen Auslegungsdaten gegenüber dem VR-System erheblich höher (wegen der großen Kühlerflächen im Kühlturm). Die untere Prozeßtemperatur kann bei wirtschaftlichen Kühlsystemen bei der Flußwasserkühlung niedriger (ca. 20°C) und muß bei der trockenen Kühlung höher (ca. 35°C) als beim

Rekuperativ-Wärmetauscher mit Vorkühler beim GSB-Direktkreislauf 1000 MWe; 90 bar (4 Einheiten)

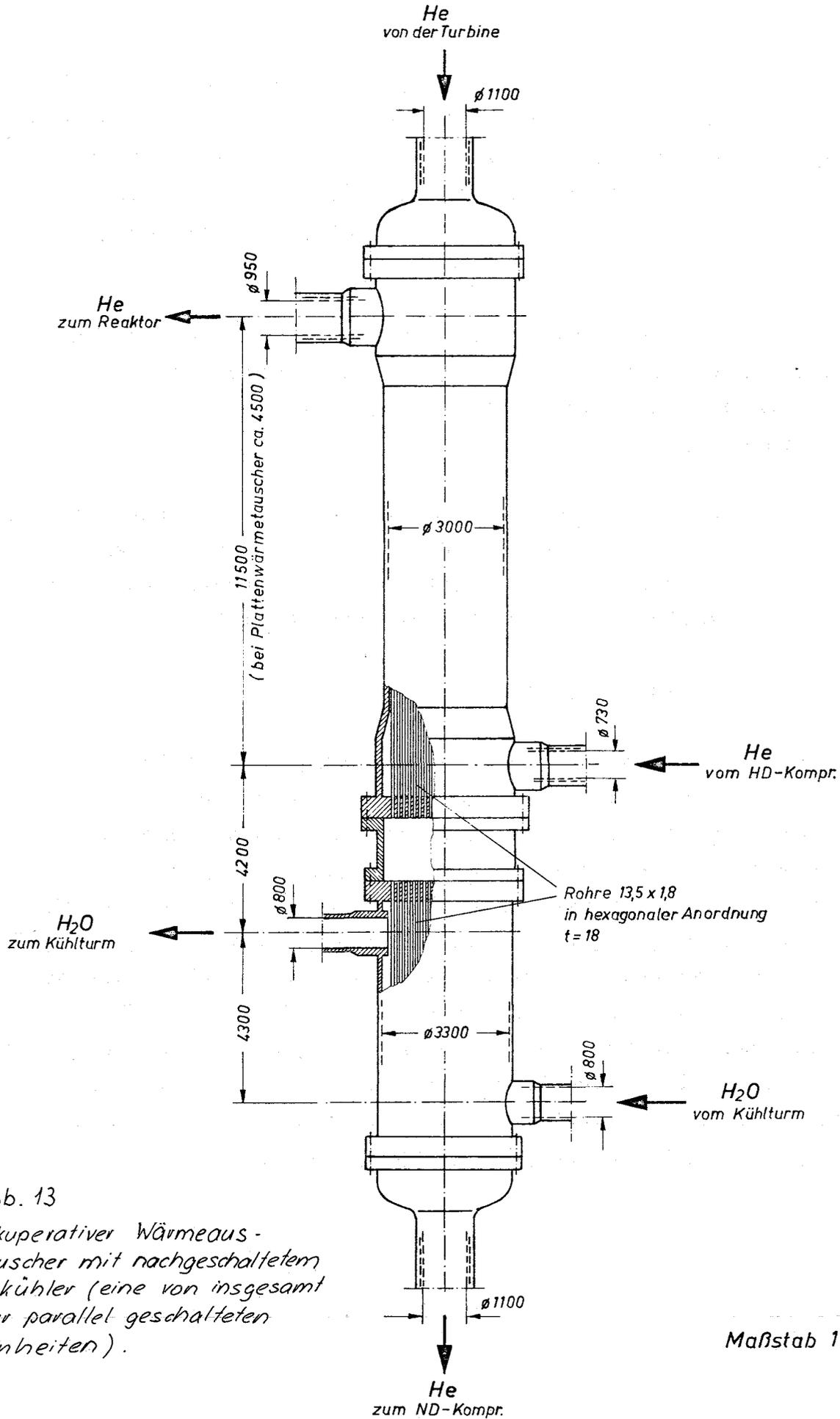


Abb. 13
Rekuperativer Wärmeaus-
tauscher mit nachgeschaltetem
Vorkühler (eine von insgesamt
vier parallel geschalteten
Einheiten).

Maßstab 1:100

VR-System sein. Da nicht anzunehmen ist, daß bis zum möglichen Einsatz von Kernkraftwerken mit gasgekühlten Brütern noch Standorte mit Flußwasserkühlung vorhanden sein werden, wurde die VR-Kühlung gewählt. Die Kühlwassermengen sind im Abschnitt 3.2.9 angegeben.

Die Unterbringung der Außenkühler (Rieselflächen) erfolgt in drei, möglicherweise auch in zwei Kühltürmen, die dann einen Durchmesser um 70 m und Höhen um 100 m haben müßten. Der Kühleraufwand ist gegenüber dem für die Zweikreissysteme geringer wegen der größeren Kühlzonenbreite, d.h. wegen der größeren Wassererwärmung im Umlaufwasser (24°C gegenüber 10°C). Die Verdunstungsmenge ist wegen etwa gleich großem Wirkungsgrad bei beiden Systemen (Zweikreis-, Einkreisanlage) nahezu gleich (s. 3.2.9).

5.5 Rohrleitungen und Armaturen

Für die Verbindung aller Hauptkomponenten sind doppelwandige Rohrleitungen vorgesehen. Die einzelnen Rohrleitungsabschnitte sind mit Kompensatoren gelenkig ausgebildet, um außer den Gaskräften nur kleine zusätzliche, durch Wärmedehnungen verursachte Spannungen in die Leitungen oder an den Komponentenanschlußstellen einzuleiten. Beide doppelwandige Leitungen sind für vollen Druckunterschied aus Betriebs- und Umgebungsdruck ausgelegt, und die Innenleitung kann gegenüber der Außenleitung Wärmedehnungen folgen.

Im Betriebszustand ist im Ringspalt der Rohrleitungen der gleiche Druck wie im inneren Rohr (durch Druckausgleichbohrungen in der Innenleitung) vorgesehen, so daß das Innere

Rohr druckentlastet ist. Bei Bruch der Außenleitung übernimmt das Innenrohr die Funktion des Druckmantels. Die Leitungsbauweise als Doppelrohrleitung ist zwar aufwendig, sie sollte jedoch im Prinzip den totalen Leitungsbruch und die damit verbundenen hohen Druckabsenkungsgeschwindigkeiten ausschließen, da gleichzeitiger Bruch beider Rohre nicht anzunehmen ist. Die Innenleitung ist so konstruiert, daß im Falle des Bruchs der Außenrohrleitung ein Ausbrechen an den Kompensationsstellen nicht möglich ist. Die Prüfbarkeit solcher Rohrleitungen ist schwierig. Eine alternative Ausbildung der Doppelrohrleitungen besteht darin, daß im Ringraum Umgebungsdruck herrscht und nur bei Bruch der Innenleitung die Außenleitung den vollen Druckunterschied aufnimmt. Der Vorteil ist die bessere Prüfbarkeit, der Nachteil die erhöhten Kosten bei heißgasführenden Innenleitungen.

Die Leitungsdurchmesser der Innenleitungen betragen bei den überall viersträngigen Gasführungen etwa 1 m. Die Außenleitungen haben etwa 1,4 m Durchmesser. Die Leitungen zwischen Reaktor und Turbine haben wegen der erforderlichen Innenisolation an der Innenleitung um etwa 0,1 m größere Durchmesser.

Doppelrohrleitungen und Kompensatoren mit den angegebenen Durchmessern und für die auftretenden Drücke bis 90 bar und Temperaturen bis etwa 400° C (durch Isolation erreichbar) sind ohne besonderen Entwicklungsaufwand herstellbar. In einer Versuchsanlage innerhalb des HHT-Projektes sind Leitungen mit Außendurchmessern von 1,3 m für Drücke bis 50 bar und Gastemperaturen bis zunächst 850° C vorgesehen.

Auf die Armaturen wird hier nicht näher eingegangen. An die im Schaltschema dargestellten Armaturen werden keine extremen Anforderungen gestellt. (Sie dienen zur Vermeidung von Kühlgasaustritt vor dem Reaktor und Eintritt von Luft in den Reaktor sowie zur Vermeidung von Überdrehzahl des Turbosatzes; s. Abschnitte 6.2 und 5.8.2) Die am Reaktor angeordneten Ab-

sperrorgane sind keinen besonderen Betriebsanforderungen wie z.B. Schnellschlußfunktion und Schließen oder Öffnen unter Druckbelastung unterworfen.

Die zur Regelung dienenden Armaturen (Bypaß-Ventile, Ein- und Auslaßventile) sowie die bei Leitungsbrüchen zu betätigenden Ventile sind technisch realisierbar.

5.6 Bauteil

5.6.1 Allgemeines

Die Anordnung der zur Kraftwerksanlage gehörenden Bauwerke ist aus dem für die Zweikreisanlage gültigen Lageplan der Abb. 10 ersichtlich. Da die gesamte Kraftanlage in einem zylindrischen Containment untergebracht ist, ergibt sich eine kompaktere Anordnung aller Baulichkeiten als bei der Dampfkraftanlage (Fortfall der großen Maschinenhalle). Alle übrigen zum Kraftwerk gehörenden Bauten haben etwa den gleichen Platzbedarf wie bei der Zweikreisanlage und sind bereits in Abschnitt 4.6 beschrieben. Hier braucht daher nur auf das äußere Containment eingegangen zu werden.

5.6.2 Druckfestes Containment

Es muß für den Fall von schnellem Gasverlust aus dem Kreislauf aus Gründen der Nachwärmeabfuhr gasdicht gegenüber der Umgebung sein und den sich einstellenden höchsten Mischdruck (unmittelbar nach Gasverlust) aushalten.

Aus dem zu 7 bar vorgegebenen Mischdruck, der als Höchstwert bei Gasverlust zwischen Reaktor und Turbine zugrundegelegt wurde, ist das erforderliche freie Volumen im äußeren Containment bestimmt. Bei der Formfestlegung des druckfesten Containments, die auch von den Abmessungen der darin unterzubringenden Komponenten abhängt, muß dieses freie Volumen eingehalten werden,

da sonst entweder der Mischdruck zu klein ist und die Nachwärmeabfuhr infrage gestellt ist, oder der Mischdruck höher als erforderlich ist, was zu stärkeren Gefäßwandungen und damit zu erhöhten Kosten des Containments führen würde. Auf die thermodynamischen Folgen durch Mischdruckbildung im Containment wird im Abschnitt 7.2 eingegangen. Die Verwendung von Schutzgas im Containment ist nicht notwendig.

Die hier vorgeschlagene Form des Containments ist ein stehender Zylinder. Im Containment ist der größte Durchmesser 32 m und die größte Höhe 65 m. Das freie Volumen ist etwa 35.000 m^3 und entspricht etwa demjenigen, das zu einem maximalen Mischdruck von 7 bar führt.

Das Containment kann einschalig oder zweischalig mit oder ohne Zwischenabsaugung ausgeführt werden. Beim einschaligen Containment ist die Innenwand des Containments mit einem Stahl-Liner versehen (7 mm dick), der nur gasdicht ist. Beim zweischaligen Containment ist eine innere druckfeste Stahlschale und eine äußere Betonschale vorgesehen. Die Gasabsaugung erfolgt in einer porösen Betonschicht hinter dem Liner bei der einschaligen Bauweise und hinter der Stahlschale beim zweischaligen Containment ^{+) .} Das Leckagegas wird abgesaugt und in den Kamin gegeben.

Es sind mehrere Durchbrüche für den Ausbau des Turbogenerator-Satzes (ca. 7 und 10 m Ø) und der übrigen Hauptkomponenten vorgesehen. Der Anwurfmotor und der Generator sind in einem zylindrischen Stahlstützen (ca. 10 m Ø) untergebracht, der an das Containment angeschlossen ist.

Es ist auch möglich, den Generator mit Anwurfmotor außerhalb des äußeren SBB aufzustellen und die Welle durch einen doppelwandigen Abschluß zu führen.

^{+) Die in Abb. 2 dargestellte Ausführung zeigt ein einschaliges Containment.}

Im oberen Teil des Containments sind vier Leitungsdurchbrüche für die Verbrennungsgasleitungen der zwei Gebläse-Antriebsturbinen vorgesehen.

Der Brennelementtransport erfolgt durch Doppelschleusen

5.6.3 Schutzeinrichtungen im Containment

Im Bereich der Leitungsführungen und Hauptkomponenten sind vor den Innenwandungen des Containments Wärmeschutzschilde angebracht, die bei Störfällen mit Gasaustritt aus dem Kreislauf den unmittelbaren Gasstrom zu den Containmentwandungen verhindern. Splitterschutzwände sind nur im Bereich des Turbosatzes vorzusehen, um bei Havarie des Turbosatzes Folgeschäden zu vermeiden. Die Rotorexplosion und die Projektilbildung durch Zerstörung von Wärmeübertragergehäusen werden als hypothetische Unfälle angesehen und damit nicht betrachtet.

Ob und inwiefern Abschirmungen gegen γ -Strahlung vorzusehen sind, hängt vom Spaltproduktverunreinigungsgrad des Kreislaufs und von der vom Betreiber geforderten Begehbarkeit der Anlage ab. Die Abschirmfrage bzw. die Unterteilung des Innenraums des Containments in mehrere getrennt begehbare Räume mit strahlenabschirmenden Wänden wurde hier nicht weiter untersucht.

5.6.4 Hebezeuge

Als Haupthebezeug ist ein Rundlaufdrehkran oberhalb des Reaktor-SBB angeordnet (s. Abb. 2). Sein Arbeitsradius ist so groß, daß damit bei der unsymmetrischen Aufstellung des Reaktor-SBB die im Containment befindlichen Komponenten ausgebaut werden können.

5.7 Gasspeicherung

Die Gasspeicheranlage dient zur Reservehaltung, zur Deckung von Leckagen und zur vorübergehenden Aufnahme von Kreislaufgas. Der Gasspeicherung kommt beim Direktkreislauf besondere Bedeutung zu, weil das im Kreislauf befindliche Gas vor Inspektions- oder Reparaturarbeiten in Kreislaufteilen bis auf eine Restmenge bei Umgebungsdruck oder aus regeltechnischen Gründen bei der sogenannten Druckpegelregelung vorübergehend abgespeichert werden muß. Bei der Zweikreisanlage ist Abspeichern von Helium nur bei Inspektions- oder Reparaturarbeiten an Primärkreislaufteilen nötig, und bei Laständerungen braucht das Heliuminventar nicht geändert zu werden.

Die Gasabspeicheranlage muß entsprechend den erforderlichen Laständerungsgeschwindigkeiten im Lastbereich zwischen 100% und etwa 40% der Auslegungsleistung ausgelegt sein und soll möglichst geringe Kosten haben. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß das abzuspeichernde Kreislaufgas aktiviert ist, was zur Überlegung zwingt, ob das Gas über die Gasreinigungsanlage als Reingas oder aber direkt ins Speichersystem gegeben wird. Aus ökonomischen Gründen scheint die Abspeicherung von aktiviertem Gas in ein abgeschirmtes Speichersystem vorteilhafter. Hierbei kann der natürliche Druckunterschied im Gaskreislauf dazu benutzt werden, Gas von der Hochdruckseite des Kreislaufs in ein Mehrkammer-Speichersystem mit mehreren Speichern in Hintereinanderschaltung einzuspeisen und dadurch den Kreislaufdruck abzusenken und Gas aus diesem Speichersystem in den Niederdruckteil des Kreislaufs einzuspeisen und dadurch den Druck wieder anzuheben. Eine solche Mehrkammerspeicheranlage hat bei 10 Speichern ein um etwa 50% größeres geometrisches Volumen als der Kreislauf selbst. Bei weniger Speichern ist das Gesamtvolumen größer. Die Verwendung von Zusatzkompressoren ist nur im Zusammenhang mit einem zusätzlichen Hochdruckspeicher sinnvoll, wenn schnelle Leistungssteigerungen erzielt werden sollen (z.B. zur Frequenzstützung).

Bei einer Reingas-Speicheranlage muß wegen des kleinen durch die Gasreinigungsanlage gehenden Mengenstroms für Laständerungen eine Bypaßregelung solange eingeschaltet werden, bis genügend Gas über die Gasreinigungsanlage aus dem Kreislauf abgespeichert ist und der Systemdruck dem geforderten Lastzustand entspricht. Zur Abspeicherung sind wegen der Druckverluste in der Gasreinigungsanlage Zusatzkompressoren erforderlich. Das Heliuminventar ist etwa ebenso groß wie bei der Zweikreisanlage (ca. 75 000 Nm³).

Die Gasreinigungsanlage, deren Bauvolumen bei etwa 1000 m³ liegt, kann entweder im Containment oder im angrenzenden Reaktorgebäude untergebracht werden. Die Auslegungsspezifikationen wurden nicht näher untersucht (s. auch 4.7).

5.8 Konstruktive Maßnahmen zur Beherrschung von Störfällen

Das Verhalten der Anlage nach Eintreten von Störfällen muß so sein, daß keine weiteren Folgeschäden eintreten. Das trifft vor allem für Leitungsbrüche mit voller Querschnittsfreigabe zu, was schnelle Druck- und Temperaturänderungen sowie große Massenstromänderungen zur Folge hat. Im Kreislauf sind daher zum Schutz der Komponenten und Komponenteneinbauten gegen Zerstörung mehrere Einrichtungen angeordnet, deren prinzipielle Wirkungsweise hier erläutert wird. Diese Einrichtungen sind im Schaltplan Abb. 11 dargestellt.

5.8.1 Schutzmaßnahmen bei Druckabsenkung im Kreislauf

Zum Schutz der Reaktoreinbauten gegen zu große Druckgradienten und Strömungsumkehr sind in den vier Gaseinlaßleitungen am Reaktorspannbetonbehälter Durchflußbegrenzer oder Rückschlagklappen und in den vier Auslaßleitungen Durchflußbegrenzer eingebaut. Die Durchflußbegrenzer arbeiten nach dem Venturidüsenprinzip. Bei Leitungsbrüchen unmittelbar am Reaktor (vor den in Sicherheitsleitungen untergebrachten Absperrventilen) stellt sich im engsten Querschnitt der Düse Schallgeschwindigkeit ein, und der Massenstrom ist dann kleiner als ohne Leitungsverengung. Das führt zu niedrigeren Druckabsenkungsgeschwindigkeiten, weil die Entleerung des unter Druck stehenden Reaktors langsamer erfolgt. Wegen der mit zunehmender Verengung rasch zunehmenden bleibenden Druckverluste in der Venturidüse während des Normalbetriebs sind Querschnittsverengungen auf weniger als $1/3$ ungünstig. Die bei diesem Wert auftretenden Druckabsenkungsgeschwindigkeiten entsprechen denen, die sich bei Bruch einer Leitung von scheinbar insgesamt 12 vorhandenen Leitungen ergeben. Aus groben Abschätzungen, die die zusätzlichen Drosselverluste beim Ausströmvorgang an beiden Seiten der Bruchstelle sowie die internen Strömungsvorgänge im Gesamtsystem (mit den noch intakten Leitungssträngen) nicht mitberücksichtigten, ergeben sich bei Bruch von einer Leitung am Reaktor-SBB maximale zeitliche Druckgradienten im System um etwa 12 bar/s. Alle durch entstehende Druckkräfte beanspruchten Reaktoreinbauten (Tragplatte, Brennelementkörbe bei beschichteten Teilchen, inneres thermisches

Schild und die Isolation der SBB-Innenwand) sind festigkeitsmäßig mit ausreichender Sicherheit auszulegen.

Bei Bruch einer Reaktorzuleitung mit Rückschlagklappe sind die Druckgradienten bereits um weniger als den Faktor 0,5 kleiner, da nur Gas aus der der Klappe gegenüberliegenden Bruchstelle austreten kann. Es scheint allerdings fraglich, ob schnellschließende Rückschlagklappen für die erforderlichen Leitungsdurchmesser herstellbar sind.

Bei Bruch einer Leitung an anderen Stellen des Kreislaufs sind die zeitlichen Druckgradienten wegen zusätzlicher Drosselstellen bis zur Ausströmstelle und vor allem bei Leitungsbruch auf der Niederdruckseite wegen der kleineren Gasdichte beim Ausströmen noch kleiner als bisher angegeben.

5.8.2 Schutzmaßnahmen gegen Überdrehzahl des Turbosatzes bei Leitungsbrüchen

Von den übrigen Hauptkomponenten ist vor allem der Turbosatz vor Überdrehzahl bei Leitungsbruch unmittelbar hinter der Turbine zu schützen. Hierbei tritt nämlich vorübergehend eine starke Gefälle-Vergrößerung auf, die große Beschleunigungskräfte zur Folge hat. Um gefährliche Überdrehzahlen zu vermeiden, wird ein Abschluß am Kompressoreintritt zum Innenraum des äußeren Containments geöffnet. Dann bewirkt die Strömungsumkehr im Kompressor ein dem Turbinendrehmoment etwa gleich großes Bremsmoment, wodurch die Überdrehzahl in Grenzen gehalten werden kann.

5.8.3 Schutzmaßnahmen gegen Lufteinbruch in den Reaktor

Bei Leitungsbrüchen vor allem im Niederdruckteil ist bei Erreichen des Mischdrucks im Gesamtsystem und bei noch laufendem Turbosatz die Gefahr des Lufteintritts in den Reaktor gegeben. Hierdurch können die aus beschichteten Teilchen aufgebauten Brennelemente durch Sauerstoffreaktion abbrennen und alle Spaltprodukte freigesetzt werden. Durch Öffnen eines Gasaus-

lasses auf der Hochdruckseite des Kompressors und durch gleichzeitiges Schließen der Hochdruckleitungen zu den rekuperativen Wärmeaustauschern wird auch bei noch laufendem oder stehendem Turbosatz Einströmen von Luft in den Kreislauf verhindert. Eintreten von Luft durch die Reaktorauslaßleitungen nach Mischdruckbildung wird durch Schließen der am Reaktor SBB angeordneten Absperrorgane in diesen Leitungen verhindert. Für die in 5.8.2 und 5.8.3 erwähnten Armaturen gilt das unter 5.5 gesagte.

6. Reaktoranlage einschließlich Spannbetonbehälter

6.1 Wahl der Kernanordnung

Der Kern eines schnellen Brutreaktors setzt sich aus sechseckförmigen prismatischen Kästen zusammen, in denen sich die Brennstäbe bzw. mit beschichteten Teilchen gefüllte Körbe befinden. Für die Anordnung der Brennelementkästen gibt es grundsätzlich zwei Möglichkeiten:

- Aufhängen an einer im Reaktorraum oben angeordneten Tragplatte
- Aufstellen auf einer im Reaktorraum unten angeordneten Tragplatte

Bei der Wahl der Anordnung sind folgende Punkte zu berücksichtigen, wobei die Beschickungseinrichtung hier nicht als Kriterium herangezogen wird:

1. Die Strömungsführung muß so gewählt werden, daß die Tragplatte auf der Eintrittsseite des Kühlgases liegt. Dadurch ergeben sich für die Tragplatte geringere Wärmedehnungen, höhere zulässige Spannungen und eine kleinere Schwellrate (max. Schwellrate bei etwa 500 C).

2. Die Regelstabantriebe sollen auf der gleichen Seite wie die Tragplatte sein. Dadurch wird neben den unter Pkt. 1 geschilderten Vorteilen erreicht, daß die Regelstäbe beim Brennelementwechsel nicht durch die Beladeeinrichtung beeinträchtigt werden und somit jederzeit funktionsfähig bleiben.
3. Kern und radiales Blanket sollen parallel durchströmt werden. Hierdurch sind neben einer einfacheren Konstruktion eine reaktorphysikalisch günstige, größere Corehöhe und kleinere Druckverluste als bei Hintereinanderdurchströmung von Radialblanket und Kern möglich.
4. Bei stabförmigen Brennelementen sollte der Kühlmittelstrom in den einzelnen Brennelementkästen während des Betriebs von außen einstellbar sein; bei Brennelementen aus beschichteten Teilchen ist das nicht erforderlich. (Bei stabförmigen Brennelementen sind abbrandabhängige Temperaturänderungen im BE größer als bei BE aus beschichteten Teilchen, wo kürzere Beladungsintervalle vorliegen.)

Diese vier Forderungen haben für die zwei möglichen Anordnungen bei beiden Brennelementtypen folgende Konsequenzen:

| | <u>Hängender Kern</u> | <u>Stehender Kern</u> |
|---|--|--|
| Strömungsrichtung im Kern | von oben nach unten | von unten nach oben |
| Heißgasaustritt | an der Unterseite der Reaktorkaverne | an der Oberseite der Reaktorkaverne |
| Regelstabantriebe | von oben | von unten |
| Beladung | von unten | von oben |
| Verschiebung des Brennstoffs bei einem teilweisen Kernschmelzen | Trennung in zwei Teile durch Erdbeschleunigung und Strömungskräfte | Zusammensacken des Brennstoffs durch Erdbeschleunigung entgegen den Strömungskräften |

Nach Abwägen dieser Punkte und unter Berücksichtigung der verschiedenen Reaktorkonzepte wurde für stabförmige Brennelemente die hängende Anordnung, für die c.p.-Variante die stehende Anordnung gewählt.

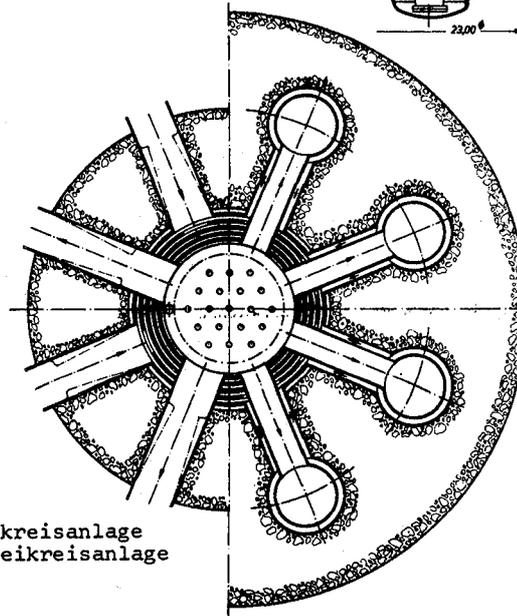
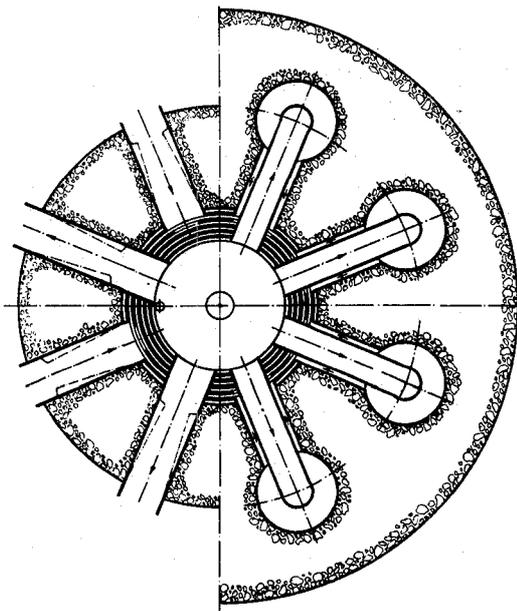
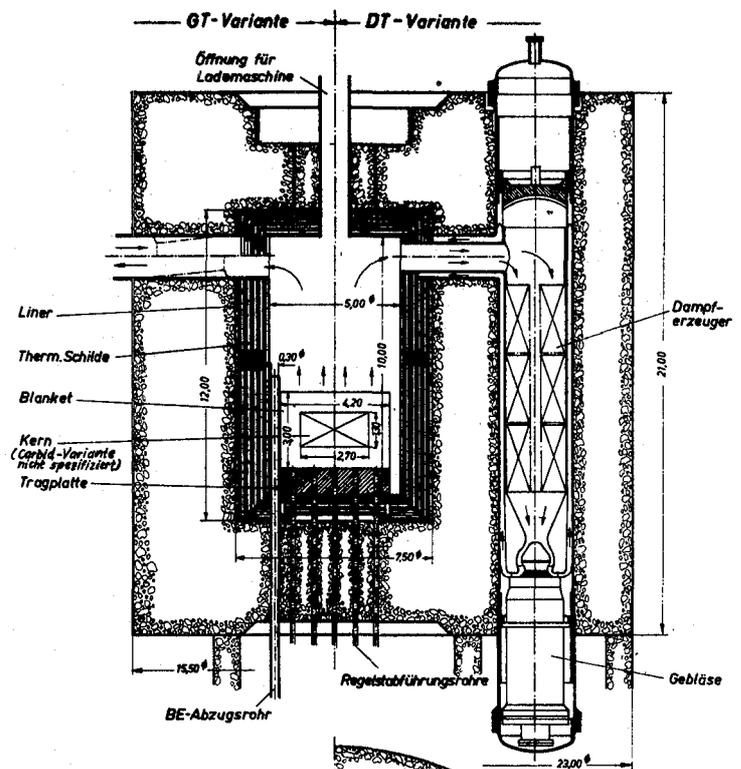
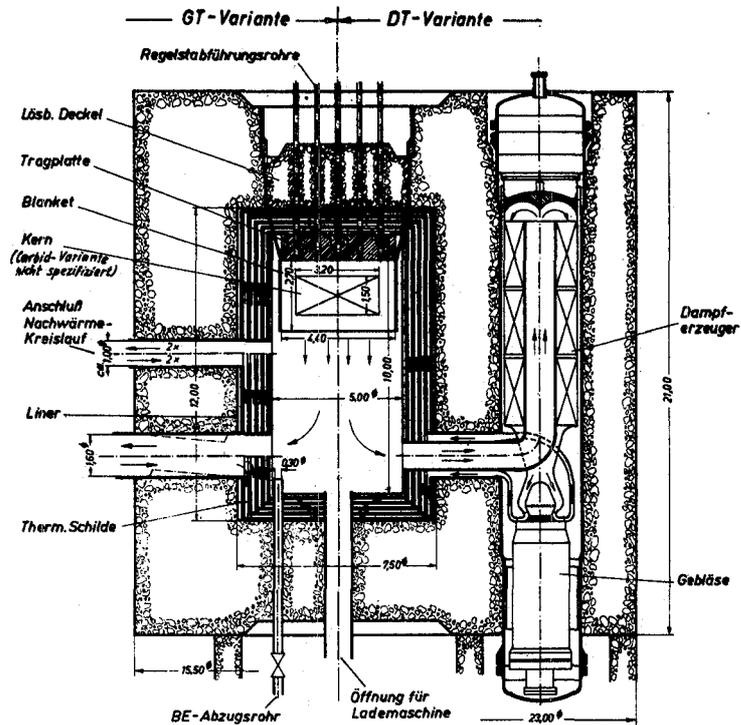


Abb. 14

Reaktoraufbau

- a) hängender Kern
- b) stehender Kern

linke Bildhälfte für Einkreisanlage
rechte Bildhälfte für Zweikreisanlage

Abb.14a GSB-Reaktoraufbau mit hängendem Kern
(metallisch umhüllte Brennelemente)

Abb.14b GSB-Reaktoraufbau mit stehendem Kern
(Brennelemente aus beschichteten Teilchen)

6.2 Strömungsführung (siehe auch Abb. 14)

Das in die Reaktorkaverne eintretende Kühlgas wird zunächst durch Leitbleche zum thermischen Schild an der dem Kern gegenüberliegenden Seite geführt und strömt dann durch den zylindrischen Teil des thermischen Schildes zu den Gaseinlässen in der Kerntragplatte und dann durch den Reaktor. Aus dem vom inneren thermischen Schild gebildeten Heißgasraum strömt das Gas durch die radialen Öffnungen zu den Dampferzeugern oder zur Gasturbine.

Alle Gasleitungen vom und zum Reaktorinnenraum sind radial im SBB angeordnet. Die Gaszuführungsleitungen liegen in gleicher Höhe wie die Gasauslaßleitungen. Beim Zweikreissystem sind acht konzentrische Gasein- und Gasauslässe und beim Einkreisystem je vier einfache Gasein- und Gasauslässe vorgesehen. Die Durchbruchsdurchmesser im SBB sind bei beiden Systemen gleich und betragen 1,6 m. In den einfachen Gasleitungen können Strömungsbegrenzer (Venturidüse) eingebaut werden, um bei externen Leitungsbrüchen die Druckabsenkungsgeschwindigkeit im Reaktor herabzusetzen. Der damit verbundene bezogene Druckverlust im Normalbetrieb beträgt etwa 1,8%, wenn die Querschnittsverengung in den Venturidüsen zwei Drittel des Leitungsquerschnitts beträgt.

Falls schnellschließende Rückschlagklappen entwickelt werden können, können die Venturidüsen in den Reaktoreinlaßleitungen durch diese ersetzt werden, die bei Leitungsbrüchen vor dem Reaktoreinlaß automatisch schließen. Dadurch wird die Druckabsenkung im Reaktor wesentlich langsamer, außerdem sind die Druckverluste in dem Rückschlagklappenabschnitt bei geöffneten Klappen viel kleiner als bei Einbau der Venturidüse.

6.3 Reaktorkaverne, Reaktorabmessungen, Reaktortragplatte

Für alle Fälle wurde der durch den Liner begrenzte Reaktor-Innenraum mit einer Höhe von 12 m und einem Durchmesser von 7,5 m angenommen, obwohl die Abmessungen des Reaktors mit metallumhüllten Brennelementen verschieden von denen des Reaktors mit Brennelementen aus beschichteten Teilchen sind. (Die Kern-Ab-

messungen des Reaktors mit carbidischen Brennelementen sind nicht spezifiziert.)

| | | Reaktorabmessungen ⁺⁾ | |
|----------------------------|-------------|--|---|
| | | metallumhüllte Brennelemente (hängender Reaktor) | Brennelemente aus besch. Teilchen (stehender Reaktor) |
| K e r n | Durchmesser | 3,2 (Keine Spezifikation | 2,6 |
| | Höhe | 1,5 bei carbidischen BE) | 1,3 |
| K e r n mit Blankets | Durchmesser | 4,4 | 4,2 |
| | Höhe | 2,7 | 3,0 |

⁺⁾ Ungefährte durch Vereinheitlichung festgelegte Werte

Für die Tragplatte wurde eine Dicke von 1 m, für den Abstand zum Liner ebenfalls 1 m gewählt.

Beim stehenden Reaktor ist die Tragplatte unterteilt, und die einzelnen Teile sind am Boden abgefangen. Die Gaskräfte an der Tragplatte wirken dem Eigengewicht der Platte entgegen.

Beim hängenden Reaktor ist die Platte aus einem Stück gefertigt. Sie ist in einer ringförmigen Aufhängung gelagert. Eigengewicht und Gaskräfte wirken in der gleichen Richtung. Im Falle einer Durchbiegung der Tragplatte gehen die BE auseinander, wodurch Sicherheit gegen Kritikalität des Kerns gegeben ist und Verklemmen der BE nicht zu befürchten ist.

Die Reaktorkaverne ist oben mit einem ausbaubaren Deckel versehen. Dadurch können nach Entladen des Reaktors bei beiden Reaktortypen die Kernplatte ausgebaut und die übrigen Einbauten inspiziert werden. Beim hängenden Kern beträgt der Deckeldurchmesser 5,5 m, beim stehenden Kern ist er kleiner.

6.4 Angaben über Brennelemente und Regelstäbe

Die wichtigsten Daten über die Brennelemente und die Regelstäbe sind in der nachfolgenden Tabelle zusammengestellt. Sie dienen zur Orientierung und sind nicht endgültig.

| | | Brennelemente | |
|---|-------|---|--|
| | | metallumhüllt (Varianten 1,2 u.6) | beschichtete Teilchen (Varianten 4 u. 5) |
| Zahl der BE-Kästen | Stck. | ca. 250 | ca. 270 |
| Schlüsselweite der BE-Kästen | cm | ca. 17,5 | ca. 15,2 |
| Anzahl der BE je Kasten | | ca. 260 (je nach BE-Ø) | 1 |
| BE-Durchmesser | cm | 0,7 - 0,8 | D _a ca.15 D _i ca. 8 |
| Brutelem.- Ø | cm | ca. 1,2 | ca. 1,2 (metallumhüllt) |
| Art d. Drosselung | | In Betrieb veränderl. | Fest eingestellt |
| Anzahl der Regelstabeinheiten einschl. Reservestäben (Reservestäbe mit separatem Antrieb) | Stck. | ca. 20 | 6 |
| Max. Einfahrzeit der Regelstäbe | s | 0,2÷0,3 | 0,8÷ 1 +) (0,6' erreichbar) |
| Einfahrriichtung | | von oben nach unten (Regelstäbe stehen in Normalstellung im Heißgasplenum!) | |
| Antrieb der Regelstäbe | | elektrisch und zweites unabhängiges Antriebssystem | |

+) Wegen größerer Kern-Strukturmasse größere Einfahrzeiten als bei metallumhüllten BE möglich.

6.5 Thermisches Schild und Wärmeisolation

Die Aufgabe des thermischen Schildes ist die Abschwächung der Neutronen- und Gammastrahlung auf einen für Beton zulässigen Wert von $< 10^{11}$ MeV/cm² sec. Hierzu ist mindestens eine 60 bis 70 cm dicke Stahlwand erforderlich. Wegen der durch Strahlung im thermischen Schild erzeugten Wärme von etwa 15 MW wird eine Aufteilung in mehrere Lagen vorgenommen, zwischen denen das in den Reaktor einströmende Kühlgas hindurchströmt. Dabei geht der größte Teil der im Schild erzeugten Wärme in das Kühlgas. Die innerste Lage des Schildes ist als gasdichter Behälter ausgebildet, der durch die Druckdifferenz zwischen ein- und austretendem Kühlgas (2,5 bis 5 bar je nach Reaktorart und Kreislaufart) belastet wird. Bei einer Wandstärke von 60 mm hält der Behälter einem größten, kurzfristig auftretenden äußeren und inneren Überdruck von 45 bar stand.

Damit ist sichergestellt, daß er auch bei schnellem Druckabfall auf der Heißgas- oder Kaltgasseite nicht verformt wird. Vor dem Liner des SBB ist Platz für eine ausreichende etwa 20 cm dicke thermische Isolation. Diese Isolation muß vor allem den bei der Direktkreislaufvariante möglicherweise auftretenden schnellen Druckabsenkungen standhalten (s. 6.8.3).

Die radialen Gasführungen im SBB sind bei allen Varianten mit äußeren Isolationen zur Kleinhaltung des Wärmestroms in den SBB und mit inneren Isolationen vor allem bei der Heißgasleitung zur Kleinhaltung der Rohrwandtemperatur versehen.

Eine Auslegung des thermischen Schildes ist im Anhang A beschrieben.

6.6 Beschickungs-Einrichtung

Die BE-Wechselmaschine ist auf der dem Kern gegenüberliegenden Seite auf der Kernachse untergebracht und wird nur für Beschickungszwecke in den Reaktorraum gefahren. Sie ist mit Scherenarm versehen.

Beim hängenden Kern wird jeweils ein Brennelementkasten von einem Becher am Scherenarm aufgenommen und über die Transportöffnung zum BE-Lager gesetzt. Von dort erfolgt die Absenkung ins BE-Lager.

Ein ähnliches Prinzip ist bisher noch nicht verwirklicht worden, es werden jedoch keine schwerwiegenden Probleme erwartet. Der Brennelementwechsel erfolgt bei abgeschaltetem, drucklosen Reaktor (Abwarten des Abklingens der Nachwärme wegen großer Beladungszeitabstände möglich).

Beim stehenden Kern greift die Wechselmaschine eine Brennelementeinheit, hebt sie aus dem Kern heraus und setzt sie über die Transportöffnung zum BE-Lager. Von da aus wird die BE-Einheit ins Lager abgesenkt. Ein ähnliches Prinzip ist bei den AGR- bzw. bei den HTR-Reaktoren in Planung. Die Beladungsvorgänge erfolgen ohne Last bei Druck im System. (Abwarten des Abklingens der Nachwärme und BE-Wechsel nach Druckabsenkung auf Umgebungsdruck wegen kurzer Beladungszeitabstände zu unwirtschaftlich.)

6.7 Brennelementlager

Für die Lagerung neuer und abgebrannter Brennelemente sowie der Brutelemente ist ein Lager unterhalb des Reaktors vorgesehen (s. Abb. 1 und 2). Dieses Lager ist bei beiden Reaktorarten für eine Kapazität von etwa $2/3$ aller im Reaktor befindlichen Brenn- und Brutelemente auszulegen ($1/3$ einzusetzende und $1/3$ herauszunehmende Elemente).

Bei metallumhüllten Brennelementen kann das Lager drucklos ausgeführt werden, da vor dem BE-Wechsel eine große Abklingzeit für die Nachwärmeproduktion im Reaktor in Kauf genommen werden kann. Die Kühlung im Lager erfolgt in Wasserbecken.

Für die aus beschichteten Teilchen aufgebauten Brennelemente ist der Beschickungszyklus so kurz (wegen der großen Brennstoffbelastung und der kleinen internen Brutrate etwa alle vier Wochen), daß lange Abklingzeiten für die Nachwärmeproduktion im Reaktor nicht in Kauf genommen werden können. Daher erfolgt die Entladung in das unter gleichem Druck wie im Kreislauf stehende Lager, wobei auch noch größere Nachwärmen ohne große Kühlgebläse abgeführt werden können. Es müssen jedoch ausreichende Kühler vorgesehen werden.

6.8 Reaktorspannbetonbehälter

Im Rahmen der Studie wurden zwei verschiedene Behältertypen untersucht. Beiden Typen wurde die in der Entwicklung bzw. in der Erprobung befindliche Wickelvorspannung zugrunde gelegt. Die hier dargelegten Varianten sind Lösungen, deren Ausführbarkeit schon jetzt vorausgesetzt werden kann, sofern die unter 9.4 aufgeführten Probleme zufriedenstellend gelöst werden. Für die Zweikreis- und Einkreis-Varianten wurde jeweils ein gleicher Behälter gewählt. Der SBB für die Variante 3 (Reaktor-druck 120 bar) wurde nicht untersucht.

6.8.1 Behälter Zweikreisanlage (ohne Anschlüsse, Liner und Isolation)

Zur integrierten Unterbringung des Reaktors, der Dampferzeuger und Gebläse wurde die sogenannte pod-boiler-Ausführung gewählt. Die Größe und Lage der Kavernen (eine Reaktor-, acht DE-Kavernen) sowie der internen und äußeren Durchbrüche (jeweils 8) sind der Abb. 15 links zu entnehmen. Der SBB ist für einen hängenden Reaktor dargestellt. Die angegebenen Abmessungen sind aufgrund von Abschätzungsrechnungen bestimmt worden. Die endgültigen Werte dürften nicht stark davon abweichen.

Die Auslegungsdaten sind:

| | |
|--|--------|
| Innendruck | 70 bar |
| Mittl. Oberfl. Temp. des Betons hinter der Isolierung | 40 C |
| Umgebungstemperatur | 20 C |

Beim Spannbetonbehälter für den stehenden Reaktor sind im wesentlichen nur die Querdurchbrüche versetzt; sie liegen höher (s. Abb. 14b, rechte Hälfte).

6.8.2 Behälter für Einkreisanlage

Hierbei handelt es sich um einen einfachen, zylindrischen Behälter, dessen Berechnung und Konstruktion nach dem heutigen Stand der Technik ausreichend zu beherrschen sind.

In Abb. 15, Mitte, ist die SBB-Ausführung für einen hängenden Reaktor dargestellt. Im Verlauf der Studie wurde von sechs radialen Durchbrüchen auf acht Durchbrüche und weitere vier Durchbrüche, etwa in Behältermitte, übergegangen (s. auch Abb. 14a, linke Hälfte). Der Innendurchmesser der Reaktorkaverne wurde wegen des größeren Isolationsaufwandes (höhere Reaktorein- und -auslaßtemperaturen als beim Zweikreissystem) um 0,5 m größer gewählt.

Die Auslegungsdaten sind:

| | |
|--|--------|
| Innendruck | 90 bar |
| Mittlere Oberfl. Temp. des Betons hinter Isolierung | 50 C |
| Umgebungstemperatur | 20 C |

6.8.3 Innere Auskleidung des SBB

Auf der Innenseite des SBB wird eine gasdichte Stahlauskleidung (Liner) angebracht, die als Dichthaut wirkt und gleichzeitig als innere Schalung beim Bau des Spannbeton-Druckbehälters dient. (Dicke ca. 20 mm bei Feinkornbaustahl.)

Auf der Innenseite des Liners ist eine Wärmeisolation, auf der Außenseite des Liners eine Wasserkühlung angeordnet. Die Wärmeisolation verringert den Wärmefluß vom Reaktorraum in den SBB, und die Kühlung sorgt für ausreichend niedrige Temperatur im Spannbetonbehälter.

Die Wärmeisolation stellt beim GSB mit Direktkreislauf ein echtes Entwicklungsproblem dar, weil sie bei guten Wärmedämmeigenschaften gegen Druckabsenkungsgeschwindigkeiten um 12 bar/s standhalten muß. Isolationen für Druckabsenkungsgeschwindigkeiten bis 3 bar/s können für Helium heute schon als realisierbar angesehen werden. Eine Möglichkeit für die Isolation wird in der Verwendung von mehrlagigem Maschendrahtgewebe (ca. 20 Maschen/cm², Drahtdurchmesser 0,3 mm) gesehen.

Feststoffisolationen sind auch gut geeignet. Obwohl dabei Wärmeleitahlen um 0,05 W/cm grd zu erwarten sind und bei der gegebenen

SPANNBETON-DRUCKBEHÄLTER FÜR SCHNELLEN GASGEKÜHLTEN BRÖTER.

