

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM  
KARLSRUHE**

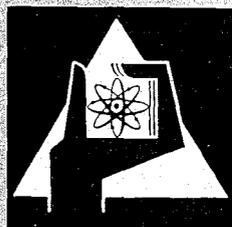
Oktober 1967

KFK 660  
EUR 3706 d

Institut für Reaktorentwicklung

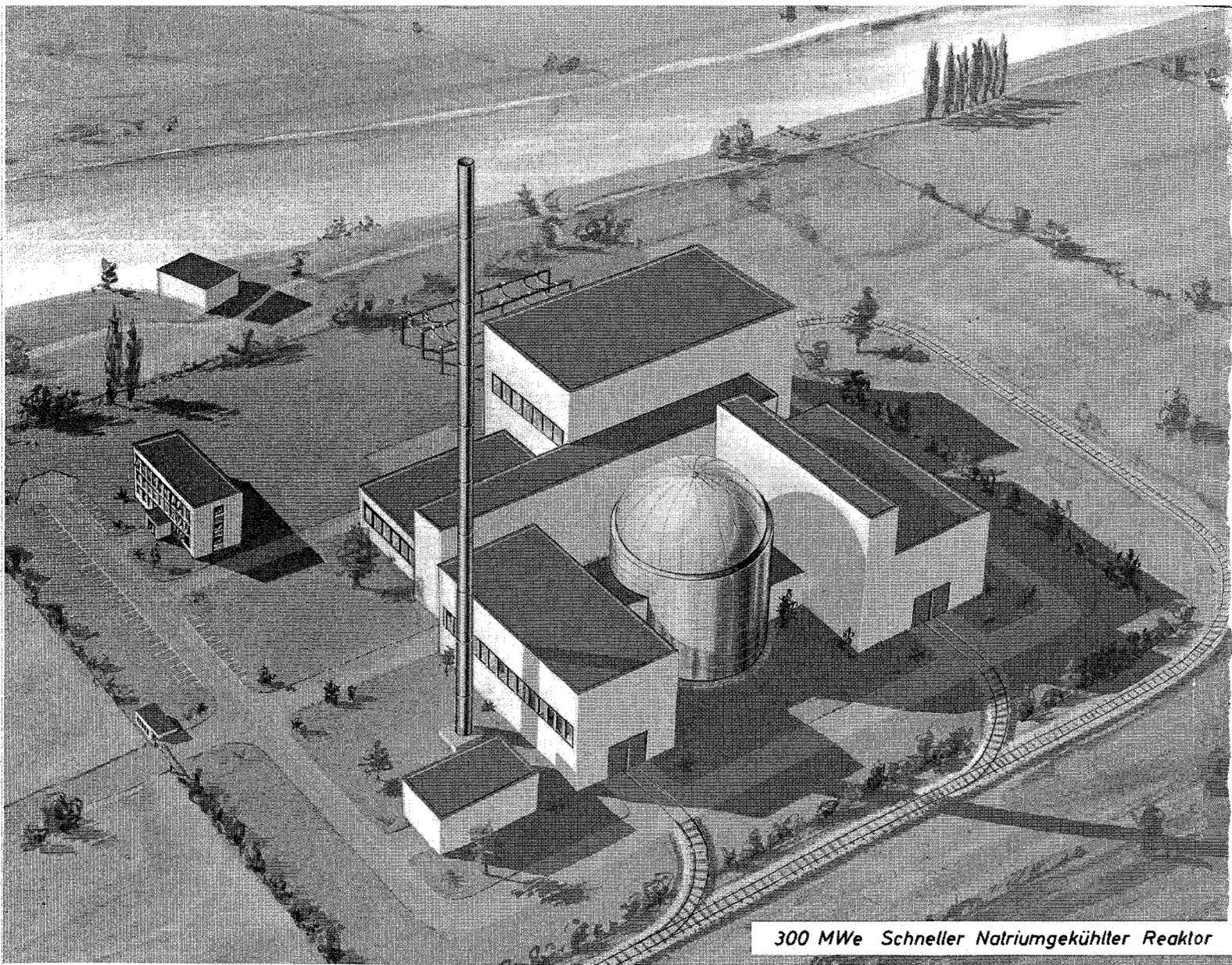
Schneller Natriumgekühlter Reaktor Na 2

zusammengestellt  
von  
K. Gast, E.G. Schlechtendahl



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.

KARLSRUHE



Als Manuskript vervielfältigt

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.  
KARLSRUHE

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE

Oktober 1967

KFK 660  
EUR 3706 d

Institut für Reaktorentwicklung

Schneller Natriumgekühlter Reaktor Na 2

zusammengestellt

von

K. Gast und E.G. Schlechtendahl

mit Beiträgen von

K. Benndorf, G. Bönisch, M. Cramer, B. Eggers, W. Frisch,  
K. Gast, G. Heusener, Y. Hoang, K. Hornyik, P. Keiper,  
W. Merk, K. Rottler, E.G. Schlechtendahl, E. Schönfeld,  
D. Smidt \*  
F. Heller, G. Karsten, K. Keller, K. Kummerer, H.J. Laue,  
W. Schikarski \*\*  
D. Braess, K. Thurnay \*\*\*  
N. Albert, M. Brombacher, R. Ernst, G. Gerstler, E. Guthmann,  
H. Haupt, H. Hillekum, H. Hübel, M. Köhler, H. Krüger,  
M. Lauer, G. Lorenz, P.-J. Meyer, F. Morgenstern, H. Münster,  
H. Peter, H. Rothfuß, W. Schnittker, K. Schwarzin, H. Spenke,  
W. Tausch, W. Trezn, J. Wagner \*\*\*\*

\* Institut für Reaktorentwicklung

\*\* Institut für Angewandte Reaktorphysik

\*\*\* Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik

\*\*\*\* Konsortium SIEMENS-INTERATOM

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

## VORBEMERKUNG

Eine zusammenfassende Entwurfsstudie wie die vorliegende ist nicht allein das Werk der genannten Autoren; sie schöpft vielmehr aus dem Wissen und den Erfahrungen einer großen Anzahl nichtgenannter Mitarbeiter. Die Autoren möchten daher an dieser Stelle allen Mitarbeitern am Projekt "Schneller Brüter" im Kernforschungszentrum Karlsruhe und im Industriekonsortium SIEMENS-INTERATOM für ihre Unterstützung danken.

Diese Arbeit wurde seitens der Gesellschaft für Kernforschung mbH., Karlsruhe, im Rahmen ihrer Assoziation mit der Europäischen Atomgemeinschaft auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren durchgeführt.

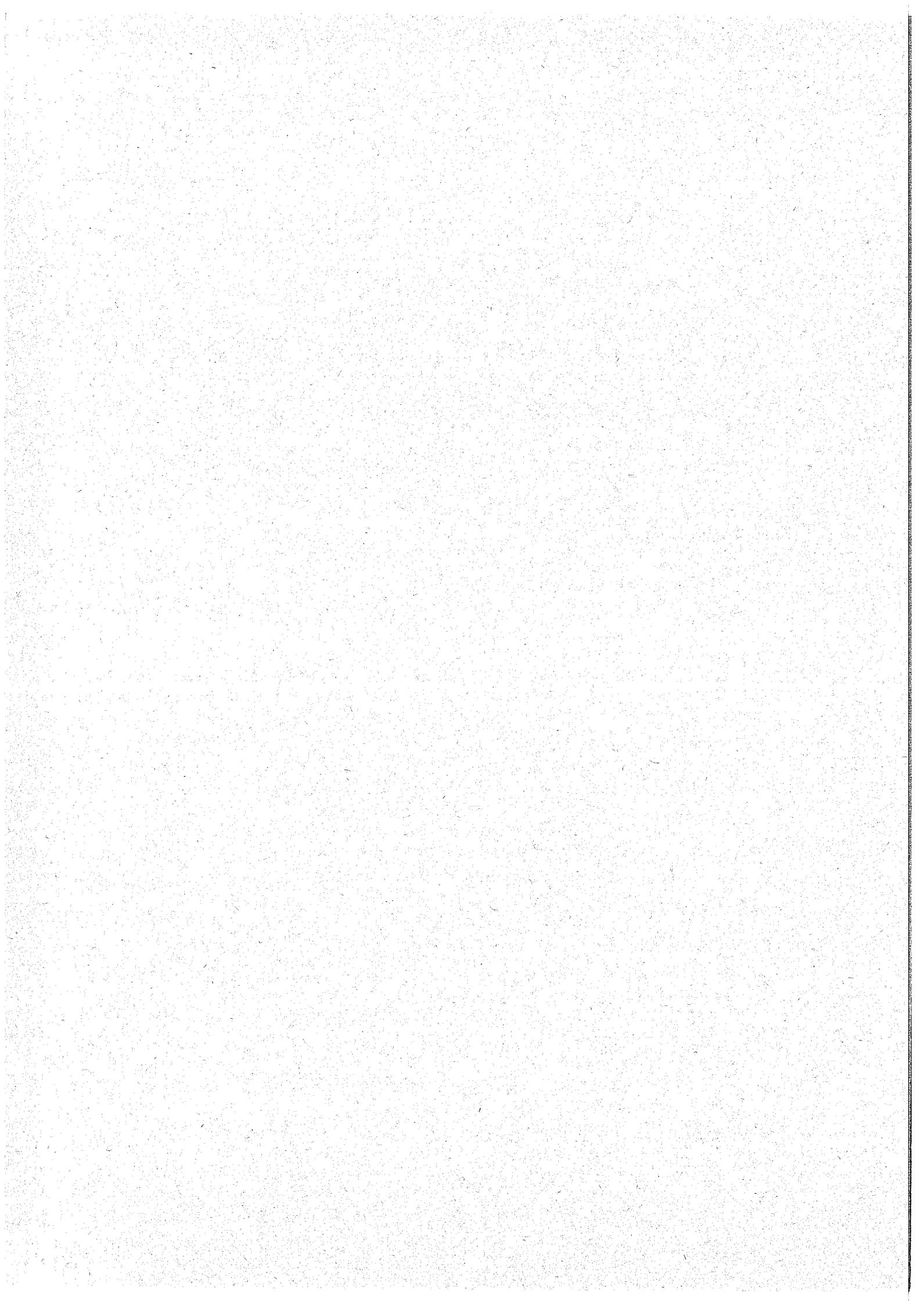
# INHALTSVERZEICHNIS

	<u>Seite</u>
1. Einführung	1-1
1.1 Ziel der Studie	1-1
1.2 Entwurfsgrundlage	1-1
1.3 Auswahl der wichtigsten Konstruktionsmerkmale	1-2
2. Datentabelle	2-1
2.1 Gesamtkraftwerk	2-1
2.2 Reaktor	2-1
2.3 Primärsystem	2-10
2.4 Sekundärsystem	2-12
2.5 Notkühlsystem	2-18
2.6 Containment	2-18
2.7 Turbine	2-19
2.8 Generator	2-19
3. Beschreibung der Anlage	3-1
3.1 Reaktor	3-1
3.2 Kühlsystem	3-35
3.3 Reaktorgebäude	3-46
3.4 Gebäudebeschreibung des Kraftwerkes	3-57
3.5 Hilfssysteme und Nebenanlagen	3-60
3.6 Energieversorgungsanlagen und starkstromtechnische Ausrüstung	3-66
3.7 Instrumentierung und Regelung	3-68
4. Reaktorbetrieb	4-1
4.1 Betriebsweise des Kernkraftwerkes bei Teillast	4-1
4.2 Brennelementwechsel	4-4
5. Reaktorphysikalische Berechnungen	5-1
5.1 Beschreibung der Reaktorgeometrie	5-1
5.2 Bestimmung der kritischen Anreicherung der Fluß- und Spalt- ratenverteilung	5-3
5.3 Sicherheitskenngrößen	5-23
5.4 Trimm- und Abschaltssystem	5-38
5.5 Abbrand- und Langzeitverhalten	5-46
5.6 Primärabschirmung	5-52

	<u>Seite</u>
6. Kühlung des Reaktorkernes	6-1
6.1 Leistungsverteilung	6-1
6.2 Aufteilung der Kühlmittelströme	6-1
6.3 Unsicherheitsfaktoren der Temperaturberechnung	6-5
6.4 Kühlmittel- und Hüllwandtemperaturen	6-8
6.5 Brennstofftemperaturen	6-15
7. Sicherheit	7-1
7.1 Stabilität	7-1
7.2 Reaktivitätsstörungen	7-3
7.3 Kühlungsstörungen	7-9
7.4 Auswirkungen spezieller Schadensfälle	7-20
7.5 Chemische Reaktionen	7-29
7.6 Basisunfall	7-35
8. Anlagekosten	8-1

## 1. EINFÜHRUNG

	<u>Seite</u>
1.1 Ziel der Studie	1-1
1.2 Entwurfsgrundlage	1-1
1.3 Auswahl der wichtigsten Konstruktionsmerkmale	1-2
1.3.1 Kraftwerksleistung	1-2
1.3.2 Dampfzustand	1-2
1.3.3 Regelung	1-3
1.3.4 Brennstoff und Brennstab	1-3
1.3.5 Stableistung und Abbrand	1-4
1.3.6 Brennelement	1-4
1.3.7 Aufbau des Reaktorkerns	1-5
1.3.8 Kernhalteverband	1-5
1.3.9 Steuerelemente	1-5
1.3.10 Primäres Kühlsystem	1-6
1.3.11 Beschickungssystem	1-7
1.3.12 Werkstoffe	1-7
1.3.13 Basis-Unfall	1-8



## 1. EINFÜHRUNG

### 1.1 Ziel der Studie

Nach dem Entwicklungsprogramm "Schneller Brüter" sollen in Deutschland um das Jahr 1980 Brutreaktoren von etwa 1000 MW elektrischer Leistung für den kommerziellen Einsatz zur Verfügung stehen. In einer ersten Phase bis 1965 wurden die grundsätzlichen Möglichkeiten und Eigenschaften eines natriumgekühlten schnellen Brutreaktors untersucht und in einem Referenzentwurf [1] eine konstruktive Ausbildung eines solchen Reaktors im Prinzip ausgearbeitet. Diese Entwurfsstudie (Na 1) war die Grundlage weiterer Arbeiten, insbesondere der Systemanalyse dieses Reaktors [2]. Nachdem die Untersuchung der 1000 MW-Anlage das wirtschaftliche Potential dieses Reaktortypes verdeutlicht hatte, konzentrieren sich die Arbeiten auf die Lösung der technischen Probleme.

Das Kernforschungszentrum Karlsruhe und das Industriekonsortium SIEMENS-INTERATOM haben in der vorliegenden Na 2-Studie eine Ausgangsbasis für die in den nächsten Jahren anstehenden Entwurfs- und Entwicklungsarbeiten für einen schnellen natriumgekühlten Prototypreaktor mit einer Leistung von 300 MW<sub>e</sub> geschaffen. Aufgabe der Studie war es, anhand eines in sich konsistenten Entwurfes einen möglichst umfassenden Überblick über die vielen Einzelprobleme zu geben, Vorschläge zu ihrer technischen Bewältigung zu machen und Leitlinien für die noch notwendigen Forschungs- und Entwicklungsarbeiten festzulegen. Die Konstruktion des Prototypreaktors wird sich aufgrund des weiteren technischen Fortschrittes von dem hier entworfenen Konzept unterscheiden. In manchen Punkten wird schon durch die Ergebnisse dieser Studie der Weg zu einer besseren Lösung der technischen Probleme aufgezeigt.

### 1.2 Entwurfsgrundlage

Am Beginn der Na 2-Studie standen Überlegungen über die Zielsetzung und Entwurfsprinzipien eines natriumgekühlten Prototypreaktors. Dabei wurden folgende Leitlinien aufgestellt:

1. Die Sicherheit soll vorrangig sein. Dies gilt im Sinne der Vermeidung nuklearer Störfälle und der Betriebssicherheit, vor allem aber im Hinblick auf den Schutz der Umgebung vor schädlichen Unfallfolgen.

2. Der Prototypreaktor soll sich am heutigen Stand der Technik orientieren und Entwicklungsrisiken soweit als möglich vermeiden. Diese Forderung führt zu einer konventionelleren und in manchen Details anderen Auslegung als in der vorangegangenen Na 1-Studie, in der der voraussichtliche Entwicklungsstand des Jahres 1980 zugrunde gelegt wurde.
3. Der Bau und der Betrieb des Prototypreaktors sollen die Informationen liefern, die als Grundlage für den Baubeschluß für ein Demonstrationskraftwerk mit einer elektrischen Leistung von etwa 1000 MW gegen Ende des nächsten Jahrzehnts benötigt werden.

### 1.3 Auswahl der wichtigsten Konstruktionsmerkmale

#### 1.3.1 Kraftwerksleistung

Die Nettokraftwerksleistung wurde auf 300 MW<sub>e</sub> festgelegt. Bei einem Gesamtwirkungsgrad von 41,1 % ist dazu eine Wärmeleistung von 730 MW<sub>th</sub> erforderlich.

Aus den eingangs genannten Leitlinien wird deutlich, daß der Prototypreaktor als ein notwendiger Entwicklungsschritt auf dem Wege zu kommerziellen Brüterkraftwerken anzusehen ist. Da erst bei Kraftwerken mit etwa 1000 MW<sub>e</sub> das wirtschaftliche Potential dieses Reaktortyps ausgeschöpft werden kann, stellt die Wahl von 300 MW<sub>e</sub> Leistung einen Kompromiß dar zwischen den Forderungen nach zuverlässiger Extrapolierbarkeit auf eine 1000 MW<sub>e</sub>-Anlage und möglichst geringen Investitionskosten für den Prototyp.

#### 1.3.2 Dampfzustand

Für den Frischdampf am Turbineneintritt wurde ein Druck von 165 ata und eine Temperatur von 505 °C gewählt.

Die im Vergleich zur Na 1-Studie niedrigere Dampftemperatur resultiert einmal aus der mit 560 °C um 20 °C niedrigeren Reaktoraustrittstemperatur, zum anderen aus der Einführung eines Regelbypasses zum Überhitzer im Sekundärsystem, der eine regeltechnisch bedingte Absenkung der Frischdampftemperatur um 15 °C bei Vollast zur Folge hat. Sollte sich der Regelbypass aufgrund weiterer kreislaufdynamischer Untersuchungen als überflüssig erweisen, kann die gewonnene Temperaturspanne dazu benutzt werden,

die Reaktoraustrittstemperatur und damit die kritische Hüllwandtemperatur weiter zu senken, die Größe der Zwischenwärmetauscher und Überhitzer durch Erhöhung der Grädigkeiten zu reduzieren oder die Frischdampf­temperatur wieder anzuheben.

Für die Zwischenüberhitzung wurden 41,5 ata und 495 °C vorläufig festgelegt.

### 1.3.3 Regelung

Die Regelung ist für den Lastfolgebetrieb zur Stützung der Frequenz im Verbundnetz ausgelegt. Frischdampfdruck und Frischdampf­temperatur werden konstant gehalten, Eintrittstemperatur und Austrittstemperatur am Reaktor werden mit fallender Last um den gleichen Betrag abgesenkt.

Durch Senken der Reaktoreintrittstemperatur wird erreicht, daß die Temperaturdifferenzen zwischen Speisewasser und Sekundärnatrium im Dampferzeuger und zwischen Sekundärnatrium und Primärnatrium am kalten Ende des Zwischenwärmetauschers bei Teillast nur wenig ansteigen und so Thermospannungen in Grenzen gehalten werden. Die gleichzeitige Absenkung der Reaktoraus­trittstemperatur ergibt eine leistungsproportionale Durchsatzregelung.

### 1.3.4 Brennstoff und Brennstab

Als Brennstoff wurde Uran-Plutonium-Mischoxyd gewählt, das in Form gepreßter und gesinterter Tabletten in die Hüllrohre eingefüllt ist. Die Brennstäbe enthalten eine 95 cm lange Corezone, zwei 40 cm lange Blanket­zonen und ein Spaltgasplenum von 65 cm Länge. Das Hüllrohr hat 6,0 mm Außendurchmesser und besteht aus dem stabilisierten austenitischen Werkstoff Nr. 4988.

Die Auslegung des Brennstabes wurde weitgehend durch die Ergebnisse der Na 1-Studie und der Na 1-Systemanalyse geprägt. Es wurde als wesentlich erachtet, daß die im Prototypreaktor erprobte Brennstabkonstruktion unmittelbar in den späteren 1000 MW<sub>e</sub>-Reaktor eingesetzt werden kann. Bei der Wahl des Brennstabdurchmessers wurde jedoch den besonderen Gegebenheiten des Prototypreaktors Rechnung getragen und ein etwas kleinerer Stabdurchmesser gewählt als in der Na 1-Studie (6,0 mm statt 6,7 mm). Dadurch ergeben sich Vorteile hinsichtlich des Brennstoffbedarfes für die Erst-

Corebeladung und, wegen des größeren Abstandes der Brennstäbe voneinander, Erleichterungen in der Abstandshalterkonstruktion.

Die Spaltgase bleiben im Brennstab eingeschlossen. Die Vorteile des vented fuel Konzeptes erscheinen nicht schwerwiegend genug [3], um den Prototypreaktor mit dem technischen Risiko eines noch nicht erprobten Systemes zu belasten.

### 1.3.5 Stableistung und Abbrand

Die Stableistung wurde so gewählt, daß auch bei ungünstigem Zusammentreffen von Herstellungstoleranzen, Meßfehlern und Unsicherheiten in den Materialeigenschaften die Schmelztemperatur nicht erreicht wird. Der Abbrand wurde auf 85 000 MWd/t begrenzt.

In der relativ niedrigen Stableistung (Mittelwert 280 W/cm) gegenüber Na 1 (Mittelwert 360 W/cm) wird die für den Prototypreaktor charakteristische konservative Auslegung deutlich. Bestrahlungsexperimente [4] haben zwar gezeigt, daß auch Brennstoffstäbe mit geschmolzenem Kern zufriedenstellend eingesetzt werden können; diese Experimente sind jedoch nicht mit Stäben von ca. 1 m Länge durchgeführt worden. Außerdem bildet die latente Wärme beim Schmelzen eine erhebliche Sicherheit gegen das Verdampfen von Brennstoff bei kurzzeitigen Leistungsexkursionen.

Der maximale Abbrand wurde auf einen konservativen Wert von 85 000 MWd/t begrenzt, um außerhalb des noch nicht sicher beherrschten Bereiches zu bleiben, in dem mit stärkerem Schwellen des Brennstoffes zu rechnen ist.

### 1.3.6 Brennelement

169 Brennstäbe werden durch wabenförmige Abstandshaltergitter zu einem Brennelementbündel zusammengefaßt, das von einem sechskantigen Mantelrohr umschlossen wird.

Als Abstandshalter wurde eine Gitterkonstruktion gewählt, die eine zuverlässigere Positionierung der einzelnen Brennstäbe gewährleistet als ein Rippen- oder Wendeldrahtabstandshalter. Die Schlüsselweite des Brennelementes ist mit 110 mm kleiner als im Entwurf des 1000 MW<sub>e</sub>-Reaktors Na 1; sie wurde dem steileren Leistungsabfall des kleineren Na 2-Cores in den Randgebieten des Cores angepaßt.

### 1.3.7 Aufbau des Reaktorkerns

Das Core des Na 2-Reaktors besteht aus zwei radialen Brennstoffzonen mit verschiedener Anreicherung. Es ist von einer radialen und zwei axialen Brutzonen umschlossen. Das Kühlmittel durchströmt das Core und das radiale Blanket parallel von unten nach oben. Die Spaltgasräume liegen unter dem unteren axialen Blanket im kalten Natrium.

Der Zweizonenaufbau wurde wie bei Na 1 aus Gründen der besseren Nutzung des Brennstoffinventars gewählt. Auch die Kühlmittelführung entspricht dem bereits früher als vorteilhaft erkannten Prinzip. Die Anordnung des Spaltgasraumes unter dem Core wurde ebenfalls beibehalten, weil hierbei die thermische Durchbiegung der Kernelemente erheblich geringer ist als bei einer Anordnung im heißen Natrium, und weil wegen der niedrigeren Spaltgastemperatur das Spaltgasplenum kürzer sein kann.

### 1.3.8 Kernhalteverband

Der Kernhalteverband besteht aus einer unteren Tragplatte, einem die radiale Brutzone umschließenden Stützzylinder und einer oberen Halteplatte, die über drei seitliche Arme im Stützzylinder radial geführt ist und sich axial über eine Säule im Drehdeckel abstützt. Die einzelnen Brennelemente sitzen mit ihrem Fuß in der Tragplatte und sind am Kopf in der Halteplatte seitlich geführt. Tragplatte, Stützzylinder und Halteplatte bilden einen geschlossenen Rahmen, der eine genaue und vor allem reproduzierbare Kerngeometrie gewährleistet. Die Halteplatte hat außerdem die Funktion einer Stopp- und Sicherungsplatte gegen das Aufschwimmen einzelner Brennelemente für den Fall, daß deren hydraulische Niederhalterung versagt. Schließlich dient sie als Führungshilfe für die Regelstabantriebsstangen und als Halterung für Thermolemente, mit denen die Austrittstemperatur jedes einzelnen Brennelementes überwacht werden kann.

### 1.3.9 Steuerelemente

Die Steuerelemente befinden sich auf Brennelementpositionen. Die Absorberbündel sind in Sechskantmantelrohren geführt, die sich von den Brennelementmantelrohren lediglich in der Ausbildung ihres Kopfes unterscheiden, so daß die Elementquerschnitte über den gesamten Reaktorkern einheitlich sind. Die Antriebsstangen gleiten in Führungsrohren, die ihrerseits an ihrem unteren Ende an der Halteplatte oberhalb des Kernes zentriert sind.

Alle Steuerelementantriebe sind auf dem mittelgroßen Drehdeckel (s. Kap. 1.3.11) montiert. Zum Beladen werden die Antriebsstangen von den vollständig eingefahrenen Steuerelementen entkuppelt. Durch Verriegelung und zusätzliche Kontrolle mit Tastarmen ist sichergestellt, daß vor Betätigung der Drehdeckel sich alle Steuerelemente im Kern befinden und von ihren Antriebsstangen getrennt sind.

Die Funktionen der Trimm-, Regel- und Abschaltetelemente sind getrennt. Das führt zu einer einfacheren Konstruktion der Antriebe als bei kombinierten Trimm- und Abschaltetelementen und ermöglicht die Verwendung verschiedener Absorbermaterialien wie z.B. Tantal für die Trimmstäbe und angereichertes Borkarbid für die Abschaltstäbe.

#### 1.3.10 Primäres Kühlsystem

Eine der wichtigsten und zugleich schwierigsten Entscheidungen war die Festlegung der Bauart für das Primärkühlsystem. Zur Wahl standen die in der Na 1-Studie verwendete Koaxialrohrbauweise, verschiedene Varianten einer Loop- und Schleifenbauart und eine Pool-Bauweise. Der Vergleich ergab keine eindeutige Überlegenheit eines dieser Konzepte.

Gewählt wurde eine Schleifenbauart. Dabei waren insbesondere folgende Gründe ausschlaggebend: diese Bauart läßt nach dem gegenwärtigen Stand der Technik das geringste Entwicklungsrisiko erwarten und ist flexibler im Bezug auf die Konstruktion, Größe und Anordnung der wichtigsten Kreislaufkomponenten, wie Pumpen, Wärmetauscher und Armaturen. Außerdem wird mit einem Prototypreaktor in Schleifenbauart eine Entwicklungslinie weiterverfolgt, die mit dem Bau des Reaktors KNK begonnen wurde. Schließlich scheinen die Folgen eines schweren Reaktorunfalles, der bei der sicherheitstechnischen Auslegung als Basis-Unfall zugrunde gelegt wurde, bei einer Schleifenbauart am leichtesten beherrschbar zu sein.

Stark geprägt wird der gegenwärtige Entwurf durch die Sicherheitsforderung, einen Kühlmittelverlust aus dem Reaktorkern unter allen Umständen auszuschalten, insbesondere auch nach dem als Auslegungsgrundlage definierten Basis-Unfall (s. Kap. 1.3.13).

Für die Analyse dieses Unfalles gibt es z.Zt. nur ein sehr unrealistisches und daher unbefriedigendes Modell, nämlich die Detonation einer im Energie-

betrag äquivalenten Menge TNT. Bei Anwendung dieses Modells muß mit einer Zerstörung des Reaktorbehälters gerechnet werden. Im vorliegenden Entwurf sind deshalb das Natriumvolumen im Primärsystem und die Hohlräume sowohl in der Reaktorzelle als auch in den Komponentenzellen so bemessen, daß der Reaktorkern und alle Teile zweier paralleler Notkühlkreisläufe unterhalb des Natriumspiegels bleiben, der sich nach einem Bruch des Behälters oder irgendeiner Komponente des Primärsystemes einstellt. Die hohe Sicherheit gegen Kühlmittelverlust wird allerdings bei dieser Bauweise mit den Nachteilen eines langen Reaktorbehälters und einer stark reduzierten Zugänglichkeit zu den Primärkreis Komponenten für Reparaturen erkauft.

### 1.3.11 Beschickungssystem

Zur Beschickung des Reaktorkerns wurde ein System von drei exzentrisch ineinander gelagerten Drehdeckeln gewählt.

Durch die Verwendung von drei Drehdeckeln anstelle des sonst üblichen Doppeldeckels wird es möglich, die obere Kernhalteplatte ungeteilt auszuführen und alle Steuerstabantriebe auf einem Deckel anzuordnen, ohne daß dadurch der Behälterdurchmesser und der Durchmesser des äußeren Drehdeckels vergrößert werden. Das in der Na 1-Studie entwickelte Beschickungssystem mit drei Manipulatoren in einem festen Deckel stand für den Prototypreaktor ebenfalls zur Diskussion. Ein solches System hat den Vorteil etwas kürzerer Beladezeiten und erscheint entwicklungsfähiger im Hinblick auf die Möglichkeit, den Reaktor unter Last zu be- und entladen. Dagegen sprechen für ein Drehdeckelsystem seine erprobte Technologie und vor allem die Möglichkeit, eine Reparaturöffnung senkrecht über jede beliebige Stelle des Kernes zu bringen. Diese Argumente scheinen für einen Prototypreaktor schwerer zu wiegen als die etwas bessere Verfügbarkeit der Anlage bei einem Manipulatorsystem.

### 1.3.12 Werkstoffe

Für das primäre Kühlsystem und die Kernbauteile wurde der austenitische Werkstoff Nr. 4961 vorgesehen, als Hüllmaterial der Werkstoff Nr. 4988. Für das Sekundärsystem einschließlich Dampferzeuger und Überhitzer wurde der ferritische Werkstoff 10 Cr Mo Ni Nb 9 10 gewählt.

Nach bisherigen Erfahrungen genügen austenitische Stähle am besten den

Anforderungen an Strahlenbeständigkeit, mechanische Festigkeit und Korrosionsbeständigkeit im Natrium. Die Wahl eines Werkstoffes mit 16% Chrom- und 13 % Nickelgehalt für das Primärsystem gründet sich auf die Tatsache, daß dieser Stahltyp in Deutschland bisher als einziger für den infrage kommenden Temperaturbereich zugelassen ist. Aus preislichen Gründen und wegen seiner besseren Schweißbarkeit wäre der Werkstoff Nr. 4301 oder 4401 vorzuziehen. Mit dem ferritischen Stahl 10 Cr Mo Ni Nb 9 10, einer Weiterentwicklung des bekannten Stahles 10 Cr Mo 9 10, für das Sekundärsystem, soll ein preislich attraktiver Werkstoff zunächst außerhalb des Reaktors eingesetzt werden. Dieser Werkstoff hat sich in Natrium-Versuchsanlagen bisher gut bewährt.

### 1.3.13 Basis-Unfall

Als Basis für die sicherheitstechnische Auslegung des Reaktors zum Schutz der Umgebung vor Unfallfolgen wurde eine nukleare Exkursion angenommen, in deren Verlauf 1000 MWsec mechanischer Energie freigesetzt werden.

Die Festsetzung dieses Unfalles als Basis-Unfall erfolgte unter der in gewissem Maße willkürlichen Annahme einer Folge von Ereignissen, die jedes für sich sehr unwahrscheinlich sind. Dabei sind weder die Maßnahmen zur Verhinderung dieser Störungen noch die geringe Wahrscheinlichkeit für ihr Auftreten berücksichtigt. Eines der Ziele dieser Studie war es, die sich aus einer solchen extremen Sicherheitsphilosophie ergebenden konstruktiven Probleme herauszuarbeiten und Möglichkeiten zu ihrer Lösung aufzuzeigen. Darüber hinaus waren Ansatzpunkte für gezielte theoretische und experimentelle Untersuchungen zu finden, die eine realistischere Betrachtungsweise und eine kostensparende Konstruktion der Sicherheitseinrichtungen erlauben.

In dem vorliegenden Konzept werden die möglichen Auswirkungen des Basis-Unfalles durch vier hintereinanderliegende Barrieren auf den Sicherheits-einschluß begrenzt: (1) Mechanische Auswirkungen wie Schockwellen, Splitterwirkung und Wasserhammer-effekte werden in der mit einem Explosionsschutz ausgerüsteten Reaktor-zelle aufgefangen. (2) Die äußere Betonumhüllung der inertisierten Primärkreis-zellen verhindert einen Natriumbrand im luftgefüllten Bedienungsraum und verzögert die Aktivitätsfreisetzung in diesen Raum. (3) Der Bedienungsraum und der mit Stickstoff gefüllte Gebäudeteil

sind von einem konventionellen Stahldruckbehälter umschlossen, der seinerseits (4) von einer gasdichten Betonhülle umgeben ist. Der dazwischenliegende Ringraum ist über eine Filteranlage an den Kamin angeschlossen.

Ein wichtiger Ansatzpunkt für eine einfachere Ausführung bzw. teilweisen Wegfall dieser Sicherheitsmaßnahmen ist neben eingehender Erforschung der den Unfall auslösenden Vorgänge und der Aktivitäts-Freisetzungparameter die Untersuchung der mechanischen Auswirkungen von nuklearen Exkursionen. Die zerstörende Wirkung einer nuklearen Exkursion muß nach dem heutigen Stand der Kenntnis erheblich geringer sein als die einer im Energiebetrag äquivalenten TNT-Explosion, die als Modell bei der Analyse benutzt wurde. Jedoch erst eine genauere quantitative Kenntnis der in kurzen Zeiten ablaufenden Vorgänge wird in Zukunft eine wesentlich einfachere Bauweise der Reaktorzelle und des primären Kühlsystemes erlauben.

Referenzen

- [1] D.Smidt, A.Müller et al.:  
Referenzstudie für den 1000 MWe natriumgekühlten schnellen  
Brutreaktor (Na 1). KFK 299 (1964)
- [2] D.Smidt et al.:  
Safety and Cost Analysis of a 1000 MWe Sodium Cooled Fast Power  
Reactor. KFK 398 (Oktober 1965)
- [3] D.Smidt, W.Sommer:  
Application of the Vented Fuel Concept to a Sodium Cooled Power  
Breeder with 1000 MWe. ANL 7120 (Oktober 1965)
- [4] S.A.Rubin, F.W.Knight, G.L. O'Neill:  
High Power Operation of  $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$  Fast Reactor Fuel. GEAP-4873 (1965)

## 2. DATENTABELLE

	<u>Seite:</u>
2.1 Gesamtkraftwerk	2-1
2.2 Reaktor	2-1
2.2.1 Reaktorkern	2-1
2.2.1.1 Aufbau	2-1
2.2.1.2 Wärmetechnische Werte	2-4
2.2.1.3 Physikalische Werte	2-7
2.2.2 Reaktorbehälter mit Einbauten	2-8
2.2.2.1 Aufbau	2-8
2.2.2.2 Wärmetechnische und strömungs- technische Werte	2-9
2.3 Primärsystem	2-10
2.3.1 Rohrleitungen und Pumpen	2-10
2.3.2 Zwischenwärmeaustauscher	2-11
2.4 Sekundärsystem	2-12
2.4.1 Rohrleitungen und Pumpen	2-12
2.4.2 Dampferzeuger	2-13
2.4.2.1 Vorwärmer-Verdampfer	2-13
2.4.2.2 Überhitzer	2-15
2.4.3 Zwischenüberhitzer	2-16
2.5 Notkühlsystem	2-18
2.6 Containment	2-18
2.7 Turbine	2-19
2.8 Generator	2-19

## 2. DATENTABELLE

2.1 Gesamtkraftwerk

Bezeichnung	SNR Na 2	*)
Reaktortyp	Heterogener schneller Brutreaktor	
Wärmeleistung	730	MW <sub>th</sub>
Elektrische Leistung	300	MW <sub>e</sub>
Gesamtwirkungsgrad	41,1	%
Thermodynamischer Wirkungsgrad	44,5	%
Brennstoff	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Gemisch	
Brutstoff	UO <sub>2</sub>	
Gesamtbrutrate	1,24	
Wärmeträger primär	Na	
sekundär	Na	
tertiär	H <sub>2</sub> O	
Dampfdruck vor der Turbine	165	ata
Dampftemperatur vor der Turbine	505	°C

2.2 Reaktor2.2.1 Reaktorkern2.2.1.1 Aufbau

Form	stehender Zylinder	
Durchmesser	2603	mm
Höhe	2402	mm
Brennstoffbereich	stehender Zylinder	
Durchmesser D des Brennstoffbereiches	1529	mm
Höhe H des Brennstoffbereiches	950	mm
H/D	0,62	
Brutmanteldicke axial	ca. 400	mm
radial	ca. 537	mm

\*) Schneller Na-gekühlter Reaktor Na 2

Anzahl der Zonen in radialer Richtung	3	
davon im Brennstoffbereich	2	
im Brutmantel	1	
Anzahl der Kernzellen	490	
davon im Brennstoffbereich	169	
im Brutmantel	321	
Form der Kernzelle	Hexagon	
Schlüsselweite der Kernzelle	112	mm
Äußere Schlüsselweite des Kernelementes	110	mm
Gesamtlänge des Kernelementes	3600	mm
Gewicht des Brennelementes	124	kp
Gewicht des Brutelementes	177	kp
Wandstärke des Kernelementmantelrohres	2,6	mm
Material des Brennelementmantelrohres, Werkstoff-Nr.	4988	
Durchmesser des Brennstoffstabes	6	mm
Hüllrohr-Wandstärke des Brennstoffstabes	0,38	mm
Volumenverhältnis: Hüllrohr/ Brennstoff	0,311	
Material des Brennstoffhüllrohres, Werkstoff-Nr.	4988	
Anzahl der Brennstoffstäbe/ Brennelement	169	
Material des Brutelementmantelrohres, Werkstoff-Nr.	4988	
Durchmesser des Brutstoffstabes	9,5	mm
Hüllrohr-Wandstärke des Brutstoffstabes	0,5	mm
Volumenverhältnis: Hüllrohr/ Brutstoff	0,249	

Material des Brutstoffhüllrohres Werkstoff-Nr.	4988	
Anzahl der Brutstoffstäbe/ Brutelement	91	
Höhe und Lage des Spaltgasraumes unten	650	mm
max. Spaltgasdruck	60	ata
<u>Brennstoff</u>		
Form	Pellets	
Durchmesser	5,1	mm
Länge	ca. 10	mm
Dichte	84,5 % $\hat{=}$ 9,3 gr/cm <sup>3</sup>	
Schmierdichte	80 % $\hat{=}$ 8,9 gr/cm <sup>3</sup>	
Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr	0,07	mm
<u>Brutstoff</u>		
Form	Pellets	
Durchmesser	8,3	mm
Länge	15	mm
Dichte	94 % $\hat{=}$ 10,4 gr/cm <sup>3</sup>	
Schmierdichte	90 % $\hat{=}$ 9,9 gr/cm <sup>3</sup>	
Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr	0,1	mm
<u>Zone 1</u> *		
Durchmesser	1084	mm
Anzahl der Zellen	85	Stück
Anzahl der Brennelemente	78	Stück
Anzahl der Steuerelemente	6	Stück
Anzahl der Leerpositionen	1	Stück
Abstand der Steuerelemente von Reaktormitte	336	mm
Brennstoffanteil	30,8	v/o

\* von innen nach außen gezählt

Struktur- und Hüllmaterialanteil	20,3	v/o
Kühlmittelanteil	48,9	v/o
Boranteil im ob. ax. Blanket bei herausgezogenen Steuerstäben	1,7	v/o
Brutstoffanteil im ax. Blanket	30,8	v/o
<u>Zone 2</u> *		
Durchmesser	1529	mm
Anzahl der Zellen	84	Stück
Anzahl der Brennelemente	72	Stück
Anzahl der Steuerzellen	12	Stück
Abstand der Steuerzellen von Reaktormitte	582/672	mm
Brennstoffanteil	28,7	v/o
Struktur- und Hüllmaterialanteil	21	v/o
Kühlmittelanteil	50,3	v/o
Boranteil im ob. ax. Blanket bei herausgezogenen Steuerstäben	3,4	v/o
Brutstoffanteil im ax. Blanket	28,7	v/o
<u>Zone 3</u> *		
Außendurchmesser	2603	mm
Anzahl der Brutstoffelemente	321	Stück
Brutstoffanteil	47,5	v/o
Gesamtstrukturmaterialanteil	21,7	v/o
Kühlmittelanteil	30,8	v/o
<u>2.2.1.2 Wärmetechnische Werte</u>		
Abbrandzustand: 0	~ 30 000	MWd/t
Wärmeleistung der Brennstoffzone 697	653	MW <sub>th</sub>

\* von innen nach außen gezählt

Abbrandzustand:	0	~30 000	MWd/t
Wärmeleistung der ax. Brutzone	10	20	MW <sub>th</sub>
Wärmeleistung der rad. Brutzone	23	57	MW <sub>th</sub>
Kühlmitteldurchsatz	11 520	11 520	t/h

#### Stableistung und Formfaktoren

max. Stableistung	Zone 1	429	392	W/cm
max. Stableistung	Zone 2	446	405	W/cm
Verhältnis mittl./max. Leistung radial	Zone 1	0,87	0,88	
Verhältnis mittl./max. Leistung radial	Zone 2	0,78	0,80	
Verhältnis mittl./max. Leistung radial	gesamt	0,81	0,835	
Verhältnis mittl./max. Leistung axial	Zone 1	0,80	0,81	
Verhältnis mittl./max. Leistung axial	Zone 2	0,80	0,80	
Verhältnis mittl./max. Leistung axial	gesamt	0,80	0,80	

#### Spez. Leistung

Spez. Volumenleistung				
Maximalwert		695	630	kW/l
Mittelwert		400	374	kW/l
spez. Brennstoffleistung				
Maximalwert		0,264	0,239	MW/kg
Mittelwert		0,171	0,160	MW/kg
spez. Spaltstoffleistung				
Maximalwert		1,548	1,512	MW/kg
Mittelwert		0,842	0,845	MW/kg

Abbrandzustand: 0

30 000 MWd/t

Konstanten

Wärmeleitfähigkeit der Hülle (500 °C)	0,21	W/cm °C
Wärmeübergangszahl zwischen Brennstoff und Hülle	1	W/cm <sup>2</sup> °C
mittl. Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes	0,022	W/cm °C

Auslegungs-Temperaturen

Reaktor-Eintrittstemperatur	380	°C
Reaktoraufheizspanne	180	°C
Aufheizspanne in der Brennstoffzone	196	190 °C
Aufheizspanne in der Brutzone	ca. 50	ca. 100 °C
Reaktor-Austrittstemperatur	560	°C
Hüllwandtemperatur	618	602 °C
Brennstofftemperatur	2400	2330 °C

Unsicherheitsfaktoren der Temperaturen

Kühlmittelaufheizung	1,28
Brennstofftemperatur	1,2

max. Temperaturen einschl. Unsicherheitsfaktoren

Aufheizspanne in der Brennstoffzone	295	279 °C
Hüllwandtemperatur		
frisches Brennelement	696	685 °C
abgebranntes Brennelement	-	664 °C
Brennstofftemperatur	2700	2480 °C

Kühlmittelgeschwindigkeit und Druckverlust

max. Kühlmittelgeschwindigkeit	5,5	m/s
hydr. Durchmesser Zone 1 und 2	5,09	mm
Druckabfall im höchstbelasteten Brennelement	2,2	at
Ein- und Austrittsdruckverlust	0,3	at
Gesamtdruckverlust im Kern	2,5	at

2.2.1.3 Physikalische Werte

Corevolumen	1746	l
krit. Masse (Pu <sup>239</sup> + Pu <sup>241</sup> )	773	kg
Gesamtneutronenfluß in Kernmitte	$8,7 \cdot 10^{15}$	$\text{cm}^{-2} \cdot \text{sec}^{-1}$
effektive Neutronenlebensdauer	$3,9 \cdot 10^{-7}$	sec

Reaktivitätswerte

Dopplerkoeffizient bei 1400 °K mit Na	$-2,68 \cdot 10^{-6}$	1/°C
ohne Na	$-1,44 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Brennstoff-Temperaturkoeffizient (ohne Dopplerkoeffizient)	$-9,4 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Hüllrohrtemperaturkoeffizient	$0,4 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Strukturmaterialkoeffizient	$-33,9 \cdot 10^{-6}$	1/°C
Kühlmittelkoeffizient	$0,4 \cdot 10^{-6}$	1/°C
max. Reaktivitätshub bei partiellem Kühlmittelverlust	5,3	§

Brutraten

Abbrandzustand: 0		~30 000	MWd/t
Zone 1	0,36	0,35	
Zone 2	0,21	0,20	
ax. Brutzonen	0,18	0,18	
rad. Brutzonen	0,47	0,51	
Gesamtbrutrate	1,22	1,24	
Pu-Menge			
Brennstoffzone 1	448	428	kg
Brennstoffzone 2	616	583	kg
Brutstoffzone axial	0	153	kg
radial	0	18	kg

	Abbrandzustand: 0	~30 000	MWd/t
<b>U-Menge</b>			
Brennstoffzone 1	1666	1611	kg
Brennstoffzone 2	1349	1321	kg
Brutstoffzone axial	3820	3800	kg
radial	23 100	22 947	kg
<b>Pu-Isotopenvektor der Brennstoffzone 1 und 2</b>			
Pu 239	75	72,6	G/o
Pu 240	22	23,6	G/o
Pu 241	2,5	3,2	G/o
Pu 242	0,5	0,6	G/o
<b>U-Isotopenvektor</b>			
U 235	0,25	0,20	G/o
U 238	99,75	99,80	G/o
<b>Anreicherung <math>Pu_{ges}/(U + Pu_{ges})</math></b>			
Brennstoffzone 1	21,14	20,30	G/o
Brennstoffzone 2	31,34	29,95	G/o
Brennstoffzone ges	26,10	24,80	G/o
<b><u>Abbrand</u></b>			
max. Abbrand im Zentrum	85 000		MWd/t(U+Pu)
max. Abbrand gemittelt	56 000		MWd/t(U+Pu)
Standzeit (Vollasttage)	350		d
Teilladungszahl	3		
Reaktivitätshub	9		β