M. 1:100

VARIANTE DAMPFKREISLAUF

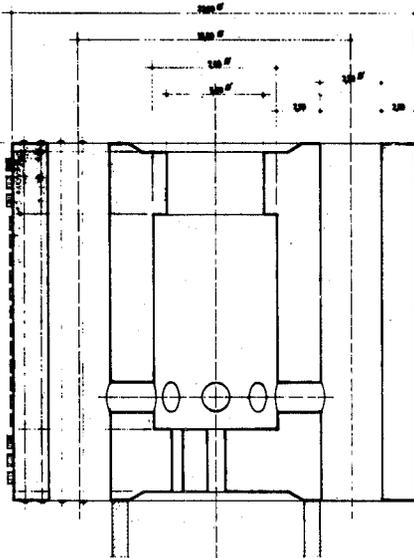
VARIANTE GASTURBINE

Entwurf eines beweglichen Verschlusses

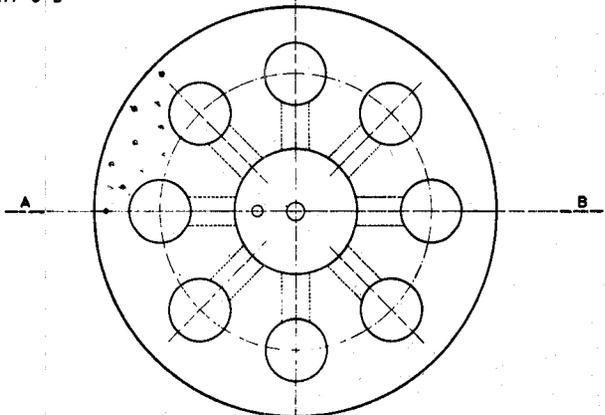
PRINZIPSKIZZE M.1:50

BELEHUNG, VERLEHREN UND BEWEGBARE BEDECKUNGSSCHICHT SIND NICHT DARGESTELLT.

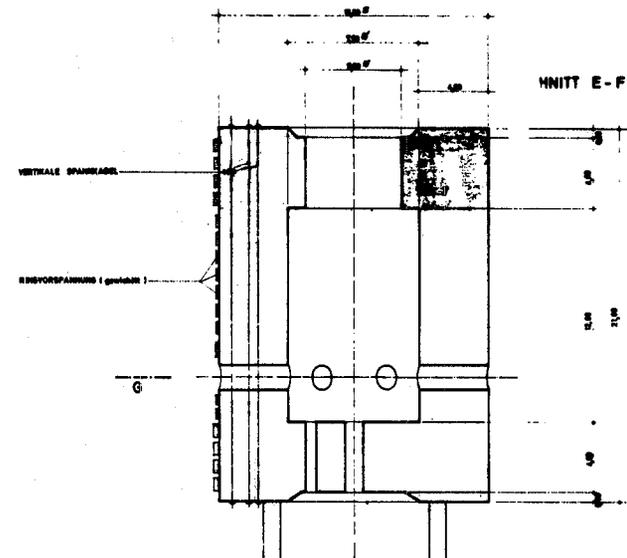
SCHNITT A-B



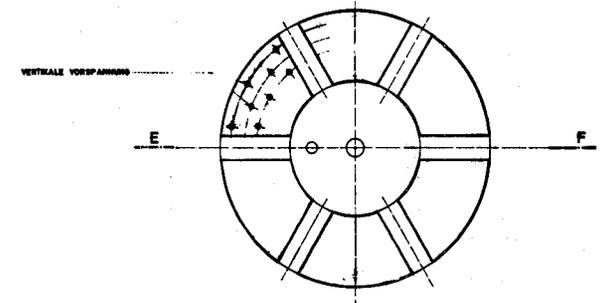
SCHNITT C-D



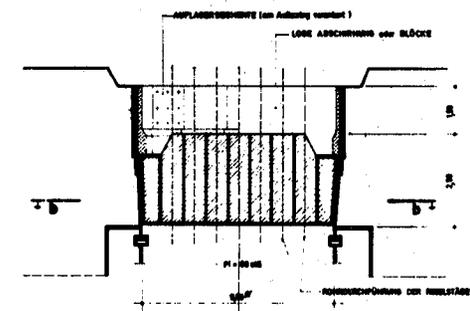
SCHNITT E-F



SCHNITT G-H



Schnitt a-a



- Grundriß - Schnitt b-b

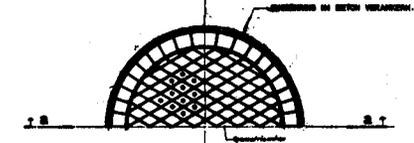


Abb. 15

Aufbau des Spannbetonbehälters

links für Zweikreisvariante
 mitte für Einkreisanlage
 rechts für Abschlußdeckel bei hängen-
 dem Kern

- C 82 -

Isolationsstärke Wärmestromdichten um 10 kW/m^2 auftreten, sind die Wärmeverluste durch die SBB-Wände etwa nur 5 MW, und die Konstruktion der dazugehörigen Kühlungen im SBB bereitet keine Schwierigkeiten.

Das Linerkühlsystem wird aus Gründen der Sicherheit in zwei voneinander unabhängige Systeme aufgeteilt. Im Normalbetrieb sollen beide Kühlsysteme in Betrieb sein; bei Störungen oder Wartungsarbeiten ist der Betrieb mit einem Kühlsystem möglich.

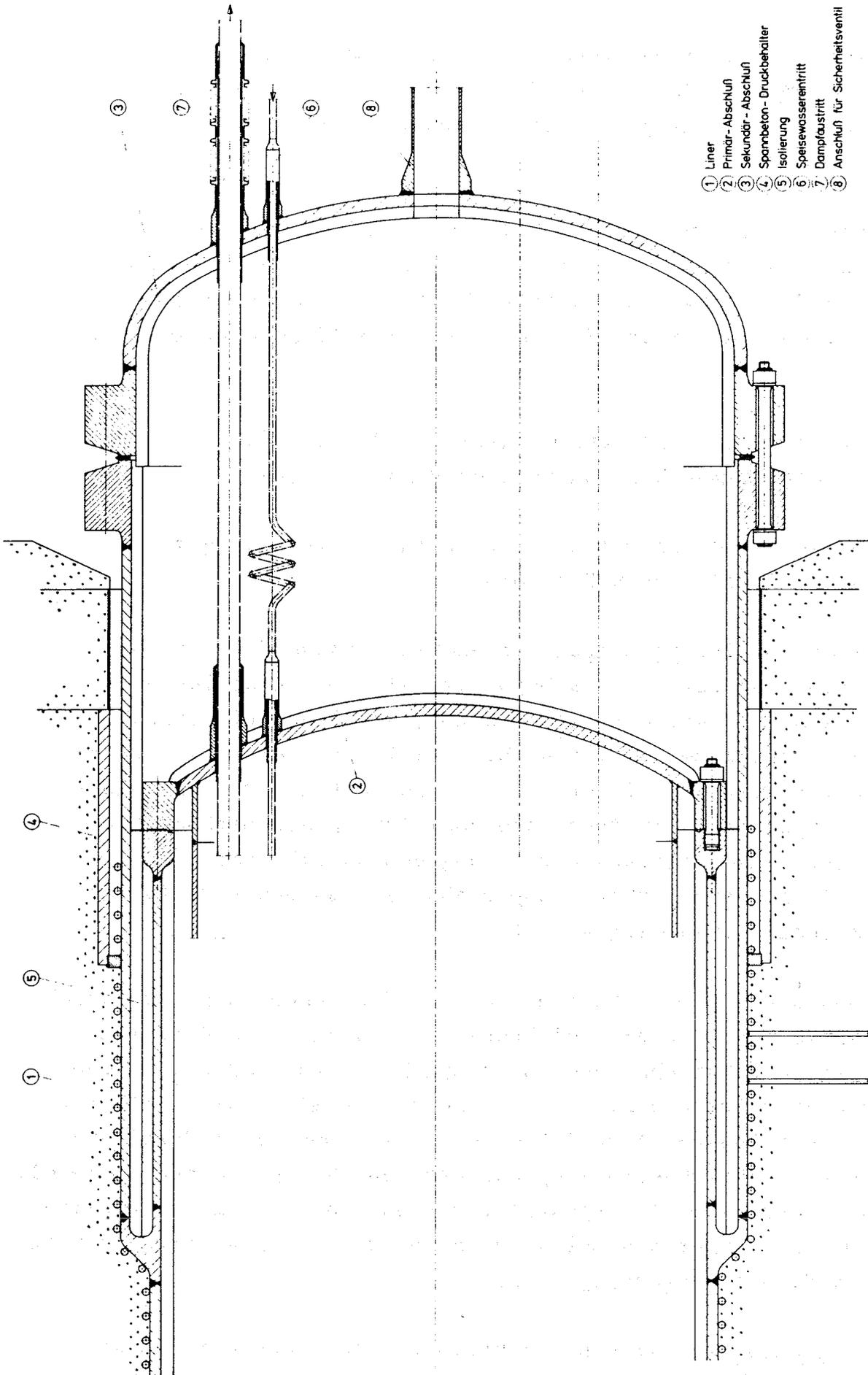
6.8.4 Wichtigste Behälterdurchtritte und Abschlüsse (ausgenommen herausnehmbarer Behälterdeckel)

Für die Behälterdurchtritte und Abschlüsse wird die gleiche Sicherheit wie für den SBB gefordert.

Die bei den Zweikreisanlagen vorgesehene Lösung für den Abschluß der Pods ist die des Doppeldeckels. Die Abschlüsse sind so auszuführen, daß sie örtliche, vom Reaktorinnenraum getrennte Containments bilden. Hierbei ist hinter einem inneren druckfesten Abschluß ein druckloser Raum mit äußerem Abschlußdeckel vorgesehen. Der drucklose Raum ist an ein Leckage-Kontrollsystem angeschlossen (Erkennung von Undichtigkeiten). In Abb. 16 ist ein lösbarer Doppelabschluß an den Pods für den Dampferzeugerausbau dargestellt.

Bei Bruch des inneren Abschlusses kann der äußere Abschluß durchschlagen werden (Projektilwirkung). Um das zu vermeiden, kann alternativ der Zwischenraum unter Druck gesetzt werden, so daß der Innenabschluß drucklos ist. Eine andere Möglichkeit besteht darin, einen äußeren Abschlußdeckel (unter Druck) in Verbindung mit einer Durchflußbegrenzung einzusetzen (Gebläse-Abschlußdeckel, Abb. 3). Dabei muß sichergestellt werden, daß die bei Störfällen mit dem Gas austretende Aktivität nicht zur Überschreitung der zulässigen Strahlenbelastung führt.

Bei der Einkreisanlage sind im wesentlichen Gasdurchführungen vorhanden. Die Gasleitungen sind an den Panzerrohren der Durchtritte zu befestigen.



- ① Liner
- ② Primär-Abschluß
- ③ Sekundär-Abschluß
- ④ Spannbeton-Druckbehälter
- ⑤ Isolierung
- ⑥ Speisewasserentritt
- ⑦ Dampfaustritt
- ⑧ Anschluß für Sicherheitsventil

| | |
|-----------------|---|
| DE - Durchtritt | |
| 1 | 1 |
| 2 | 2 |
| 3 | 3 |
| 4 | 4 |
| 5 | 5 |
| 6 | 6 |
| 7 | 7 |
| 8 | 8 |
| GRUPP | |

Abb. 16

Doppeldeckelabschluß mit Dampfdurchführungen (für DE bei Zweikreisanlage).

6.8.5 Herausnehmbarer Behälterdeckel

Bei beiden Reaktorausführungen (mit stehendem oder hängendem Reaktor) scheint es wegen der noch ungelösten Materialprobleme (Schwellen der Reaktor-Tragplatte, Veränderungen in Strukturmaterialien der Reaktorinneneinbauten) erstrebenswert, den oberen Teil der Behälterdecke auswechselbar zu konstruieren.

Eine mögliche Deckelkonstruktion mit einem Durchmesser von etwa 5,5 m ist in Abb. 15 rechts, für einen hängenden Reaktor dargestellt. Der Deckelteil enthält beim hängenden Reaktor alle erforderlichen Regelstabdurchbrüche, beim stehenden Reaktor eine zentrale Öffnung für den Anschluß der Belademaschine (s. Abb. 14b).

Vom Aufbau des Kerns her sind Regelstab-Durchbrüche in kleinem Raster (18,5 cm) oder in großem Raster (48 cm) möglich. Eine selbsttragende Stahlbetonkonstruktion scheint wegen der zahlreichen Durchdringungen nur bei großem Raster und nur als nicht beweglicher monolithischer Behälterabschluß mit erträglichem Aufwand denkbar.

Beim Konstruktionsvorschlag in Abb. 15 rechts, wird eine stählerne "Wabenplatte" mit eingebauten Kühlrohren und Regelstabdurchführungen vorgeschlagen. Um ein dem restlichen SSB so weit wie möglich entsprechendes Trag- und Sicherheitsverhalten zu erreichen (d.h. auch Stahlliner des Deckels hat nur Dichtfunktion), kann die Wabenplatte mit Beton ausgefüllt werden, der zwischen den Waben den Liner entlastet und gleichzeitig als Abschirmung wirkt.

Selbstverständlich sind auch andere Konstruktionen denkbar. So könnte z.B. noch der Einschluß der gesamten Reaktor-Steuer-Mechanik in den Spannbetonbehälter untersucht werden. Im Deckel würden dann die Durchführungen und die damit verbundenen Nebenprobleme entfallen; allerdings würde der Behälter um etwa 6 m höher werden.

7. Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr

7.1 Zweikreisanlage

Die Nachwärmeabfuhr muß für folgende Bedingungen nachgewiesen werden.

1. Ausfall der Stromversorgung für die Gebläse-Hauptantriebsmotore
2. Ausfall von einem Gebläse
3. Gasdrücke im Primärkreislauf zwischen höchstem Betriebsdruck und Umgebungsdruck einschließlich der Transienten

Zu Punkt 1:

Es werden zwei vom Netz und von den Hauptantriebsmotoren unabhängige Stromaggregate für die Versorgung der Gebläseantriebsmotore vorgesehen. Die Antriebsleistung für den ungünstigsten Nachwärmebetriebsfall steht immer zur Verfügung und wird von zwei offenen Gasturbosätzen erzeugt. Die Generatorleistung der offenen Gasturbinensätze wird bei Nachwärmebetrieb an die vorhandenen Gebläsemotore und bei Normalbetrieb der Anlage ins Netz gegeben.

Zu Punkt 2:

Der gleichzeitige Ausfall von mehr als einem Gebläse ist unwahrscheinlich. Außerdem erfolgt bereits bei Ausfall eines Gebläses die Reaktorabschaltung. Bei Ausfall eines Gebläses wird der Massenstrom im Reaktor infolge Bypaßstrom durch den entsprechenden Dampferzeugerstrang auf etwa 78% reduziert (Annahme gleicher Strömungswiderstände im Reaktor und im Dampferzeugerstrang mit ausgefallenem Gebläse).

Zu Punkt 3:

Die Gasumwälzgebläse werden durch die Hauptgebläsemotore angetrieben. Fällt die Netzstromversorgung für die Motore aus, so ist die von einem offenen Gasturbinensatz zu liefernde Gebläseantriebsleistung zu ermitteln.

Bei Volldruck und einer Nachwärmeproduktion von 7% der Reaktorleistung beträgt die Antriebsleistung bei den Konzepten mit 70 bar Kühlgasdruck etwa 1,35 MW. Dieser Wert gilt für einen Druckverlust im Primärkreislauf im Normalbetrieb von 5%, einen Betriebsmassenstrom von 2000 kg He/s, sowie bei Ausfall eines Gebläses und einer mechanischen Verlustleistung der intakten Gebläse von 1,2 MW und bei einem Gebläsewirkungsgrad von 0,80. Die dabei erforderliche bezogene Druckerhöhung in den Gebläsen ist gegenüber der im Normalbetrieb (Auslegungszustand) vernachlässigbar klein. Da jedoch bei Beibehaltung der Auslegungsdrehzahl die Gebläseleistungsaufnahme viel höher als angegeben wäre, muß der Volumenstrom durch Vordrallregelung im Verhältnis der Nachwärmeproduktion zur Betriebswärmeabgabe des Reaktors verkleinert werden (bei Drehzahlregulierung ist die Drehzahl in diesem Verhältnis zu verringern).

Bei Umgebungsdruck im Primärkreis können die Gebläse einerseits etwa nur den gleichen Volumenstrom und die gleiche bezogene Druckerhöhung erzeugen wie im Auslegungsfall. Es stellt sich daher bei konstanter Gebläsedrehzahl bei Umgebungsdruck ein Betriebspunkt ein, in dem ein bestimmter Volumenstrom für die im Gebläse mögliche Druckerhöhung gegeben ist. Nimmt man an, daß die bezogene Druckerhöhung die gleiche ist wie im Auslegungsfall, so ergibt sich bei Umgebungsdruck und bei Ausfall eines Gebläses ein Massenstrom von etwa 1,0% des Massenstroms im Auslegungsbetrieb. Die abführbare Nachwärme ist dann auch etwa 1,0% der Auslegungswärme. Dieser Wert kann auf 1,2% erhöht werden durch Absenkung der Vorwärmtemperatur im Dampferzeuger. Auch ist es bei Verwendung von Axial-Gebläsen (hier Radialgebläse vorgesehen) mit Schaufelverstellung möglich, den Volumenstrom bei konstanter Drehzahl auf etwa 120% des Auslegungsvolumenstroms zu erhöhen. Dann ist die Zeitspanne, nach der die noch erzeugte Nachwärme abgeführt werden kann, etwa 4 Stunden, ohne diese Zusatzmaßnahmen etwa 5 Stunden.

Wenn es wider Erwarten nicht gelingen sollte, den erforderlichen Reaktorkavernendeckel mit den entsprechenden Dichtheitsanforderungen herzustellen, so ist die Anlage in einem druckfesten Containment unterzubringen, in dem der Mischdruck so hoch ist, daß dabei die Nachwärme sicher abgeführt werden kann.

Die Leistungsaufnahme der Gebläse beträgt bei 1 bar Systemdruck etwa 1,7 MW. Bei einer Auslegung der beiden unabhängigen offenen Gasturbinenanlagen für eine Leistung von jeweils 2 MW kann damit in allen auftretenden Fällen die Nachwärmeabfuhr sichergestellt werden.

Das Zweikreiskonzept mit 120 bar Primärgasdruck wurde hier nicht näher untersucht. Es ist verständlich, daß dabei die Nachwärmeabfuhr bei 1 bar kleinere zulässige Lecks voraussetzt als bei den Varianten mit 70 bar Primärgasdruck (s. Kapitel IV).

Irgendwelche Absperrorgane im Primärkreislauf sind für den Nachwärmebetrieb nicht erforderlich.

7.2 Einkreisanlage

Die Nachwärmeabfuhr muß für folgende Bedingungen nachgewiesen werden:

1. Antriebsleistung für zusätzliche Gasumwälzgebläse kann nicht dem Netz entnommen werden.
2. Bei Gasdrücken im Reaktor zwischen höchstem Betriebsdruck (90 bar) und Mischdruck unmittelbar nach Gasverlust und Mischdruck nach Gasverlust und Temperatenausgleich im äußeren Containment.
3. Bei Druckabsenkungen auf den unter Punkt 2 angegebenen Mischdruck unmittelbar nach Gasverlust in etwa 12 Sek. (mit Rücksicht auf zulässige Druckgradienten im System).

Zu Punkt 1:

Parallel zum Hauptkreislauf sind zwei unabhängige Kreisläufe zur Nachwärmeabfuhr vorgesehen, die separate Leitungsanschlüsse am Reaktor haben (s. Abb. 11 und 14). Jeder Kreislauf hat ein Gebläse und einen Kühler. Die Gasströmung in den Zusatzkreisläufen wird im Normalbetrieb der Anlage durch Rückschlag-Ventile ⁺⁾ unterbunden (s. Abb. 11). Die Gebläse werden von zwei offenen Gasturbinensätzen angetrieben, die ständig in Betrieb sind und dabei eine der höchsten erforderlichen Gebläseleistung entsprechende Leistung erzeugen. Diese Leistung wird im Normalbetrieb über die eine

⁺⁾ Die Rückschlagventile sind im Gegensatz zu denen in den Hauptgasleitungen weit weniger starken Beanspruchungen ausgesetzt.

der beiden vorgesehenen, parallelgeschalteten Nutzturbinen ins Netz gegeben. Für den Nachwärmebetrieb wird durch Strahlumlenkung in die zweite Turbine von dieser das Umwälzgebläse angetrieben. Sowohl der Haupt-Turbosatz mit Anwurfmotor als eines der beiden durch die offenen Gasturbinensätze angetriebenen Zusatzgebläse sind allein in der Lage, die Nachwärmeabfuhr zu gewährleisten (1 von 3-Prinzip). In den Nachwärmekreisläufen kann ein zusätzlicher Wärmeübertrager eingesetzt werden.

Zu Punkt 2 und 3:

Der sich unmittelbar nach schnellem Gasverlust einstellende Mischdruck im System wurde zu 7 bar festgelegt. Dabei reicht der Hauptkreislauf bei entsprechender Schaltung (Trennung der Nutzturbine vom Netz und Bypaßschaltungen für die Turbine und den Kompressor) zur Abfuhr der größten Nachwärme aus (ca. 7% der Reaktorauslegungsleistung).

Das Gebläse und der Kühler im Nachwärmekreislauf sind für einen Betriebsdruck von 7 bar (Mischdruck unmittelbar nach Gasverlust) und für eine max. Nachwärmeabfuhr von 5% ausgelegt (das ist die Nachwärmeezeugung etwa 12 Sek. nach Reaktorabschaltung). Das Übergangsverhalten im Reaktor nach Leitungsbruch bis zur vollen Leistung der Gebläse wurde nicht untersucht. Da jedoch die Gebläse unmittelbar nach Leitungsbruch anfahren und in etwa 6 Sekunden auf voller Leistung sind, ist der Nachwärmekreislauf bereits vor Ende des Ausströmungsvorgangs aus dem Kreislauf voll wirksam. Die Problematik der Transienten ist hier nicht behandelt.

Die erforderliche Gebläseantriebsleistung beträgt bei 7 bar Mischdruck beim Reaktor mit stabförmigen Brennelementen etwa 2,5 MW und bei dem Reaktor mit Brennelementen aus beschichteten Teilchen etwa 4,0 MW. Die Gebläse haben bei axialer Bauweise einen Durchmesser, der etwas kleiner ist als der des HD-Kompressors des Haupt-Turbosatzes. Bei Nachwärmeabfuhr und Volldruck (90 bar) müssen die Gebläse mit niedrigerer Drehzahl betrieben werden als beim Mischdruck, da sonst die Leistungsaufnahme der Gebläse größer als die Auslegungsleistung der Gasturbine wird. Zur Abfuhr einer Nachwärme von 5% genügt eine Gebläsedrehzahl von etwa 1/12 der Auslegungsdrehzahl. Das kann durch entsprechende Drosselung der Gebläseturbine erfolgen. Die Leistungsaufnahme der Gebläse beträgt in diesem Falle nur etwa 40 KW (stabf. Brennelemente) bzw. 70 KW (beschichtete Teilchen)

als Folge der mit höherem Druck abnehmenden Druckverluste im Nachwärmeabfuhrkreislauf und der vernachlässigbaren Druckverluste im Reaktor.

Infolge der Gasabkühlung im Containment sinkt der Gasdruck unter den ursprünglichen Mischdruck. Eine Grobschätzung ergibt, daß in etwa 10 Minuten Temperaturgleichgewicht mit dem Containment erreicht wird und dabei der Mischdruck auf etwa die Hälfte des ursprünglichen Wertes absinkt. (Die Temperaturerhöhung im Containment ist etwa 45°C)⁺). Bei diesem Druck kann mit dem Gebläse ein Massenstrom gefördert werden, dem eine Nachwärmeabfuhr von 2,5% entspricht. Die Absenkung der Nachwärmeproduktion von 5% auf 2,5% findet jedoch schon in etwa 7 Minuten statt; somit kann bei der Druckabsenkung im Gesamtsystem durch Temperatúrausgleich die Nachwärmeabfuhr sicher abgeführt werden.

Die Festlegung des Mischdrucks auf 7 bar stellt einen Kompromiß dar: Der Mischdruck soll mit Rücksicht auf nicht zu hohe Gasturbinenleistung so hoch wie möglich sein; mit Rücksicht auf ein nicht zu teures Containment möglichst niedrig. Bei 3,5 bar Mischdruck unmittelbar nach Gasverlust wäre z.B. der Gebläseleistungsbedarf viermal so groß als angegeben.

Der Auslegungsmischdruck von 7 bar wird nur erreicht bei Bruch einer Heißgasleitung zwischen Reaktor und Turbine. Kleinere Werte ergeben sich bei Leitungsbrüchen an anderen Stellen des Kreislaufs. Um den Auslegungsmischdruck auch hierbei zu erreichen, wird vorübergehend Helium aus der Speicheranlage eingespeist.

Die Möglichkeit, die Zusatzgebläse elektrisch mit der vom Generator einer offenen Gasturbine abgegebenen Leistung anzutreiben, hat zwar den Vorteil, daß keine Verbrennungs-Gasleitungen ins Innere des Containments geführt werden müssen, aber den Nachteil des schwierigen elektrischen Anfahrvorgangs der Gebläsemotore mit der schweren Motorläufermasse.

⁺) Auswirkungen der zeitlichen Gradienten auf die Konstruktion müssen noch näher untersucht werden.

Im Prinzip sind keine Absperrorgane am Reaktor für die Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr notwendig. Die im Schaltplan, Abb. 11, am Reaktor vorgesehenen Absperrorgane haben nur den Zweck, nach einem Leitungsbruch und erfolgtem Druckausgleich Gasaustritt aus dem Reaktor in den beschädigten Strang (Hauptkreislauf oder Nachwärmekreislauf) und Eintritt von Helium/Luft-Gemisch in den Reaktor zu unterbinden.

7.3 Nachwärmeabfuhr bei schnellem Druckabfall im Kreislauf auf 1 bar

Für die hypothetischen Fälle, daß bei Gasauslaß aus dem System schnelle Druckabsenkungen in etwa 10 Sekunden auf 1 bar Reaktor-gasdruck führen (Vor allem bei der Einkreisanlage nicht auszuschließen), ist zu untersuchen, ob dabei die Nachwärme des Reaktors abgeführt werden kann.

In beiden genannten Fällen reichen die vorgesehenen Nachwärme-abfuhrsysteme für eine zeitlang nicht aus, weil die damit umwälzbaren Reaktorkühlgasmengen zu klein sind.

Daher muß für eine zusätzliche Kühlung des Reaktors zumindest solange gesorgt werden, bis mit den vorhandenen Nachwärmeabfuhrsystemen die anfallende Nachwärme abgeführt werden kann. Das könnte durch vorübergehende Einspeisung von CO_2 (Vorschlag der UKAEA; allerdings unter Druckhaltung im Primärkreis bei 2 bar), Wasser oder Wasserdampf in den Reaktor erfolgen.

Geht man davon aus, daß die anschließende Gasumwälzung wieder mit Helium vorgenommen wird, so ist die Zusatzkühlung durch die angegebenen Fremdmedien bei der Zweikreisanlage etwa 4 Stunden lang und bei der Einkreisanlage etwa 10 Stunden lang durchzuführen.

Wird beispielsweise zur Kühlung Wasser benutzt, das fein zerstäubt in den Reaktor gegeben wird und im Reaktor verdampft ⁺⁾ , so betragen die erforderlichen Wasservorratsmengen, wenn man

⁺⁾ Die Wassereinspritzung muß so angeordnet und ausgelöst werden, daß unabhängig von der Lage der Kreislauf-Leckstellen die Kernkühlung sichergestellt ist (z.B. Einspritzungsmöglichkeit auf beiden Seiten des Kerns).

eine zeitlich gemittelte Nachwärmeerzeugung von 1,5% zugrundelegt, etwa 300 bzw. 750 Tonnen. Die Lagerhaltung dieser Wassermengen oder vergleichbarer Mengen CO_2 (hier nicht näher untersucht) dürfte möglich sein.

Die Frage nach der Verträglichkeit der Brennelemente mit dem Wasserdampf spielt hier eine untergeordnete Rolle solange es nicht zu einer Freisetzung von Aktivitäten aus den Brennelementen kommt.

Da die angegebenen Fälle der raschen Druckabsenkung auf 1 bar nur denkbar sind bei Austritt des Kreislaufgases in die Umgebung, und somit einen Katastrophenfall charakterisieren, spielt die Frage nach der Verträglichkeit des Kühlmittels mit den Brennelementen eine untergeordnete Rolle gegenüber der Forderung, den Reaktor vor einer Kernschmelze zu bewahren.

Die Verwendung vom Wasser setzt allerdings die Schnellabschaltung des Reaktors vor Wassereingabe in den Reaktor voraus. Andernfalls würde wegen der Moderierungswirkung des Wassers der Reaktor überkritisch.

7.4 Nachwärmeabfuhrsystem

Für die Bereitstellung der Gebläseantriebsleistung zur Nachwärmeabfuhr sind bei der Zweikreis- und der Einkreisanlage offene Gasturbinenanlagen vorgesehen, die in Dauerbetrieb sind und bei einer Turbineneintrittstemperatur von etwa 575 C arbeiten.

Bei der Zweikreisanlage sind zwei unabhängige Aggregate angeordnet, wobei jedes Aggregat einen elektrischen Generator antreibt. Die Leistung eines jeden Generators ist 2 MW. Bei Ausfall der Stromversorgung zum Antrieb der Gasumwälzgebläse werden die Gebläse motoren mit Strom von einem der Generatoren der offenen Gasturbinenanlagen versorgt. Die Nachwärme wird in den Dampferzeugern abgeführt.

Bei der Einkreisanlage sind zwei unabhängige, offene Gasturbinenanlagen mit einer Nutzleistung von jeweils 4 MWe vorgesehen. Diese Aggregate haben jeweils zwei Nutzturbinen, die einzeln oder gemeinsam vom Arbeitsgas so beaufschlagt werden, daß die

Leistung beider Nutzturbinen zusammen etwa 4 MW beträgt. Die eine Nutzturbine treibt ein Helium-Gebläse an, die andere einen Generator, dessen Leistung bei Normalbetrieb ins Netz gegeben wird. Im Normalbetrieb steht die Gebläseantriebsturbine still. Sie wird nur bei Nachwärmebetrieb beaufschlagt. Dazu wird der Gasstrom des Kompressorsatzes anstelle durch die Generatorturbine durch die Gebläseturbine geleitet. Das geschieht durch Strahlumlenkung hinter der Kompressorturbine mittels einer Klappe. Die Zeit für die Beschleunigung des Gebläses auf Volldrehzahl (volle Leistung) beträgt etwa 6 Sekunden. Bei geringerem Leistungsbedarf der Gebläse (z.B. bei Nachwärmeabfuhr bei Volldruck) wird weniger Gas in die Gebläseturbine geleitet, wodurch sich eine entsprechend kleinere Drehzahl als Vollastdrehzahl einstellt. Das Hauptproblem beim Gebläseantrieb durch die Gasturbine ist die Wellendichtung zwischen dem Heliumkreislauf mit höchstem Prozeßdruck und dem offenen Gaskreislauf. Das Problem kann dadurch gelöst werden, daß während des Stillstands eine Stillstandsdichtung für sehr gute Dichtung sorgt. Bei Antrieb des Gebläses verhindert eine Labyrinthdichtung mit Sperrgasystem das Austreten von Kreislaufgas. Die Stillstandsdichtungen sind Stand der Technik. Hinsichtlich der Lagerung treten, vor allem beim Anlauf aus dem Stillstand, keine großen Probleme auf, sofern im Anlauf Zusatzschmieröl zu den Lagern geführt wird (Der Schmierfilm bildet sich nach wenigen Umdrehungen aus). Um Wärmespannungen beim schnellen Anlaufen der Gebläseturbine zu vermeiden, wird sie durch einen kleinen Bypassstrom dauernd auf etwa 350°C gehalten.

Das Gebläse und die Gebläse-Antriebsturbine sind in axialer Bauweise und jeweils einstufig ausgeführt. Bei einer Drehzahl um 4300 U/min haben das Gebläse und die Turbine Außendurchmesser um 1,7 m bzw. 1,4 m.

Die Leitungsdurchmesser zur und von der Turbine betragen 0,8 bzw. 1,1 m. Die Gastemperaturen in diesen Leitungen betragen etwa 335 C bzw. 275 C. Die Leitungen sind druckfest gegen maximalen äußeren Druck (Mischdruck nach Leitungsbruch im äußeren Containment) von 7 bar auszuführen und mit einer Außenisolation zu versehen. Die Gasleitungen zu der Kompressorturbine beider Turboaggregate stehen miteinander in Verbindung. Dadurch kann über Ventile der Antrieb der Gebläse von einem der beiden Kompressorsätze erfolgen (s. Abb. 11).

Dadurch ist eine größere betriebliche Zuverlässigkeit für den Gebläseantrieb gegeben.

Alternativen für den Gebläseantrieb

Eine alternative Möglichkeit für den Gebläseantrieb bei der Einkreisanlage ist der elektrische Antrieb der Gebläse.

Hierbei ergeben sich jedoch Anfahr Schwierigkeiten wegen des im Turbogenerator begrenzten Anfahrstroms und der größeren rotierenden Masse von Gebläse- und Motorrotoren. Außerdem ist die Drehzahlregulierung des Gebläses aufwendig (Thyristorsteuerung). Der Vorteil ist der Fortfall von Gasleitungen des offenen Gasturbinenkreislaufs im äußeren Spannbetonbehälter. Die Nachwärmekühler werden von einem kleinen Gasstrom ständig durchströmt, damit bei Übergang auf Nachwärmebetriebsbetrieb kein Temperaturschock auftritt. Im Nachwärmebetriebsbetrieb ist jeweils nur der zur Nachwärmeabfuhr herangezogene Kreislauf mit dem Reaktor verbunden. Alle übrigen Kreisläufe werden durch die am Reaktor-SBB angeordneten Absperrorgane vom Reaktor getrennt.

Bei der Einkreis- und der Zweikreisanlage besteht die Möglichkeit, die Antriebsleistung der Gebläse über von Dieselmotoren betriebene elektrische Generatoren bereitzustellen. Hierbei kann das Dieselaggregat im Normalbetrieb im Leerlauf bei

Nenn Drehzahl laufen, und bei genügend großen Schwungmassen ist der ständige Energiebedarf viel kleiner als bei den offenen Gasturbinensätzen. Nachteilig sind jedoch die im Leerlauf auftretenden Korrosionsprobleme in den Verbrennungsräumen der Diesellaggregate (Taupunktunterschreitung von Schwefelverbindungen).

8. Probleme und Entwicklungsaufgaben

Im folgenden sind die aus ingenieurmäßiger Sicht bei den Zweikreis- und Einkreisanlagen vorhandenen Probleme zusammengestellt. Außerdem sind die damit verbundenen Entwicklungsaufgaben umrissen. Über den Entwicklungsaufwand zur Lösung der erwähnten Probleme wird hier keine Aussage gemacht; er scheint bei den Einkreisanlagen größer zu sein.

8.1 Thermodynamische Auslegung

- Untersuchung über die bei allen Varianten von der Brennelementseite her mögliche und vertretbare mittlere Reaktorauslaßtemperatur (ausgehend vom derzeitigen Stand der Technik bis zu einem Zeitpunkt in etwa 10 Jahren)
- Die Auslegungsdaten sind zu optimieren vor allem in bezug auf Anlagekosten

8.2 Gesamtanordnung

- Klärung der Frage nach der günstigsten Gesamtanordnung bei der Einkreisanlage. Dazu sind Bewertungen hinsichtlich Kosten, Verfügbarkeit und Entwicklungsaufwand verschiedener Konzeptstudien in integrierter und nicht integrierter Bauweise erforderlich

| Vorwiegend infragekommend für | |
|-------------------------------|----|
| DT | GT |
| X | X |
| X | X |
| | X |

| | Vorwiegend infrage- kommend für | |
|---|------------------------------------|----|
| | DT | GT |
| - Beurteilung des Einsatzes von einem oder mehreren (drei) parallelgeschalteten Turbosätzen bei der Einkreisanlage. | | X |
| - Gasführungen der offenen Gasturbinen-Anlagen im Containment bei der Einkreis-anlage. | | X |
| - Druckfestes Containment | | X |
| <u>8.3 Reaktoranlage</u> | | |
| - Beherrschung der Kerntragkonstruktion im Hinblick auf Schwelleffekte. Damit im Zusammenhang Klärung der Frage, ob die Reaktorkaverne zugänglich sein muß. | X | X |
| - Messung der Brennelementtemperatur (bis jetzt keine befriedigenden Lösungen erkennbar!) | X | X |
| - Ausbildung der thermischen Schilde und der Gasführungen zwischen den thermischen Schilden | X | X |
| - Ausbildung der koaxialen Leitungen bei den Zweikreisvarianten zwischen Reaktor und Dampferzeugern | X | |
| - Konstruktionslösungen und Entwicklung der Belademaschinen, insbesondere für den Wechsellvorgang von unten. | X | X |

Zu den beiden letztgenannten Punkten gehören Festigkeitsnachweise unter Berücksichtigung der thermischen und mechanischen Beanspruchung von Strukturmaterialien.

8.4 Spannbetonbehälter

- Wärmeisolation am Liner der Reaktor-
kaverne und an sonstigen Durchbrüchen
im SBB, insbesondere für Druckabsen-
kungsgeschwindigkeiten größer 3 bar/s
bei der Einkreisanlage
- Spannungsanalyse der Geometrien mit und
ohne Pods. Rechenprogramme, die auch die
kompliziertere Geometrie mit Pods behan-
deln können, werden in absehbarer Zeit
zur Verfügung stehen.
- Druckfeste Dichtung am Zentraldeckel des
SBB, vor allem bei hängendem Reaktor.
Bisher steht noch keine zuverlässige,
druckfeste Dichtung zur Verfügung. Der
Verlauf der Entwicklung kann u.U. die
Konstruktion des Deckels stark beein-
flussen.
- Wärmeleitungsprobleme. Sie treten auf an
der Aufhängung bzw. Abstützung der Kern-
Tragplatte, im Behälterdeckel und an
den Durchführungen der Regelstäbe.

8.5 Dampferzeuger und Gebläse

- Klärung ob Abwärtsverdampfung möglich
ist.
- Vergleich des Gebläseantriebs mit Elek-
tromotor und Dampfturbine. Hierzu ge-
hört auch die Dampferzeugungsanlage für
den Turbinenantrieb beim Anfahren der
Anlage aus kaltem Zustand.

| Vorwiegend infrage- kommend für | |
|------------------------------------|----|
| DT | GT |
| | X |
| X | X |
| X | X |
| X | X |
| X | |
| X | |

| | Vorwiegend infrage- kommend für | |
|--|------------------------------------|----|
| | DT | GT |
| <u>8.6 Gasturbine</u> | | |
| - Entwicklung eines 1000 MWe-Gasturbo- satzes. Die Entwicklungsergebnisse beim HHT-Projekt können mitverwendet werden. | | X |
| <u>8.7 Gasführungen</u> | | |
| - Herstellbarkeit und Dehnungsausgleich der Gasführungen bei der Zweikreisanlage, ins- besondere der Koaxialleitungen. | X | |
| - Herstellbarkeit, Dehnungsausgleich und Prüfbarkeit der externen Gasführungen bei der Einkreisanlage | | X |
| - Verbindungselemente | | X |
| - Isolationen vor allem in der Heißgaslei- tung für große Druckgradienten bei Lei- tungsbruch in der Einkreisanlage | | X |
| - Schwingungsprobleme | | X |
| <u>8.8 Armaturen</u> | | |
| - Spezifikationen für benötigte Armaturen; Klärung welcher Art die Sicherheitsfunk- tionen sind | | X |
| - Prüfung auf Herstellbarkeit; Erprobung un- ter Betriebsbedingungen | | X |
| <u>8.9 Dynamik und Regelung</u> | | |
| - Im Vordergrund steht die Dynamik des He- liumkreislaufs bei größeren Gasverlusten | | X |

- Das Regel- und Betriebsverhalten ist unter besonderer Berücksichtigung der kleinen Wärmekapazität des Reaktors zu erarbeiten. Die beim THTR- und HHT-Projekt gesammelten Erkenntnisse können dabei mitverwertet werden.
- Transientes Verhalten bei Systemdruckabsenkungen

| Vorwiegend infragekommend für | |
|-------------------------------|----|
| DT | GT |
| X | X |
| | X |

ANHANG A

Entwurf einer Abschirmung (GfK, Ihle)

Aufgrund vorhandener Reaktorentwürfe wurden Anordnung, Raumbedarf und Kühlung einer thermischen Abschirmung in den Grundzügen entworfen und überschläglich durchgerechnet. Zusammen mit der Coreanordnung und dem Raumbedarf für die BE-Wechseleinrichtung können damit die Innenmaße und Durchbrüche des Spannbetonbehälters festgelegt werden. Man erhält außerdem Werte für die Wärmeproduktion im Beton und Daten für die Auslegung der thermischen Isolation zwischen thermischem Schild und Beton.

1. Anordnung des Reaktors

Core und Blanket der Abmessungen $4,40 \text{ m } \emptyset \times 2,70 \text{ m}$ werden von oben nach unten durchströmt; die Brennelemente hängen in einer Tragplatte, die ihrerseits im Reaktordruckbehälter hängend befestigt ist.

Der Elementwechsel erfolgt durch eine Wechseleinrichtung, die bei abgeschaltetem Reaktor unter dem Kern operiert.

Bedingt durch diese Anordnung ergibt sich unter dem Kern ein großer Hohlraum, der vom austretenden heißen Kühlgas durchströmt wird. Aus diesem Raum muß das heiße Gas auf möglichst kurzem Weg radial nach außen abgeführt werden.

2. Neutronenfluß und γ -Strahlung:

Am äußeren Rand des radialen Blankets wurden folgende Werte in der Kernmittenebene angenommen:

$$\begin{aligned} \text{Neutronenfluß } \phi (0,01 - 10 \text{ MeV}) &= 5 \cdot 10^{13} \text{ n/cm}^2 \text{ sec} \\ \gamma - \text{Strahlung } \bar{\gamma} (1 \text{ MeV}) &= 5 \cdot 10^{14} \text{ MeV/cm}^2 \text{ sec} \end{aligned}$$

Die zulässige Strahlenbelastung des Betons und der Spannkabel führen zu den Randbedingungen des thermischen Schilds.

Beton:

$$\text{Max. Belastung für Beton: } \bar{q}_\gamma < 10^{11} \text{ MeV/cm}^2 \text{ sec}$$

Dieser Richtwert ergibt sich aus der Forderung, die Wärmespannungen im Beton aufgrund der Wärmeproduktion durch γ -Strahlung in zulässigen Grenzen zu halten.

$$\text{Mittlere angenommene Betondichte: } \rho = 3 \text{ g/cm}^3$$

Aus diesen Werten ergibt sich (in Kernmittenebene) in der ersten Betonschicht vom Kern aus betrachtet eine Wärmeproduktion von

$$\text{max. } q_{\text{Beton}} = 5 \text{ kW/m}^3$$

Die spez. Wärmeproduktion klingt um den Faktor 10 je 20 - 25 cm Beton radial nach außen ab.

Spannkabel:

Die max. zulässige Neutronendosis auf die Spannkabel wird mit 10^{18} n/cm² angegeben. Bei 10^9 sec (ca. 30 Jahre) Betriebsdauer muß der am innersten Spannkabel herrschende Fluß unter 10^9 n/cm²sec liegen (s. Abb. 1).

3. Aufbau des thermischen Schilds und Kühlgasführung

Die in den Punkten 1. und 2. gegebenen Randbedingungen erfordern für den thermischen Schild ca. 60 cm Eisen (Edelstahl) und ca. 50 cm Beton vor dem innersten Spannkabel (s. Abb. 2). Die Stahlabschirmung ist zu unterteilen in Schichten von je 6 - 8 cm mit zwischenliegenden Kühlspalten.

Der innere Druckbehälter, der die Kühlgaseintrittsseite von der -austrittsseite trennt, kann mit 60 mm Wandstärke für einen kritischen Beuldruck von $p_k > 45$ atü ausgelegt werden. Etwa 2 cm Isolierung auf der Innenseite mindern den Wärmetransport vom heißen Kühlgas in den thermischen Schild auf $< 0,5$ % der thermischen Reaktorleistung und verringern damit die Wärmespannungen und das Temperaturniveau in der Behälterwand.

Da im therm. Schild ca. 15 MW durch Strahlung freigesetzt und ca. 1,5 MW von der heißen Seite eingeleitet werden, erscheint es sinnvoll, diese Wärme dem eintretenden Kühlgas zuzuführen und nicht in einem getrennten Kühlkreis als Verlust abzuführen. Die ohnedies notwendigen Spalte zwischen den Abschirmblechen im therm. Schild geben bei vollem Kühlmitteldurchsatz genügend Querschnitt frei, um den Druckverlust klein zu halten.