### 2.2.2 Reaktorbehälter mit Einbauten

#### 2.2.2.1 Aufbau

Gesamthöhe	ca. 15 000	mm
Außendurchmesser	5200	mm

Wandstärke	30/20	mm
Material, Werkstoff-Nr.	4961	
Anzahl der Ein- und Austrittsrohre (Haupt - und Notkühlsystem)	9	Stück
Durchmesser der Haupt-Eintrittsrohre	609,6 x 10	mm
Durchmesser der Haupt-Austrittsrohre	609,6 x 10	mm
Material der Kerntragplatte, Werkstoff-Nr.	4961	
Dicke der rad. Abschirmung	210	mm
Zusammensetzung der rad. Abschirmung	71,4	% Stahl
	28,6	% Natrium
Material der Abschirmung, Werkstoff-Nr.	4961	
Strahlenbelastung der Behälterwand ( $E > 0,18$ MeV, 30 Jahre)	$4 \cdot 10^{20}$	$\text{cm}^{-2}$
Dicke der unt. Abschirmung	210	mm
Zusammensetzung der unt. Abschirmung	71,4	% Stahl
	28,6	% Natrium
Material der Abschirmung, Werkstoff-Nr.	4961	

#### 2.2.2.2 Wärmetechnische und strömungstechnische Werte

Auslegungstemperatur des Behälters	590	°C
Auslegungsdruck des Behälters	6/0,8	atü
<u>Natriumgeschwindigkeit:</u>		
am Reaktoreintritt	4,4	m/s
im heißesten Brennelement	5,5	m/s
am Reaktorausritt	4,75	m/s
<u>Druckabfall im Reaktor</u>		
im Kern	2,5	at

Umlenk-, Ein- und Austrittsverluste	0,2	at
Reaktor gesamt	2,7	at

### 2.3 Primärsystem

#### 2.3.1 Rohrleitungen und Pumpen

Kühlmittel	Natrium	
Anzahl der Kreisläufe	3	Stück
Kühlmittelvolumen	633	m <sup>3</sup>
Aktivität des Kühlmittels Na 24	12	mC/g
Na 22	0,27	µC/g
Durchmesser der Leitung Reaktor-Zwischenwärmeaustauscher	609,6 x 10	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung	4,75	m/s
Durchmesser der Leitung Zwischen- wärmeaustauscher-Reaktor	609,6 x 10	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung	4,4	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	23,5	m <sup>3</sup>
Druckverlust im Primärkreislauf	4,7	at
Anzahl der Pumpen	3	Stück
Anschlußleistung des Pumpenantriebes	ca. 1500	kW
Durchsatz einer Pumpe	3840	t/h
Druck vor der Pumpe	1	ata
Förderhöhe der Pumpe	6,5	at
Gesamtwirkungsgrad der Pumpe mit Motor	ca. 72	%
<u>Transportzeiten</u>		
Eintritt Subassembly - Austritt Subassembly	0,65	sec
Austritt Subassembly - Reaktoraustritt	18	sec

Rektoraustritt - Zwischenwärmeaus- tauschereintritt	10,3	sec
Zwischenwärmeaustauschereintritt - Zwischenwärmeaustauscheraustritt	7,2	sec
Zwischenwärmeaustauscheraustritt - Reaktoreintritt	7,8	sec
Reaktoreintritt - Eintritt Subassembly	7	sec
Umlaufzeit	51	sec

### 2.3.2 Zwischenwärmeaustauscher

Typ	Wendelrohr-Gegenstrom- Austauscher	
Anzahl	3	Stück
Außendurchmesser	2900	mm
Material des Behälters, Werkstoff-Nr.	4961	
Gewicht des Behälters mit Einbauten (ohne Na)	72	Mp
Gewicht der Rohre	25	Mp
Gewicht des Kühlmittels primär	37	Mp
sekundär	14	Mp
Betriebsgewicht	148	Mp
Volumen des Kühlmittels primär	44	m <sup>3</sup>
sekundär	16,5	m <sup>3</sup>
Anzahl der Wärmeaustauscherrohre	1360	Stück
Durchmesser der Rohre	25 x 2	mm
Material der Rohre, Werkstoff-Nr.	4961	
Leistung/Wärmeaustauscher	243	MW
Heizfläche/Wärmeaustauscher	1240	m <sup>2</sup>
mittl. log. Temperaturdifferenz	29	°C
max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	40	°C

Primärseite:

Kühlmitteldurchsatz/Wärmeaustauscher	3840	t/h
Druckabfall	0,97	at
Kühlmittelgeschwindigkeit zwischen den Rohren	1	m/s
Eintrittstemperatur des Kühlmittels	560	°C
Austrittstemperatur des Kühlmittels	380	°C

Sekundärseite:

Kühlmitteldurchsatz/Wärmeaustauscher	3440	t/h
Druckabfall	1,14	at
Kühlmittelgeschwindigkeit in den Rohren	4,2	m/s
Eintrittstemperatur des Kühlmittels	340	°C
Austrittstemperatur des Kühlmittels	540	°C

Druckauslegung

primärseitig	Dauerbelastung	10	atü
	Kurzzeitbelastung	20	atü
sekundärseitig	Dauerbelastung	15	atü
	Kurzzeitbelastung	40	atü

2.4 Sekundärsystem2.4.1 Rohrleitungen und Pumpen

Kühlmittel	Natrium	
Anzahl der Kreisläufe	3	Stück
Durchmesser der Leitung Zwischen- wärmeaustauscher-Dampferzeuger		
im Sicherheitsbehälter	521 x 11,5 mm	
außerhalb des Sicherheitsbehälters	609 x 12,5 mm	
nach der Abzweigung z.d. Komponenten	368 x 8 mm	

Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung		
im Sicherheitsbehälter	6,0	m/s
außerhalb des Sicherheitsbehälters	3,1	m/s
nach der Abzweigung z.d. Komponenten	2,7	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	ca. 32	m <sup>3</sup>
Durchmesser der Leitung Dampf- erzeuger-Zwischenwärmeaustauscher		
vor dem Sammler	368 x 8	mm
außerhalb des Sicherheitsbehälters	609 x 12,5	mm
im Sicherheitsbehälter	521 x 11,5	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung		
vor dem Sammelrohr	2,6	m/s
außerhalb des Sicherheitsbehälters	3,0	m/s
im Sicherheitsbehälter	5,7	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	ca. 32	m <sup>3</sup>
Druckverlust im Sekundärkreislauf	4,7	at
Anzahl der Pumpen	3	Stück
Leistung des Pumpenantriebes	1500	kW
Durchsatz einer Pumpe	3720	t/h
Förderhöhe der Pumpe	6,5	at
Gesamtwirkungsgrad der Pumpe mit Motor	ca. 72	%

#### 2.4.2 Dampferzeuger

##### 2.4.2.1 Vorwärmer-Verdampfer

Typ	Wendelrohr-Gegenstrom- Austauscher	
Anzahl der Vorwärmer-Verdampfer	9	Stück
Thermische Leistung/ Vorwärmer-Verdampfer	41,2	MW
mittl. log. Temp.-Diff. i. Vorwärmer	34,8	°C
mittl. log. Temp.-Diff. i. Verdampfer	40,5	°C
max. Temp.-Diff. an den Heizflächen	72	°C

Heizfläche/Vorwärmer-Verdampfer	261	m <sup>2</sup>
Anzahl der Tauscherrohre	65	Stück
Durchmesser der Tauscherrohre	26,9 x 3,6	mm
Material der Rohre	10 Cr Mo Ni Nb 9 10	

Sekundärseite:

Natriumdurchsatz	1240	t/h
Eintrittstemperatur des sek. Natriums	433	°C
Austrittstemperatur des sek. Natriums	340	°C
Druck des sek. Natriums (Gasatmosphäre)	6,7	at
Natriumgeschwindigkeit zwischen den Rohren	1,1	m/s
Druckabfall	0,12	at

Tertiärseite:

Durchsatz (H <sub>2</sub> O)	121	t/h
Eintrittstemperatur des Speisewassers	284,3	°C
Eintrittsgeschwindigkeit des Speisewassers	2,2	m/s
Austrittstemperatur des Sattdampfes	361	°C
Dampfdruck am Verdampferaustritt	193	at
Dampfgeschwindigkeit am Verdampferaustritt	11,5	m/s
Druckabfall	2,6	at
Gesamthöhe	8500	mm
Außendurchmesser	1800	mm
Rohrbündelhöhe	3500	mm

Material des Behälters	10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
	evtl. 10 Cr Mo 9 10	
Gewicht des leeren Behälters	16,2	Mp
Gewicht des Rohrbündels mit Einbauten	13,8	Mp
Volumen des sek. Natriums	7,7	m <sup>3</sup>
Volumen des H <sub>2</sub> O	1,1	m <sup>3</sup>
Betriebsgewicht	37,2	Mp

#### 2.4.2.2 Überhitzer

Typ	Wendelrohr-Gegenstrom- Austauscher	
Anzahl der Überhitzer	9	Stück
therm. Leistung/Überhitzer	28,5	MW
mittl. log. Temperaturdifferenz	36,3	°C
max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	72	°C
Heizfläche/Überhitzer	294	m <sup>2</sup>
Anzahl der Tauscherrohre	75	Stück
Durchmesser der Tauscherrohre	25 x 4	mm
Material der Rohre	10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
<u>Sekundärseite:</u>		
Natriumdurchsatz	885	t/h
Eintrittstemperatur des sek. Natriums	525	°C
Austrittstemperatur des sek. Natriums	433	°C
Druck des sek. Natriums (Gasatmosphäre)	6,7	at
Natriumgeschwindigkeit zwischen den Rohren	0,9	m/s
Druckabfall	0,1	at

Tertiärseite:

Dampfdurchsatz	121	t/h
Eintrittstemperatur des Sattedampfes	361	°C
Austrittstemperatur des Heißdampfes	510	°C
Dampfdruck am Überhitzeraustritt	171	at
Dampfgeschwindigkeit am Überhitzeraustritt	37	m/s
Druckabfall	20	at
Gesamthöhe	8500	mm
Außendurchmesser	1800	mm
Rohrbündelhöhe	3700	mm
Material des Behälters	10 Cr Mo Ni Nb 9 10 evtl. 10 Cr Mo 9 10	
Gewicht des leeren Behälters	16,4	Mp
Gewicht des Rohrbündels und Einbauten	14,6	Mp
Volumen des sek. Natriums	6,6	m <sup>3</sup>
Volumen des H <sub>2</sub> O	1,0	m <sup>3</sup>
Betriebsgewicht	37,3	Mp

2.4.3 Zwischenüberhitzer

Typ	Wendelrohr-Gegenstrom- Austauscher	
Anzahl der Zwischenüberhitzer	3	Stück
therm. Leistung/Zwischenüberhitzer	34,2	MW
Heizfläche/Zwischenüberhitzer	333	m <sup>2</sup>
mittl. log. Temperaturdifferenz	56,8	°C
Anzahl der Tauscherrohre	250	Stück
Durchmesser der Tauscherrohre	30 x 2,6	mm
Material der Tauscherrohre	10 Cr Mo Ni Nb 9 10	

Sekundärseite:

Natriumdurchsatz	1065	t/h
Eintrittstemperatur des sek. Natriums	525	°C
Austrittstemperatur des sek. Natriums	433	°C
Druck des sek. Natriums (Gasatmosphäre)	6,7	at
Natriumgeschwindigkeit zwischen den Rohren	1,1	m/s
Druckabfall	0,18	at

Tertiärseite:

Dampfdurchsatz	296	t/h
Eintrittstemperatur	325	°C
Austrittstemperatur	500	°C
Dampfdruck am Turbineneintritt (MD-Gehäuse)	41,5	at
Dampfgeschwindigkeit am Überhitzer Austritt	58	m/s
Druckabfall	2,5	at
Gesamthöhe	10000	mm
Außendurchmesser	1800	mm
Rohrbündelhöhe	5100	mm
Material des Behälters	10 Cr Mo Ni Nb 9 10 evtl. 10 Cr Mo 9 10	
Gewicht des leeren Behälters	17,3	Mp
Gewicht des Rohrbündels und der Einbauten	17,4	Mp
Volumen des sek. Natriums	8,1	m <sup>3</sup>
Volumen des H <sub>2</sub> O	2,9	m <sup>3</sup>
Betriebsgewicht	42	Mp

2.5 Notkühlsystem

Umlaufsystem	Naturumlauf	
Anzahl der Notkühlsysteme	2	Stück
Wärmeträger im Primär-Kühlkreis	Natrium	
Sekundär-Kühlkreis	Natrium	
Tertiär-Kühlkreis	Luft	
therm. Leistung/Notkühlsystem	18,5	MW
Durchmesser der Leitung Reaktorbehälter-Notkühlbehälter	350	mm
Durchmesser der Leitung Notkühlbehälter-Reaktorbehälter	350	mm
verfügbares Natriumvolumen/ Reservebehälter	111	m <sup>3</sup>

2.6 Containmentinneres Containment

Durchmesser	27	m
Höhe	26	m
Gasvolumen	2 420	m <sup>3</sup>
Material	Beton	
Auslegungsdaten: Druck	2	atü
Leckrate	50	%/d

äußeres Containment

Durchmesser	35	m
Höhe	55,75	m
Gasvolumen	25 200	m <sup>3</sup>
Material	Stahl	

Auslegungsdaten:	Druck	2,5	atü
	Temperatur	250	°C
	Leckrate	1	%/d

### 2.7 Turbine

Bauart	Überdruckturbine	
Anzahl der Gehäuse	4	Stück
Leistung	326	MW
Drehzahl	3 000	U/min
Frischdampfdruck a.d. Turbine	165	ata
Frischdampf Temperatur a.d. Turbine	505	°C
Frischdampfmenge	1 089	t/h
Zwischenüberhitzerdruck a.d. Turbine	45/41,5	ata
Zwischenüberhitzertemperatur a.d. Turbine	495	°C
Anzahl der Kondensatoren	2	Stück
Vakuum im Kondensator	0,033	ata
Kühlwassertemperatur, mittl.	12	°C
Kühlwassermenge	40 000	m <sup>3</sup> /h

### 2.8 Generator

Typ	Drehstrom-Synchron-Generator	
Leistung	407,5	MVA
cos φ	0,8	
Wasserstoffdruck	3	atü

### 3. BESCHREIBUNG DER ANLAGE

	<u>Seite</u>
3.1 Reaktor	3-1
3.1.1 Reaktorkern	3-3
3.1.1.1 Brennelement	3-6
3.1.1.2 Brutelement	3-17
3.1.1.3 Steuerelement	3-18
3.1.2 Kernverband	3-19
3.1.3 Reaktorbehälter	3-22
3.1.4 Reaktordeckel	3-24
3.1.5 Steuerstabantriebe	3-26
3.1.5.1 Regelstab- und Trimmstabantrieb	3-27
3.1.5.2 Abschaltstabantrieb	3-29
3.1.6 Beschickungssystem	3-30
3.1.6.1 Umsetzvorrichtung	3-31
3.1.6.2 Wechselmaschine	3-32
3.1.6.3 Wechselvorrichtung	3-33
3.1.6.4 Übergabeschleuse	3-33
3.1.6.5 Transportmaschine	3-33
3.1.6.6 Lager für verbrauchte Brennelemente	3-34
3.1.6.7 Beladestation	3-34
3.1.6.8 Vorwärmkammer	3-34
3.2 Kühlsystem	3-35
3.2.1 Hauptkühlsystem	3-35
3.2.1.1 Hauptprimärkreislauf	3-35
3.2.1.2 Hauptsekundärkreislauf	3-37
3.2.1.3 Dampf- und Speisewasserkreislauf	3-38
3.2.2 Notkühlsystem	3-39
3.2.3 Komponenten	3-40
3.2.3.1 Dampferzeuger	3-40
3.2.3.2 Überhitzer	3-41
3.2.3.3 Zwischenüberhitzer	3-41

	<u>Seite</u>
3.2.3.4 Zwischenwärmeaustauscher	3-41
3.2.3.5 Primärnatriumpumpen	3-42
3.2.3.6 Pumpenantrieb	3-43
3.2.3.7 Komponenten des Dampf- und Speisewasserkreislaufes	3-44
3.3 Reaktorgebäude	3-46
3.3.1 Aufgabe des Reaktorgebäudes	3-46
3.3.2 Aufbau des Reaktorgebäudes hinsichtlich Unfallbegrenzung und Abschirmung	3-47
3.3.3 Aufteilung der Innenräume und Anordnung der Systeme	3-49
3.3.3.1 Systeme im inneren Containment	3-49
3.3.3.2 Systeme außerhalb des inneren Containments mit Containmentfunktion	3-50
3.3.3.3 Sonstige Systeme im Sicherheitsbehälter außerhalb des inneren Containments	3-51
3.3.3.4 Anordnung der Handhabungseinrichtungen	3-51
3.3.4 Begehbarkeit der Räume	3-52
3.3.5 Raumunterdrückung und Notspiegel	3-54
3.3.6 Anordnung und Gründung-Zugänge und Öffnungen	3-55
3.4 Gebäudebeschreibung des Kraftwerkes	3-57
3.4.1 Anordnung der Gesamtanlage	3-57
3.4.2 Reaktornebengebäude	3-58
3.4.3 Dampferzeugerhaus	3-58
3.4.4 Maschinenhaus	3-59
3.4.5 Warten- und Schaltanlagengebäude	3-59
3.5 Hilfssysteme und Nebenanlagen	3-60
3.5.1 Natriumhilfssysteme	3-60
3.5.1.1 Primärnatriumhilfssysteme	3-60
3.5.1.2 Sekundärnatriumhilfssysteme	3-60
3.5.2 Argon-System	3-61
3.5.2.1 Schutzgassystem	3-61
3.5.2.2 Primär-Abgassystem	3-62
3.5.2.3 Sekundär-Abgassystem	3-64

	<u>Seite</u>
3.5.3 Stickstoffsystem	3-64
3.5.3.1 Stickstoffumwälzanlage für die Zellen im inneren Containment	3-64
3.5.3.2 Stickstoff-Umwälzanlage für die Zellen und Komponenten außerhalb d. inneren Containments	3-66
3.6 Energieversorgungsanlagen und starkstromtechnische Ausrüstung	3-66
3.6.1 Grundschtaltung	3-66
3.6.2 Gleichstrom- und Notstromanlagen	3-67
3.7 Instrumentierung und Regelung	3-68
3.7.1 Sicherheitssystem	3-68
3.7.2 Regelung	3-72
3.7.3 Neutronenflußmessung	3-74
3.7.3.1 Impulsbereich	3-74
3.7.3.2 Mittelbereich	3-74
3.7.3.3 Leistungsbereich	3-75
3.7.4 Reaktor- und Kreislaufinstrumentierung	3-75
3.7.4.1 Temperaturmessung	3-75
3.7.4.2 Druckmeßfühler	3-76
3.7.4.3 Durchflußmessung	3-76
3.7.4.4 Füllstandsmessung	3-76
3.7.4.5 Messung des Oxydgehaltes	3-76
3.7.4.6 Wasserstoffnachweis	3-77

### 3. BESCHREIBUNG DER ANLAGE

#### 3.1 Reaktor

Den Reaktor zeigen die Zeichnung 3.1-1 im Vertikalschnitt und die Zeichnung 3.1-2 im Horizontalschnitt. Im unteren Drittel des Reaktorbehälters ist der zylindrische Reaktorkern angeordnet. Er besteht aus Brennelementen und Brutelementen in verschiedenen radialen Zonen. Die Zonen unterscheiden sich in der Anreicherung von spaltbarem Material im Brennstoff bzw. in der Brutzone auch in der Volumenzusammensetzung. Von den 18 Steuerelementen befinden sich 6 in der ersten Zone und 12 in der zweiten Zone. Davon sind je 2 der ersten Zone als Feinregelstäbe, Trimmstäbe und Abschaltstäbe vorgesehen. In der zweiten Zone befinden sich 6 Trimmstäbe und 6 Abschaltstäbe. Im Zentrum des Reaktorkernes ist ein leeres Brennelementmantelrohr eingesetzt. Diese Leerposition kann für verschiedene Zwecke verwendet werden, z.B. für In-Core-Instrumentierung oder als Bestrahlungsraum.

Brenn- und Brutelemente ruhen in einer Tragkonstruktion, die im Kernbereich aus zwei mit Stegblechen verbundenen horizontalen Platten besteht und über einen konischen, mit Stegen versteiften Ring mit dem zylindrischen Behälterteil verbunden ist. Die Brutelemente ruhen mit ihrem Fuß in der oberen Platte der Tragkonstruktion. Die Brennelemente und Steuerelemente haben einen weiteren Sitz in der unteren Platte und sind außerdem an ihrem Kopf in einer über dem Kern angeordneten Halteplatte radial geführt. Diese Halteplatte ist über drei das Blanket überspannende Arme in einem Stützzylinder geführt, der seinerseits in der unteren Tragkonstruktion verankert ist und so einen geschlossenen Kernverband herstellt (s. Kap. 3.1.2).

Außerhalb des Stützzylinders folgt in radialer Richtung eine etwa 15 cm starke, aus einzelnen Stahlblechen aufgebaute Abschirmung zum Schutze des Ringlagers. Dieses Lager besteht aus ringförmig angeordneten Zwischenlagerpositionen zur Aufnahme von etwa einer halben Coreladung abgebrannter Brennelemente. In der Abschirmung wird der Neutronenfluß aus dem Kern so weit reduziert, daß in den abgesetzten Brennelementen nur etwa 1 % ihrer Nennleistung durch Spaltung erzeugt wird und keine erheblichen Mengen an Spaltprodukten neu gebildet werden. Im Ringlager klingt die Nachzerfallswärme in den Brennelementen so weit ab, daß sie am Ende des Beladezyklus weitertransportiert werden können.

Eine weitere Stahlabschirmung zwischen Ringlager und Behälterwand schützt den Behälter vor unzulässig hoher Strahlenbelastung durch schnelle Neutronen. Das Gewicht des Kernverbandes mit Ringlager und dessen Abschirmung wird durch die Tragkonstruktion auf den Behälter übertragen. Im Betriebszustand erfolgt eine Umkehrung der Krafrichtung, da die durch den Druckabfall im Kern erzeugte Belastung der Stützkonstruktion nach oben gerichtet ist und in ihrer Größe das Eigengewicht der von ihr getragenen Bauteile übersteigt.

Der konische Ring der Tragkonstruktion trennt das kalte Na-Eintrittsplenium von dem um die Aufheizspanne wärmeren Natrium im oberen Teil des Behälters. Zur Reduzierung von Wärmespannungen sind auf der Oberseite des Ringes Wärmedämmbleche angeordnet, in denen der größte Teil der Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Austrittsplenium abgebaut wird. Axiale Temperaturgradienten in der Behälterwand werden durch Zwangskühlung der Übergangszone klein gehalten (s. Kap. 3.1.3).

Das Kühlmittel fließt durch die im Behälterboden angeordneten Eintrittsstutzen, durchströmt die untere Abschirmung und erreicht den Raum unterhalb der Kerntragplatte. Hier teilt sich der Kühlmittelstrom. Der größte Teil durchströmt die Füße der Brennelemente. Am Eintritt in die Brennelementfüße wird der Kühlmittelstrom entsprechend der radialen Leistungsverteilung gedrosselt. Die maximale Strömungsgeschwindigkeit im Kern beträgt 5,5 m/sec. Das Aufschwimmen der Brennelemente wird durch eine individuelle hydraulische Niederhaltung unter jedem Fuß verhindert. Der kleinere, zur Kühlung der radialen Brutzone vorgesehene Teilstrom wird in zwei Stufen gedrosselt. Zunächst strömt das Kühlmittel durch Vordrosseln in eine Niederdruckkammer innerhalb der Tragkonstruktion. Eine weitere, der radialen Leistungsverteilung in der Brutzone angepaßte Drosselung erfolgt vor dem Fuß jedes Brutelementes in der Tragplatte. Dadurch wird die am Brutelement angreifende Auftriebskraft wesentlich kleiner als dessen Eigengewicht, und die Notwendigkeit für eine Niederhaltung entfällt. Die im Ringlager abgesetzten Elemente werden wie die Brutelemente aus einer eigenen Niederdruckkammer mit Kühlmittel versorgt.

Oberhalb des Reaktorkernes vereinigen sich sämtliche Natriumteilströme wieder, wobei sich eine Gemischtemperatur von 560 °C einstellt. Das Natrium verläßt den Behälter durch die Austrittsstutzen im oberen Drittel des Be-

Schnitt: A-A

Öffnung für  
Umsetzvorrichtung  
Drehdeckel

Niederhaltering

Tragring

Na-Eintritt

Stahlschrot

Tragschürze

Rad. Explosions-  
schutz  
Isolierung

Hubsäule

Antriebsstange für  
Steuerelement  
Abschirmung

Halleplatte

Stopplatte

Stützzylinder

Abschirmung

Ringlager

Tragplatte

BE - Auswechselöffnung  
für Ringlager

Abschirmung

N<sub>2</sub> Kühlmittel  
Eintritt

N<sub>2</sub> Kühlmittel  
Austritt

Entlastungskanal

Graphit

Na - Austritt

Na - Austritt  
Hilfskühlsystem  
Behälter

Stützarm

Brennelement

Brutelement

Kühlschlange

Core

Blanket

Spaltgasraum

Na - Eintritt  
Hilfskühlsystem

Unterer  
Explosionsschutz

B

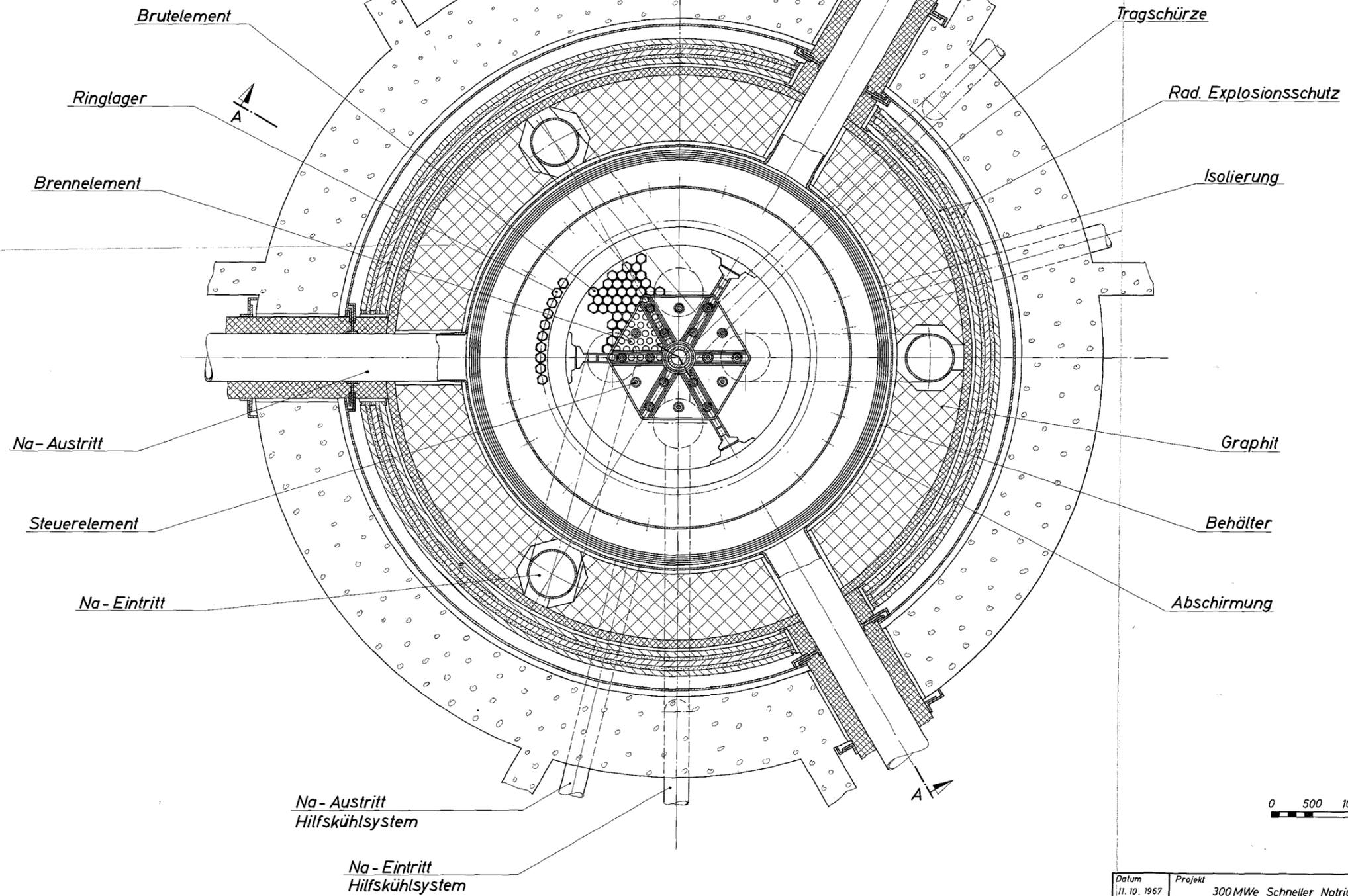
B

Maßstab	1:25
Benennung	300MW schnelle Natriumgekühlter Reaktor
	Vertikalschnitt durch die Reaktorhalle
Zeichn. Nr.	3.1-1
Datum	11.01.1967
Projekt	

0 1000 2000 mm

Lage der Stützen, Stützarme und BE - Auswechselöffnung für Ringlager siehe Zeichnung Nr. 3.1-2 und Nr. 3.1-9

Schnitt : B-B



Datum 11. 10. 1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zchg. Nr. 3.1-2
Maßstab 1: 25	Benennung Horizontalschnitt durch die Reaktorzone	

hälters. Der Natriumspiegel befindet sich 2,2 m über Stützenmitte, ist aber fast vollständig durch eingetauchte Stahlplatten abgedeckt, die mit dem Reaktordeckel starr verbunden sind. Der Zwischenraum ist mit Schutzgas gefüllt.

Der Reaktordeckel besteht aus drei exzentrisch ineinander gelagerten Drehdeckeln. Das Zentrum des größten Deckels liegt in der Behälterachse. In ihm ist exzentrisch der mittelgroße Drehdeckel und in diesem, ebenfalls exzentrisch, der kleine Drehdeckel gelagert, der als Träger für zwei Umsetzvorrichtungen dient. Beide Vorrichtungen können durch Drehung der einzelnen Deckel senkrecht über jede Kern- und Ringlagerposition gebracht werden. Der mittelgroße Drehdeckel enthält sämtliche Steuerstabdurchführungen sowie die konzentrischen Hubsäulen und den Antrieb für die Bewegung der Halte- und Stopplatte. Durch Drehung des Deckels wird diese aus dem Kernzentrum geschwenkt und gibt die einzelnen Positionen zur Umladung frei.

### 3.1.1 Reaktorkern

Der Reaktorkern (Zeichn. 3.1-3) mit einem flächengleichen Durchmesser von 2603 mm wird von insgesamt 490 nebeneinanderstehenden Kernelementen von ca. 3600 mm Länge gebildet; jedes Element füllt eine sechseckige Kernzelle mit 112 mm Schlüsselweite. Der gesamte Reaktorkern ist in drei konzentrisch zueinanderliegende Zonen aufgeteilt, im folgenden von innen nach außen mit Zone 1 bis 3 bezeichnet. Die beiden inneren sind Spaltzonen mit verschiedener Anreicherung, die äußere ist die mit  $UO_2$  beschickte Brutzone. In den beiden Spaltzonen sind auf zwei konzentrischen Sechsecken insgesamt 18 Positionen für Steuerelemente verteilt, von denen sich 6 in der ersten und 12 in der zweiten Zone befinden. Die aus der folgenden Aufstellung ersichtliche Aufteilung der Elemente in Abschalt-, Trimm- und Regelelemente wurde gewählt, um eine möglichst gleichmäßige Verteilung der Absorberwirkung über den Kernquerschnitt zu erzielen.

Es enthalten:

Zone 1	78 Brennelemente
	2 Abschaltelemente
	2 Trimmelemente
	2 Feinregelelemente
	1 Leerposition (im Zentrum)
insgesamt	<u>85 Zellen</u>

Zone 2	72 Brennelemente
	6 Abschaltelemente
	6 Trimmelemente
	<hr/>
insgesamt	84 Zellen
Zone 3	321 Brutelemente

Einen schematischen Querschnitt der Anordnung der Elemente im Kernverband zeigt die Zeichn. 3.1-3. Ein Längsschnitt durch den idealisierten Reaktorkern mit der Zonenaufteilung und den wichtigsten Maßen ist auf Abb. 3.1.1 dargestellt. Die Durchmesserangaben beziehen sich auf die flächengleichen Kreise der einzelnen Zonen.

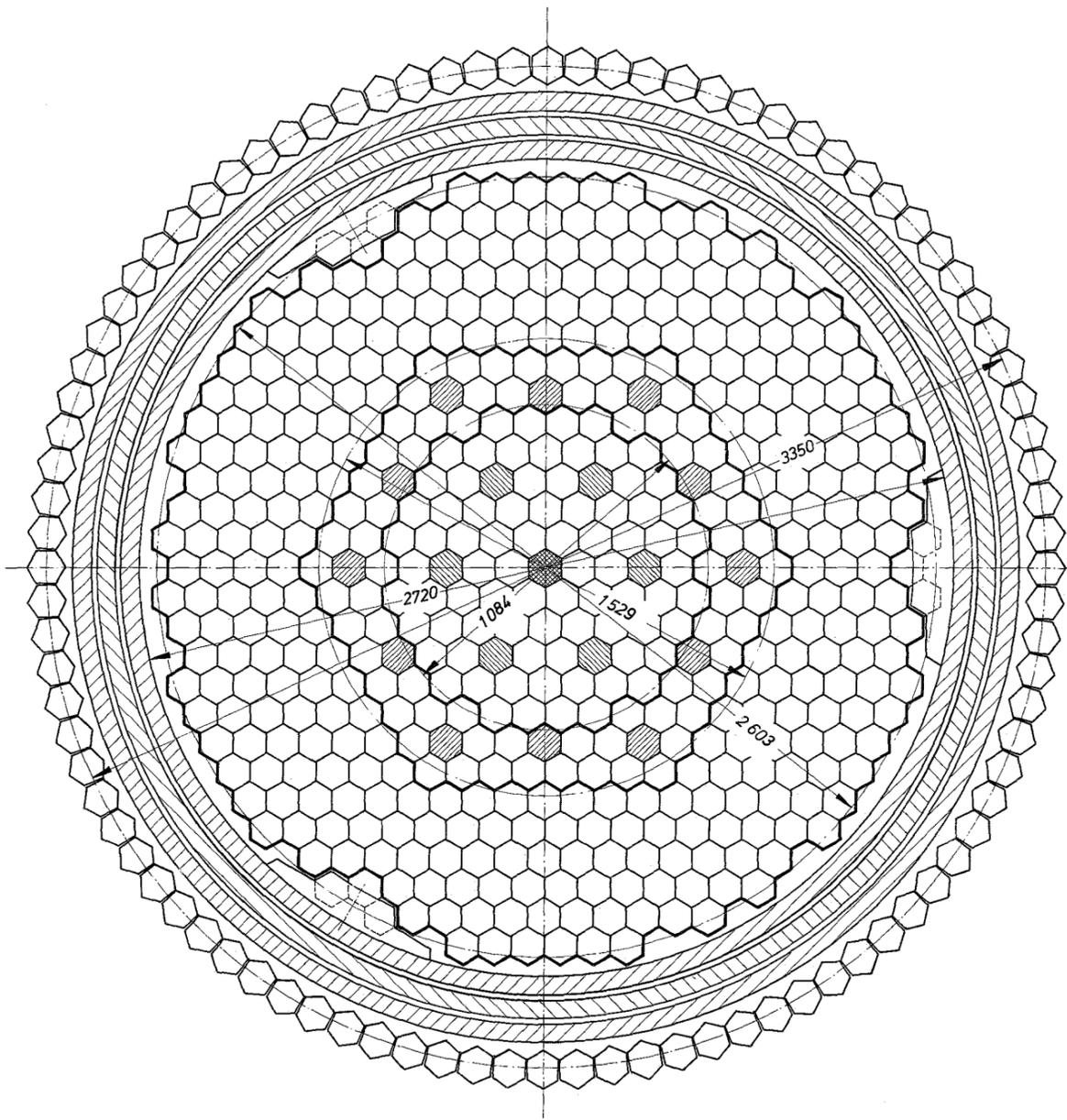
Unter und über den Spaltzonen ist je eine axiale Brutzone von 400 mm Dicke angeordnet. Im gesamten Kernbereich ist außerdem unterhalb der unteren Brutzone ein Spaltgasraum von 650 mm Länge vorgesehen, der sich auch über das radiale Blanket erstreckt.

Die Anordnung des Spaltgasraumes unter dem Reaktorkern, d.h. auf der Eintrittsseite des Kühlmittels, wurde nach den gleichen Grundsätzen wie beim Na 1-Entwurf gewählt [17].

Die verschiedenen Kernelemente werden in den Kapiteln 3.1.1.1 bis 3.1.1.3 näher beschrieben. Den Aufbau des Kernverbandes und die konstruktive Ausbildung der Kernhalteteile behandelt das Kap. 3.1.2.

Für die bei aufwärts gerichteter Kühlmittelströmung erforderliche Niederhaltung der Elemente wurde wie beim Na 1-Entwurf ein hydraulisches Druckausgleichssystem gewählt, jedoch hier so, daß jedes einzelne Brennelement eine eigene Niederdruckkammer unterhalb des Fußes besitzt (s. Abb. 3.1.4). Die Brutelemente haben keine hydraulische Niederhaltung, weil der Natriumstrom zur Kühlung der Brutzone in einer gemeinsamen Kammer unter den Brutelementen so stark vorgedrosselt wird, daß die an den Elementen angreifenden Strömungskräfte kleiner als ihr Eigengewicht sind.

Entsprechend dem radialen Leistungsgefälle bildet sich beim Durchströmen der Brenn- bzw. Brutelemente im Kühlmittel ein radialer Temperaturgradient. Dieser verursacht eine radial nach außen gerichtete Krümmung der Kernelemente bzw. erzeugt, wenn die Krümmung verhindert wird, erhebliche Biege-



Innere Spaltzone

⬡ Brennelemente	78
▨ Steuerelemente	6
▩ Leerposition	$\frac{1}{85}$

Äußere Spaltzone

⬡ Brennelemente	72
▨ Steuerelemente	12
	$\frac{1}{84}$

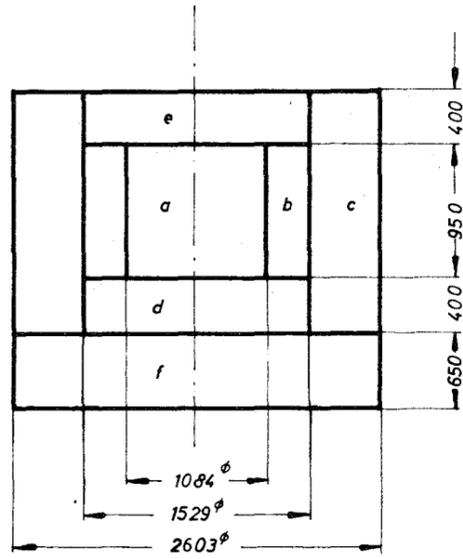
Radiale Brutzone

⬡ Brutelemente	321
⬡ nicht auswechselbare Stahlelemente	9
	$\frac{1}{330}$

Gesamtanzahl der Kernpositionen 499

Ringlagerpositionen (max.) 92

Datum 11.10.1967	Projekt 300MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
Maßstab %	Benennung Kernquerschnitt
	Zchns. Nr. 3.1-3



- a innere Spaltzone
- b äußere Spaltzone
- c radiale Brutzone
- d untere axiale Brutzone
- e obere axiale Brutzone
- f Spaltgasraum

Abb. 3.1.1 Zonenaufteilung des Reaktorkernes

spannungen in den Elementen. Durch die Konstruktion der Kernhalteteile (Kap. 3.1.2) werden zwar die Elemente an ihrem oberen Ende in der Führungsplatte festgehalten; da sich jedoch die Führungsplatte auf der Austrittsseite des Kühlmittels befindet und eine entsprechende thermische Ausdehnung erfährt, wird die Krümmung der Elemente nicht vollständig verhindert. Die Abb. 3.1.2 zeigt die Elemente am Rande der 1. Zone und der 2. Zone, nämlich dort, wo die Gradienten am größten sind. Die maximal auftretende Auslenkung aus der Senkrechten beträgt etwa 4 mm am oberen Ende der Elemente gegenüber 8 mm im Falle der freien Bewegungsmöglichkeit. Die aus der Differenz herrührende Biegespannung im Brennelementmantelrohr beträgt maximal etwa  $400 \text{ kp/cm}^2$  an der oberen Einspannstelle des Brennelementfußes. Auf die Temperaturverteilung innerhalb der einzelnen Brennelemente und über den gesamten Kern wird in Kap. 6 eingegangen.

#### 3.1.1.1 Brennelement

Die Zeichn. 3.1-4 zeigt das Brennelement. Es besteht aus einem in einem sechseckigen Mantelrohr angeordneten Bündel von 169 Brennstäben. Das Mantelrohr wird am unteren Ende durch einen zylindrischen Fuß, am oberen Ende durch ein Kopfstück abgeschlossen, das nach den Erfordernissen der Beschiebungseinrichtung, der Konstruktion der Steuerelemente und der Führungsplatte gestaltet ist.

Der aus einem Gemisch von  $\text{PuO}_2$  und  $\text{UO}_2$  bestehende Brennstoff, der  $\text{UO}_2$ -Brennstoff in den beiden axialen Brutzonen und der unter dem Kern angeordnete Spaltgasraum sind von einem gemeinsamen Brennstabhüllrohr gasdicht umschlossen. Der innere Aufbau der Brennstäbe geht aus der Zeichnung hervor. Der Brennstab hat einen Außendurchmesser von 6 mm, eine Hüllrohrwandstärke von 0,38 mm und eine Länge von 2475 mm.

Für die Wahl des Stabdurchmessers war ausschlaggebend, daß eine Verringerung des Stabdurchmessers bei konstanter Stableistung eine Verkleinerung des Cores und damit bei ungefähr gleicher oder wenig größerer Anreicherung eine Verringerung der kritischen Masse bringt, d.h. die Erstausrüstung wird billiger, obwohl nach der Analyse der Brennstoffzykluskosten ein etwas größerer Stabdurchmesser günstiger wäre.

Der Brennstoff besteht aus ungeschliffenen, gesinterten Pellets mit einer Dichte von 84,5 % des theoretischen Wertes und einem Durchmesser von 5,1 mm.

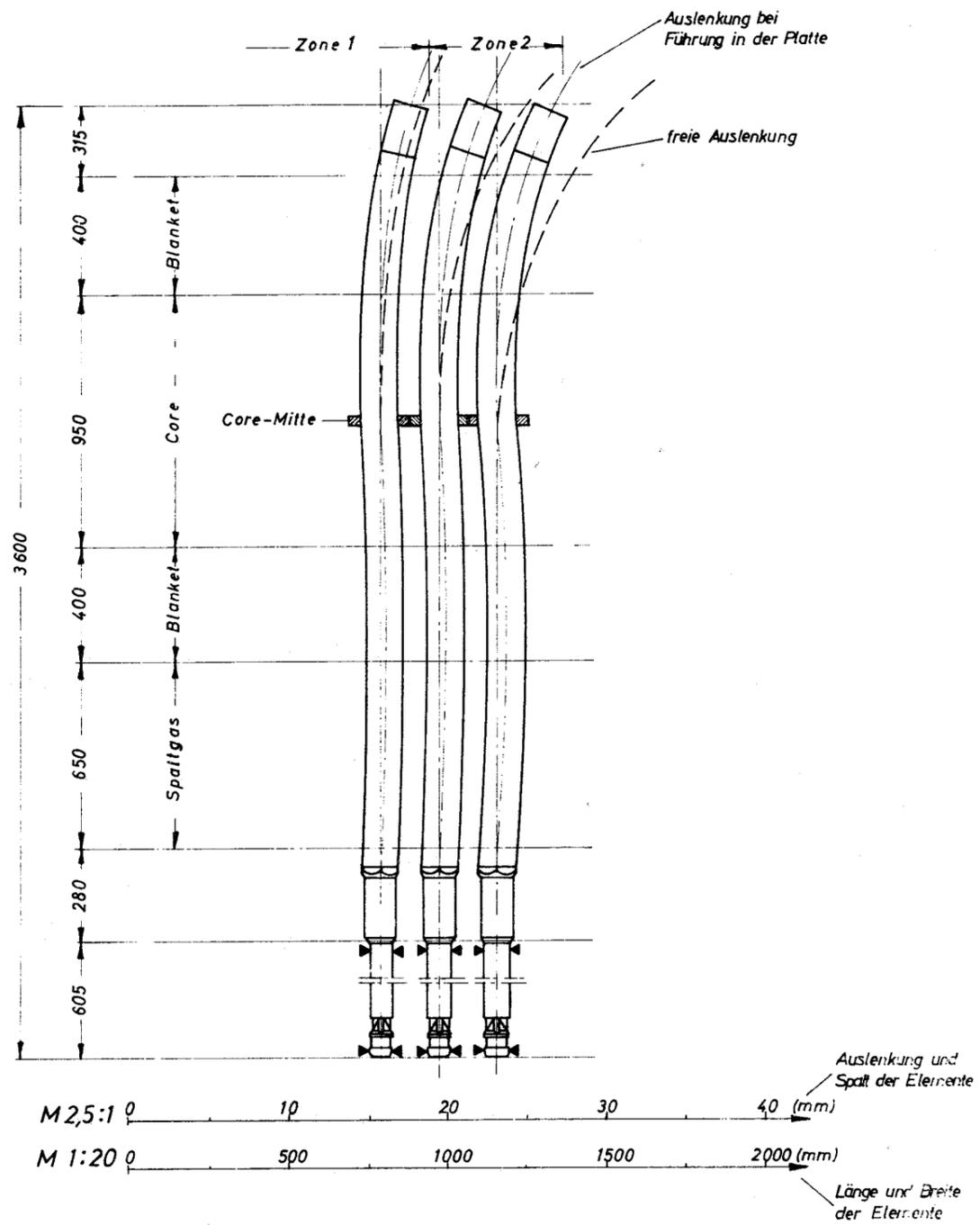


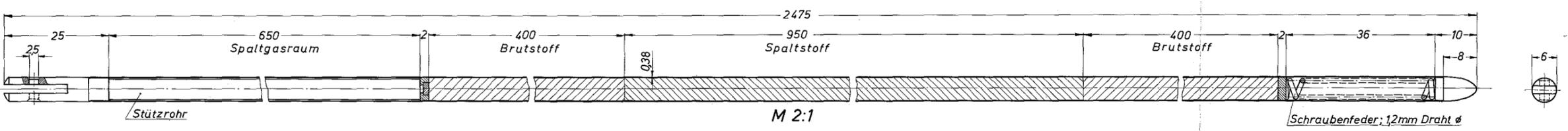
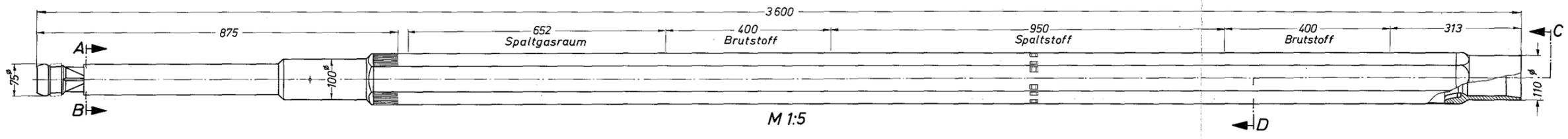
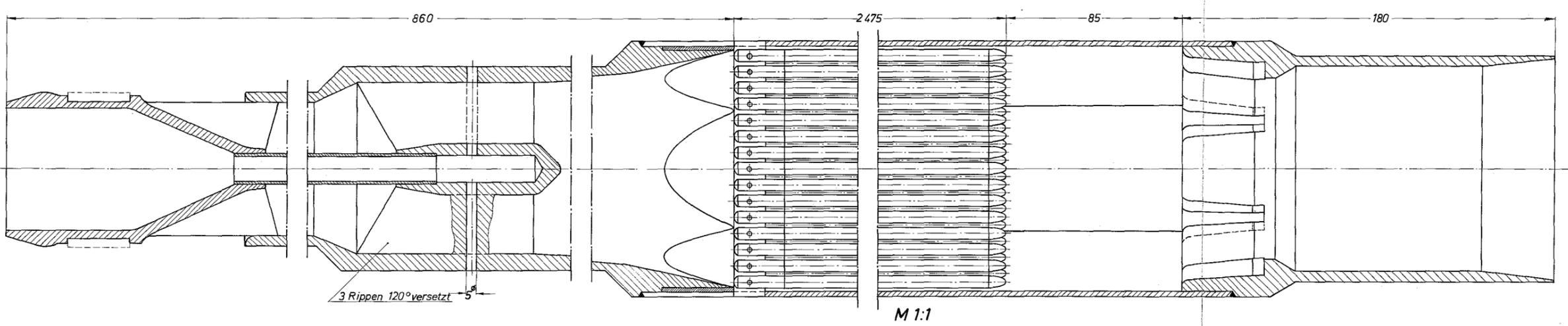
Abb. 3.1.2 Lage und Krümmung der Brennelemente im Betriebszustand

Der diametrale Spalt, der zwischen Pellet und Hüllrohr aufgrund von Fertigungstoleranzen und Wärmedehnungen notwendig ist, beträgt im Einbauzustand  $140 \mu \pm 60 \mu$ , so daß sich eine Schmierdichte von etwa 80 % der theoretischen einstellt. Die relativ niedrige Dichte wurde gewählt, um den Einfluß des Brennstoffschwellens bei höherem Abbrand auf die Standzeit des Hüllrohres möglichst klein zu halten. Sollten sich beim Sintern von Pellets geringer Dichte Schwierigkeiten ergeben, so können auch Pellets mit einer zentralen Bohrung oder mit "dishing" verwendet werden.