Abb. 1
Radiale Flussverteilung
zwischen Reaktor und
Spannbeton

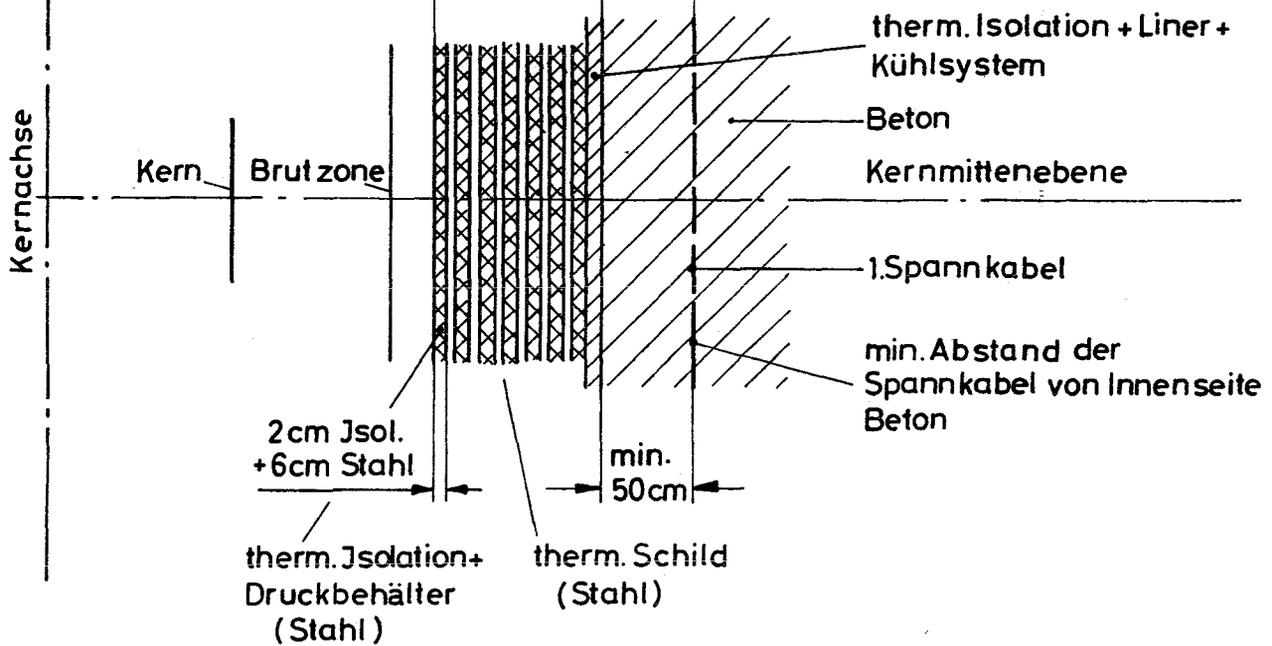
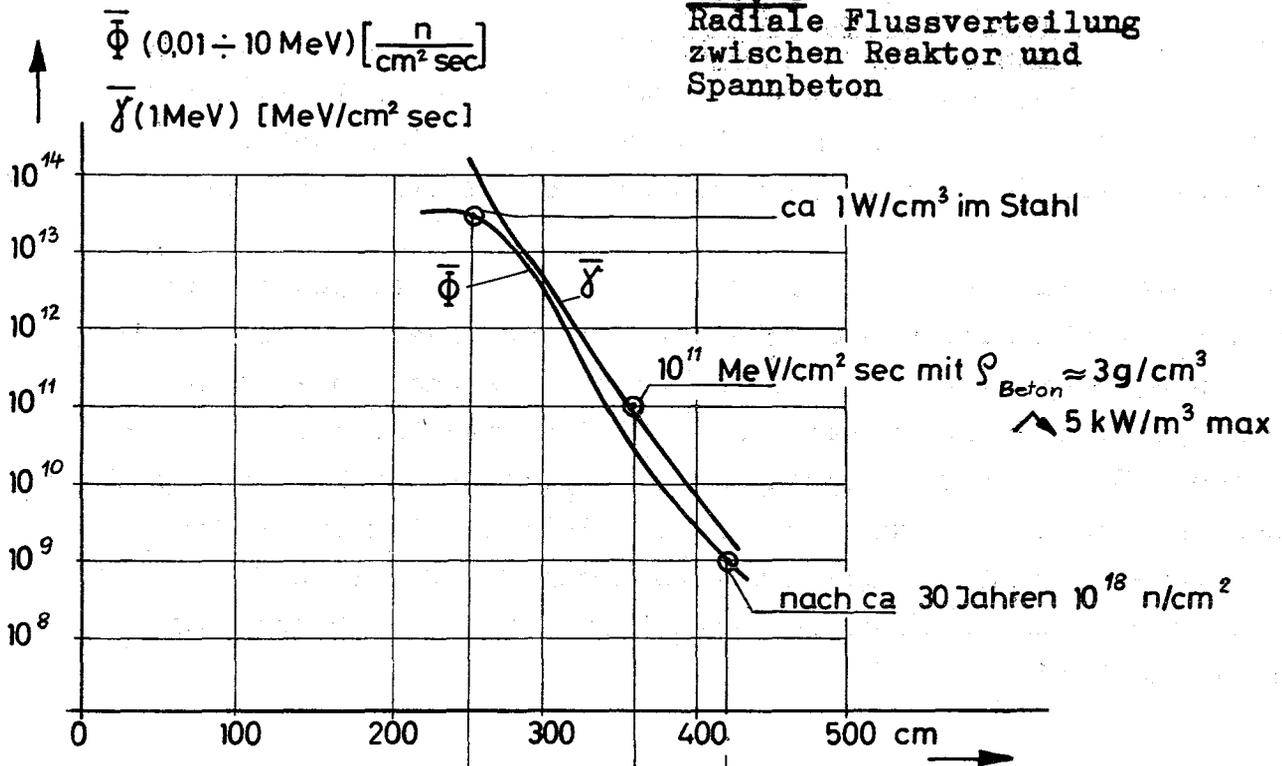


Abb. 2
Radialer Aufbau um den
Reaktor

Würde man den Kühlgaseintritt in den Reaktor-SBB jedoch an das obere Ende legen, müßte die gesamte Gasmenge 2 mal durch den Schild geführt werden; außerdem ergeben sich ungünstige Verhältnisse für die Kühlung des unteren axialen Schildes.

Im vorgeschlagenen Fall der konzentrischen Leitungen am Boden des Reaktorbehälters muß durch Leitbleche eine gute Gasführung im unteren axialen Schild sichergestellt werden; die gleichförmige Verteilung im radialen Schild können Lochplatten übernehmen. Eingesetzte Stopfen müssen separat (mit Wasser) gekühlt werden. Die Coretragplatte, die aus Festigkeitsgründen dick sein muß (ca. 1 m), übernimmt außerdem die Funktion des oberen axialen Schildes und wird hinreichend durch das eintretende Kühlgas gekühlt.

ANHANG B

Belastung der Dampferzeuger bei Schnellabschaltung des
Reaktors (BBC, Schatz)

Welchen Belastungen ist der Wärmetauscher bei einer Schnellabschaltung ausgesetzt und wie oft sind solche Belastungen zulässig? Ausgehend von den bekannten Dampferzeugerkonstruktionen für den AGR und den HTR (in beiden Fällen handelt es sich um die sogenannte pod-boiler-Version) kommt man zu folgenden Ergebnissen:

1. Ausgangsdaten (bei Leistungsbetrieb)

| | |
|-------------------|-------|
| Heißgastemperatur | 650°C |
| Kaltgastemperatur | 300°C |

2. Bei einer Schnellabschaltung laufen die Gebläse voll weiter. Der Gasdurchsatz für die Abfuhr der Restwärme bleibt somit annähernd unverändert.
3. a) Unter pessimistischen Annahmen ergibt sich ein Absinken der Dampferzeugertemperaturen auf eine nahezu einheitliche Temperatur von ca. 300°C innerhalb von 70 sec,
b) unter optimistischen Annahmen eine Abkühlungszeit von ca. 200 sec.

Dieser Variationsbereich ergibt sich daraus, daß bisher nur Untersuchungen für den Fall durchgeführt wurden, daß der Gasdurchsatz nach der Reaktorschnellabschaltung höchstens 20 % beträgt (b). Die Fälle für 100 % (a) mußten geschätzt werden.

4. Die Zahl der zulässigen Abschaltungen beträgt aufgrund der Spannungsanalysen im Fall a) ca. 80 Schnellabschaltungen und im Fall b) ca. 130 Schnellabschaltungen.

Erfahrungsgemäß treten bei einem Reaktor über längere Zeit etwa 2-3 Schnellabschaltungen pro Betriebsjahr auf. Eingeschlossen sind dabei auch die Schnellabschaltungen durch Fehlbedienungen des Betriebspersonals. Bei einer Kraftwerkslebensdauer von 40 Jahren ergeben sich im Mittel somit etwa 100 Schnellabschaltungen. Vergleicht man diese Zahlen mit den geschätzten zulässigen Schnellabschaltungen - unter der Annahme, daß der Dampferzeuger die begrenzende Komponente ist - so wäre der Übergang zum Nachkühlbetrieb mit voll weiterlaufenden Gebläsen möglich im Fall b), nicht mehr unbedingt möglich im Fall a).

Aus diesen Überlegungen ist zu ersehen, daß die Lösung - Übergang zum Nachkühlbetrieb bei vollem Gasdurchsatz - nicht grundsätzlich auszuschließen ist. Sie bedarf jedoch gesonderter Beachtung. Eine Entscheidung kann erst dann getroffen werden, wenn die Transienten während der Übergangsphase genau bestimmt sind und detaillierte Spannungsanalysen für diesen Fall vorliegen.

D 1

D. Bericht des Arbeitskreises
"Sicherheit"

zusammengestellt von

H. Vollmer

INHALTSVERZEICHNIS

| | <u>Seite</u> |
|---|--------------|
| Zusammenfassung | 2 |
| 1. Einleitung | 6 |
| 2. Verhalten des GSB bei Normalbetrieb | 9 |
| 2.1 Dynamische Stabilität | 9 |
| 2.2 Regelverhalten | 10 |
| 2.3 Aktivitätsfreisetzung | 12 |
| 3. Verhalten des GSB bei Störfällen | 19 |
| 3.1 Allgemeines | 19 |
| 3.2 Kühlmittelverlust | 20 |
| 3.3 Ausfall der Gebläse oder Verdichter | 26 |
| 3.4 Turbinenschnellschluß und Lastabwurf | 28 |
| 3.5 Dampfeinbruch | 29 |
| 3.6 Ausfahren oder Auswurf von Kontrollstäben | 30 |
| 3.7 Kühlmittelverlust und interne Rohrreißer bei GSB mit Dampfturbine | 31 |
| 3.8 Kühlmittelverlust und Ausfall eines Kreislaufs bei GSB mit Gasturbine | 32 |
| 3.9 Kühlmittelverlust bei gleichzeitigem Maschinenschnellschluß | 33 |
| 3.10 Auslegungsunfall | 35 |
| 3.11 Hypothetischer Unfall | 39 |
| 4. Beurteilung der verschiedenen GSB Varianten | 40 |
| 4.1 Beurteilungskriterien | 40 |
| 4.2 GSB mit indirektem Kreislauf | 41 |
| 4.3 GSB mit direktem Kreislauf | 45 |
| 4.4 Schlußbemerkung | 47 |
| Literaturverzeichnis | 48 |
| Abbildungen | |

ZUSAMMENFASSUNG

Der vorliegenden Studie liegen 6 verschiedene Konzepte eines gasgekühlten Schnellen Brüters (GSB) zugrunde, die bezüglich dynamischer Stabilität, Regelverhaltens und Aktivitätsfreisetzung während des Normalbetriebs einerseits und Störfallverhaltens andererseits untersucht werden. Die wichtigsten sicherheitstechnisch bedeutsamen Unterschiede dieser Konzepte beruhen auf

- der Kreislaufauslegung
 - mit Dampfturbine bei den Varianten 1, 2, 6 und 7
 - mit Gasturbine bei den Varianten 4 und 7

- dem Brennelement
 - mit oxydischem Brennstoff außer für Variante 2 (Karbid) und stabförmigen Brennelementen außer für Variante 7 (coated particles). Bei den Varianten 1 und 2 handelt es sich um vented fuel, bei 4 und 6 um strong clad.

- dem Betriebsdruck
 - 70 bar für Kreisläufe mit Dampfturbine außer für Variante 2 (120 bar) und 90 bar für die Kreisläufe mit Gasturbine

- der Anlagenbauweise
 - Für die Varianten mit indirektem Kreislauf ist eine integrierte Bauweise vorgesehen, während für die Varianten mit direktem Kreislauf sowohl die integrierte als auch nichtintegrierte Bauweise zur Diskussion steht und die Anlage mit einem Turbosatz oder drei parallelen Turbosätzen betrieben werden könnte.

Eine Beurteilung dieser GSB Konzepte wird dadurch erschwert, daß sie unterschiedlich und in einzelnen Punkten im Detail noch wenig durchgearbeitet sind.

Hinsichtlich der sicherheitstechnischen Bewertung der GSB-Varianten wird der Aufwand, mit der sich die erforderliche Sicherheit erzielen läßt, als entscheidendes Kriterium herangezogen.

Bei allen Varianten wird eine gute Stabilität der Gesamtanlage erwartet. Die Anforderungen an das Regelsystem des Cores sind ähnlich denen eines natriumgekühlten Schnellen Brütters (NaSB). Die Kreislaufregelung der Dampfturbinenvarianten erfolgt analog zu der von HTR's. Rechnungen zur Kreislaufregelung der Gasturbinenvarianten lassen keine Schwierigkeit in der Regelung selbst erwarten. Jedoch ist mit höheren Druckgradienten als bei der Dampfkreisanlage zu rechnen.

Die Aktivität eines GSB mit vented fuel kann im Normalbetrieb um Größenordnungen unter der der strong clad und coated particle fuel Varianten liegen. Im Rahmen der Schätzungen besteht kein nennenswerter Unterschied zwischen den beiden letztgenannten Varianten. Beträgt die Leckage der Kühlgasfüllung ungefähr $1 \text{ c/oo} / \text{d}$, so liegt die Strahlungsbelastung für die Variante mit vented fuel unter dem z.Zt. in Diskussion stehenden zulässigen Wert von 30 mrem/a . Für die strong clad und coated particle fuel Varianten wird dieser Wert mit höherem Aufwand unterschritten.

Der für den GSB im Unterschied zum NaSB spezifische und wichtigste Störfall betrifft den Kühlmittelverlust und das daraus resultierende Problem der Nachwärmeabfuhr. Verzichtet man auf ein gegen druckhaltendes Containment, so darf bei den GSB Dampfkreisvarianten mit 70 bar der Druck

nicht schneller als in ca. 5 h auf 1 bar abfallen, falls keine besonderen Gegenmaßnahmen ergriffen werden. Diesem Druckverlust entspricht eine Zeitkonstante von ungefähr 70 min oder einem idealisierten Leck von etwa 2 cm \varnothing . Größere Lecks sind zulässig, falls die Gebläsedrehzahl erhöht, die Speisewasservorwärmung reduziert, oder ein gegendruckhaltendes Containment gewählt wird.

Bei höherem Systemdruck reduzieren sich die maximal zulässigen Lecks, und es erscheint notwendig, für die Variante 2 (120 bar) ein gegendruckhaltendes Containment vorzusehen oder durch doppeltdichte und druckfeste Abschlüsse den totalen Kühlmittelverlust auszuschließen. Je nachdem ob der Druckverlust langsam (Zeitkonstante ca. 1 h) oder relativ schnell (ca. 100 sec) erfolgt, ergeben sich für die Variante 6 (strong clad) um den Faktor 20 unterschiedliche Werte für die aus dem Spannbetonbehälter freigesetzte Aktivität. Beim langsamen Druckverlust ist sie bei der Variante 1 um Größenordnungen kleiner als bei den Varianten 6 und 7. Mit den abgeschätzten Aktivitätswerten kann bei der Variante 6 ein schneller Kühlmittelverlust ohne Containment vermutlich nicht toleriert werden. Dies bedeutet keine zusätzliche Forderung, da das Containment bereits zur Sicherstellung der Nachwärmeabfuhr erforderlich ist.

Als Auslegungsunfall für die GSB Varianten mit Dampfturbine und einem Druck von 70 bar wird der langsame Kühlmittelverlustunfall definiert, da hierfür die in Deutschland für HTR's geltenden Auslegungsprinzipien übernommen werden können (i.w. integrierte Bauweise mit Doppelabschlüssen).

Ähnliches gilt im Prinzip für die Gasturbinenvarianten in vollintegrierter Bauweise.

Bei Verwendung eines Containments kann auch ein schnellerer Kühlmittelverlust als Auslegungsunfall zugelassen werden.

Für die Gasturbinenvarianten in nichtintegrierter Bauweise ist ein gegendruckhaltendes Containment auf jeden Fall erforderlich. Hierbei müssen wegen der Möglichkeit des Aufreißens großer Rohrleitungen schnellere Druckentlastungen als bei den integrierten Varianten bei der Auslegung berücksichtigt werden. Der Nachweis einer ausreichenden Wärmeabfuhr während des Druckausgleichs ist noch zu erbringen.

Die GSB-Varianten mit indirektem Kreislauf sind aufgrund der gebauten und geplanten thermischen gasgekühlten Reaktoren detaillierter beurteilbar und daher nach heutigem Stand der Technik leichter realisierbar als mit direktem Kreislauf.

Verglichen zum HTR sind beim GSB schnellere Transienten zu erwarten, was erhöhte Anforderungen an das externe Abschaltssystem bedingt. Die positive Reaktivitätszufuhr bei Kühlmittelverlust und die Möglichkeit einer sekundären Kritikalität treten beim HTR nicht auf. Davon abgesehen zeigt der GSB sicherheitstechnisch ähnliche günstige Eigenschaften wie der HTR.

Die wesentlichen Unterschiede zwischen dem GSB und dem NaSB sind, daß Helium keiner Phasenänderung unterliegt und somit beim GSB keine spontane Reaktivitätszufuhr auftritt. Lokale Störungen der Wärmeabfuhr ergeben nicht die beim NaSB u.U. auftretenden möglichen schwerwiegenden Folgen. Ferner ist der Reaktivitätsgewinn bei Kühlmittelverlust beim GSB beträchtlich kleiner als beim NaSB und das Helium ist ein inertes Gas mit geringer Aktivität.

1. Einleitung

Bei der Untersuchung der Sicherheit und Dynamik eines gasgekühlten Schnellen Brütters (GSB) liegt es nahe, auf die entsprechenden Arbeiten für gasgekühlte thermische Reaktoren einerseits und den natriumgekühlten Schnellen Brüter (NaSB) andererseits zurückzugreifen und das Hauptaugenmerk auf die Gebiete zu richten, auf denen sich der GSB von den 2 genannten Reaktoren wesentlich unterscheidet. Im Vergleich zum gasgekühlten thermischen Reaktor bestehen die wichtigsten Unterschiede in:

- der höheren Leistungsdichte und der kleineren Wärmekapazität des Cores. Gegenüber dem HTR ist die Leistungsdichte um den Faktor 40 höher.
- der schwächeren negativen Reaktivitätsrückkopplung aufgrund von Temperaturänderungen und der geringen positiven Reaktivitätsrückkopplung aufgrund der Kühlmitteldichte,
- der kürzeren prompten Lebensdauer und dem kleineren Anteil der verzögerten Neutronen,
- der größeren Menge Spaltmaterials im Core,
- dem großen Anteil von Pu.

Aus diesen Gründen sind also beim GSB schnellere Transienten zu erwarten, was erhöhte Anforderungen an das externe Abschaltssystem bedingt. Die positive Reaktivitätszufuhr bei Kühlmittelverlust und die Möglichkeit einer sekundären Kritikalität treten beim gasgekühlten thermischen Reaktor nicht auf. Die übrigen Eigenschaften von sicherheitstechnischer Bedeutung weisen i.W.

die günstigen Merkmale der Hochtemperaturreaktoren auf.

Die Hauptunterschiede zwischen dem GSB und dem NaSB sind:

- Mit Helium als Kühlmittel ist keine Phasenänderung und damit auch keine spontane Reaktivitätszufuhr wie beim NaSB möglich. Lokale Störungen der Wärmeabfuhr lassen keine schwerwiegenden Folgen erwarten.
- Der Reaktivitätsanstieg bei Kühlmittelverlust ist beim GSB beträchtlich kleiner als beim NaSB.
- Helium ist ein inertes Kühlmittel, besitzt eine geringe Aktivität und bietet eine visuelle Inspektionsmöglichkeit, da es optisch transparent ist.

Diese Punkte bringen wesentliche sicherheitstechnische Vorteile des GSB.

Der vorliegenden Untersuchung liegen 6 verschiedene GSB Konzepte zugrunde, die in Anlehnung an die bestehenden Studien von GGA [1], EIR [2], A.B. Atomenergie [6], UKAEA [7] und der GfK [4] von den Arbeitskreisen Brennelemente, Komponenten und Physikalische Kriterien erarbeitet wurden, siehe Tabelle I. ⁺⁾ Diese Konzepte sind in einzelnen Punkten im Detail noch wenig durchgearbeitet. Dies trifft besonders für die Anordnungsfragen der GSB Varianten mit Direktkreislauf (Gasturbine) zu, wo noch mehrere Möglichkeiten offen stehen. Dies macht die Untersuchung verschiedener Varianten und die Durchführung von Parameterstudien erforderlich.

⁺⁾ Die Bezeichnung der Varianten entspricht auch der Numerierung im Literaturverzeichnis.

| Kreislauf | indirekt m.Dampfturbine | | indirekt m.Dampfturbine | | direkt mit Gasturbine | |
|---|-----------------------------|-----------------------------|----------------------------|-----------------------|--|---|
| | Hauptvariante Nebenvariante | | Hauptvariante Nebenvar. | | Hauptvar. Nebenvariante | |
| | 1 | 6 | 7 | 2 | 4 | 7 |
| Brennelement: -Brennstoff -Hülle | Oxyd/Stab SS, vented | Oxyd/Stab Sandvik, stark | Coated partic. SiC, PyC | Karbid/Stab Vented | Oxyd/Stab, coated particle Vanadin, SiC, PyC stark | |
| Core: - Unterstützung, Aufhängung | hängend | hängend | stehend | hängend | hängend | stehend |
| - Kühlgasströmung | abwärts | abwärts | aufwärts | abwärts | abwärts | aufwärts |
| - Kontrollstab | von oben | von oben | (von unten) | von oben | von oben | (von unten) |
| Anordnung | integriert | integriert | integriert | integriert | integriert oder nicht- integriert | integriert oder nicht- integriert |
| Betriebsdaten: | | | | | | |
| Leistungsdichte im Core, MW/m ³ | 240 | 220 | 240 | 590 | 270 | 240 |
| Druck, bar | 70 | 70 | 70 | 120 | 90 | 90 |
| Temperatur, °C | | | | | | |
| -Reaktoreintritt | 320 | 320 | 300 | 320 | 410 | 530 |
| -Reaktorausritt | 600 | 590 | 675 | 590 | 710 | |
| -Hülle, max.hot spot | 760 | 750 | 950 | 800 | 850 | |
| -max.zulässige kurz- fristige Erhöhung d.Hülltemperatur | 100 | 50 | 200 | 100 | 50 | 200 |

Tabelle I. Zusammenstellung der vorgeschlagenen GSB Konzepte

Wo die zur sicherheitstechnischen Beurteilung des entsprechenden Konzeptes nötige Information fehlt, wird versucht, die bei der Auslegung und Konstruktion von der Sicherheit bedingten Auflagen zu spezifizieren.

Der vorliegende Bericht stützt sich auf Berichte der Mitglieder des Arbeitskreises, Ref. [8-19] und ist so gearbeitet, daß auf die Originalberichte nur bei eingehendem Studium der Materie zurückgegriffen werden muß.

Darüber hinaus wurde an einigen bezeichneten Stellen auf Ergebnisse anderer Autoren Bezug genommen.

2. Verhalten des GSB bei Normalbetrieb

2.1 Dynamische Stabilität

Die die Corestabilität maßgeblich bestimmenden Parameter sind der Dopplerkoeffizient und der Kühlmitteldichtekoeffizient der Reaktivität. Der Dopplereffekt wirkt stabilisierend und kompensiert die durch die Kühlmitteldichte auftretenden Reaktivitätseffekte. In Abb. 1 ist gezeigt, daß die Betriebspunkte aller vorgeschlagenen Konzepte auch bei Berücksichtigung von einer 30%igen Rechenunsicherheit in $\frac{dk}{dp}$ und einer 20%igen Unsicherheit in der Dopplerkonstante im stabilen Bereich liegen. Das coated particle-Konzept hat wegen der großen Dopplerkonstanten eine besonders gute Stabilität.

Die gute Stabilität des Cores läßt auch eine Stabilität der gesamten Anlage erwarten. Für die Zweikreisanlage mit Dampfturbine liegen dafür schon Ergebnisse vor, siehe Ref.[6]. Dabei zeigt sich, daß die Stabilität durch die Core-externe Anlage noch verstärkt wird. Für die Einkreisanlage stehen ähnliche Rechnungen noch aus, doch ist auf Grund der Untersuchungen für den dampfgekühlten Schnellen Brüter, wo die

Arbeitspunkte wesentlich näher an der Stabilitätsgrenze liegen, zu erwarten, daß sich hier keine Schwierigkeiten ergeben.

2.2 Regelverhalten

Bei der Regelung der Gesamtanlage sind die Regelung des Cores und die des Kreislaufes zu unterscheiden. Was die Coreregelung betrifft, so kann auf die Regelung des NaSB zurückgegriffen werden. Die Kreislaufregelung für GSB Varianten mit indirektem Kreislauf erfolgt analog zu der eines HTR's, weshalb das Hauptaugenmerk auf die Kreislaufregelung von GSB Varianten mit direktem Kreislauf zu legen ist, weil dazu noch auf keine Ergebnisse in der Literatur zurückgegriffen werden kann.

Für die Kreislaufregelung (bei der eine konstante Turbinen-eintrittstemperatur vorausgesetzt ist) wird das bei konventionellen Gasturbinenanlagen bewährte Prinzip der Bypassregelung angewendet. Die Bypassregelung ist in der Literatur schon mehrfach beschrieben, Ref. [12]. Eine Übersicht über das Regelschema gibt Abb. 2.1. Der Bypass ist parallel zum Verdichtersatz angeordnet. Er verbindet die Hochdruckseite des Verdichtersatzes mit der Niederdruckseite. Ein Öffnen des Bypassventils - in der Abbildung ist der Übersichtlichkeit wegen nur ein Ventil gezeichnet, während im praktischen Fall aus Sicherheitsgründen zwei Ventile parallel angeordnet sind - bewirkt eine Abnahme des Durchsatzes von Reaktor und Turbine. Da die Generatorleistung aber zu jedem Zeitpunkt gleich ist der Differenz zwischen Turbinen- und Verdichterleistung, muß mit abnehmender Turbinenleistung aber etwa konstanter Verdichterleistung die Generatorleistung abnehmen. Durch entsprechende Füllung, d.h. durch Wahl des Turbinenvordruckes, kann der Arbeitspunkt der Bypassregelung so gewählt werden, daß bei stationärem Betrieb der Bypass gerade geschlossen ist.

Leistungsabsenkungen sind durch Öffnen des Bypasses sehr leicht und schnell möglich. Leistungserhöhungen können nur durch ein Anheben des Turbinenvordruckes erfolgen. Dieses Regelschema ist auch für mehrere parallele Kreisläufe anwendbar bzw. die einzelnen Kreisläufe sind dann jedoch über dem Reaktor miteinander gekoppelt. Die Regelungen beeinflussen sich gegenseitig.

Übergangsverhalten des 1000 MWe Kreislaufes bei Bypaßregelung

Den Betrachtungen liegt eine einwellige Gasturbinenanlage zugrunde, die nur einen Kreislauf und einen Turbosatz enthält. Die wichtigsten Annahmen des Rechenmodells und die Kreislaufdaten sind in Ref. (12) zusammengestellt.

Abbildung 3.2 zeigt die zeitliche Änderung der Generatorleistung in Abhängigkeit von der Größe des Bypaßdurchsatzes. Die auftretenden Zeitkonstanten liegen in der Größenordnung zwischen 1 s und 5 s.

Die Abb. 3.3 und 3.4 stellen die zeitliche Änderung des Druckes im Hoch- bzw. Niederdruckvolumen bei verschiedenen Bypaßdurchsätzen dar. Die Endwerte des Hochdruckes bewegen sich zwischen 97 und 87% des Nennwertes. Erwartungsgemäß steigt der Druck im Niederdruckvolumen mit zunehmendem Bypaßdurchsatz; die Abweichungen des Niederdruckendwertes liegen im Bereich von 0,2 bis 12% des Nennwertes.

Detaillierte Zeitfunktionen können den Abb. 3.5 - 10, Ref. [12] entnommen werden.

Übergangsverhalten von 3 parallelen Kreisläufen bei Bypassregelung

Die Betriebsdaten eines GSB mit 3 parallelen einwelligen Kreisläufen sind in Ref. [12] enthalten.

Öffnet man den Bypass in einem Kreis so weit, daß die Generatorleistung in diesem Kreis zu 0 wird, so ergeben sich die Transienten der Abb. 4.3.

Die Verdichterleistung steigt infolge der zusätzlichen Fördermenge innerhalb von 20 s auf 111 % an, während die Turbinenleistung $N_{T(3)}$ auf 67,5 % absinkt.

In den beiden anderen Kreisläufen sinkt die Kuppelungsleistung auf 96% ab. Die Turbinen- und Verdichterleistung sinken ebenfalls nur um ca. 4 %, d.h. die Kopplung der Kreisläufe ist relativ gering. Der gesamte Vorgang ist praktisch nach 20 s abgeschlossen. - Abb.4.4 zeigt den Verlauf der normierten Drücke.

Abb. 4.6 zeigt den Verlauf der normierten Drücke bei Bypassregelung in zwei Kreisläufen, Abb. 4.5 den Verlauf der normierten Leistungen für beide Fälle.

Charakteristisch für das Regelverhalten des GSB mit Direktkreislauf sind die relativ hohen Druckgradienten.

2.3 Aktivitätsfreisetzung

Drei Arten von Aktivitäten treten während des Normalbetriebes des Reaktors auf:

- Spaltprodukte aus den Stäben oder coated particles, die entweder direkt oder über ein nicht ideal arbeitendes fuel venting system in das Kühlmittel gelangen.
- Aktivierung von Kühlmittelbestandteilen (He^3 (n,p) H^3)
- Aktivierung von möglichen Korrosionsprodukten.

Hinsichtlich der beiden letzten Quellen verhalten sich alle GSB Varianten ähnlich, und es wird angenommen, daß diese gegenüber den Spaltproduktaktivitäten vernachlässigt werden können, so daß das Hauptaugenmerk auf das Verhalten der Spaltproduktaktivitäten gelegt werden muß.

Bestimmend für die Kühlmittelverseuchung mit Spaltprodukten ist:

- beim vented fuel Konzept die Dichtigkeit zwischen Kühlkreislauf und Spaltgasreservoir
- beim strong clad Konzept die Dichtigkeit der Hüllrohre
- beim coated particle Konzept die effektiven (von Betriebsbedingungen abhängigen) R/B-Faktoren.

Diese Faktoren sind nicht die einzig bestimmenden. So sind z.B. bei den stahlumhüllten Brennstäben die Diffusions-

geschwindigkeiten der Spaltprodukte im Brennstoff von Wichtigkeit. Für alle Varianten gleich wichtig ist die Ausfällrate der ins Helium gelangten Spaltprodukte an Flächen des Primärkreislaufs. Ebenso ist die Heliumaufbereitung von Einfluß.

Bei dem derzeitigen Stand der Untersuchungen ist es schwierig, genaue quantitative Angaben bezüglich der Freisetzung und Verteilung von Aktivitäten zu machen. Dies trifft insbesondere für den Brennstoff mit coated particles zu.

Eine grobe Abschätzung der Aktivitäten kann mit folgenden Annahmen gemacht werden:

1. Bei einem Reaktor mit strong-clad Brennelementen sind bis zu 1% der Stäbe im Normalbetrieb defekt. Die in den defekten Brennstäben zwischen Brennstoff und Hülle vorhandenen gasförmigen Spaltprodukte treten in den Kühlkreislauf aus. Für die flüchtigen Spaltprodukte wird angenommen, daß nur 10% der aus der Brennstoffmatrix freigesetzten Menge in das Kühlmittel entweicht. Der Rest soll innerhalb der Hülle als Ablagerung zurückgehalten werden.
2. Für das vented fuel Konzept wird angenommen, daß das Absaugsystem nicht ideal arbeitet. Um diesen Umstand prin-

zipiell zu berücksichtigen, wurde pauschal angenommen, daß aus einem vented fuel System 1 o/oo der Aktivitäten entweichen, die aus einem Core mit strong clad austreten.

3. Die Ablagerung im Primärkreislauf erfolgt mit einer Rate von $3 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$ für Jod und $3 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$ für die übrigen kondensierbaren Spaltprodukte.
4. Die Hauptkühlmittelreinigung erfolgt mit einer Rate von 0.1 pro Stunde.
5. Für einen GSB mit coated particle Brennelementen wird ein 1000 MWe HTR als Referenz herangezogen. Dabei ist zu berücksichtigen, daß der HTR Brennstoff einem wesentlich geringeren schnellen Fluß ausgesetzt ist und zudem noch im Graphit des Moderators eingeschlossen ist, der eine weitere Verzögerung beim Austritt radioaktiver Spaltprodukte bewirkt.

Mit diesen Annahmen ergeben sich folgende Aktivitäten:

| | Aktivität in Curie | |
|-------------------------|--------------------|-----------------------|
| | Kühlmittel | Abgelagert |
| GSB mit strong clad | 3. + 5 | 2. + 4 |
| GSB mit vented fuel | 3. + 2 | 2. + 1 |
| GSB mit coated particle | 1. + 5 | 1. + 5 ⁺) |

⁺) umfaßt alle abgelagerten Isotope während die Angaben in Tab. III sich nur auf eine Auswahl von Isotopen bezieht.

Tabelle II. Aktivitäten im Normalbetrieb

Eine detailliertere Aufschlüsselung der Aktivitäten für stahlumhüllte Brennelemente ist in Tabelle III gegeben.

Tabelle III Aufschlüsselung der Aktivitäten im Normalbetrieb
-Curies-

| Vented Fuel | Aktivität im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle die zum Austr.verfügb.ist | Aktivität im Sammel- raum des Venting- Systems | Aktivität im Helium | Aktivität im Primärkreis- lauf abgelag. | Aktivität in der Reinigungsanlage |
|----------------------|---|--|---------------------|---|--------------------------------------|
| Kr ⁸⁵ | 3.8 + 1 | 3.8 + 4 | 2.7 - 5 | | 3.8 - 1 |
| Kr ⁸⁷ | 1.5 + 4 | 1.5 + 7 | 1.5 + 2 | | 2.5 + 1 |
| Kr ⁸⁸ | 2.2 + 4 | 2.2 + 7 | 1.5 + 2 | | 6.7 + 1 |
| Xe ¹³³ | 3.7 + 4 | 3.7 + 7 | 1.8 + 1 | | 3.7 + 2 |
| Sr ⁹⁰ | 3.1 - 1 | 3.1 + 2 | 6 - 6 | 2.8 - 3 | 2.8 - 4 |
| I ¹³¹ | 2.2 + 3 | 2.2 + 6 | 7.4 - 4 | 2.2 + 1 | 2.2 - 2 |
| Cs ¹³⁷ | 1.5 + 2 | 1.5 + 5 | 3. - 6 | 1.4 + 0 | 1.4 - 1 |
| Ba/La ¹⁴⁰ | 4.4 + 1 | 4.4 + 4 | 8.4 - 4 | 4.0 - 1 | 4.0 - 2 |
| Strong clad | | | | | |
| Kr ⁸⁵ | 3.8 + 4 | | 2.7 - 2 | | 3.8 + 2 |
| Kr ⁸⁷ | 1.5 + 7 | | 1.5 + 5 | | 2.5 + 4 |
| Kr ⁸⁸ | 2.2 + 7 | | 1,5 + 5 | | 6,7 + 4 |
| Xe ¹³³ | 3.7 + 7 | | 1.8 + 4 | | 3.7 + 5 |
| Sr ⁹⁰ | 3.1 + 2 | | 6.0 - 3 | 2.8 + 0 | 2.8 - 1 |
| I ¹³¹ | 2.2 + 6 | | 7.4 - 1 | 2.2 + 4 | 2.2 + 1 |
| Cs ¹³⁷ | 1.5 + 5 | | 3.0 - 3 | 1.4 + 3 | 1.4 + 2 |
| Ba/La ¹⁴⁰ | 4.4 + 4 | | 6.4 - 1 | 4.0 + 2 | 4.0 + 1 |

Die Bedeutung dieser Zahlen kann man an folgendem erkennen. Wenn man annimmt, daß sich 1% der insgesamt abgelagerten Aktivität auf den acht Gebläsen befindet, dann würde die Dosisleistung in 1 m Abstand vom ausgebauten Gebläse, 1 Tag nach Abschalten des Reaktors, größenordnungsmäßig die folgenden Werte annehmen:

| | |
|--------------------------|-------------|
| GSB mit strong clad | 1000 mrem/h |
| GSB mit vented fuel | 1 " |
| GSB mit coated particles | 4000 " |

Tabelle IV. Dosisleistung in 1 m Abstand vom ausgebauten Gebläse, 1 Tag nach Abschaltung.

Desgleichen findet man für die Dosisleistung an der Oberfläche des Vorwärmteils des Dampferzeugers 1 Monat nach Abschalten des Reaktors:

| | |
|--------------------------|------------|
| GSB mit strong clad | 500 mrem/h |
| GSB mit vented fuel | 1 " |
| GSB mit coated particles | 2000 " |

Tabelle V. Dosisleistung an der Oberfläche eines ausgebauten Dampferzeugers, 1 Mo nach Abschalten

Die hohe Dosisleistung, die während des Normalbetriebes an der Oberfläche der Dampferzeuger auftritt, wird bei der integrierten Bauweise bei allen drei Varianten durch den 2 m dicken äußeren Ring des SBB genügend abgeschirmt.

Entschieden anders dürfte der Fall bei der teilintegrierten Gasturbinenanlage liegen. Bei einem der diskutierten Konzepte befindet sich der Rekuperator außerhalb des Spannbetonbehälters für den Reaktorkern. Um den Raum um den Rekuperator herum einen

Tag nach Abschalten begehen zu können, muß der Rekuperator mit ca. 1 m Normalbeton abgeschirmt werden. Die Rohrleitungen zum Rekuperator können keine sehr viel weniger starke Abschirmung haben. Die Dosisleistung an der Oberfläche des außerhalb des SBB stehenden Kompressors dürfte auch einen Tag nach Abschalten des Reaktors noch über 1000 mrem/h liegen.

Eine realistische Größenordnung für die Aktivitätsabgabe während des Normalbetriebes erhält man, wenn man annimmt, daß nur die langlebigen gasförmigen Aktivitäten abzugeben sind. Alle übrigen Aktivitäten läßt man entweder in Filtern oder in Abklingbecken zerfallen.

Für die Leckage der Kühlgasfüllung wird ein Wert von ca. 1 o/oo veranschlagt. Die sich damit ergebenden Strahlungsbelastungen dürfen 150 mrem/a nicht überschreiten. Als Richtwert für die künftige Dosisbelastung sind nach Aussagen des IRS sogar 30 mrem/a empfohlen worden. Dieser Wert wird beim GSB mit vented fuel unterschritten, falls der Sammelraum des venting Systems intakt ist. Beim GSB mit strong clad Brennstäben läßt sich die zulässige Dosis mit mäßigem, beim GSB mit coated particle Brennelementen vermutlich mit höherem Aufwand erfüllen, Ref. [10].

Ein gewisses Problem kann sich im Normalbetrieb ergeben, wenn die diskutierte Leckage von 1 o/oo pro Tag aus radioaktiv verunreinigtem Helium und nicht etwa aus gereinigtem Pufferhelium besteht. Unter diesen Umständen kann sich bei Verwendung der für strong clad abgeschätzten Edelgasaktivität im Primärkreislauf im Reaktorgebäude eine spezifische Aktivität von etwa $10^{-5} \mu\text{c}/\text{cm}^3$ einstellen. Bei einer solchen Konzentration wird die Begehbarkeit des Reaktorgebäudes unpraktisch.

3. Verhalten des GSB bei Störfällen

3.1 Allgemeines

Das Ziel einer sicherheitstechnischen Untersuchung ist es, sicherzustellen, daß die Strahlenbelastung der Umgebung bei auftretenden Störfällen unter den zulässigen Werten (30 mrem) bleibt und zu zeigen, daß Unfälle, die eine höhere Strahlenbelastung zur Folge hätten, eine hinreichend kleine Eintrittswahrscheinlichkeit haben. Die Durchführung dieser Wahrscheinlichkeitsanalyse ist in dem jetzigen frühen Stadium der Untersuchungen natürlich nicht möglich gewesen. Deshalb werden gewisse Sicherheitskriterien aufgestellt, an Hand deren die verschiedenen Konzepte beurteilt werden und die gewisse Forderungen an die Konstruktion und Auslegung des GSB implizieren.

1) Sicherstellung der Schnellabschaltung

Da diese Forderung auch beim NaSB erfüllt werden muß, wird hier nicht weiter darauf eingegangen.

2) Sicherstellung der (Core-) Kühlung

Bei der Kühlung des GSB Cores treten spezifische Probleme auf, die sehr eingehend zu untersuchen sind und bei denen kein Bezug auf den NaSB genommen werden kann.

3) Redundanz aller aktiven und Testbarkeit aller ingenieurmäßigen Sicherheitseinrichtungen.

4) Die den SBB betreffenden Kriterien sind in Abschnitt 3.10 zusammengestellt.

Bei den Untersuchungen handelt es sich zum größten Teil um Abschätzungen, die durch eine genauere Sicherheitsanalyse später ergänzt werden müssen. Nur die wichtigsten Störfälle werden betrachtet.

3.2 Kühlmittelverlust

Die Betrachtung für diesen Störfall kann weitgehend gemeinsam für die Varianten mit indirektem und direktem Kreislauf angestellt werden.

Charakteristisch für diesen Störfall ist die Zuordnung von Nachzerfallwärme und Wärmeabfuhrkapazität des Primärsystems bei reduziertem Druck. Die Wärmeabfuhrkapazität ist eine lineare Funktion des Druckes, wenn man von der Änderung der Reynoldszahl bei veränderter Kühlmitteldichte absieht. Dieser Effekt bewirkt eine zusätzliche Reduzierung der Wärmeabfuhrkapazität um beispielsweise 30% bei 70 at Systemdruck.

Die Größe des maximal zulässigen Lecks hängt von folgenden Faktoren ab:

a) Hülltemperatur der Brennelemente.

Nach der Schnellabschaltung des Reaktors, die bei Kühlmittelverlust erforderlich ist, geraten die Brennelemente zunächst in eine Periode der Unterkühlung. Im weiteren Verlauf des Unfalls hängt die Hülltemperatur von der Nachwärmeproduktion und dem Nachwärmeabfuhrsystem ab. Der Zeitverlauf der Nachwärme unter Ein-schluß der Brutprodukte ist in Abb. 5 dargestellt. Ohne besondere Gegenmaßnahmen darf also nach dem oben Gesagten in erster Näherung der relative Druckabfall nicht größer als der relative Leistungsabfall sein, damit die Temperaturen nicht unzulässig ansteigen. Entsprechende Grenzwerte sind in Tabelle I angegeben. Die aufgeführten kurzfristigen Temperaturerhöhungen sollten möglichst in Reserve gehalten werden, um eine Ausregelung dieses Störfalls zu erleichtern.

Falls kein Containment vorhanden ist, fällt der Druck vom Betriebsdruck p_0 auf 1 atm ab und die Zeit t_N , bei

der die Nachwärme auf $\frac{1}{p_0}$ der normalen Betriebsleistung abgefallen ist, kann aus Abb. 5 entnommen werden.

Die Zeit des Druckverlusts t_p hängt von der Größe des Lecks und p_0 ab, wie in Abb. 6 gezeigt ist. Das maximal zulässige Leck ergibt sich somit in erster Näherung daraus, daß $t_N < t_p$ ist.

Ist ein gegen druckhaltendes Containment vorhanden, so erhöht sich die Nachwärmeabfuhrkapazität bei 1 atü z.B. um den Faktor 2. Weitere Erhöhungen sind dadurch möglich, daß man die Speisewasservorwärmung umgeht und die Gebläsedrehzahl erhöht. Dadurch lassen sich die maximal zulässigen Lecks erhöhen bzw. die minimal zulässigen Zeitkonstanten erniedrigen. Letztere charakterisieren den idealisierten und exponentiellen Ausströmvorgang aus einem Behälter.

Die Größenordnungen der auf Grund der Hülltemperatur möglichen Lecks für die Variante 1 sind in der Tabelle VI zusammengestellt.

| Fall | 1 | 2 | 3 ⁺⁾ |
|----------------------------------|--------|---------|------------------|
| Druckabfall auf | 1 at | 1 at | 2 at |
| Gebläsedrehzahl | 100% | 150% | 150% |
| Speisewasservorwärmung | nein | ja | ja |
| umgangen | | | |
| Zahl der intakten Gebläse | 8 | 8 | 6 |
| Zulässige Zeit des Druckverlusts | 5 h | 450 sec | 30 sec |
| Zulässige Zeitkonstante | 72 min | 106 sec | 9 sec |
| Äquivalenter Leckdurchmesser | 1.8 cm | 11,3 cm | 40 cm |

Tabelle VI. Auf Grund der Hülltemperatur rechnerische zulässige Zeitkonstanten und Leckdurchmesser für Variante 1

+) Diese Werte ergeben sich rein rechnerisch, wenn nur die Hüllrohrtemperatur als Begrenzung vorgegeben wird. Eine Auslegung auf diese Werte ist nicht vorgesehen.

- b) Inneneinbauten und Isolierung des Spannbetonbehälters
Bei rapiden Drucksenkungen im Primärsystem können u.U. starke dynamische Kräfte auf Kesseleinbauten auftreten. Diese Kräfte hängen sowohl von der Konstruktion der Einbauten als auch von der Größe und Lage des Lecks ab. Spezielle Untersuchungen können für den GSB im Augenblick noch nicht durchgeführt werden, da die einzelnen Komponenten konstruktiv noch zu wenig ausgearbeitet sind. Ihr Verhalten ist hauptsächlich dahingehend zu untersuchen, ob eine partielle Zerstörung die Wärmeabfuhrkapazität des Primärsystems unter Störbedingung nicht in unzulässigem Maße beeinträchtigt.

Isolierungen (Folienisolierung) bei heutigen HTR's sind auf 0,5 bar/sec ausgelegt. Höhere Druckraten sind zu realisieren. An 2 Beispielen soll demonstriert werden, wie sich die Begrenzung in den Druckraten auf die minimal zulässige Zeitkonstante bzw. das max. zulässige Leck auswirken würde, siehe Tabelle VII.

| Zulässige Druckverlust- rate, bar/sec | Systemdruck bar | Zeitkonstante d. Druckver- lusts, sec | Äquiv. Zeit für Durchm. d. Bruch- stelle, auf 1 bar cm | Zeit für Druckent- lastung auf 1 bar sec |
|---|--------------------|---|---|--|
| - 2.5 | 70 | 28 | 22 | 119 |
| | 120 | 48 | 17 | 230 |
| - 10 | 70 | 7 | 45 | 30 |
| | 120 | 12 | 34 | 58 |

Tabelle VII. Zulässige Zeitkonstanten und Bruchquer-
schnitte bei Druckverlust in Abhängigkeit
der maximalen Druckverlustrate.

In Abb. 6 ist die mit einer Zeitkonstante gekoppelte maximale Druckverlustrate eingezeichnet. Wegen der noch herrschenden Unsicherheit, für welche Druckraten eine Isolierung ausgelegt werden kann, kann kein Grenzwert \dot{p}_{\max} spezifiziert werden.

c) Integrität des Abschaltsystems

Auch hier lassen sich keine Grenzwerte festlegen. In der Konstruktion ist dafür Sorge zu tragen, daß bei den maximalen Druckverlustraten die Integrität des Abschaltsystems gewährleistet ist.

d) Lage des Lecks, Anlagebauweise

Beim GSB mit Direktkreislauf treten verschieden schnelle Druckgradienten auf, je nachdem ob das Leck im Hoch- oder Niederdruckteil des Systems entsteht.

Bei sehr großen Lecks wird die Kühlgasführung im System gestört; besonders gefährlich ist dabei eine Strömungsumkehr im Core. Je ungünstiger das Leck liegt, desto kleiner ist demzufolge seine maximal zulässige Größe. Quantitative Aussagen zur Lage des Lecks sind bei der Behandlung des Kühlmittelverlustunfalls, bei dem noch ein weiterer Störfall eintritt, in den Abschnitten 3.7 und 3.8 getroffen.

e) Aktivitätsfreisetzung

Die Geschwindigkeit der Kühlmittelverlustrate hat einen Einfluß auf die Aktivitätsfreisetzung aus dem SBB. Es wird eine grobe Unterscheidung in langsamen und schnellen Kühlmittelverlust getroffen.

Langsamer Kühlmittelverlust:

Die Absenkung des Druckes erstreckt sich über mehrere Stunden. Die Kühlverhältnisse im Reaktor werden nicht entscheidend verändert, so daß es denkbar ist, daß weder

Hüllrohre aufplatzen, noch daß von den abgelagerten Aktivitäten ein Bruchteil losgerissen und mit aus dem SBB entlassen wird. Als obere Grenze für die in den SBB entlassene Aktivität erhält man dann die in der Tabelle II angegebenen Werte für die Kühlgasaktivität.

Die bei einem langsamen Kühlmittelverlust ausströmende Heliummenge kann über einen hohen (>100 m) Abluftschornstein abgeführt werden. Mit einer unzulässig hohen Strahlenbelastung für die Bevölkerung ist nicht zu rechnen.

Schneller Kühlmittelverlust:

Bei einem raschen Kühlmittelverlust ist es denkbar, daß ein Teil der unter Spaltgasüberdruck stehenden Hüllrohre aufplatzen und die zwischen dem Hüllrohr und Brennstoff angesammelten gasförmigen Spaltprodukte in den SBB entlassen werden. Desgleichen muß damit gerechnet werden, daß ein Teil der im Primärkreislauf abgelagerten Spaltprodukte losgerissen werden und mit dem ausströmenden Helium aus dem SBB entweichen können. Über das Berstverhalten von Strong Clad Brennelementen liegen noch keine genauen Angaben vor. Deshalb wird als Arbeitshypothese angenommen, daß 10% der Brennstoffstäbe aufplatzen und die in ihnen enthaltenen gasförmigen und flüchtigen Spaltprodukte entlassen. Eine Freisetzung der noch im Brennstoff eingeschlossenen Spaltprodukte wird nicht betrachtet, da mit einer Überhitzung des Brennstoffs zunächst nicht gerechnet wird.

Beim Vented Fuel Konzept wird keine Freisetzung angenommen, weil kein das Bersten einleitender Spaltgasüberdruck innerhalb des Hüllrohrs ansteht, und weil auch wesentlich weniger Spaltprodukte in dem freien Volumen innerhalb der Hülle angesammelt sind, käme es dennoch zu Hüllschäden.

Man muß beim Vented Fuel-Konzept jedoch sicherstellen, daß sich der Sammelraum, in den die Spaltgase abgesaugt werden, nicht bei einem Kühlmittelverlust aus dem Primärkreislauf in diesen entladen kann, weil sonst von den Edelgasen mindestens die gleiche Menge in den SBB entlassen werden kann wie beim Bersten der Strong Clad Elemente. Bezüglich der kondensierbaren Spaltprodukte ist das Vented Fuel Konzept von Vorteil, weil man auch im Falle von Rückströmung eine wesentlich höhere Rückhaltung durch Ablagerung in dem Sammelsystem (Kessel + Rohrleitungen) annehmen kann, da nicht nur die Temperaturen in demselben niedriger als im Primärkreislauf sind, sondern auch die Verweilzeit wesentlich länger ist.

Bezüglich der Loslösung ist man vorläufig nur auf Schätzungen angewiesen. Im folgenden wird mit einem Wert von 1% gerechnet, der vermutlich eine obere Grenze darstellt.

Da das Kühlgas beim Ausströmen an relativ kalten Flächen vorbeiströmt, kann man u.U. ein weiteres Ausfällen der kondensierbaren Spaltprodukte in Rechnung stellen. Für die folgende Tabelle ist für die kondensierbaren Spaltprodukte diesbezüglich eine Reduktion um einen Faktor 0,1 angenommen worden, wobei die Wirksamkeit dieses Dekontaminationseffektes eher über- als unterschätzt ist. Mit den vorgenannten Annahmen erhält man dann die in der folgenden Tabelle genannten Werte für die Aktivitätsfreisetzung.

Tabelle VIII. Einige typische Spaltprodukte, die bei einem raschen Kühlmittelverlust aus dem SBB entweichen.

| Isotop | -Curies- | |
|-------------------|-------------|-------------|
| | Strong Clad | Vented Fuel |
| Kr ⁸⁵ | 3.8 + 3 | 2.7 - 5 |
| Kr ⁸⁷ | 1.5 + 6 | 1.5 + 2 |
| Kr ⁸⁸ | 2.2 + 6 | 1.5 + 2 |
| Xe ¹³³ | 3.7 + 6 | 1.8 + 1 |

| Isotop | Strong Clad | Vented Fuel |
|-------------------|-------------|-------------|
| Sr ⁹⁰ | 3.1 + 0 | 3.4 - 5 |
| I ¹³¹ | 2.2 + 3 | 2.2 - 2 |
| Cs ¹³⁷ | 1.5 + 3 | 1.4 - 2 |
| Ba ¹⁴⁰ | 4.4 + 2 | 3.8 - 3 |

Selbst wenn man berücksichtigt, daß eine weitere Kondensation von Spaltprodukten an den Flächen im Reaktor-gebäude (bei genügender Verweilzeit) erfolgen wird, muß man damit rechnen, daß das Konzept mit Strong Clad bei ungünstigen Standortverhältnissen u.U. ein äußeres Containment mit Betonabschirmung erfordert, um die Strahlenbelastung in der Umgebung des Kraftwerks auf ein tragbares Maß zu begrenzen. In dem Zusammenhang muß darauf hingewiesen werden, daß z.B. die aus dem SBB freigesetzte Jod 131-Menge als optimistisch anzusehen ist.

Mit 2200 curie beträgt sie weniger als 1/10 000-stel der insgesamt im Core enthaltenen Jod¹³¹-Aktivität.

3.3 Ausfall der Gebläse oder Verdichter

GSB mit Dampfturbine

Falls das Brennelement bei Leistungsbetrieb des Reaktors ungekühlt wäre, würde es sich mit einem Temperaturanstieg von rd. 300°C/sec aufheizen Ref. [20]. Nach der Abschaltung des Reaktors erniedrigt sich der Temperaturanstieg auf rund 15°C/sec. Ein Ausfall aller Gebläse muß daher konstruktiv ausgeschlossen werden. Dies geschieht durch redundante Energieversorgung der Antriebe. Aufgrund der Überlegungen für den HTR wird das Versagen von mehr als einem Gebläse als genügend unwahrscheinlich angesehen, so daß eine Redundanz der Gebläse selbst nicht erforderlich ist.

Bei Ausfall eines Gebläses von insgesamt 8 verringert sich der Kühlmittelfluß für die Variante 1 auf 94%. Dieser Wert wurde in einer Abschätzung unter der Annahme ermittelt, daß die Widerstandsbeiwerte im System konstant bleiben, was eine Näherung ist. Außerdem wurde vorausgesetzt, daß der Rückstrom durch das ausgefallene Gebläse mit Hilfe der Vordrallschaufeln oder eigens dafür vorhandener Schieber unterbunden wird. Um den Einfluß des Rückstroms zu zeigen, wurden die Rechnungen für den Fall wiederholt, daß der Rückstrom durch das defekte Gebläse unter den Betriebsbedingungen der intakten Gebläse 100% ist. Damit verringert sich die Corekühlung auf 89%. Weitere Daten für den hypothetischen Unfall eines Ausfalls zweier Gebläse sind in Tabelle IX zusammengestellt.

| Anzahl defekter Gebläse | Rückstrom | Fördervolumen in intakten Gebläsen % | Massenstrom durch das Core % |
|-------------------------|-----------|--------------------------------------|------------------------------|
| 1 | nein | 107 | 94 |
| 1 | ja | 111 | 89 |
| 2 | nein | 113 | 85 |
| 2 | ja | 118 | 75 |

Tabelle IX. Corekühlung bei Gebläseausfall.

Für Einzelheiten der Rechnung wird auf Ref. [18] verwiesen. Der Ausfall eines Gebläses bei vollem Druck stellt somit kein Problem dar.

GSB mit Gasturbine:

Für den GSB mit Direktkreislauf sind Rechnungen für den Fall durchgeführt worden, daß 1 Turbosatz von dreien ausfällt. Ein vereinfachtes Kreislaufmodell ist in Abb. 4.2 enthalten und erklärt die Bezeichnungen der nachfolgenden Abbildungen. Abb. 4.7 zeigt den Verlauf der Leistungen. Infolge der Kühlmittelströmung aus dem Hochdruckvolumen V_{HH} in das Volumen V_S sinkt die Leistung $N_{(1,2)}$ innerhalb der ersten beiden Sekunden auf 0,65 ab, um dann schnell auf 0,95 anzusteigen, da das Volumen V_S über V_{S1} und V_{HH} schnell aufgefüllt wird. Die Turbinenleistung $N_{T(1,2)}$ pendelt sich auf 0,91 ein, die Verdichterleistung $N_{K(1,2)}$ sinkt sehr schnell von 1,0 auf 0,89 ab.

Sämtliche Drücke fallen sehr rasch ab und pendeln zwischen 0,91 und 0,85 ein. Der Druck im Volumen S, das in den anderen Kreisläufen dem Niederdruckvolumen V_{ND} entspricht, steigt innerhalb von 1,5 s auf das 2,3-fache an, um anschließend beim Wert 2,25 zu enden (Abb. 4.8 und 4.9). Der gesamte Vorgang ist bis zu 60 s aufgezeichnet, wesentliche Änderungen sind nicht mehr zu erwarten.

Bezüglich der Leistung besteht, wie aus den Abbildungen zu entnehmen ist, kein Problem, dagegen stellen die hohen Druckgradienten von etwa 15 bar/sec Anforderungen an die Anlage. Es sei noch einmal darauf hingewiesen, daß im Rechenmodell ein spontaner Ausfall des Verdichterkreises vorausgesetzt wurde. In Wirklichkeit werden die Druckgradienten durch die Trägheit des Systems gemildert.

Bei der Einkreisanlage sind vermutlich noch größere Transienten zu erwarten.

3.4 Turbinenschnellschluß und Lastabwurf

Turbinenschnellschluß und Lastabwurf stellen erhebliche Anforderungen an die Regelung und die dynamische Stabilität der Anlage. Da sich beide Störfälle verschieden auswirken, sollen sie im folgenden getrennt betrachtet werden.

3.4.1 Turbinenschnellschluß

Schnellschluß der Turbine beim GSB mit indirektem Kreislauf führt zu keiner schwerwiegenden Störung im Hinblick auf die Anlagensicherheit. Die Kühlung des Reaktors ist durch entsprechende Speisewasserversorgung der Dampferzeuger gewährleistet. Ein Abfahren des Reaktors ist notwendig.

Die Verhältnisse liegen einfacher bei einer Anlage mit mehreren parallelen direkten Gasturbinenkreisläufen, weil die Reaktorkühlung durch die verbleibenden Kreisläufe gewährleistet ist. Der Druckpegel im gesamten System wird um einige Prozent absinken infolge des Druckausgleiches im gestörten Kreislauf. Eine entsprechende Leistungsrücknahme des Reaktors ist notwendig.

Beim Direktkreislauf mit nur einer Turbine muß durch ein oder mehrere Notkühlssysteme die Nachwärmeabfuhr des Reaktors gewährleistet werden. Ein Schnellschluß des Reaktors ist in diesem Falle notwendig.

3.4.2 Lastabwurf

Ein Lastabwurf ist im Hinblick auf die Anlagensicherheit für den GSB mit indirektem Kreislauf kein schwerwiegender Störfall, sofern er nicht mit einem Netzausfall gekoppelt ist. Bei dieser Trennung des Generators vom Netz ist die Speisewasserversorgung und die Versorgung aus dem internen Kraftwerksnetz möglich und die Kühlung des Reaktors gesichert. Bei gleichzeitigem Netzausfall muß die Versorgung der Kühleinrichtungen durch besondere schnellanlaufende Notstromeinrichtungen übernommen werden.

Der Lastabwurf stellt für Anlagen mit direktem Kreislauf auch bei gleichzeitigem Netzausfall keinen besonderen Störfall dar. Durch die Bypassregelung kann die Anlage in diesem Falle im Leerlauf weiter betrieben werden und steht für eine sofortige Wiederbelastung zur Verfügung.

3.5 Dampfeinbruch

Ein Dampfeinbruch in die Heliumatmosphäre im Spannbetonbehälter hat Konsequenzen in zweifacher Hinsicht. Einmal bewirkt der

Einbruch eine Reaktivitätsänderung (zunächst negativ) im Reaktorkern, die durch die Regeleinrichtung abgefangen werden muß. Zum anderen führt das Dampfleck zu einer Druckerhöhung im Spannbetonbehälter. Bei den Varianten 4 und 7 kann es zudem noch zur Korrosion des Brennstoffhüllmaterials kommen. Zur Untersuchung des Reaktivitätsverhaltens ist die Leckrate eine wichtige Eingangsgröße, während für die Belastung des Kessels die insgesamt eingeströmte Menge wichtig ist. Realistische Angaben für den Mengenstrom und die eingeflossene Gesamtmenge sind zur Zeit schwierig zu machen. Diese Größen werden sowohl vom Dampfzustand und dem Ort des Lecks als auch davon bestimmt, inwieweit die Dampferzeuger voneinander isoliert werden können.

Eine grobe Abschätzung für angenommene Bedingungen zeigt, daß anfängliche Leckraten in der Größenordnung von 10 kg/sec beim Bruch eines Verdampferrohres zu erwarten sind. Die vollständige Entleerung eines von insgesamt acht Dampferzeugern würde den Druck im Spannbetonkessel um etwa 20 at erhöhen. Bei einer Leckrate von 10 kg/sec hat sich nach 10 sec ein Feuchtigkeitsgehalt von etwa 5000 ppm im Helium eingestellt. Diese Konzentration ist so hoch, daß ihr Zuwachsen schon frühzeitig festgestellt werden kann. Um den fehlerhaften Dampferzeuger isolieren zu können, ist es allerdings notwendig, auch die Lage des Rohrbruches zu lokalisieren, was u.U. sehr viel schwieriger sein könnte, als die Messung des ansteigenden Feuchtegehalts.

Wegen der auftretenden Druckerhöhung muß der SBB entweder auf einen entsprechend hohen Druck ausgelegt werden, oder aber es müssen Sicherheitsventile mit nachgeschalteter Auffang- oder Dekontaminationsanlage vorgesehen werden.

3.6 Ausfahren oder Auswurf von Kontrollstäben

Während des normalen Reaktorbetriebes ist der Wert aller eingefahrenen Kontrollstäbe beim GSB mit stabförmigen Brennelementen kleiner, beim GSB mit coated particle Brennelementen

größer als 1%. Ein Herausschleudern der Kontrollstäbe kann durch eine geeignete konstruktive Lösung verhindert werden. Temperaturerhöhungen des Brennelements für den hypothetischen Unfall des Herausschleuderns eines Kontrollstabs in 0.1 sec sind in Ref. [21] berechnet worden und erwiesen sich für stabförmige und coated particle Brennelemente als akzeptabel. Hinsichtlich des unbeabsichtigten Ausfahrens eines Kontrollstabs kann die Auslaufgeschwindigkeit begrenzt werden. So ist bei GGA der Stabantrieb so ausgeführt, daß eine Auslaufgeschwindigkeit von etwa 25 cm per Minute nicht überschritten werden kann. Im Vollastzustand beträgt die Reaktivitätsdifferenz zwischen neuem und abgebranntem Kern weniger als ein Dollar.⁺⁾ Diese Differenz wird von drei Regelstäben kompensiert. Untersuchungen haben ergeben, daß das Ausfahren eines der drei Stäbe mit seiner maximalen Geschwindigkeit nicht zu einer unzulässigen Hüllrohrtemperatur führt, wenn die dämpfende Wirkung des Dopplerkoeffizienten und Schnellabschaltung aufgrund 1.2-facher Nennleistung berücksichtigt wird. Im kalten Zustand müssen zusätzlich mindestens weitere 2 Dollar Reaktivität von den Regelstäben kompensiert werden. Der Verlauf eines Störfalles hängt davon ab, wieviel Kontrollstäbe am Auslauf beteiligt sind und wann Schnellabschaltung eingeleitet wird. Die Rechnungen von GGA haben gezeigt, daß auch Störfälle dieser Art sicher beherrscht werden können, ohne daß extreme Forderungen an die Schnellabschaltung gestellt werden müssen.

3.7 Kühlmittelverlust und interne Rohrreißer bei GSB mit Dampfturbine

Für den GSB mit indirektem Kreislauf ist vorgeschlagen worden, daß Heißgas den Dampferzeugerkavernen im Inneren eines ko-

^{+) Die vom Arbeitskreis Physik durchgeführten Rechnungen lassen einen höheren Reaktivitätshub erwarten, dessen Folgerungen hier nicht berücksichtigt sind.}

axialen Rohres zuzuführen und das Kaltgas im äußeren Teil des Rohres in den Behälterinnenraum zurückzuführen. Ein Bruch dieses Rohres stellte dann einen direkten Bypass zum Core dar und würde damit seine Kühlung herabsetzen. Rechnungen haben ergeben, daß der Massenfluß durch das Core auf 70% reduziert wird. Tritt gleichzeitig ein Kühlmittelverlust auf, so sind bei verschiedenen (Misch-)Drücken die Massenflüsse durch das Core wie folgt:

| Druck, bar | 70 | 10 | 5 | 1.1 |
|-------------------------------|------|-------|-------|-------|
| Druckerhöhung im Gebläse, bar | 2.67 | 0.382 | 0.191 | 0.042 |
| Kühlmittelfluß, % | 71 | 10 | 5 | 1 |
| Gebläseleistung, % | 118 | 14 | 7 | 1.5 |

Tabelle X. Corekühlung und Leistungsbedarf der Gebläse bei Kühlmittelverlust und internem Rohrreißer.

Der Einfluß der Reynoldszahl ist dabei nicht berücksichtigt. Nähere Einzelheiten der Rechnung sind der Ref. [13] zu entnehmen.

3.8 Kühlmittelverlust und Ausfall eines Kreislaufes bei GSB mit Gasturbine

Fällt ein von 3 Kreisläufen eines GSB mit Gasturbine aus und tritt gleichzeitig ein Kühlmittelverlust ein, so unterscheiden sich die Transienten, wenn das Leck auf der Hoch- oder Niederdruckseite liegt.

Es wird angenommen, daß aus dem Niederdruckvolumen V_G Gas durch ein Loch mit 36 cm Durchmesser ausströmt. Die Kreisläufe 1 und 2 sollen dabei im Normalbetrieb bleiben.

Abb. 4.10 zeigt den Verlauf der Leistungen in den ersten 60 s: Die Verdichterleistung $N_{K(1,2)}$ fällt kontinuierlich auf 0,29 nach 60 s ab, die Turbinenleistung fällt zuerst stark ab, erreicht nach 2 s den Wert 0,815, steigt wieder auf 0,82 nach 3 s an und fällt danach kontinuierlich ab.

Noch empfindlicher reagiert die Kupplungsleistung, die nach 1 s den Wert 0,63 erreicht, wieder ansteigt, bei 4 s ein Maximum von 0,75 hat und dann stetig abfällt. Der Endwert bei 60 s beträgt für $N_{T(1,2)}$ 0,27, für $N_{(1,2)}$ 0,25.

Das Auffüllen des Niederdruckvolumens V_G ist kennzeichnend für die ersten Sekunden des Vorganges. Das Ausströmen von Gas macht sich nicht so bemerkbar, da der Vorgang überkritisch abläuft. Nachdem das Volumen V_G etwa den 2,2-fachen Druck erreicht hat (Abb. 4.11), steht wieder mehr Gas für die anderen beiden Kreisläufe zur Verfügung und die Leistung der Turbinen ($N_{T(1,2)}$ sowie die Kupplungsleistungen ($N_{(1,2)}$) steigen wieder an, bis sich das Ausströmen bemerkbar macht: Der Druck P_G fällt kontinuierlich ab.

Abb. 4.12 zeigt den Verlauf der übrigen Kreislaufdrücke, die stetig abnehmen und nach 60 s bereits zwischen 0,27 und 0,3 liegen.

Für das Leck im Hochdruckvolumen V_{S1} ergeben sich unter den Voraussetzungen wie oben, jedoch für ein Leck von 25 cm \varnothing , die Transienten der Abb. 4.13 bis 4.15.

3.9 Kühlmittelverlust bei gleichzeitigem Maschinenschnellschluß

Die Voraussetzungen des Rechenmodells sind in Ref. [12] zusammengestellt. Als wichtigste Annahme ist zu nennen, daß bei einem Bruch im Kreislauf alle Maschinen schlagartig stehen bleiben und der Druckausgleich innerhalb des Kreislaufs und mit dem Containment nur auf Grund der im Augenblick des Bruches bestehenden Druckdifferenz erfolgt.

Erfolgt der Bruch der Heißgasleitung zwischen Reaktor und Turbine so geht aus den Kurven der Abb. 5.2 hervor, daß zusätzlich zur Druckabsenkung ein Druckausgleich in den drei Kreisläufen stattfindet.

Der Druck in den Volumina TUR 1 und TUR 2 (Turbine, Wärmetauscher, Vorkühler und Rohrleitungen) steigt erst von 35 ata auf ca. 49 ata an und sinkt dann gemeinsam mit den Drücken der übrigen Räume kontinuierlich auf den Ausgleichsdruck ab. Das Volumen TUR 3 erreicht bei der anfänglichen Druckerhöhung nicht den obengenannten Wert, da hier das Ausströmen aus einer verhältnismäßig groben Öffnung stattfindet. Der Ausgleichsdruck wird nach ca. 8 Sekunden erreicht und hat einen Wert von etwa 9,0 ata.

Abb. 5.4 gibt die Ergebnisse für ein Leck in der Heißgasleitung mit einem Durchmesser von 27 cm. Hier hat der Ausströmvorgang, bedingt durch das bedeutend kleinere Leck kaum einen Einfluß auf die Druckverläufe in den Kreislaufkomponenten. Durch den angenommenen Stillstand der Maschine erfolgt innerhalb der ersten ca. 1,5 Sekunden der Druckausgleich im Kreislauf. Ein merkliches Absinken auf den Ausgleichsdruck mit dem Containment ist erst anschließend sichtbar. Der Ausgleichsdruck ist nach ca. 210 Sekunden erreicht und hat, wie in allen weiteren Fällen einen Wert von ca. 9,0 ata.

Ist das Leck in der Heißgasleitung nur 5 cm \emptyset , so erfolgt der Druckausgleich in etwa 100 Minuten.

Beim Bruch der Kaltgasleitung in einem Kreislauf zwischen Wärmetauscher und Hochdruckverdichter erfolgt der Druckausgleich durch den geringeren Rohrquerschnitt in 18 sec und ist damit länger als beim Bruch der Heißgasleitung zwischen Reaktor und Turbine.

Ein Leck von 27 cm \emptyset in der Kaltgasleitung wirkt sich ähnlich aus wie ein Leck gleichen Durchmessers in der Heißgasleitung.

3.10 Auslegungsunfall

Auslegungsvereinbarungen

Bei der sicherheitstechnischen Beurteilung gasgekühlter thermischer Hochtemperaturreaktoren in Deutschland wird zur Zeit von folgenden Voraussetzungen ausgegangen:

- 1) Das Bersten eines Spannbetonbehälters kann bei entsprechender Auslegung ausgeschlossen werden. Versuche mit Modellen haben diese Eigenschaft bestätigen können.
- 2) Die Panzerrohre in den Durchführungen des Spannbetonbehälters sind als Ausschnittsverstärkungen gegenüber Innendruckbeanspruchungen überdimensioniert, bzw. stützen sich gegen den Spannbeton ab, so daß bei sorgfältiger Fertigung und Prüfung ein Aufreißen innerhalb der Betonwand ausgeschlossen werden kann.
- 3) Ein druckfester und gasdichter Doppeldeckelabschluß der Behälter-Abschlüsse wird als sicher gegen plötzlichen Aktivitätsaustritt angesehen, wenn der Zwischenraum ständig auf Leckage überwacht wird.

Dadurch können mögliche Rißbildungen an Schweißnähten und Flanschdichtungen rechtzeitig erkannt und Gegenmaßnahmen eingeleitet werden (z.B. Abschalten und Abpumpen des Kühlgases in Vorratsbehälter).

Ein Abschluß mit vorgeschalteter Querschnittsbegrenzung ist ausreichend sicher, wenn im Falle eines Versagens des äußeren Abschlusses die austretende Kühlgasmenge über die Belüftungsanlage und den Kamin abgeführt werden kann. Hierbei wird allerdings vorausgesetzt, daß bei

Abführen des Kühlgases über den Kamin keine unzulässigen Strahlenbelastungen in der Umgebung des Kraftwerkes auftreten. Bei Kühlgasaktivitäten um 10^5 Curie ist dies erfüllt.

- 4) Das Aufreißen von Rohrleitungen kann grundsätzlich nicht ausgeschlossen werden.
- 5) Das gleichzeitige Aufreißen einer Rohrleitung kleinen Durchmessers und deren druckfesten Ummantelung kann ausgeschlossen werden, wenn der Zwischenraum ständig auf Leckage überwacht wird, sodaß rechtzeitig Gegenmaßnahmen eingeleitet werden können. (siehe Punkt 4)
- 6) Ein gleichzeitiges, unabhängiges Aufreißen von geschlossenen Systemen innerhalb und außerhalb des Primärsystems kann bei sorgfältiger Prüfung und Abnahme sowie bei entsprechend sicherer Konstruktion ausgeschlossen werden (z.B. Rohre der Dampferzeuger innerhalb und außerhalb des Spannbetonbehälters).
- 7) Ein "ground-release" (Aktivitätsabgabe in Erdbodennähe beim totalen Kühlmittelverlust) soll sehr unwahrscheinlich sein. Falls auf ein Containment verzichtet wird, muß die Ausströmung dabei so langsam erfolgen, daß eine Abgabe über den Kamin durch entsprechende Maßnahmen sichergestellt werden kann.
- 8) Die Druckabsenkungsgeschwindigkeit ist im Störfall so zu begrenzen, daß schwerwiegende Folgeschäden im Reaktorkern und im Kreislauf nicht eintreten. Die Funktion der Abschaltvorrichtung darf durch die Druckabsenkung nicht beeinträchtigt werden, der Reaktor muß schnell und sicher abgeschaltet werden können. Ferner muß die Nachwärmeabfuhr jederzeit sichergestellt sein.

Definition des GaU

Mit den vorgenannten Bedingungen läßt sich durch konstruktive Maßnahmen erreichen, daß ein schneller Druckverlust ausgeschlossen werden kann.

Eine Spezifizierung dieser Maßnahmen ist in Ref. [9] gegeben. Mit den o.g. Voraussetzungen und unter Einhaltung der vorgeschlagenen konstruktiven Lösungen kann eine schnelle Druckentlastung verhindert werden. Als Auslegungsfall gilt das Versagen eines Behälterabschlusses, wobei die ausströmende Menge durch den freien Querschnitt der Querschnittsbegrenzung bestimmt wird bzw. das Reißen einer nichtummantelten Rohrleitung, wobei der freigelegte Querschnitt maximal dem der Querschnittsbegrenzung entspricht.

Es ist technisch möglich, den freien Querschnitt der Querschnittsbegrenzung auf 2 cm^2 zu begrenzen, so daß der Druckausgleich auf 1 ata erst nach mehreren Stunden erfolgt. Die dabei auftretende Druckabsenkgeschwindigkeit im Behälter ist so gering, daß keine Schäden innerhalb des Behälters zu befürchten sind. Eine ausreichende Kühlung des Cores ist in dieser Zeit möglich. Der Ausfall eines Gebläses wird unterstellt. Bei einer solchen Auslegung ist kein Containment zur Aufrechterhaltung eines Gegendruckes erforderlich.

Bei diesem Unfall werden die im Kühlmittel stationär enthaltenen Aktivitäten freigesetzt, siehe Abschnitt 2.3.

Grobe Abschätzungen lassen eine Freisetzung von $3 \cdot 10^2 - 3 \cdot 10^5 \text{ Ci}$ erwarten, zum überwiegenden Teil radioaktive Edelgase. Die Ableitung dieser Aktivitäten über einen Schornstein von ca. 150 m Höhe würde auf zulässige Störfalldosen in der Umgebung führen.

Bei höheren Systemdrücken als 70 bar muß die Querschnittsbegrenzung einen entsprechend geringen kleinen Querschnitt aufweisen, was z.Zt. technisch nicht realisierbar ist. Es besteht hier die Möglichkeit, alle Durchbrüche als dichte und druckfeste Doppelabschlüsse auszuführen. Darüberhinaus besteht die Möglichkeit, als Auslegungsunfall einen raschen Kühlmittelverlust bei Verwendung eines Containments zuzulassen. Diese Variante wird durch folgende Merkmale beschrieben.

- 1) Auslösung durch Versagen eines Deckels einer Dampferzeugerkaverne,
- 2) Beschränkung des anfänglichen Kühlmittelverlustes entsprechend einer Zeitkonstanten von etwa 100 Sekunden. Dies wird durch geeignete Konstruktion der Behälterabschlüsse bzw. durch den Einbau von Durchflußbegrenzern erreicht.
- 3) Die Schnellabschaltung des Reaktors ist durch das Vorhandensein von zwei voneinander unabhängigen Abschalt-systemen gewährleistet.
- 4) Eine äußere gegen druckhaltende Stahlhülle wird als wesentlicher Bestandteil der Notkühleinrichtung vorgesehen.
- 5) Durch geeignete Wahl des Gegendrucks kann der Ausfall mehrerer Gebläse toleriert werden.
- 6) Alle im Kühlmittel enthaltenen Spaltprodukte werden in die Sekundärhülle freigesetzt, zuzgl. 1% der im Primärkreislauf abgelagerten Aktivitäten.
- 7) 10% der in den Leerräumen zwischen Brennstoff und Brennstoffhüllen unter Druck gespeicherten Spaltprodukte werden im Verlauf des Störfalles aus dem SBB freigesetzt.
- 8) Alle z.Zt. des Unfalls noch im Brennstoff eingeschlossenen Spaltprodukte werden in diesem zurückgehalten, da die Brennstofftemperaturen vom Zeitpunkt des Unfallbeginns an nicht nennenswert über die Betriebswerte ansteigen.

Obige Vereinbarungen wurden für die vollintegrierte Dampfkreisanlage getroffen. Sie gelten im Prinzip auch für die vollintegrierte Gaskreisanlage. Für die nichtintegrierte Gasturbinenanlage gelten sie nur dann, wenn für die großen Durchführungen technische Lösungen akzeptiert werden, die einen schnelleren Kühlmittelverlust begrenzen.

3.11 Hypothetischer Unfall

Alle über den GaU hinausgehenden schwereren Unfälle gelten nach menschlichem Ermessen als ausgeschlossen. Beim Studium hypothetischer Unfälle interessiert die Frage nach den Konsequenzen, falls die beim GaU angenommenen Voraussetzungen nicht erfüllt sind.

Das Coreschmelzen ist ein solch hypothetischer Unfall, der in der Literatur häufig betrachtet wird.

Über den Ablauf der dann eintretenden Zerstörung herrscht noch große Unklarheit. Obwohl plausible Gründe für das Ausbleiben einer nuklearen Exkursion als Folgeschaden angeführt werden können, ist es derzeit nicht möglich, den sicheren Nachweis zu führen, daß es im Verlauf der Zerstörung zu einer Kompaktierung kommt, die ausreicht, eine promptkritische Exkursion einzuleiten. Hier unterscheidet sich der Gasbrüter vom Natriumbrüter, bei dem u.U. die Gefahr besteht, daß lokale Kühlstörungen über eine Propagation zu einer promptkritischen Exkursion führen.

Unterstellt man den pessimistischen Fall, bei dem das kompakte Core plötzlich nach unten fällt und beim Aufschlag kompaktiert, so sind Reaktivitätsrampen von größenordnungsmäßig 50 bis 100 $\$/\text{sec}$ zu erwarten.

Selbst wenn man Rampen von 100 $\$/\text{sec}$ unterstellt, so ergab eine Abschätzung von GGA für einen 330 MW Prototypreaktor eine Energiefreisetzung von 1000 MJ. In Ref. [22] wurde für einen dampfgekühlten Schnellen Brüter einer Leistung von 1000 MW bei gleicher Reaktivitätsrampe eine für die Ex-

pansionsarbeit verfügbare Energie von 1800 MJ abgeschätzt. In beiden Fällen führte die Exkursion nicht zu einer Zerstörung des SBB.

4. Beurteilung der verschiedenen GSB Varianten

Die in Abschnitt 1 erwähnten verschiedenen Varianten unterscheiden sich in folgenden wichtigen Merkmalen, die für die Sicherheit von Bedeutung sind:

- Brennelement
- Betriebsdruck
- Gasführung
- Beladung
- Anlagenbauweise.

Im folgenden wird ihr Einfluß auf das Störfallverhalten bzw. der relative Aufwand, mit dem das Störfallverhalten beherrschbar wird, für die vorgeschlagenen 6 Konzepte behandelt.

4.1 Beurteilungskriterien

Die verschiedenen GSB Varianten werden nach dem in Abschnitt 3.1 genannten Sicherheitskriterium analysiert. Hierbei ergeben sich zu dessen Einhaltung verschiedene Anforderungen an die einzelnen Varianten. Diese Anforderungen bedingen somit einen unterschiedlichen Aufwand zur Realisierung der geforderten Sicherheit. Obwohl zum gegenwärtigen Zeitpunkt einige sicherheitstechnisch bedeutsamen Konstruktionsmerkmale noch nicht festliegen, läßt sich dieser Aufwand bei den vorgeschlagenen GSB Konzepten zumindest qualitativ abschätzen und eine relative Bewertung der Varianten untereinander angeben.

4.2 GSB mit indirektem Kreislauf

Brennelement:

Als Brennelementvarianten wurden vorgeschlagen

- vented fuel, oxydischer Brennstoff (GSB Variante 1)
- vented fuel, karbidischer Brennstoff (GSB Variante 2)
- strong clad fuel, oxydischer Brennstoff (GSB Variante 6)
- coated particles (GSB-Variante 7)

Von sicherheitstechnischer Bedeutung ist das Brennelement vor allem hinsichtlich der Aktivitätsfreisetzung, des Reaktivitätsverhaltens und der Verträglichkeit mit Wasser.

Hinsichtlich der bei einem Kühlmittelverlust freigesetzten Aktivitäten ergibt sich auf Grund der in Abschnitt 3.2 durchgeführten Abschätzungen ein Vorteil für die Variante 1 sowohl für den schnellen wie auch langsamen Kühlmittelverlust, siehe Tabelle XI

| In den SBB entlassene Aktivität, Curie | Langsamer Verlust | Schneller Verlust |
|--|-------------------|-------------------|
| Variante 1 | 3 10^2 | 3 10^2 |
| Variante 7 | 1 10^5 | 1 10^5 |
| Variante 6 | 3 10^5 | 7 10^6 |

Tabelle XI. In den SBB freigesetzte Aktivitäten bei verschiedenen GSB Varianten.

Die Angaben für die Varianten 6 und 7 liegen relativ nahe beieinander. Ihr Unterschied sollte auf Grund der Unsicherheiten in den Annahmen nicht überbewertet werden. Die Variante 2 sollte zwischen den Varianten 1 und 7 eingeordnet werden.

Die bei einem langsamen Kühlmittelverlust freigesetzte Aktivität kann mit einem gasdichten Reaktorgebäude in Verbindung mit einem hohen Abluftkamin so abgeführt werden, daß mit keiner unzulässigen Gefährdung der Umgebung gerechnet werden muß. Von der freigesetzten Aktivität her kann bei der Variante mit strong clad vermutlich kein schneller Kühlmittelverlust ohne Vorhandensein eines Containments toleriert werden. Etwas günstiger kann sich u.U. die Variante mit coated particles verhalten. Keine Probleme ergeben sich diesbezüglich für das Vented Fuel Konzept.

Die in das Primärsystem freigesetzte Aktivität bestimmt die Wartbarkeit der Anlage. Nach den Ausführungen in Abschnitt 2.3 ist bei der Variante 1 wesentlich weniger Aktivität im Primärkreislauf abgelagert als bei den anderen Varianten, was dieses GSB Konzept begünstigt.

Durch das weichere Spektrum ergibt sich für Variante 7 ein größerer Dopplerkoeffizient, als für die übrigen Varianten, womit die dynamische Corestabilität noch besser wird. Andererseits liegen die Reaktivitätswerte der Kontrollstäbe höher als bei den Varianten 1, 2 und 6. Dieser Nachteil kann durch einen entsprechenden höheren Aufwand im Steuer- und Antriebssystem ausgeglichen werden.

Eine weitergehende Wertung kann erst nach Vorliegen ausführlicher Physikrechnungen erfolgen. Insbesondere muß das Reaktivitätsverhalten aufgrund strahleninduzierter Geometrieänderungen im Core untersucht werden. Es werden keine unüberwindbaren Schwierigkeiten erwartet. Dieses Problem muß auch für den Natriumreaktor gelöst werden.

Schließlich ist die Verträglichkeit der Brennelemente mit Wasser von Wichtigkeit (Rohrreißer in einem Dampferzeuger). Die Variante 1 mit rostfreiem Stahl ist am unempfindlichsten gegen einen solchen Dampfeinbruch. Am ungünstigsten dürfte sich die Variante (7) mit coated particles verhalten. Die Verträglichkeit des rostfreien Stahls mit Wasser kann u.U.

auch eine größere Bedeutung erhalten, wenn es sich als zweckmäßig erweisen sollte, eine Not- und Langzeitkühleinrichtung basierend auf Wasser-Naturumlauf bereitzustellen.

Die Zufuhr von Wasser führt wohl bei den GSB Varianten zunächst zu einer Reaktivitätsminderung, letztlich aber zu einem Reaktivitätsgewinn. Es ist aber festzuhalten, daß die resultierenden Reaktivitätsrampen genügend klein sind, um ohne Schwierigkeit vom Regelsystem beherrscht werden zu können.

Betriebsdruck

Der Betriebsdruck liegt bei den Varianten 1, 6 und 7 bei 70 bar und damit nur um etwa 20 bar über dem für moderne HTR's. Damit läßt sich eine integrierte Bauweise durchführen. Der höhere Druck von 120 bar bei Variante 2 erfordert höheren Entwicklungsaufwand und höhere Ausführungskosten und außerdem ist die Wärmeabfuhrkapazität bei atmosphärischem Druck in erster Näherung um den Faktor $\frac{120}{70}$ oder um rund 70% geringer als bei den übrigen Varianten. Das bedeutet aber, daß die minimal zulässige Zeit des Druckverlusts bei Variante 2 näherungsweise um den Faktor 8 größer und das max. zulässige Leck um den Faktor 7 kleiner sein darf als bei den Varianten 1, 6 und 7. Diese Abschätzungen ergeben sich aus den Abb. 5 und 6. Für diesen Fall besteht die Möglichkeit, ein gegendruckhaltendes Containment zu verwenden oder alle Durchführungen durch doppel-dichte und druckfeste Abschlüsse zu verschließen.

Gasführung

Lediglich in der Variante 7 ist der Kühlgasstrom im Core aufwärtsgerichtet, bei den übrigen Varianten dagegen abwärts. In beiden Fällen ist vom Arbeitskreis Komponenten

vorgesehen worden, das Heiß- und Kaltgas den Dampferzeugerkavernen in koaxialen Rohren zuzuführen. Für die Varianten 1, 2 und 6 liegen die Rohre im unteren Teil, für Variante 7 im oberen Teil des Behälters.

Da der GSB zur ausreichenden Kühlung auf Zwangsumlauf angewiesen ist, bedeutet die der natürlichen Konvektion angepasste Strömungsrichtung keinen Vorteil. Der mit der Abwärtsströmung verbundene Aufbau eines hängenden Cores hat den Vorteil, daß ein durchgeschmolzenes Brennelement (z.B. bei Blockierung eines Kühlkanals) aus dem Core herausfällt.

Koaxiale Gasleitungen haben den Vorteil, daß der Liner nur gegen Kaltgas isoliert werden muß. Die konzentrischen Leitungen sind in ihren Durchdringungen u.U. insgesamt komplizierter und somit störanfälliger. Vieles hängt jedoch von noch unbekanntem Details ab, sodaß zunächst alle Varianten als sicherheitstechnisch gleichwertig eingestuft werden sollten.

Beladung

Für die Varianten 1, 2 und 6 ist ein hängendes Core mit Beladung von unten vorgesehen. Dabei kann also bei einem Beladeunfall ein Brennelement nur aus dem Core herausfallen und so zu einer Reaktivitätsverminderung führen, während dieser Unfall bei Variante 7 zu einem Reaktivitätsanstieg führt.

Anlagenbauweise:

Für alle GSB Varianten ist eine integrierte Bauweise vorgesehen. Das Prinzip der integrierten Bauweise muß nicht erst entwickelt werden. Es kommt für thermische Reaktoren (THTR, Fort St.Vrain in USA, Magnox und AGR's in England) bereits

zur Anwendung. Im Unterschied zu den Spannbetonbehältern dieser Reaktoren ist für den GSB ein SBB mit einem relativ großen zentralen Deckel vorgesehen. Festigkeitsmäßig muß dieser Deckel dem SBB äquivalent sein. Für die Dampferzeugeröffnungen werden ein druckfester und gasdichter Doppeldeckelabschluß vorgeschlagen.

Als eine alternative Lösung bietet sich ein einfacher Abschluß an. Um den Kühlmittelverlustunfall zu beherrschen ist in diesem Fall ein dichtes und druckhaltendes Containment erforderlich.

Bei gleichen Kosten ist die erste der genannten Versionen vorzuziehen, da sie sicherstellt, daß der Unfall gar nicht auftreten kann. Die zweite Version, vom Standpunkt der Sicherheit für die Bevölkerung gleichwertig, hat den Nachteil, daß wesentlich mehr Analysen hinsichtlich des Unfallablaufs notwendig sind, um eine den Anforderungen gerechte Lösung für die Systemauslegung zu gewinnen. Außerdem müssen die Einbauten für die Transienten ausgelegt werden, die mit einem raschen Kühlmittelverlust auftreten. Aufgrund der bisher vorliegenden Untersuchungen kann ein Kühlmittelverlust mit einer Zeitkonstanten von etwa 100 Sekunden noch toleriert werden.

4.3 GSB mit direktem Kreislauf

Was das Brennelement betrifft gelten ähnliche Argumente wie in Abschn. 4.2.

Der Betriebsdruck liegt bei den Varianten 4 und 7 mit 90 bar zwischen den Drücken der Varianten mit indirektem Kreislauf, womit bei der Analyse des Störfalls Kühlmittelverlust analog vorgegangen werden kann.

Bezüglich der Beladung unterscheiden sich die Varianten 4 und 7 wie die entsprechenden Varianten mit indirektem Kreislauf.

Hinsichtlich der Gasführung und Anlagenbauweise bestehen für beide Varianten 4 und 7 noch mehrere Alternativen offen, die im Detail weniger durchgearbeitet sind:

- a) Vollintegrierte Bauweise, 1 Turbosatz und 2 Nachwärmeabfuhrsysteme
- b) Nichtintegrierte Bauweise, 1 Turbosatz und 2 Nachwärmeabfuhrsysteme
- c) Nichtintegrierte Bauweise, 3 parallele Turbosätze.

Vollintegrierte GT Variante

Die vollintegrierte GSB-Variante mit direktem Kreislauf (a) unterscheidet sich von den Varianten mit indirektem Kreislauf in folgenden Punkten.

- Wellendurchführung, da der Generator außerhalb des SBB's ist.
- Es sind größere Druckunterschiede im System, womit bei Regelvorgängen und Störfällen größere transiente Druckunterschiede auftreten.
- Die Durchbrüche im SBB sind größer als bei den Varianten mit indirektem Kreislauf.

Bei einer zufriedenstellenden Lösung dieser vorgenannten Punkte ist die vollintegrierte GT Variante der vollintegrierten DT Variante sicherheitstechnisch gleichwertig.

Nichtintegrierte GT Variante

Bei der nichtintegrierten Bauweise müssen alle aus dem Reaktor herausgeführten Kühlgasleitungen bis zu bei Ausgleichsdruck schließenden Absperrarmaturen für den vollen Druck von 90 bar doppelwandig ausgeführt werden. Außerdem befinden sich Querschnittsbegrenzungen in den Rohrleitungen. Bei deren Aufreißen tritt ein schnellerer Kühlmittelverlust als für die

Dampfturbinenvariante ein, siehe Abschnitt 3.10. Es muß hierbei sichergestellt sein, daß die Integrität des Coreaufbaus sowie eine ausreichende Core-Kühlung während des Ausströmvorgangs gewährleistet ist. Nach erfolgter Schnellabschaltung und nach Erreichen des Druckausgleichs ist die Kühlung sichergestellt, wenn die Absperrarmaturen (nach Druckausgleich) und die Armaturen im Nachwärmesystem funktionieren.

Ein schneller Druckverlust durch Leitungsbruch müßte nicht in Betracht gezogen werden, falls eine Doppelrohrleitung großen Durchmessers sicherheitstechnisch akzeptiert wird.

4.4 Schlußbemerkung

Die GSB Varianten mit indirektem Kreislauf sind aufgrund der gebauten und geplanten thermischen gasgekühlten Reaktoren detaillierter beurteilbar und daher nach heutigem Stand der Technik leichter realisierbar als die mit direktem Kreislauf.

Literaturverzeichnis

- [1] Reference design of a 1000 MWe gas-cooled fast reactor plant, GAE-37, March 1968
- [2] Status of technology and future potential of gas-cooled fast reactors, Swiss Federal Institute for Reactor Research, 51-EIR, March 1968
- [3] Dalle Donne, Wirtz, Gas cooling for fast breeders KFK 689, November 1967
- [4] Dalle Donne, Eisemann, Wirtz, Some considerations on gas cooling for fast breeders, KFK 595, May 1967
- [5] Dalle Donne et al. High temperature gas cooling for fast breeders, KFK 841, October 1968
- [6] Swedish evaluation studies of full scale fast reactors Vol. IV. Fast helium cooled breeder studies, A.B. Atomenergi, S-379, April 1968
- [7] Gratton et al. A gas cooled fast reactor with direct cycle potential, SM-111/67, IAEA Conf. Jülich, October 1968
- [8] Goetzmann, Sicherheitsprobleme des gasgekühlten Schnellen Brütters, Siemens AG, RT 14, 3.4.1970
- [9] Baust Vorschlag für die Definition des Auslegungsstörfalls für den GSB mit Dampfkraftanlage
BBK, Notiz 16.3.1970
- [10] Gabriel Strahlenbelastung der Umgebung durch die
Reaktoren THTR, HTR-B und GSB, BBK, A.B.PL 70-90
16.6.1970

- [11] Gabriel, Quell GSB Sicherheitstechnische Beurteilung
der Dampf- u. Gaskreislaufvarianten
BBK/KFA, A.B. PL 7o/57 1o.4.197o
- [12] Küper Untersuchungen zur Dynamik der geschlossenen
einwelligen Gasturbinenanlage für den
1000 MWe GSB
GHH, Kt.ET 1897o, April 197o
- [13] Vollmer,Werner Nachwärmeabfuhr bei Bruch einer koaxialen
Leitung, BBK A.B.E3-7o/26, 15.4.7o
- [14] Vollmer Erste Sitzung des Arbeitskreises Sicherheit,
BBK Besprechungsbericht E3-69/84
15.12.69
- [15] Vollmer Zweite Sitzung des Arbeitskreises Sicherheit,
BBK Besprechungsbericht E3-7o/11, 19.2.7o
- [16] Vollmer Dritte Sitzung des Arbeitskreises Sicherheit,
BBK Besprechungsbericht E3-7o/15, 3.3.7o
- [17] Vollmer Vierte Sitzung des Arbeitskreises Sicherheit,
BBK Besprechungsbericht E3-7o/24, 3.4.7o
- [18] Werner Gebläseausfall beim GSB
BBK, A.B. E3-7o/36, 19.5.7o
- [19] Wirtz Coreschmelzen, GfK, Notiz
- [2o] An evaluation of alternate coolant fast
breeder reactors WASH 1o9o, April 1969

[21]

An assessment study of gas-cooled
fast reactors for civil power generation,
ENEA specialist group
22nd July 1968

[22]

Swedish evaluation studies of full scale
fast reactors
Vol. II. Chapters 4-8 A.B. Atomenergi
S-379, Febr. 1968.