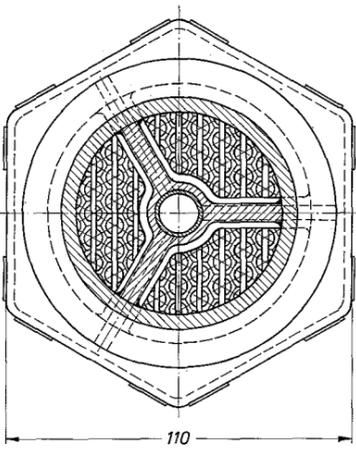
Als Werkstoff für das Hüllrohr des Brennstoffstabes und für das Brennelementmantelrohr ist der stabilisierte austenitische Stahl X 8 Cr Ni Mo V Nb 16 13, Werkstoff-Nr. 4988, vorgesehen. Dieser Stahl besitzt bei guter Korrosionsbeständigkeit genügende Festigkeit in dem zu erwartenden Temperaturbereich. Den Nickelbasislegierungen ist er in seinen kernphysikalischen Eigenschaften überlegen, besonders im Hinblick auf die Brutrate. Alle übrigen Teile werden, wo Temperatur und Festigkeit es zulassen, aus dem Werkstoff Nr. 4961 oder dem Werkstoff Nr. 4401, entsprechend dem Stahl AISI 316, hergestellt.

Bei dem dargestellten Brennstoffstab ruht die Brennstoff- und Brutstoffsäule auf einem porösen Stützpellet, das sich wiederum über ein in den Spaltgasraum eingesetztes, dünnwandiges Rohr auf dem unteren Endstopfen abstützt. Ein ähnliches Deckpellet bildet den oberen Abschluß der Säule. Zum Ausgleich der unterschiedlichen axialen Wärmeausdehnungen von Brennstoffhülle und Brennstoff beim Aufheizen auf Betriebstemperatur ist am oberen Ende des Stabes ein Ausdehnungsraum von etwa 20 mm vorgesehen. Um Verschiebungen der Brennstoffsäule während der Assemblierung und des Transportes der neuen Elemente zu vermeiden, ist unterhalb des Stopfens eine vorgespannte Druckfeder angeordnet. Die Feder hat ihre Aufgabe erfüllt, sobald das Brennelement in den Reaktor eingesetzt ist. Sie muß während des Betriebes nicht funktionsfähig bleiben.

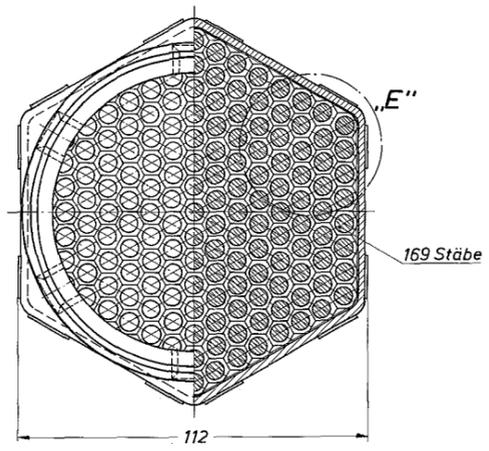
Die einzelnen Brennstoffstäbe werden im Bündel durch in das Brennelementhüllrohr eingesetzte Abstandshaltergitter positioniert. Die Gitter sind wabenförmig aufgebaut. Die einzelnen hexagonalen Zellen werden durch entsprechend geformte Blechstreifen gebildet, die miteinander verlötet oder verschweißt sind und deren aus dem Blech herausgedrückte kugelige Erhebungen die Brennstoffstäbe in jeder Gitterebene an drei Punkten unterstützen.



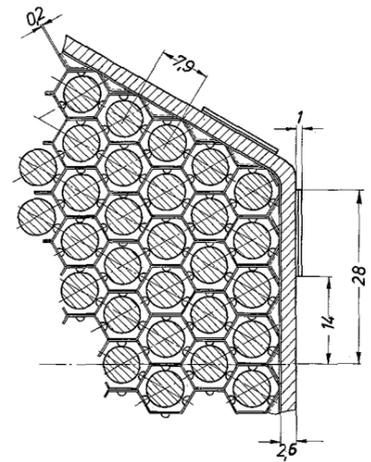
Schnitt A-B  
M 1:1



Schnitt C-D  
M 1:1



Einzelheit „E“  
M 2:1



M 1:5	0	100	200	300	400	500 mm
M 1:1	0	20	40	60	80	100 mm
M 2:1	0	10	20	30	40	50 mm

Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Natriumgekühlter Schneller Brutreaktor Na2
Maßstab 1:5 1:1 2:1	Benennung Zchngs. Nr. Brennelement 3.1-4

Die Gitter bestehen aus 0,2 mm starkem Blech und sind 8 mm hoch. Ihr senkrechter Abstand im Stabbündel beträgt 150 mm. Dieser Wert wurde aufgrund von konservativen Abschätzungen über das Schwingungsverhalten der Brennstoffstäbe in der Kühlmittelströmung festgelegt. Es ist möglich, daß eine geringere Anzahl von Abstandshaltergittern ausreicht. Die geeignete Anzahl und Konstruktion wird experimentell zu ermitteln sein.

Bei dem gewählten Abstandshaltertyp wird der Strömungsquerschnitt zwischen den Stäben nur wenig eingeengt, und Teilungsabweichungen im Bündel können niedrig gehalten werden. Die Gitter werden am Brennelementhüllrohr mit einer Schraub-, Niet- oder Schweißverbindung befestigt. Zu diesem Zweck sind die Gitter an ihren Rändern mit einem Kragen versehen, der die Verbindung zwischen Gitterrand und Mantelrohrinnenwand herstellt.

Die auf der Zeichn. 3.1-4 dargestellte Ausführung der Gitter soll lediglich ein erster Vorschlag sein. Der endgültige Aufbau der Gitter und insbesondere die Befestigung der Gitter am Brennelementmantelrohr werden in einem umfangreichen, zur Zeit anlaufenden Entwicklungsprogramm ermittelt. Dabei sollen auch die u.a. für die Montage bzw. Demontage der Stäbe wichtigen Anpreßdrücke aufgrund der Elastizität und der Fertigungstoleranzen der einzelnen Gitterwaben ebenso wie das Schwingungsverhalten der Stäbe im strömenden Medium genauer untersucht werden.

Die festigkeitsmäßige Auslegung der Brennstoffstäbe wird außer von der Hüllwandtemperatur (s. Kap. 6) im wesentlichen von der Spaltgasfreisetzung im Brennstoff, vom Brennstoffschwellen und von dem Einfluß der Bestrahlung auf die mechanischen Eigenschaften des Hüllrohrwerkstoffes bestimmt. Die Spaltgasfreisetzungsraten in Abhängigkeit von der Temperatur und der vom Brennstoff auf das Hüllrohr ausgeübte Schwellendruck sind bisher nicht genau bekannt. Eine Zusammenfassung der bisher auf dem Gebiet des Brennstoffverhaltens unter Bestrahlung gewonnenen Erkenntnisse und eine Liste der wichtigsten Veröffentlichungen ist in [2] gegeben. Im folgenden wird lediglich ein kurzer Überblick über die auftretenden Phänomene gegeben.

#### 1. Strukturumformung

Je nach der Art des Temperaturprofils laufen im Brennstoff verschiedene Vorgänge mit Diffusions- oder Kriechcharakter ab, die eine Umwandlung der Struktur zur Folge haben. Bei Brennstoffen mit Schnellbrüterausslegung dürfte

nach 1-2 Wochen eine solche Umwandlung erfolgt sein. Durch Sublimation von Brennstoff und Vereinigung von gewanderten Poren entsteht in den meisten Fällen ein Zentralkanal. Es bilden sich Zonen verschiedener Kristallgefüge mit verschiedenen Dichten. Diese Zonen sind identifizierbar mit Bereichen spezieller mechanischer Eigenschaften und damit verknüpfbar mit Temperaturbereichen. So bilden sich oberhalb 1700 °C Säulenkristalle, die als vollkommen plastisches Material anzusehen sind. Im Temperaturbereich von 1300-1700 °C, in dem bereits Kriech- und Diffusionsvorgänge eine spürbare Rolle spielen dürften, finden sich ebenfalls Anzeichen von Strukturumformung. Für Bereiche unterhalb dieser Temperaturen ist am Anfang der Betriebszeit des Brennstoffs nicht mit Eigenschaftsänderungen zu rechnen, wohl aber nach längerer Betriebszeit; dann wird der Brennstoff auch bei Temperaturen unter 1000 °C Kriecheigenschaften zeigen.

## 2. Das Schwellvolumen

Durch die Bildung fester und gasförmiger Spaltprodukte wird die Brennstoffmasse anschwellen und das zur Verfügung stehende Volumen auffüllen. Dieses Volumen innerhalb der Hülle besteht aus dem Spalt zwischen Brennstoff und Hülle, der allerdings im Verlauf der Bestrahlung in den Brennstoff hineinintegriert wird, dem Volumen einer evtl. Stirnflächeneinsenkung oder Fabrikationstoleranz und dem Porenvolumen. Das Porenvolumen darf allerdings nicht voll in Rechnung gesetzt werden. Es hat sich gezeigt, daß bei zusätzlichem Volumenbedarf, sei es durch Schmelzen im Brennstoffkern oder durch thermische Ausdehnung nur ein Teil des Volumens, und zwar etwa 50 %, zur Verfügung steht. Diese Angaben sind Mittelwerte über den ganzen Temperaturbereich von etwa 400 °C bis 2800 °C, treffen aber numerisch direkt für den Bereich zwischen etwa 1300 °C und 1700 °C zu, gerade den Bereich, in welchem Diffusions- und Kriechvorgänge eine bedeutende Rolle spielen. Bei Kenntnis des Temperaturprofils läßt sich abschätzen, daß im Temperaturbereich unterhalb 1300 °C maximal 30 % des Porenvolumens verfügbar sind. Ob und wie weit gerade die letzte Angabe sich mit Zunahme der Plastizität des Brennstoffs unter Bestrahlungseinfluß zu höheren Werten verschiebt, läßt sich noch nicht sagen. Für den Bereich der Großkristalle  $V_{p1}$  über 1700 °C lassen die bisherigen Experimente auf etwa 90 % Volumenverfügbarkeit schließen.

## 3. Die Schwellrate

Unter der Schwellrate wird allgemein die Volumen- oder Durchmesserzunahme

je 1 % Abbrand verstanden. Sie ist stets auf den Ausgangszustand bezogen und gibt den Schwellbetrag wieder, der von festen und gasförmigen Spaltprodukten herrührt.

Die mittlere Schwellrate, bezogen auf 100 % dichten Brennstoff dürfte etwa 1,6 % je 10 000 MWd/t betragen. Eine zusätzliche Schwellrate, verursacht durch Spaltgas, läßt sich aufgrund eines Modells abschätzen. In dem Bereich von 1300-1700 °C ist dann, 50 % Spaltgasfreisetzung vorausgesetzt, mit 0,4 % Volumenzunahme je 10 000 MWd/t zu rechnen. Bei tieferen Temperaturen ist der Anteil geringer.

#### 4. Abbrandformel

Mit Hilfe der Abbrandformel [3] läßt sich abschätzen, bis zu welchem Abbrand ein Brennstab betrieben werden kann, ohne daß die Hülle durch Schwellen des Brennstoffs wesentlich verformt wird. Eine Deformation der Hülle durch Spaltgasdruck wird dabei nicht berücksichtigt. Der erreichbare Abbrand A in MWd/t beträgt:

$$A = \frac{1}{1,6} \frac{10^6}{V_{Br}} \cdot \frac{\rho}{\rho_{th}} \left[ P(0,8 V_{Pl} + 0,5 V_{Kr} + 0,3 V_{TT}) + V_{Sp} + V_D - \Delta V_{Schm} - 0,04 V_{Kr} \right]$$

$$P = 1 - \frac{\rho}{\rho_{th}} = \text{Porosität, } \rho_{th} = \text{theoretische Dichte}$$

Darin bedeutet (siehe auch Seite 3-12):

$V_{Sp}$  = Spaltvolumen, nach Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung [cm<sup>3</sup>]

$V_D$  = Dishing oder ähnliches vorgefertigtes Volumen [cm<sup>3</sup>]

$\Delta V_{Schm}$  = Volumverbrauch durch zentrales Schmelzen [cm<sup>3</sup>]

0,04  $V_{Kr}$  bedeutet 4 % Volumverbrauch durch Spaltgasschwellen im Kriechbereich; für 100 000 MWd/t integral angesetzt, um diesen Einfluß pessimistisch zu berücksichtigen.

Der Faktor  $\frac{1}{1,6}$  berücksichtigt die absolute mittlere Schwellrate von 100 % dichten, keramischem Brennstoff je 10 000 MWd/t Abbrand.

Der Abbrandformel liegt also der Gedanke zugrunde, daß das 100 % dichte Material durch Ausscheidung fester Spaltprodukte in die zur Verfügung stehenden Volumina, welche durch zentrales Schmelzen und spaltgasinduzierte

Kriechvorgänge vermindert werden mit einer absoluten Schwellrate hineinschwillt. Die Grenze der sicheren Betriebsfähigkeit des Brennstabs ist erreicht, wenn diese Volumina verbraucht sind.

Die Anwendung der Abbrandformel ergibt mit den Daten dieser Studie für eine Schmierdichte von 80 % th.D. einen maximal erzielbaren Abbrand von 85 000 MWd/t schwerer Elemente.

### 5. Spaltgasfreisetzung

Aufgrund von Experimenten und theoretischen Überlegungen ist in den einzelnen Temperaturzonen mit verschiedenen Anteilen der Spaltgasfreisetzung zu rechnen. Die Menge freigesetzten Spaltgases läßt sich mit Hilfe der folgenden Formel [3] abschätzen:

$$V_{\text{Spaltgas}} (\text{cm}^3) = \frac{7,3 \cdot 10^{-6} \cdot \chi \cdot t \cdot g_{\text{Br}}}{r_{\text{Br}}^2 \cdot \rho_{\text{Br}} \cdot V_{\text{Br}}} (0,95 V_{\text{Pl}} + 0,5 V_{\text{Kr}} + 0,1 V_{\text{TT}})$$

Darin bedeutet:

$\chi$  = Stabileistung [W/cm]

t = Bestrahlungszeit [Tage]

$g_{\text{Br}}$  = Gewicht des Brennstoffs [gr]

$r_{\text{Br}}$  = Brennstoffradius [cm]

$\rho_{\text{Br}}$  = Brennstoffdichte [gr/cm<sup>3</sup>]

$V_{\text{Br}}$  = Brennstoffvolumen [cm<sup>3</sup>]

$V_{\text{Pl}}$  = Volumen mit Temperaturen > 1700 °C, plastisch [cm<sup>3</sup>]

$V_{\text{Kr}}$  = Kriechbereich, 1300-1700 °C [cm<sup>3</sup>]

$V_{\text{TT}}$  = Tieftemperaturbereich, 1300 °C [cm<sup>3</sup>]

Die Anwendung dieser Formel auf den höchstbelasteten Brennstoffstab des Na 2-Cores ergibt eine maximale relative Spaltgasfreisetzung von etwa 46 %.

### 6. Hüllwerkstoffeigenschaften unter Bestrahlung in Natrium

Für eine zuverlässige Festigkeitsberechnung der Brennstoffhülle muß außer den zeitlich variablen mechanischen Beanspruchungen auch der Einfluß der

Neutronenbestrahlung und der Natriumumgebung auf die Werkstoffeigenschaften quantitativ bekannt sein. Bei den maximalen Hüllrohrtemperaturen zwischen 600 °C und 700 °C ist als wichtigster Effekt die nicht ausheilbare Hochtemperaturversprödung zu nennen, d.h. die Abnahme der Qualität durch Heliumblasen an den Korngrenzen, die sich über schnelle (n,α)-Reaktionen im Temperaturbereich merklicher Diffusion bilden. Der Einfluß des Natriums scheint sich - abgesehen von der Korrosion - hauptsächlich in einer Zunahme der Kriechgeschwindigkeit zu äußern.

Zur Abschätzung des mechanischen Verhaltens der Brennstäbe wurde eine Reihe von Rechnungen durchgeführt, deren Grundlage die in der Na 1-Studie dargestellten und später weiter entwickelten Berechnungsmethoden waren. Um mögliche Einflüsse von Natrium und Strahlung wenigstens näherungsweise zu berücksichtigen, wurde die Kriechgeschwindigkeit des Hüllwerkstoffes willkürlich um den Faktor 10 erhöht. Die Rechnung wurde für 100 % und für 50 % Spaltgasfreisetzung durchgeführt. Der kleinere Wert entspricht nach dem heutigen Stand der Kenntnisse eher den wirklichen Verhältnissen.

Bei der Berechnung wurden folgende Bedingungen eingehalten:

1. 1,5-fache Sicherheit gegen Erreichen der Streckgrenze.
2. Maximale plastische Dehnung von 0,5 % durch stationäres Kriechen.
3. Ausreichende Betriebszyklenzahl bis zum Ermüdungsbruch.
4. Verbot schrittweiser, plastischer Dehnung (thermal ratcheting).

Die Ergebnisse der Rechnung zeigt die Abb. 3.1.3. Die zulässigen Spaltgasdrücke liegen - gerechnet mit der "normalen" Kriechgeschwindigkeit - bei etwa 100 at, gerechnet mit der 10-fachen Kriechgeschwindigkeit bei etwa 60 at.

Die für Na 2 festgelegte Spaltgasraumlänge von 65 cm reicht aus für 100 % Spaltgasfreisetzung bei einem über die Stablänge gemittelten Abbrand von 80 000 MWd/t, wenn sich die Kriechgeschwindigkeit unter Bestrahlung und unter Natriumeinfluß nicht ändert. Sie wäre auch für eine Spaltgasfreisetzung von 75 % bis 80 % ausreichend, wenn die zusätzlichen Einflüsse von Bestrahlung und Natriumumgebung einer Verzehnfachung der Kriechgeschwindigkeit entsprächen. Berücksichtigt wurde dabei eine jährliche Wanddicken-

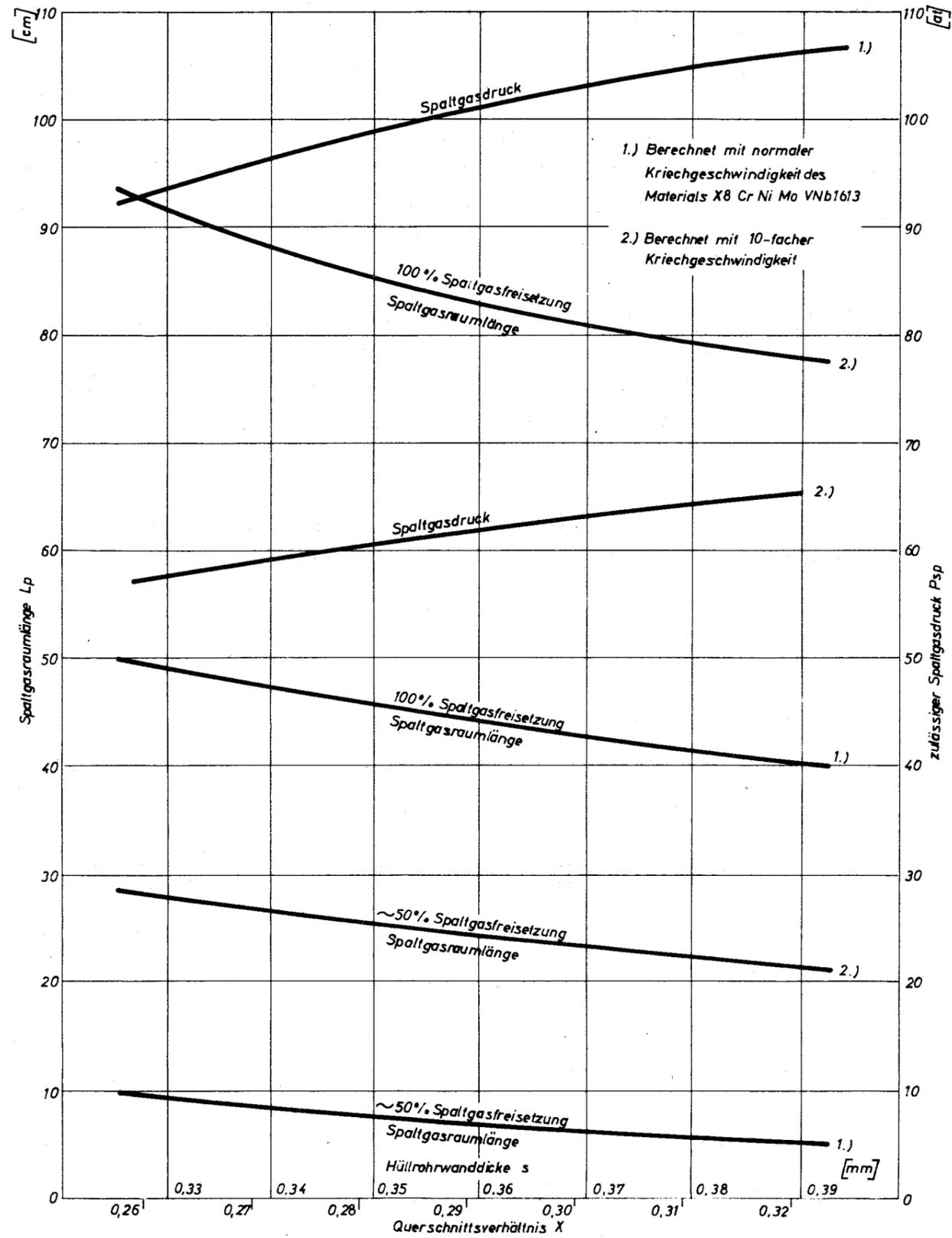


Abb. 3.1.3 Spaltgasraumlänge und zulässiger Spaltgasdruck bei verschiedenen Wanddicken und verschiedener Spaltgasfreisetzung

abnahme von etwa 25  $\mu$ , so daß das Querschnittsverhältnis  $x$  nach zwei Jahren Standzeit 0,27 gegenüber 0,31 der Auslegung beträgt ( $x$  = Querschnittsfläche der Hüllrohrwand/Querschnittsfläche des Brennstoffes). Außerdem wurde angenommen, daß der Brennstab während seiner ganzen Standzeit bei maximaler Leistung und Temperatur, d.h. unter Einbeziehung aller Temperatur-Unsicherheitsfaktoren und Vernachlässigung der abbrandbedingten Leistungsabnahme gefahren wird. Die festgelegte Spaltgasraumlänge von 65 cm kann aus diesen Gründen als konservativ betrachtet werden.

Die unteren Endstopfen der Brennstoffstäbe sind geschlitzt und mit einer Querbohrung versehen. Bei der Montage werden die Stäbe auf Querbleche gesteckt und vernietet, so daß sie dann lagenweise von unten in das Brennelementmantelrohr eingesetzt werden können, bevor der Fuß angeschweißt wird. Ein in den Fuß eingelegter sechseckiger Stützring fixiert die Querbleche in ihrer Lage.

Der Brennelementfuß ist entsprechend der Konstruktion der Tragplatte als ungefähr 500 mm langer, zylindrischer Schaft ausgebildet. Das Kühlmittel tritt am unteren Ende des Fußes seitlich ein und strömt im Innern des Fußes nach oben. Gemäß der hier gewählten Konzeption der individuellen, hydraulischen Niederhaltung hat jedes Brennelement unterhalb des Fußes eine eigene Niederdruckkammer, die mit der Tragplatte verbunden ist. Lecknatrium, das am unteren Sitz des Fußes in die Kammer eintritt, fließt durch eine zentrale Ausgleichsleitung durch den Brennelementfuß in das Niederdruckplenum oberhalb der Tragplatte ab (s. Abb. 3.1.4). Zwischen dem eigentlichen Fuß und dem sechseckigen Mantelrohr ist oberhalb der Tragplatte ein zylindrisches Zwischenstück von etwa 150 mm Länge und 100 mm Außendurchmesser vorgesehen. Dadurch entstehen zwischen den Brennelementen in diesem Bereich freie Strömungsquerschnitte, durch die auch größere, durch Undichtigkeiten entstandene Leckmengen ohne erheblichen Druckaufbau seitlich über den ganzen Kernquerschnitt verteilt und abgeführt werden können.

Der Brennelementkopf ist rohrförmig ausgebildet, und zwar vor allem deswegen, weil die einzelnen Brennelemente im Kernverband so eng stehen, daß die Stützrohre der Halteplatte nicht von außen über die Elemente geschoben werden können, sondern zur Zentrierung der Brennelemente in sie hineingesteckt werden müssen. Durch diese Verbindung zwischen Kopf und Stützrohr wird ein glatter Austrittskanal gebildet, der die Kühlmittelströmung nicht stört und der - bei den in gleicher Weise zentrierten Steuerelementen - genügend Platz

3-16

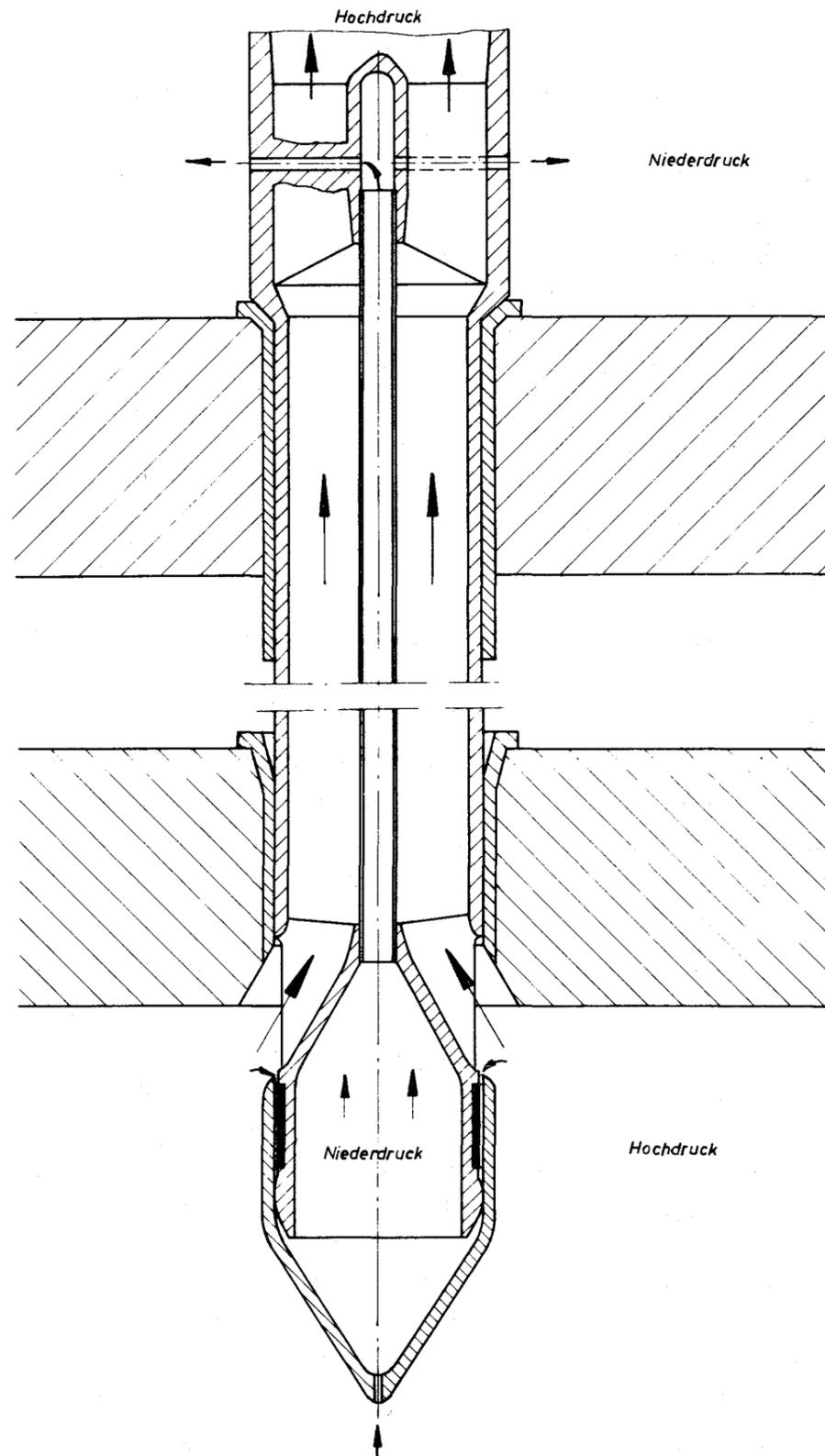


Abb. 3.1.4 Hydraulische Niederhaltung

für die Bewegung des Steuerstabes bzw. dessen Betätigungsstange läßt. Die Greifköpfe der Umsetzvorrichtung und der Wechselmaschine sind aufgrund dieser Konstruktion als Innengreifer ausgebildet, deren Klauen in 6 Nuten in dem verstärkten Teil des Brennelementkopfes einrasten.

Das Brennelement wird im Kernverband an seinem Fuß in der Tragplatte und an seinem Kopf durch die Haltplatte genau positioniert. Zur Verhinderung der thermischen Durchbiegung trägt es an seiner Außenseite im Corebereich in einer oder mehreren Ebenen angebrachte Distanzstücke, über die es sich an den Nachbarelementen abstützt.

#### 3.1.1.2 Brutelement

Auf der Zeichn. Nr. 3.1-5 ist das Brutelement dargestellt. Es ist ähnlich aufgebaut wie das in Kap. 3.1.1.1 beschriebene Brennelement. Das Brutelementmantelrohr hat die gleichen Abmessungen wie das des Brennelementes; Kopfstück und Fuß sind jedoch anders ausgebildet.

Das Stabbündel besteht aus 91 Stäben, die mit gesinterten, ungeschliffenen Tabletten aus abgereichertem Uranoxyd gefüllt sind. Die Stäbe haben 9,5 mm Außendurchmesser und eine Hüllrohrwandstärke von 0,5 mm. Die Höhe der Brutstoffsäule entspricht mit 1750 mm der Summe der Brennstoff- und Brutstoffzonen im Brennelement. Auch hier ist unter der Oxydsäule ein Hohlraum von ca. 650 mm Länge vorhanden. Die Säule wird von einem in diesen Raum eingesetzten Stützrohr getragen.

Als Abstandshalter werden um die Brutstoffstäbe gewendelte Drähte von 1,2 mm Durchmesser verwendet. Die Steigung der Drähte beträgt 250 mm. Die einzelnen Stäbe sind an ihrem unteren Ende lagenweise auf Querblechen befestigt, die ihrerseits zwischen Elementfuß und -mantelrohr beim Assemblieren eingespannt werden.

Da die Brutelemente bei dem vorliegenden Entwurf frei in der Tragplatte stehen, entfällt am Kopfstück der obere Teil, der bei den Brennelementen für die Positionierung in der Führungsplatte vorgesehen ist. Der übrige Teil des Kopfstückes mit den für das Wechseln der Elemente notwendigen Innennuten ist der gleiche wie bei den Brennelementen.

Die Brutelemente werden durch einen entsprechend ihrer geringeren Leistung vorgedrosselten Kühlmittelstrom gekühlt. Dadurch wird der Druckabfall in

den Brutelementen so niedrig, daß sie allein durch ihr Eigengewicht in der Tragplatte gehalten werden und keine besonderen Maßnahmen zu ihrer Niederhaltung nötig sind. Der Fuß des Brutelementes hat einen kleineren Durchmesser als der des Brennelementes, so daß ein versehentliches Einsetzen der höher angereicherten Brennelemente in die Brutzone ausgeschlossen ist.

An ihrem oberen Ende stehen die Brutelemente frei. Sie werden seitlich durch Distanzstücke, die in gleicher Höhe wie im Core angebracht sind, abgestützt. Für das Brutelement sind die gleichen Werkstoffe vorgesehen wie für das Brennelement.

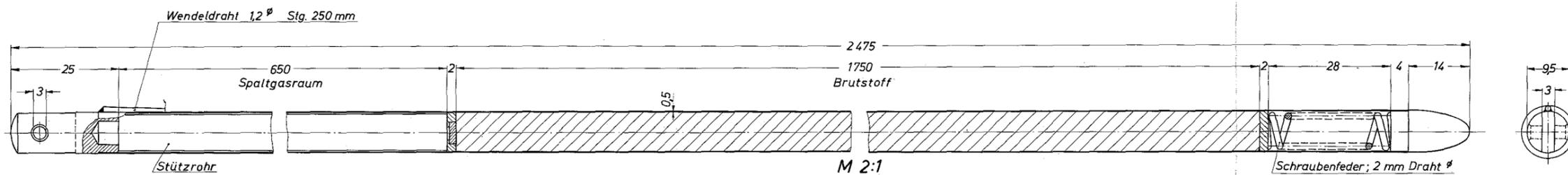
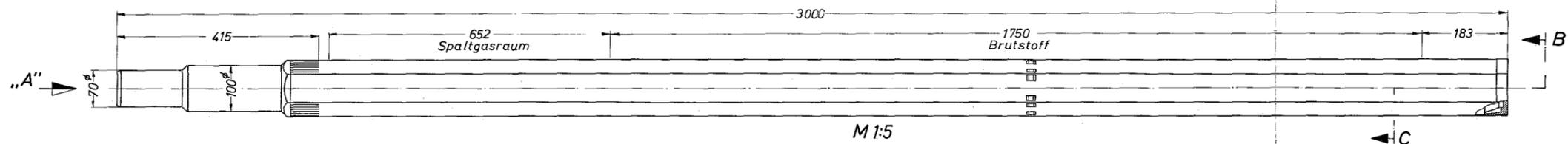
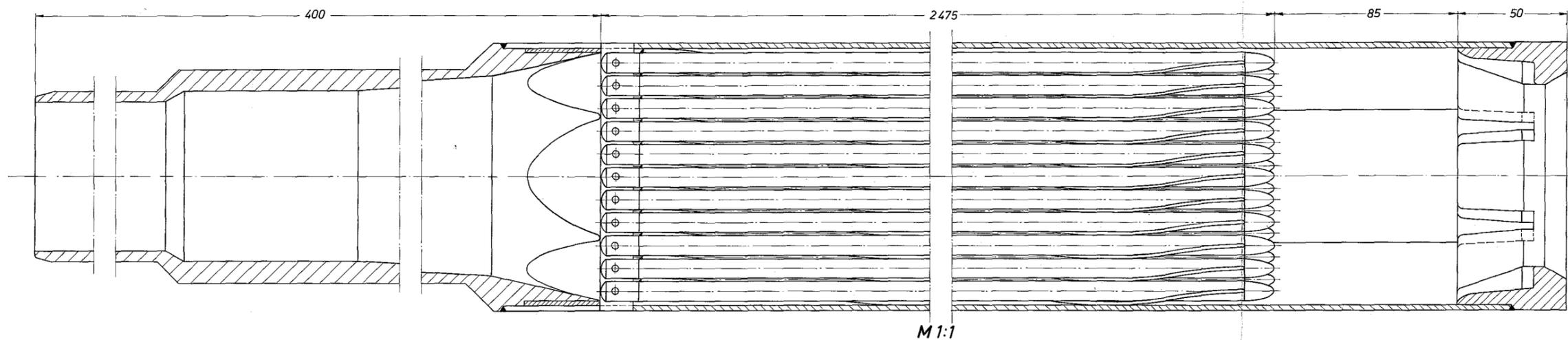
#### 3.1.1.3 Steuerelement

Das in Zeichn. Nr. 3.1-6 dargestellte Steuerlement besteht aus einem axial beweglichen Absorberbündel und einer fest eingebauten Brutstoffzone im unteren Teil des Elementes. In seiner äußeren Gestalt gleicht es dem Brennelement: es besitzt ein sechseckiges Mantelrohr von gleicher Abmessung und gleichem Material; auch der Fuß und dessen Lagerung einschließlich der individuellen hydraulischen Niederhaltung sind wie bei einem Brennelement ausgebildet.

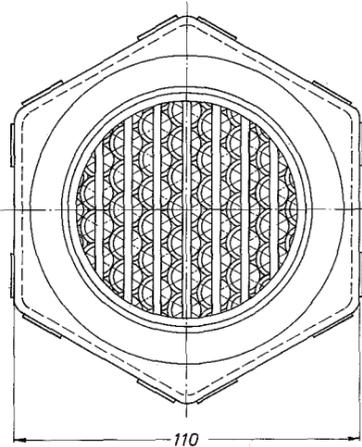
Das Absorberbündel besteht aus 37 Stäben mit einem Außendurchmesser von 9,5 mm, einer Hüllrohrwandstärke von 0,5 mm und einer Länge von 1400 mm. Als Absorbermaterial ist  $B_4C$  von ca. 75 % der theoretischen Dichte und verschiedener Anreicherung, je nach der Aufgabe der Absorberbündel als Regel-, Trimm- oder Abschaltetelement vorgesehen. Ein Spaltgasraum von ca. 400 mm Länge im Innern der Stäbe dient zur Aufnahme des entstehenden Heliums. Die Frage nach dem bestgeeigneten Absorbermaterial ist jedoch noch offen. Für Regel- und Trimmelemente ist wahrscheinlich ein weniger schnell abbrennendes Material, z.B. Tantal, vorzuziehen.

Die Positionierung der einzelnen Stäbe übernehmen Gitter im Abstand von 150 mm, die aus 0,2 mm starken und 8 mm hohen Blechstreifen gebildet werden. Die Gitter sind anders ausgeführt als im Brennelement, weil mit Rücksicht auf den Strömungswiderstand bei einer Schnellabschaltung ein größerer Kühlmittelanteil im Bündel und damit größere Stababstände erforderlich sind.

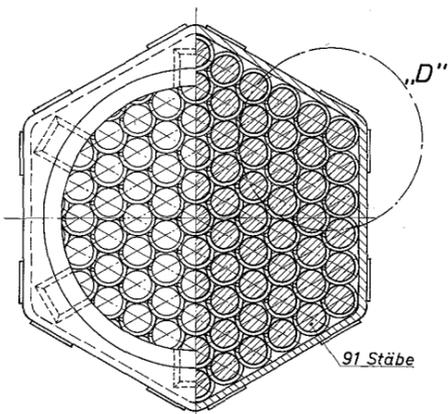
Das gesamte Bündel wird durch ein eigenes, inneres Mantelrohr mit 90 mm Schlüsselweite und 2 mm Wandstärke zusammengehalten und gestützt. Dieses Rohr nimmt die Beschleunigungskräfte während des Abschießens bzw. Abbremsens des Bündels auf.



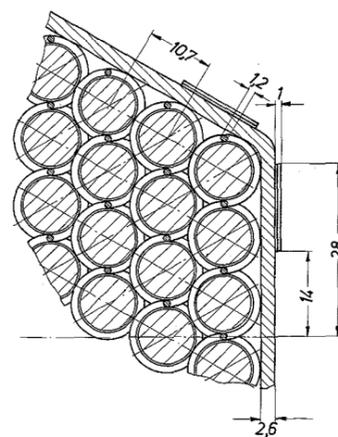
Ansicht in Richtung „A“  
M 1:1



Schnitt B-C  
M 1:1

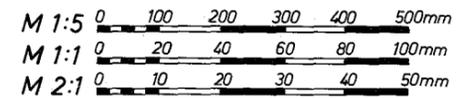
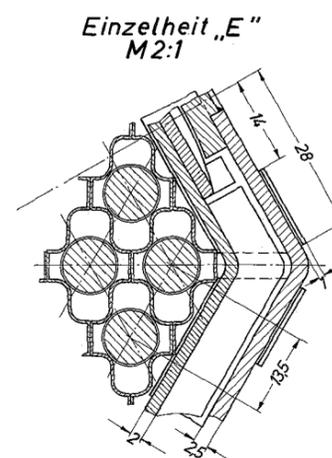
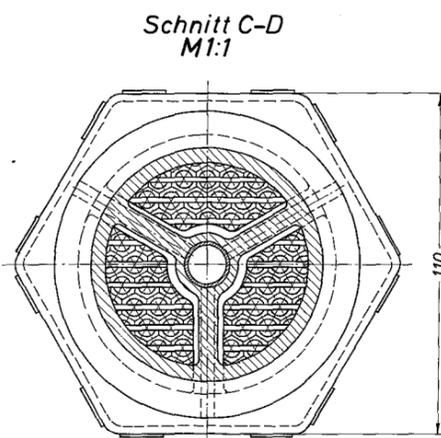
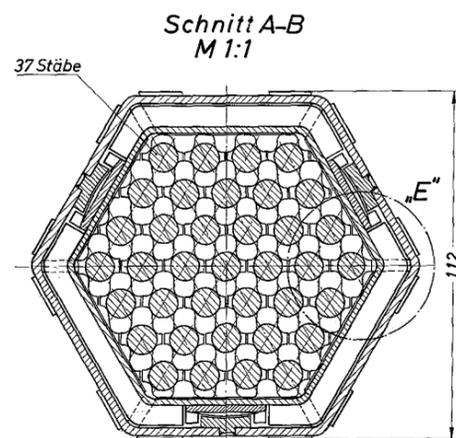
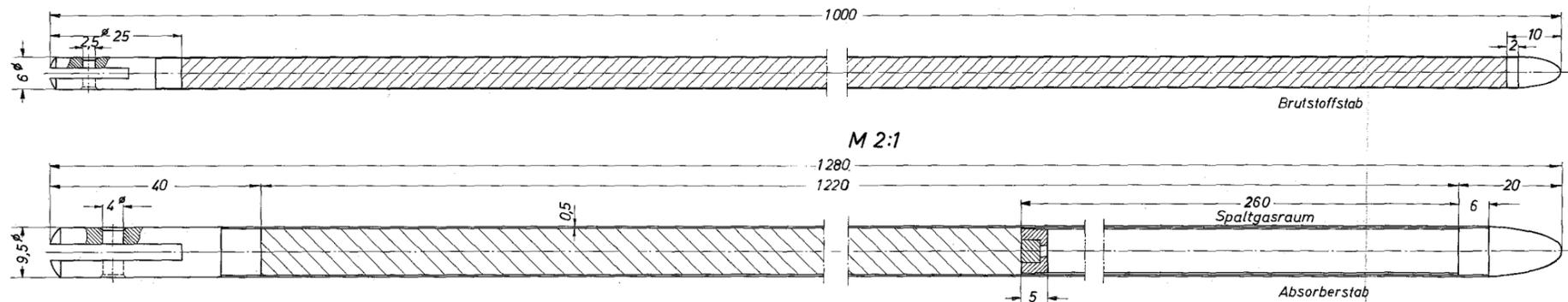
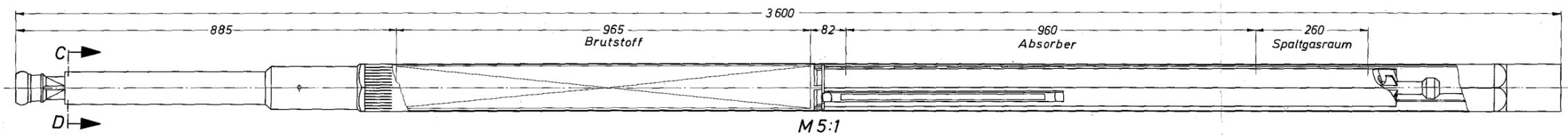
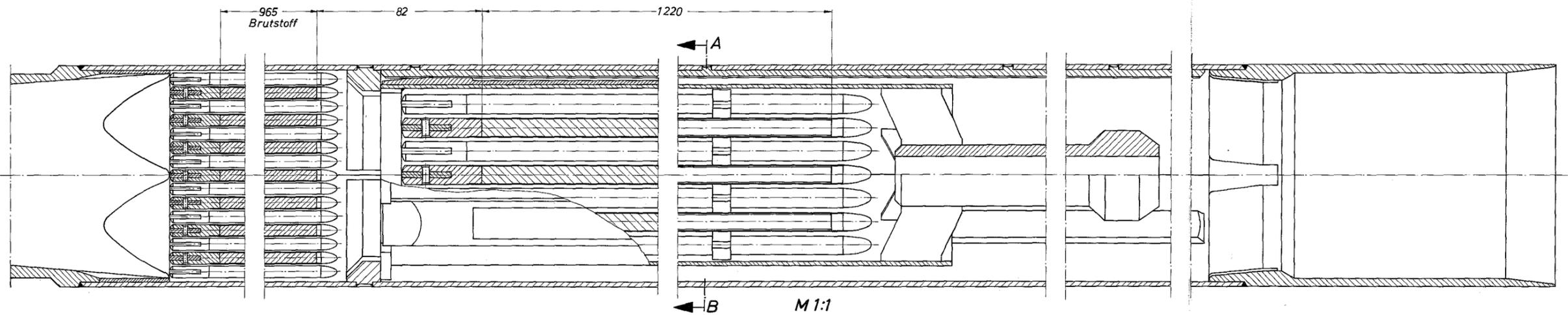


Einzelheit „D“  
M 2:1



M 1:5	0	100	200	300	400	500mm
M 1:1	0	20	40	60	80	100mm
M 2:1	0	10	20	30	40	50mm

Datum 11.10.1967	Projekt 300MW Natriumgekühlter Schneller Brutreaktor Na2	Zchngs. Nr. 3.1-5
Maßstab 1:5 1:1 2:1	Benennung Brutelement	



Datum 11.10.1967	Projekt 300 MW Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zchngs. Nr. 3.1-6
Maßstab 1:5 1:1 2:1	Benennung <b>Steuerelement</b>	

Die Stäbe selbst sind in den Gittern nur geführt, und zwar an vier Berührungslinien. Im inneren Mantelrohr sind sie über Querstäbe an ihrem unteren Ende befestigt.