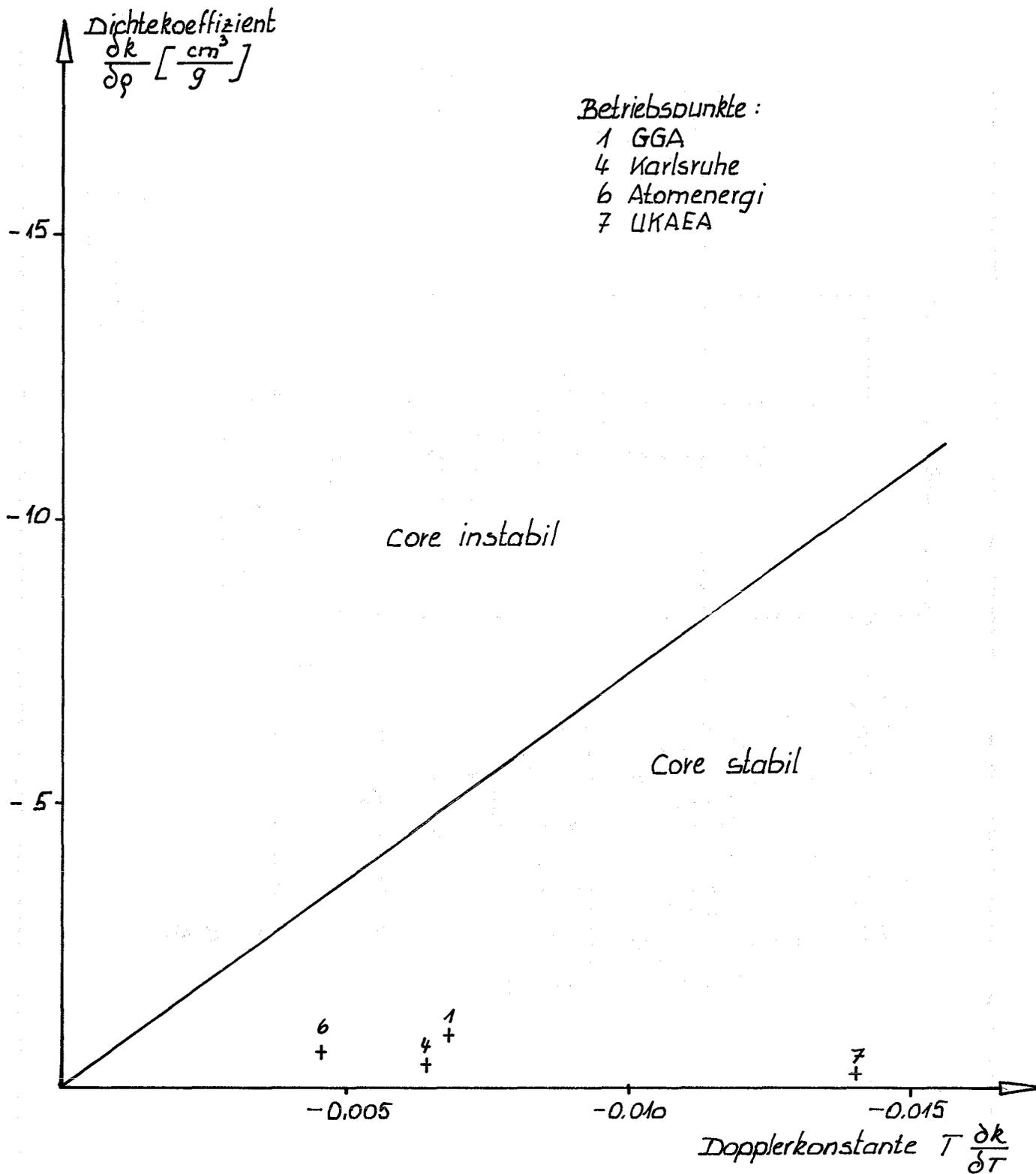
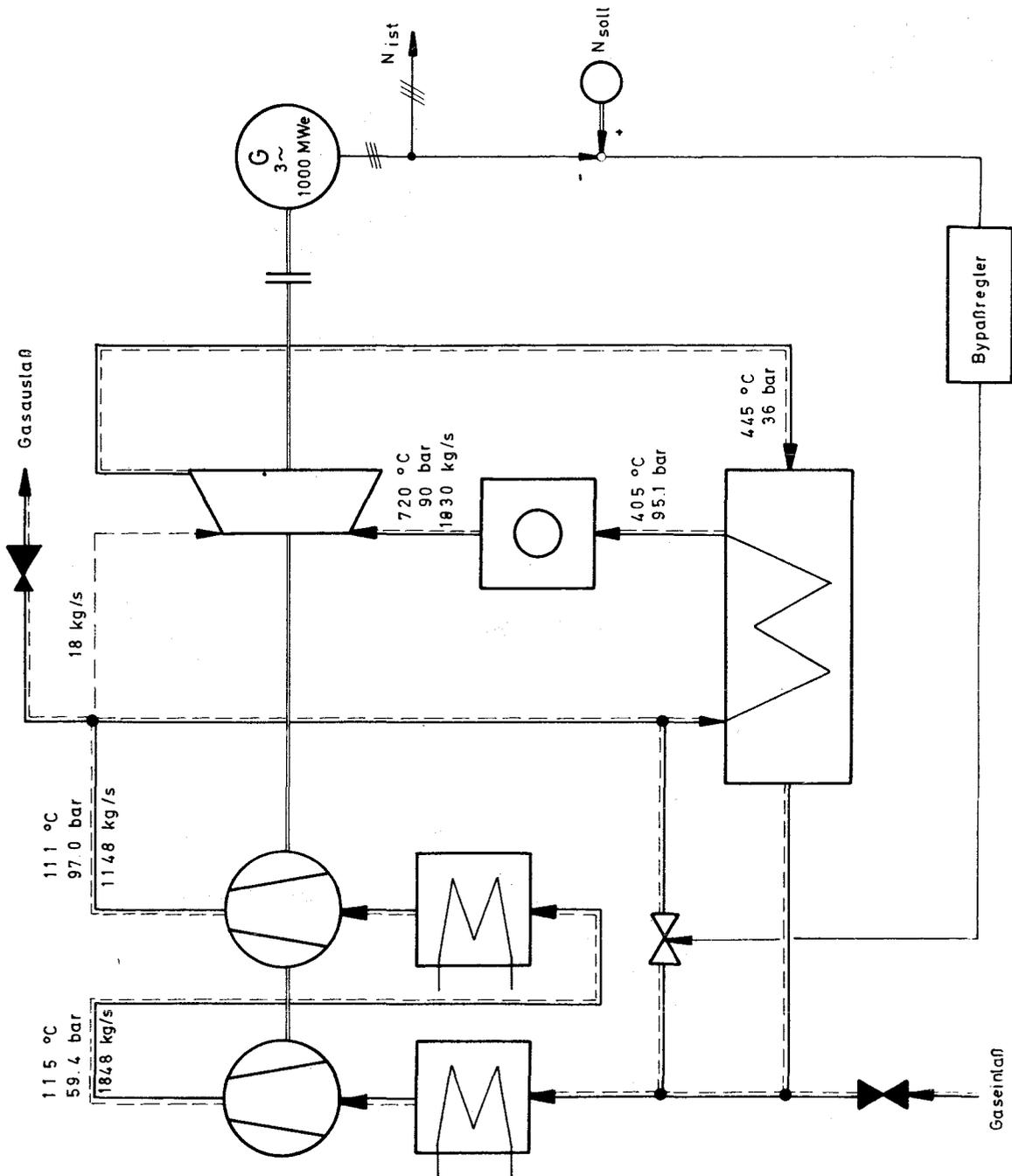


Abb. 1: Corestabilität beim GSB.



GHH
Kt. ET

Regelschema für 1000 MWe - Kreislauf

Auftr.-Nr.: 68 8005

Kennwort : G S B

Zeichn.-Nr.: 4.45 485

Abb.-Nr. : 2.1

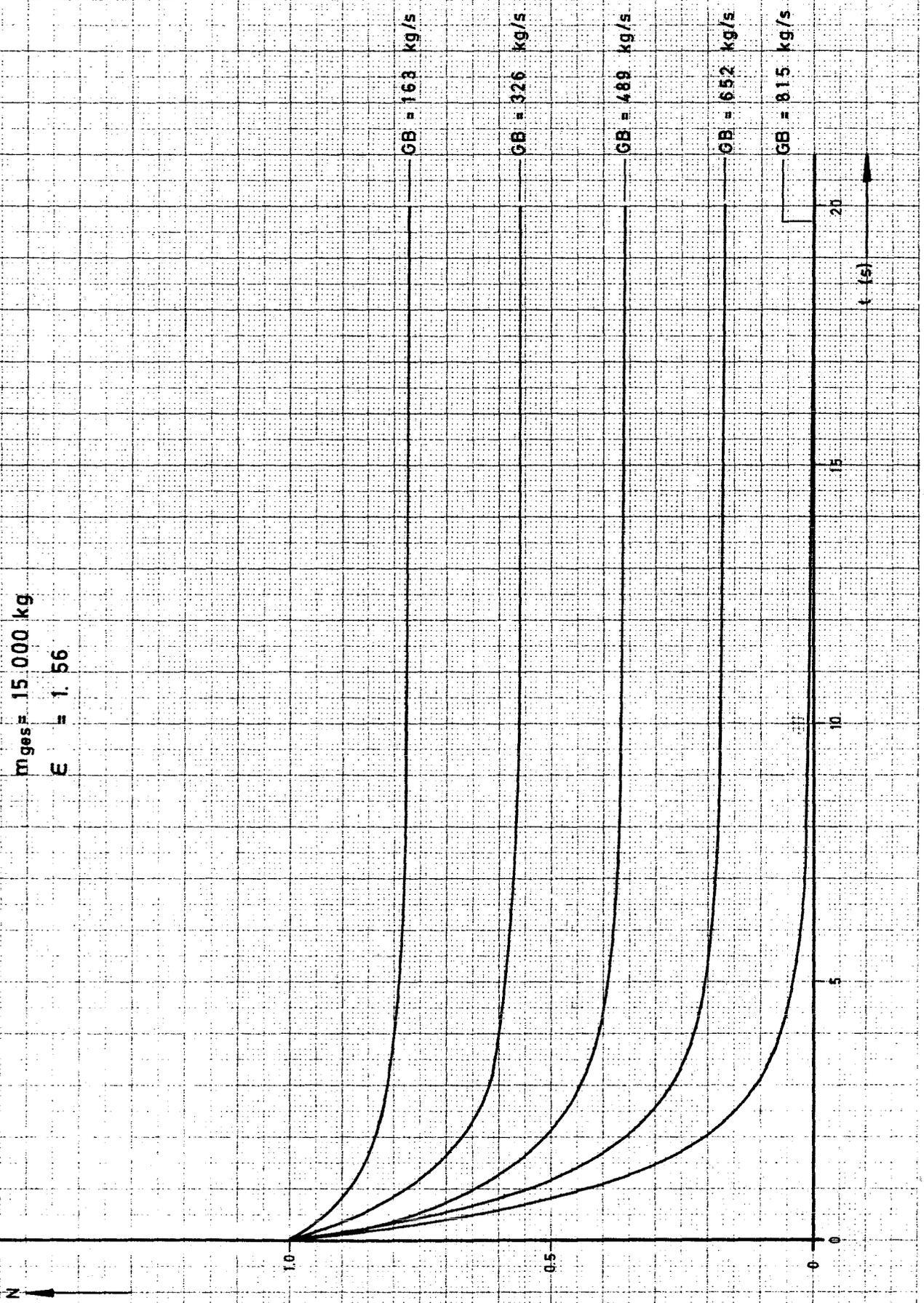
Gezeichnet: 7.4.70

Geprüft:

Maßstab: /

$m_{ges} = 15.000 \text{ kg}$

$\epsilon = 1.56$



Abt.: Kt.ET

Auftr. Angeb. Nr. 68 8005 Maschine:

Kennwort: G S B

Datum: 26.3.70 Pastor

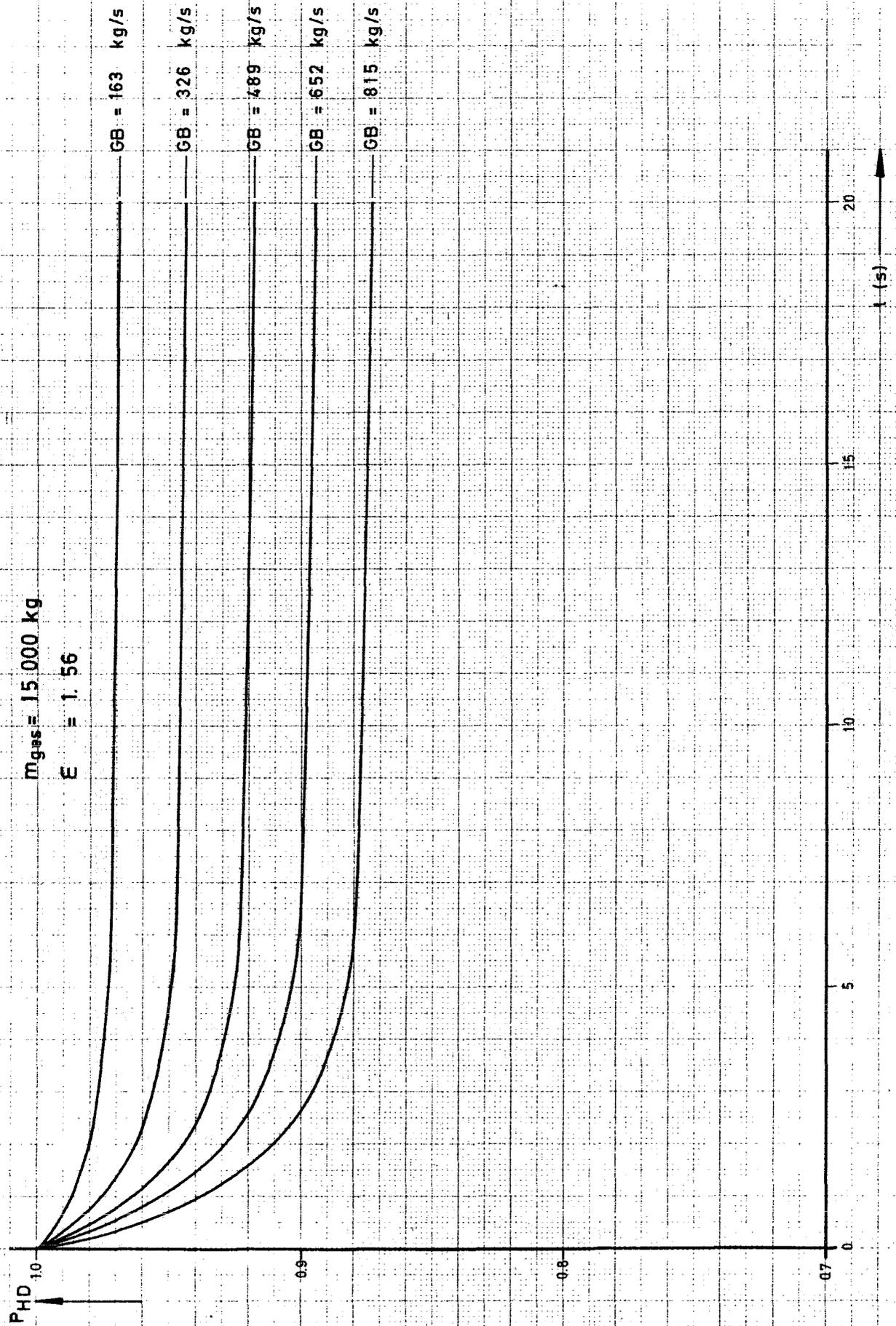
GHH

Kupplungsleistung als Funktion der Zeit
(Bypassdurchsatz als Parameter)

Zeichn.-Nr.: 4.45 474

$m_{ges} = \text{const}$, $\epsilon = \text{const}$.

Abb.-Nr.: 3.2



Abt. Kt. ET Auftr. Angeb. Nr. 68 8005 Maschine:

Kennwort: G S B

Datum 26.370 Pastor

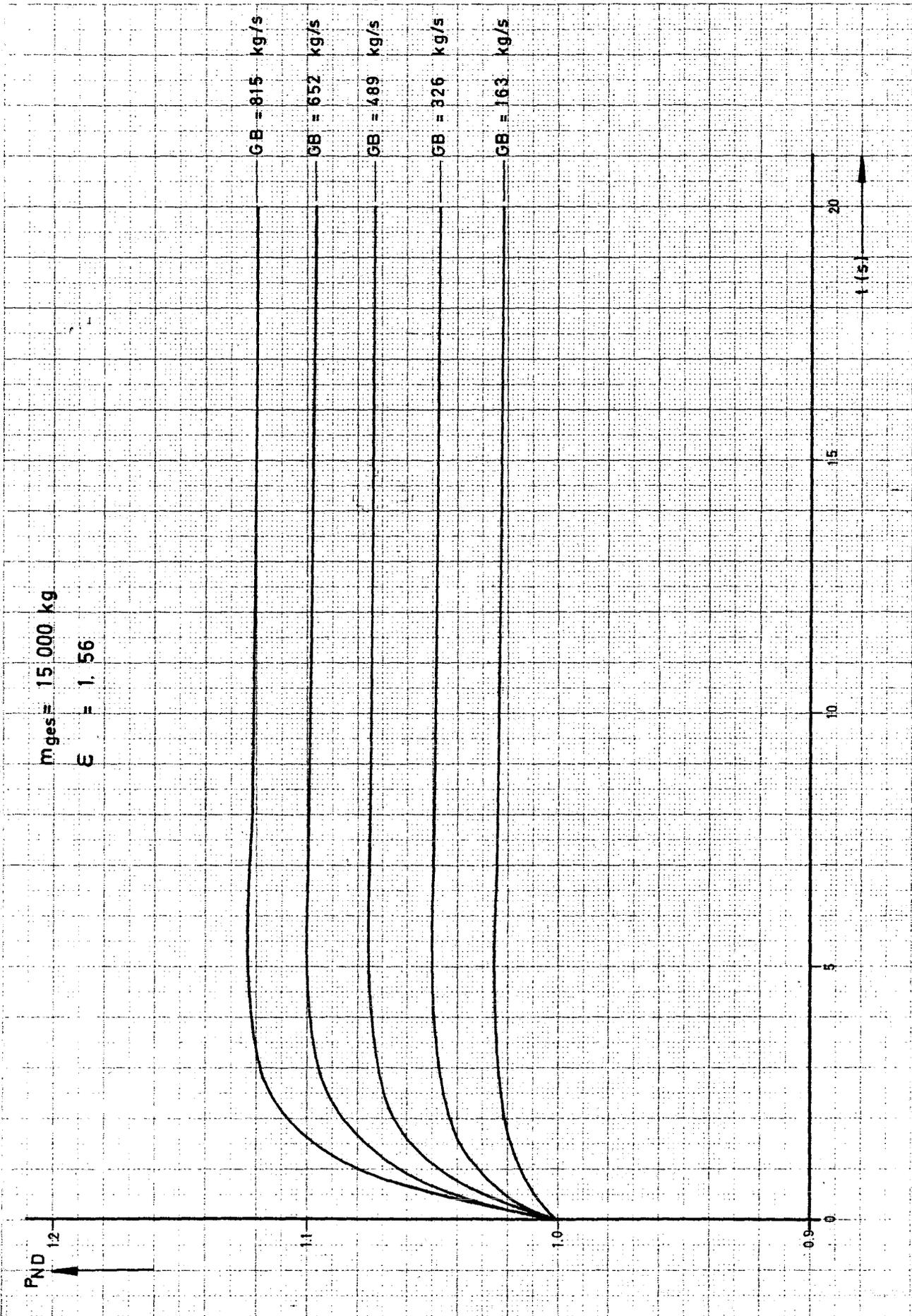
GHH

Druck im Hochdruckvolumen als Funktion der Zeit
(Bypassdurchsatz als Parameter)

Zeichn.-Nr.: 4.45 475

$m_{ges} = \text{const.}$, $E = \text{const.}$

Abb.-Nr. : 3.3



Abt.: Kt. ET Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005 Maschine:

Kennwort: G S B

Datum: 26.3.70 Pastor

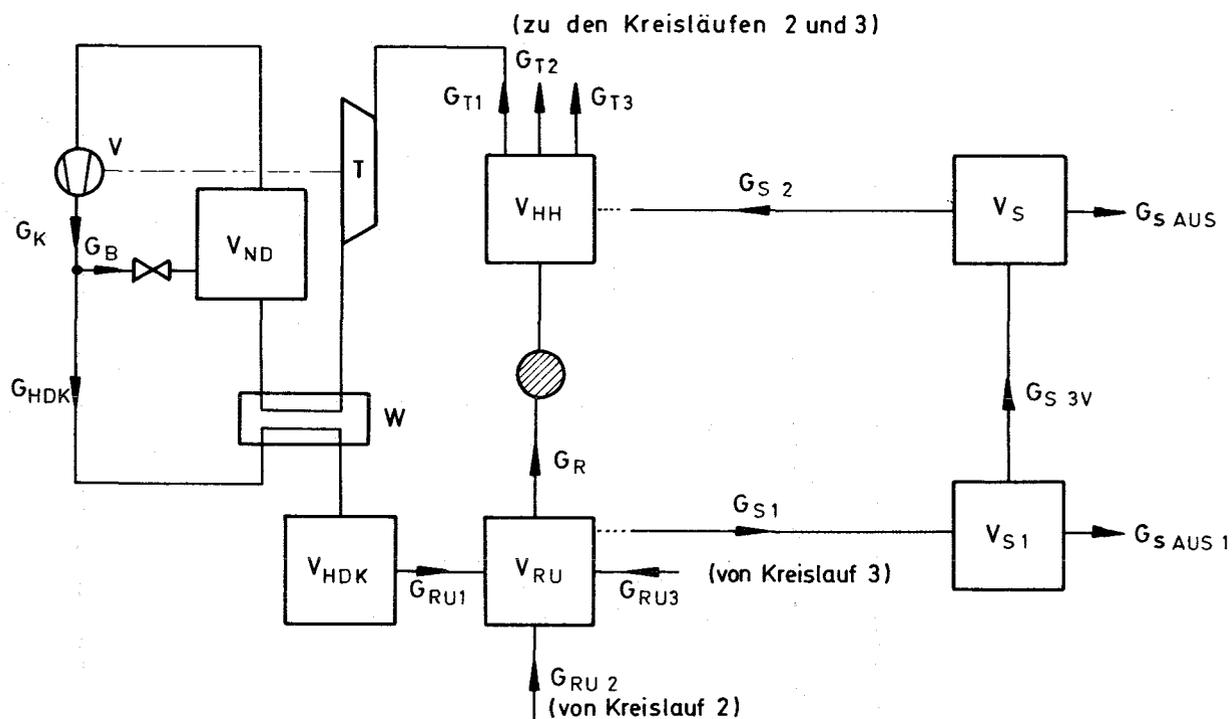
GHH

Druck im Niederdruckvolumen als Funktion der Zeit
(Bypassdurchsatz als Parameter)

Zeichn.-Nr.: 4.45 476

$m_{ges} = \text{const.}, \epsilon = \text{const.}$

Abb.-Nr. : 3.4



- G_R = Durchsatz Reaktor
- V_{HH} = Hochdruckvolumen (heiß)
- $G_{T1,2,3}$ = Durchsatz Turbine
- T = Turbine
- W = Wärmeaustauscher
- V_{ND} = Niederdruckvolumen
- V = Verdichter
- G_K = Durchsatz Verdichter
- G_B = Durchsatz Bypass
- G_{HDK} = Durchsatz Hochdruckvolumen (kalt)
- V_{HDK} = Hochdruckvolumen (kalt)
- $G_{RU1,2,3}$ = Durchsatz unteres Reaktorvolumen
- V_{RU} = Unteres Reaktorvolumen
- G_{S1} = Durchsatz im Sonderkreislauf
- G_{S2} = Durchsatz im Sonderkreislauf
- G_{S3V} = Durchsatz im Sonderkreislauf
- G_{SAUS} = Durchsatz im Sonderkreislauf
- G_{SAUS1} = Durchsatz im Sonderkreislauf
- V_S = Volumen im Sonderkreislauf
- V_{S1} = Volumen im Sonderkreislauf

GHH
Kt. ET

Gasgekühlter Schneller Brüter 1000 MW
Vereinfachtes Kreislaufmodell

Auftr.-Nr. : 68 8005

Kennwort : GSB

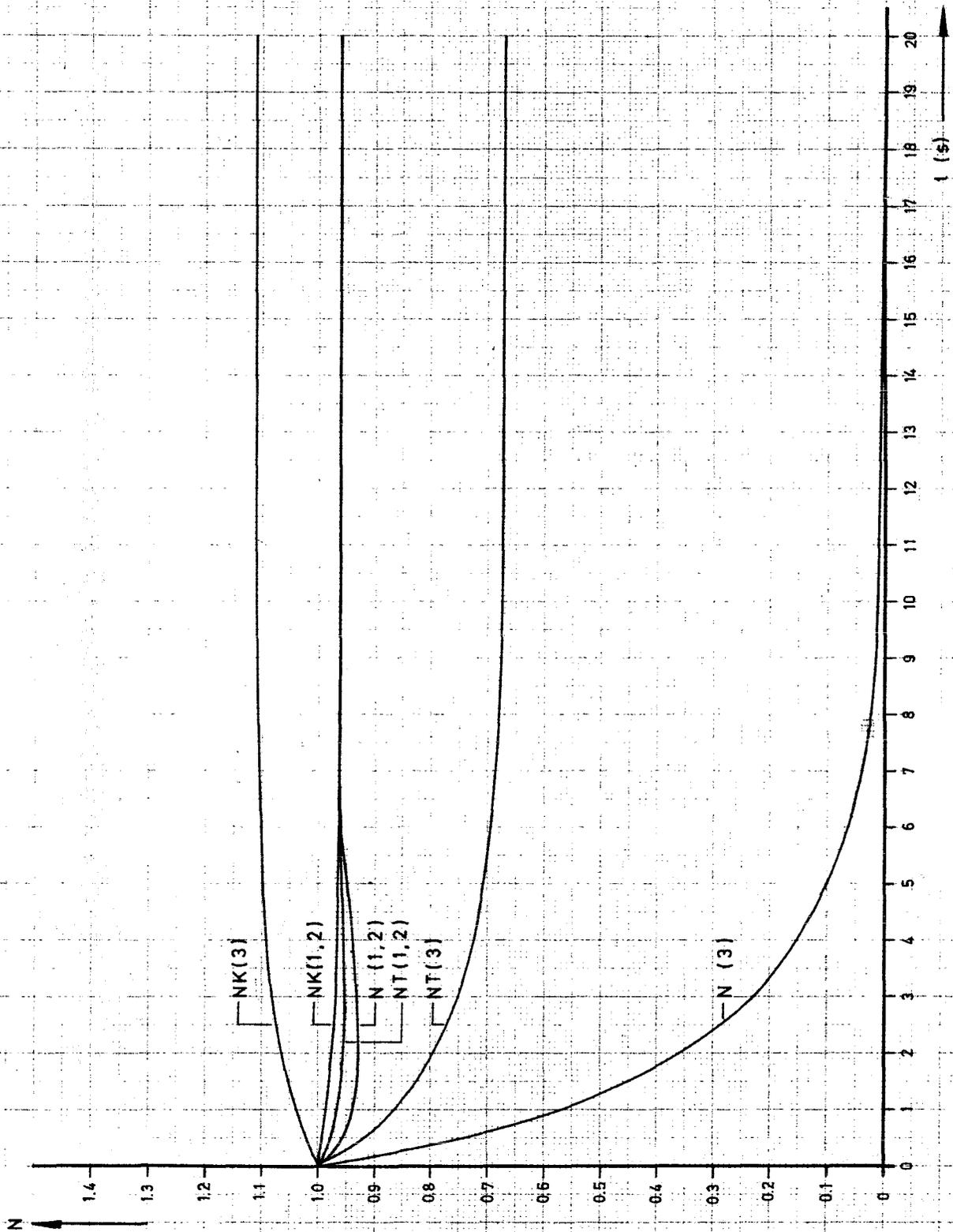
Zeichn.-Nr. : 4.45 483-2

Abb.-Nr. : 4.2

Gezeichnet: 10.4.70

Geprüft:

Maßstab: /



Abt. K1. ET Auftr. Angeb. Nr. 68 8005

Maschine:

Kennwort: GSB

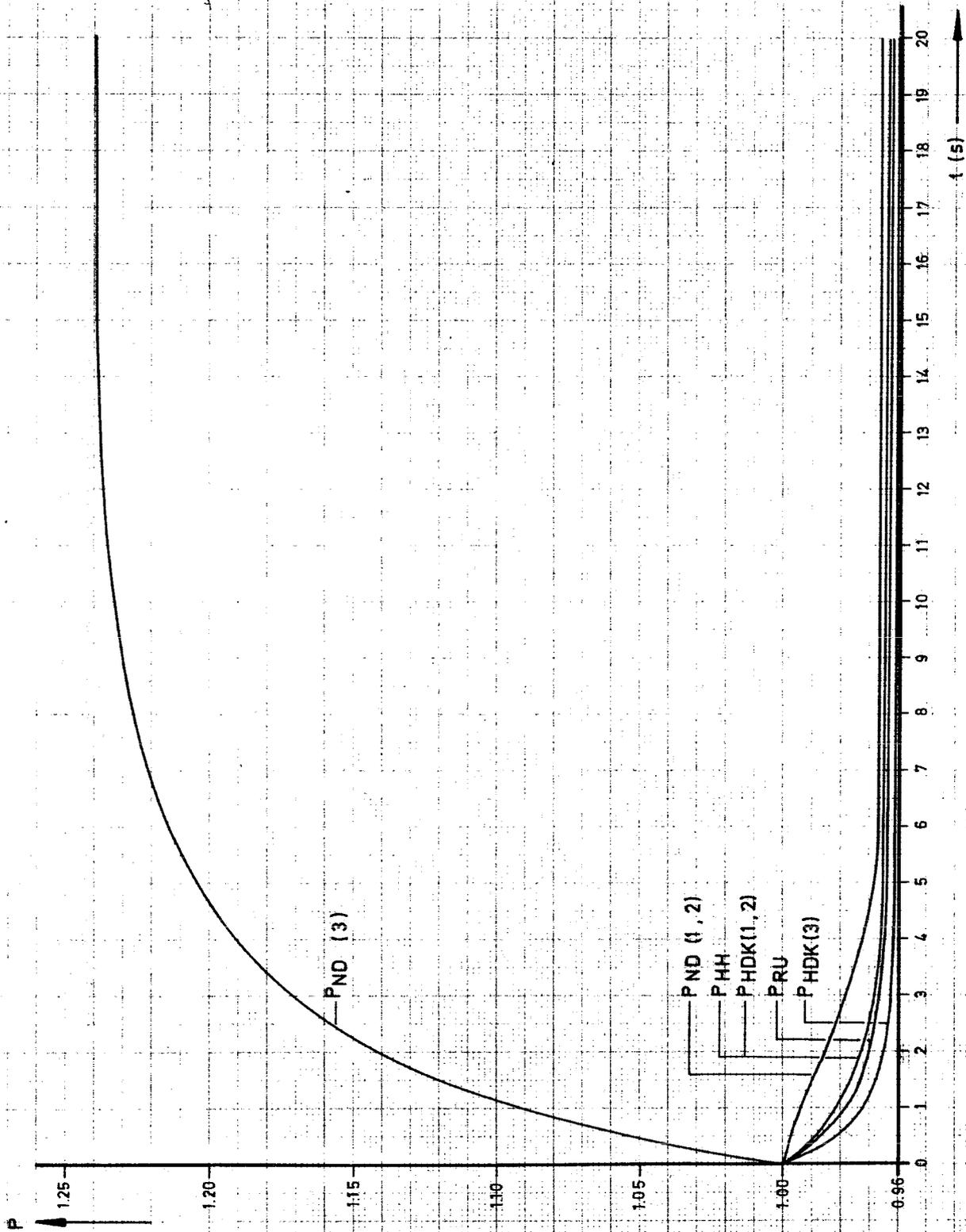
Datum: 10.4.70

GHH

Direkter Kreislauf
Bypassregelung in Kreislauf 3
Verlauf der normierten Leistungen

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-08

Abb.-Nr.: 4.3



Abt. Kt. ET Auftr. Angeb. Nr. 68 8005

Maschine:

Kennwort:

G S B

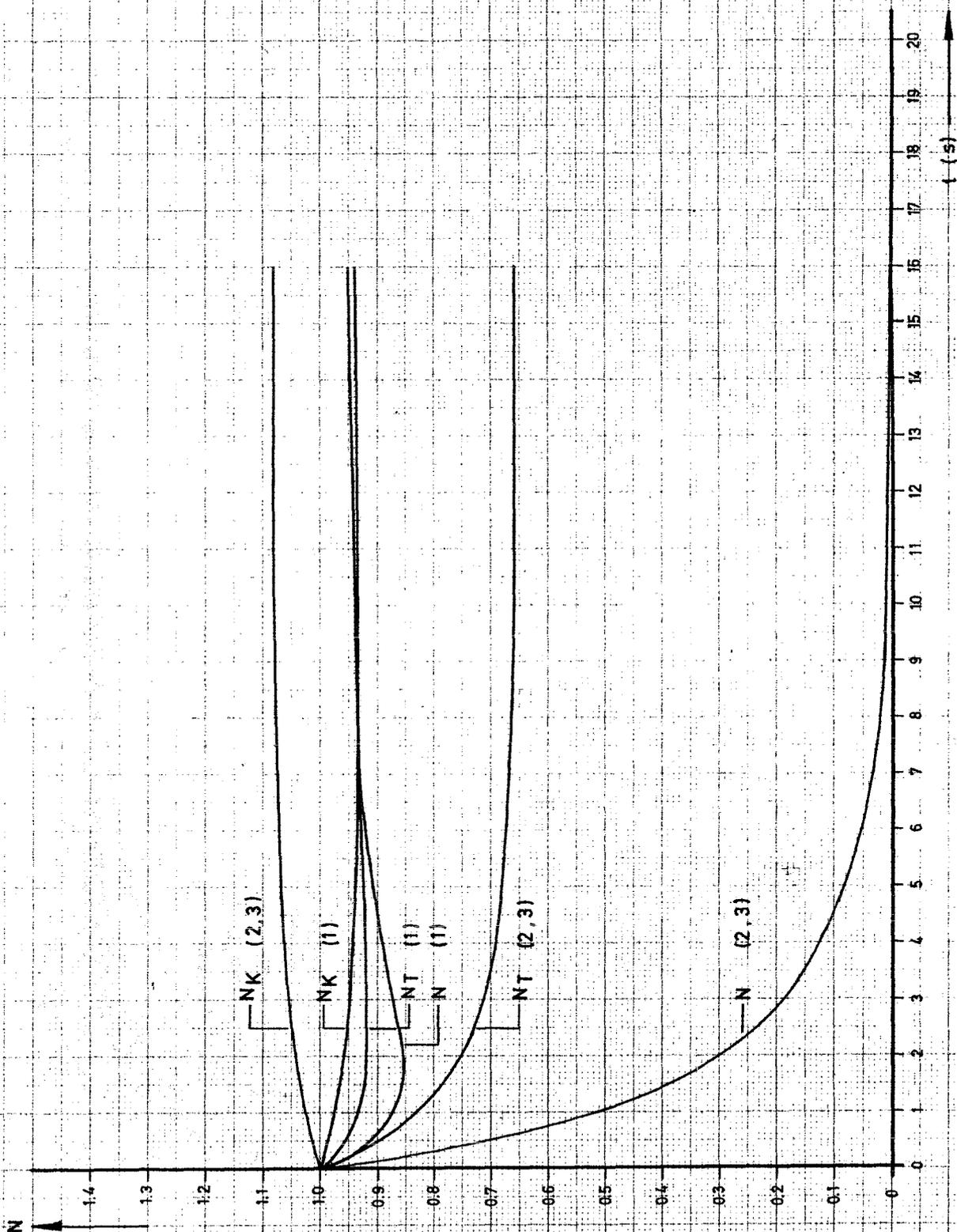
Datum: 10.4.70

GHH

Direkter Kreislauf
Bypassregelung in Kreislauf 3
Verlauf der normierten Drücke

Zeichn.-Nr.: 4.45483-09

Abb.-Nr.: 4.4



Abt.: K1. ET

Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005 Maschine

Kennwort: GSB

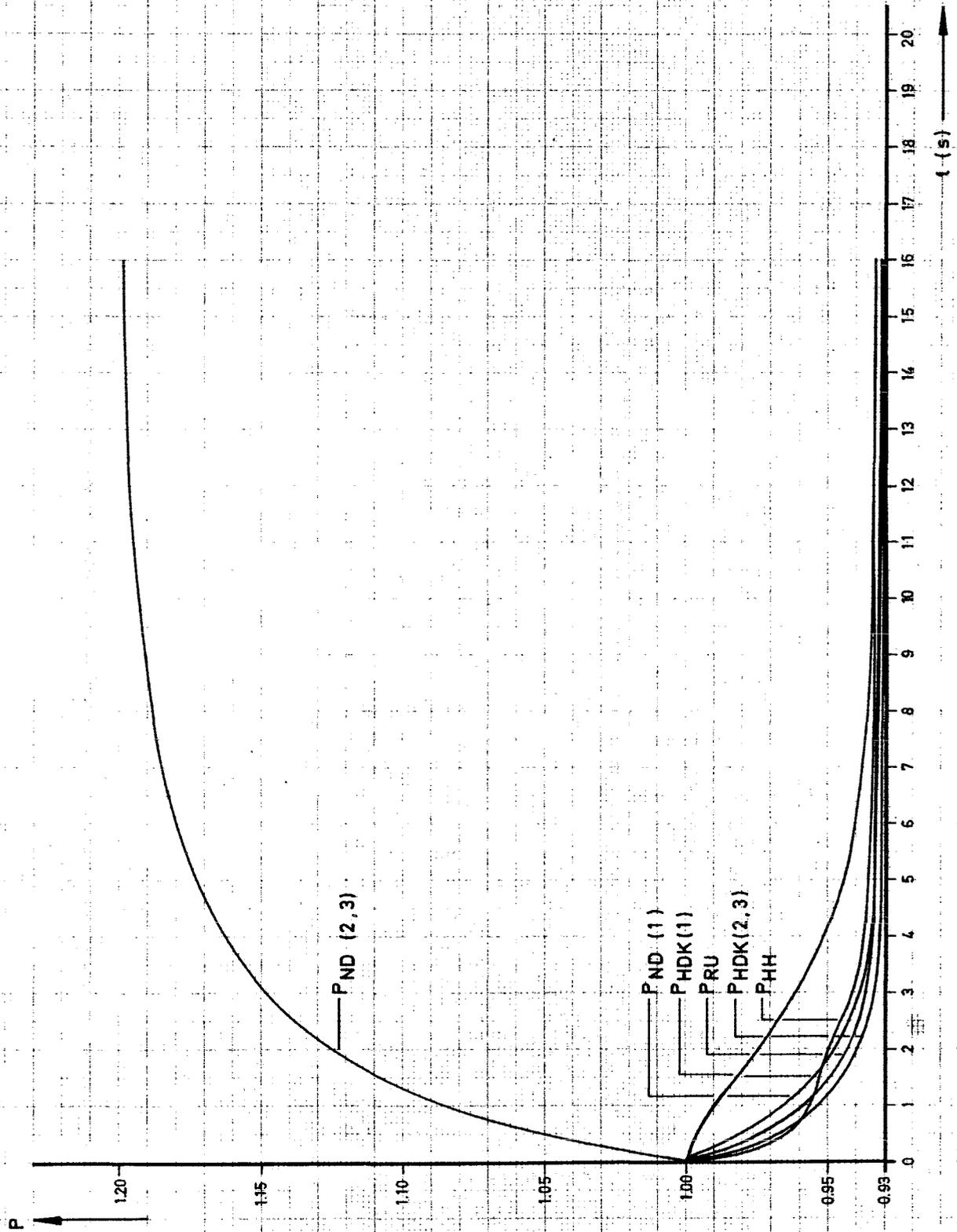
Datum: 10.4.70

GHH

Direkter Kreislauf
Verlauf der normierten Leistungen bei Bypassregelung
in den Kreisläufen 2 und 3

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-14

Abb.-Nr.: 4.5



Abt.: K1. ET Auftr. Angeb. Nr. 68 8005 Maschine.