Das Absorberbündel wird durch drei um je  $120^\circ$  versetzte Gleitschienen geführt, die an der Innenseite des äußeren Mantelrohres befestigt sind und mit drei Stellit-Gleitstücken am Absorberstab in Eingriff stehen. Schienen und Gleitstücke haben gewölbte Oberflächen, so daß eine gewisse Verdrehung des Absorberstabes möglich ist. Die Verdrehung wird begrenzt durch das tangentielle Spiel zwischen Schiene und Gleitstück. Das Oberteil des Absorberbündels ist als Kupplungskopf für die Greifzange des Steuerstabantriebes ausgebildet. Im äußeren Mantelrohr sind Greifnuten zum Auswechseln des ganzen Steuerelementes vorgesehen, die jedoch von denen in den Brennelementköpfen verschieden sind, um zu verhindern, daß statt eines Brennelementes versehentlich ein Steuerelement gezogen wird. Steuerelemente können deshalb nur mit einem Spezialgreifer ausgewechselt werden.

Unterhalb des beweglichen Absorberbündels sind im Bereich der unteren axialen Brutzone mit  $UO_2$  gefüllte Brutstoffstäbe gleicher Abmessung und Anordnung wie im Brennelement eingebaut. Dadurch werden örtliche hohe Strahlenbelastungen durch Streamingeffekte an der Tragplatte vermieden. Beim Zusammenbau des Steuerelementes wird das Absorberbündel von unten in das Mantelrohr eingeführt. Es folgt der Einbau der Brutstoffstäbe und als letztes der Fuß des Steuerelementes. Nach dem Zusammenbau läßt sich das Absorberelement nicht mehr aus dem äußeren Mantelrohr herausnehmen, sondern es kann nur so weit ausgefahren werden, daß sich in oberer Endstellung das Absorbermaterial gerade oberhalb des Brennstoffbereiches befindet. Die Zeichn. 3.1-7 zeigt das obere Ende des Steuerelementes, einmal in ausgefahrenem und zum anderen in eingefahrenem Zustand.

### 3.1.2 Kernverband

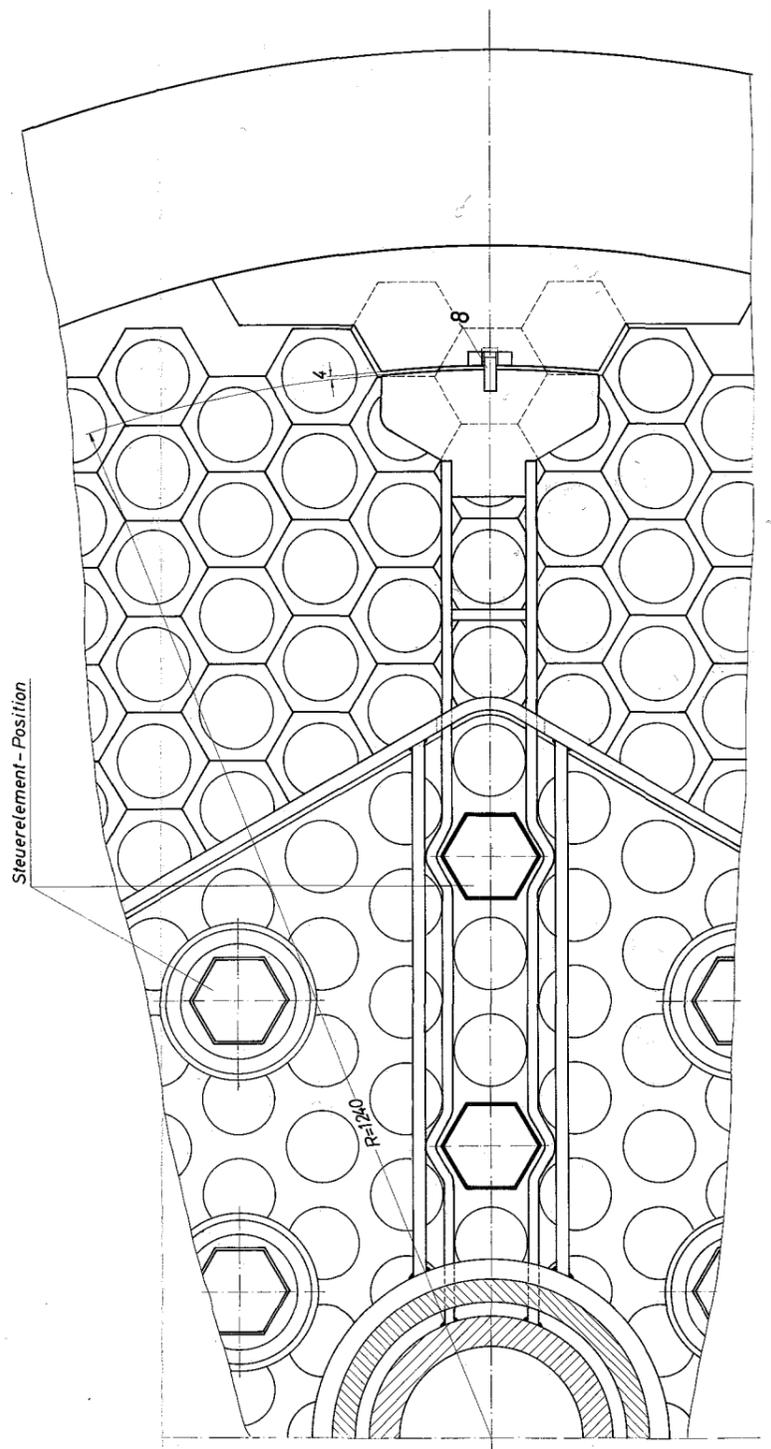
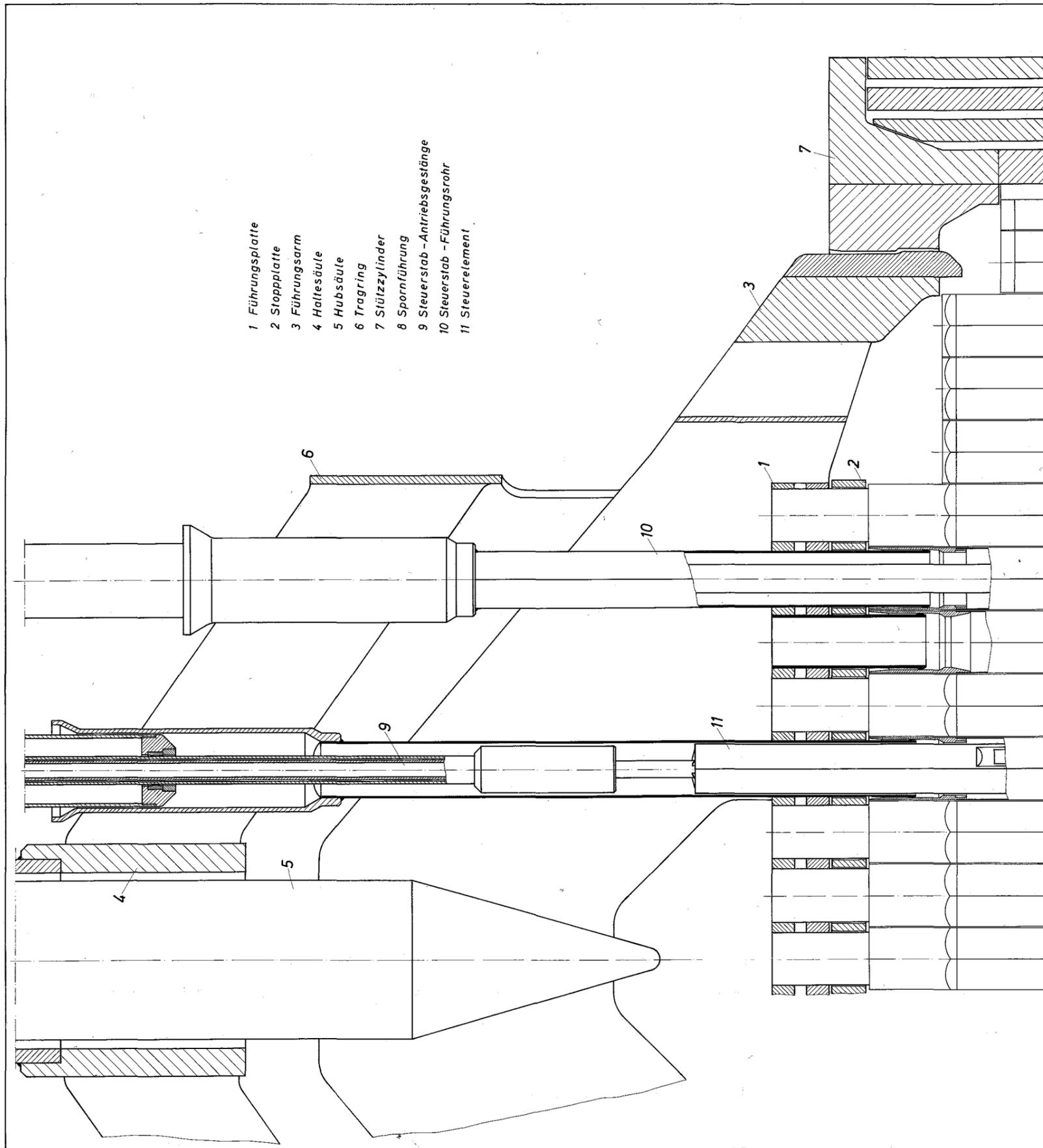
Zum Kernverband (s. Zeichn. 3.1-1) gehören außer den Elementen des Reaktorkernes die unter dem Kern angeordnete Tragkonstruktion, der Stützzylinder und die über den Elementköpfen angebrachte Halteplatte. Die Kernhalteteile sind über ihre Auflager in dem radialen Stützzylinder miteinander verbunden und bilden so einen geschlossenen Rahmen. Die Brutelemente werden von der Halteplatte nicht erfaßt; sie stützen sich lediglich über Distanzstücke untereinander ab. An der Peripherie des Kernes übernimmt eine Formplatte

die auftretenden seitlichen Kräfte und gewährleistet gleichzeitig den Übergang aus der Sechseck-Konfiguration in die Zylindergeometrie des Stützzylinders.

Die beiden Lochplatten der unteren Tragkonstruktion sind miteinander durch strahlenförmig angeordnete Doppelrippen verbunden. Diese Maßnahme dient zur Reduzierung der Durchwölbung der Platte, die durch den Überdruck im Reaktoreintrittsplenum hervorgerufen wird. Dazu soll auch die Auflagerungsart der Tragplatten beitragen. Den Sitz der Tragkonstruktion bildet ein entsprechend geformter Kreisring, der mit Versteifungsblechen am radialen Stützzylinder befestigt ist. Mit ihm ist nur die untere, im Durchmesser kleinere Platte der Tragkonstruktion verschraubt, so daß der Auftrieb an der verhältnismäßig kleinen und nicht an der gesamten, etwa dreifachen Fläche wirksam wird. Die Füße der Brennelemente ruhen in einem Sitz, der in die obere Platte eingepreßt ist, und werden in einer Buchse in der unteren Platte seitlich geführt. Die Verlängerung dieser Buchse nach unten bildet zusammen mit dem unteren Ende des Fußes den Niederdruckraum für die hydraulische Niederhaltung.

Die Halteplatte (Zeichn. 3.1-7) hat mehrere Funktionen. Neben der genauen Zentrierung der Brennelementköpfe dient sie zur Aufnahme der Schutzrohre der Steuerstabantriebe und der Thermoelemente zur Messung der Brennelementaustrittstemperatur. Außerdem bietet sie als Stopplatte eine zusätzliche Sicherheit gegen das Aufschwimmen von Brennelementen für den Fall, daß ihre hydraulische Niederhaltung versagt.

Sie besteht aus zwei unabhängig voneinander in vertikaler Richtung beweglichen Platte, von denen die obere Doppelplatte die Rohrstützen zur Zentrierung der Brennelemente trägt, während die untere Platte, durch die die Rohrstützen hindurchgreifen, die Elemente am Aufschwimmen hindert. Die vertikale Bewegung der Platten wird über koaxiale Hubsäulen ausgeführt, von denen die innere Säule über 6 Radialrippen mit der Führungsplatte und die äußere mit der Stopplatte verbunden ist. Vor dem Brennelementwechsel werden die Rohrstützen durch Anheben der Führungsplatte aus den Brennelementköpfen heraus- und durch die Stopplatte hindurchgezogen, so daß anhaftende Brennelemente abgestreift werden. Um zu verhindern, daß angehobene, die Stopplatte berührende Elemente beim Wegschwenken der Platten durch den Drehdeckel verbogen werden, wird die Stopplatte am Schluß des Hubes ebenfalls um einen gewissen Betrag angehoben, bevor die ganze Konstruktion durch den Drehdeckel



0 50 100 150 200 250mm

Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
Maßstab 1:2,5	Zchngs. Nr. 3.1-7
Benennung Kernhalteplatte	

zur Seite geschwenkt wird. Außerdem wird mit Tastarmen geprüft, ob die Platte sich gänzlich vom Reaktorkern gelöst hat, bevor die Platte seitwärts geschwenkt wird.

Um die auf die Führungsplatte und ihre Auflager im Stützzyylinder wirkenden Kräfte zu verringern, sind im wesentlichen zwei Maßnahmen vorgesehen:

1. Zwischen den Führungsarmen und ihren Gegenlagern am Stützzyylinder ist bei abgeschaltetem Reaktor ein radiales Spiel von etwa 4 mm. Dieses Spiel läßt bei einseitigem Krafteingriff, z.B. durch bevorzugt in einer Richtung verbogene Brennelemente während des Aufsetzens der Platte auf die Brennelemente, ein seitliches Ausweichen der Platte um diesen Betrag zu, so daß ebenfalls im Eingriff stehende, gerade oder in entgegengesetzter Richtung verbogene Brennelemente aufgrund ihrer Eigensteifigkeit das Kräftegleichgewicht zum Teil wiederherstellen. Dadurch wird die resultierende Kraft zwischen dem Stützzyylinder und den Führungsarmen der Platte erheblich verringert.

Beim Anfahren des Reaktors wird die Führungsplatte etwa auf Coreaustrittstemperatur aufgeheizt, während der Stützzyylinder relativ kälter bleibt. Durch die daraus herrührenden unterschiedlichen Wärmedehnungen schließt sich der Spalt zwischen Führungsarm und Stützzyylinder bis auf ein notwendiges Betriebsspiel von etwa 1 mm.

2. Um zu vermeiden, daß alle durch Temperaturgradienten mehr oder weniger gekrümmten Brennelemente beim Aufsetzen der Platte gleichzeitig zum Eingriff kommen und durch Reibung an den Rohrstützen und an den Brennelementen untereinander zu hohe Eintreibkräfte hervorrufen, sind die Rohrstützen der Führungsplatte radial nach außen länger ausgeführt. Dadurch werden vom Corerand her die Brennelementreihen einzeln nacheinander gegriffen und in ihren Positionen zentriert.

Die Rohrstützen der Steuerelemente sind sechseckig ausgeführt und nach oben verlängert, wo sie in Muffen enden, in denen die Schutzrohre der Antriebsgestänge gleitend gelagert sind. Die Rohrstützen sind hier deswegen sechseckig ausgeführt, weil runde Rohre zur Aufnahme der aus dem Core herausgezogenen Absorberstabbündel den Querschnitt anderer Austrittsöffnungen überdeckt hätten bzw. der Rippenstern der Platte an diesen Stellen unterbrochen worden wäre. Die Antriebsschutzrohre bleiben beim Wegschwenken der Platte in den Schiebemuffen.

Die drei seitlichen Stützarme der Führungsplatte überspannen nicht das gesamte radiale Blanket, sondern sind etwas kürzer als der Kernradius, um den Platzbedarf beim Wegschwenken der Platte während des Umladens und damit den Behälterdurchmesser zu verringern. Die Gegenlager am Stützzylinder ragen deswegen ein Stück einwärts und überdecken je drei Positionen im Blanket. Da diese Positionen nicht ausgewechselt werden können, sind sie mit fest eingebauten Stahlelementen besetzt.

### 3.1.3 Reaktorbehälter

Der zylindrische Reaktorbehälter (s. Zeichn. 3.1-1) weist einen Außendurchmesser von 5200 mm auf, der sich in Höhe des Drehdeckels in Anpassung an diesen stufenförmig erweitert. Die Behälterstufe ist als Flansch ausgebildet und dient als Auflage des Behälters einschließlich des Drehdeckels auf einem Tragring. Die Gesamthöhe des Reaktorbehälters beträgt ca. 15 000 mm. Die Wandstärke des zylindrischen Teiles ist mit Ausnahme von besonders beanspruchten Bereichen 20 mm und die des Klöpperboden 30 mm, der wegen der eingeschweißten Kühlmittelintrittsstutzen verstärkt ist. Als Behälterwerkstoff ist der austenitische Werkstoff Nr. 4961 (X 8 Cr Ni Nb 16 13) vorgeesehen, der bereits für Natrium-Versuchsanlagen Verwendung findet.

Die gewählte Kühlmittelführung mit Eintritt in den Behälterboden ergibt eine Unterteilung des Behälters in zwei Bereiche verschiedenen Druckes und verschiedener Temperatur: der untere Behälterteil, bestehend aus dem Klöpperboden und einem im Bereich der Tragkonstruktion auf 50 mm verstärkten zylindrischen Schuß, ist im Betriebszustand mit Natrium von Eintrittstemperatur unter höherem Druck gefüllt. Für diesen Teil beträgt der Berechnungsdruck 6 atü. Oberhalb der Tragkonstruktion herrschen lediglich der Schutzgasdruck und der statische Druck der Natriumsäule. Der Berechnung für diesen Teil wurde ein Druck von 2 atü zugrunde gelegt. Die Berechnungstemperatur ist für den gesamten Behälter mit Rücksicht darauf, daß auch der untere, mit kühlerem Natrium gefüllte Teil bei Bedarf zur Ausheilung von Bestrahlungsschäden auf Reaktoraustrittstemperatur aufgeheizt werden kann, auf 590 °C festgelegt.

Unterhalb des Tauchdeckels ist die Behälterwandstärke reduziert, um im Falle eines schweren Unfalles, der zu einem Druckaufbau im Behälter führt, bevorzugt an dieser Stelle einen Bruch herbeizuführen. Dadurch wird der Druck im Behälter auf einen Wert begrenzt, bei dem ein Abheben des Drehdeckels mit

Sicherheit verhindert werden kann (s. Kap. 7.6.4).

In Höhe des Tauchdeckels ist an der Innenseite der Behälterwand ein Na-Entnahmering mit über den Umfang verteilten Öffnungen angebracht, der eine gleichmäßige Kühlmittelentnahme über den gesamten Umfang bewirkt und dadurch Temperaturgradienten in Umfangsrichtung unterdrückt.

Am Übergang von dem zylindrischen Teil zum Klöpperboden trägt die hier wegen der Tragplattenanbringung verstärkt ausgeführte Zylinderwand dazu bei, die relative Dehnung zwischen Zylinder und Boden zu verkleinern und damit auch die Werkstoffbeanspruchung zu verringern.

Die gewählten Behälterwandstärken und die Stützdimensionierungen genügen, soweit es die primären Membranspannungen betrifft, den derzeit gültigen TRD-Blättern [4] bzw. dem AD-Merkblatt B 9 [5]. Als Erdbebenbelastung wurde in Anlehnung an DIN 4149 für Bebenzone I und schlanke Bauwerke eine Horizontalbeschleunigung von 0,2 g angesetzt. Der Beurteilung der Primär- plus Sekundärspannungen sowie der Spannungsspitzen infolge von Thermoschocks lag der ASME-Code, Section III, [6] zugrunde.

Die Behälterwand wird durch eine aus mehreren Blechen zusammengesetzte Stahlabschirmung vor unzulässig hoher Strahlenbelastung geschützt (s. Kap. 5.6). Diese Abschirmung reicht bis unterhalb der Hauptaustrittsstützen. Sie dient außerdem als Wärmedämmung zum Schutz des Behälters gegen schnelle Änderungen der Kühlmitteltemperatur.

Zur Ermittlung der Thermoschockspannungen in dem ungeschützten oberen Teil der Behälterwand wurde ein Reaktorschnellschluß bei einem Ausfall der Primärpumpen und nicht schließenden Drosselarmaturen betrachtet (s. Kap. 7.3.2). In diesem Fall erfährt das Natrium in Stützennähe eine maximale Temperaturänderungsgeschwindigkeit von 1,5 °C/sec; die gesamte Temperaturdifferenz beträgt ca. 50 °C. Die mit diesen Annahmen unter Verwendung eines digitalen Rechenprogrammes für Thermoschockuntersuchungen ermittelten Spannungen in der Behälterwand sind bei einer Auslegung nach ASME-Code, Section III, ohne Schockbleche beherrschbar.

Zur Reduzierung des axialen Temperaturgradienten in der Übergangszone zwischen dem im Betriebszustand auf Na-Eintrittstemperatur befindlichen Behälterunterteil und der wärmeren Wandung des Oberteiles dient ein Bypaßstrom kühlen Natriums aus dem unteren Plenum. Der Bypaß führt durch eine zwischen

Abschirmung und Behälterwand angeordnete Kühlschlange. Beim Durchströmen der Kühlschlange erwärmt sich das Natrium allmählich auf der Reaktoraustrittstemperatur.

Das Natrium strömt durch drei in Klöpperböden eingelassene Stutzen der Nennweite 600 mm in den Behälter und verläßt diesen durch die gleiche Anzahl Stutzen von ebenfalls 600 mm Nennweite, die in einen verstärkten Schuß des zylindrischen Bereiches eingeschweißt sind. Außer diesen Stutzen für das Primärkühlsystem befinden sich im Behälterboden ein Stutzen der Nennweite 500 mm zum Anschluß der beiden Eintrittsleitungen des Notkühlsystemes von je 350 mm Nennweite und im zylindrischen Teil 2 Stutzen von 350 mm Nennweite für die Austrittsleitungen des Notkühlsystemes. Oberhalb des Na-Spiegels sind darüber hinaus noch weitere Stutzen für die Niveauhaltung, den Na-Ab- laß sowie für das Schutzgassystem angeordnet.

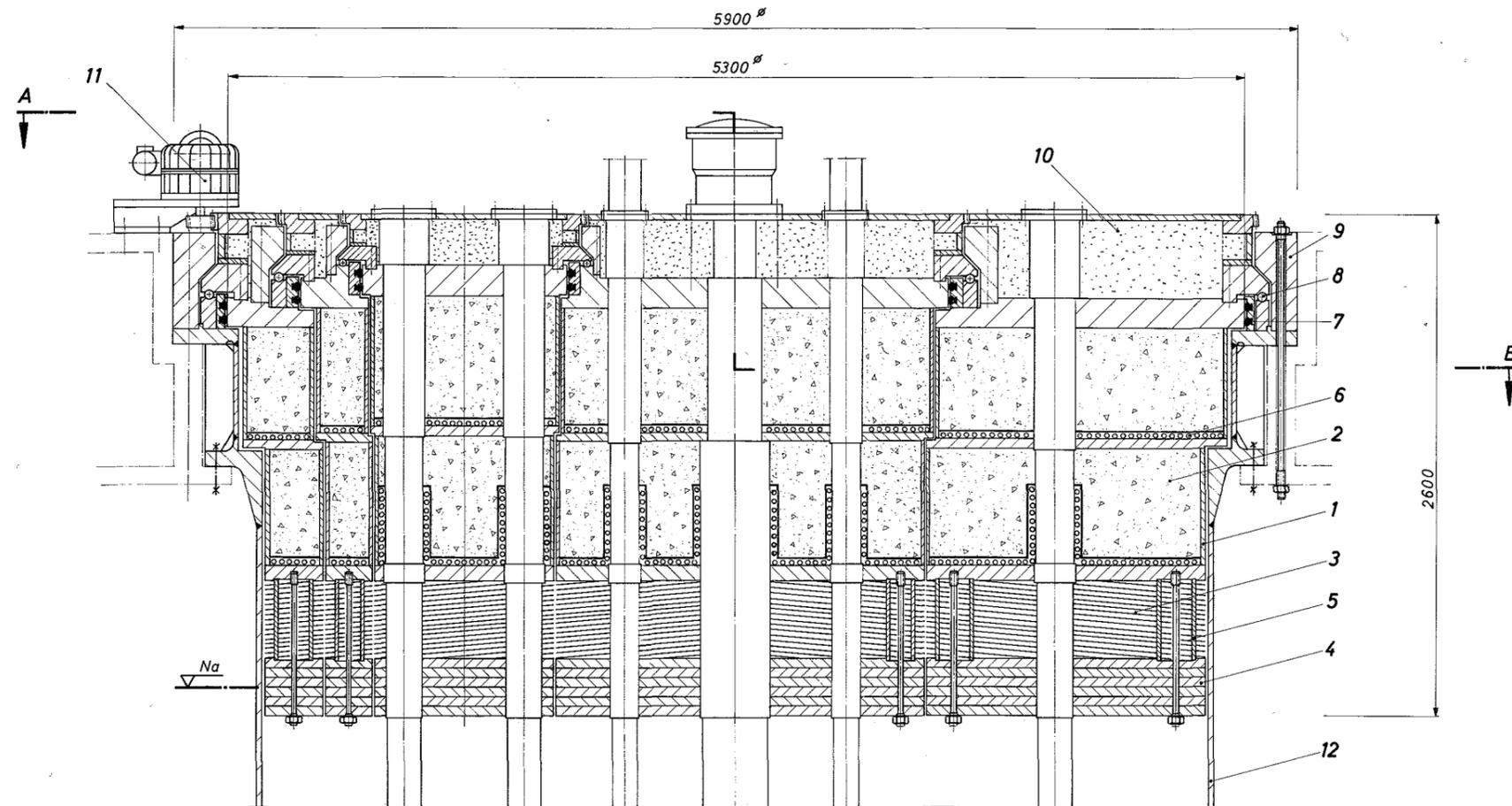
Da die Behälterabmessungen den Antransport zur Baustelle in einem Stück nicht zulassen, muß eine Baustellenmontage vorgesehen werden.

#### 3.1.4 Reaktordeckel

Der Reaktordeckel ist auf Zeichn. Nr. 3.1-8 im Längsschnitt und auf Zeichn. Nr. 3.1-9 im Querschnitt dargestellt. Er besteht aus einem großen, konzentrisch über dem Reaktortank angeordneten Drehdeckel, in dem ein kleinerer Drehdeckel exzentrisch gelagert ist. In diesem wiederum ist ein Drehstopfen exzentrisch angeordnet, der als Träger für zwei Umsetzvorrichtungen dient. Mit diesem Deckelsystem ist es möglich, beide Umsetzvorrichtungen senkrecht über jede Position des Reaktorkerns und des Ringlagers zu fahren. Alle Deckel sind unabhängig voneinander drehbar.

Dieses Drehdeckelsystem wurde gewählt, weil es bei der gegebenen Aufgabenstellung - nämlich Verwendung einer ungeteilten Kernhalteplatte und Unterbringung sämtlicher Steuerstabantriebe auf dem Deckel - zu der kleinstmöglichen Exzentrizität des mittleren Deckels und damit zu einem kleineren Reaktortank- und Deckeldurchmesser bei Verwendung von nur zwei Drehdeckeln führt. Außerdem ist es mit diesem System möglich, die azimutale Orientierung der Kernelemente ohne zusätzliche Drehung der einzelnen Umsetzvorrichtungen vorzunehmen. Die Deckel sind in axialer Richtung gleich aufgebaut. Sie enthalten von unten nach oben eine Stahlabschirmung, einen Wärmereflektor, eine Kühleinrichtung, eine Abschirmschicht aus Basaltgranulat

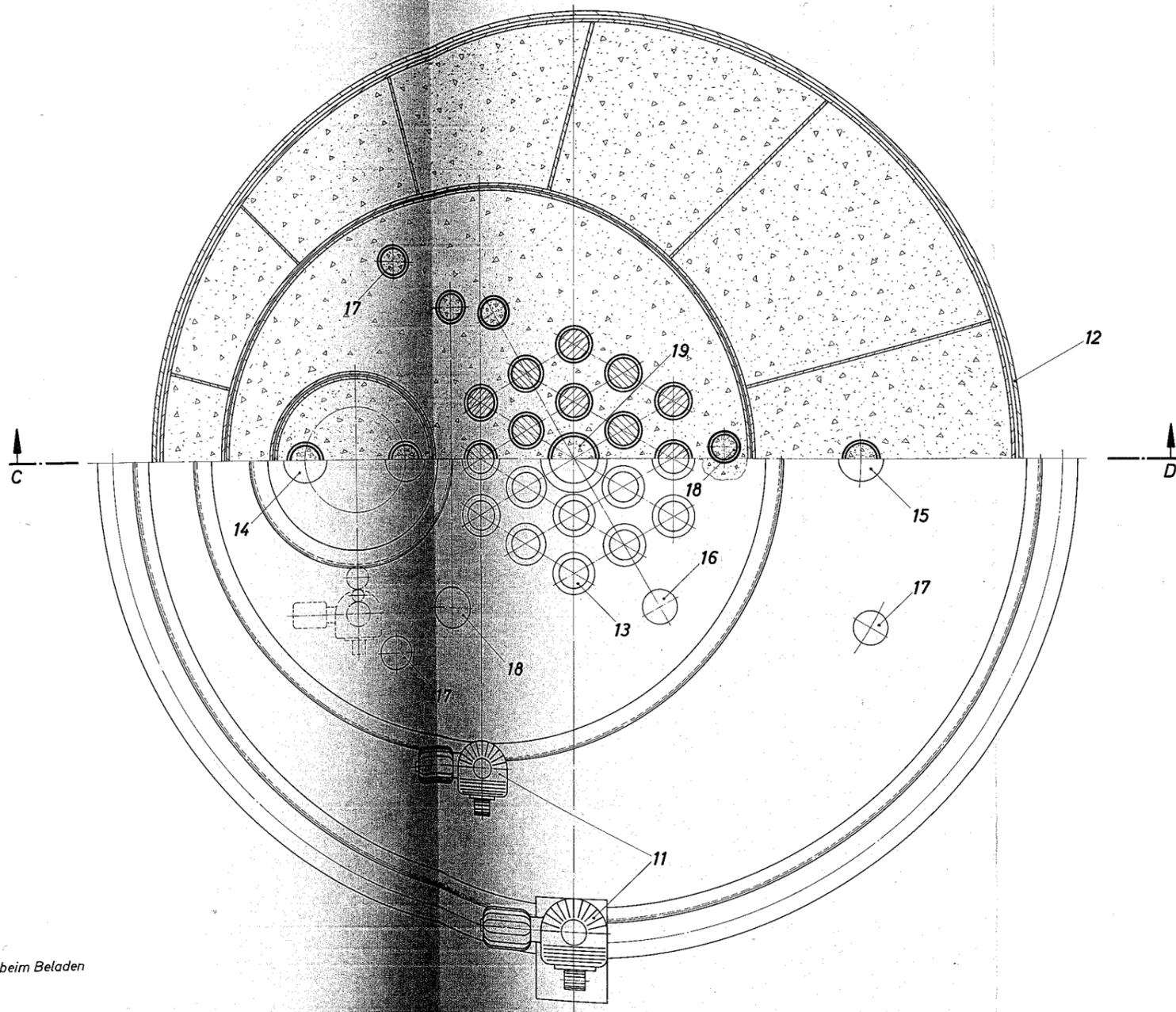
Schnitt C-D



- |                        |                                |
|------------------------|--------------------------------|
| 1 Deckelkörper         | 7 Aufblasbare Deckeldichtung   |
| 2 Abschirmung (Basalt) | 8 Deckellager                  |
| 3 Wärmereflektor       | 9 Deckelniederhalteringe       |
| 4 Eintauchplatte       | 10 Abschirmung (Stahlgranulat) |
| 5 Abstandshülse        | 11 Deckelantrieb               |
| 6 Kühlschlange         | 12 Reaktortank                 |

0 200 400 600 800 1000 mm

Datum 11. 10. 1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zehng. Nr. 3.1-8
Maßstab 1:10	Benennung Drehdeckel Längsschnitt	



- 11 Deckelantrieb
- 12 Reaktortank
- 13 Steuerstabpositionen
- 14 Öffnung für Umsetzvorrichtung
- 15 BE-Auswechselöffnung für Ringlager
- 16 Position des Tastarmes
- 17 Position der Na-Höhenstandsmeßsonde
- 18 Position für Nukleare Instrumentierung beim Beladen
- 19 Position für Säule der Halteplatte

Schnitt A-B

0 200 400 600 800 1000 mm

Datum 11. 10. 1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zeichn. Nr. 3.1-9
Maßstab 1:10	Benennung Drehdeckel Querschnitt	

und eine Schicht aus Eisengranulat. Das Deckelsystem hat einen Durchmesser von 5300 mm, gemessen an der Dichtung, und eine Höhe von 2600 mm; das Gesamtgewicht beträgt ca. 200 t.

Die untere Stahlschichtung dient als Abschirmung im wesentlichen für  $\gamma$ -Strahlung und als Schutz des Deckels gegen Wasserhammer-Effekte (s. Kap. 7.6.4). Im Betriebszustand taucht sie in das Natrium des Behälters ein. Sie besteht aus sechs Stahlplatten von je 50 mm Dicke, deren Gewicht über Zuganker von dem oberen Deckelteil getragen wird. Zu den Ankern konzentrische Abstandshülsen stellen eine starre Verbindung zu dem oberen Deckelteil auch für axial nach oben gerichtete Kräfte her.

Der Wärmereflektor besteht aus 40 Blechen von je 2 mm Dicke, die im Abstand von 8 mm zueinander angeordnet sind. Die Zwischenräume sind im Betriebszustand mit Argon gefüllt. Oberhalb des Wärmereflektors wird der Deckel mit Stickstoff zwangsgekühlt. Der Stickstoff strömt durch ein Rohrschlängensystem, das im Abschirmschild eingebettet ist und sowohl die Deckelfläche als auch die Einsatzhülse an den Deckeldurchführungen kühlt.

Der Basaltschild und die Stahlplatten übernehmen die Abschirmung der Neutronen- und Gammastrahlung. Um das Gewicht des Deckels klein zu halten, ist die Abschirmung nur soweit ausgelegt, daß an der Oberkante des Deckels keine Stahlaktivierung mehr entsteht, die Ausbau- und Reparaturarbeiten an Lagern, Dichtungen und Regelstabantrieben behindern würde. Die Restabschirmung übernimmt während des Reaktorbetriebes ein fester Deckel aus Stahl und Beton, der den stickstoffgefüllten Raum oberhalb des Drehdeckels gegen den Bedienungsflur abdichtet.

Zur Abschirmung der Strahlung durch konstruktionsbedingte Spalte werden die Deckel und alle darin eingesetzten Stopfen und Durchführungen mit Abstufungen versehen.

Den Deckel durchdringen 18 Hüllrohre zur Aufnahme der Kontrollstabantriebe, 1 Hüllrohr für die Hubsäulen der Führungs- und Stopplatte, mehrere Auswechselöffnungen sowie Hüllrohre für Meßinstrumente.

Die Abdichtung der Schutzgasatmosphäre des Raumes über dem Reaktordeckel erfolgt zwischen Reaktortank und Deckel bzw. den Deckeln untereinander im oberen Deckelbereich durch jeweils zwei übereinanderliegende, aufblasbare

Dichtungen mit Sperrgasanschluß im Zwischenraum. Die aufblasbaren Dichtungen übernehmen auch beim Drehen der Deckel die Abdichtung. Alle Durchführungen sind mit je zwei übereinanderliegenden Rundschnurringen abgedichtet. Die Räume zwischen den Dichtungen werden ebenfalls mit Sperrgas beaufschlagt.

In die Steuerstabantriebe, die Hubsäule für die Stopp- und Halteplatte und die sonstigen in und auf den Drehdeckeln befindlichen Mechanismen wird ständig eine geringe Menge gereinigtes Schutzgas eingeleitet und tritt von dort in das Schutzgasplenum im Deckelzwischenraum aus, das mit dem Schutzgassystem in Verbindung steht. Dadurch und durch die Kühlung der Deckelunterseite wird verhindert, daß Natriumdampf in Spalte eindringt und dort kondensiert.

Die Lagerung und Zentrierung der Deckel erfolgt über Axial-Rillenkugellager. Lager und Dichtungen sind bei abgeschaltetem Reaktor nach Absenken des Deckels auf eine Hilfsdichtung auswechselbar.

Die Komponenten des Reaktordeckels und ihre Niederhaltung sind für einen Überdruck von 20 atü im Reaktorbehälter ausgelegt (s. Kap. 7.6.4). Die Niederhaltung geschieht in der Weise, daß fest eingebaute Ringe die jeweils zu haltenden Teile überdecken. Dabei bleibt zwischen den Deckeln und den Halteringen ein Spiel, so daß die Deckel ohne Lösen der Niederhaltungseinrichtung gedreht werden können. Die Halteringe mit ihren Spannschrauben sind so ausgebildet, daß sie sowohl statische als auch dynamische Kräfte aufnehmen können.

Die Reaktordeckel werden mit Hilfe elektromechanischer Antriebseinheiten gedreht. Die Positionierung der Umsetzvorrichtung erfolgt automatisch durch programmierte, gleichzeitige Drehung der einzelnen Deckel.

### 3.1.5 Steuerstabantriebe

Unter Steuerstäben werden im folgenden sowohl die Regelstäbe zur kontinuierlichen Regelung der Reaktorleistung, die Trimmstäbe zum diskontinuierlichen Ausgleich der Abbrandreaktivität und zur Grobeinstellung des Leistungsniveaus als auch die Abschaltstäbe zur Schnellabschaltung des Reaktors verstanden. Regel- und Trimmstäbe unterscheiden sich lediglich in ihrer Funktion voneinander, die Abschaltstäbe von den beiden ersteren auch durch ihre Konstruktion.

Der Reaktivitätswert eines Regelstabes ist aus Sicherheitsgründen kleiner als 1 \$, der Wert eines Trimmstabes oder Abschaltstabes beträgt maximal 4 \$. Die Hubgeschwindigkeit der Regel- und Trimmstäbe ist durch die Konstruktion des Antriebes so begrenzt, daß die maximale positive Reaktivitätsänderung einen Wert von 2 cent pro Sekunde nicht überschreiten kann.

Die Steuerstäbe bestehen aus einer Antriebseinheit, dem in einem Führungsrohr axial verschiebbaren Antriebsgestänge und dem Steuerelement. Das Steuerelement ist in Kap. 3.1.1.3 beschrieben.

#### 3.1.5.1 Regelstab- und Trimmstabantrieb

Die Regelstab- und Trimmstabantriebe haben die Aufgabe, den Neutronenfluß im Reaktorkern und damit die Reaktorleistung durch Verändern der Eintauchtiefe von Absorberstäben im Reaktorkern (s. Kap. 3.1.1.3) zu regeln. Der Hub der Stäbe entspricht etwa der Höhe der Spaltzone.

Der Stabantrieb (s. Zeichn. 3.1-10) besteht aus der eigentlichen Antriebseinheit und dem Verbindungsgestänge zum Absorberstab. Der Antrieb erfolgt elektromechanisch, und zwar vom Elektromotor über Untersetzungsgetriebe, drehmomentabhängige Sicherheitskupplung und Kugelumlaufspindel. Die Rotationsbewegung der Spindel wird über eine in einem Führungsrohr gleitend angeordnete und gegen Verdrehen gesicherte Spindelmutter in eine Hubbewegung umgewandelt, die über das Antriebsgestänge auf das in den Reaktorkern eintauchende Steuerelement übertragen wird.

Eine Federdruckbremse des Antriebsmotors hält bei Stillstand den Stab in der angefahrenen Position. Die Anzeige der angefahrenen Steuerstabposition erfolgt in Abhängigkeit von der Umdrehungszahl der Kugelumlaufspindel digital durch einen Drehmelder. In den beiden Endstellungen wird der Antriebsmotor über Endschalter abgeschaltet. Bei überhöhtem Drehmoment, z.B. infolge Versagens der Endschalter spricht die Sicherheitskupplung an, und der Stab bleibt in der angefahrenen Stellung stehen.

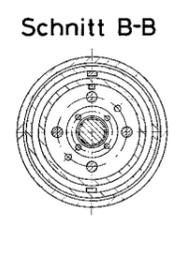
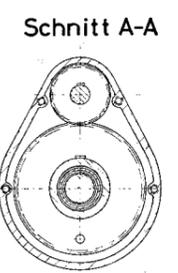
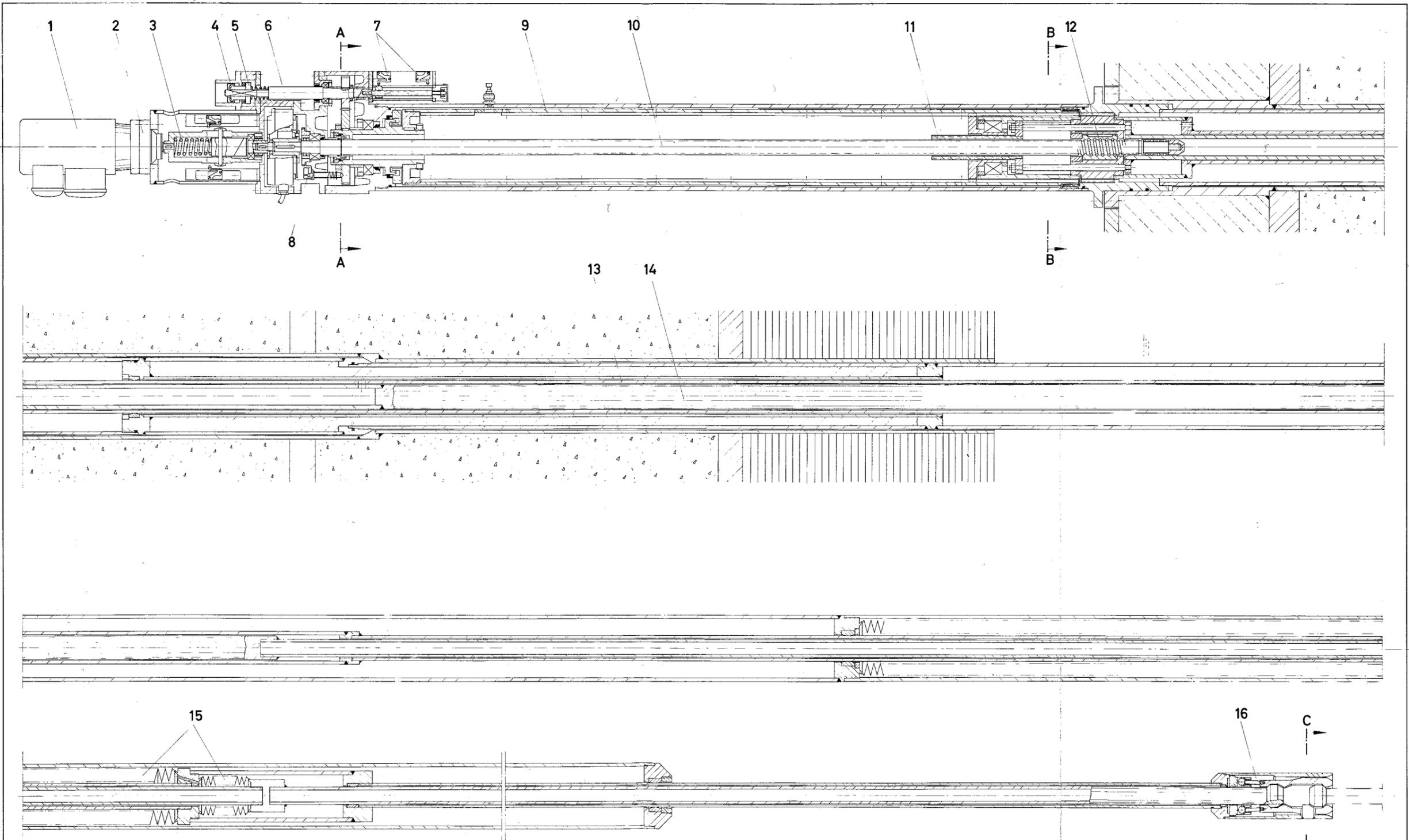
Um für die Wechsel- und Handhabungsvorgänge den Reaktordeckel drehen zu können, ist es erforderlich, das Steuerelement vom Steuerstabgestänge abzukuppeln und das Gestänge anzuheben. Zu diesem Zweck wird ein Spezialwerkzeug auf die parallel zur Kugelumlaufspindel angeordnete Welle im oberen Bereich der Antriebseinheit gesetzt. Die Welle steht über ein Zahnradpaar

mit dem konzentrisch zur Gewindespindel gelagerten Kupplungs- und Führungsrohr in Eingriff. Das Führungsrohr trägt innen 2 Führungsleisten, welche die Führung und das Drehmoment der Kugelumlaufmutter übernehmen. Gleichzeitig wird über die Führungsleisten die Kupplungsmutter mitgenommen. Durch die Kupplungsmutter wird die mit dem inneren Gestängerohr verbundene Kupplungsspindel axial verschoben. Die Relativ-Verschiebung des inneren zum äußeren Gestängerohr löst nun den Kupplungs- bzw. Entkupplungsvorgang der Absorberkupplung aus. In der untersten Stellung des Stabes verläßt die Kugelumlaufmutter die Führungsleisten des Kupplungsrohres. Die Führung der Mutter wird in dieser Stellung von zwei anderen Führungsleisten übernommen, die mit dem äußeren, feststehenden Hüllrohr des Stabes verbunden sind. Dadurch ist nur in der untersten Stellung des Stabes ein Drehen des Führungsrohres möglich, d.h. der Absorberstab kann nur in seiner unteren Endlage abgekuppelt werden. Eine Verriegelung der mit dem Führungsrohr in Eingriff stehenden Welle während des Betriebes verhindert, daß das Führungsrohr durch das Drehmoment der Kugelumlaufmutter mitgenommen wird. Diese Verriegelung kann nur während des Kupplungsvorganges durch Einsetzen des Spezialwerkzeuges gelöst werden.

Der jeweilige Betriebszustand der Steuerelementkupplung (geöffnet oder geschlossen) wird über Endschalter angezeigt. Ein weiterer Endschalter verhindert, daß der Stab hochgefahren werden kann, wenn die Führungsleisten des Kupplungsrohres nicht mit denen des feststehenden Hüllrohres fluchten. Nach dem Entkuppeln des Steuerelements wird das Gestänge durch den Antrieb soweit angehoben, daß der Reaktordeckel gedreht werden kann.

Die Schutzgasatmosphäre im Steuerstabführungsrohr wird durch Faltenbälge zwischen innerem und äußerem Gestängerohr und zwischen äußerem Gestängerohr und Führungsrohr unterhalb des Natriumspiegels abgedichtet.

Zur Demontage des Steuerstabes kann die Antriebseinheit separat abgebaut werden. Hierzu wird durch eine Kupplung das Antriebsgestänge im oberen Bereich des Deckels getrennt. Diese Trennung wird ebenfalls mit dem Spezialwerkzeug zur Betätigung der Steuerelementkupplung durchgeführt und ist nur in der untersten Stellung des Stabes und bei geöffneter Absorberkupplung möglich. Vor der Demontage wird das Steuerstabhüllrohr mit frischem Schutzgas gespült.



- Legende:**
- |  |                                |                         |
|--|--------------------------------|-------------------------|
| 1 Antriebsmotor                            | 7 Anzeige für Absorberkupplung | 14 inneres Gestängerohr |
| 2 Untersetzungs-Getriebe                   | 8 Anzeige für Kupplungsrohr    | 15 Faltenbalg           |
| 3 Sicherheitskupplung                      | 9 Kupplungs- und Führungsrohr  | 16 Absorberkupplung     |
| 4 Welle zum Betätigen der Absorberkupplung | 10 Kugelumlaufspindel          |                         |
| 5 Verriegelung                             | 11 Kupplungsspindel            |                         |
| 6 Drehmelder                               | 12 Kugelumlaufmutter           |                         |
|  | 13 äußeres Gestängerohr        |                         |

Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zehng. Nr. 3.1-10
Maßstab 1:25	Benennung Steuerstab	

### 3.1.5.2 Abschaltstabantrieb

Die Abschaltstäbe dienen zur Schnellabschaltung des Reaktors (s. Kap. 3.7.1). Die Abschaltung erfolgt durch federbeschleunigten Fall der Abschaltelemente in den Reaktorkern. Während des Reaktorbetriebes befindet sich der Absorberteil der Elemente ganz oberhalb der Spaltzone. Vor dem Wiederauffahren des Reaktors nach einer Schnellabschaltung werden die Abschaltelemente einzeln in ihre Ausgangsstellung gezogen.

Der Abschaltstab (s. Zeichn. 3.1-11) besteht aus der Antriebseinheit, dem Antriebsgestänge und dem Abschaltelement. In der Antriebseinheit befinden sich der Scrammagnet mit Scramkupplung, der Hubmechanismus, die Scramfeder sowie die Verriegelung und Betätigung der Absorberkupplung. Während des Reaktorbetriebes wird der Stab durch die Scramkupplung in seiner obersten Position gehalten. In dieser Stellung ist die Scramfeder gespannt und der Kolben des pneumatischen Hubmechanismus befindet sich in seiner unteren Endlage. Bei einer Schnellabschaltung wird der Scrammagnet stromlos, die Scramkupplung gibt den Stab frei, welcher nun durch die Scramfeder beschleunigt mit dem Absorber in das Core geschossen wird. Kurz vor der unteren Endlage des Stabes wird dieser durch einen im Natrium befindlichen Dämpfkolben abgebremst und setzt dann auf ein Ringfederpaket auf, das die Restdämpfung bewirkt. Der Stab kann nun durch einen konzentrisch zum Gestänge angeordneten, mit reinem Schutzgas betätigten Kolben wieder hochgefahren werden. Der Hubkolben befindet sich im oberen Bereich des Stabes über dem Reaktordeckel. Beim Hochfahren wird die Scramfeder wieder gespannt und der Stab dann in der obersten Stellung mit der Scramkupplung gehalten. Nach Einschalten des Erregerstromes für die Scramkupplung wird der Hubkolben wieder in seine untere Endlage gefahren; der Stab befindet sich in seiner Ausgangsposition und ist wieder funktionsfähig. Die obere und untere Endlage des Stabes wird durch Endschalter angezeigt.

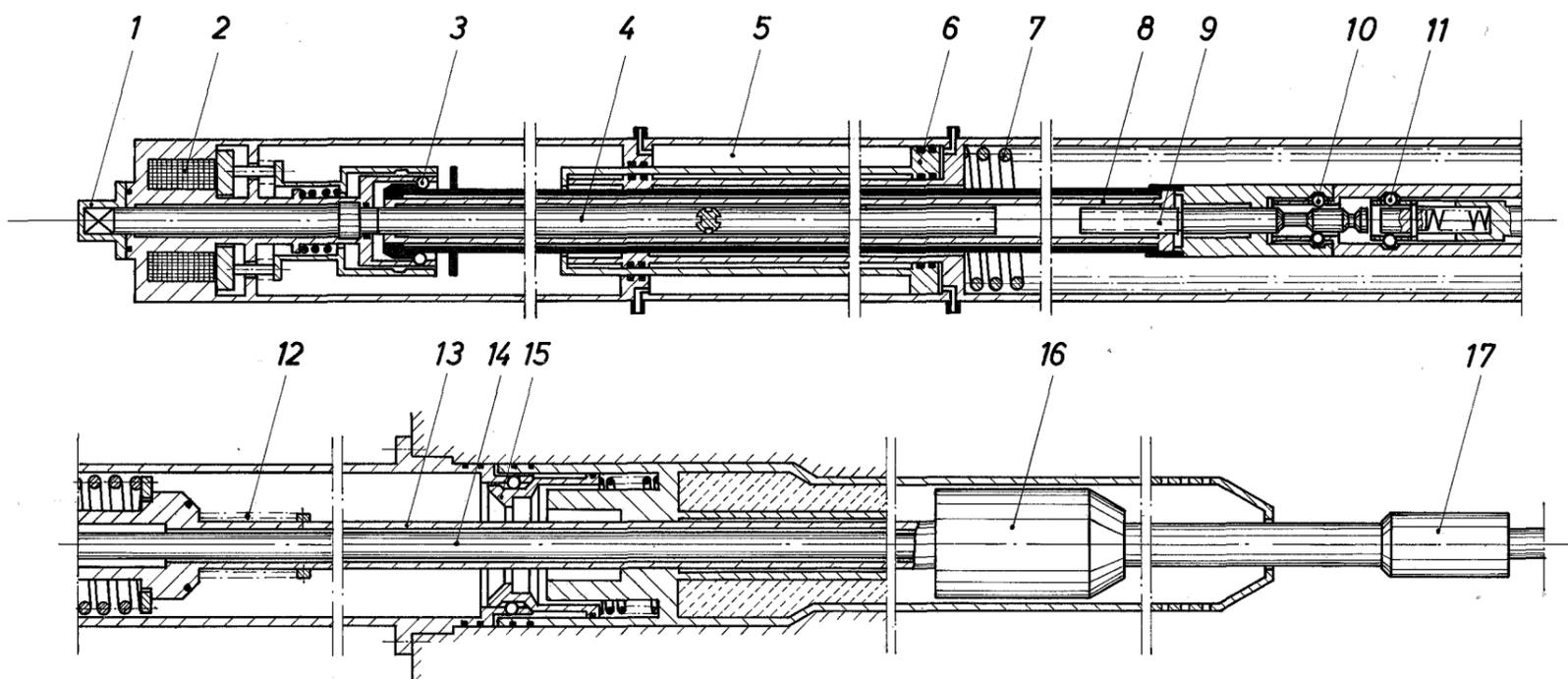
Das Abschaltelement muß von dem Antriebsgestänge abgekuppelt werden, bevor der Drehdeckel für die Handhabungs- und Wechselvorgänge gedreht werden kann. Das Entkuppeln des Elements geschieht durch Drehen einer Profiwelle, die im oberen Teil des Stabes gelagert ist. Die Durchführung der Welle nach außen wird durch Lippenringe abgedichtet. Während des Betriebes ist die Durchführung zusätzlich durch einen Dichtdeckel verschlossen, der nur während der Handhabung entfernt wird. Die Profiwelle steht mit einer konzentrisch im Gestänge gelagerten Hohlwelle ständig im Eingriff. Durch die Drehung der

Hohlwelle wird über eine Kupplungsmutter eine mit dem inneren Gestängerohr verbundene Kupplungsspindel und mit dieser das innere Gestängerohr in axialer Richtung verschoben. Durch die Relativverschiebung zwischen innerem und äußerem Gestängerohr wird zunächst eine Verriegelung gelöst und anschließend die Absorberkupplung geöffnet. Die Verriegelung verhindert ein Öffnen der Elementkupplung während des Scramvorgangs. Der erwähnte Kupplungsvorgang dient ebenfalls zur Trennung des Antriebsgestänges für die Demontage der Antriebseinheit. Hierzu wird eine im oberen Bereich des Deckels befindliche Kupplung im Gestänge gelöst, und die Antriebseinheit kann nun nach Lösen des Hüllrohrflansches abgehoben werden. Beim Abbau der Einheit tritt ein federbelasteter Dichtkegel am Austritt aus dem Reaktordeckel in Funktion. Nach Demontage der Antriebseinheit wird die Öffnung zusätzlich durch einen verschraubbaren Dichtdeckel verschlossen.

#### 3.1.6 Beschickungssystem

Wesentliche Gesichtspunkte bei der Auswahl des Beschickungssystems waren Schnelligkeit und Sicherheit des Wechsellvorganges, mit dem Ziel, eine möglichst hohe Verfügbarkeit der Reaktoranlage bei geringster Störanfälligkeit und kleinstem Unfallrisiko zu erreichen. Für die Wahl eines Drehdeckelsystems war außerdem entscheidend, daß mit diesem Prinzip in natriumgekühlten Reaktoren bereits technische Erfahrungen vorliegen und weil es außerdem sehr flexibel ist im Hinblick auf etwaige Reparaturen im Reaktorbehälter und auf die Erprobung neuartiger Beschickungseinrichtungen.

Eine Übersicht über die Handhabungseinrichtung gibt die Zeichn. 3.1-12. Zur Abdeckung des Reaktortanks und Führung der Umsetzvorrichtung werden drei ineinander exzentrisch gelagerte Drehdeckel (s. Kap. 3.1.4) vorgesehen. Auf dem großen Drehdeckel, der konzentrisch zum Reaktorbehälter gelagert ist, befindet sich auf gleichem Radius wie das Ringlager eine Durchzugsöffnung, durch die mit Hilfe der Wechselmaschine frische Elemente in das Ringlager (s. Kap. 3.1) eingebracht und abgebrannte aus ihm herausgezogen werden. Der kleine Drehdeckel hat zwei Öffnungen für die beiden Greifsysteme der Umsetzvorrichtung, die das Umsetzen von Brenn- und Brutelementen zwischen Kern und Ringlager besorgt. Mit beiden Umsetzgreifern können alle Positionen im Reaktorkern und im Ringlager angefahren werden. Die Umsetzvorrichtung und die Wechselmaschine sind mit relativ einfachen Hubeinrichtungen ausgerüstet, da nur Axialbewegungen auszuführen sind. Alle Horizontalbewegungen und Winkelorientierungen der Elemente erfolgen über die Drehdeckel.



Legende:

- |                     |                         |
|---------------------|-------------------------|
| 1 Dichtdeckel       | 10 Trennkupplung        |
| 2 Scrammagnet       | 11 Verriegelung         |
| 3 Scramkupplung     | 12 Ringfederpaket       |
| 4 Profilwelle       | 13 äußeres Gestängerohr |
| 5 Pneumatikzylinder | 14 inneres Gestängerohr |
| 6 Hubkolben         | 15 Dichtkegel           |
| 7 Scramfeder        | 16 Dämpfkolben          |
| 8 Hohlwelle         | 17 Absorberkupplung     |
| 9 Kupplungsspindel  |                         |

Stab in oberster Betriebsstellung gezeichnet

Maßstab	Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
	Benennung Abschaltstab	Zeichn. Nr. 31-11

In dem an der Peripherie des Reaktorkernes angeordneten Ringlager werden abgebrannte Brennelemente zum Abklingen der Nachzerfallswärme und der Aktivität bis zum nächsten Reaktorstillstand gelagert. Außerdem dient das Ringlager als Übergabestation zwischen Umsetzvorrichtung und Wechselschneidemaschine für die Brut- und Steuerelemente, die ohne Zwischenlagerung ausgetauscht werden. Der Austausch von abgebrannten gegen frische Brennelemente erfolgt stets bei abgeschaltetem Reaktor und abgekuppelten Steuerelementen. Auf die Zugänglichkeit zum Ringlager während des Reaktorbetriebes wurde aus Sicherheitsgründen verzichtet. Zeitstudien und Abschätzungen über den Einfluß auf die Brennstoffzykluskosten haben gezeigt, daß ein Entleeren des Ringlagers bei laufendem Reaktor nur einen geringfügigen Kostenvorteil brächte.

Das Handhaben der Elemente im Reaktortank geschieht ständig unter Natrium, so daß ihre Kühlung durch Naturumlauf gesichert ist. In allen weiteren Handhabungsstationen erfolgt die Kühlung der bereits weitgehend abgeklungenen Brennelemente mit Argon im Zwangsumlauf. Sämtliche Argongebläse sind aus Sicherheitsgründen doppelt ausgeführt und ihre Antriebe sind an die Notstromversorgung angeschlossen. Die Kapazität der Komponenten ist so ausgelegt, daß der Wechselzyklus zwischen drei und neun Monaten variiert werden kann.

#### 3.1.6.1 Umsetzvorrichtung

Die Umsetzvorrichtung (s. Zeichn. 3.1-12) ist auf dem kleinen Drehdeckel angeordnet und dient dem Umsetzen der Brenn-, Brut- und Steuerelemente zwischen Reaktorkern und Ringlager. Wesentlicher Bestandteil der Vorrichtung ist ein bleiabgeschirmtes Antriebsgehäuse mit gasdichten Abschirmschiebern. In diesem Gehäuse befindet sich unter Argonatmosphäre der gemeinsame Antrieb für die beiden Greifersysteme, die jeweils aus einem Führungsrohr, zwei konzentrischen Gestängerohren für den Hub und die Betätigung des Greifers und dem Greifer bestehen. Zum Umsetzen von Steuerelementen werden Spezialgreifer eingesetzt. Die Greiferführungsrohre sind im Drehdeckel gelagert und reichen bis kurz über die Elementköpfe.

Beim Umsetzen werden die Elemente in die Führungsrohre gezogen, wobei sie weiterhin unterhalb des Natriumspiegels verbleiben. Entsprechende Öffnungen in den Rohren ermöglichen einen Naturumlauf des Natriums zur Kühlung der Elemente während des Umsetzens. Die Winkelorientierung der Elemente bleibt beim Umsetzen erhalten.

### 3.1.6.2 Wechselmaschine

Die Wechselmaschine hat die Aufgabe, frische Elemente aus der Vorwärmkammer ins Ringlager und abgeklungene Elemente aus dem Ringlager in die Übergabschleuse zu transportieren. Darüber hinaus können alle Absetzpositionen in der Reaktorhalle angefahren werden.

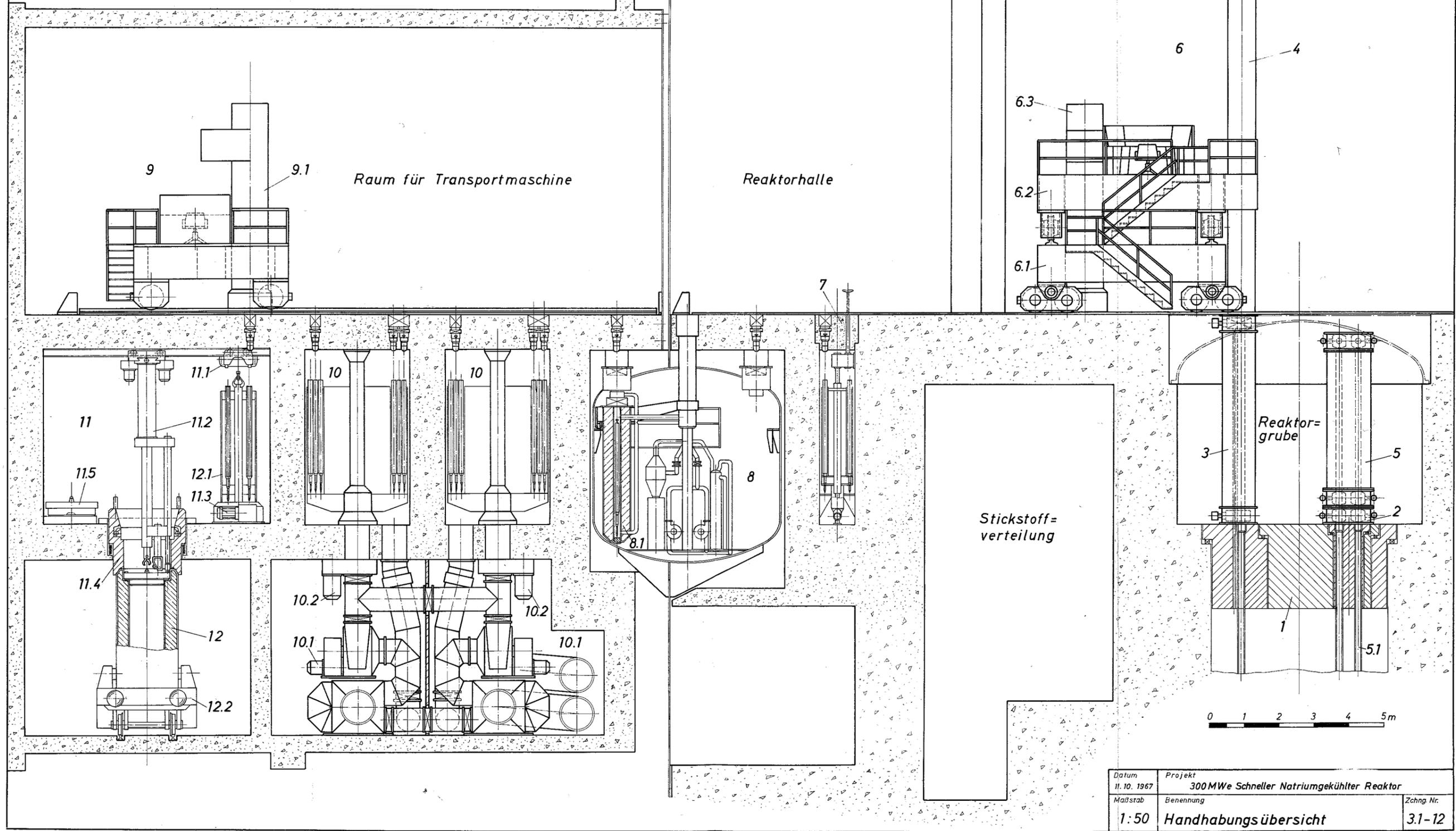
Die Wechselmaschine (s. Zeichn. Nr. 3.1-13) besteht im wesentlichen aus Unterwagen, Oberwagen, Wechselflasche und den Kühlkreisläufen. Der Unterwagen fährt auf Schienen in der Fahrbahnebene der Reaktorhalle. Der Oberwagen bewegt sich auf dem Unterwagen rechtwinkelig zu dessen Fahrtrichtung. Auf diese Art kann jede Position des Ringlagers angefahren werden. Der Oberwagen trägt die Wechselflasche, die dazugehörigen Kühlkreisläufe und die Bedienungseinrichtung. Außerdem ist eine Hubeinrichtung für die Wechselvorrichtung (s. Kap. 3.1.6.3) vorgesehen. Auf der Wechselflasche befindet sich der Greiferhubantrieb. Die Greiferbetätigung erfolgt über Stahlbänder.

Für den Transport wird die Wechselflasche durch Schieber gasdicht verschlossen. Die gasdichte Verbindung zwischen Wechselflasche und der Grubenabschirmung erfolgt durch eine Absenkschürze am unteren Ende der Wechselflasche. Die Grubenabschirmung stellt die Verbindung zwischen Drehdeckel und Wechselflasche her. Sie besteht aus einem abgeschirmten Führungsrohr mit zwei gasdichten Abschirmschiebern. Diese Grubenabschirmung bleibt während des gesamten Beschickungsvorganges auf der Auswechselöffnung montiert.

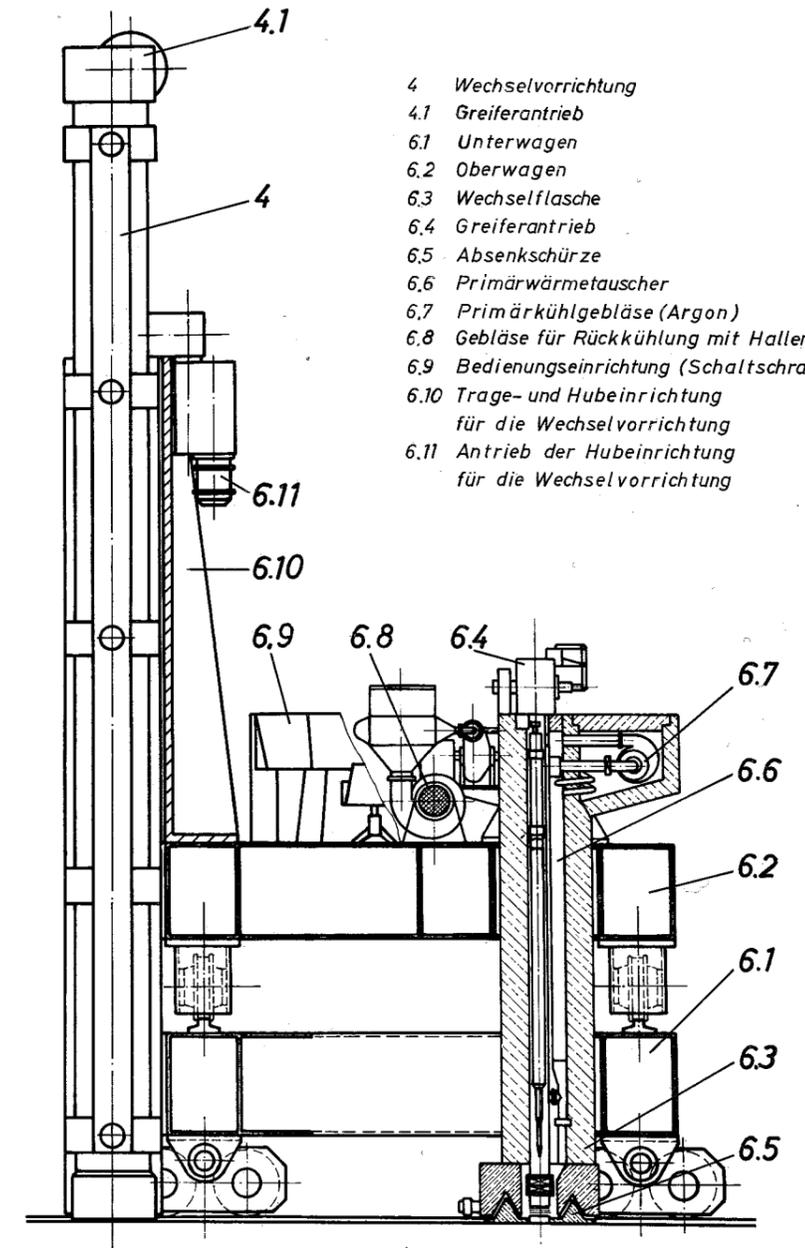
Die Abfuhr der Nachzerfallswärme erfolgt mit Argon im Zwangsumlauf. Der gesamte Argonkreislauf befindet sich innerhalb der Abschirmung. Das Argon wird in einem Zwischenwärmetauscher mit Luft ebenfalls in einem geschlossenen Kreislauf zurückgekühlt. Die Kühlluft wird ihrerseits mit Hallenluft in einem Sekundärwärmetauscher außerhalb der Abschirmung zurückgekühlt. Der Sekundärkreis verhindert das Eindringen von Spaltgasen in die Hallenluft bei einem Leck im Zwischenwärmetauscher. Für jedes Gebläse ist aus Sicherheitsgründen ein Reserveaggregat mit eigenem Antrieb vorgesehen. Die Argongebläse sind in ihrer Förderhöhe für den Fall ausgelegt, daß die Hubvorrichtung versagt oder das Element klemmt und dabei noch teilweise in das Natrium eintaucht, so daß eine Kühlung durch Naturumlauf unmöglich ist. Die Gebläse müssen dann zusätzlich den hydrostatischen Druck der im Element stehenden Natriumsäule überwinden, so daß Kühlgas durch das Natrium außerhalb des Führungsrohres in den oberen Gasraum und von da zurück in die Wechselmaschine gelangen kann.

- 1 Drehdeckel
- 2 Abschirmblock
- 3 Grubenabschirmung
- 4 Wechsellvorrichtung
- 5 Umsetzvorrichtung
- 5.1 Führungsrohr
- 6 Wechselmaschine
- 6.1 Unterwagen
- 6.2 Oberwagen
- 6.3 Wechselflasche
- 7 Vorwärmkammer
- 8 Übergabeschleuse
- 8.1 Flasche der Übergabeschleuse
- 9 Transportmaschine
- 9.1 Transportflasche
- 10 Lager für verbrauchte Brenn- u. Brutelemente
- 10.1 Rückkühlanlage
- 10.2 Trommelantrieb
- 11 Beladestation
- 11.1 Laufkatze
- 11.2 Schraub.-Hub- u. Beobachtungsstation
- 11.3 Drehtellerantrieb
- 11.4 Durchzugsschürze
- 11.5 Verschlussdeckel
- 12 Transportbehälter
- 12.1 Behältereinsatz
- 12.2 Transportwaggon

Rundlaufkran 50/10 t



Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zehng. Nr. 31-12
Maßstab 1:50	Benennung Handhabungsübersicht	



- 4 Wechsellvorrichtung
- 4.1 Greiferantrieb
- 6.1 Unterwagen
- 6.2 Oberwagen
- 6.3 Wechselflasche
- 6.4 Greiferantrieb
- 6.5 Absenkschürze
- 6.6 Primärwärmetauscher
- 6.7 Primärkühlgebläse (Argon)
- 6.8 Gebläse für Rückkühlung mit Hallenluft
- 6.9 Bedienungseinrichtung (Schaltschrank)
- 6.10 Trage- und Hubeinrichtung für die Wechsellvorrichtung
- 6.11 Antrieb der Hubeinrichtung für die Wechsellvorrichtung

0 1000 2000 3000 4000 mm

Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	
Maßstab 1:50	Benennung Wechselmaschine	Zchnng. Nr. 3.1-13

#### 3.1.6.3 Wechsellvorrichtung

Die Wechsellvorrichtung (s. Zeichn. 3.1-13) dient zur Aufnahme von Steuer-elementgestängen, Führungsrohren, Greif- und Hubgestänge der Umsetzvorrichtung, Meßeinsätzen und Abschirmstopfen. Für die Wechsellvorrichtung ist keine Kühleinrichtung erforderlich. Sie ist abgeschirmt und mit einem Hubwerk versehen. Die Wechsellvorrichtung wird vom Oberwagen der Wechselmaschine aufgenommen und kann so zu den gewünschten Positionen in der Reaktorhalle gefahren werden. Zum Transport aus dem Schutzbehälter wird sie auf einen Transportwagen geschwenkt und liegend durch die Materialschleuse gefahren.

Anfahrbare Positionen außerhalb der Reaktorhalle sind Wasch- und Beobachtungszelle, Absatzpositionen und Lager für neue Teile.

#### 3.1.6.4 Übergabeschleuse

Die Übergabeschleuse (s. Zeichn. 3.1-12) dient als Übergabestation für Kernelemente von der Wechselmaschine innerhalb des Reaktorgebäudes zur Transportmaschine im Nebengebäude. Sie besteht aus einem in die Wand des Sicherheitsbehälters eingeschweißten, zylindrischen, druckfesten Behälter mit je einer Durchzugsöffnung innerhalb und außerhalb des Sicherheitsbehälters. Die Durchzugsöffnungen sind mit je einem Abschirmschieber und einer absenkbaaren Schürze versehen, die eine dichte Verbindung zur Übergabeflasche herstellt. Die Übergabeflasche ist um die Achse des Schleusenbehälters schwenkbar. Zur Kühlung ist ein Argonkreislauf mit Reservegebläse vorgesehen. Das Argon wird in einem Wärmeaustauscher innerhalb des Schleusenbehälters mit Stickstoff aus dem Stickstoffsystem zurückgekühlt. Die normalerweise mit Stickstoff gefüllte Schleuse ist mit Luft spülbar und über verschließbare Luken zugänglich.

#### 3.1.6.5 Transportmaschine

Die Transportmaschine (s. Zeichn. 3.1-12) übernimmt den Transport von Kernelementen im Nebengebäude zwischen der Übergabeschleuse, den beiden Lagern für verbrauchte Elemente und der Beladestation.

Zum Unterschied von der Wechselmaschine besitzt sie keinen Oberwagen, da alle Anfahrpositionen auf einer Linie parallel zur Fahrtrichtung liegen. Der Transportwagen trägt die abgeschirmte Flasche, die Kühlkreisläufe und die Bedienungseinrichtung. Die Wechselflasche ist die gleiche wie die der Wechselmaschine und dadurch mit ihr austauschbar.

#### 3.1.6.6 Lager für verbrauchte Brennelemente

Als Zwischenlager für verbrauchte Brenn- und Brutelemente sind im Nebengebäude zwei Trommellager mit einer Kapazität von je 135 Elementen vorgesehen (s. Zeichn. 3.1-12).

Die Elemente werden mit Argon gekühlt. Das Kühlgas tritt durch den Drehzapfen des Lagers in die einzelnen Positionen ein, durchströmt die Elemente und gelangt zurück in den darunterliegenden Raum, in dem sich die Rückkühlanlage und die Trommelantriebe befinden. Das Argon wird mit Stickstoff aus dem Stickstoffsystem des Nebengebäudes zurückgekühlt. Die Kühlkreise beider Lager sind doppelt ausgeführt.

#### 3.1.6.7 Beladestation

Die Beladestation (s. Zeichn. 3.1-12) dient der versandgerechten Verpackung abgeklungener Elemente in die Transportbehälter.

Zu diesem Zweck gelangen die Elemente aus der Transportmaschine durch eine Öffnung in die darunter gelegene Beladestation. Unterhalb dieser Öffnung ist ein Drehteller angeordnet, auf dem der Transportbehältereinsatz Platz findet und der jeweils um eine Aufnahmeposition weitergedreht werden kann. Ein Deckenkran übernimmt die Überführung des gefüllten Behältereinsatzes zurück in den Transportbehälter. Hierfür ist am Boden der Beladestation eine Öffnung ausgespart, unter der der Waggon mit aufgerichtetem Transportbehälter geparkt wird. Die Öffnung enthält eine Durchzugsschürze, die, auf den Transportbehälter abgesenkt, eine gasdichte Verbindung zur Beladestation herstellt. Der Raum zwischen verschlossener Durchzugsschürze und Transportbehälter ist evakuierbar. Sowohl der gasdichte Verschlussdeckel der Durchzugsschürze als auch des Transportbehälters werden fernbedient gelöst und in der Beladestation abgesetzt. Für diese Arbeiten ist eine kombinierte Schraub-, Hub- und Beobachtungseinrichtung vorgesehen.

#### 3.1.6.8 Vorwärmkammer

In der Vorwärmkammer werden frische Elemente auf ca. 300 °C vorgeheizt, um Temperaturschocks beim Einbringen in den Reaktorbehälter zu verhindern. Die Vorwärmkammer befindet sich im Sicherheitsbehälter im Fahrbereich der Wechselmaschine. Sie besteht im wesentlichen aus einem Trommelmagazin mit manueller Antriebseinrichtung. Ihre Argonatmosphäre wird elektrisch beheizt und über ein Gebläse umgewälzt.

## 3.2 Kühlsystem

### 3.2.1 Hauptkühlsystem

Die Leistungsübertragung vom Reaktor erfolgt über drei gleiche, parallelgeschaltete Wärmeübertragungssysteme, die jeweils aus einem primären Natrium-, einem sekundären Natrium- und einem Dampf-Wasserkreislauf bestehen (s. Zeichn. 3.2-1). Die Wärmeübertragungssysteme sind für eine Leistungsübertragung von insgesamt  $730 \text{ MW}_{\text{th}}$  ausgelegt; in das Netz werden dabei  $300 \text{ MW}_e$  eingespeist.

#### 3.2.1.1 Hauptprimärkreislauf

Aufgabe des Primärkühlkreises ist es, die im Kern vom Kühlmittel aufgenommene Wärme an den Sekundärkühlkreis zu übertragen. Das geschieht auch bei abgeschaltetem Reaktor im Zwangsumlauf. Grundsätzlich kann die Nachwärme auch im Naturumlauf abgeführt werden, sobald sich in den Steig- und Fallleitungen der Rohrschleifen ein stationärer Temperaturzustand eingestellt hat.

Das primäre Kühlsystem (s. Zeichn. 3.3-1 und 3.3-2) besteht aus drei gleichen, parallelen und, mit Ausnahme des Reaktorbehälters als gemeinsamer Komponente, unabhängigen Kreisläufen in Loop-Bauweise. Die Gründe für die Wahl eines Loop-Konzeptes sind in Kap. 1.3.10 erläutert. Die Zahl der Kreisläufe wurde gewählt im Hinblick auf Anlagekosten, Komponentengröße, Raumausnutzung und - für den Fall des Versagens eines Kreislaufes - mit Rücksicht auf Temperaturschocks und die Möglichkeit, die Anlage mit verringerter Leistung zunächst weiterzubetreiben.

Statische Festpunkte im System sind Reaktortank, Wärmetauscher und Pumpen. Die Wärmedehnungen zwischen den Komponenten werden durch Dehnschenkel und Bögen in den Rohrleitungen kompensiert, die mit einer Vorspannung im Betrag von 60 % der während des Betriebes auftretenden Wärmespannung verlegt werden. Die festigkeitsmäßige Auslegung des Leistungssystems erfolgt nach dem ASME-Power-Piping Code [7].

Die von den Rohrleitungen auf die Anschlußstutzen ausgeübten Kräfte liegen unterhalb 1 Mp und die Momente unterhalb 3 m·Mp. An den einzelnen Komponenten sind Abstützkonstruktionen zur Aufnahme der Rohrleitungskräfte und -momente vorgesehen.

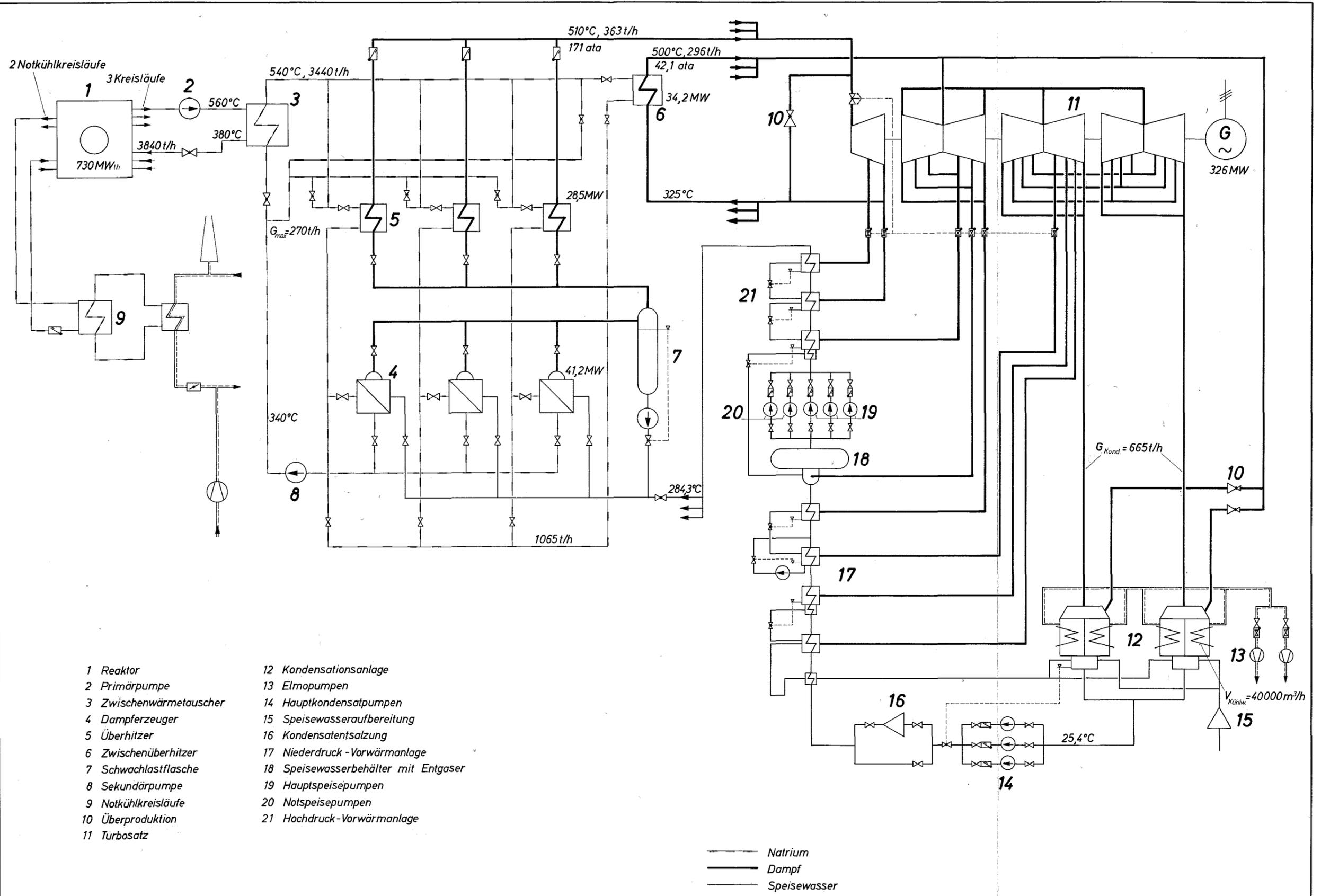
Die Umwälzpumpe ist im heißen Teil des Kreislaufes zwischen Reaktortank und Zwischenwärmetauscher angeordnet. Sie saugt das Natrium aus dem oberen Mischraum des Reaktors, fördert es in Richtung des Naturumlaufs mantelseitig durch den Zwischenwärmetauscher, von dort durch den Eintrittsstutzen im Boden des Reaktorbehälters über den unteren Mischraum durch den Kern. Die Anordnung der Pumpe auf der heißen Seite wurde gewählt, um die erforderliche Zulaufhöhe der Pumpe mit einem möglichst niedrigen Schutzgasdruck zu gewährleisten. Bei Einbau der Pumpe auf der kalten Seite müßte der Schutzgasdruck um den Druckverlust im Zwischenwärmetauscher höher sein. Ein niedriger Schutzgasdruck ist besonders im Hinblick auf Dichtungsprobleme am Reaktordrehdeckel wünschenswert. Ein weiterer Vorteil der heißen Pumpe ist der Wegfall eines Gasvolumens im Zwischenwärmetauscher.

Im kalten Teil der Leitung ist eine kombinierte Absperr- und Regelarmatur vorgesehen, die in den unteren Durchflußbereichen die - normalerweise durch Änderung der Pumpendrehzahl bewerkstelligte - Durchsatzregelung unterstützt. Diese Armatur kann bei Reaktorschnellschluß programmgesteuert werden, um Temperaturschocks im System zu vermindern. Bei Ausfall eines Kreises wird die betreffende Armatur geschlossen. Die Anlage kann dann mit verringerter Last weiterbetrieben werden, und gewisse Reparaturen, z.B. am Sekundärsystem, sind bei laufendem Reaktor möglich.

Alle primärnatriumführenden Anlagenteile befinden sich innerhalb des Schutzbehälters. Die Wärmeübertragungskomponenten sind in Räumen untergebracht, die zur Sicherstellung eines Natriummindestspiegels im Reaktor bei Bruch eines Anlageteiles leakagebegrenzende Funktion haben. Ein mit dem Reaktortank freikommunizierendes Nachspeisesystem hält die notwendige Natriummenge in zwei Reservebehältern bereit.

Diese Reservebehälter bilden zusammen mit dem Reaktortank die Ausdehnungsfäße für das gesamte Primärnatrium; ihre Schutzgasplena sind ebenfalls kommunizierend verbunden.

Die Schwankungen des Natriumspiegels aufgrund von Temperaturänderungen während des Betriebes werden durch ein diskontinuierlich arbeitendes Spiegelhaltesystem auf  $\pm 100$  mm begrenzt. Dazu müssen beim An- und Abfahren etwa  $55 \text{ m}^3$  ab- bzw. zugepumpt werden. Bei Normalbetrieb tritt das Spiegelhaltesystem nicht in Funktion, da die durch Laständerungen bedingten Spiegelschwankungen innerhalb des zulässigen Bereiches liegen.



- |                         |                                      |
|-------------------------|--------------------------------------|
| 1 Reaktor               | 12 Kondensationsanlage               |
| 2 Primärpumpe           | 13 Elmopumpen                        |
| 3 Zwischenwärmetauscher | 14 Hauptkondensatpumpen              |
| 4 Dampferzeuger         | 15 Speisewasseraufbereitung          |
| 5 Überhitzer            | 16 Kondensatentsalzung               |
| 6 Zwischenüberhitzer    | 17 Niederdruck - Vorwärmanlage       |
| 7 Schwachlastflasche    | 18 Speisewasserbehälter mit Entgaser |
| 8 Sekundärpumpe         | 19 Hauptspeisepumpen                 |
| 9 Notkühlkreisläufe     | 20 Notspeisepumpen                   |
| 10 Überproduktion       | 21 Hochdruck - Vorwärmanlage         |
| 11 Turbosatz            |                                      |

——— Natrium  
 ——— Dampf  
 ——— Speisewasser  
 ——— Luft

Datum 11. 10. 1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zchnng. Nr. 3.2-1
Maßstab %	Benennung Wärmeschaltplan	

Die Eintrittsleitungen werden oberhalb der Hauptaustrittsstutzen in die Reaktorzelle geführt. Dadurch ist es möglich, ohne das Erfordernis dichter Absperrschieber die Komponenten in den Wärmeübertragungsräumen bei einem Leck oder zu Reparaturzwecken zu entleeren. Hierbei wird der Spiegel im Reaktortank bis unterhalb der höchsten Punkte im kalten und im heißen Leitungsteil abgesenkt.

#### 3.2.1.2 Hauptsekundärkreislauf

Das Sekundärnatrium transportiert die Wärme aus den Zwischenwärmeaustauschern zu den außerhalb des Sicherheitsbehälters gelegenen Dampferzeugeranlagen. Die Zwischenschaltung eines - inaktiven - Sekundärnatriumkreises hat folgende Gründe:

1. Die Dampferzeugeranlage kann vom Reaktor getrennt in einem eigenen Gebäude untergebracht werden, ohne daß aktives Primärnatrium den Schutzbehälter verläßt.
2. Alle Komponenten der Dampferzeugeranlage sind ohne Abschirmung unbegrenzt zugänglich.
3. Die Auswirkungen von Na-H<sub>2</sub>O-Reaktionen im Dampferzeuger, insbesondere Druckstöße und Reaktionsprodukte, werden vom Primärkreis ferngehalten.
4. Bei Na-H<sub>2</sub>O-Reaktionen können keine radioaktiven Stoffe freigesetzt werden.

Die Pumpe ist in Strömungsrichtung vor dem Wärmetauscher, also im kalten Strang der Leitung, angeordnet. Sie saugt aus den unter Schutzgas liegenden Plena der drei parallelgeschalteten Dampferzeuger an, vor die drei getrennte Überhitzer mit ebenfalls freier Oberfläche geschaltet sind. Im Druckstutzen übernimmt eine Armatur die Durchsatzregelung für niedrige Lastbereiche, die von der Drehzahlregelung der Pumpe nicht mehr erfaßt werden können. Zwischen dieser Regelarmatur und dem Wärmetauscher zweigt ein Regelbypaß für die Dampftemperaturregelung zu den Überhitzern und dem Zwischenüberhitzer ab.

Der Zwischenwärmeaustauscher wird vom Sekundärnatrium rohrseitig, die Dampferzeuger, die Überhitzer und der Zwischenüberhitzer werden mantelseitig durchströmt. Der Druck im Sekundärkreis wird über das Schutzgassystem so eingestellt, daß im Zwischenwärmetauscher bei allen Betriebszuständen auf

der Sekundärseite ein höherer Druck herrscht als auf der Primärseite (s. Kap. 7.4.2). Alle Dampfkomponenten sind an ihren natriumseitigen Ein- und Austritten mit Schnellschlußarmaturen versehen, die bei einer Na-H<sub>2</sub>O-Reaktion in Funktion treten.

#### 3.2.1.3 Dampf- und Speisewasserkreislauf

Jedem Sekundärkreislauf sind drei Dampferzeuger, drei Überhitzer und ein Zwischenüberhitzer zugeordnet. Die insgesamt neun Dampferzeuger und neun Überhitzer erzeugen im Auslegungspunkt eine Gesamtfrischdampfmenge von 1090 t/h bei einem Frischdampfzustand von 171 ata/510 °C am Überhitzeraustritt. Der Dampf wird in Sammelleitungen zusammengeführt und dem Hochdruckteil der Turbine zugeleitet. Unter Berücksichtigung der Druck- und Wärmeverluste im Frischdampfnetz ergibt sich vor dem Einlaßventil ein Dampfzustand von 165 ata/505 °C im Auslegungspunkt. Nach der Entspannung im Hochdruckteil der Turbine auf den Trenndruck von 45 ata wird der Dampf den Zwischenüberhitzern zugeführt und auf 500 °C überhitzt. Anschließend durchströmt der Dampf Mittel- und Niederdruckteil der Turbine und wird in einer zweisträngigen Kondensationsanlage niedergeschlagen.

Das Kondensat wird in einer achtstufigen Vorwärmanlage mittels Anzapfdampf von der Kondensattemperatur von 25,4 °C auf die Speisewasserendtemperatur von 284,3 °C vorgewärmt. Die Hauptkondensatpumpen fördern die gesamte Kondensatmenge über eine Entsalzungsanlage, die Niederdruckvorwärmanlage und die Mischvorwärmer-Entgaser zum Speisewasserbehälter. Von hier wird das Speisewasser mit den Hauptspeisepumpen durch die Hochdruckvorwärmanlage wieder den Dampferzeugern zugeführt.

Für die jedem Sekundärkreislauf zugeordneten drei Dampferzeuger ist eine Schwachlastflasche mit Kondensatumwälzung vorgesehen, die unterhalb einer Leistung von etwa 40 % in Betrieb genommen wird. Sie sorgt für eine stabile Durchströmung des Dampferzeugers und begrenzt das Absinken der Sekundärnatriumtemperatur bei weiter fallender Last.

Für das An- und Abfahren der Turbine sowie für Lastabwurf und Turbinenschnellschluß ist eine Überproduktionsanlage vorgesehen. In einer ersten Stufe wird der Frischdampf über ein Dampf-Umformventil auf den Dampfzustand im kalten Zwischenüberhitzernetz entspannt und abgespritzt. Nach Durchströmung des Zwischenüberhitzers wird die Gesamtdampfmenge in einer zweiten Stufe ebenfalls

über Dampf-Umformventile und die Überproduktionsleitung an den Kondensatoren auf den Abdampfzustand entspannt und gekühlt. Dadurch wird in den genannten Fällen ein störungsfreier Weiterbetrieb der Reaktoranlage sowie eine einwandfreie Kühlung der Zwischenüberhitzer gewährleistet.

Für den Betrieb mit sehr kleinen Speisewassermengen sowie für den Nach- und Notkühlbereich sind zwei Notspeisepumpen vorgesehen, von denen jede allein die erforderliche Wassermenge fördern kann. Ihre Antriebe sind an die Notstromversorgung angeschlossen.

Das Zusatzwasser zum Füllen des Kreislaufes sowie zum Ausgleich der Leckwassermenge wird über eine Vollentsalzungsanlage zugeführt.