Kennwort: GSB

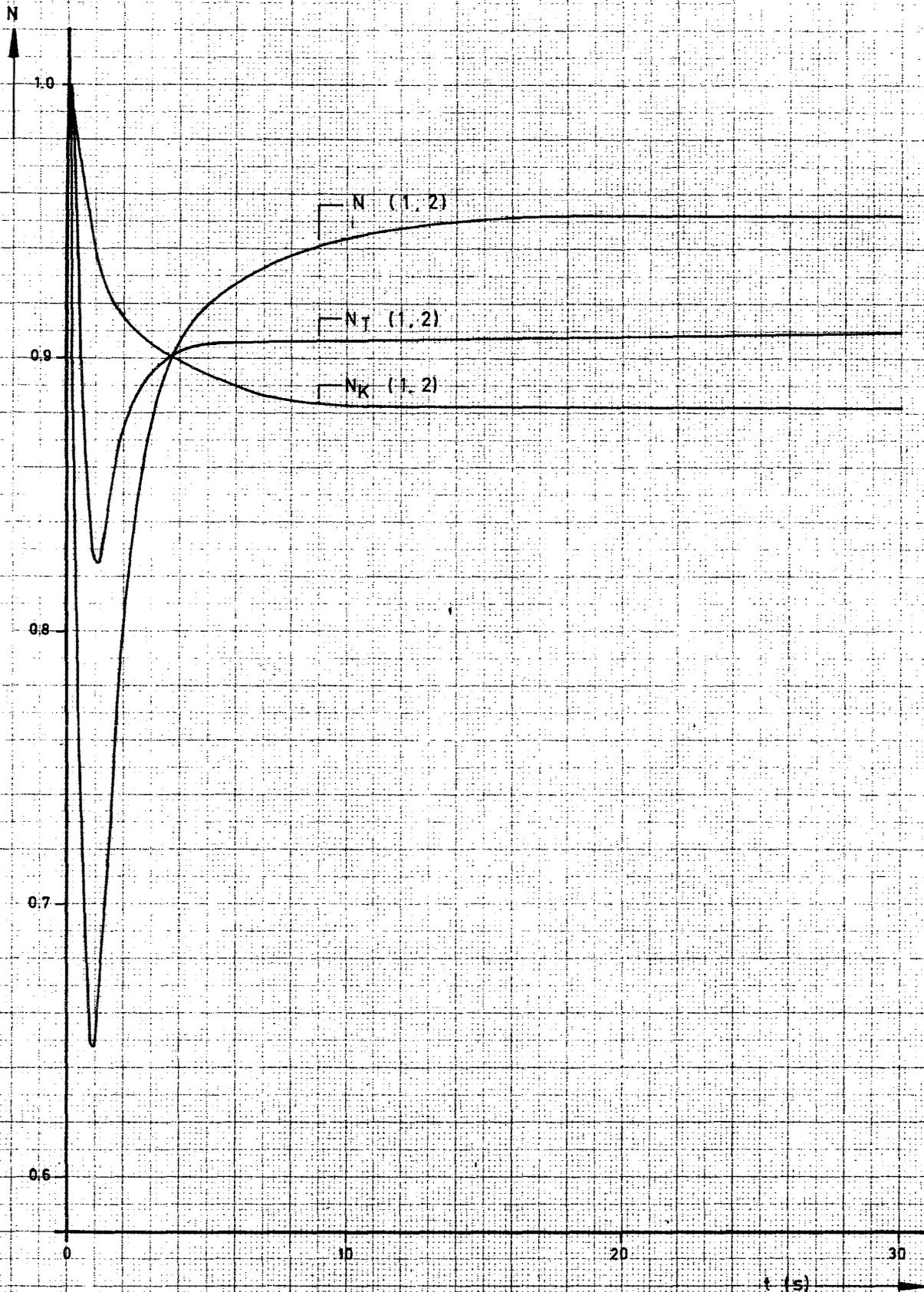
Datum: 10.4.70

GHH

Direkter Kreislauf
 Verlauf der normierten Drücke bei Bypassregelung
 in den Kreisläufen 2 und 3

Zeichn.-Nr.: 4.45 483 - 13

Abb.-Nr.: 4.6



Abt.: Kt. ET Auftr. Angeb. Nr.: 68-8005

Maschine:

Kennwort: GSB

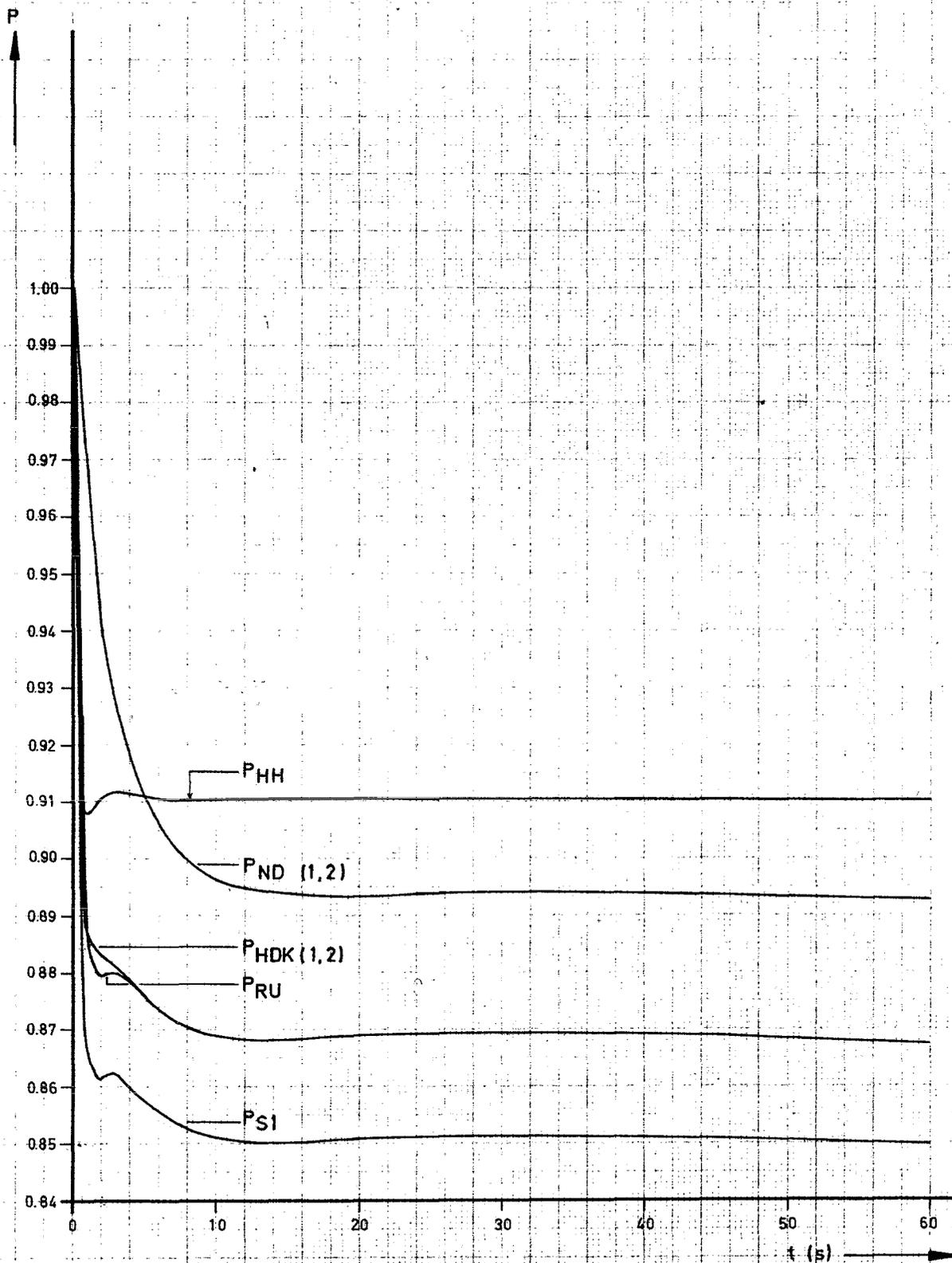
Datum: 11.5.70

GHH

Direkter Kreislauf
Ausfall eines Kreislaufes
Verlauf der normierten Leistungen

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-21a

Abb.-Nr.: 4.7



Abt. K1.ET Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005

Maschine

Kennwort:

GSB

Datum: 10.4.70

GHH

Direkter Kreislauf
Ausfall eines Kreislaufes
Verlauf der normierten Drücke

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-22

Abb.-Nr.: 4.8

D 63

P

2.5

2.4

2.3

2.2

2.1

2.0

1.9

1.8

1.7

1.6

1.5

1.4

1.3

1.2

1.1

1.0

0

10

20

30

40

50

60

t (s)

PS

Abt.: K1.ET

Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005

Maschine:

Kennwort:

G S B

Datum: 10.4.70

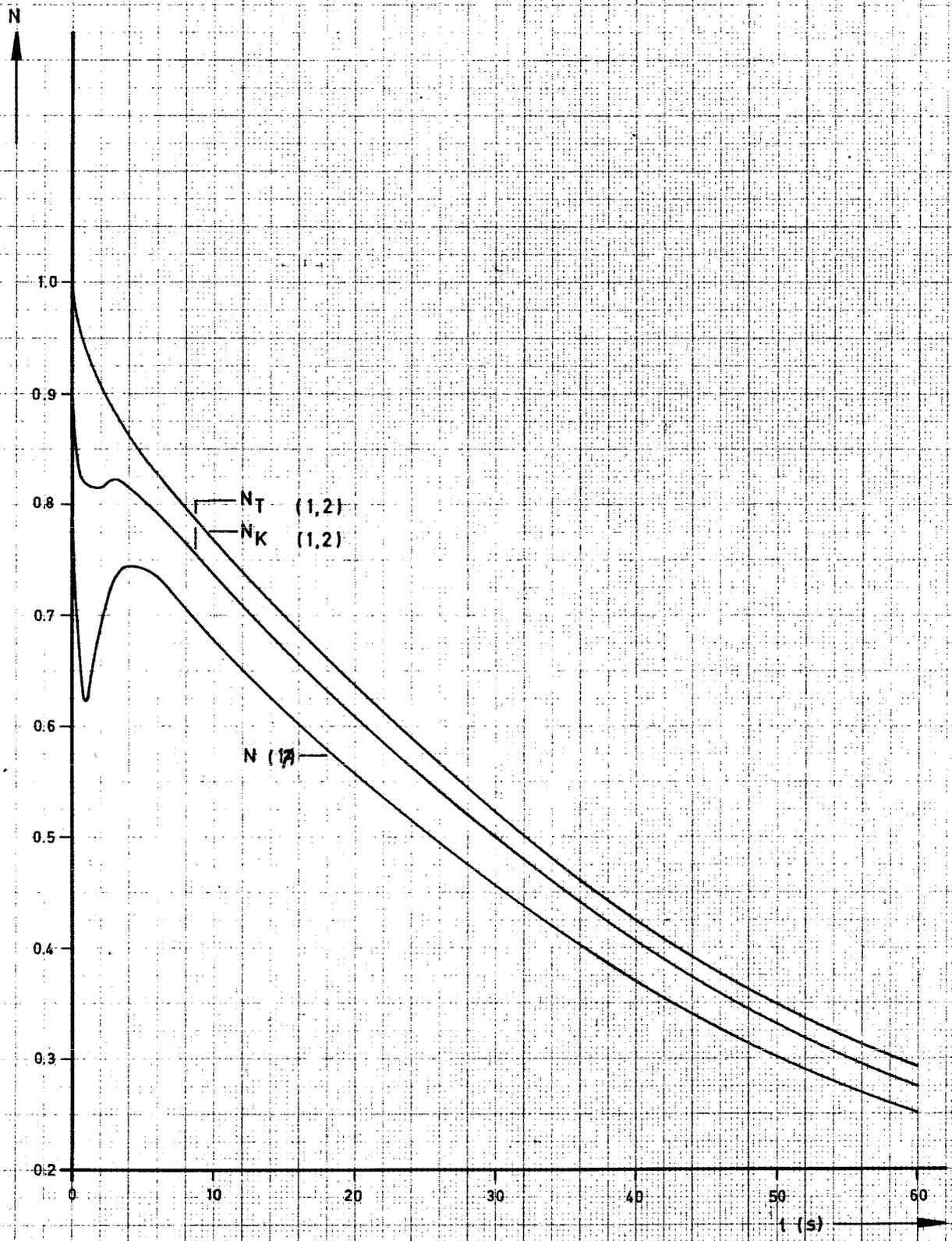
GHH

Direkter Kreislauf
Ausfall eines Kreislaufes
Verlauf des normierten Druckes im Volumen S

Zeichn.-Nr.: 4.45 483 - 23

Abb.-Nr.: 4.9

D 64



Abt. Kl. ET

Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005

Maschine:

Kennwort: G S B

Datum: 10.4.70

GHH

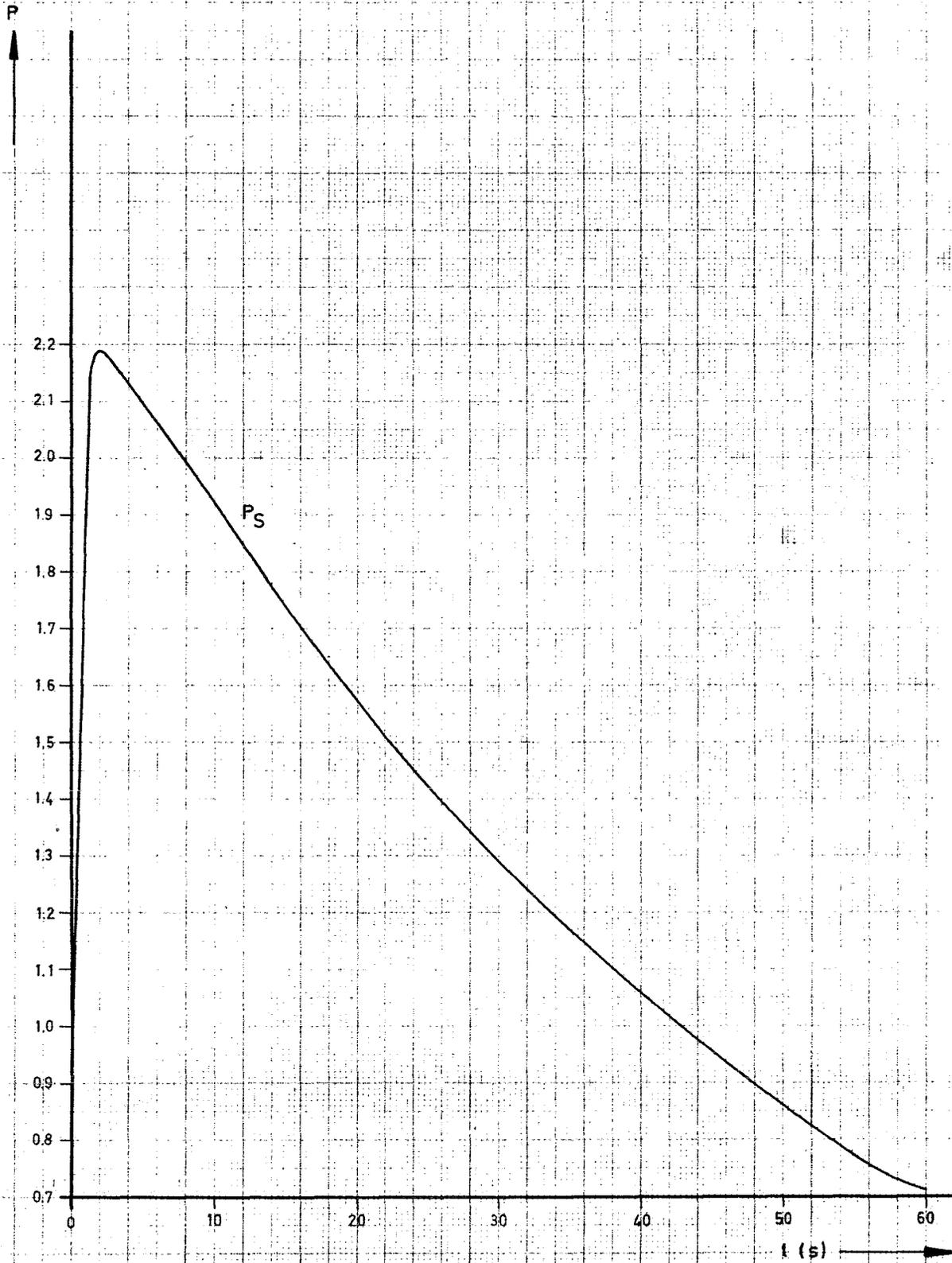
Direkter Kreislauf

Kühlmittelverlust in einem Kreislauf: Verlauf der norm. Leistungen bei Ausströmen aus dem Niederdruckvolumen

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-24

Abb.-Nr.: 4.10

D 65

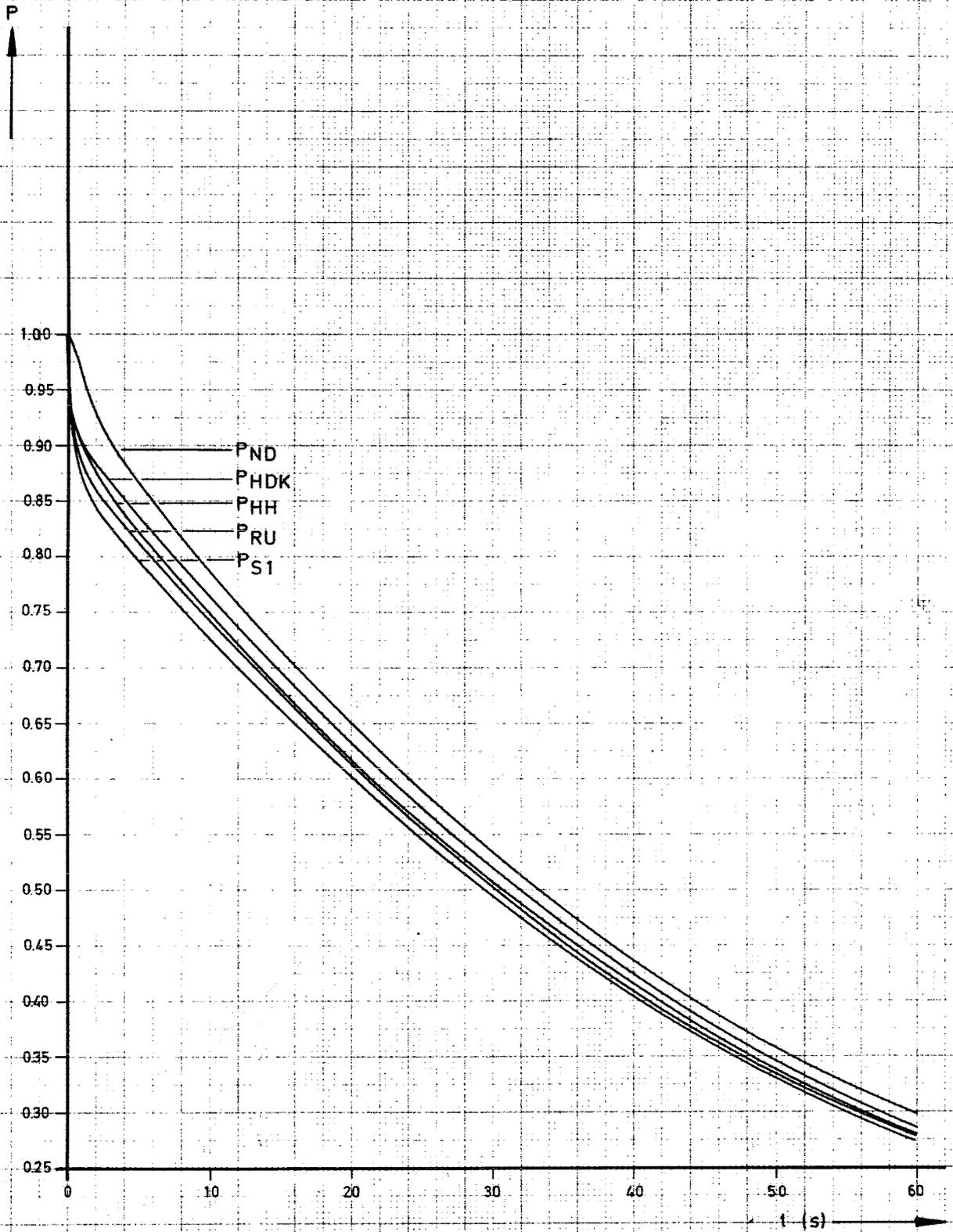


Abt. Kl.ET Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005 Maschine: Kennwort: G S B Datum: 10.4.70
Zeichn.-Nr.: 4.45 483 - 25
Abb.-Nr.: 4.11

GHH

Direkter Kreislauf
Kühmittelverlust in einem Kreislauf: Verlauf des norm.
Druckes im Volumen S bei Ausströmen aus diesem Volumen

D 66



Abt. Kl. ET Auftr. Angeb. Nr. 68 8005 Maschine: Kennwort: G S B Datum: 10.4.70

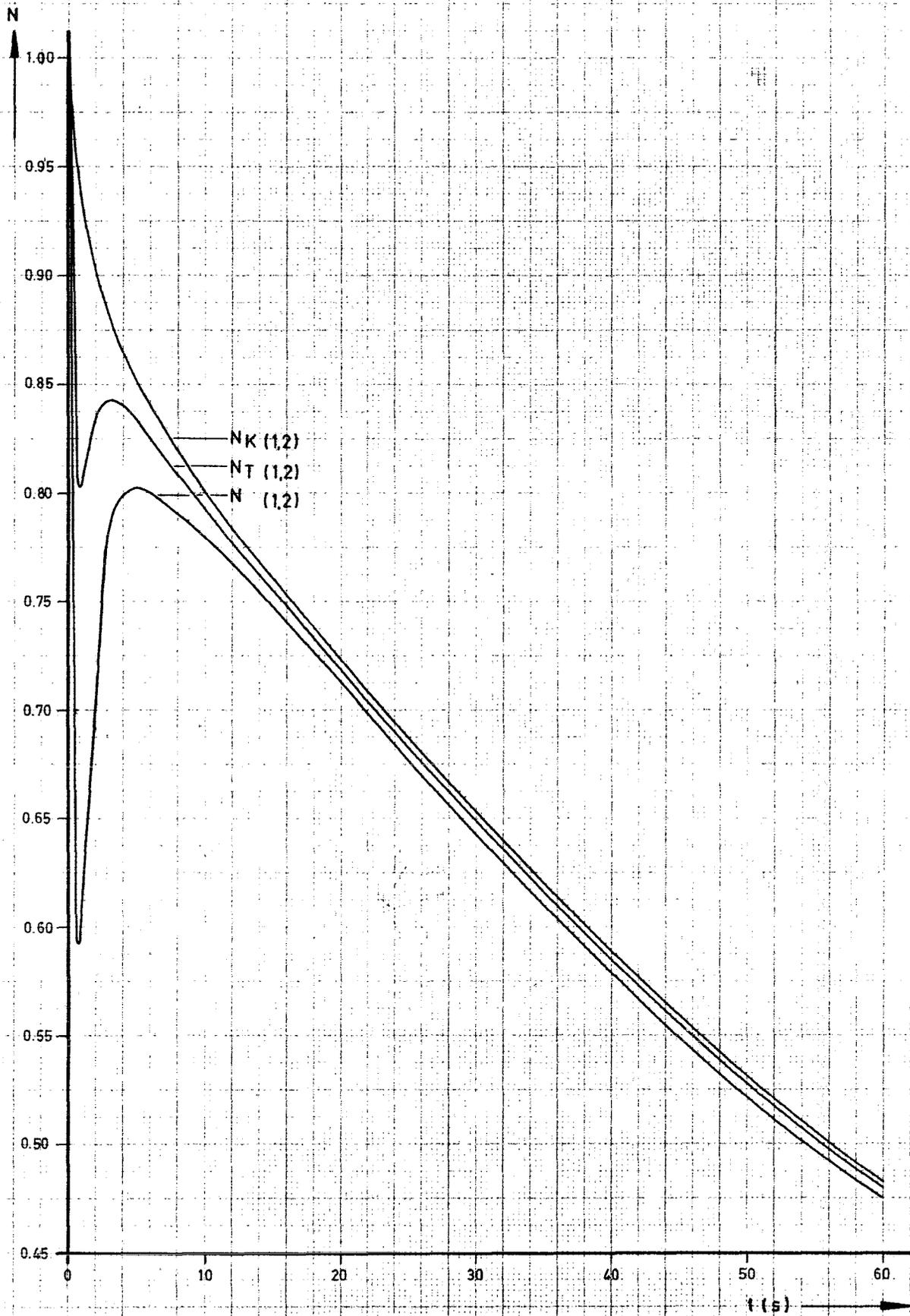
GHH

Direkter Kreislauf
Kühlmittelverlust in einem Kreislauf: Verlauf der norm.
Drücke bei Ausströmen aus dem Niederdruckvolumen

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-26

Abb.-Nr.: 4.12

D 67



Abt: K1. ET Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005

Maschine:

Kennwort: G S B

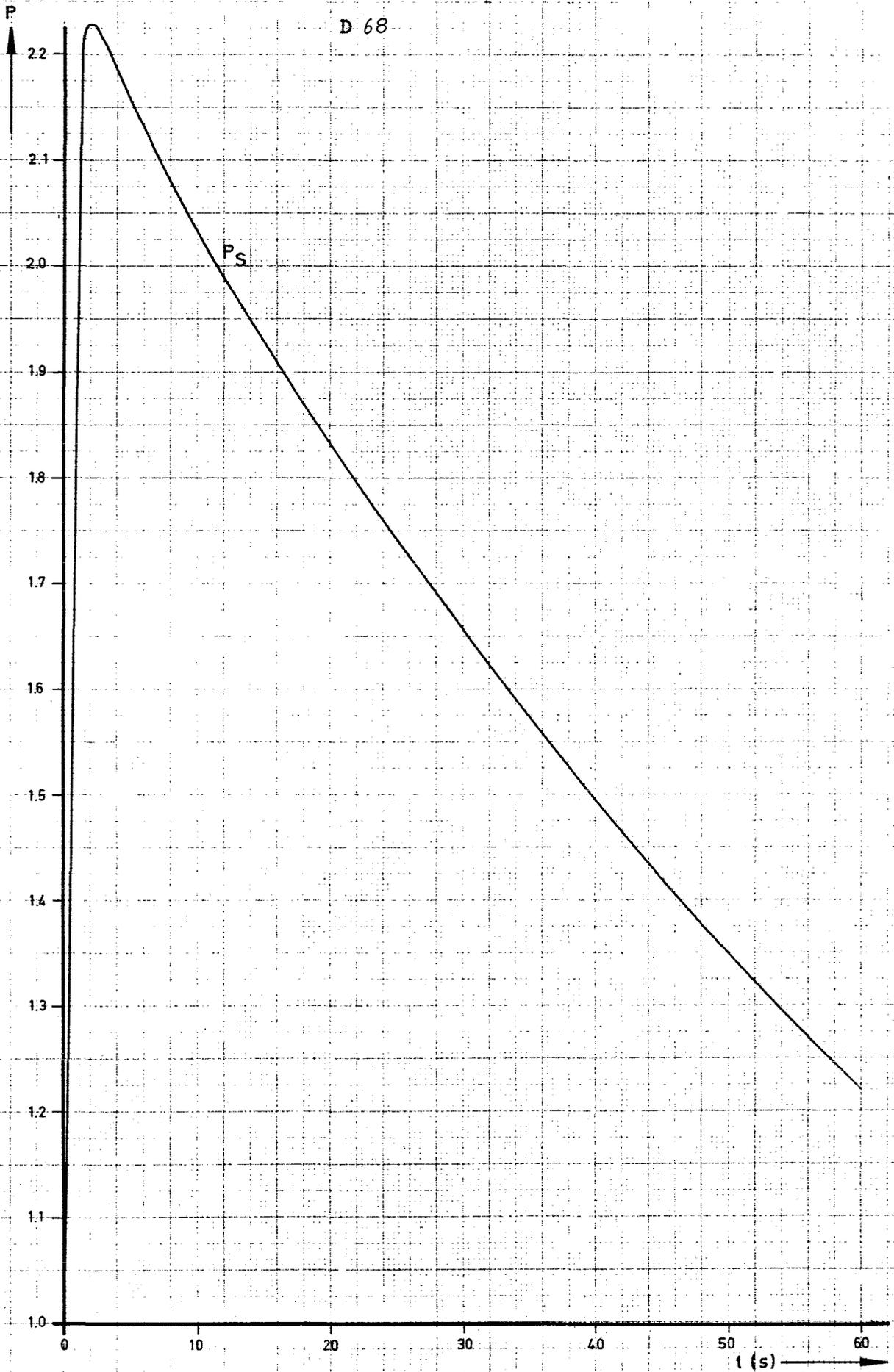
Datum: 10.4.70

GHH

Direkter Kreislauf
Kühlmittelverlust in einem Kreislauf: Verlauf der norm.
Leistungen bei Ausströmen aus dem Hochdruckvolumen

Zeichn.-Nr.: 4.45.483-27

Abb.-Nr.: 4.13



Abl.: Kt. ET Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005 Maschine

Kennwort: G S B

Datum: 10.4.70

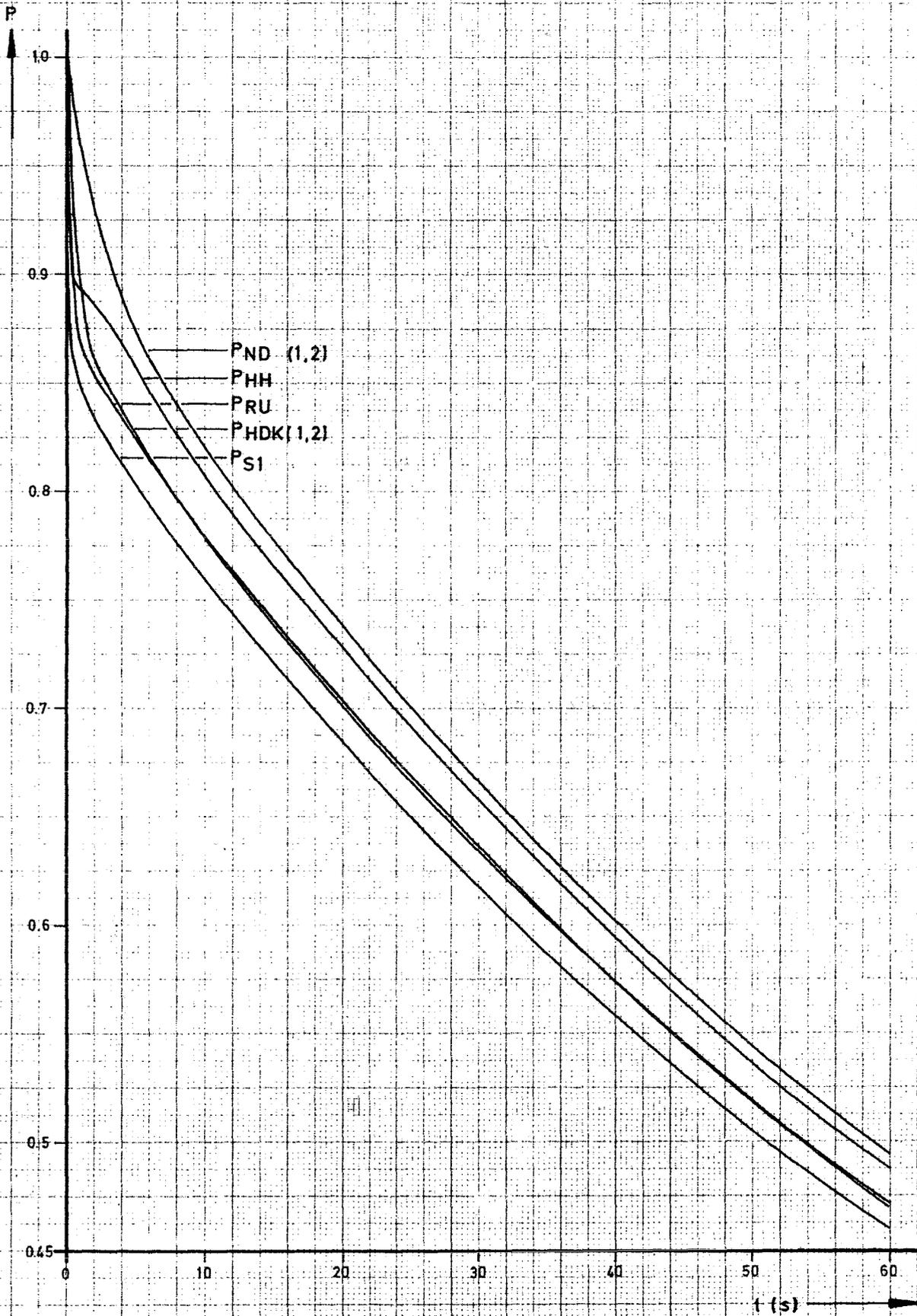
GHH

Direkter Kreislauf
 Kühlmittelverlust in einem Kreislauf: Verlauf des norm.
 Druckes P_S bei Ausströmen aus dem Hochdruckvolu. V_{S1}

Zeichn.-Nr.: 4.45 483-20

Abb.-Nr.: 4.14

D 69



Abt.: K1.ET

Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005

Maschine:

Kennwort:

GSB

Datum: 10.4.70

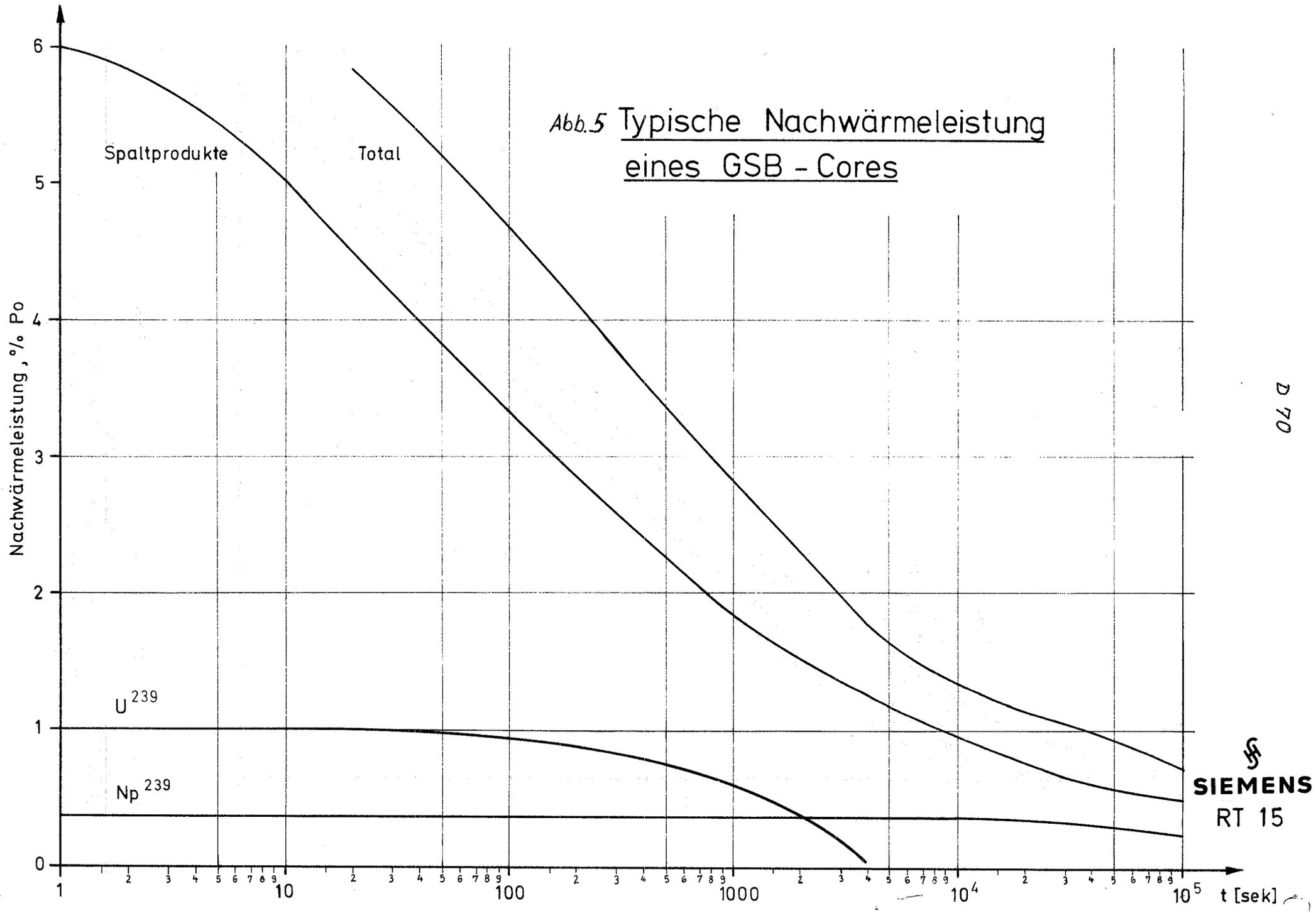
GHH

Direkter Kreislauf
Kühlmittelverlust in einem Kreislauf: Verlauf der norm.
Drücke bei Ausströmen aus dem Hochdruckvolumen

Zeichn.-Nr.: 4.45 483 - 29

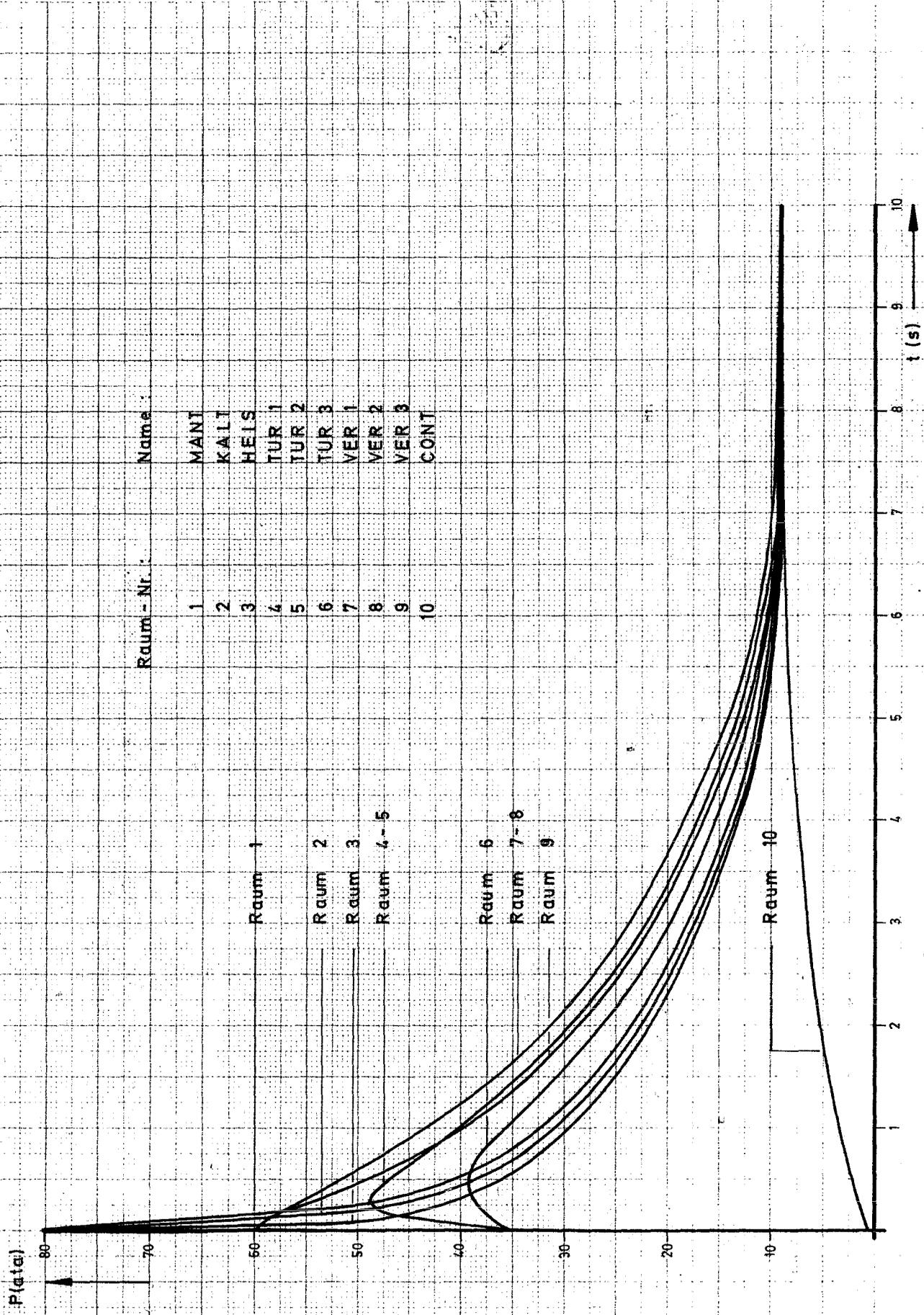
Abb.-Nr. : 4.15

Abb.5 Typische Nachwärmeleistung
eines GSB - Cores



D 70

 **SIEMENS**
RT 15



Abt.: Kl.ET Auftr. Angeb. Nr. 68 8005 Maschine.

Kennwort: GSB

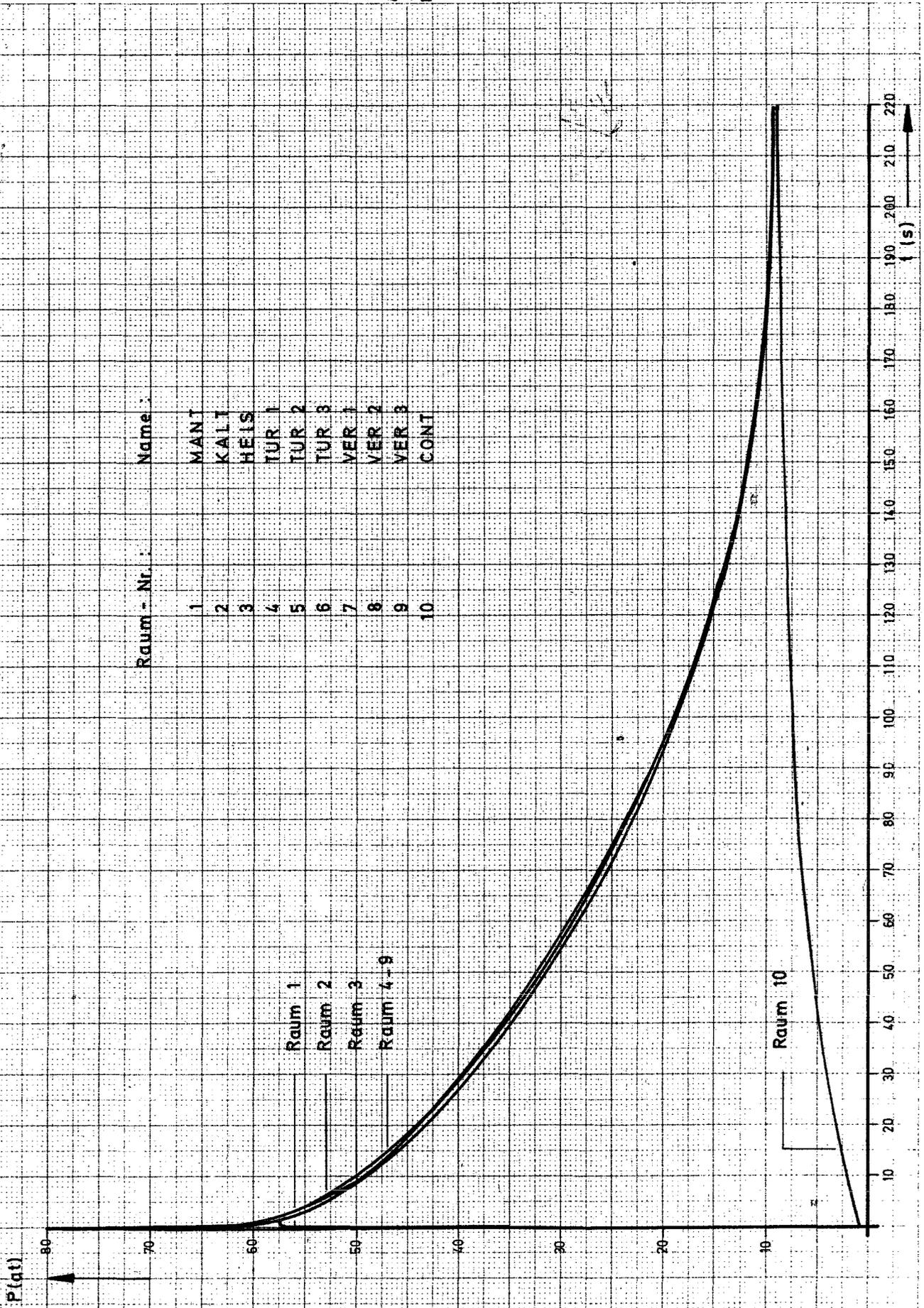
Datum 7.4.70

GHH

Fall 1: Ausströmen heißgasseitig
aus den vollen Bruchquerschnitten

Zeichn.-Nr.: 4.45 522

Abb.-Nr.: 5.2



Abt.: Kt. ET

Auftr. Angeb. Nr.: 68 8005 Maschine:

Kennwort: GSB

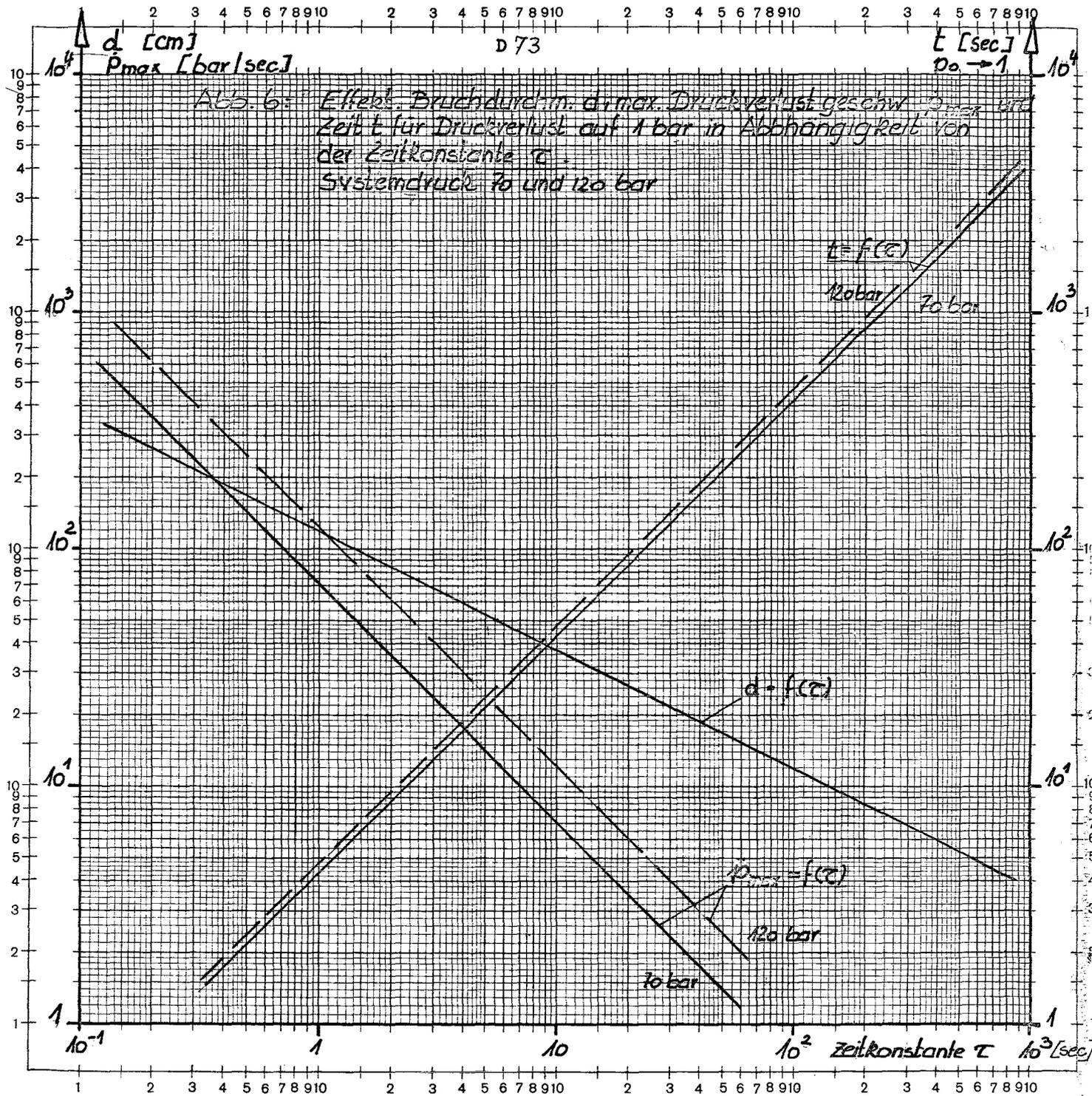
Datum: 7.4.70

GHH

Fall 2 : Ausströmen heißgasseitig
aus einem Leck von 27 cm Durchmesser

Zeichn.-Nr.: 4.45 523

Abb.-Nr.: 5.4



E. Bericht des Arbeitskreises

"Wirtschaftlichkeit"

zusammengestellt von

C. Goetzmann

G. Woite

K. Wagemann

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung
 - 1.1 Aufgabe
 - 1.2 Ergebnis
2. Anlagekosten
 - 2.1 Grundsätzliches
 - 2.1.1 Auswahl der Varianten
 - 2.1.2 Randbedingungen
 - 2.2 Verwendetes Kostenschema
 - 2.3 Verfahrensweise bei der Kostenermittlung
 - 2.4 Geschätzte Anlagekosten
 - 2.5 Anlagekosten anderer Kernkraftwerkstypen
 - 2.6 Vergleich der Anlagekosten und ihre Bewertung
 - 2.7 Tabellen zu Kapitel 2
3. Brennstoffzyklus- und Stromerzeugungskosten
 - 3.1 Grundannahmen für alle Reaktortypen
 - 3.2 Brennstoffdienstkosten
 - 3.3 Typenabhängige Daten
 - 3.4 Berechnung der Abbrand-Reaktivitätsreserve
 - 3.5 Vergleich der Ergebnisse
 - 3.6 Anhang zu Kap. 3
4. Strategierechnungen
5. Bewertung und Empfehlung

1. Einleitung

1.1 Aufgabe

Aufgabe des Arbeitskreises Wirtschaftlichkeit ist es gewesen, für die im Rahmen des Memorandums untersuchten Gasbrüter das Potential der Stromerzeugungskosten (ohne Berücksichtigung des Entwicklungsaufwandes) abzuschätzen, sie mit denjenigen anderer Kernkraftwerke zu vergleichen und auf die resultierenden Unterschiede hinzuweisen.

Da gerade bei schnellen Brütern die Stromerzeugungskosten in hohem Maße durch die Anlagekosten bestimmt werden, sollte versucht werden, die Güte der Anlagenkostenschätzung zu bewerten, besonders im Vergleich zu Anlagen, die bereits gebaut oder verbindlich angeboten worden sind.

1.2 Ergebnis

Es wurde gefunden, daß die Stromerzeugungskosten der verschiedenen Gasbrütervarianten verhältnismäßig nahe beieinander und als Gruppe unter denjenigen der Leichtwasserreaktoren liegen. Diese wurden deshalb als Vergleichsmaßstab herangezogen, weil sie bisher als einziger Typ der 1000 MWe Größenordnung in Deutschland verkauft worden und weil demzufolge ihre Kosten am zuverlässigsten bekannt sind.