Der Turbosatz erzeugt im Vollastpunkt eine Leistung von 326 MW bei einer angenommenen Kühlwassertemperatur von 12 °C entsprechend einem Kondensatordruck von 0,033 ata. Für die Kondensation der Abdampfmenge von 665 t/h wird dabei eine Kühlwassermenge von ungefähr 40.000 m<sup>3</sup>/h benötigt. Nach Abzug des elektrischen Eigenbedarfes beträgt die Nettoleistung des Kraftwerkes 300 MW<sub>e</sub>.

### 3.2.2 Notkühlsystem

Das Notkühlsystem übernimmt die Abfuhr der Nachzerfallsleistung des Kernes in allen Fällen, bei denen die Hauptkreise dazu nicht in der Lage sind, insbesondere dann, wenn der Natriumspiegel im Reaktorbehälter bis zu den Hauptaustrittsstutzen abgesunken ist. Eine solche Spiegelabsenkung kann unbeabsichtigt, etwa bei einem Leck im Primärsystem, oder auch beabsichtigt beim Ablassen von Natrium zu Reparaturzwecken erfolgen.

Für das Notkühlsystem sind zwei parallele Wärmeübertragungssysteme mit einer Kapazität von zusammen 3 % der Reaktornennleistung vorgesehen.

Das Primärnatrium kühlt im Naturumlauf den Reaktorkern und gibt seine Wärme in den Zwischenwärmeaustauschern an die Sekundärnatriumkreisläufe ab. Diese transportieren - ebenfalls im Naturumlauf - die Wärme zu Luftkühlern. Über Gebläse und Drosseljalousien kann dort die Wärmeabfuhr beeinflusst werden. Die Primärkreise sind in Ausbuchtungen der Reaktorzelle so angeordnet, daß sich ihre Komponenten vollständig unterhalb des Natriumspiegels befinden, der sich nach einem Bruch im Primärsystem einstellt. Sie bleiben deshalb auch nach einem Bruch in ihrem eigenen Kreislauf funktionsfähig. Die Zwischenwärmeaustauscher sind in den beiden Nachspeisebehältern untergebracht. Bemerkenswert ist ihre flache Bauweise, die der Notwendigkeit einer Mindest-

höhendifferenz zwischen dem Kern als Wärmequelle und dem Wärmetauscher als Wärmesenke bei niedrigstmöglichem Natriumspiegel Rechnung trägt. Ein Kugelrückschlagventil am Wärmetauscheraustritt gewährleistet inhärente Betriebsbereitschaft der Natriumkreisläufe des Notkühlsystems. Sobald der Druckabfall im Reaktorkern auf einen Wert absinkt, der der Nachwärmeleistung nach einem Schnellschluß entspricht, fällt die Kugel aus ihrem Dichtsitz und gibt den Kühlmittelumlauf im Notkühlsystem frei.

### 3.2.3 Komponenten

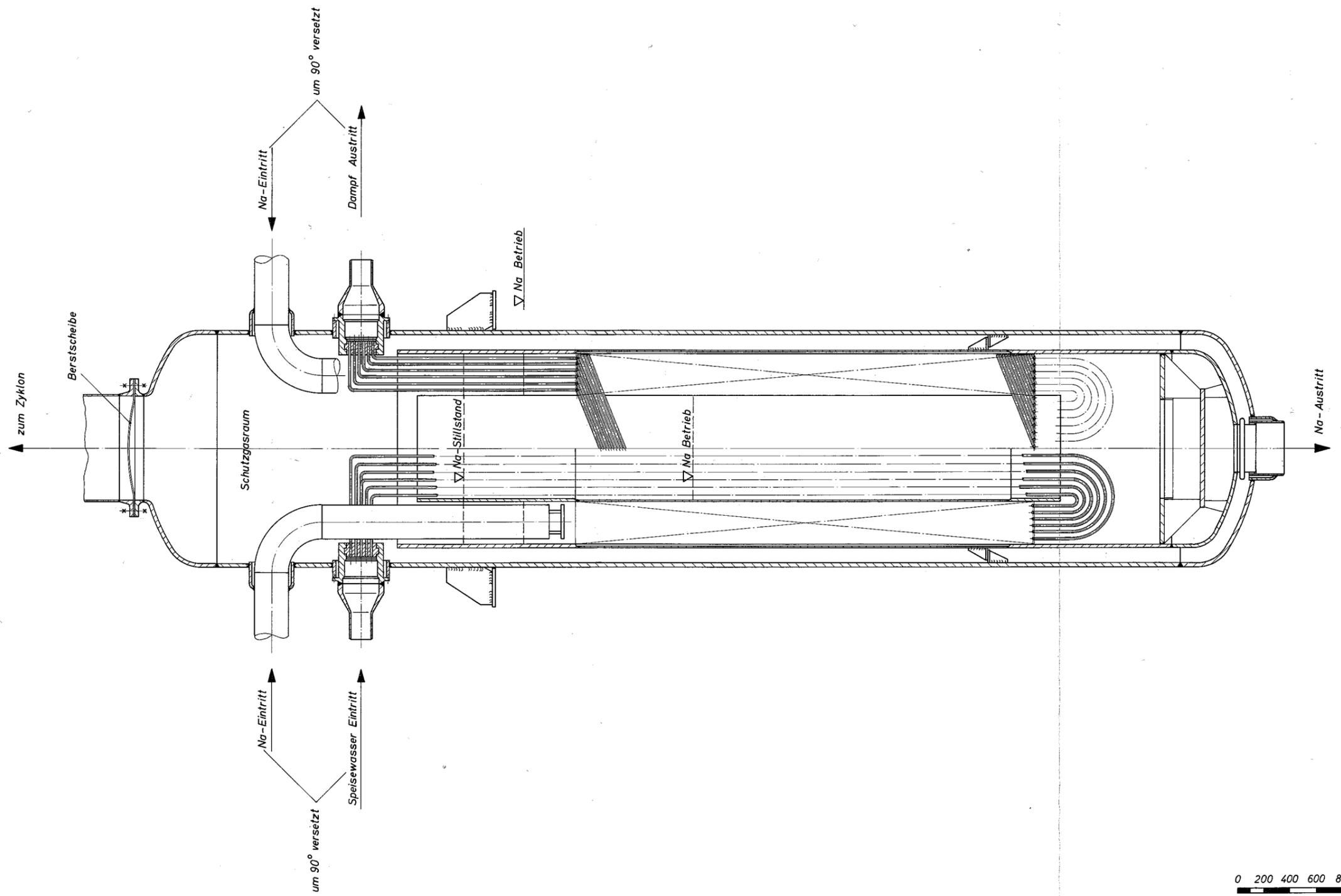
#### 3.2.3.1 Dampferzeuger

Der Dampferzeuger ist für eine thermische Leistung von 41,2 MW je Einheit bei insgesamt 9 Einheiten ausgelegt. Als Bauart wurde ein stehender Wendelrohr-Gegenstrom-Austauscher mit freier Natriumoberfläche gewählt. Der Dampferzeuger (s. Zeichn. 3.2-2) besteht im wesentlichen aus dem Druckbehälter und einem zylindrischen, ausbaubaren Rohrbündel, das um einen zentralen drängerkörper gewandelt und von einem zylindrischen Strömungsmantel umgeben ist. Die über eine Rohrplatte in Höhe des Schutzgasraumes in den Dampferzeuger eintretenden Dampfrohre werden innerhalb des Verdrängerkörpers nach unten geführt und an das Rohrbündel angeschlossen. Die oben aus dem Rohrbündel austretenden Rohre werden ebenfalls über eine Rohrplatte oberhalb des Natriumspiegels aus dem Behälter herausgeführt.

Das heiße Natrium tritt durch zwei seitliche Stutzen ebenfalls oberhalb des Natriumspiegels in den Behälter ein und gelangt durch zwei Fallrohre zu dem Rohrbündel, das es von oben nach unten im Sinne des Naturumlaufes durchströmt. Es verläßt den Dampferzeuger durch einen Stutzen im Boden des Druckbehälters.

Im Rohrbündel gibt das heiße Natrium seine Wärme im Gegenstrom an das von unten nach oben fließende Speisewasser ab, das dabei erwärmt und nach Erreichen der Siedetemperatur verdampft wird. Die Durchsätze sind bei Leistungsbetrieb so bemessen, daß am Austritt der Dampfrohre aus dem Rohrbündel die Verdampfung gerade abgeschlossen ist, aber noch keine Überhitzung stattgefunden hat.

Durch die Anordnung eines Schutzgasraumes im oberen Teil des Druckbehälters wird ein Na-Kontakt der Rohrplatten vermieden. Dadurch wird die Beanspruchung der Rohrplatten durch stationäre Temperaturspannungen und



Datum 11. 10. 1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
Maßstab 1:15	Zchnng. Nr. 3.2-2

Benennung **Dampferzeuger**

Thermoschocks erheblich reduziert. Außerdem dient der Schutzgasraum als Gaspolster, das im Falle einer Na-H<sub>2</sub>O-Reaktion den Spitzendruck im Dampferzeuger verringert (s. Kap. 7.5.2). Der Schutzgasraum ist über eine Berstscheibe im oberen Klöpperboden des Behälters mit dem Druckentlastungssystem verbunden.

Der Strömungsmantel außerhalb des Rohrbündels schützt die Druckbehälterwand vor Temperaturschocks und vor dem direkten Angriff der Reaktionsprodukte von Natrium und Wasser im Falle eines kleinen Lecks in einem Rohr an der Peripherie des Bündels.

Als Werkstoff für die Dampferzeugerrohre und den Druckbehälter ist der ferritische Werkstoff 10 Cr Mo Ni Nb 9 10 vorgesehen; die Rohre haben einen Außendurchmesser von 26,9 mm und eine Wandstärke von 3,6 mm.

Der Ausbau des Rohrbündels und der übrigen Einbauten ist nach Durchtrennen der Behälterwand unterhalb der Rohrplatten möglich.

#### 3.2.3.2 Überhitzer

Der Überhitzer ist für eine thermische Leistung von 28,5 MW je Einheit bei insgesamt 9 Einheiten ausgelegt. Er entspricht im Aufbau dem Dampferzeuger. Die Überhitzerrohre haben die Abmessungen 25 x 4 mm.

#### 3.2.3.3 Zwischenüberhitzer

Der Zwischenüberhitzer ist für eine thermische Leistung von 34,2 MW je Einheit ausgelegt. Insgesamt sind drei Einheiten vorgesehen. Wie der Überhitzer entspricht er im Aufbau dem Dampferzeuger. Im Rohrbündel (Rohrabbmessungen 30 x 2,6) findet die Zwischenüberhitzung des aus dem Hochdruckteil der Turbine austretenden Dampfes statt.

#### 3.2.3.4 Zwischenwärmeaustauscher

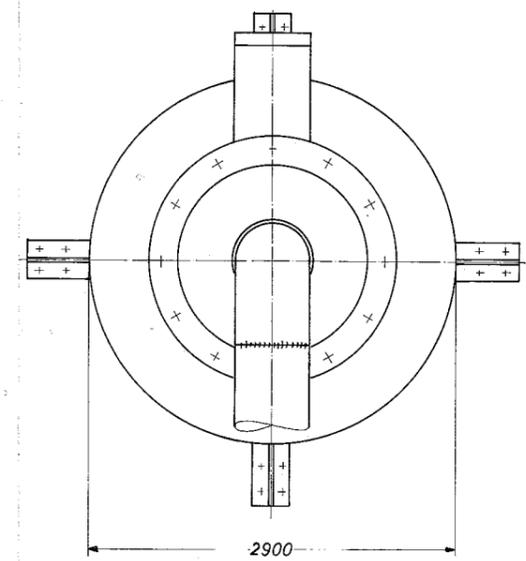
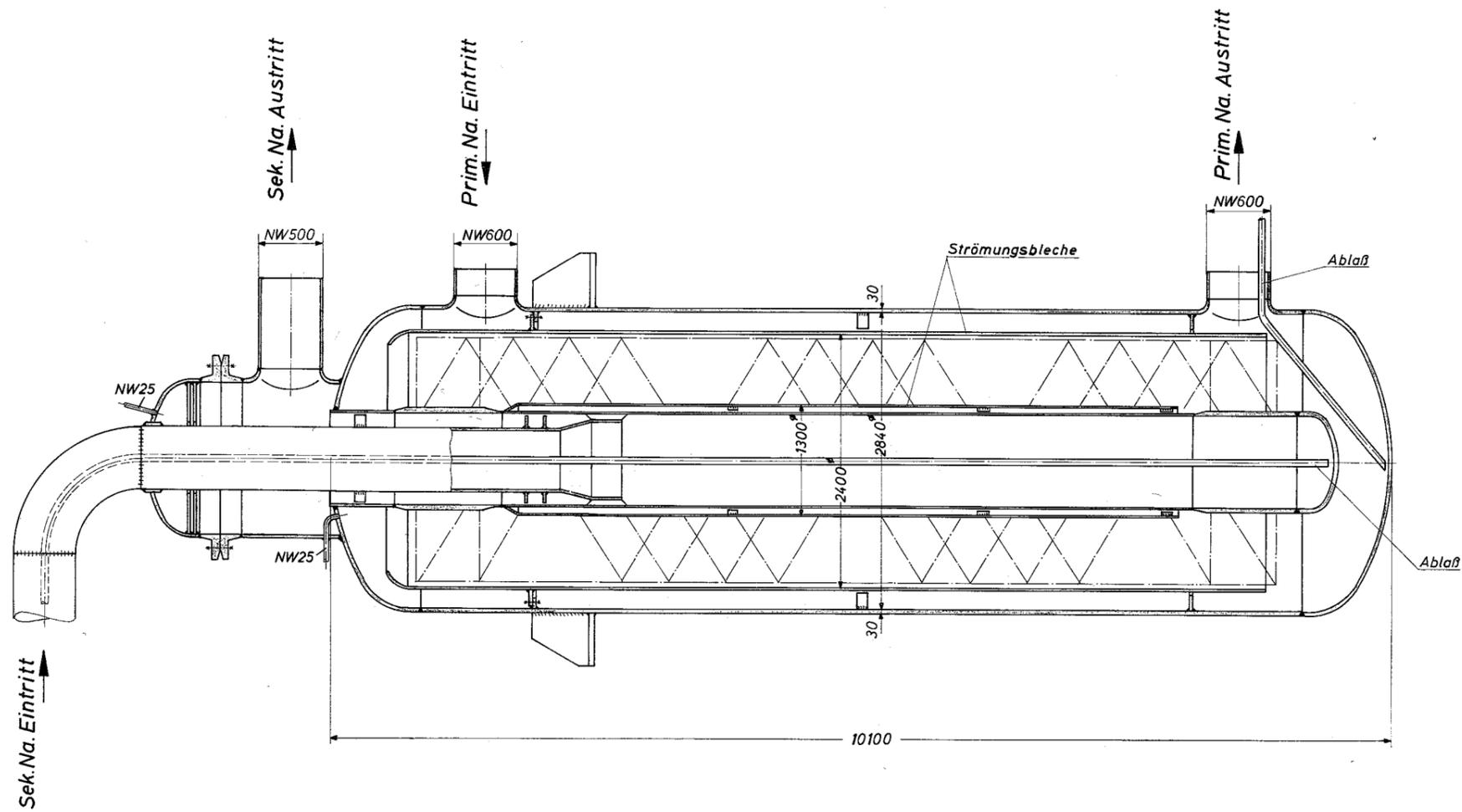
Der vorgesehene Zwischenwärmeaustauscher (Zeichn. 3.2-3) ist ein Gegenstrom-Wendelrohrtyp ohne freie Natriumoberflächen. Das fest eingebaute Rohrbündel ist um ein zum Druckgefäß konzentrisches Zentralrohr gewandelt und von einer zylindrischen Strömungsschürze umschlossen. Die beiden Enden des Zentralrohres bilden die Sammler für das durch die Tauscherrohre fließende Sekundärnatrium.

Das primäre Natrium tritt oben durch einen Stutzen im zylindrischen Teil des Druckgefäßes ein, wird durch die Strömungsschürze zunächst nach oben umgeleitet und strömt dann zwischen den Rohren des Rohrbündels nach unten. An der Unterkante der Strömungsschürze wird es wieder umgelenkt und verläßt das Druckgefäß durch einen Stutzen im unteren Teil des Behälters. Das sekundäre Natrium fließt über eine senkrechte konzentrische Rohrleitung und einen Trennboden durch das Zentralrohr zum unteren Sammler, durchströmt die Rohre des Wärmetauscherbündels von unten nach oben und tritt durch den oberen Sammler und den Ringraum zwischen Eintritts- und Zentralrohr in einen zylindrischen Austrittssammelraum, den es durch einen horizontalen Stutzen verläßt. Dieser Sammelraum stellt die koaxiale Strömung zwischen dem eintretenden und dem austretenden Sekundärnatrium her. Er besteht aus einem zylindrischen Aufsatz kleineren Durchmessers auf den oberen Klöpperboden des Druckgefäßes. Der Klöpperboden des Aufsatzes trägt die Sekundärnatriumeintrittsleitung und ist mit dem zylindrischen Teil über einen Flansch mit Schweißlippendichtung verbunden. Zu Reparaturzwecken wird die sekundäre Eintrittsleitung durchtrennt und die Flanschverbindung gelöst. Das koaxiale Eintrittsrohr kann dann samt dem Trennboden zwischen den beiden Sammlern aus dem Zentralrohr herausgezogen werden. Bei einem Leck im Rohrbündel wird das betroffene Rohr durch Stopfen in beiden Sammlern mit Hilfe einer vom Bedienungsflur betätigten Vorrichtung blindgelegt.

#### 3.2.3.5 Primärnatriumpumpen

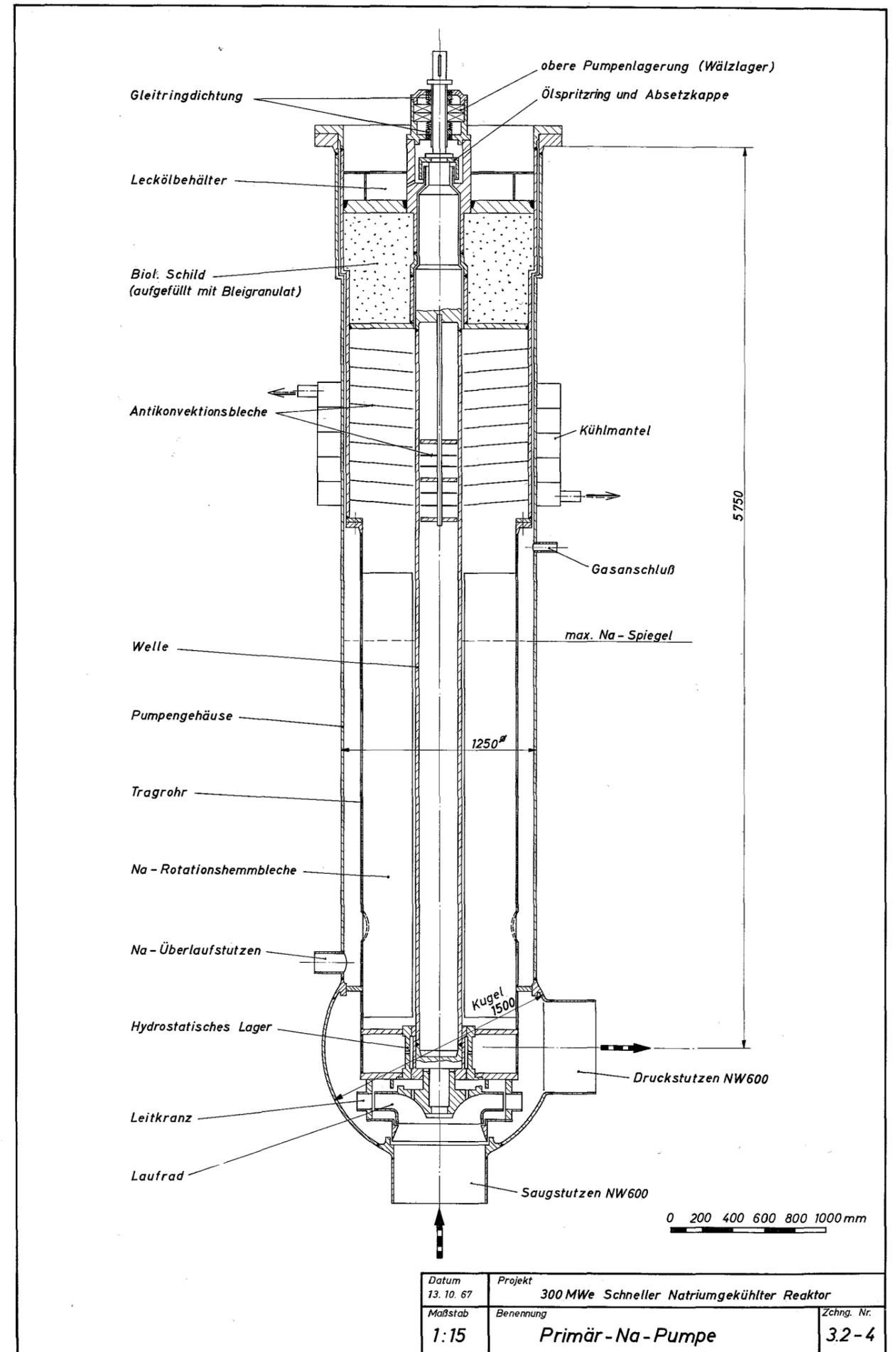
Die Primärnatriumpumpen (Zeichn. 3.2-4) sind vertikale, einflutige Zentrifugalpumpen mit fliegend angeordnetem radialem Laufrad und nachgeschaltetem Leitrad. Druck- und Saugstutzen des Pumpengehäuses sind mit den Rohrleitungen verschweißt.

Die für unterkritischen Betrieb ausgelegte Hohlwelle wird unmittelbar oberhalb des Laufrades in einem natriumbeaufschlagten hydrostatischen Gleitlager geführt. Das Lager wird von der Pumpendruckseite her mit Natrium versorgt, das teils über Ausgleichsbohrungen in den Saugraum des Laufrades, teils durch eine Überlaufleitung in den Reaktortank zurückgeführt wird. Oberhalb der Abschirmung befindet sich als Hauptlager ein ölgeschmiertes Wälzlager direkt im Bereich der Wellenabdichtung. Die Abdichtung des ölgefüllten Lagerraumes gegen das Schutzgasplenum im Pumpengehäuse und gegen die Stickstoffatmosphäre im Antriebsraum übernehmen Gleitringdichtungen unterhalb und oberhalb des Lagers. Das Lageröl wird zur Abfuhr der Reibungs-



0 500 1000 1500 2000 mm

Datum 11. 10. 1967	Projekt 300MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zchng. Nr.
Maßstab 1:25	Benennung Zwischenwärmeaustauscher	3.2-3



wärme und zur Druckhaltung in einem geschlossenen Kreislauf umgewälzt. Die Ölleckage der unteren Dichtung wird in einem Sammelraum aufgefangen und von dort abgezogen. Zwischen freier Natriumoberfläche und Beton ist eine Temperaturabbaustrecke vorgesehen. In dem Schutzgasraum des Pumpengehäuses sind zur Verringerung des Wärmetransportes Strahlungs- und Antikonvektionsbleche angeordnet.

Zu Reparaturzwecken kann die Pumpenwelle zusammen mit dem natriumgeschmierten Lager und der Abschirmung nach oben aus dem Pumpengehäuse herausgezogen werden. Das obere Lager und die Gleitringdichtungen sind ohne weiteres vom Antriebsraum aus zugänglich.

Die Sekundärnatriumpumpen entsprechen im Aufbau und - mit Ausnahme der Länge - auch in ihren Abmessungen den Primärnatriumpumpen. Eine Abschirmung entfällt jedoch wegen der geringen Aktivität des Sekundärnatriums.

#### 3.2.3.6 Pumpenantrieb

Die Natriumpumpen des Primär- und Sekundärkreislaufes werden von je einem Asynchronmotor mit Käfigläufer in vertikaler Bauweise angetrieben. Für den Notkühlbetrieb ist jede Pumpe außerdem als zusätzliche Sicherheitsmaßnahme mit einem Ponymotor ausgerüstet, der an die Notstromversorgung angeschlossen ist. Haupt- und Ponymotoren sind für den Betrieb in Luft- und Stickstoffatmosphäre geeignet.

Die Drehzahlregelung der Hauptmotoren erfolgt stufenlos über zwei rotierende Umformersätze, die im wesentlichen aus je einem Asynchronmotor mit Schleifringläufer, einem Synchrongenerator und einem ruhenden Umformer bestehen. Die überschüssige Schlupfenergie wird über den ruhenden Umformer ins Netz zurückgeliefert. Je ein Umformersatz versorgt die Hauptmotoren der Primär- und der Sekundärpumpen. Dadurch kann der Kühlmitteldurchsatz in beiden Systemen getrennt geregelt werden.

Von jedem Synchrongenerator wird eine dem Primär- bzw. Sekundärsystem zugeordnete Sammelschiene gespeist, die die drei Pumpenantriebe eines Systems versorgt.

Die Frequenz jeder Sammelschiene ändert sich mit der Drehzahl des zugeordneten Synchrongenerators. Er wird so gefahren, daß der Fluß des Asynchronmotors konstant bleibt, d.h. die Generatorspannung wird mit der Frequenz

linear abnehmen, wobei der bei kleinerer Frequenz relativ größer werdende Ohmsche Widerstand in der Regelung der Erregung berücksichtigt wird.

### 3.2.3.7 Komponenten des Dampf- und Speisewasserkreislaufes

#### 1. Turbosatz

Der Einwellen-Kondensationsturbosatz besteht aus der viergehäusigen Turbine, dem direkt gekuppelten Drehstrom-Synchron-Generator und der Kondensationsanlage.

Der Hochdruck-(HD-)Teil ist als Topfgehäuse ausgeführt. Der axial geteilte Leitschaufelträger ist darin so aufgehängt, daß er sich bei Erwärmung unter Beibehaltung der Mittellage frei axial und radial ausdehnen kann.

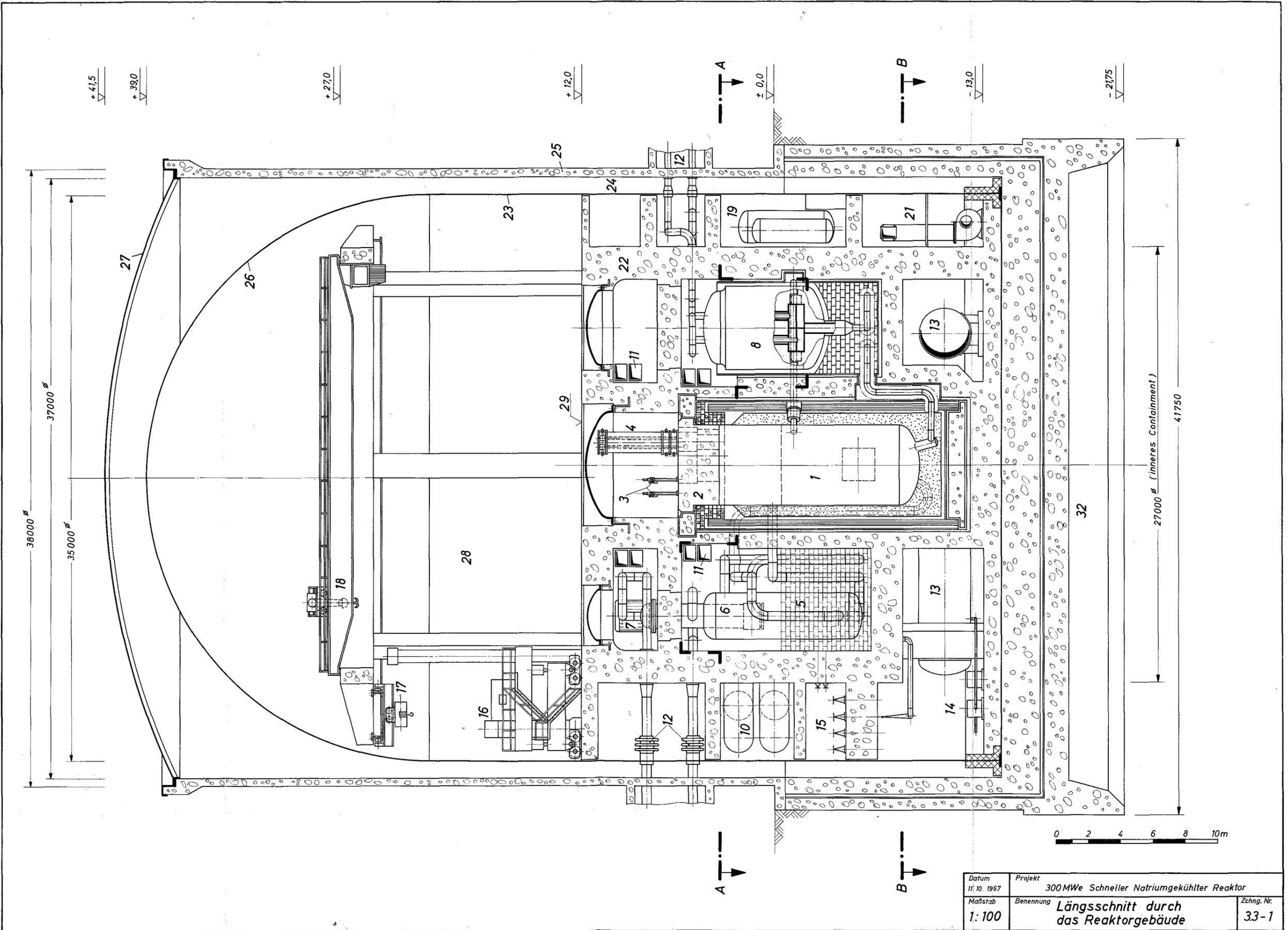
Das doppelblutige Mitteldruck-(MD-)Gehäuse ist axial geteilt und zur besseren Anpassung an Wärmedehnungen sowie zur Reduzierung der Spannungsbeanspruchungen in Doppelwandkonstruktion ausgeführt. Der Dampfzustand zwischen Innen- und Außengehäuse ist gleich dem Dampfzustand am Austritt des MD-Teiles.

Der Niederdruck-(ND-)Teil der Turbine besteht aus je zwei doppelblutigen axial geteilten Gehäusen, die ebenfalls als Doppelwandkonstruktion ausgeführt sind. Der Leitschaufelträger ist in axialer Richtung nochmals in einen heißen mittleren Teil und zwei außenliegende kalte Endschaufelträger unterteilt.

Die Turbinenläufer sind jeweils aus einem vollen Block geschmiedet. Die Verbindung der vier Turbinenläufer und des Generators erfolgt durch starre Bolzenkupplungen. Zwischen den Gehäusen ist jeweils nur ein Lager eingesetzt.

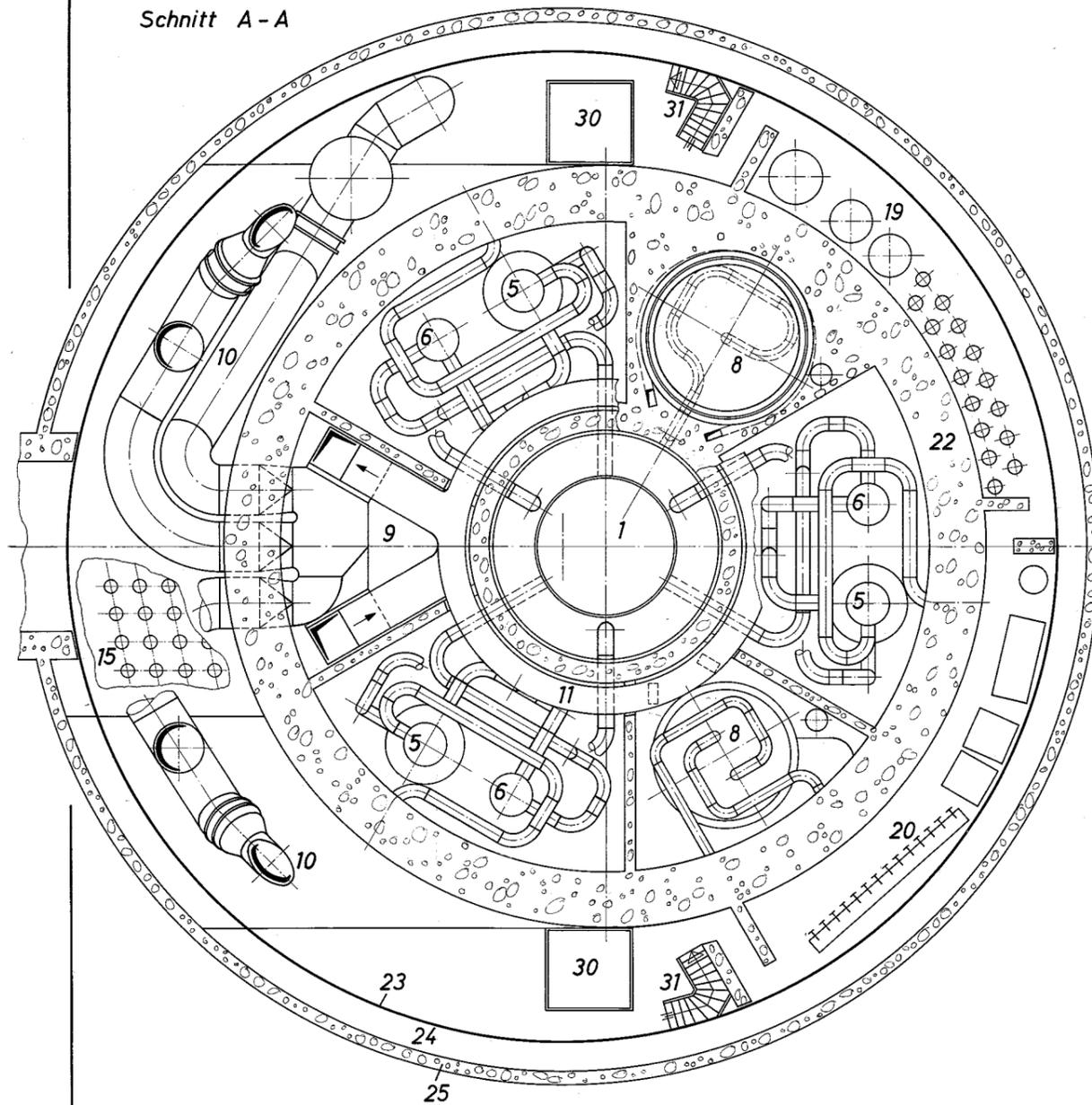
Das Festlager der Welle liegt zwischen dem HD- und MD-Teil, der Festpunkt der Gehäuse zwischen MD- und ND-Teil.

Für die achtstufige Speisewasservorwärmung sind folgende Anzapfungen vorgesehen:

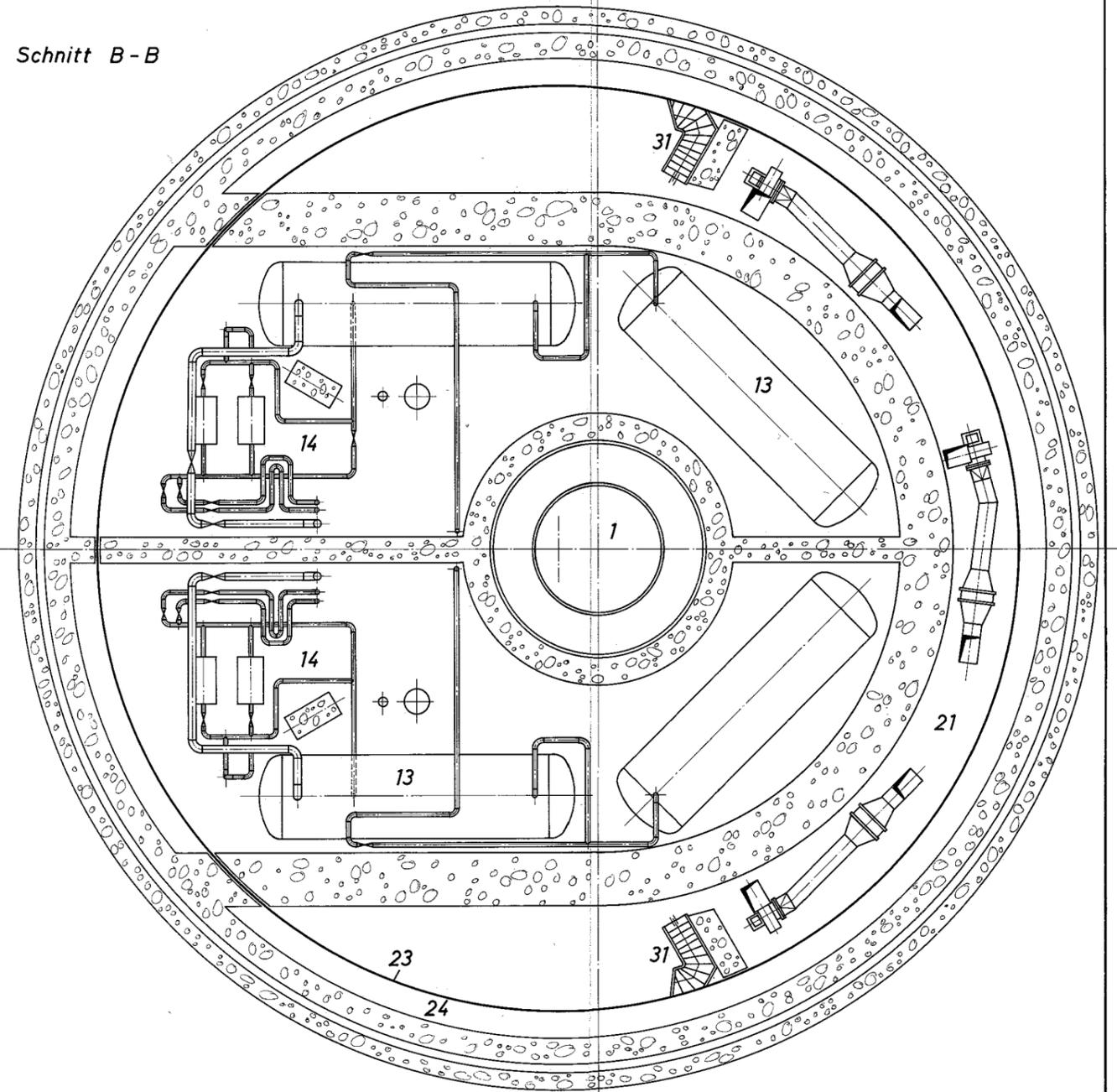


Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zchng. Nr. 33-1
Maßstab 1:100	Benennung Längsschnitt durch das Reaktorgebäude	

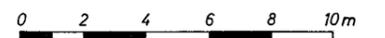
Schnitt A-A



Schnitt B-B



- |                                 |  |   |                                 |
|---------------------------------|--|---|---------------------------------|
| 1 Reaktortank                   | 9 Raum für Verteilung der N <sub>2</sub> -Kanäle         | 17 Kran 10 t                                      | 25 Außenbeton                   |
| 2 Reaktordrehdeckel             | 10 Inertisierung-N <sub>2</sub> -System (1. Containment) | 18 Rundlaufkran 50/10 t                           | 26 Sicherheitsbehälter - Kuppel |
| 3 Regelstabantriebe             | 11 N <sub>2</sub> -Ringkanäle                            | 19 Aktives Abgassystem                            | 27 Außenkuppel                  |
| 4 Umsetzvorrichtung             | 12 Durchführung der Sekundär-Na-Leitungen                | 20 Schutzgasversorgung                            | 28 Reaktorhalle                 |
| 5 Zwischenwärmetauscher         | 13 Ablasssystem  | 21 N <sub>2</sub> -System für Na-Reinigungsanlage | 29 Fahrbahnebene                |
| 6 Primär-Na-Pumpe               | 14 Primär-Na-Reinigungssystem                            | 22 1. Containment                                 | 30 Montageschacht               |
| 7 Antrieb Primär-Na-Pumpe       | 15 Ventil-Fernsteuerung für Reinigungssystem             | 23 Sicherheitsbehälter (2. Containment)           | 31 Treppen                      |
| 8 Notkühl- und Nachspeisesystem | 16 Wechselmaschine                                       | 24 Ringraum                                       | 32 Caisson                      |



Datum 11. 10. 1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	Zchn. Nr. 3.3-2
Maßstab 1:100	Benennung Querschnitte durch das Reaktorgebäude	

E <sub>1</sub>	- HD-Gehäuse
E <sub>2</sub>	- kalte Zwischenüberhitzer-Leitung
E <sub>3</sub> , E <sub>4</sub>	- MD-Gehäuse
E <sub>5</sub>	- Austritt MD-Gehäuse
E <sub>6</sub> , E <sub>7</sub> , E <sub>8</sub>	- ND-Gehäuse

Mit Ausnahme von E<sub>7</sub> und E<sub>8</sub> erhalten sämtliche Anzapfungen ein Entnahmeschnellschlußventil als Dampfdruckströmsicherung.

Die Turbine ist mit einer Düsengruppenregulierung ausgerüstet. Die Regelung des Turbosatzes erfolgt über ein elektrohydraulisches System. Drehzahlabweichungen werden elektrisch gemessen und über Wandler auf die hydraulisch betätigten Stellglieder gegeben.

Die Kondensation des Abdampfes erfolgt in zwei Kastenkondensatoren, die jeweils direkt unter den ND-Gehäusen angeordnet sind. Für die Auslegung wurde Flußwasserkühlung mit einer mittleren Temperatur von 12 °C angenommen. Für das An- und Abfahren des Turbosatzes sowie für das Abblasen des Frischdampfes über das Zwischenüberhitzernetz in den Kondensator bei Lastabwurf bzw. Turbinenschnellschluß ist eine Überproduktionsanlage vorgesehen. Der Drehstrom-Synchrongenerator einschließlich Erregereinrichtung entspricht im grundsätzlichen Aufbau der normalen Generatorausführung mit Gaskühlung in Ständer und Läufer.

Im Läufer wird das Kühlgas durch die hohl ausgebildeten Leiterstäbe gedrückt, in der Ständerwicklung bestehen die Wicklungsstäbe aus je zwei nebeneinanderliegenden Gitterstäben mit dazwischen isoliert angeordneten Kühlkanälen.

## 2. Speisepumpen

Zur Speisewasserrförderung sind zwei 1/2-Last-Speisepumpensätze vorgesehen. Ein dritter Pumpensatz gleicher Größe steht in Reserve. Bei Ausfall einer Pumpe wird automatisch auf die Reservepumpe umgeschaltet.

Zur Reduzierung der Saughöhe auf die verfügbaren Werte wird der Hauptpumpe eine langsam laufende einstufige Vorpumpe mit doppelflutigem Laufrad vorgeschaltet. Die Hauptpumpe wird als schnellaufende fünfstufige Hochdruck-Kesselspeisepumpe ausgeführt.

### 3. Vorwärmanlage

Die Aufwärmung des Kondensats bzw. Speisewassers erfolgt in einer achtstufigen Vorwärmanlage, die aus vier Niederdruckstufen, dem Mischvorwärmer-Entgaser und drei Hochdruckstufen besteht. Die Gesamtaufwärmspanne beträgt 259 °C. Die HD-Vorwärmanlage wird zweisträngig ausgeführt. Die einzelnen Apparate sind in Sammlerbauart ausgeführt. Sie bestehen aus einem zylindrischen Mantel mit vorgeschweißten, gewölbten Böden und der aus Schlangenrohren aufgebauten Wärmetauscherfläche. Die Apparate der HD-Stufe 3 haben einen eingebauten Kondensatkühler.

Der Kondensatspiegel in allen Vorwärmern wird über automatische Ablaufregler konstant gehalten. Zusätzlich werden Höchst- und Niedrigststand über Niveauwächter überwacht.

### 4. Kühlwasserversorgung

Es wird angenommen, daß für die Kühlwasserversorgung des Kernkraftwerkes ein Fluß ausreichender Wasserführung zur Verfügung steht.

Das Kühlwasser läuft über die im Einlaufbauwerk angeordneten Reinigungsanlagen den beiden Hauptkühlwasserpumpen zu. Diese fördern die benötigte Wassermenge über eine Stahl-Druckrohrleitung zum Kraftwerk. Ein Pumpensatz steht in Reserve.

## 3.3 Reaktorgebäude

### 3.3.1 Aufgabe des Reaktorgebäudes

Das Reaktorgebäude (Zeichn. 3.3-1 und 3.3-2) hat die Aufgabe, die bei Unfällen oder Störungen möglicherweise freiwerdenden aktiven festen oder gasförmigen Stoffe im Inneren des Gebäudes zu lokalisieren und dadurch die Umgebung vor Verseuchung zu schützen. Aus diesem Grunde sind in diesem Gebäude insbesondere solche Anlagenteile und Systeme untergebracht, die bei Betrieb aktive Stoffe enthalten oder aus denen bei Unfällen aktive Stoffe austreten können, und zwar:

- der Reaktortank
- die an den Reaktortank angeschlossenen Wärmeübertragungssysteme (Primär-Natrium-Kreisläufe)

- die mit den Wärmeübertragungssystemen verbundenen Nebenanlagen (Reinigung, Ablaß, Schutzgas)
- die für die Inertisierung und Kühlung der Primär-Natrium-Kreislauf-räume erforderlichen Inertisierungsanlagen
- die für den Brennelementwechsel erforderlichen Handhabungseinrichtungen (mit Ausnahme der Lager für abgebrannte Elemente, der Transportmaschine und der Verpackungsstation).

### 3.3.2 Aufbau des Reaktorgebäudes hinsichtlich Unfallbegrenzung und Abschirmung

Zur Begrenzung möglicher Unfallauswirkungen und zur Abschirmung sind der Reaktor und die Primärkreisläufe von mehreren einander umschließenden Sicherheitshüllen umgeben. Dies sind von innen nach außen:

- die mehrschichtige Reaktortankummantelung
- die Abschirmwand der Primär-Na-Kreisläufe (inneres Containment)
- der stählerne Sicherheitsbehälter (äußeres Containment)
- die Außenbetonhülle.

Die Reaktorummantelung dient

- a) zur Abschirmung der Strahlung aus dem Reaktorkern und dem Natrium im Reaktortank
- b) zur Wärmeisolierung
- c) zur Absorption der mechanischen Auswirkungen schwerer nuklearer Unfälle.

Die Schichtfolge ist auf Zeichn. 3.1-1 dargestellt:

Der Reaktorbehälter ist seitlich und unten von einer Graphitschicht umgeben, die nach außen hin isoliert ist. Die in dem Graphit durch Absorption von Neutronen- und  $\gamma$ -Strahlung erzeugte Wärme wird im wesentlichen durch Wärmestrahlung über den Gasspalt zwischen Behälter und Graphit in den Behälter zurücktransportiert (s. Kap. 5.6). Außerhalb der Graphitschicht sind mehrere konzentrische Stahlzylinder als radialer Explosions- und Splitterschutz aufgebaut. Die Spalte zwischen den Zylindern sind mit Stahlschrot gefüllt, um im Falle einer Schockwellenbeanspruchung bei dem Basis-

unfall eine plastische Kollision der einzelnen Zylinder untereinander zu gewährleisten (s. Kap. 7.6.4). Der radiale Explosionsschutz und die Graphitabschirmung ruhen auf einem armierten Betonblock unterhalb des Reaktorbehälters, der seinerseits über eine Stahlschürze außerhalb des Explosionsschutzes mit einem im Reaktorgebäude gelagerten Tragring verbunden ist. Dieser Ring trägt außerdem das Gewicht des Reaktorbehälters und des Drehdeckels, der über einen Niederhalterring mit Dehnschrauben auf dem Tragring befestigt ist. Drehdeckel mit Niederhaltung, Tragring, Tragschürze und Betonblock bilden ein geschlossenes Kraftsystem, das die mechanischen Auswirkungen des Basisunfalles von der Betonwand der Zelle fernhält. Die Tragschürze dient außer zur Absorption der auf den unteren Betonblock übertragenen Schockwellenenergie zur Aufnahme des Druckes, der sich nach dem Bruch des Reaktorbehälters in der Zelle aufbaut.