Die relative Reihenfolge der Gasbrüter untereinander kann aufgrund der errechneten Stromerzeugungskosten alleine nicht bewertet werden, da die einzelnen Varianten

- 1.) nicht kostenoptimiert sind,
- 2.) sich nicht auf gleichem Stand der Technik befinden und demzufolge
- 3.) nicht mit gleicher Zuverlässigkeit geschätzt werden können.

Eine Bewertung muß außer diesen Gesichtspunkten noch berücksichtigen, daß die Verwirklichung der einzelnen Varianten nicht nur unterschiedlichen Aufwand an Entwicklungsmitteln erfordert, sondern, daß der kommerzielle Einsatz der Varianten unterschiedlich weit in der Zukunft liegt.

Unter Berücksichtigung der Verwirklichbarkeit und der Zuverlässigkeit der Kostenschätzung ergeben sich Vorteile für den Gasbrüter mit Dampfturbine, da dieser vermutlich eher und mit weniger Aufwand realisiert werden kann als derjenige mit der Gasturbine. Wenn der GSB mit GT zu den angegebenen Anlagekosten gebaut werden kann, führt seine Anwendung zu den niedrigsten Stromkosten. Wegen dieses Potentials sollte die Anwendung der Gasturbine als langfristige Entwicklung berücksichtigt werden.

Korrektur

zum Bericht des Arbeitskreises Wirtschaftlichkeit
im Gasbrüter-Memorandum

22.10.1970

1. Der Barwert des GSB-GT mit Flußwasserkühlung beträgt 532 statt wie angegeben 512 DM/KWe (Tab. 3,4,8 u. 13). Die 4-prozentige Anhebung der Anlagenkosten führt zu einer Erhöhung der Stromerzeugungskosten bei den GSB-GT-Varianten von weniger als 3 %. Diese minimalen Änderungen werden als zu wenig signifikant angesehen, um neue Rechnungen (vor allem Strategierechnungen) im Rahmen dieses Berichtes zu rechtfertigen.

2. Anlagekosten =====

2.1. Grundsätzliches

2.1.1 Auswahl der Varianten

Bei Beginn der Arbeiten standen 8 Kraftwerksvarianten zur Diskussion, die wie folgt charakterisiert sind:

- | | | |
|-----|-----------------------------------|------------------------------|
| 1.) | vented fuel, oxid, SS 316-Hülle | 70 at, DT |
| 2.) | vented fuel, carbid, SS 316-Hülle | 123 at, DT |
| 3.) | vented fuel, oxid, noch offen | 90 at, GT |
| 4.) | Strong Clad, oxid, Vanadin Hülle | 100 at, GT |
| 5.) | Cermet, oxid, Chrom | 100 at, GT |
| 6.) | Strong Clad, oxid, Sandvik | 70 at, DT |
| 7.) | Coated Particle, oxid, SiC | 53 at, DT(GT) |
| 8.) | Strong Clad, oxid, Inconel | 120 at, CO ₂ , DT |

Diese Liste wurde zunächst im Interesse von Zeitersparnis auf die Varianten 1, 4, 6 und 7 reduziert. Bei der Ermittlung der Kosten an Hand des weiter unten beschriebenen Kostenschemas stellte sich jedoch heraus, daß die zu Beginn der Untersuchung vorhandenen bzw. die vom AK Komponenten erarbeiteten Unterlagen nicht ausreichen, um die Kosten soweit aufzugliedern, daß sich deutliche Unterschiede zwischen allen der verbliebenen vier Varianten ergeben. Aus diesem Grund wurde beschlossen, den GSB nur in den Alternativen GSB mit Dampfkraftanlage (DT) und GSB mit geschlossenem Gasturbinenkreislauf (GT) zu betrachten, wobei Unterschiede in der Ausführung beider Hauptvarianten (z.B. Wahl des Hüllrohrmaterials) noch zugelassen aber kostenmäßig nicht mehr bewertet werden. Diese Reduzierung auf 2 Varianten gilt nur für die Erfassung der Anlagekosten. In der DT-Version entspricht der betrachtete GSB in vielen Zügen dem GGA-Entwurf. Wenn er nicht als solcher benannt wird, so beruht das auf der Tatsache, daß er durch den AK Komponenten in einigen wesentlichen Punkten

modifiziert worden ist (z.B. Gebläseantrieb).

Dabei ist zu beachten, daß bei keinem der vorgelegten Konzepte eine Optimierung bezüglich der Anlagekosten vorgenommen worden ist.

Da die Wirtschaftlichkeit des GSB in Relation zu den übrigen Reaktortypen gesehen werden muß, sind deren Anlagekosten mit in die Studie aufgenommen worden. Auf die Schwierigkeit, Reaktortypen kostenmäßig miteinander zu vergleichen, die sich nicht nur auf verschiedenen Entwicklungsstufen, sondern auch auf verschiedenen Stufen praktischer Bewährung finden, wird in Abschnitt 2.5 eingegangen.

2.1.2. Randbedingungen

Um einen Vergleich der betrachteten Kernkraftwerkstypen zu erleichtern, werden folgende Randbedingungen vereinbart:

1. Es handelt sich um ein eingeführtes System und keinen Prototyp, so daß die Kosten für Entwicklung und Forschung entfallen.
2. Die Kosten beziehen sich auf den gesamten Umfang für ein schlüsselfertiges Kraftwerk; jedoch ohne Brennstofffüllung.
3. Die Mehrwertsteuer ist in den Kosten nicht enthalten.
4. Das Kraftwerk ist standortunabhängig, d.h. einschließlich der dann notwendigen Nebengebäude (Verwaltung, Kantine)
5. Der Bezugswert für die Ermittlung des Barwertes ist generell der 1.1.1970.

2.2. Verwendetes Kostenschema

Da die Aufschlüsselung der Kosten nicht generell einheitlich durchgeführt wird, hat sich der Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit auf das in Tabelle 1 enthaltene Komponentenschema geeinigt. Dieses Komponentenschema bildet die Grundlage zur

Ermittlung der Anlagekosten. Damit ist eine genaue Abgrenzung des Lieferumfanges gewährleistet. Diese Festlegung war besonders wichtig, da die Kosten für verschiedene Komponenten von verschiedenen Institutionen ermittelt wurden.

Besonders hingewiesen werden soll hier auf die Festlegung, daß der gesamte Aufwand für Messen, Regeln und Steuern - auch bei den Komponenten - unter dem Abschnitt Elektrotechnik ausgewiesen wird.

Darüber hinaus enthält Tabelle 1 Daten, die zur Ermittlung der Barwerte der Anlagen notwendig sind. Insbesondere wurde zur Erleichterung von Vergleichen angenommen:

indirekte Kosten = 8 % der direkten Kosten
Bauherrnleistung = absolut konstant = 25 Mio DM
Zinswert und Steuern während der Bauzeit 18,7 %
von der Summe aus direkten, indirekten Kosten
und Bauherrnleistung.

2.3. Verfahrensweise bei der Kostenermittlung

Die Anlagekosten wurden an Hand des oben beschriebenen Kostenschemas weitgehend vom AK Komponenten erarbeitet. Dabei wurden die verschiedenen Systeme bzw. Untersysteme von jeweils derjenigen im Arbeitskreis vertretenen Institution (Firma, Forschungszentrum) bearbeitet, die dazu am besten in der Lage schien. Diese Daten wurden im Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit ausführlich diskutiert und teilweise modifiziert.

Da, wo es die Kenntnis der Technik zuließ, wurden die Kosten der betreffenden Komponenten mit Hilfe von bereits bekannten Einheitskosten ermittelt. (Z.B. die Kosten des Betonteiles des Spannbetonbehälters aus dem Kubikmeterpreis und dem verbauten Betonvolumen; die Kosten der Dampferzeuger aus dem Preis pro m² Heizfläche und der Größe der Heizfläche).

Anlagenteile, die nicht wenigstens grob projektiert werden konnten, wurden durch Vergleich mit ähnlichen Anlagen anderer Reaktoren abgeschätzt. (Z.B. die Kosten der Heliumreinigungs-

kreisläufe durch Vergleich mit den HTR-Kraftwerken oder die Kosten für den elektrotechnischen Teil der Anlage). Bei diesem Vorgehen bezog sich die notwendige Schätzung oft weniger auf die Kosten als auf die notwendige Modifizierung der Konstruktion. Die Kernfrage war: Um wieviel komplizierter (oder einfacher) muß das unbekanntes gegenüber dem bekannten System sein, um die gewünschte Funktion erfüllen zu können. Bei diesen Schätzungen war man hauptsächlich auf die Erfahrungen der Industrie angewiesen.

Die Kosten der Dampfkraftanlage ließen sich aufgrund der bekannten Leistungsdaten und der sonstigen bekannten Auslegungsparameter mit größerer Genauigkeit angeben. Hierfür lagen sehr detailliert ausgearbeitete Schätzungen der einschlägigen Industrie vor.

Der Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit hat es für sinnvoll gehalten, für jede Komponente der Anlage eine Fehlerbreite anzugeben, um die Unsicherheit der Schätzung zu berücksichtigen. Es ist offensichtlich, daß, um Extreme zu nennen, die Kosten des Sekundärteils des GSB mit DT mit höherer Genauigkeit geschätzt werden können, als diejenigen für den Energiekonversionsteil des GSB mit GT. Zwischenstufen in der Genauigkeit sind für viele der übrigen Komponenten erwartet worden. Aus den Unsicherheiten bei den einzelnen Schätzwerten wurde ein mittlerer Fehler für jede Hauptposition der Anlagekosten ermittelt.

Erleichtert -hauptsächlich im Sinne einer Gegenkontrolle - wurde die gesamte Kostenschätzung durch das Hinzuziehen von drei wichtigen Referenzen:

die ENEA-Studie
die beiden WASH Reports 1089 u. 1090
der Euratombericht EUR 2993.d

Die wichtigsten technischen Daten, die zur Ermittlung der Anlagekosten verwendet wurden, sind in Tabelle 2 enthalten.

2.4. Geschätzte Anlagekosten

Tabelle 3 zeigt die an Hand der beschriebenen Randbedingungen und Verfahren ermittelten Anlagekosten für die beiden Gasbrüter-Hauptvarianten und deren Aufteilung auf verschiedene Komponentengruppen. Spalte B enthält den prozentualen Fehler, mit dem die Schätzung für die jeweilige Hauptposition behaftet ist. Um Vergleiche mit anderen Reaktortypen zu vereinfachen, wurden neben den Kosten für eine Anlage mit Verdunstungsrückkühlung auch diejenigen für Flußwasserkühlung ermittelt.

2.5. Anlagekosten anderer Kernkraftwerkstypen

Für eine Beurteilung der Wirtschaftlichkeit des Gasbrüters muß dieser im Vergleich zu anderen Reaktortypen betrachtet werden. Zu diesem Zweck sind vom Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit die folgenden Typen ausgewählt worden:

- 1.) Leichtwasserreaktoren (KWU)
- 2.) Fortschrittliche Gas-Graphitreaktoren (BBC)
- 3.) Hochtemperaturreaktor mit DT (BBK)
- 4.) Hochtemperaturreaktor mit GT (KFA)
- 5.) Natriumbrüter (PSB)

Im Gegensatz zu den für den GSB in Arbeitsteilung erarbeiteten Anlagekosten beruhen die entsprechenden Kosten für die Vergleichskraftwerke auf den Angaben derjenigen Institution, die jeweils nach der Bezeichnung des Reaktortyps angeführt ist. Die für die Typen 1 bis 4 angegebenen Kosten entsprechen dem Stand 1.1.1970.

Für den Natriumbrüter (Typ 5) war es nicht möglich, eine Kostenschätzung neueren Datums zu erhalten, so daß auf einen 1968 veröffentlichten *) Barwert von 580 DM/KWe zurückgegriffen wurde. 1964 hat das Projekt Schneller Brüter einen Barwert von 641 DM/KWe angegeben.

*) Gupta, Janssen, Seetzen in "Chemie-Ingenieur-Technik", Heft 9/10, 1968.

2.6. Vergleich der Anlagekosten und ihre Bewertung

In Tabelle 4 sind die Anlagekosten der sieben in Betracht gezogenen Kernkraftwerkstypen zusammengestellt. Wenn man die angegebenen Kosten miteinander vergleicht, muß man berücksichtigen, daß diese mit verschiedenem Gewicht versehen betrachtet werden müssen. Man kann in diesem Zusammenhang grob gesprochen drei Klassen unterscheiden:

Die erste umfaßt solche Kraftwerke, die bis heute in der betrachteten Größe entweder schon verkauft oder verbindlich angeboten worden sind. Leichtwasserreaktoren und FGR gehören in diese Klasse.

In der zweiten Klasse befinden sich der HTR mit DT und, mit Einschränkung, der NaB sowie der HTR mit Gasturbine. Diese Varianten sind dadurch charakterisiert, daß sie noch nicht als 1000 MWe-Kraftwerke angeboten worden sind. Studien für Kraftwerke solcher Größe können jedoch in erheblichem Maße auf die für den entsprechenden Prototyp durchgeführten Arbeiten zurückgreifen. Dabei liegt für den 300 MWe THTR-DT bereits ein verbindliches Angebot vor, während für den Prototyp des NaB zum Zeitpunkt der Abfassung des Memorandums noch keine verbindlichen Kosten genannt werden konnten. Unter Berücksichtigung der für das HHT und KSH-Projekt geleisteten Arbeiten, wird man u.U. den HTR-GT ebenfalls dieser zweiten Klasse zurechnen können, soweit der nukleare Teil betroffen ist.

Die dritte Klasse enthält die Gasbrüterkraftwerke, die in dieser Studie untersucht worden sind. Aufgrund der begrenzten Vorarbeiten enthalten die für den GSB angegebenen Anlagekosten die größten Unsicherheiten verglichen mit den Angaben für die anderen Reaktortypen. Dennoch werden diese Schätzwerte als ausreichend fundiert angesehen, um Aussagen über die wirtschaftliche Attraktivität des Gasbrüters zu ermöglichen.

Insgesamt unterscheiden sich die in dieser Studie für den GSB-DT ermittelten Kosten von solchen, die bei früheren

Gelegenheiten gefunden worden sind, dadurch, daß sie

- 1.) absolut höher ausgefallen sind als etwa in der ENEA-Studie und in den Berichten WASH 1089 und 1090 angegeben, und daß sie
- 2.) etwa 5 % über den Kosten für Leichtwasserreaktoren liegen, während sie nach WASH 1090 noch um 2,5 % unter denjenigen eines Druckwasserreaktors zu liegen hätten.

Der Vergleich mit dem Natriumbrüter wird durch das Fehlen von neueren Schätzungen für die Anlagekosten dieses Reaktortyps nahezu unmöglich gemacht. Einen Anhaltspunkt kann man aus WASH 1090 entnehmen, wonach die Anlagekosten des Gasbrüters um 16 % unter denen eines Natriumbrüters liegen.

Die oben verwendete Grobeinteilung der Reaktortypen erleichterte die Abgrenzung der Gasbrüter gegenüber den übrigen Reaktortypen, die auf den Markt kommen können. Sie sagt aber noch nichts aus über die relative Stellung der verschiedenen Gasbrütertypen untereinander. Hier kann man analog zu den obigen Betrachtungen sagen, daß die Kosten derjenigen Variante am zuverlässigsten geschätzt werden konnten, die sich am wenigsten von schon bekannten Technologien unterscheidet bzw. die sich andererseits am weitesten auf Entwicklungen abstützen kann, die im Rahmen anderer Programme durchgeführt worden sind.

In dieser Hinsicht hat der GSB mit DT einen erheblichen Vorteil gegenüber demjenigen mit einer GT, für dessen Komponenten noch umfangreiche Entwicklungsarbeiten geleistet werden müssen, um auf einen Kenntnisstand zu kommen, der mit demjenigen für die Komponenten des DT-GSB vergleichbar ist. So gibt es für das vom Arbeitskreis Komponenten gewählte Konzept einer Einwellen-1000 MWe-Gasturbine noch keine durchgearbeiteten Lösungen in der Literatur, so daß also auch die dafür abgeschätzten Kosten unsicherer sind als im Fall der Dampfturbinen-

anlage. Diese Unsicherheit im technischen Grundkonzept konnte der Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit nicht bewerten; er ist davon ausgegangen, daß die Anlagenkonzepte im wesentlichen so verwirklicht werden können, wie sie ihm vorgelegt wurden.

Tabelle 1

Komponentenschema

1. MASCHINENTECHNIK - REAKTORANLAGE
- 1.1 Spannbetonbehälter
 - 1.1.1 Nackter Spannbetonbehälter; einschließlich Ringmauer und Reaktorkavernendeckel, ohne Fundament
 - 1.1.2 Durchführungen und Verschlüsse; Doppelverschlüsse für Dampferzeuger- und Gebläsekavernen, einschl. Regelstab- und Kabeldurchführungen, jedoch ausschließlich Durchführungen für BE-Wechseleinrichtungen (diese sind in 1.4 enthalten)
 - 1.1.3 Isolierung, Liner und Linerkühlung; Kühlkreislauf für Linerkühlung ist in 1.6.4 enthalten
- 1.2 Reaktorausrüstung
 - 1.2.1 Kerntraggitter; sämtliche Einbauten in der Reaktorkaverne außer Brenn- und Brutelementen. BE-Gestänge und -Drosseln sind in dieser Position enthalten.
 - 1.2.2 Abschirmungen u. ggf. Reflektor
 - 1.2.3 Regel-, Abschaltstäbe u. -Antriebe; einschl. Regelstabwechsellvorrichtung; Meß- und Steuerorgane sind in 3.1 enthalten
- 1.3 Wärmeübertragungssysteme
 - 1.3.1 Dampferzeuger bzw. Rekuperator; einschl. Dampfsammler und Speisewasserverteiler und Doppelleitung bis Reaktorkaverne.

- 1.3.2 Hauptgebläse und Antriebe; einschl. Ponymotoren, Ölssystem und Gasführung, bei Elektromotorantrieb ist in dieser Position auch die Thyristorsteuerung enthalten.

- 1.4 Einrichtungen für Brennelementhandhabung

 - 1.4.1 BE-Ladeeinrichtung u. -Transportsystem; umfaßt Lademaschine, BE-Ausschleusvorrichtung, druckdichte Durchführungen sowie alle notwendigen Ein- und Ausbaugeräte, BE-Überlandtransportflasche ist nicht enthalten.

 - 1.4.2 BE-Lager und Lagereinrichtungen; einschl. Lagergestelle, Beckenauskleidung und Kühlung.

- 1.5. Kühlmittelversorgung u. -Reinigung

 - 1.5.1 Kühlmittelreinigungskreislauf; einschl. Sperrgaskreislauf

 - 1.5.2 Zusätzliche Einrichtung bei vented fuel;

 - 1.5.3 Kühlmittellagerung, -Zuspeisung u. -Entnahme; einschl. Vorrichtungen zur Gasanalyse. Instrumentierung und Regelung ist in Position 3 enthalten.

- 1.6 Hilfssysteme

 - 1.6.1 Lufttechnische Anlagen; (im Reaktorgebäude)

 - 1.6.2 Hebezeuge und Aufzüge

 - 1.6.3 Anlage zur Aufbereitung radioaktiver Abfälle; sämtliche Anlagen zur Aufbereitung fester, flüssiger und gasförmiger Abfälle sowie Einrichtungen zur Dekontamination.

- 1.6.4 Sonstige Nebensysteme; Linerkühlkreislauf, Gebläseölkühlung, Zwischenkreisläufe ohne externes Kühlsystem, Entlüftung und Entwässerung etc.
- 1.7 Notkühleinrichtungen; soweit nicht in 1.3 bzw. 1.5 enthalten

2. MASCHINENTECHNIK - TURBINENANLAGE

- 2.1 Turbosatz einschl. Generator; Dampfturbine, Generator und Kondensator bzw. Gasturbine, Startermotor, Kompressor und Generator.
Regel- und Überwachungseinrichtung, Warte und Prozeßrechenanlagen sind in 3 enthalten.
- 2.2. Dampf- und Speisewasserkreislauf; Vor- und Zwischenkühler im Hauptkreislauf ohne Rohrleitungen und Armaturen, Zwischenkreislauf bei Gasturbine.
- 2.3 Rohrleitungen und Armaturen; Frischdampfleitung, Speisewasserleitung, sonstige Dampfleitung innerhalb des Kraftwerksgebäudes bzw. Hauptkreislauf und Bypassleitungen bei GT-Kreislauf, Haupt- und Nebenwassersystem im Kraftwerksgebäude, Regel-, Sicherheits- und Rohrleitungsarmaturen, Brauch- und Trinkwassersysteme, Isolierungen.
- 2.4 Externes Kühlsystem einschl. Kühlwasserreinigung und -aufbereitung, Kühlturm bzw. Luftkühler falls vorhanden.
- 2.5 Hebezeuge und Aufzüge
=====

2.6 Konventionelle Nebenanlagen; ohne Ausrüstung von Gebäuden. Speisewasseraufbereitungsanlagen, Feuerlöschanlagen, Heizung, Lüftung und Klimaanlage für konventionellen Kraftwerksteil, Hilfskesselanlagen usw.

2.7 Splitter- und Wärmeschutz, Abschirmung bei GT

3. ELEKTROTECHNIK

3.1 Elektrische Einrichtungen ohne 3.2

3.1.1 Einrichtungen für Normalbedarf; alle Trafos und Schaltanlagen, Stark- und Schwachstromversorgungsanlagen des gesamten Kraftwerkes für Normalbedarf. Nicht enthalten sind Hauptgebläse- und Regelstabantriebe.

3.1.2 Einrichtungen für Notbedarf; Notstromversorgungsanlage und Diesel bzw. GT

3.2 Instrumentierung und Regelung; Warten, gesamte Kraftwerksinstrumentierung und -regelung, Strahlenschutz, Prozeßrechner, (mit Anfahrinstrumentierung, Neutronenquelle)

4. BAUTECHNISCHE ANLAGEN (ohne SBB)

4.1 Reaktorgebäude einschl. Fundament;

4.2 Containment; druckfestes Gebäude zur Aufrechterhaltung eines Mischdruckes.

4.3 Maschinenhaus; einschl. Fundamente für Turbosatz

4.4. Sonstige Gebäude und Außenanlagen; einschl.
Reaktorhilfs- und Nebengebäude, konventionelle
Hilfs- und Nebengebäude, Kühl- und Abwasserkanäle.

4.5 Gebäudeausrüstungen; Labors, Werkstätten,
Büroräume.

5. RESERVETEILE

Die folgenden Positionen beziehen sich nicht auf Komponenten sondern auf ergänzende Sach- und Dienstleistungen, die wie die Komponenten bei der Ermittlung des Barwertes der Anlagekosten berücksichtigt werden müssen. Sie werden aus diesem Grunde mit aufgeführt.

6. INDIREKTE KOSTEN DES LIEFERANTEN

6.1 Ingenieurleistungen für Angebot, Abwicklung einschl.
Personalaufwand für evtl. spätere Garantieleistungen

6.2 Sonstige Aufwendungen; Baustelleneinrichtungen und
- versorgung, Bauleitung, Sicherheitsbericht und
TÜV, Inbetriebnahme und Probetrieb, Versicherung
während der Bauzeit.

7. BAUHERRENSEITIGE AUFWENDUNGEN

Alle bauherrenseitigen Aufwendungen einschl.

- Baugelände und Erschließung
- Hilfs- und Betriebsstoffe für die Inbetriebnahme
und den Probetrieb, desgl. Hilfsenergie
- Einholung von Gutachten, Bau- und Betriebsge-
nehmigungen
- Netzanschluß

- Umgebungsüberwachung, Personen-Strahlenschutz
- Personalgestellung und Kosten für Ausbildung.

Tabelle 2

Erläuterung zu den Anlagekosten

Blatt 1

| Pos. | Konzept mit DT | Konzept mit GT |
|-------|---|--|
| 1.1.1 | <p>6500 m³ Beton, spezifischer Preis 400 DM/m³ 1000 t Spannstahl, spezifischer Preis 5,3 DM/kg 400 t Schlaufstahl, spezifisch. Preis 1,6 DM/kg Reaktorkavernendeckel 3 Mio DM 650 m³ Ringwand, spezifischer Preis 400 DM/m³ 2000 m³ Gründung, spezifischer Preis 225 DM/m³</p> <p>Diese Preise enthalten Baustelleneinrichtungen und Ingenieurleistungen, sowie Gerüste, Schalung, sowie Hilfskonstruktionen</p> | <p>3500 m³ Beton, spezifischer Preis 400 DM/m³ 600 t Spannstahl, spezifischer Preis 5,30 DM/kg 200 t Schlaufstahl, spezifisch. Preis 1,6 DM/kg Reaktorkavernendeckel 3 Mio DM 600 m³ Ringwand, spezifischer Preis 400 DM/m³ 2000 m³ Gründung, spezifischer Preis 180 DM/m³</p> <p>Lieferumfang wie DT</p> |
| 1.1.2 | <p>16 Hauptdurchführungen, Gesamtgewicht unter Berücksichtigung einiger kleiner Durchführungen 1220 t, spezifischer Preis 15 DM/kg einschließlich Gebläsedurchführungen</p> | <p>40 Durchführungen a 75000 DM</p> |
| 1.1.3 | <p>Oberfläche der Reaktorkaverne und Dampferzeugerkavernen 2180 m², spezifischer Preis für Liner, Liner Kühlung, Isolierung und Befestigungssystem 9700 DM/m²</p> | <p>Oberfläche der Reaktorkaverne 640 m², spezifischer Preis 11000 DM/m² (wegen höherem Druck und daher aufwendigerer Konstruktion liegt der spezifische Preis höher als bei DT)</p> |
| 1.2.1 | <p>Für die Gitterplatte wurden spezifische Kosten von 100 DM/kg, für die Aufhängung der Gitterplatte 40 DM/kg, für Gasführungsbleche 30 DM/kg eingesetzt. Für ein BE-Gestänge mit Durchsatzregelung wurden 10000 DM angenommen.</p> | <p>wie DT</p> |

| Pos. | Konzept 1 mit DT | Konzept 2 mit GT |
|-------|--|--|
| 1.2.2 | Zusammensetzung des Schildes 30 Vol% Fe, 45 Vol% C, 25 Vol% He. Von den 30% Fe besteht 1/3 aus Austenit und der Rest aus ferritischem Stahl. Spezifische Preise Austenit 30 DM/kg, Ferrit 6 DM/kg, Graphit 10 DM/kg | wie DT |
| 1.2.3 | 20 Regelstäbe a 300 000 DM einschl. Antrieb | wie DT |
| 1.3.1 | Dampferzeugerfläche 16 000 m ² , spezifischer Preis 1200 DM/m ² , zusätzlich 4 Mio DM für Sammler, Ringleitung und Gasführung | 1 Rekuperator mit 65 000 m ² Heizfläche, spezifischer Preis 250 DM/m ² zusätzlich 4 Mio DM für Mäntel, Böden und sonstiges |
| 1.3.2 | 8 Einheiten a 3,1 Mio DM (in dem Preis für diese Position sind 4 Mio DM für Thyristorsteuerung enthalten) | entfällt bei GT |
| 1.4.1 | Es wurde 1 Belademaschine vorgesehen, das Umladen der BE erfolgt bei abgeschaltetem Reaktor | wie DT |
| 1.4.2 | Der Preis gilt für wassergekühlte Lagerung. <u>Beachten:</u> Vanadin-BE können nicht direkt in Wasser gelagert werden. Bei Vanadin-BE ist höherer Aufwand für die Reinigung des Heliums erforderlich als bei Stahlhüllen. Coated-particle-BE können ebenfalls nicht direkt in Wasser gelagert werden. | wie DT |

Pos.

Konzept 1 mit DT

Konzept 2 mit GT

1.5 Das Auslegungskriterium für die Reinigungsanlage ist der Heliumbedarf für den Sperrkreislauf. Die angegebenen Kosten umfassen den Reinigungskreislauf, die Reingasanlage einschl. Lager und einen Sperrgaskreislauf für ölgelagerte Gebläse.

Auslegungsdaten: Reinigungsstrom 5 000 Nm³/h
Primärgasmenge 36 000 Nm³/h, Kapazität des Vorratslagers 45 000 Nm³

Auslegungskriterium ist eine Entleerungszeit von 24 h.

Es werden folgende Verunreinigungskonzentrationen

O₂, N₂, H₂O 5 vpm, H₂, CO₂ 10 vpm

Mehrkosten für eine vented-fuel-Anlage werden nicht berücksichtigt, da sie durch Einsparungen an anderer Stelle (z.B. BE-Kosten wegen Verkürzung der BE) kompensiert werden.

Reinigungsanlage 10 Mio DM

Speicherung 8 Mio DM

Abgrenzungsbereich der Kosten wie bei DT

Auslegungsdaten:

Reinigungsstrom 12 000 Nm³/h, Vorratslager
61 000 Nm³

Auslegungskriterien für die Reinigungsanlage sind zulässige Verunreinigungen im Kreislauf sowie Heliuminventar

Bei Gasturbine 5 Mio DM Mehrkosten gegenüber DT wegen Druckregelung

1.6.2 In dem angegebenen Preis ist ein 500 t Kran zum Heben des Reaktorkavernendeckels enthalten.

1.7 Die bei der Dampfturbinenanlage erforderlichen 3 Notstromaggregate je 2 MWe (ausgeführt als offene GT-Sätze) sind in 3.1.2 enthalten.

Zwei Notkühlkreisläufe erforderlich, Kosten einschl. Hochdruckleitungen je 7,5 Mio DM. Die Kosten für die Notstromversorgung sind in 3.1.2 enthalten (2 offene GT-Sätze a 4 MWe mit Generator)

| Pos. | Konzept 1 mit DT | Konzept 2 mit GT |
|------|--|--|
| 2. | In dem angegebenen Preis sind 28 Mio DM für eine Kühlturmanlage (Rückkühl-Verdunstungskühlung) enthalten. Bei Flußwasserkühlung ergeben sich Einsparungen von 25 Mio DM, d.h. die Gesamtkosten für die Turbinenanlage reduzieren sich auf 117 Mio DM. Außerdem sind in dieser Pos. 2 Mio DM für eine Hilfskesselanlage enthalten. | |
| 2.1 | | Turbosatz 40 Mio DM Generator 20 Mio DM |
| 2.2 | | Vorkühler und Zwischenkühler insgesamt 26 000 m ² Heizfläche, spezifischer Preis 200 DM/m ² Zwischenkühlkreislauf 6 Mio DM |
| 2.3 | | Erforderlich sind ca. 400 m Leitung a 35 000 DM = 14 Mio DM, außerdem ca. 2 Mio DM für 8 große Schließventile, sowie 1 Mio DM für Absperrorgane für Nachwärmeabfuhr und 3 Mio DM für Kühlsystem |
| 2.4 | | Verdunstungsrückkühlung, 3 Kühltürme je 135 m Höhe Kosten 9 Mio pro Kühlturm, sowie 3 Mio DM Rohr- leitungen und sonstige Einrichtungen |
| 2.7 | | Schätzwert |
| 3. | Der Preis wurde in Anlehnung an die 1000 MWe THTR-Studie und die 1000 MWe FGR-Studie geschätzt. Der Preis für die Notversorgungseinrichtung beträgt 4,5 Mio DM | wie DT Der Preis für die Notversorgungseinrichtung beträgt 7 Mio DM |

| Pos. | Konzept 1 mit DT | Konzept 2 mit GT |
|------|---|---|
| 4.1 | Umbautes Volumen des Reaktorgebäudes beträgt 100 000 m ³ , spezifischer Preis 150 DM/m ³ einschl. Fundament für SBB. Bei einem Vergleich mit den entsprechenden Werten für den LWR ist zu beachten, daß der Spannbetonbehälter, der z.T. der Reaktorabschirmung beim LWR entspricht, hier nicht enthalten ist. | Fundament für SSB und Containment 5 Mio DM |
| 4.2 | | Basisdurchmesser 45 m, Druck 7 bar |
| 4.3 | Umbautes Volumen 120 000 m ³ , spezifischer Preis 100 DM/m ³ | Schätzwert für Umbauten des extern angeordneten Generators und zusätzliche Einbauten im Containment |
| 4.4 | Für den gesamten Kraftwerksblock (Reaktorhalle, Reaktorhilfsgebäude, Reaktorbetriebsgebäude, Maschinenhaus, Hilfsmaschinenhaus, E-Anlage mit Leistand, Trafogebäude) wurde ein umbautes Volumen von 350 000 m ³ angenommen. Bei einem mittleren spezifischen Preis von 140 DM/m ³ führt das zu 49 Mio DM. Bei Abzug der Preise für Reaktorhalle und Maschinenhaus verbleiben für sonstige Gebäude innerhalb des Kraftwerksblocks 22 Mio DM. Für die übrigen Gebäude dieser Position und Außenanlagen wurde ein Preis von 15 Mio DM geschätzt. | Hilfsmaschinenhaus entfällt |
| 6. | Die gesamten indirekten Kosten des Lieferanten wurden zu 8% der direkten Kosten angesetzt (5% für Ingenieurleistungen und 3% für sonstige Aufwendungen) | |
| 8. | Zinsen und Steuern während der Bauzeit 18.7 % | |

Tabelle 3

Geschätzte Anlagekosten für 1000 MWe gasgekühlte schnelle Brüter / DM/kWe /

Preisstand 1.1.1970

| Position | Konzept mit DT | | Konzept mit GT | |
|--|----------------|-------|----------------|-------|
| | A | B | A | B |
| 1. Maschinenteknik - Reaktoranlage | 175 | ± 10% | 134 | ± 15% |
| 1.1 Spannbetonbehälter | 56 | | 23 | |
| 1.1.1 Nackter Spannbetonbehälter | 17 | | 13 | |
| 1.1.2 Durchführungen und Verschlüsse | 18 | | 3 | |
| 1.1.3 Isolierung, Liner und Linerkühl. | 21 | | 7 | |
| 1.2 Reaktorausrüstung | 29 | | 29 | |
| 1.2.1 Kerntragitter | 12 | | 12 | |
| 1.2.2 Abschirmungen und ggf. Reflektor | 11 | | 11 | |
| 1.2.3 Regel-, Abschaltstäbe u. -antriebe | 6 | | 6 | |
| 1.3 Wärmeübertragungssysteme | 48 | | 20 | |
| 1.3.1 DE einschl. ZU bzw. Rekuperator | 23 | | | |
| 1.3.2 Hauptgebläse u. -antriebe | 25 | | | |
| 1.4 Einrichtung für BE-Handhabung u. -Lagerung | 9 | | 9 | |
| 1.4.1 BE-Ladeeinrichtung u. -Transportsystem | 6 | | 6 | |
| 1.4.2 BE-Lager u. --einrichtungen | 3 | | 3 | |
| 1.5 Kühlmittelversorgung u. -reinigung | 18 | | 23 | |
| 1.5.1 Kühlmittelreinigungskreislauf | | | | |
| 1.5.2 Zusätzl. Einrichtung bei vented fuel | | | | |
| 1.5.3 Kühlmittel-Lagerung, -Zuspeis., -Entnahme | | | | |
| 1.6 Hilfssysteme | 15 | | 15 | |
| 1.6.1 Lufttechnische Anlagen | 4 | | 4 | |
| 1.6.2 Hebezeuge und Aufzüge | 3 | | 3 | |
| 1.6.3 Anlage zur Aufbereitung radioaktiver Abfälle | 3 | | 3 | |
| 1.6.4 Sonstige Nebensysteme | 5 | | 5 | |
| 1.7 Zusätzliche Einr.für Notkühleinrichtung | | | 15 | |
| 2. Maschinenteknik - Turbinenanlage | 117 142* | ± 4% | 106 131* | ± 10% |
| 2.1 Turbosatz einschl. Generator | | | 60 | |
| 2.2 Dampf- u. Speisewasser-Kreislauf, VK u. ZK | | | 12 | |
| 2.3 Rohrleitungen und Armaturen | | | 20* | |
| 2.4 Externes Kühlsystem | | | 30* | |
| 2.5 Hebezeuge und Aufzüge | | | 2 | |
| 2.6 Konv.Nebenanlagen ohne Ausr.v.Geb. | | | 2 | |
| 2.7 Splitter- u. Wärmeschutz, Abschirm.b.GT | | | 5 | |
| 3. Elektrotechnik | 70 | ± 10% | 67 | |
| 3.1 Elektrische Einrichtungen ohne 3.2 | | | | |
| 3.1.1 Einrichtungen für Normalbedarf | | | | |
| 3.1.2 Einrichtungen für Notbedarf | | | | |
| 3.2 Instrumentierung und Regelung | | | | |

Fortsetzung von Tabelle 3

Geschätzte Anlagekosten für 1000 MWe gasgekühlte schnelle Brüter / DM/kWe /

Preisstand 1.1.1970

| Position | Konzept mit DT | | Konzept mit GT | |
|---------------------------------------|----------------|-------|----------------|-------|
| | A | B | A | B |
| 4. Bautechnische Anlagen ohne SBB | 69 | ± 10% | 62 | ± 10% |
| 4.1 Reaktorgebäude einschl. Fundament | 15 | | 5 | |
| 4.2 Containment | - | | 20 | |
| 4.3 Maschinenhaus | 12 | | 5 | |
| 4.4 Sonstige Gebäude u. Außenanlagen | 37 | | 27 | |
| 4.5 Gebäudeausrüstungen | 5 | | 5 | |
| 5. Reserveteile | 7 | - | 7 | - |
| Zwischensumme | 438 463 * | | 376 * 401 | |
| 6. Indirekte Kosten des Lieferanten | 35 37 * | | 30 32 * | |
| 6.1 Ingenieurleistungen | | | | |
| 6.2 Sonstige Aufwendungen | | | | |
| 7. Bauherrenseitige Aufwendungen | 25 | | 25 | |
| Zwischensumme | 498 525 * | | 431 458 * | |
| 8. Zinsen und Steuern während Bauzeit | 93 98 * | | 81 86 * | |
| 9. Barwert der Anlagekosten | 591 623 * | ± 8% | 512 * 544 | ± 11% |

* Verdunstungsrückkühlung

Tabelle 4

Aufgliederung der Anlagekosten verschiedener Reaktortypen bei 1000 MWe (Stand: 1.1.1970)

| Reaktortyp | Marktpreis | | kalkul. Preis BBK 1) | | Schätzpreis | | | | | | | | | |
|--|--|------|-------------------------|------|-------------|------|-------------|-----|--------|---|--------------|-----|--------------|-----|
| | | | | | KFA | | PSB | | AKW | | | | | |
| | 1 | 2 | 3 | | 4 | 5 | 6 | 7 | | | | | | |
| | H ₂ O-Reaktor (PWR u. BWR) | | FGR | | HTR (DT) | | HTR (GT) | | NaBR | | GSB-DT | | GSB-GT | |
| | DM/kWe | % | DM/kWe | % | DM/kWe | % | DM/kWe | % | DM/kWe | % | DM/kWe | % | DM/kWe | % |
| 1. Reaktoranlage | 125 | 30,0 | 182 | 43,4 | 194 | 43,5 | 133 | 35 | | | 175 | 38 | 134 | 36 |
| 2. Maschinenanlage | 112 | 27,0 | 112 | 26,6 | 120 | 27 | 121 | 32 | | | 117 | 30 | 106 | 28 |
| 3. Elektrotechnik | 83 | 20,0 | 53 | 12,5 | 62 | 14 | 60 | 16 | | | 70 | 15 | 67 | 18 |
| 4. Bautechn. Anlagen | 83 | 20,0 | 74 | 17,5 | 60 | 13,5 | 55 | 15 | | | 69 | 15 | 62 | 16 |
| 5. Reserveteile bzw. Sonstiges | 13 | 3,0 | - | - | 9 | 2 | 7 | 2 | | | 7 | 2 | 7 | 2 |
| Direkte Kosten des Lieferanten | 416 | 100 | 421 | 100 | 445 | 100 | 376 | 100 | | | 438 | 100 | 376 | 100 |
| Lieferumfang einschl. 8% indirekter Kosten des Lieferanten | 450 | | 455 | | 480 | | 406 | | | | 500 | | 406 | |
| 7. Bauherrenseitiger Aufwand | 25 | | 25 | | 25 | | 25 | | | | 25 | | 25 | |
| Zwischensumme | 475 | | 480 | | 505 | | 431 | | | | 525 | | 431 | |
| 8. 18,7% Zinsen u. Steuern während der Bauzeit | 89 | | 90 | | 94 | | 81 | | | | 98 | | 81 | |
| 9. Barwert der Anlagekosten | 564 | | 570 | | 599 | | 512 | | 580* | | 591 623** | | 512 544** | |

1) Die durch das Entwicklungspotential bedingte Kostendegression ist in der Kalkulation nicht berücksichtigt.

* Dieser Wert wurde 1968 in einer Veröffentlichung in "Chemie-Ingenieur-Technik" angegeben und ist daher mit den übrigen Kostenangaben nicht vergleichbar.

** Verdunstungsrückkühlung

3. Brennstoffzyklus- und Stromerzeugungskosten

Ausgehend von den im Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit vereinbarten, in 3.1 aufgeführten Grundannahmen und den Berechnungen der anderen Arbeitskreise wurden die Brennstoffzykluskosten mit dem speziell für schnelle Brutreaktoren geeigneten Programm FUELCOST/1/ und einem Jülicher Programm berechnet, das auch thermische Reaktoren zu berechnen gestattet. Um den Einfluß einiger wichtiger Größen aufzuzeigen, wurden diese für alle Reaktoren variiert, s. Tab. 10 und 11.

3.1 Grundannahmen für alle Reaktortypen

In Tab. 5 sind die Grundannahmen für die Berechnung der Brennstoffzykluskosten und der Stromerzeugungskosten zusammengefaßt. Die Annuität wurde nach folgender Formel berechnet/10/:

$$A = \frac{Z + S}{1 - \left(1 + \frac{Z+S}{100}\right)^{-L}} + V$$

| | |
|-------|-------------------|
| A (%) | Annuität |
| Z (%) | Zinssatz |
| S (%) | Steuersatz |
| V (%) | Versicherungssatz |
| L (a) | Abschreibungszeit |

3.2 Brennstoffdienstkosten

Für die ausgewählten und näher betrachteten Brennelementkonzepte für Gasgekühlte Schnelle Brüter sind die Konversionskosten, Brennelementfabrikations- und Wiederaufarbeitungs- sowie Transportkosten auf den Tabellen 6 und 7 zusammengestellt. Da die Schätzung von Fertigungskosten für großtechnische Herstellung von Brennelementen sehr unsicher ist, werden aus Vergleichsgründen amerikanische /2,3/, deutsche /4,5,6/ und englische /7/ Unterlagen verwendet. Die Zahlenwerte nach /2,3/ werden als Referenzwerte benutzt.

Die Brennstoffdienstkosten beziehen sich in /2/ auf einen Schwermetallumsatz von ca. 300 t/a (entsprechend einer installierten Reaktorleistung von 15 GWe), bei /4/ auf 100 t/a. Die Fabrikationskosten nach /4/ enthalten Pu-Verluste, die bei der Berechnung der Brennstoffzykluskosten bereits anderweitig berücksichtigt sind. Die Angaben nach /4/ wurden trotzdem nicht korrigiert, da andererseits die Assemblierungskosten verhältnismäßig niedrig angesetzt erscheinen. Die Konversionskosten wurden in allen Fällen nach /2/ eingesetzt; die in /4/ angegebenen Konversionskosten erscheinen zu hoch.

Die Fabrikationskosten für das axiale Blanket umfassen nur die Pelletfabrikation, während sich die Fabrikationskosten des radialen Blankets auf das komplette Brutelement beziehen. Der Brutstoff ist in allen Fällen UO_2 .

Die Berechnung der Wiederaufarbeitungskosten erfolgte in Anlehnung an /6/. Abweichend von /6/ wurde angenommen, daß die Wiederaufarbeitungskosten nur vom Pu-Gehalt des Brennstoffs (Core und Blanket gemischt) abhängen. Für die Wiederaufarbeitung karbidischen Brennstoffs und von coated particles wurden die gleichen spezifischen Kosten wie für oxidischen Brennstoff angenommen. Dies trifft sicher nicht zu, doch lagen keine Kostenabschätzungen für diese speziellen Fälle vor.

Bei der Berechnung der Transportkosten (Hin- und Rücktransport) nach /5/ wurden eine Abklingzeit von 100 d sowie 20 Transportbehältereinsätze pro Jahr angenommen.

3.3 Typenabhängige Daten

Die zur Berechnung der Brennstoffzyklus- und Stromerzeugungskosten benutzten typenabhängigen Daten sind in Tab. 8 zusammengestellt. Für die thermischen Reaktoren (BWR, PWR, FGR und HTR) wurden Angaben der entsprechenden Reaktorherstellerfirmen eingesetzt. Die Daten für die gasgekühlten Schnellbrüter wurden unter Zugrundelegung der Ergebnisse der Arbeitskreise Physik, Komponenten und Brennelemente ermittelt. Hierbei handelt es sich nicht um optimierte Datensätze, sondern um Kontrollrechnungen, die in starker Anlehnung an die ursprünglichen Konzepte durchgeführt wurden.

Die angegebenen Kosten sind daher nicht unbedingt repräsentativ für die einzelnen Gasbrüter-Typen. Bei Optimierung der Datensätze kann sich die Reihenfolge bezüglich der Kosten ändern.

Die in Tab. 8 angegebenen Fabrikations- und Wiederaufarbeitungskosten sind über Core und Blanket gemittelt. Bei der Berechnung wurde davon ausgegangen, daß das axiale Blanket stets mit dem Core entladen wird. Das innere radiale Blanket steht 2mal, das äußere 3mal so lange wie das Core. (beim 7. Entwurf 6mal bzw. 12mal solange.)

Die außerhalb des Reaktors bereitzuhaltende Pu-Menge (Excoreinventar M_{ex}) (t Pu fiss) wird in den Karlsruher Rechnungen nach der Beziehung ermittelt

$$M_{ex} = M_c \cdot \frac{t_o}{t_i}$$

M_c (t Pu_{fiss}) Pu-Inventar im Core (frisch)

t_o (a) Wiederaufarbeitungs- und Refabrikationszeit

t_i (a) Standzeit im Reaktor

Für $t_o/t_i < 1/3$ wird gesetzt

$$M_{ex} = \frac{1}{3} M_c$$

um stets mindestens eine Teilladung bereitzuhalten.

Diese Annahme ist konservativ.

3.4 Berechnung der Abbrand-Reaktivitätsreserve

Die im Rahmen des Memorandums betrachteten gasgekühlten Reaktoren wurden bei mittlerem Abbrand nuklear durchgerechnet. Die Anreicherung wurde so gewählt, daß die Reaktoren in diesem Zustand gerade kritisch waren.