Die Zelleneinbauten werden mit Stickstoff zwangsgekühlt (s. Kap. 3.5.3). Das Kühlgas strömt von oben nach unten durch den Ringspalt zwischen Tragschürze und Zellenwand, dann in radialer Richtung durch den Spalt zwischen Betonblock und dem Boden der Zelle, tritt durch vertikale Bohrungen in dem Betonblock in den Ringspalt zwischen Isolierung und Explosionsschutz ein, durch den es unter Wärmeaufnahme aus den Stahlschichten wieder nach oben zu den Austrittskanälen gelangt.

Die Räume der Wärmeübertragungssysteme sind nach außen durch eine konzentrisch zum Reaktor angeordnete, zylindrische Abschirmwand von 2 m Dicke und einem Innendurchmesser von ca. 23 m begrenzt. Die Decke über diesem Bereich bildet der Reaktorhallenflur. Diese aus Abschirmwänden gebildete Begrenzung der Kreislauf Räume (Strahlendosis an der Außenseite der Wände 2,5 mrem/h) dient gleichzeitig als inneres Containment und ist für einen Innendruck von etwa 2 atü ausgelegt, der bei Erwärmung der Inertgasatmosphäre durch austretendes Natrium nach dem Basis-Unfall im Bereich der Kreislauf Räume entstehen kann. Der gesamte Bereich innerhalb des inneren Containments ist mit Stickstoff inertisiert. Der Sauerstoff- und Wasserdampfgehalt der Atmosphäre wird so niedrig gehalten, daß hier keine Natriumbrände auftreten können. Es gibt keine Wasserzufuhr zu den Räumen im inneren Containment.

Die möglichen Auswirkungen des Basis-Unfalles werden durch das innere Containment so begrenzt, daß der eigentliche Stahlsicherheitsbehälter als äußeres Containment mit einer Wandstärke von 25 mm bei ausreichender Sicherheit ausgeführt werden kann. Die Auslegungsdaten für diesen Behälter

sind 2,5 atü Innendruck bei 250 °C. Die Leckrate beträgt maximal 1 % des umschlossenen Gasvolumens pro Tag bei Auslegungsdruck. Der Sicherheitsbehälter hat einen Durchmesser von 35 m, so daß unterhalb der Reaktorhallenebene ein Ringraum in der Breite zwischen 2,5 m und 5 m außerhalb der exzentrisch angeordneten Kreislaufabschirmung für die Installation von Nebenanlagen verbleibt. Der Sicherheitsbehälter wird nach oben durch eine Halbkugelkuppel und nach unten durch einen ebenen Dichtboden verschlossen. Er ist über einen Fußring in der ca. 3 m dicken Fundamentplatte des Gebäudes verankert. Auch in den Sicherheitsbehälter führen keine Wasserleitungen, damit Natrium-Wasser-Reaktionen völlig ausgeschlossen werden können.

In einem Abstand von etwa 0,8 m ist der Sicherheitsbehälter von einer äußeren Betonhülle umgeben, die nach oben durch ein Stahldach verschlossen ist. Diese Umhüllung dient als Strahlenschutz der Umgebung für den Fall, daß aktive Stoffe in die Reaktorhalle gelangen, und ermöglicht zusätzlich durch Unterdruckhaltung im Ringspalt einen kontrollierten Abzug eventueller Leckagen aus dem Sicherheitsbehälter.

### 3.3.3 Aufteilung der Innenräume und Anordnung der Systeme

#### 3.3.3.1 Systeme im inneren Containment

Außerhalb der Reaktorzelle sind symmetrisch die drei Primär-Wärmeübertragungskreisläufe angeordnet. Von den verbleibenden Zwischenräumen dienen zwei zur Aufnahme der Notkühlkreisläufe.

Der dritte Zwischenraum dient im unteren Bereich der Sammlung und Verteilung der Verbindungsleitungen zwischen den Wärmeübertragungssystemen und den Ab- bzw. Reinigungssystemen. Außerdem ist hier ein ca. 5 m<sup>3</sup> großer Ab- bzw. Zwischenbehälter vorgesehen. Oberhalb dieser Verteilung werden die Kanäle des N<sub>2</sub>-Inertisierungs- und Kühlsystems auf Ringleitungen verlegt. Im Raum oberhalb des Reaktordeckels sind die Regelstabantriebe installiert. Außerdem operiert hier bei abgeschaltetem Reaktor und entferntem Grubendeckel die Umsetzvorrichtung für den Brennelementwechsel. Da der Raum zu diesem Zweck mit Luft geflutet werden muß, ist er von den übrigen Räumen des inneren Containments getrennt. In dem Ringraum um diesen Bereich befinden sich die Na-Pumpenantriebe und weitere Ringleitungen des N<sub>2</sub>-Systems. Für den Verschluß der Montageöffnung für Pumpen und Wärmetauscher sind Abschirmstopfen und druckfeste Verschlüsse vorgesehen.

### 3.3.3.2 Systeme außerhalb des inneren Containments mit Containmentfunktion

Dies sind die direkt mit den Wärmeübertragungskreisläufen verbundenen Systeme, auf die beim Basis-Unfall kurzzeitig ein Druckstoß von ca. 10 atü einwirken könnte:

- Na-Reinigung
- Na-Ablaß
- Argon-Schutzgas

sowie die mit den Räumen des inneren Containments verbundenen Systeme, die dem maximalen Druck im inneren Containments von 2 atü standhalten müssen:

- Inertisierungsanlage
- Zellenablaß.

Die Reinigungs- und Ablaßsysteme werden in zwei lüftungstechnisch von den übrigen Systemen getrennten Räumen unterhalb der Wärmeübertragungssysteme angeordnet. Die Festigkeit gegen den Druckstoß des Basis-Unfalls ist i.a. schon aufgrund der aus anderen Gründen notwendigen Wandstärke gegeben. Die Ablaßtanks sind während des Reaktorbetriebes nicht druckbelastet. Die Beaufschlagung erfolgt über den wechselseitig absperrbaren Ablaßzwischenbehälter, der sich innerhalb des inneren Containments befindet. Die während des Betriebes auswechselbaren Kühlfallen sind in einem Abschirmblock unterhalb des Reaktorhallenflures eingebaut. Die Verbindungsleitungen zu den Fallen werden durch die Zellen des Wärmeübertragungssystems geleitet. Die Räume des Reinigungs- und Ablaßsystems sind bei Betrieb normalerweise inertisiert.

Das im Ringraum zwischen Sicherheitsbehälter und innerem Containment installierte Schutzgassystem besteht im wesentlichen aus der Argon-Zuführungsstation (Reduzierstation), der Druckhaltestation, der Wechselmaschinenkühlung und der Abgasaufbereitung. Teile der zuletzt genannten Bereiche sind von Abschirmwänden umgeben. Außerhalb des inneren Containments ist das Schutzgassystem für den max. Raumdruck des inneren Containments von 2 atü ausgelegt. Eine Auslegung für den Druckstoß des Basis-Unfalles erfolgt nicht, da Sollbruchstellen im inneren Containment vorgesehen sind. Zusätzlich sind vom Systemdruck gesteuerte Absperrarmaturen installiert.

Ebenfalls im Ringraum, und zwar im Bereich um die Brennelementscheule, ist die Inertisierungsanlage für das innere Containment angeordnet. Jeweils zwei von drei aus Axial-Ventilator und Rückkühler bestehende Einheiten sind auf Sammelleitungen geschaltet, die in die Kreislaufräume einmünden und dort installierte Ringleitungen beaufschlagen. Das gesamte außerhalb des inneren Containments angeordnete  $N_2$ -System ist druckfest für 2 atü ausgelegt. Die Reserveeinheit kann über druckfeste Absperrklappen vom System getrennt werden, so daß Reparaturen während des Betriebes möglich sind. Eine weitere Inertisierungsanlage versorgt die Reinigungs- und Abbläuräume. Der Zellenablaß ermöglicht den Ablauf von Na-Leckagen aus den Wärmeübertragungskreisläufen in die Abbläutanks. Die Ablaufleitungen sind bei Betrieb geschlossen.

#### 3.3.3.3 Sonstige Systeme im Sicherheitsbehälter außerhalb des inneren Containments

Der verbleibende Ringraum unterhalb des Reaktorhallenflures enthält außer den bereits beschriebenen Systemen und deren Antriebs- und Bedienungsstationen im wesentlichen Rohrleitungs- und Kabel-Verteilungen. Dies sind die Sekundär-Na-Leitungsschächte, die Belüftungskanäle, Spül- und Rückkühlleitungen, Kabeltrassen und -verteilungen, Kabel-Durchführungen. Außerdem sind Montageschächte, Treppen und ein Aufzug vorgesehen.

In der Reaktorhalle sind auf seitlichen Bühnensystemen die lufttechnischen Anlagen für das Reaktorgebäude aufgestellt.

#### 3.3.3.4 Anordnung der Handhabungseinrichtungen

Die Höhe des Sicherheitsbehälters und damit der Reaktorhalle wird bestimmt durch die Erfordernisse der Handhabungs- und Transporteinrichtungen. Der im Kuppelbereich operierende Reaktorhallenkran ist ein Rundlaufkran mit 50 t Tragkraft und einem Fahrbahndurchmesser von 26 m. Der Fahrschienenträger ruht auf Betonsäulen, die sich auf den Schwerbau der Abschirmwand des inneren Containments abstützen. Er ist ausgelegt für das Gewicht der Steuerstab-Wechselvorrichtung. Im Bereich der Mittelachse des Reaktorhallenflures operiert die Brennelement-Wechselmaschine. Außer den Positionen im Reaktortank kann diese Maschine folgende Einrichtungen be- und entladen:

- die Brennelement-Übergabeschleuse, die in einem druckfesten Gehäuse in die Wand des Sicherheitsbehälters eingebaut ist,
- die Aufwärmkammer für neue Brennelemente, die im Pumpenantriebsraum installiert ist,
- die Abklingpositionen für Reaktoreinsätze. Diese befinden sich der Brennelementschleuse gegenüber in einem Abschirmblock außerhalb des inneren Containments.

Parallel zu den Schienen der Wechselmaschine fährt auf eigenem Schienenstrang ebenfalls auf dem Reaktorhallenflur der Transportwagen für den Materialtransport durch die Materialschleuse.

#### 3.3.4 Begehbarkeit der Räume

Hinsichtlich der Begehbarkeit der Räume und der darin installierten Anlagen sind folgende Bereiche zu unterscheiden:

1. Bei Reaktorbetrieb mit  $N_2$  inertisiert und mit Rücksicht auf Strahlung auch mit Atemgerät nicht begehbar.
2. Bei Reaktorbetrieb inertisiert, jedoch für Wartung und Reparatur belüftbar und dann voll begehbar.
3. Bei Reaktorbetrieb inertisiert, aber mit Atemgerät begehbar. Bei abgeschaltetem Reaktor belüftet und voll begehbar.
4. Bei Reaktorbetrieb belüftete Bereiche, deren hinter Abschirmwänden angeordnete Anlagen jedoch unter Umständen aktive Stoffe beinhalten. Je nach Strahlendosis erst nach Abschalten und Spülen der betreffenden Anlagenteile begehbar.
5. Bei Reaktorbetrieb belüftet und voll begehbar. Strahlendosis  $< 2,5$  mrem/h

Zu 1. Dieser Bereich, welcher den Reaktor und die Primär-Wärmeübertragungskreisläufe beinhalten, wird seitlich durch die zylindrische Abschirmwand des inneren Containments, nach unten durch die Decke über dem Ab- laß- und Reinigungssystem und nach oben durch die Zwischendecke über den Wärmeübertragungskreisläufen sowie durch den Reaktordeckel begrenzt. Alle Räume in diesem Bereich sind untereinander verbunden. Die Inerti-

sierung erfolgt zur Vermeidung der Reaktion von aktivem Natrium mit Sauerstoff nach evtl. Leckagen. Die Begehung einzelner Zellen ist bei abgeschaltetem Reaktor nach bestimmten Abklingzeiten sowie nach Entleeren und evtl. Dekontaminieren der Na-Komponenten über bei Betrieb druckdicht verschlossene und abgeschirmte Einstiegschächte möglich.

Zu 2. Zu diesem Bereich zählen die Räume der Primär-Na-Reinigungs- und Ab-  
laßsysteme. Diese Systeme sind unter dem in Abschnitt 1. beschriebenen Bereich in zwei abgeschirmten und gasdicht getrennten Räumen angeordnet. Nach dem Abschalten des Reaktors, Entleeren der Komponenten und nach dem Abklingen eines dieser Na-Nebenkreisläufe ist über entsprechende Schleusen eine Kurzbegehung mit Atemgerät möglich. Für Wartungs- und Reparaturarbeiten können diese Räume getrennt belüftet werden. Sie sind dann - nach evtl. erforderlicher Dekontamination der Komponenten - voll begehbar.

An die  $N_2$ -Inertisierungssysteme für diese Räume sind aus dem genannten Grunde dicht absperrbare Luftzuführungen angeschlossen. Alle Armaturentriebe für die in diesen Räumen eingebauten Systeme sind außerhalb, im voll begehbaren Bereich, angeordnet. Das gleiche gilt für die Armaturentriebe des im inneren Containments angeordneten Sammelraumes für alle Verbindungen zwischen den Hauptkreisläufen und den Reinigungs- bzw. Ab-  
laßsystemen. Dieser Raum kann über eine Schleuse mit Atemgerät nur begangen werden, wenn alle Armaturen in den Verbindungsleitungen zu den Hauptkreisläufen geschlossen sind und das Natrium in den entsprechenden Leitungen eingefroren ist. In diesem Zustand sind also beide Na-Nebenkreislaufsysteme nicht in Betrieb.

Zu 3. Die zum inneren Containment zählenden Räume oberhalb der Wärmeübertragungssysteme (Pumpenantrieb) sind untereinander verbunden und so abgeschirmt, daß über eine Schleuse die Begehung mit Atemgerät möglich ist. Für Nachkühlbetrieb ist eine Belüftungseinrichtung vorgesehen, so daß von dort Pumpen- oder Wärmetauscher-Reparaturen ausgeführt werden können. Lüftungstechnisch sind diese Räume von den Kreislaufräumen durch Berstscheiben getrennt, so daß sie bei Druckaufbau in den Kreislaufräumen zur Druckentlastung beitragen.

Zu 4. Hierzu zählen die Räume der Argon-Abgas-Anlage und des  $N_2$ -Systems für die Kühlung der Hauptkreisläufe. Beim  $N_2$ -System sind maximal

zwei von drei installierten Einheiten in Betrieb. Die Reserveeinheit ist jederzeit voll zugänglich und reparierbar.

Die getrennt abgeschirmten Teile der Argon-Abgasanlage (Filter und Absorptionsstrecken) sind normalerweise nicht zugänglich. Die übrigen Teile der Anlage können nach entsprechender Spülung begangen und repariert werden. Sämtliche Bedienungsorgane sind im ständig begehbaren Bereich installiert.

Zu 5. Der gesamte Bereich der Reaktorhalle und des Ringraumes um das innere Containment ist - soweit unter den Punkten 3. und 4. keine Einschränkungen erwähnt sind - voll begehbar.

### 3.3.5 Raumunterdrückung und Notspiegel

Zur Gewährleistung des Naturumlaufes bei Notkühlbetrieb sind die Wärmetauscher des Notkühlsystems 3,8 m über Mitte Reaktorkern angeordnet. Durch entsprechende Maßnahmen muß sichergestellt sein, daß diese Wärmetauscher und alle übrigen Teile des Notkühlsystems auch unter den extremsten Unfallbedingungen mit Natrium bedeckt sind, z.B. nach einem Bruch des Primärsystems innerhalb der Reaktorhalle oder in den Kreislaufzellen. Diese Bedingung ist dann erfüllt, wenn sich nach dem Fluten aller Räume des Primärsystems der Natriumspiegel auf einem Niveau von mindestens 4,1 m über der Mitte des Reaktorkernes einstellt. Dieser Mindestspiegel als Voraussetzung für die Funktionsfähigkeit des Notkühlsystems wird im folgenden als Notspiegel bezeichnet.

Die Möglichkeit der Flutung aller Räume muß deshalb in Betracht gezogen werden, weil die Reaktorhalle mit den drei Hauptkreislaufzellen über die Rohrleitungsdurchführungen unmittelbar oberhalb des Notspiegels und mit den Räumen der beiden Notkühlsysteme über entsprechende Durchführungen unterhalb des Notspiegels verbunden ist.

Aus diesem Grund muß oberhalb des Notspiegels ein Natriumvolumen vorhanden sein, das mindestens gleich dem freien Volumen der flutbaren Räume unterhalb des Notspiegels ist. Zur Nachspeisung stehen folgende Natriumvolumina zur Verfügung:

- im Reaktortank	70 m <sup>3</sup>
- in den Hauptkreisläufen	
3 x 36 m <sup>3</sup>	108 m <sup>3</sup>
- in den beiden Nachspeise-	
behältern 2 x 75 m <sup>3</sup>	150 m <sup>3</sup>
	<hr/>
	328 m <sup>3</sup>
	=====

Mit Hilfe von festen oder demontierbaren Einbauten ist der freie Raum im inneren Containment soweit unterdrückt, daß das erforderliche Notspiegelniveau gewährleistet ist. Die freien Räume unterhalb des Notspiegels betragen

- in der Reaktorzelle	110 m <sup>3</sup>
- in den Kreislaufräumen	
3 x 42 m <sup>3</sup>	126 m <sup>3</sup>
- in den Notkühlräumen	
2 x 40 m <sup>3</sup>	80 m <sup>3</sup>
	<hr/>
	316 m <sup>3</sup>
	=====

In den unterdrückten Bereichen sind die Betonwände der Räume mit Stahlblechen verkleidet und isoliert. Hierdurch werden Natrium-Beton-Reaktionen ausgeschlossen.

Ein Zellenablaß ermöglicht bei Betriebsstillstand die Entleerung der Leckagen in die Abblasts tanks. Der Zellenablaß besteht aus einer Heizeinrichtung und aus den Entleerungsleitungen mit Absperrarmaturen. Die Entleerungsleitungen sind oberhalb des normalen Natriumspiegels aus dem inneren Containment herausgeführt.

### 3.3.6 Anordnung und Gründung - Zugänge und Öffnungen

Die Höhe des Reaktorflures (s. Zeichn. 3.3-1) wurde auf + 12,0 m festgelegt. Hierfür waren zwei Gesichtspunkte maßgebend.

Erstens sollte der Brennelementtransport durch die Übergabeschleuse und die im Nebengebäude anschließenden Verpackungs- und Transporteinrichtungen möglichst einfach ablaufen. Zweitens sollte ein möglichst höhengleicher Personenverkehr über die Hauptarbeitsebenen der einzelnen Gebäude

geschaffen werden. Diese Ebenen sind der Maschinenflur im Turbinenhaus, der Boden des Pumpenantriebraumes im Dampferzeugerhaus, die Schaltwarte, der Eingang zum Kontrollbereich mit Strahlenschutz, Labors, Personen-Dekontamination und sanitären Anlagen im Nebengebäude, sowie die Personen- und Materialschleuse im Verbindungstrakt zwischen Reaktorgebäude und Nebengebäude.

Bei der vorgegebenen Reaktorhallenflurebene von + 12,0 m liegt der Dichtboden des Sicherheitsbehälters auf - 13,0 m und die Unterseite der Fundamentplatte bei ca. - 16,0 m. Da die Standortverhältnisse noch nicht geklärt sind, wurde bei dem vorliegenden Konzept eine Caissongründung angenommen. Auf den Caisson baut sich der Außenbeton des Reaktorgebäudes auf. Der Äquator der Kuppel ist 9 m über dem Hallenflur vorgesehen.

Auf der Mittelachse ist unter dem Hallenflur die Brennelement-Übergabeschleuse in den Sicherheitsbehälter eingebaut. Seitlich neben dieser Position ist auf dem Hallenflur die ca. 2 x 3 m große Öffnung der Materialschleuse angeordnet. Diese führt durch den mit Schienenfahrzeugen befahrbaren, ca. 14 m langen Schleusenkörper in die Verladehalle des Nebengebäudes. Auf der anderen Seite der Brennelementschleuse führt die Personenschleuse über den Verbindungstrakt ins Nebengebäude.

Die Sekundär-Na-Leitungen werden von den entsprechenden Systemen horizontal in radialer Richtung über Kompensatoren aus dem Sicherheitsbehälter und in einem Außenkanal in der Höhe von + 7,0 m zum Dampferzeugerhaus geführt.

Um 90° versetzt zur Schleusenachse werden in 2 Höhen durch entsprechende Felder die Kabel zum Warten- und Schaltanlagegebäude geleitet. Alle übrigen Versorgungsleitungen werden unter den Schleusen zum Nebengebäude verlegt.

Die Dichtheit des Sicherheitsbehälters wird gewährleistet durch die gasdichte Einschweißkonstruktion aller Durchführungen. Die Außenbetondurchführungen werden zur Aufrechterhaltung des Unterdruckes im äußeren Ringspalt elastisch und dicht ausgeführt.

### 3.4 Gebäudebeschreibung des Kraftwerkes

#### 3.4.1 Anordnung des Gesamtanlage

Der auf Zeichn. Nr. 3.4-1 dargestellte Lageplan zeigt die Anordnung der Gesamtanlage für einen angenommenen Standort.

Für die Zuordnung der einzelnen Gebäude zueinander sind funktionelle Gesichtspunkte maßgebend, wobei insbesondere möglichst kurze Wege für Betriebspersonal, Kabel- und Rohrleitungsverbindungen sowie der Materialfluß innerhalb der Anlage eingehalten wurden.

Das zentrale Bauwerk der Gesamtanlage ist das zylindrische Reaktorgebäude. Es ist auf 3 Seiten von rechteckigen Baukörpern umgeben, dem Reaktor Nebengebäude, dem Maschinenhaus mit Warten- und Schaltanlagegebäude sowie dem Dampferzeugerhaus.

Westlich vom Reaktorgebäude und mit diesem durch einen Trakt verbunden, ist das Reaktor Nebengebäude angeordnet. Im Verbindungstrakt befinden sich die Einrichtungen für die Brennelementlagerung und -Verladung sowie die Personenschleuse zum Hauptbedienungsflur des Reaktorgebäudes.

Auf der östlichen Seite des Reaktorgebäudes befindet sich das Dampferzeugerhaus. Die Verbindung dieser beiden Gebäude erfolgt über eine Brücke, durch die die Rohrleitungen des Sekundär-Na-Systemes geführt werden.

Nördlich vom Reaktorgebäude befindet sich das Warten- und Schaltanlagegebäude. Die Kabelverbindungen für Stromversorgung sowie Messung und Regelung werden in Kabelkanälen geführt.

An der Nordseite des Warten- und Schaltanlagegebäudes schließt unmittelbar das Maschinenhaus an, welches mit der Längsfront zum Flußufer und damit zum Einlauf- und Auslaufbauwerk gerichtet ist.

Zwischen Dampferzeugerhaus und Maschinenhaus ist für die Verlegung der Dampf- und Speisewasserleitungen eine Rohrbrücke vorgesehen.

In Verlängerung des Warten- und Schaltanlagegebäudes und in gleicher Höhe mit diesem ist das Kraftwerkhilfsanlagegebäude angeordnet. Es enthält Räume für das Betriebspersonal, kleinere Werkstätten und Lagerräume. Der Zugang zu den übrigen Anlagenteilen erfolgt von diesem Gebäude aus.

In einem eingeschossigen Bau, der an das Maschinenhaus und das Kraftwerkshilfsanlagengebäude angrenzt, sind Werkstatt, Wasseraufbereitungsanlage und Notstrom-Dieselaggregate untergebracht.

Neben dem Reaktornebengebäude, jedoch von diesem getrennt, befindet sich das Abfallager.

#### 3.4.2 Reaktornebengebäude

Das Reaktornebengebäude hat die Aufgabe, folgende Anlagenteile aufzunehmen:

Reaktorhilfsanlagen, die unmittelbar mit dem Reaktor in Verbindung stehen, einschließlich Brennelementhandhabungssystem.

Versorgungssysteme

Lüftungs- und Klimaanlage für den Kontrollbereich.

Zu Reaktorhilfsanlagen zählen die Argonsysteme (Versorgung, Reinigung, Abgaslagerung), das Brennelementhandhabungssystem mit dem Brennelementlager, das Lager für aktive Komponenten, Vorrichtungen für den Transport der Brennelemente und das Kühlsystem für das Brennelementlager.

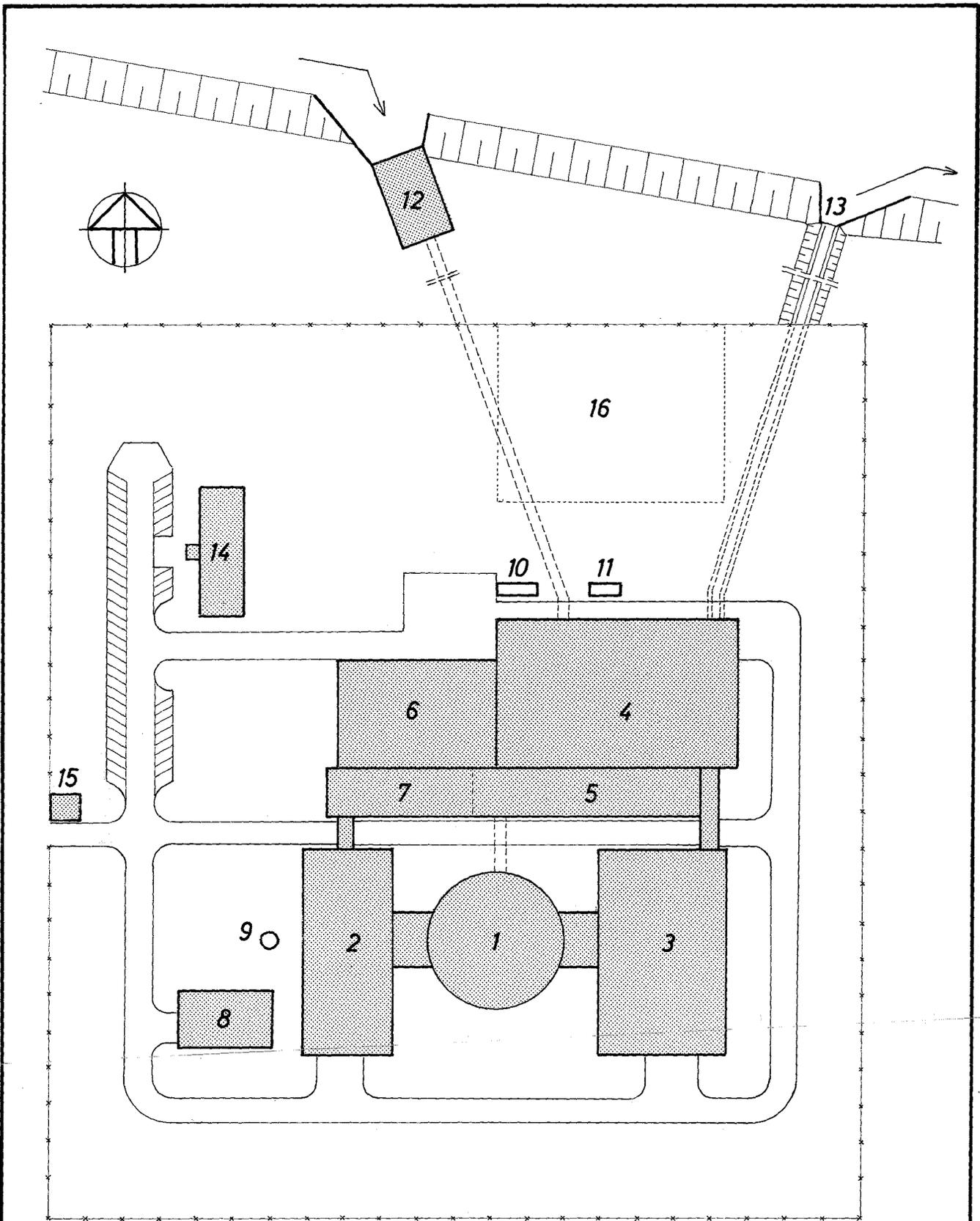
Das Brennelementhandhabungssystem ist so angeordnet, daß gute Transportmöglichkeiten für die Brennelemente gegeben sind und die hohen Gewichte der Abschirmungen günstig aufgenommen werden. Für das gesamte System wurde ein Trakt des Nebengebäudes vorgesehen, in dem auch das Lager für dekontaminierte Teile mit den entsprechenden Manipuliertorrichtungen und der Dekontaminiererraum mit Werkstatt untergebracht sind.

An Versorgungssystemen sind im Nebengebäude folgende Anlagen aufzustellen:

Stickstoffanlage und -lager, Abwassersysteme, Druckluftanlage, Frischwasserverteiler, Heizdampf- und Heißwasserversorgung sowie Kühlsysteme.

#### 3.4.3 Dampferzeugerhaus

Das Dampferzeugerhaus ist in 3 Geschoßebenen gegliedert. Das Kellergeschoß ist für die Aufnahme von 2 zentral angeordneten Abblähtanks für das Natrium aus den Sekundärkreisläufen vorgesehen. In dem darüberliegenden Geschoß



- 1 Reaktorgebäude
- 2 Reaktornebengebäude
- 3 Dampferzeugerhaus
- 4 Maschinenhaus
- 5 Warten- und Schaltanlagegebäude
- 6 Werkstatt, Wasseraufbereitung, Notstromdiesel
- 7 Kraftwerkshilfsanlagegebäude
- 8 Abfallager
- 9 Abluftkamin
- 10 Maschinentrafo

- 11 Anfahrtrafo
- 12 Kühlwasserpumpenhaus, Einlaufbauwerk
- 13 Auslaufbauwerk
- 14 Verwaltungsgebäude
- 15 Pforterhaus
- 16 Freiluftschaltanlage

0 10 20 30 40 50m

Datum	Projekt	<b>Lageplan</b>	Zehng.Nr. <b>3.4-1</b>
11.10.1967	300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor		
Maßstab	Benennung		
1:1000			

werden die Rohrleitungen von und zu den Dampferzeugern im 3. Geschoß verteilt. Das 3. Geschoß ist unterteilt in 3 nebeneinander liegende Kammern. In jeder Kammer sind 3 Dampferzeuger, 3 Überhitzer und 1 Zwischenüberhitzer aufgestellt. Der für jede Systemgruppe vorgesehene Zyklon ist über Dach angeordnet. Jeder Kammer des Wärmetauschersystemes ist ein getrennter Raum für die Sekundär-Na-Pumpe zugeordnet. In einem über den Pumpenräumen angeordneten Aufbau sind 3 Lüftungseinheiten, bestehend aus je 2 Luftkühlern einschließlich Gebläse, untergebracht.

#### 3.4.4 Maschinenhaus

Das Maschinenhaus nimmt den 300 MW-Turbosatz mit den zugehörigen Hilfsanlagen, die Speisewasservorwärmanlage, die Pumpen und verbindenden Rohrleitungen auf. Es hat eine Länge von ca. 64 m, eine Breite von ca. 31 m und eine Höhe von ca. 28 m bei einer Kellertiefe von 3,5 m.

#### 3.4.5 Warten- und Schaltanlagegebäude

Das Warten- und Schaltanlagegebäude hat eine Länge von ca. 64 m, eine Breite von ca. 11 m und eine Höhe von ca. 20 m. Es ist in 6 Geschoßebenen unterteilt. Das Kellergeschoß dient als Kabelkeller. Die darüber liegenden Geschosse nehmen (von unten nach oben) folgende Anlagen auf:

1. Die 6 kV-Schaltanlage, die Unterverteilungen und, von außen zugänglich, die Niederspannungstransformatoren.
2. Kabelboden für die Gleichstromanlage.
3. Gleichstromanlage
4. Batterieraum, Rangierverteiler und Kabelboden für Warte und Relaisraum.
5. Warte und Relaisraum.
6. Klimaanlage für Warte und Schaltanlagegebäude.

Sämtliche Flure sind durch Treppen bzw. durch einen Aufzug miteinander verbunden.

## 3.5 Hilfssysteme und Nebenanlagen

### 3.5.1 Natriumhilfssysteme

#### 3.5.1.1 Primärnatriumhilfssysteme

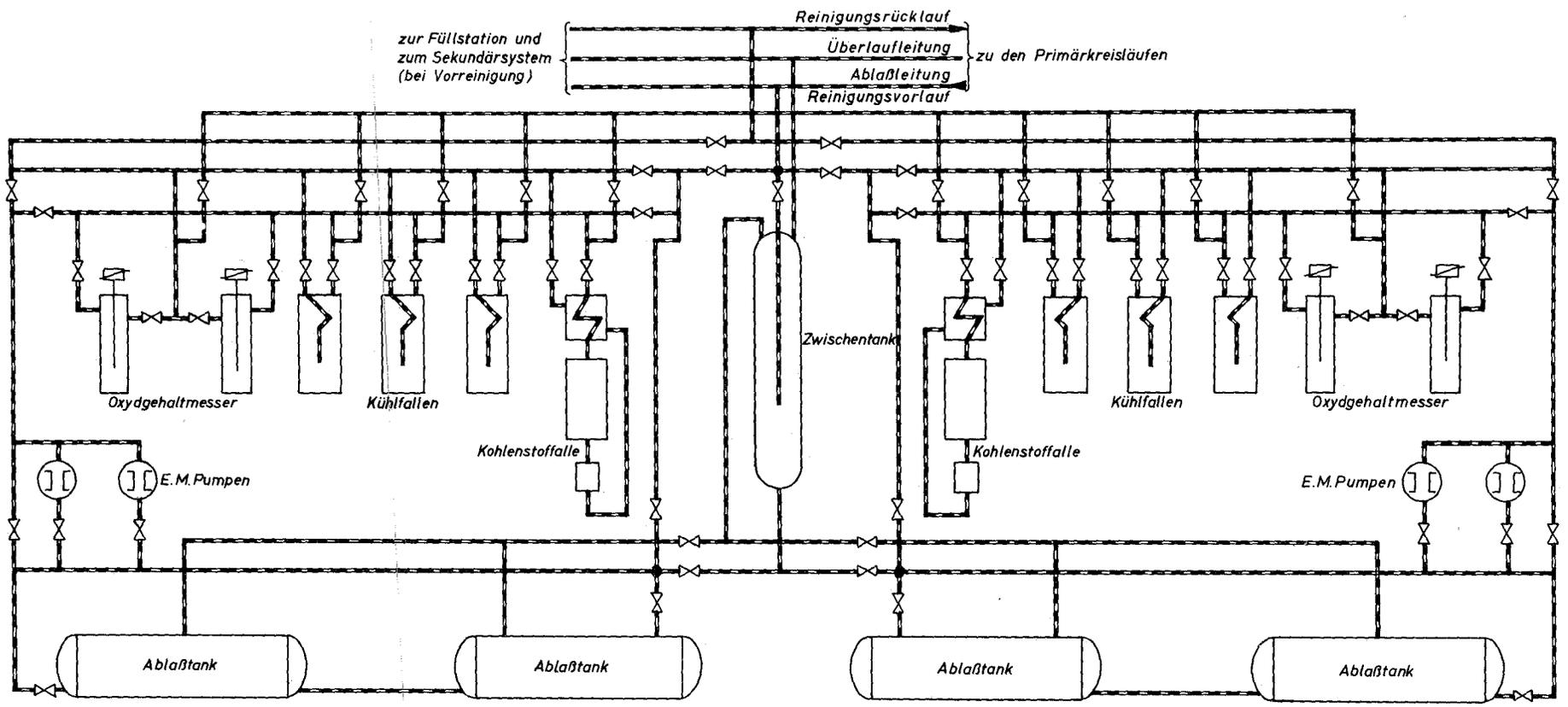
Die Schaltung der Primärnatriumhilfssysteme ist aus Zeichn. 3.5-1 ersichtlich. Aus Wartbarkeits- und Verfügbarkeitsgründen sind die Primärnatriumhilfssysteme auf zwei getrennte Räume aufgeteilt. Somit besteht die Möglichkeit, einen Teil der wartungsintensiven Anlagenteile nach Entleeren, Spülen und einer Deaktivierungszeit zugänglich zu machen, während die Komponenten in dem anderen Raum betriebsbereit bleiben.

Jede der sechs stickstoffgekühlten Kühlfallen, die unmittelbar unter der Fahrbahnebene angeordnet sind, kann während des Leistungsbetriebes ausgebaut werden. Jeweils zwei von insgesamt vier Abblähtanks sind in getrennten Räumen angeordnet. In jedem dieser beiden Räume befinden sich außerdem eine Kohlenstofffalle, zwei Oxydgehaltmesser, zwei elektromagnetische Pumpen und die dazugehörigen Armaturen. Die vier Abblähtanks sind so ausgelegt, daß sie gemeinsam das gesamte Natriumvolumen des Primärsystems oberhalb des Notspiegels (s. Kap. 3.3.5) einschließlich des verbleibenden Reaktortankvolumens aufnehmen können. Die Antriebe aller Primärhilfsarmaturen sind in einem ständig begehbaren Raum angeordnet.

Die Armaturen sämtlicher Abblä- und Überlaufleitungen der Primärwärmeübertragungskreisläufe sind in einem Sammelraum angeordnet, der bei Reaktorbetrieb nicht begehrbar ist. Die entsprechenden Rohrleitungen vereinigen sich dort auf Sammelrohre. In dem gleichen Raum ist ein wechselseitig absperrbarer Zwischenbehälter angeordnet, über den bei Reaktorbetrieb zur Spiegelhaltung Natrium nachgefüllt oder abgelassen werden kann. Er trennt das Reaktorsystem von den eigentlichen Abblähtanks, die deshalb nicht für den maximalen Druck beim Basis-Unfall ausgelegt werden.

#### 3.5.1.2 Sekundärnatriumhilfssysteme

Der Reinigungskreislauf für das Sekundärnatriumsystem (Fließschema in Zeichn. 3.5-2) enthält zwei Oxydgehaltmesser und vier Kühlfallen. Alle Komponenten sind parallelgeschaltet. Das Abblähsystem besteht aus zwei Abblähtanks für das gesamte Sekundärnatrium, zwei parallelgeschalteten



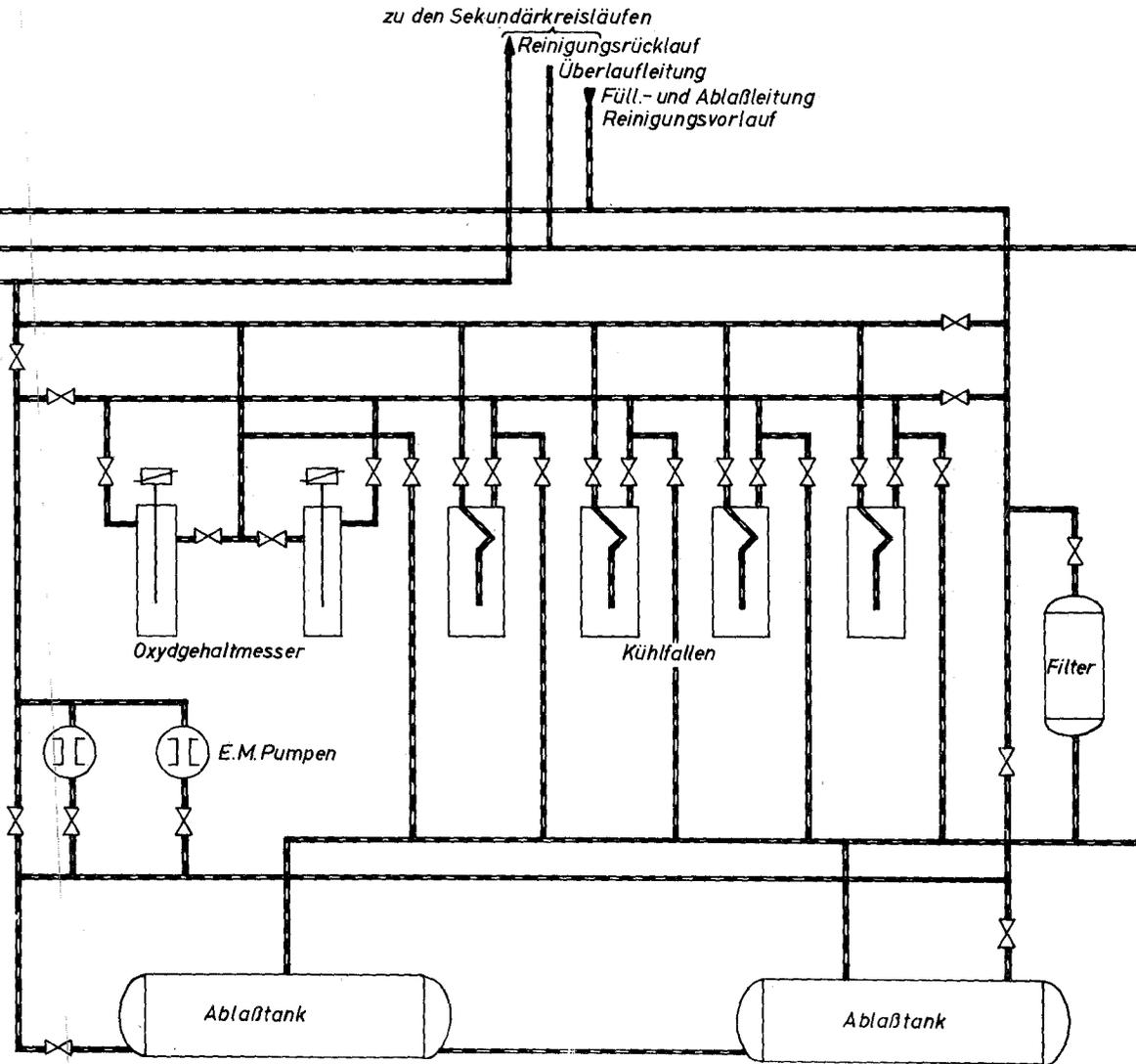
%	Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
	Maßstab	
%	Benennung Primär-Na-Hilfssystem	Zehng. Nr. 3.5-1

zur Füllstation und  
zum Primärsystem  
(bei Vorreinigung)

zu den Sekundärkreisläufen

Reinigungsrücklauf  
Überlaufleitung

Füll- und Abableitung  
Reinigungsvorlauf



Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
Maßstab %	Benennung Sekundär-Na-Hilfssystem
	Zehng.-Nr. 35-2

elektromagnetischen Pumpen sowie Vor- und Rücklauf-, Entleerungs- bzw. Füll- und Entlüftungsleitungen zu den einzelnen Sekundärkreisläufen, die insgesamt kein gemeinsames Plenum besitzen.

Die Füllstation besteht aus einem Absolutfilter, einem Zwischentank mit den notwendigen Leitungen zu allen Abbläntanks und Vorrichtungen zum Er-schmelzen des im festen Zustand angelieferten Natriums.

Bei der Anfangsreinigung wird die fertiggestellte Anlage durch Spülen mit Natrium von Verunreinigungen gesäubert. Dabei werden alle natriumführenden Anlagenteile mehrmals geflutet und wieder entleert. Zwischen den einzelnen Spülvorgängen wird das Natrium aller Primär- und Sekundärkreise über die Sekundärkühlfallen gereinigt.

### 3.5.2 Argon-System

#### 3.5.2.1 Schutzgassystem

Das Argon-System (s. Zeichn. 3.5-3) hält an den freien Natriumoberflächen eine Inertgasatmosphäre aufrecht und regelt den Systemdruck in den Natriumkreisläufen.

Folgende Komponenten haben eine freie Natriumoberfläche:

#### Primärsystem

- 1 Reaktortank
- 3 Primärumwälzpumpen
- 4 Abbläntanks
- 2 Nachspeisebehälter
- 1 Zwischenabbläntbehälter

#### Sekundärsystem

- 3 Sekundärumwälzpumpen
- 9 Verdampfer
- 9 Überhitzer
- 2 Abbläntanks

Das primäre und das sekundäre Schutzgassystem sind bis auf die gemeinsame Argonversorgung vollständig voneinander getrennt. Die Argonversorgung er-

folgt aus 4 Hochdruckflaschenbatterien mit einer Gesamtkapazität von ca.  $1000 \text{ Nm}^3$ , die an zwei Sammelschienen angeschlossen sind.

$1/4$  der Versorgungskapazität ist jeweils in Betrieb, während der Rest als Reserve bereitgehalten oder gefüllt wird.

Für den ersten Füllvorgang und das Spülen des Systemes ist an der Versorgungsstation ein Tankwagenanschluß vorgesehen.

An die Reduzierungen der Argon-Versorgung schließen sich 3 Druckminderstationen an. Eine davon dient zur Versorgung des Primärsystems, die zweite zur Versorgung des Sekundärsystems und die dritte für die Druck-, Sperr- und Spülgasversorgung. Jede Druckminderstation besteht aus einem Druckminderventil mit je einem vor- und nachgeschalteten Absperrventil und einem dazu parallelgeschalteten Regelabsperrventil, über das bei einem Ausfall des Druckminderventils die Versorgung aufrecht erhalten werden kann. Jede Ventilstation enthält ein Mengenmeßgerät und ein Gaszählwerk. Sämtlichen Druckminder- und Druckhaltearmaturen sind zum Schutz vor Verunreinigungen im Rohrleitungssystem Schmutzfänger vorgeschaltet.

Um ein evtl. Rückströmen kontaminierter Gase zu vermeiden, sind im Primärschutzgassystem Rückschlagklappen in die Zuführungsleitungen eingebaut.