Da die interne Konversionsrate der Reaktoren < 1 ist, werden sie gegen Zyklusende unterkritisch. Die dafür erforderliche Reaktivitätsreserve an Pu wird im folgenden näherungsweise berechnet. Dabei werden die Reaktivitätsbeiträge der Spaltprodukte und des im Blanket aufgebauten Pu vernachlässigt.

Der Verbrauch an schweren Kernen während einer Abbrandperiode beträgt

| | |
|--------------------------------------|-------------------------------|
| $\Delta M = A \cdot M / E$ | |
| ΔM kg (U + Pu) | Schwermetallverbrauch im Core |
| M " | Coremasse |
| A MWd _{th} /kg (U + Pu) | mittlerer Entladeabbrand |
| E = 950 MWd _{th} /kg (U+Pu) | Energie-Äquivalent |

Von den verbrauchten schweren Kernen interessieren hier in erster Linie die spaltbaren Plutonium-Isotope Pu 239 und Pu 241. Sie werden im folgenden kurz als Spaltstoff oder Pu_{fiss} bezeichnet.

Die Konversionsrate des Cores

$$CR_c = \frac{\text{Einfangrate in U 238 und Pu 240 im Core}}{\text{Absorptionstate im Spaltstoff des Cores}}$$

gibt an, wie viele spaltbare Kerne im Core für einen verbrauchten spaltbaren Kern durch den Brutprozeß neu gebildet werden. Um den Netto-Verbrauch an Spaltmaterial zu ermitteln, muß der Schwermetallverbrauch ΔM daher mit dem Faktor

$$K_1 = (1 - CR_c)$$

multipliziert werden.

Neben der Umwandlung durch den Brutprozeß werden je verbrauchten Spaltbaren Kern im Core ϵ_c Brutstoffkerne durch schnelle Neutronen gespalten.

Der Schwermetallverbrauch muß daher durch den Faktor

$$K_2 = (1 + \epsilon_c)$$

dividiert werden. Schließlich muß noch berücksichtigt werden, daß nicht jeder Neutroneneinfang im Spaltstoff zu einer Kernspaltung führt. Der Faktor

$$\alpha_c = \frac{\sum_c (Pu_{fiss, Core})}{\sum_f (Pu_{fiss, Core})}$$

gibt den Anteil dieser parasitären Neutroneneinfänge an. Der Spaltstoffverbrauch muß daher noch mit dem Faktor

$$K_3 = (1 + \alpha_c)$$

korrigiert werden.

Der Spaltstoffverbrauch während einer Abbrandperiode ist somit

$$\Delta M_{Pu} = \frac{A \cdot M}{E} \frac{(1 - \epsilon_c (1 + \alpha_c))}{1 + \epsilon_c}$$

Der frisch mit einer Pu-Menge von

$$M_{PuI} = M_{krit} + \Delta M_{Pu}$$

beladene Reaktor ist dann am Ende einer Abbrandperiode (volle Core-Standzeit) gerade kritisch. Wird das Core in Teilladungen und die Abbrandperiode in Beladezyklen unterteilt, so ist aus Reaktivitätsgründen eine Korrektur notwendig. Wenn nämlich jede Teilladung in frischem Zustand die Pu-Menge

$$\frac{M_{PuI}}{z} = \frac{M_{krit}}{z} + \frac{\Delta M_{pu}}{z}$$

enthält, so ist der Reaktor am Ende jedes Beladezyklus wegen des unterschiedlichen Abbrandzustandes der Teilladungen noch um

$$\Delta M_{ü} = \left(\frac{1}{z} + \frac{2}{z} + \dots + \frac{z-1}{z} \right) \Delta M_{pu} = \frac{z-1}{2z} M_{Pu}$$

überkritisch

Das Pu-Inventar wird daher um $\Delta M_{ü}$ verringert:

$$M_{Pu} = M_{PuI} - \Delta M_{ü}$$

$$M_{Pu} = M_{krit} + \frac{z+1}{2z} \Delta M_{Pu}$$

Diese Pu-Menge ist in der Summe aller frischen Teilladungen enthalten, mit denen der Reaktor während einer Abbrandperiode beladen wird.

Daher ist sie für die Berechnung des Excoreinventars und der Pu-Zinskosten maßgebend.

Tab. 9 enthält die nach der obigen Methode berechneten Werte für die Abbrand-Reaktivitätsreserve und das Pu-Inventar der untersuchten Reaktorentwürfe. Der zum Vergleich mit aufgeführte natriumgekühlte Brutreaktor Na BR /8/ wurde so berechnet, daß er bei mittlerem Abbrandzustand um 2 % überkritisch ist. Die dieser Überschußreaktivität entsprechende Pu-Menge von ca. 4 % des Pu-Inventars wurde von der Abbrand-Reaktivitätsreserve abgezogen. Die für den Entwurf 4 durchgeführte Abbrandrechnung /11/ bestätigt die Anwendbarkeit der hier angegebenen einfachen Methode.

3.5 Vergleich der Ergebnisse

Die Tab. 10 und 11 zeigen die Ergebnisse der Brennstoffzyklus- und Stromerzeugungskostenberechnung. Die zu Vergleichszwecken durchgeführte Kostenrechnung für einige thermische Reaktoren erfolgte in Jülich, während die Berechnung der Brutreaktoren in Karlsruhe ausgeführt wurde.

Eine in Jülich durchgeführte Vergleichsrechnung ergab um 0.04 bis 0.06 DPf/kWh **geringere** Brennstoffzykluskosten für die Brutreaktoren als die Karlsruher Berechnungen. Der Unterschied dürfte hauptsächlich darauf zurückzuführen sein, daß in dem Karlsruher Programm der Einbrenn- und Auslaufvorgang sowie der Einfluß des Excoreinventars besser berücksichtigt sind. Daher werden diese Ergebnisse als Referenzwerte benutzt. Im folgenden werden die untersuchten Brutreaktorkonzepte hinsichtlich des Pu-Inventars, der Pu-Kosten, der Brennstoffdienstkosten und der Stromerzeugungskosten miteinander verglichen.

3.5.1 Entwurf 1 (vented fuel, Oxid, DT)

Der Entwurf 1 mit Oxidbrennstoff erfordert wegen seines großen Corevolumens ein hohes Pu-Inventar von 3.3 t. Durch Erhöhung des Betriebsdruckes oder Verkleinerung des Brennstabdurchmessers ließe sich das Inventar noch merklich verkleinern.

Die hohe Brutrate von 1.43 bewirkt jedoch, daß die gesamten Pu-Kosten und damit die Empfindlichkeit gegenüber Änderungen des Pu-Preises verhältnismäßig gering sind. Die Brennstoffdienstkosten und die Brennstoffzykluskosten sind verhältnismäßig niedrig. Unter den Brutreaktorkonzepten nimmt der Entwurf 1 kostenmäßig eine Mittelstellung ein.

3.5.2 Entwurf 2 (vented fuel, Karbid, DT)

Die Verwendung von Karbid anstelle von Oxidbrennstoff ermöglicht eine höhere Leistungsdichte im Core und infolgedessen ein geringeres Pu-Inventar von nur 1.7 t. Da gleichzeitig die Brutrate hoch ist (1.46) heben sich hier die Pu-Zinskosten gegen den Pu-Erlös gerade auf. Die Stromerzeugungskosten sind daher unabhängig von der Höhe des Pu-Preises.

Da das Core eine geringe Standzeit aufweist und das axiale Blanket jedesmal mit dem Core wieder aufgearbeitet und refabriziert werden muß, sind die Brennstoffdienstkosten und die Empfindlichkeit gegenüber Änderungen derselben größer als beim Entwurf 1 mit Oxidbrennstoff.

Die Anlagekosten wurden für den Entwurf mit Karbidbrennstoff nicht gesondert abgeschätzt. Nimmt man sie als ebenso hoch wie beim Entwurf mit Oxidbrennstoff an, so ergeben sich insgesamt Stromerzeugungskosten von 1.86 DPf/kWh, also 0.04 DPf/kWh weniger als beim Entwurf 1. Im Hinblick auf das geringere Pu-Inventar erscheint die Verfolgung des Karbid-Konzeptes lohnend.

3.5.3 Entwurf Nr. 4 (strong clad, Oxid, GT)

Das Pu-Inventar des 4. Entwurfes (GfK) liegt mit 3 t niedriger als das des 1. Entwurfes, aber beträchtlich höher als das des 2. Entwurfes. Die Brutrate ist mit 1.31 niedriger als bei den beiden vorgenannten Reaktoren. Die Pu-Kosten und die Empfindlichkeit gegen Änderungen des Pu-Preises sind daher höher. Bezüglich der Brennstoffdienstkosten und der Empfindlichkeit gegenüber Änderungen derselben liegt der GfK-Entwurf zwischen den beiden ersten Entwürfen. Die Brennstoffzykluskosten sind fühlbar höher.

Bei den Anlagekosten ergibt sich eine andere Reihenfolge. Die Ausführung als Einkreisanlage mit Gasturbine läßt eine Verkleinerung der Anlage erwarten, was sich in den um ca. 80 DM/kWe niedriger geschätzten Anlagekosten ausdrückt. Dies ergibt mit 1.81 DPf/kWh die niedrigsten Stromerzeugungskosten aller hier betrachteten gasgekühlten Reaktoren.

3.5.4 Entwurf Nr. 6 (strong clad, Oxid, DT)

Der Entwurf Nr. 6 hat mit 3.6 t das größte Pu-Inventar. Trotz der recht guten Brutrate von 1.38 sind die Pu-Kosten und die Abhängigkeit vom Pu-Preis stärker als bei den oben betrachteten Reaktoren. Die Brennstoffdienstkosten und die Empfindlichkeit gegenüber deren Änderungen sind so gering wie beim ersten Entwurf. Die Brennstoffzykluskosten erreichen etwa die Höhe des 4. Entwurfes.

Die Anlagekosten wurden gleich hoch wie beim ersten Entwurf angenommen (ebenfalls Zweikreisanlage). Die resultierenden hohen Stromerzeugungskosten von 1.97 DPf/kWh lassen hier die gewählte Auslegung als nicht empfehlenswert erscheinen. Neuerdings wurde von schwedischer Seite ein Entwurf mit 130 (statt 70) bar vorgestellt, der günstige Kosten ergeben dürfte. Dieser konnte jedoch aus zeitlichen Gründen nicht durchgerechnet werden.

3.5.5 Entwurf Nr. 7 (coated particles)

Der Entwurf Nr. 7 weist zwar ein niedriges Spaltstoffinventar von nur 2 t, jedoch eine geringe Brutrate (1.19) auf. Die gesamten Pu-Kosten und die Empfindlichkeit gegenüber Änderungen des Pu-Preises sind größer als bei den anderen Brüterkonzepten. Obwohl die Fabrikationskosten niedriger als bei den anderen Konzepten angesetzt wurden, /7/, ergeben sich höhere Brennstoffdienstkosten. Dies ist durch die geringe Standzeit des kleinen Cores und durch das relativ große axiale Blanket begründet, das jedesmal mit aufgearbeitet und refabriert werden muß.

Während bei den anderen Entwürfen ein Brennstoffwechsel nur alle 6-12 Monate vorgesehen ist (jeweils 1/3 des Cores), soll er bei dem Entwurf mit coated particles alle 3 Wochen stattfinden (jeweils 1/18 des Cores). Dieser Tatsache müßte korrekterweise dadurch Rechnung getragen werden, daß die Verfügbarkeit bzw. der Lastfaktor für diesen Entwurf geringer angesetzt wird als bei den anderen Entwürfen. Obwohl auch für diesen Entwurf ein Lastfaktor von 0.7 angenommen wurde, sind die Stromerzeugungskosten für diese Anlage mit DT die höchsten aller hier betrachteten Entwürfe. Diese Ausführung muß daher als ungünstig angesehen werden. Die Stromerzeugungskosten für eine GT-Anlage betragen 1.85 DPf/kWh.

3.6 Anhang

Tabellen zu Kap. 3

Tabelle 5: Grundannahmen für die StromkostenrechnungReferenzwerte
(Variation)

| | |
|--|--------------------------------|
| Nettoleistung der Anlage | 1000 MW _e |
| Jährliche Vollaststundenzahl bzw. Lastfaktor | 6140 h/a (7000) 70 % (80) |
| Abschreibungszeit | 17 a (25a) |
| Zinssatz | 7 %/a |
| Steuersatz | 2,7 %/a |
| Versicherungssatz (bezogen auf den Neuwert der Anlage) | 1 %/a |
| Annuität (bei 17 a Abschreibungszeit) (bei 25 a Abschreibungszeit) | 13.24 %/a (11.76 %/a) |
| Bauzeit | 4 Jahre |
| Zinsen während der Bauzeit | 14 % |
| Steuern während der Bauzeit | 4,7 % |
| Zinsen und Steuern während der Bauzeit | 18,7 % |
| Bauherrenseitige Aufwendungen | 25.10 ⁶ DM |
| Uranerzpreis | 8 \$ /1b |
| Preis des abgereicherten Urans | 12 DM/kg |
| Trennarbeitskosten | 26 \$ /kg TE |
| Preis für spaltbares Plutonium | 40 DM/g (60,80) |
| Betriebskosten | 10 DM/kW.a |
| Personalkosten | 3 DM/kW.a |
| Wartung, Instandhaltung und Material | 7 DM/kW.a |

Tab. 6 Brennstoffdienstkosten nach amerikanischen Unterlagen (Referenzwerte)

| Reaktorentwurf Brennstoffkonzept | | 1 Oxid vented | 2 Karbid vented | 4 Oxid strong | 6 Oxid strong | 7 coated particles |
|-------------------------------------|--------------------------|---------------------|-----------------------|---------------------|---------------------|--------------------------|
| Core | Fabrikationskosten DM/kg | 704 | 940 | 704 | 704 | |
| | Konversionskosten " | 93 | 93 | 93 | 93 | |
| | Assemblierung+vent " | 143 | 138 | 110 | 110 | |
| | ges.Fabr.Kosten " | 940 | 1171 | 907 | 907 | 720 ⁺ |
| ----- | | | | | | |
| ax.Blanket (nur Pellets) | Fabrikationskosten DM/kg | 104 | 104 | 104 | 104 | |
| | Konversionskosten " | 24 | 24 | 24 | 24 | |
| | ges.Fabr.Kosten " | 128 | 128 | 128 | 128 | 128 |
| ----- | | | | | | |
| rad.Blanket | Fabrikationskosten DM/kg | 224 | 224 | 224 | 224 | |
| | Konversionskosten " | 24 | 24 | 24 | 24 | |
| | ges.Fabr.Kosten " | 248 | 248 | 248 | 248 | 248 |
| ----- | | | | | | |
| Mittelwerte | Fabrikationskosten DM/kg | 456 | 483 | 401 | 440 | |
| | Wiederaufarb.Kost. " | 164 | 164 | 164 | 164 | 164 |
| | Transportkosten " | 46 | 46 | 46 | 46 | 46 |
| ----- | | | | | | |

⁺ nach /7/

Tab. 7 Brennstoffdienstkosten nach deutschen Unterlagen

| Reaktorentwurf Brennstoffkonzept | | | 1 | 2 | 4 | 6 | 7 |
|-------------------------------------|------------------------|-------|-----------------|------------------|-----------------|-----------------|---------------------|
| | | | Oxid vented | Karbid vented | Oxid strong | Oxid strong | coated particles |
| Core | Fabrikationskosten | DM/kg | 505 | 620 | 530 | 515 | |
| | Konversionskosten | " | 93 ⁺ | 93 ⁺ | 93 ⁺ | 93 ⁺ | |
| | Venting-System | " | 10 | 10 | | | |
| | ges.Fabrikationskosten | " | 608 | 723 | 623 | 608 | 720 ⁺⁺ |
| ----- | | | | | | | |
| ax.Blanket (nur Pellets) | Fabrikationskosten | " | 76 | 76 | 76 | 76 | |
| | Konversionskosten | " | 24 ⁺ | 24 ⁺ | 24 ⁺ | 24 ⁺ | |
| | ges.Fabrikationskosten | " | 100 | 100 | 100 | 100 | 110 ⁺⁺ |
| ----- | | | | | | | |
| rad.Blanket | Fabrikationskosten | " | 210 | 210 | 210 | 210 | |
| | Konversionskosten | " | 24 ⁺ | 24 ⁺ | 24 ⁺ | 24 ⁺ | |
| | ges.Fabrikationskosten | " | 234 | 234 | 234 | 234 | 110 ⁺⁺ |
| ----- | | | | | | | |
| Mittelwerte | Fabrikationskosten | " | 303 | 328 | 290 | 303 | |
| | Wiederaufarb.Kosten | " | 150 | 130 | 130 | 150 | 150 |
| | Transportkosten | " | 30 | 30 | 30 | 30 | 30 |

⁺ nach /2/

⁺⁺ nach /7/

Tab. 8 Typenabhängige Daten für die Berechnung der Stromerzeugungskosten

| T y p | Dimension | H T R | | F G R | P W R | B W R | GSB - Entwurf Nr. | | | | | |
|--|----------------------------|--------|---------|-------|-------|-------|-------------------|--------|--------|--------|-------|--------|
| | | 1 | 2 | 4 | 6 | 7 | NT | (GT) | | | | |
| Barwert der gesamten Anlagekosten | DM/kWe | 599 | | 570 | 564 | 564 | 591 | 591 | 512 | 591 | 591 | (512) |
| Betriebs- und Unterhaltungskosten | DM/kWa | 10 | | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 | 10 | |
| Anlagewirkungsgrad | % | 40 | | 41 | 33,2 | 34 | 36,2 | 35,1 | 34,9 | 35,4 | 37,1 | (34,9) |
| Mehrbedarfsfaktor für Brennelement-fabrikation | - | 1,01 | | 1,01 | 1,01 | 1,01 | 1,01 | 1,01 | 1,01 | 1,01 | 1,01 | |
| Verlustfaktor für Brennelementauf-arbeitung | - | 0,99 | | 0,99 | 0,99 | 0,99 | 0,99 | 0,99 | 0,99 | 0,99 | 0,99 | |
| Faktor für Brennelement-Reserve-haltung | - | 1,03 | | 1,03 | 1,03 | 1,03 | 1,03 | 1,03 | 1,03 | 1,03 | 1,03 | |
| Anzahl der Reaktorzone | - | 2 | | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | |
| Bezeichnung der Reaktorzone | - | Breed | Feed | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| Anteil an der Leistungserzeugung | - | 71 | 29 | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| Abbrand * | MWd/to | 92 800 | 658 000 | 22000 | 32000 | 27500 | 28700 | 24270 | 24200 | 29400 | 17360 | |
| Spezifische Leistung * | MW/to | 64 | 752 | 13,4 | 34 | 22,2 | 37,1 | 62,3 | 37,3 | 34,4 | 62,9 | |
| Massenverhältnis des Schwermetalls (Ende:Anfang) | - | 0,902 | - | 0,97 | 0,965 | 0,96 | 0,9728 | 0,9745 | 0,9771 | 0,9713 | 0,918 | |
| Urananreicherung im frischen Brenn-stoff | % | - | 92,9 | 2,06 | 3,0 | 2,6 | - | - | - | - | - | |
| Urananreicherung im abgebrannten Brennstoff | % | - | - | 0,56 | 0,821 | 0,885 | - | - | - | - | - | |
| * Beschik-kungsvektor | angereichertes Uran | % | - | 100 | 100 | 100 | 100 | - | - | - | - | - |
| | abgereichertes Uran | % | - | - | - | - | - | 95,42 | 95,95 | 95,77 | 95,28 | 94,93 |
| | Thorium | % | 95,7 | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| | spaltbares Plutonium | % | - | - | - | - | - | 4,58 | 4,05 | 4,23 | 4,74 | 5,07 |
| | erbrütetes spaltbares Uran | % | 2,7 | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| * Entnahme-vektor | angereichertes Uran | % | - | - | 99,49 | 98,60 | 98,90 | - | - | - | - | - |
| | abgereichertes Uran | % | - | - | - | - | - | 94,08 | 94,71 | 94,9 | 94,03 | 94,42 |
| | Thorium | % | 95,1 | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| | spaltbares Plutonium | % | - | - | 0,327 | 0,612 | 0,55 | 5,92 | 5,29 | 5,1 | 5,97 | 5,58 |
| | erbrütetes spaltbares Uran | % | 3,1 | - | - | - | - | - | - | - | - | - |
| Gesamte Fabrikationskosten * | DM/kg | 666 | 6240 | 200 | 330 | 375 | 456 | 483 | 401 | 440 | 654 | |
| Gesamte Aufarbeitungskosten * | DM/kg | 300 | - | 90 | 130 | 102 | 210 | 210 | 210 | 210 | 210 | |
| Gesamte Fabrikationszeit | a | 0,29 | 0,29 | 0,3 | 0,5 | 0,5 | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 0,25 | 0,25 | |
| Gesamte Aufarbeitungszeit | a | 0,25 | - | 0,8 | 0,6 | 0,5 | 0,5 | 0,5 | 0,5 | 0,5 | 0,5 | |

* Bei GSB über Core und Blanket gemittelt

Tabelle 9 Abbrand-Reaktivitätsreserve

| Reaktorkonzept | Entwurf 1 Oxid vented | Entwurf 2 Kamid vented | Entwurf 4 Oxid strong | Entwurf 6 Oxid strong | Entwurf 7 c.p. | Na BR Oxid |
|---|-----------------------------|------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-------------------|---------------|
| Werte für Kritikalität bei mittlerem Abbrandzustand: | | | | | | |
| Pu-Inventar M_{krit} (kg Pu_{fiss}) (Core) | 3135 | 1612 | 2768 | 3446 | 1796 | 1630 |
| Anreicherung e (kg Pu_{fiss} /kg (U+Pu)) | .1228 | .221 | .1356 | .1292 | .2146 | .154 |
| Konversionsrate $CR_c = \sum_c(\text{Brutstoff}) / \sum_a(Pu_{fiss})$ | .87 | .771 | .773 | .875 | .468 | .688 |
| Pu- α -Wert $\alpha_c = \sum_c(Pu_{fiss}) / \sum_f(Pu_{fiss})$ | .2396 | .204 | .245 | .245 | .357 | .265 |
| $\xi_c = \sum_f(\text{Brutstoff}) / \sum_f(Pu_{fiss})$ | .185 | .185 | .161 | .167 | .109 | .15 |
| Teilladungszahl | 3 | 3 | 3 | 3 | 18 | 3 |
| Abbrand-Reaktivitätsreserve (kg Pu_{fiss}) | 168 | 136 | 246 | 172 | 224 | 177 |
| bereits vorhandener Reaktivitäts- überschuß (kg Pu_{fiss}) | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 65 |
| ges. Pu-Inventar (Core) (kg Pu_{fiss}) | 3303 | 1748 | 3014 | 3168 | 2020 | 1742 |
| (Summe der frischen Teilladungen) | | | | | | |

Tab. 10 Einfluß von Parametervariationen auf Brennstoffzykluskosten (DPf / kWh)

| Lastfaktor | Abschreibungszeit (a) | Fabrikations- und Aufarbeitungskosten | Pu-Preis (DM/g) | BWR | PWR | FGR | HTR-DT | Entwurf Nr. | | | | | |
|------------|-----------------------|---------------------------------------|-----------------|------|------|------|--------|-------------|------|------|------|---------|---------|
| | | | | | | | | 1 | 2 | 4 | 6 | 7 DT | 7 GT |
| 0.7 | 17 | Ref. (Tab.6) | 40 | 0.72 | 0.68 | 0.57 | 0.46 | 0.47 | 0.42 | 0.54 | 0.53 | 0.54 | 0.57 |
| | | | 60 | 0.68 | 0.64 | 0.56 | 0.46 | 0.52 | 0.42 | 0.61 | 0.61 | 0.63 | 0.67 |
| | | | 80 | 0.65 | 0.60 | 0.53 | 0.46 | 0.58 | 0.42 | 0.69 | 0.70 | 0.72 | 0.77 |
| | | 40 | 1/2 Ref. | 0.59 | 0.57 | 0.49 | 0.40 | 0.29 | 0.21 | 0.34 | 0.35 | 0.36 | 0.39 |
| | | | 2 Ref. (Tab.7) | 0.98 | 0.88 | 0.73 | 0.57 | 0.82 | 0.84 | 0.92 | 0.88 | 0.89 | 0.95 |
| | | | Alkem (Tab.7) | 0.41 | 0.32 | 0.48 | 0.47 | 0.5 | 0.53 | | | | |
| | 25 | 0.72 | 0.68 | 0.57 | 0.46 | 0.46 | 0.42 | 0.53 | 0.53 | 0.53 | 0.56 | | |
| | 17 | Ref. | 0.70 | 0.66 | 0.55 | 0.45 | 0.42 | 0.40 | 0.50 | 0.48 | 0.51 | 0.54 | |

Tab. 11 Einfluß von Parametervariationen auf Stromerzeugungskosten (DPf / kWh)

| Lastfaktor | Abschreibungszeit | Fabrikations- und Aufarbeitungskosten | Pu-Preis | BWR | PWR | FGR | HTR-DT | Entwurf Nr. | | | | | |
|------------|-------------------|---------------------------------------|---------------|------|------|------|--------|-------------|------|------|------|---------|---------|
| | | | | | | | | 1 | 2 | 4 | 6 | 7 DT | 7 GT |
| 0.7 | 17 | Ref. (Tab.6) | 40 | 2.10 | 2.06 | 1.96 | 1.91 | 1.90 | 1.86 | 1.81 | 1.97 | 1.98 | 1.85 |
| | | | 60 | 2.06 | 2.02 | 1.95 | 1.91 | 1.96 | 1.86 | 1.88 | 2.05 | 2.07 | 1.94 |
| | | | 80 | 2.03 | 1.98 | 1.93 | 1.91 | 2.02 | 1.86 | 1.96 | 2.14 | 2.16 | 2.04 |
| | | 40 | 1/2Ref. | 1.97 | 1.96 | 1.89 | 1.85 | 1.73 | 1.65 | 1.61 | 1.75 | 1.76 | 1.66 |
| | | | 2.Ref. | 2.36 | 2.26 | 2.12 | 2.03 | 2.26 | 2.28 | 2.19 | 2.32 | 2.33 | 2.22 |
| | | | Alkem (Tab.7) | 1.96 | 1.92 | 1.83 | 1.77 | 1.85 | 1.76 | 1.75 | 1.91 | 1.94 | 1.80 |
| | 25 | Ref. | 1.96 | 1.92 | 1.83 | 1.77 | 1.76 | 1.72 | 1.68 | 1.83 | 1.89 | 1.71 | |
| | | | 1.91 | 1.87 | 1.77 | 1.72 | 1.68 | 1.66 | 1.62 | 1.74 | 1.77 | 1.66 | |
| | | | 1.91 | 1.87 | 1.77 | 1.72 | 1.68 | 1.66 | 1.62 | 1.74 | 1.77 | 1.66 | |

4. Strategierechnungen

Bei der Beurteilung des volkswirtschaftlichen Potentials eines Brutreaktors spielen nicht nur die zu erwartenden Stromerzeugungskosten eine Rolle, sondern auch die Frage, wie viele Brutreaktoren dieses Typs in einem bestimmten Zeitabschnitt gebaut werden können. Diese Zahl hängt von einer ganzen Reihe von Faktoren ab. Als Beispiele seien hier genannt:

- . der Bedarf an elektrischer Energie
- . Höhe und Struktur der Stromerzeugungskosten konkurrierender Energieträger
- . Bedarf des Brütters an Plutonium
- . Angebot an Plutonium

Der kombinierte Einfluß dieser Faktoren soll mit Hilfe eines im folgenden kurz beschriebenen Modells untersucht werden.

Das Modell /10/ geht von einem geschlossenen Pu-Markt aus, d.h. der Pu-Bedarf neu zu installierenden Brutreaktoren kann nur durch den Pu-Ausstoß der bereits installierten Reaktoren (LWR und Brüter im System) gedeckt werden. Diese konservative Annahme wurde getroffen, da ein Zukauf größerer Mengen Pu nur aus Ländern möglich ist, die selbst Brutreaktoren entwickeln.

Schätzungen, wie hoch die in Kernkraftwerken in der BRD installierte Leistung im Jahr 2000 sein wird, liegen meist zwischen 100 und 200 GWe. Für die hier durchgeführte Strategierechnung wurde die Annahme getroffen, daß der Anteil der LWR und Brüter zusammen 100 GWe im Jahr 2000 betragen wird. Wenn zusätzlich HTR vorhanden sind, bleiben die Pu-Bilanz und somit auch die in Tab.12 aufgeführten Barwertrelationen einer LWR/Brüter-Strategie gegen eine reine LWR-Strategie davon unberührt.

Der zeitliche Verlauf der installierten Kernenergiekapazität wurde einmal als linear, einmal als quadratische Parabel angenommen. Die aus der Literatur bekannten Bedarfsschätzungen liegen i.a. zwischen diesen beiden Kurvenformen. Für jeden Brütertyp wird mit dem Karlsruher Programm SAND /10/ eine Zweitypenstrategie LWR-Brüter gerechnet. Der Bedarf an Kernenergie wird (1970 beginnend) zunächst nur mit LWR, ab dem in Tab. 12 genannten Einsatzzeitpunkt mit LWR und dem jeweiligen Brütertyp abgedeckt.

Der Barwertvorteil der kumulierten Stromerzeugungskosten wird mit 8 % auf den Einsatzzeitpunkt diskontiert. Die Werte für den vom AKW für frühest möglich gehaltenen Einsatzzeitpunkt sind unterstrichen.

Um den Vergleich dieser auf verschiedene Zeitpunkte bezogenen Werte zu erleichtern, wurden sie (Tab. 12 unten) auf 1985 diskontiert. Bei parabolischer Bedarfskurve ergibt sich dabei die Reihenfolge

| | | |
|---------------|--------------------------------|---------|
| Entwurf Nr. 2 | (Karbid-Stahlhülle, DT) | 1,4 GDM |
| " | Nr. 4 (Oxyd, Vanadinhülle, GT) | 1,0 GDM |
| " | Nr. 1 (Oxyd, Stahlhülle, DT) | 0.9 GDM |
| " | Nr. 7 (coated p., GT) | 0.8 GDM |
| " | Nr. 7 (coated p., DT) | 0.4 GDM |
| " | Nr. 6 (Oxyd, Stahlhülle, DT) | 0.4 GDM |

Eine linear ansteigende Bedarfskurve führt bei Brütern mit geringem Pu-Inventar dazu, daß das Pu-Angebot den Bedarf für Neuinstallationen übersteigt. Dadurch verringert sich der strategische Vorteil dieser Brütertypen. Die Reihenfolge lautet jetzt

| | |
|------------------------|--------------------|
| Entwurf Nr. 1 und 2 je | 2.0. GDM |
| " | Nr. 4 1.8 GDM |
| " | Nr. 6 1.0 GDM |
| " | Nr. 7 (GT) 0.8 GDM |
| " | Nr. 7 (DT) 0.7 GDM |

Diese möglichen Ersparnisse in den Stromerzeugungskosten sind gegen den für jeden Brütertyp noch zu schätzenden Entwicklungsaufwand zu verrechnen, um die Rendite dieser volkswirtschaftlichen Investitionen ermitteln zu können. Davon wird hier abgesehen, da eine Schätzung des Entwicklungsaufwandes noch nicht vorliegt.

Für eine schnelle Abschätzung der strategischen Eigenschaften eines Brüters kann auch das von P. Jansen /10/ angegebene Kriterium, das der Rendite ähnlich ist, verwendet werden:

$$r = \frac{\Delta k}{M_{\text{sys}}}$$

Δk [Dpf/kWh] Stromerzeugungsvorteil des Brüters gegenüber Konkurrenztyp (hier PWR)
 M_{sys} [tPu_{fiss}/GWe] Pu-Inventar des Brüters (einschl. ExcCoreinventar)

Es geht von der Voraussetzung der Pu-Knappheit aus und gilt näherungsweise für die Anfangsphase (ca. 10-20 Jahre) des Brütereinsatzes.

Es liefert eine Kennzahl für das strategische Potential, die für einen ersten Vergleich von Brutreaktoren mit gleichen Startbedingungen (Einsatzzeitpunkt, Form der Bedarfskurve) nützlich ist.

Für genauere Betrachtungen sind die Ergebnisse der Strategierechnungen maßgebend. Die Reihenfolge der Reaktorgüte ist mit dem "Renditekriterium" die folgende:

| | |
|---------------|-------|
| Entwurf Nr. 2 | 0.0 8 |
| " Nr. 7 | 0.07 |
| " Nr. 4 | 0.06 |
| " Nr. 1 | 0.04 |
| " Nr. 7 (DT) | 0.025 |
| " Nr. 6 | 0.02 |

Die gegenüber den beiden ersten Präferenzskalen z.T. unterschiedliche Reihenfolge ist neben der Tatsache, daß die Voraussetzung der Pu-Knappheit nicht immer erfüllt ist, vor allem auf die unterschiedlichen Einsatzzeitpunkte zurückzuführen, die bei den Strategierechnungen angenommen wurden, jedoch noch überprüft werden müssen. Da immer bis zum Jahr 2000 gerechnet wurde, sind auch die Amortisationszeiträume verschieden. Dies ergibt bei den Strategierechnungen ein günstigeres Bild für Reaktoren mit frühem Einsatzzeitpunkt als bei dem Renditekriterium, das für gleiche Startbedingungen und gleichen Amortisationszeitraum gilt.

Für die schließliche Reaktorauswahl müssen Präferenzklassen auch bezüglich Entwicklungsaufwand, spez. Energieerzeugungskosten, Verwirklichungschancen etc. aufgestellt und gegenseitig gewichtet werden.

Tab. 12 Ergebnisse der Strategierechnungen

| Entwurf Nr. | 1 | 2 | 4 | 6 | 7(DT) | 7(GT) |
|--|------|-----|------|------|-------|-------|
| Systeminventar ¹⁾ $\int_{-t}^{Pu_{fiss}}$ | 4.1 | 2.6 | 3.9 | 4.4 | 3.2 | 3.2 |
| Stromerzeugungskostenvorteil gegen PWR $\int_{-DPf/kWh}$ | 0.16 | 0.2 | 0.25 | 0.09 | 0.08 | 0.21 |

Auf den Einsatzzeitpunkt diskontierter Vorteil in den kumulierten Stromerzeugungskosten ²⁾ $\int_{-10^9 DM}$

| Einsatzzeitpunkt | Bedarfskurve | 1 | 2 | 4 | 6 | 7(DT) | 7(GT) |
|------------------|--------------|------------|------------|------------|------------|------------|------------|
| 1980 | Parabel | <u>0.6</u> | 1.4 | 0.9 | <u>0.3</u> | 0.4 | 0.9 |
| 1985 | " | 0.6 | <u>1.4</u> | <u>1.0</u> | 0.3 | <u>0.4</u> | 1.0 |
| 1990 | " | | | | | 0.5 | <u>1.2</u> |
| 1980 | linear | <u>1.4</u> | 2.5 | 2.1 | <u>0.7</u> | 0.8 | 2.1 |
| 1985 | " | 1.2 | <u>2.0</u> | <u>1.8</u> | 0.6 | <u>0.7</u> | 1.8 |
| 1990 | " | | | | | 0.5 | <u>1.2</u> |

Auf 1985 diskontierter Barwertvorteil für den vom AKW für frühestmöglich gehaltenen Einsatzzeitpunkt $\int_{-10^9 DM}$

| | | | | | | |
|-----------------------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| kubische Bedarfskurve | 0.9 | 1.4 | 1.0 | 0.4 | 0.4 | 0.8 |
| lineare Bedarfskurve | 2.0 | 2.0 | 1.8 | 1.0 | 0.7 | 0.8 |

1) einschl. Excoreinventar

2) für die BRD gegen reine PWR-Strategie, bis zum Jahr 2000; die Werte für den vom AKW für frühest möglich gehaltenen Einsatzzeitpunkt sind unterstrichen.

5. Bewertung und Empfehlung

5.1 Bewertung

Tabelle 13 zeigt die für die Gasbrüter und die mit ihnen konkurrierenden Kernkraftwerkstypen ermittelten Stromkosten. Es ist zunächst ersichtlich,

- daß die Stromkosten aller Gasbrütervarianten vergleichsweise nahe beieinander liegen,
- daß die Stromkosten der Gasbrüter unter denjenigen der Leichtwasserreaktoren liegen, und daß deshalb die Gasbrüter nicht erst auf eine Uranverknappung warten müssen, um mit den Leichtwasserreaktoren konkurrieren zu können,
- daß sich eine Rangfolge unter den Gasbrütern abzeichnet dergestalt, daß karbidischer Brennstoff vorteilhafter als oxidischer und Gasturbinenanlagen vorteilhafter als Dampfturbinenanlagen erscheinen.

Bei einer Bewertung der aus Tabelle 13 ablesbaren Reihenfolge der Gasbrüter untereinander, sowie ihrer Relation zu den übrigen Kernkraftwerkstypen, vor allem zum Natriumbrüter, müssen zusätzlich die folgenden Gesichtspunkte berücksichtigt werden:

- a) Bedarf an angereichertem Uran bzw. Plutonium
- b) Bruttrate bzw. Verdoppelungszeit
- c) Zur Verwirklichung notwendiger Entwicklungsaufwand und Datum des ersten kommerziellen Einsatzes
- d) Fehler in der Kostenschätzung
- e) Vorteile, die z.Zt. nicht quantifizierbar sind.

Die gegenseitige und gleichzeitige Beziehung vor allem der ersten drei Gesichtspunkte ist mit Strategieuntersuchungen abgeschätzt worden, siehe Kapitel 4.

Da für den NaBr keine neueren Kostenschätzungen vorlagen, ist dieser Reaktortyp nicht in den Strategieuntersuchungen berücksichtigt worden.

Bei der Bewertung ist zu berücksichtigen, daß keine der Gasbrütervarianten kostenoptimiert ist. Das hat zur Folge, daß erstens die in den Stromkosten nahe beieinander liegenden Varianten bei einer Optimierung ihre Rangfolge ändern und daß zweitens die Gasbrüter als Gruppe noch ihre Position gegenüber den konventionellen Kernkraftwerkstypen verbessern können.

Weiterhin muß berücksichtigt werden, daß die vorgelegten Kosten von unterschiedlicher Güte sind. Dies beruht in der Hauptsache darauf, daß die Kosten für Projekte geschätzt wurden, die sich auf unterschiedlichem Entwicklungsstand befinden. In Abschnitt 2.5 ist bereits ausgeführt worden, daß Kostenschätzungen umso unsicherer werden, je weiter die Realisierbarkeit des Projektes in der Zukunft liegt. Von der Qualität der Kostenschätzung her ergibt sich daher ein Vorteil für den kurzfristig verwirklichtbaren Gasbrüter mit Dampfturbine gegenüber demjenigen mit Gasturbine, der erst später verwirklicht werden kann.

Bei einer Bewertung des erforderlichen Entwicklungsaufwandes, müssen auch die erforderlichen Zeiten berücksichtigt werden, da bei gegebenem Aufwand der Nutzen (Kostendifferenz gegenüber dem Konkurrenzprojekt) umso größer sein muß, je später das zu fördernde Projekt verwirklicht werden kann.

Damit ergibt sich eine Rangfolge der Gasbrütervarianten aus dem zur Verwirklichung erforderlichen Aufwand an Zeit und Kosten.

Hierbei kann man zwei Klassen unterscheiden:

Die eine umfaßt Entwicklungen, deren Aufwand und Dauer aufgrund von Erfahrungen bei anderen Projekten relativ zuverlässig abgeschätzt werden können. Als Beispiel seien die für den GSB-DT erforderlichen Bestrahlungsversuche mit stahlumhüllten Brennstoff genannt.

Die andere Klasse von Entwicklungen wird durch einen Reife-
prozeß bestimmt, dessen Dauer schwerer abzuschätzen ist.
So herrscht z.B. noch keine einheitliche Meinung darüber,
ob die Gasturbinenanlage mit einer einzigen großen oder mehreren
kleinen Turbinen konzipiert werden soll. Auch kann man z.Zt.
die sicherheitstechnischen Probleme der GT-Variante noch nicht
so deutlich absehen wie bei der DT-Variante. Voraussichtlich
werden zu einem späteren Zeitpunkt die Erfahrungen aus dem
HHT-Programm hier einfließen.

Die obigen Ausführungen, die die kostenmäßige Beurteilung ergän-
zen, führen zu einer günstigen Beurteilung des GSB mit oxidi-
schem Brennstoff und Dampfturbine. Er ist der "konventionellste"
aller Gasbrüter. Mit seiner Verwirklichung ist am ehesten zu
rechnen, da er sich am weitestgehenden auf existierende Techno-
logien bzw. solche, die im Rahmen anderer Projekte entwickelt
werden, abstützen kann.

Andererseits haben die durchgeführten Untersuchungen gezeigt,
daß der Gasbrüter mit Gasturbine langfristig zu sehr niedrigen
Stromkosten führt, wenn die Anlage wie vorgeschlagen verwirk-
licht werden kann. Seine Entwicklung sollte daher ebenfalls im
Auge behalten werden.

Für alle Gasbrüter ergeben sich noch folgende Vorteile, die
bisher noch nicht erwähnt worden sind:

- 1) Weitgehende Unabhängigkeit von der Versorgung mit spaltbarem
Material
- 2) Entwicklungspotential der Konzepte im Hinblick auf noch nicht
durchgeführte Optimierung
- 3) Ausnutzung der für gasgekühlte Reaktoren erwarteten hohen
Verfügbarkeit.

5.2 Empfehlung

Aufgrund der durchgeführten Untersuchungen werden folgende Empfehlungen ausgesprochen:

- 1) Der GSB mit Dampfturbine sollte den Schwerpunkt der Gasbrüterentwicklung darstellen, wobei wiederum die für die Coreentwicklung notwendigen Bestrahlungsversuche zunächst in Angriff genommen werden sollten. Darüber hinaus sollten bereits konkrete Studien für einen Prototyp unternommen werden.
- 2) Bevor die Entwicklung des GSB mit Gasturbine in ähnlich großem Maßstab angefaßt wird, sollten erst noch mehr grundsätzliche Untersuchungen über die speziellen Probleme des GSB-GT (heißeres Core, Gasturbine selbst, Übertragbarkeit von HHT Untersuchungen) durchgeführt werden, um den Wissensstand über den GSB-GT auf denjenigen zu bringen, den der GSB-DT heute bereits erreicht hat.

Tabelle 13
Vergleich der Ergebnisse

| | | 1 | 2 | 4 | 6 | 7 | | PWR | HTR | AGR |
|-----------------------------------|--|------|------|------|------|------|------|-------------------|-------------------|-------------------|
| Brennstoff | | 0 | C | 0 | 0 | c.p. | c.p. | | | |
| Kreislauf | | DT | DT | GT | DT | DT | GT | DT | DT | DT |
| Pu-Inventar ¹⁾ | $\left[\bar{t}_{\text{Pu}_{\text{fiss}}} \right]$ | 3,3 | 1.75 | 3.0 | 3.6 | 2.0 | 2.0 | - | - | - |
| Brutrate | | 1,43 | 1.46 | 1.31 | 1.38 | 1.19 | 1.19 | - | - | - |
| Pu-Kosten | $\left[\text{DPf/kWh} \right]$ | 0,11 | 0 | 0.15 | 0.17 | 0.18 | 0.20 | - | - | - |
| Brennstoffdienste | $\left[\text{DPf/kWh} \right]$ | 0,35 | 0.42 | 0.38 | 0.35 | 0.35 | 0.38 | - | - | - |
| Brennstoffzyklus | $\left[\text{DPf/kWh} \right]$ | 0,47 | 0.42 | 0.54 | 0.53 | 0.54 | 0.57 | 0.68 | 0.46 | 0.57 |
| Barwert der Anlage ²⁾ | $\left[\text{DM/kWe} \right]$ | 591 | 591 | 512 | 591 | 591 | 512 | 564 ³⁾ | 599 ³⁾ | 570 ³⁾ |
| Stromerzeug.-Kosten ²⁾ | $\left[\text{DPf/kWh} \right]$ | 1.90 | 1.86 | 1.81 | 1.97 | 1.98 | 1.85 | 2.06 | 1.91 | 1.96 |

1) Summe der frischen Teilladungen

2) Frischwasserkühlung

3) Nach Angaben der Hersteller

Literatur:

- /1/ G. Heusener:
FUELCOST, ein Programm zur Berechnung der
Brennstoffzykluskosten schneller Brutreaktoren
Veröffentlichung in Vorbereitung
- /2/ USAEC:
An Evaluation of Gas-Cooled Fast Reactors
WASH-Report Nr. 1089, 1969
- /3/ USAEC:
An Evaluation of Alternate Coolant Fast Breeder Reactors
WASH-Report Nr. 1090, 1969
- /4/ ALKEM, NUKEM:
Studie über die Fabrikationskosten für die oxidischen Brennelemente
eines schnellen Hochleistungsreaktors, März 1970
- /5/ G. Böhme et al:
Transport bestrahlter Brennelemente aus schnellen Brutreaktoren
KFK-Bericht Nr. 666, August 1969
- /6/ P. Jansen, D. Gupta:
Fuel Cycle Economics of Fast Breeders with Plutonium
KFK-Bericht Nr. 567, 1967
- /7/ C.P. Gratton:
mündliche Mitteilung
- /8/ G. Heusener et al:
Studie über das Potential eines natriumgekühlten Brutreaktors
von 100 MWe mit oxidischem Brennstoff
Veröffentlichung in Vorbereitung

- /9/ D. Gupta, P. Jansen, J. Seetzen:
Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen zur Entwicklung
Schneller Brutreaktoren
Chemie-Ingenieur-Technik 40 (1968) S. 413-424
- /10/ P. Jansen:
Methoden zur Beurteilung von Kernkraftwerksentwicklungen,
insbesondere der Schnellen Brüter
KFK-Bericht Nr. 1066, 1970
- /11/ M. Schatz:
Abbrandrechnungen für das Reaktorkonzept des
Kernforschungszentrums Karlsruhe
Bericht der Arbeitsgruppe "Physikalische Kriterien"
zum Gas-Brüter-Memorandum

Abkürzungen

| | |
|------|--|
| AKW | Arbeitskreis Wirtschaftlichkeit (im Rahmen des Gasbrüter-Memorandums) |
| BWR | Siedewasserreaktor |
| C.P. | coated particles |
| DT | Dampfturbine |
| FGR | Fortgeschrittener gasgekühlter Reaktor |
| GSB | Gasgekühlter Schneller Brüter |
| GT | Gasturbine |
| HHT | HTR mit GT |
| HTR | Hochtemperatur-Reaktor |
| NaBR | Natriumgekühlter schneller Brüter |
| PSB | Projekt Schneller Brüter |
| PWR | Druckwasserreaktor |