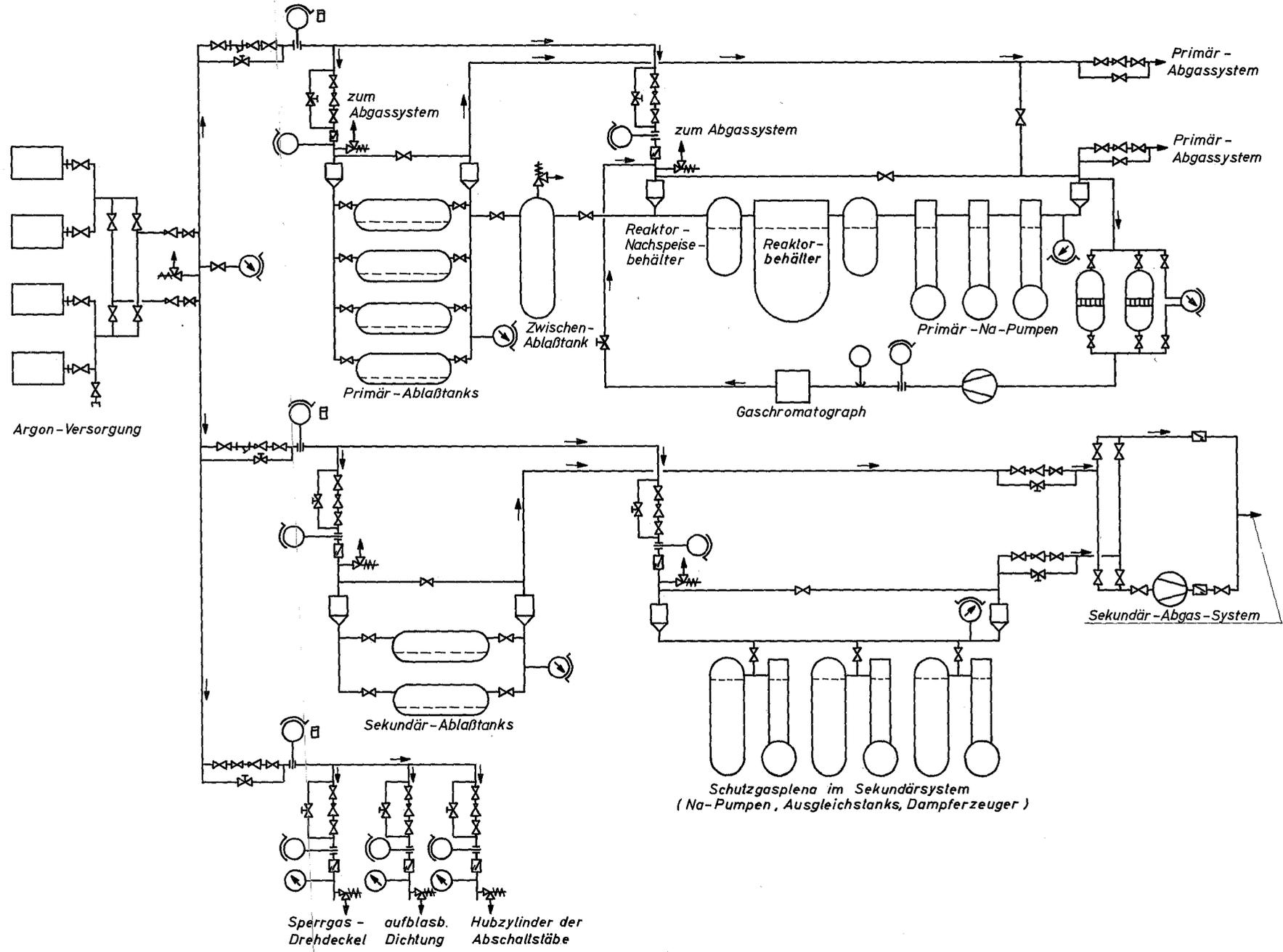
Die eingestellten Systemdrücke in den verschiedenen Versorgungspunkten werden durch selbstregelnde Überströmventile aufrechterhalten.

Bei Na-Spiegelschwankungen infolge Temperaturänderungen wird das überschüssige Gas über die Ventile in das nachgeschaltete Abgassystem abgegeben.

In den Zu- und Abführungsleitungen sind Dampffallen angebracht, die den evtl. enthaltenen Natriumdampf entfernen sollen. Sie sind mit elektrischen Begleitheizungen versehen, um gefrorenes Natrium wieder abzutauen. Zu- und Ableitungen zu sämtlichen Schutzgaskomponenten sind oberhalb der Dampffallen gasseitig verbunden, damit im Falle eines Zusetzens einzelner Dampffallen die Schutzgaszuführung und der Gasausstoß über die anderen Dampffallen erfolgen kann.

#### 3.5.2.2 Primär-Abgassystem

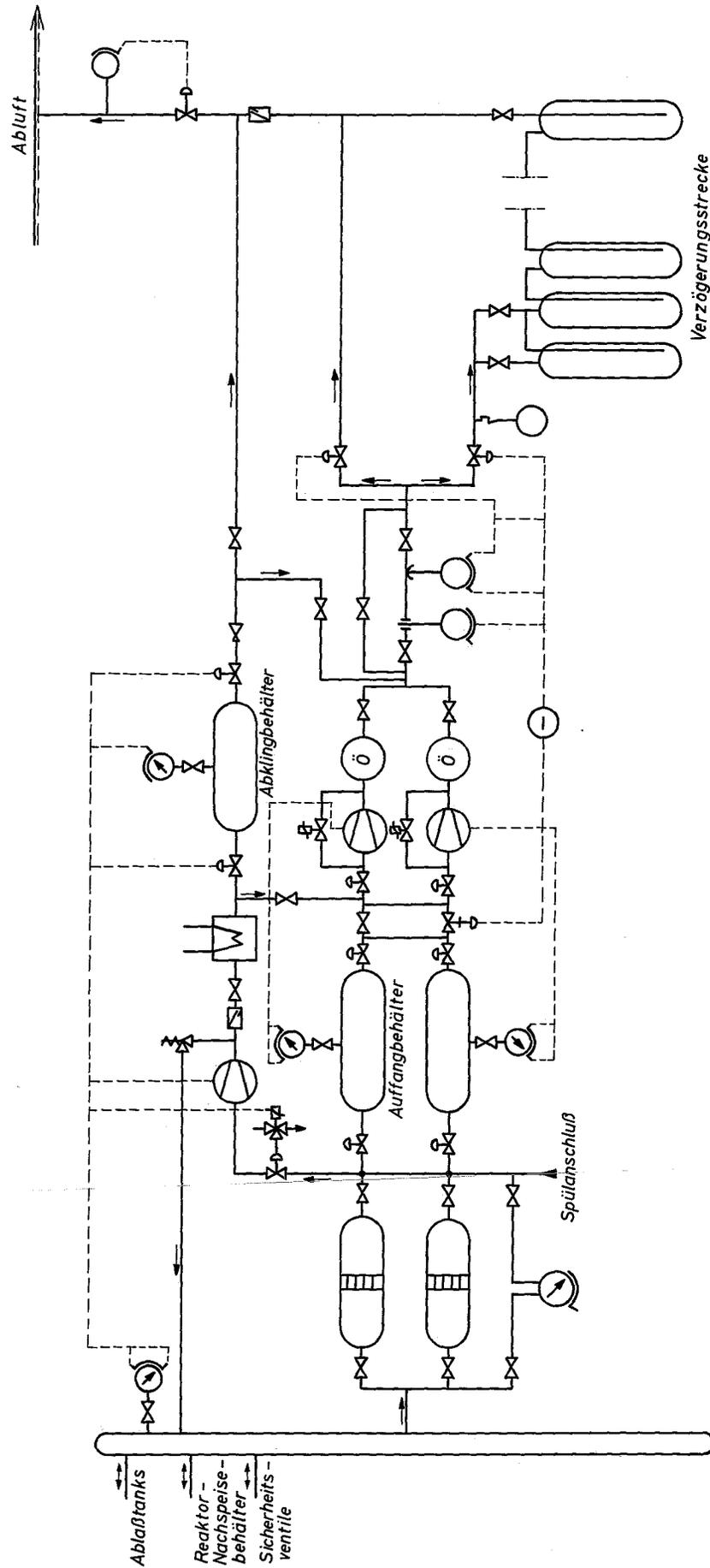
Das Primär-Abgassystem (s. Zeichn. 3.5-4) hat die Aufgabe, alle aktivierten



%	Datum	Projekt
	11.10.1967	300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor
	Maßstab	Bemessung
<b>Schutzgassystem</b>		
	Zehng. Nr.	
	35-3	

Sperrgas - aufblas. Hubzylinder der  
Drehdeckel Dichtung Abschaltstäbe

Schutzgasplena im Sekundärsystem  
( Na-Pumpen , Ausgleichtanks , Dampferzeuger )



Datum 11.10.1967	Projekt 300 MWe Schneller Natriumgekühlter Reaktor	
Maßstab %	Benennung Primär-Abgassystem	Zchnng. Nr. 35-4

Abgase sowie gasförmige Spaltprodukte und mitgeführte radioaktive Partikel aufzunehmen und entsprechend dem Gasanfall und der vorhandenen Aktivität zu sammeln, abklingen zu lassen und nach einer bestimmten Lagerungszeit bei einem zulässigen Aktivitätsniveau dem Abluftstrom kontrolliert beizumischen. Für die Auslegung des Primärabgassystemes wurden  $3 \text{ Nm}^3/\text{h}$  Abgas vorausgesetzt.

Die im Normalbetrieb anfallenden radioaktiven Gase gelangen über die Druckhaltestationen in einen Sammler. Von dem Sammler strömen sie weiter über Hochleistungs-Schwebstofffilter, in denen Na-Aerosole und mitgeführte Partikel ausgeschieden werden, in die Vakuumbehälter. Durch eine entsprechende Schaltung wird ein Vakuumbehälter über nachgeschaltete Vakuumpumpen leergepumpt, während ein zweiter, bereits evakuierter Behälter in dieser Zeit für neu anfallendes Gas bereitsteht. Hierdurch wird eine Trennung zwischen kontrollierter Gasabgabe und Sammeln von neu anfallendem Abgas vollzogen.

Die Vakuumpumpen fördern das Abgas dosiert in den Abluftstrom, und zwar je nach der Aktivität über eine Aktivkohle-Verzögerungsstrecke oder auf direktem Wege.

Bei einem Brennelementschaden gelangen Spaltgase in das Reaktorkühlmittel. Die Halogene Jod und Brom werden fast vollständig im Natrium chemisch gebunden; die Spaltedelgase Xenon und Krypton dagegen steigen durch das Natrium in die Schutzgasatmosphäre auf und werden bei Gasausstößen in das Abgassystem transportiert. Bevor das Abgas kontrolliert in die Atmosphäre abgegeben werden kann, muß seine Aktivität auf einen zulässigen Wert abgeklingen sein. Dieses wird durch eine Lagerung im Abklingbehälter und durch dynamische Adsorption in Aktivkohlekolonnen erreicht. Beim Durchtritt durch eine Adsorptionsstrecke, die aus 15 hintereinander geschalteten Behältern mit insgesamt ca. 2,5 t Aktivkohle besteht, werden die Spaltedelgase gegenüber dem Trägergas Argon verzögert; diese Verzögerungszeit wird als Abklingzeit wirksam.

Ein Membrankompressor übernimmt bei plötzlichem, überhöhtem Gasanfall die Förderung und speist in einen Abklingbehälter ein. Nach entsprechender Abklingzeit können die Gase kontrolliert über die Verzögerungsstrecke oder direkt in den Abluftkanal geleitet werden.

Ebenso kann bei Handhabungsvorgängen mit Brenn- und Brutstoffelementen, bei denen die kontaminierte Gasatmosphäre im Reaktor ausgewechselt werden muß, die Kompressoranlage eingesetzt werden, um in möglichst kurzer Zeit die Gasatmosphäre abzusaugen. Anschließend kann mit Frischgas weitergespült werden, bis das Aktivitätsniveau einen zulässigen Wert erreicht.

In einem Meßkreislauf, der aus 2 wahlweise einsetzbaren Schwebstofffiltern, einem Umwälzgebläse, einem Gaschromatographen und einem Aktivitätsmeßgerät besteht, wird die Aktivität des Primärgasplenums registriert; mit dem Gaschromatographen werden Sauerstoff-, Stickstoff-, Feuchte und evtl. Wasserstoffgehalt des Argons überprüft.

### 3.5.2.3 Sekundär-Abgassystem

Da die Sekundärabgase nicht aktiviert werden können, sind keine besonderen Auffangbehälter und Abscheider vorgesehen. Bei steigendem Systemdruck in den Sekundär-Versorgungspunkten erfolgt der Gasausstoß über die Sekundär-Druckhaltestationen in die Atmosphäre.

Die in diesem System installierte Vakuumpumpe dient dazu, vor dem Füllen im Rohrleitungssystem und im Behälter vorhandene Luft abzusaugen. Sie wird hierbei durch die Vakuumpumpen im Primär-Abgassystem unterstützt.

### 3.5.3 Stickstoffsystem (Zeichn. 3.5-5)

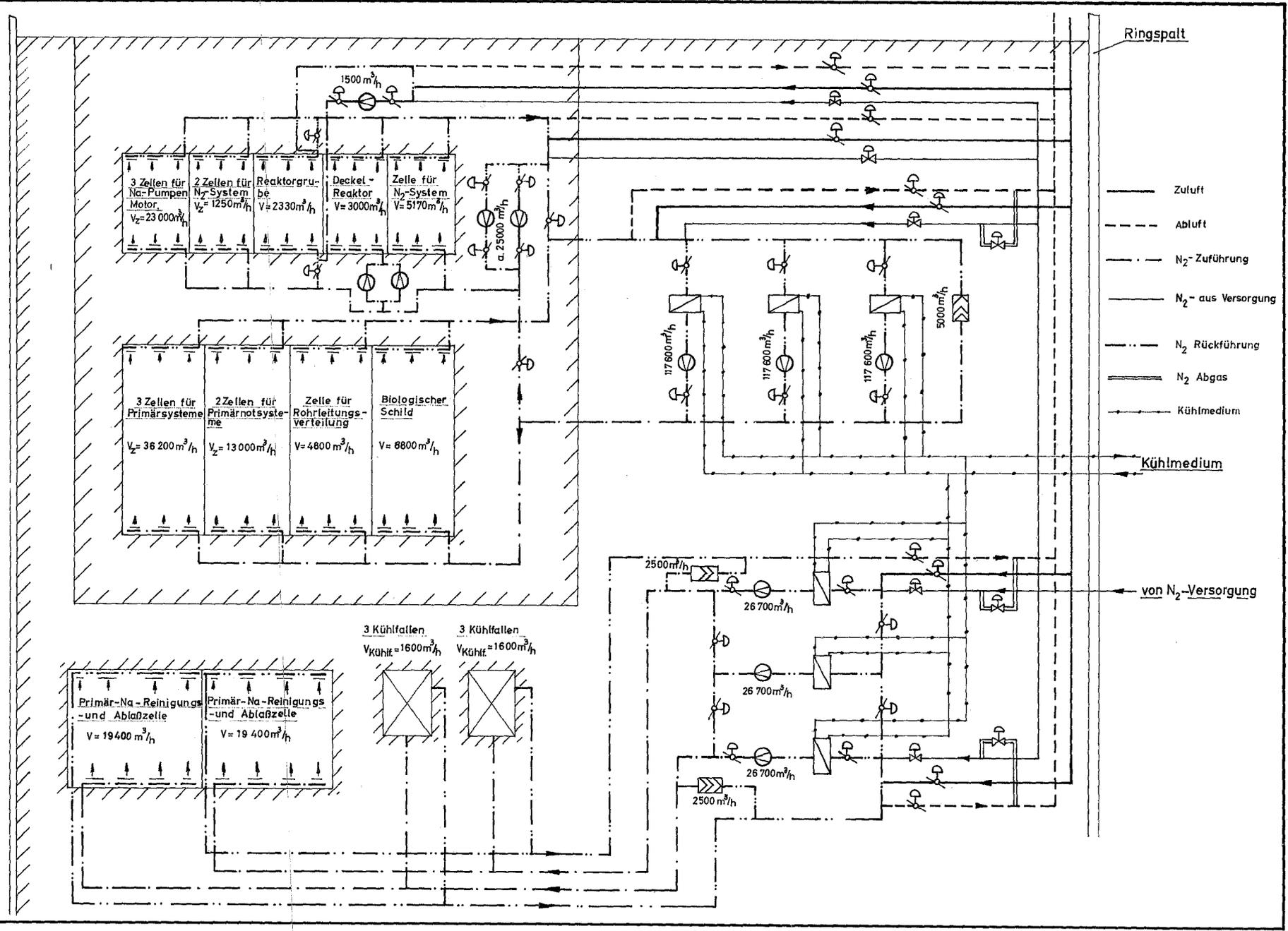
Zur Inertisierung und Kühlung der Räume, in denen sich natriumführende Komponenten befinden, sind zwei unabhängige Stickstoffsysteme vorgesehen, von denen eines die Primärkreiszellen im inneren Containment, das andere die Zellen der primären Na-Reinigungs- und Ablaßsysteme und die Kühlfallen außerhalb des inneren Containments versorgt.

#### 3.5.3.1 Stickstoff-Umwälzanlage für die Zellen im inneren Containment

Die Inertisierung und Kühlung der Zellen im inneren Containment erfolgt durch ein Kühlsystem, welches außerhalb des inneren Containments auf den Bühnen neben der Brennelementschleuse angeordnet und für den maximalen Containmentdruck von 2 atü ausgelegt ist.

An den Kühlkreislauf sind folgende Verbraucher angeschlossen:

Datum	11.10.1967	Projekt	300 MWe Schneller Neutronengekühlter Reaktor
	Maßstab		Bemessung
%		Inertisierungs-System	
		Zehng. Nr.	3.5-5



- Zuluft
  - - - Abluft
  - · - · - N<sub>2</sub>-Zuführung
  - · · · · N<sub>2</sub>-aus Versorgung
  - - - - - N<sub>2</sub>-Rückführung
  - ==== N<sub>2</sub>-Abgas
  - Kühlmedium
- ← von N<sub>2</sub>-Versorgung
- ← Kühlmedium

3 Zellen oberhalb der Na-Primärsysteme (Antriebsmotore der Na-Pumpe)

2 Zellen oberhalb der Na-Notkühlsysteme

Reaktorgrube

Kühlung des Reaktordeckels

2 Zellen für Nachspeisebehälter

3 Zellen für das Na-Primärsystem

2 Zellen für das Na-Notkühlsystem

1 Zelle für Rohrleitungsverteilung

Kühlung der Abschirmung zwischen Reaktor und biologischem Schild

Das Kühlsystem besteht aus 3 Einheiten mit je einem Gebläse und einem Kühler. Jede Einheit ist für 50 % der Gesamtleistung ausgelegt, so daß nur jeweils zwei Einheiten in Betrieb sind und eine in Reserve gehalten werden kann. Fällt ein in Betrieb befindliches Aggregat aus, wird automatisch auf die Reserveeinheit umgeschaltet.

Wegen des größeren Druckverlustes im Reaktordeckel sind für diesen zwei Druckerhöhungsgebläse, eines davon als Reserveaggregat, vorgesehen. Jedes Gebläse ist für 100 % der Leistung ausgelegt. Fällt ein in Betrieb befindliches Gebläse aus, wird auch hier automatisch auf die Reserveeinheit umgeschaltet. In den Kreisläufen wird ein Überdruck von 20 - 100 kp/m<sup>2</sup> gegenüber der Außenatmosphäre auf der Saugseite der Gebläse aufrecht erhalten. Durch den Überdruck wird verhindert, daß Sauerstoff in das innere Containment eindringt.

Zur Abscheidung von Staub wird in jedem Kühlkreislauf ein Teilstrom abgezweigt und über einen Schwebstofffilter geleitet, der im inneren Containment angeordnet ist. Vor Inspektionen und Reparaturen in einem normalerweise inertisierten Raum wird dessen Stickstoffatmosphäre durch Luft ersetzt.

Zum Spülen mit Luft werden die Absperrarmaturen in der Verbindungsleitung zu dem Zu- und Abluftkanal geöffnet. Durch Ansaugen der Luft und Mischung mit der N<sub>2</sub>-Atmosphäre wird die N<sub>2</sub>-Atmosphäre aus der Zelle gespült.

Zum Spülen mit Stickstoff vor der Wiederinbetriebnahme wird die Absperrarmatur in der Verbindungsleitung zum Abluftkanal sowie das Absperrventil der Stickstoffzuführung geöffnet. Durch Spülen mit einer Gasmenge, die etwa dem 5-fachen Raumvolumen der Zelle entspricht, wird die O<sub>2</sub>-Konzentration auf 1 - 2 % herabgesetzt.

Um die Spülgasmengen und damit die Kosten für die Spülvorgänge gering zu halten, können sowohl der Raum oberhalb des Reaktordeckels als auch die Zellen im oberen Bereich des inneren Containments unabhängig voneinander vom Hauptumwälzsystem belüftet und inertisiert werden.

Der Stickstoff wird über Sammelkanäle, von denen Stichkanäle in die einzelnen Zellen abzweigen, zu- und abgeleitet. Die Zu- und Abströmkanäle sowie die Gasein- und -auslässe sind so angeordnet, daß eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Raum erreicht wird und beim Spülvorgang keine Toträume entstehen.

### 3.5.3.2 Stickstoff-Umwälzanlage für die Zellen und Komponenten außerhalb des inneren Containments

Die Inertisierung und Kühlung der Zellen und Komponenten außerhalb des inneren Containments erfolgt durch ein eigenes, ebenfalls auf den Bühnen neben der Brennelementschleuse angeordnetes Kühlsystem. An dieses Kühlsystem sind die beiden Primär-Na-Reinigungs- und Ablaßzellen und die Natrium-Kühlfallen angeschlossen.

Der Kühlkreislauf ist in zwei Zweige aufgeteilt und enthält drei Einheiten mit je einem Gebläse und einem Kühler. Jede Einheit ist für 100 % der Leistung eines Zweiges ausgelegt. Zwei Einheiten sind jeweils in Betrieb, eine steht in Reserve. Die zwei in Betrieb befindlichen Einheiten arbeiten in zwei voneinander getrennten Umwälzsystemen, um jeweils eine Zelle unabhängig von der anderen belüften und inertisieren zu können.

Bei Ausfall eines in Betrieb befindlichen Aggregates wird automatisch die Reserveeinheit dem ausgefallenen Umwälzsystem zugeschaltet.

Drei Kühlfallen sind jeweils an einem Umwälzsystem angeschlossen, so daß nach dem Abschalten eines Umwälzsystemes zwecks Belüftung einer Ablaßzelle die übrigen drei an das andere Umwälzsystem angeschlossenen Kühlfallen funktionsfähig bleiben.

## 3.6 Energieversorgungsanlagen und starkstromtechnische Ausrüstung

### 3.6.1 Grundschtaltung

Der Turbosatz wird in Blockschtaltung an das 220 kV-Netz über einen 380 MVA Maschinentrafo mit Lastregler angeschlossen.

Die Eigenbedarfsleistung wird über einen 32/18/18 MVA Eigenbedarfs-Transformator den beiden Schienenabschnitten der 6 kV-Schaltanlage zugeleitet. Die Anfahrerenergie wird aus dem 110 kV-Netz entnommen. Eine Kurzzeitumschaltautomatik sorgt bei Ausfall der Eigenbedarfsversorgung für eine automatische Umschaltung auf das Anfahrnetz.

Die längsgeteilten 380 V Hauptverteilungen werden jeweils über 2 Transformatoren von den 6 kV-Schienen versorgt. Bei Ausfall eines Transformators wird der Kuppelschalter automatisch geschlossen.

Die zwei Schienen der Notstromanlage werden im normalen Betrieb von den beiden 6 kV-Eigenbedarfsschaltanlagen versorgt. Bei Ausfall der 6 kV-Eigenbedarfsschiene werden die beiden Diesel-Notstromaggregate angefahren, die dann nach etwa 10 sec die Notstromversorgung übernehmen. Eine Zuschaltautomatik sorgt für ein nach der Dringlichkeit gestaffeltes Einschalten der Notstromverbraucher.

Für die Steuerung aller Leistungsschalter und für die Stromversorgung bestimmter Verbrauchergruppen wie Messung, Schutz, Notlicht und Reaktorschutzsystem ist eine zweifach geteilte 220 V-Gleichstromschaltanlage vorgesehen, die im Normalbetrieb von geregelten Gleichrichtern und bei Ausfall der Netzspannung von Batterien versorgt wird. Jeder der drei Stränge des Reaktorschutzsystems wird über einen Wechselrichter versorgt, der aus der 220 V-Gleichstromanlage doppelgespeist wird. Ein vierter Wechselrichter steht in Reserve.

### 3.6.2 Gleichstrom- und Notstromanlagen

Bei Netzausfall mit nachfolgender Reaktorschnellabschaltung bzw. bei einem Reaktorschaden mit nachfolgendem Netzausfall müssen verschiedene wichtige Verbraucher, z.B. die Luftgebläse des Notkühl-systemes, die Stillstandsheizung, die Ponymotoren der Natriumpumpen sowie die Speisewasserförderung über längere Zeit in Betrieb gehalten werden.

Zur Sicherstellung der Versorgung dieser Verbraucher dient eine Notstromanlage mit 2 schnellstartenden Dieselgeneratoren von je 100 % der erforderlichen Gesamtleistung. Die kurze Unterbrechung der Spannung während der Startzeit der Dieselmotoren ist für alle Verbraucher zulässig.

### 3.7 Instrumentierung und Regelung

#### 3.7.1 Sicherheitssystem

Das Sicherheitssystem hat die Aufgabe, den Reaktor und die unmittelbar angeschlossenen Systeme vor gefährlichen Betriebszuständen zu schützen und Beschädigungen zu vermeiden. Es soll außerdem das in der Anlage beschäftigte Personal und die in der Umgebung der Anlage wohnende Bevölkerung vor unzulässig hoher Strahlenbelastung schützen.

Die maximal zulässigen Betriebsdaten der Reaktoranlage dürfen durch unvorhergesehene Ereignisse (Fehlbedienung, Geräteausfall, Unfall usw.) nicht überschritten werden. Da die möglichen Störfälle unterschiedliche Auswirkungen auf die Sicherheit der Anlage haben, muß das Sicherheitssystem mit gezielten Maßnahmen auf einzelne Störfälle reagieren. Als abgestufte, vom Sicherheitssystem automatisch eingeleitete Maßnahmen sind vorgesehen (s. auch Tab. 3.1).

1. Alarm
2. Verriegelungen
3. Programmiertes Einfahren der Regel- und Trimmstäbe (Set-back)
4. Schnellschluß
5. Schließen des Sicherheitsbehälters.

#### Zu 1.

Beim Alarm gibt es zwei Kategorien, den unabhängigen und den automatischen Aktionen vorangestellten Alarm.

Die unabhängigen Alarmsignale zeigen an, wenn eine überwachte Größe den für den Normalbetrieb vorgesehenen Bereich überschreitet. Es liegt hierbei keine Gefährdung der Reaktoranlage vor, so daß die Reaktorbetriebsmannschaft in der Lage ist, die Fehlerquelle ausfindig zu machen und die erforderlichen Gegenmaßnahmen zu ergreifen. Die den automatischen Aktionen vorgeschalteten Alarmsignale weisen den Operateur darauf hin, daß eine überwachte Größe nicht mehr den Daten des Normalbetriebes entspricht und sich einem gefährlichen Zustand nähert. Um sofort Gegenmaßnahmen einleiten zu können, wird die auslösende Größe direkt angezeigt. Durch geeignete Maßnahmen kann somit evtl. eine Betriebsunterbrechung vermieden werden.

Zu 2.

Verriegelungen werden bei Änderung des Betriebszustandes der Reaktoranlage (z.B. Anfahren des Reaktors) wirksam. Sie sind nur insofern ein automatischer Eingriff, als vorgesehene Operationen blockiert oder laufende Operationen unterbrochen werden. Diese Verriegelungen werden durch Beseitigung der Ursache aufgehoben. Damit ist die Fortführung der blockierten oder unterbrochenen Vorgänge möglich.

Zu 3.

Zurückfahren der Regel- und Trimmstäbe (Set-back) erfolgt derart, daß eine thermische Schockbeanspruchung des Reaktors unterbleibt. Dieses Zurückfahren soll den Reaktor insbesondere dann abschalten, wenn Störungen im Wärmeübertragungssystem nach Art oder Ausmaß keinen Schnellschluß erfordern, jedoch ein Reaktorbetrieb mit unverminderter Leistung auf längere Zeit gesehen nicht mehr möglich ist.

Zu 4.

Bei Reaktorschnellschluß werden alle Abschaltstäbe gleichzeitig und schnell in den Kern bewegt. Um die bei Schnellschluß unvermeidlichen Thermoschockbelastungen der Anlage in ihrer Zahl zu begrenzen, soll nur dann ein Schnellschluß vorgenommen werden, wenn dies sicherheitstechnisch unbedingt erforderlich ist, d.h. wenn die Reaktoranlage beim Unterlassen dieser Anregung direkt einer Gefahr ausgesetzt wird.

Zu 5.

Das Schließen des Sicherheitsbehälters und das Absperrren des Abgassystemes dienen dem Schutz der Umgebung. Da von diesen Maßnahmen der Reaktorbetrieb nicht unmittelbar beeinflußt wird, soll ein automatischer Eingriff am Reaktor selbst nicht erfolgen. Alle weiteren Maßnahmen werden dem Operateur überlassen.

Alle Anregungen, die unmittelbar in den Betrieb der Anlage eingreifen, werden über eine Auswahlhaltung gewonnen. Dadurch wird gewährleistet, daß bei Auftreten einer entsprechenden Ursache das Sicherheitssystem zuverlässig reagiert, daß aber andererseits der Reaktorbetrieb nicht unnötig unterbrochen wird, wenn die Anregung nur auf einem Meßfehler beruht oder auf eine Störung in der Übertragung oder Auswertung der Meßsignale zurückzuführen ist. In den meisten Fällen handelt es sich um ein 2 von 3-Auswahlssystem.

Tab. 3.1

## Funktionen des Sicherheitssystems

Nr.	Anregung *	Grenzwert **	Logik	auszulös. Funktion ***	Bemerkung
1.1	Aktivität im Reaktorcovergas	hoch, einstellbarer Grenzwert	1 von 1	1	
1.2	Strahlendosisleistung	hoch, einstellbarer Grenzwert	1 von 1 je Raum	1	Anzahl u. Ort der Meßstellen wird später festgelegt
1.3	Natriumleck im Primärsystem	-	1 von N je Komponente	1	N>1
1.4	Natriumleck im Sekundärsystem	-	1 von N je Kreislauf	1	N>1
2.1	Neutronenfluß im Anfahrbereich	niedrig, einstellbarer Grenzwert	2 von 2	2	Es kann nicht angefahren werden unter dem Grenzwert
2.2	Regelstabantriebe nicht eingefahren		1 von 1 je Regelstab	2	Es kann nicht angefahren werden
2.3	Schnellschlußstäbe nicht ausgefahren		1 von 1 je Scramstab	2	Es kann nicht angefahren werden
3.1	Reaktorperiode (gemessen im Mittelbereich)	kurz, einstellbarer Grenzwert	2 von 3	3	Die Anregung wird bei über 10 % Nennleistung überbrückt
3.2	Ausfall der Sekundärkühlmittelpumpen	-	2 von 3	3	
3.3	Speisewasserdruck	niedrig, einstellbar	1 von 2	3	Während des Anfahrens des Reaktors ist diese Anregung überbrückt
3.4	Dampferzeuger defekt	-	-	3	koinzidente Signale verschiedener Messungen (z.B. Druck im Sekundärkreis, Natriumnachweis hinter Berstscheiben, Wasserstoffnachweis im Schutzgas)
3.5	Turbinenkondensator	-	-	3	koinzidente Signale verschiedener Messungen (z.B. Vakuum im Kondensator, Verriegelung der Umleitstation)
3.6	Ausfall der Primärkühlmittelpumpen	-	1 von 3	3	
4.1	Ausfall der Primärkühlmittelpumpen	-	2 von 3	4	
4.2	Neutronenfluß im Verhältnis zum Primärdurchsatz	hoch, einstellbarer Grenzwert	2 von 3	4	das vom Primärdurchsatz abgeleitete Signal ist proportional der thermischen Reaktorleistung
4.3	Brennelementaustrittstemperatur	hoch, einstellbarer Grenzwert 600 °C	n von m	4	n ≥ 2; m ≥ 3;
4.4	Reaktorausstrittstemperaturänderung	hoch, einstellbarer Grenzwert	-	4	Diese Anregung wird überbrückt wenn der Betrag der Temperaturänderung einen einstellbaren Wert nicht überschreitet
4.5	Natriumspiegel im Reaktor	hoch, niedrig, einstellbare Grenzwerte 10 cm außerhalb der normalen Schwankungsbreite	2 von 3	4	
4.6	Temperatur des Primärnatriums nach dem Zwischenwärmetauscher	hoch, einstellbarer Grenzwert 450 °C	2 von 3	4	
5.1	Luftaktivität im Sicherheitsbehälter	hoch, einstellbarer Grenzwert	1 von N	5	
5.2	Brand im Sicherheitsbehälter	-	2 von N	5	N ≥ 3; kann erst später festgelegt werden
5.3	Druck in den Primärzellen	hoch, einstellbarer Grenzwert	1 von 1 je Raum	5	
5.4	Aktivität im Abgassystem	hoch, einstellbarer Grenzwert	1 von 1 je System	-	Schließen des betreffenden Systemes

\* Die in dieser Tabelle aufgeführten Anregungen sind nicht vollständig, sondern lediglich Beispiele für die verschiedenen Arten der auszulösenden Funktionen

\*\* Die hier angegebenen Zahlenwerte sollen lediglich eine Größenordnung vermitteln. Eine Festlegung ist erst nach Abschluß der dynamischen Untersuchungen möglich.

\*\*\* 1: Alarm; 2: Verriegelung der Steuerstäbe; 3: Set-back; 4: Scram; 5: Schließen der Containmentöffnungen

Ein 2 von 3-System ist bei einem Fehler noch funktionstüchtig, erst ein zweiter kann die Funktion infrage stellen. Es ist deshalb wichtig, entstandene Fehler zu erkennen, bevor ein zweiter Fehler auftritt. Ein Teil der Fehler kann sich durch Veränderung bestimmter Zustandsgrößen (z.B. Spannungen) selbst melden. Andere Fehler, die keine Zustandsänderung zur Folge haben, sind nicht ohne weiteres erkennbar.

In Verfolgung dieser Gedanken ist ein dynamisches System vorgesehen, in dem die Wahrscheinlichkeit für das Auftreten von sich nicht selbst meldenden Fehlern extrem niedrig gehalten werden kann, während sich alle übrigen Fehler, die auf statistisch verteilten Ausfällen von vorzugsweise elektronischen Bauelementen beruhen, selbst melden.

Von den Ausgangsgrößen der Meßumformer werden mit Grenzwertmeldern Grenzsignale abgeleitet. Diese Signale werden kanalweise (jeder Kanal besteht aus 3 Strängen) in 2 von 3-Funktionen verknüpft. Die Verknüpfungsergebnisse, die wieder dreimal vorliegen, werden in UND- oder ODER-Funktion zu Abschaltkriterien verarbeitet, die auf die verschiedenen Organe (z.B. Steuerstäbe) einwirken.

Das System arbeitet kontaktlos dynamisch, d.h. als dynamisches 1-Signal wird ein dauernder Zustandswechsel definiert, als dynamisches 0-Signal ein statischer Zustand. Der beim Reaktorschutz in Relais-technik bewährte Ruhestrom ist hierbei also durch eine Impulsfolge ersetzt. Dieses Arbeitsprinzip ermöglicht es, Fehler, die sich nicht selbst anzeigen, extrem unwahrscheinlich zu machen, so daß mit ihrem Auftreten innerhalb längerer Zeiträume nicht mehr gerechnet werden muß.

Das gesamte System wird in drei Teilsysteme gegliedert. Jedes einzelne Teilsystem, bestehend aus Grenzwertmeldern, Auswahl-schaltung, Abschlußgliedern mit Relais und Impulsgeber ist jeweils mit einer eigenen Stromversorgung ausgerüstet.

Die drei Abschlußglieder, die nur so lange Gleichspannung liefern, wie sie mit der Impulsfolge gespeist werden, d.h. so lange nicht in einem Kanal die Grenzwertgeber von mindestens 2 Strängen angesprochen haben, arbeiten auf eine 2 von 3-Schützenschaltung üblicher Bauart, die bis zu den Abschaltorganen prüfbar ist.

### 3.7.2 Regelung

Die Leistungsanforderung des Netzes ist Sollwert für die Generatorleistungsregelung. Dadurch kann das Kraftwerk zur Frequenzhaltung des Netzes herangezogen werden. Stellglied ist das Turbineneinlaßventil. Große und schnelle Temperatur- und Druckschwankungen sind aus Festigkeitsgründen an der Turbine unerwünscht. Daher dürfen sich am Dampferzeuger die Frischdampf-temperatur, der Frischdampfdruck und die Dampftemperatur am Zwischenüberhitzeraustritt nur langsam in Abhängigkeit von der Leistung ändern. Der Frischdampfdruck wird mit dem Speisewasserdurchfluß geregelt. Die Frischdampftemperatur und die Dampftemperatur am Austritt der Zwischenüberhitzer werden im wesentlichen durch die Natriumtemperatur am Eintritt in den Überhitzer und in den Zwischenüberhitzer bestimmt. Die Frischdampftemperatur kann konstant gehalten werden, wenn z.B. bei zunehmender Leistung die Temperaturen am Reaktorausstritt und am Wärmetauscheraustritt entsprechend ansteigen. Bei kleineren, kurzzeitigen Laständerungen ist die Änderung der Frischdampftemperatur hauptsächlich von der Speicherfähigkeit der Dampferzeuger abhängig.

Reicht die Speicherfähigkeit nicht aus, um die Frischdampftemperatur genügend konstant zu halten, so kann die Temperaturregelung durch geregeltes Zumischen von Natrium aus dem "kalten Strang" des Zwischenkreislaufes in den "heißen Strang" über eine Bypaßleitung zum Zwischenwärmetauscher entscheidend verbessert werden. Obwohl bei dieser Art der Regelung auch bei stationärem Vollastbetrieb zur Erhaltung der Regelfähigkeit ein geringer Bypaß-Strom fließen muß, der gegenüber einer Regelung ohne Bypaß die Frischdampftemperatur um etwa  $15^{\circ}\text{C}$  erniedrigt, wurde zunächst eine Bypaß-Regelung vorgesehen.

Wenn später durchzuführende dynamische Untersuchungen zeigen, daß die Bypaß-Regelung entbehrlich ist, so kann z.B. die Frischdampftemperatur um  $15^{\circ}\text{C}$  gehoben oder die Reaktoraustrittstemperatur um diesen Betrag gesenkt werden.

Die Reaktoreintrittstemperatur wird ebenfalls so geregelt, daß sie mit zunehmender Leistung ansteigt; Stellgröße ist der Kühlmitteldurchsatz.

Die Regelung der genannten Hauptregelgrößen:

Austrittstemperatur des Kühlmittels aus dem Reaktor  
 Eintrittstemperatur des Kühlmittels in den Reaktor  
 Frischdampf Temperatur nach dem Überhitzer  
 Frischdampfdruck nach dem Überhitzer  
 Generatorleistung oder vom Kraftwerk abgegebene Leistung

kann durch die Einführung von Hilfsregelgrößen und Störgrößen verbessert werden. Die endgültige Auslegung des Regelschemas ist erst nach umfangreichen dynamischen Untersuchungen an der weitgehend detaillierten Anlage möglich. Die folgende Tabelle zeigt eine der im Prinzip möglichen Lösungen:

Tab. 3.2

Grundzüge des Regelschemas

<u>Hauptregelgröße</u>	<u>Hilfsregelgröße</u>	<u>Stellgröße</u>
Natriumaustrittstemperatur aus dem Reaktor	Neutronenfluß	Regelstabstellung
Natriumeintrittstemperatur in den Reaktor	Durchsatz im Primärkreislauf	Drehzahl der Umwälzpumpe im Primärkreis
Frischdampf Temperatur	a) mit Bypass: Natriumtemp. am Überhitzer- und Zwischenüberhitzereintritt  b) ohne Bypass: Natriumtemp. am Austritt des Wärmetauschers im Zwischenkreislauf und Drehzahl der Umwälzpumpe im Zwischenkreislauf	a) Ventilstellung des Bypassventils und Durchsatz im Zwischenkreislauf  b) Durchsatz im Zwischenkreislauf
Frischdampfdruck	Speisewasserdurchsatz	Ventilstellung des Speisewasserventils
Generatorleistung	Turbinenventilöffnung	Turbinenventilstellung

### 3.7.3 Neutronenflußmessung

Die Neutronenflußinstrumentierung hat die Aufgabe, die Neutronenflußdichte und damit die vom Reaktor durch Kernspaltungen direkt erzeugte Leistung zu messen und zu verarbeiten.

Der zu erfassende Bereich der Neutronenflußdichte erstreckt sich über etwa 10 Zehnerpotenzen. Da dieser Meßbereich nicht von einer einzigen Meßsonde erfaßt werden kann, ist eine Aufteilung in 3 Teilbereiche notwendig: In einen Impulsbereich, einen Mittelbereich und einen Leistungsbereich. Die Meßsonden sind außerhalb des Reaktorbehälters in Rohren, die in der Betonabschirmung liegen, angeordnet. Dort sind die Neutronen bereits weitgehend moderiert, so daß sie mit üblichen Detektoren erfaßbar sind. Die Leitungen von den Detektoren zu den im Geräteraum der Warte untergebrachten Verstärkern sind in isolierten Kupferrohren verlegt.

#### 3.7.3.1 Impulsbereich

Der Impulsbereich umfaßt die unteren 5 Zehnerpotenzen der Neutronenflußdichte. Da er nur beim Anfahren des Reaktors, jedoch nicht während des Leistungsbetriebes benötigt wird, sind nur 2 Meßstränge vorgesehen. Als Meßsonden dienen BF<sub>3</sub>-Proportionalzählrohre. Aus den Zählraten wird nach Logarithmierung die Periode gebildet.

#### 3.7.3.2 Mittelbereich

Der Mittelbereich schließt sich mit genügender Überlappung an den Impulsbereich an. Er umfaßt etwa die 6 oberen Zehnerpotenzen der Neutronenflußdichte und damit auch den Leistungsbereich. Er hat 3 logarithmische Meßstränge. Als Sonden werden kompensierte Ionisationskammern verwendet. Der Ionisationskammerstrom wird im logarithmischen Verstärker in eine Spannung umgeformt, aus der in einem Differenzierverstärker die Periode gebildet wird.

Bei Erreichen eines oberen Grenzwertes des Neutronenflusses wird Alarm ausgelöst. Aus der Periodenmessung werden Alarm und Verriegelung der Aufwärtsbewegung der Steuerstäbe oder programmiertes Einfahren der Steuerstäbe abgeleitet. Die 3 logarithmischen Flußmeßwerte und die 3 Periodenmeßergebnisse werden durch Meßwertvergleich dauernd jeweils untereinander überwacht. Meßwertabweichungen führen zu Alarm.

Unabhängig von dem logarithmischen Kanal enthält der Mittelbereich einen linearen umschaltbaren Kanal. Er hat nur Anzeigefunktion. Die Meßbereichumschaltung erfolgt jeweils im Verhältnis 1 :  $\sqrt{10}$  gestuft.

### 3.7.3.3 Leistungsbereich

Der Leistungsbereich hat 3 lineare Meßstränge. Als Meßsonden dienen un-kompensierte Ionisationskammern. Nach Durchführung des Meßwertvergleiches wird der Mittelwert gebildet, der für Anzeige, Registrierung usw. zur Verfügung steht.

Ein weiterer gleich ausgebildeter Meßstrang dient als Reserve und kann über einen Meßstrangumschalter die Funktion jedes anderen Meßstranges übernehmen. In jedem Strang sind Grenzwertgeber für Alarm und Schnellabschaltung vorgesehen.

### 3.7.4 Reaktor- und Kreislaufinstrumentierung

Die wesentlichen Meßgrößen zur Regelung und Überwachung der Anlage sind die Temperatur, Druck, Durchsatz und Höhenstand in den Kreislaufkomponenten, der Sauerstoff- und Wasserstoffgehalt des Natriums sowie die Kondensatverunreinigungen. Außerdem sind in den Schutzgassystemen  $O_2$ - und  $H_2$ -Gehalt zu messen.

Temperaturmeßstellen von besonderer Wichtigkeit liegen in den Hauptkühlkreisläufen am Kühlmittlein- und -austritt des Reaktors, der Zwischenwärmetauscher, der Dampferzeuger, im Frischdampf- und Zwischenüberhitzernetz, im Speisewasserstrang sowie in den Natriumreservetanks. Außerdem wird die Natriumaustrittstemperatur an jedem einzelnen Brennelement gemessen. Druckmeßstellen liegen vor und hinter dem Reaktor, hinter jeder Pumpe, vor und hinter den Zwischenwärmetauschern, in den Schutzgassystemen, vor dem ersten und zweiten Turbinengehäuse, in den Entnahme- und Speisedruckleitungen sowie in den Na-Ausgleichstanks.

#### 3.7.4.1 Temperaturmessung

Zur Temperaturmessung in den natriumführenden Anlagenteilen werden ummantelte Chromel-Alumel-Thermoelemente verwendet, die in Schutzrohren geführt sind. Die Schutzhülsen verursachen Meßwertverzögerungen, die nicht überall

zugelassen sind. In solchen Fällen werden Sondertauchhülsen mit kleiner Zeitkonstanten oder ungeschützte Mantelthermoelemente verwendet.

#### 3.7.4.2 Druckmeßfühler

Zur Druckmessung in Natrium sind Membran-Druckaufnehmer mit Membranen aus rostfreiem Stahl und einer bei Raumtemperatur flüssigen NaK-Verbindung als Übertragungsflüssigkeit vorgesehen. An die NaK-Säule, die sich in einer Kapillare befindet, werden die Transmitter oder die Geräte zur lokalen Anzeige angeschlossen. Die Druckmessung im Schutzgas kann hinter den Natriumdampffallen mit normalen Manometern erfolgen.

#### 3.7.4.3 Durchflußmessung

Zur Messung des Natriumdurchsatzes werden permanent magnetische Durchflußmesser eingesetzt. Da eine Messung im Hauptstrom wegen der großen Rohrdurchmesser sehr aufwendig wäre, ist geplant, dem Hauptrohr z.B. an einer Rohrbiegung eine Nebenleitung wesentlich geringerer Nennweite parallel zu schalten und den Parallelstrom in dieser Leitung zu messen.

#### 3.7.4.4 Füllstandsmessung

Die vorgesehene Füllstandsmeßeinrichtung beruht darauf, daß sich die Gegeninduktivität zweier einander parallel gegenüberstehender Spulen verringert, wenn zwischen sie ein elektrischer Leiter (Natrium) geschoben wird. Die Spulen sind in Hülsen aus rostfreiem Stahl untergebracht, die mit dem Behälter verschweißt werden. Wird die eine Spule mit einem hochfrequenten Strom konstanter Amplitude und Frequenz gespeist (Senderspule), so ist die Ausgangsspannung an der anderen Spule (Empfängerspule) ein Maß für den jeweiligen Höhenstand im Behälter.

#### 3.7.4.5 Messung des Oxydgehaltes

Im Natrium:

Die Messung beruht auf der Temperaturabhängigkeit der Löslichkeit von Natriumoxyd in Natrium. Ein kleiner Natriumteilstrom wird durch enge Düsen geführt und allmählich abgekühlt, wobei seine Temperatur laufend gemessen wird. Bei erreichter Sättigungstemperatur fällt festes Natriumoxyd aus und

verstopft die Düsen, so daß der Durchsatz zurückgeht. Da die Temperaturabhängigkeit der Löslichkeit bekannt ist, ist die so bestimmte Sättigungstemperatur ein Maß für den Oxydgehalt.

In den Schutzgassystemen:

Die Messung des  $O_2$ -Gehaltes im Stickstoffschutzgas erfolgt über Gasanalytoren, welche die stark paramagnetischen Eigenschaften des Sauerstoffes ausnutzen. Der  $O_2$ -Spuren-Nachweis in den Schutzgasen Helium und Argon geschieht mit dem von Tödt entwickelten Verfahren der elektrochemischen  $O_2$ -Messung.

#### 3.7.4.6 Wasserstoffnachweis

Für den Wasserstoffnachweis im Natrium liegen zwei Methoden vor, die prinzipiell angewendet werden können.

1. Bei Anwesenheit von Wasserstoff im Natrium stellt sich in Abhängigkeit von der Temperatur eine Gleichgewichtsverteilung zwischen Natriumhydrid ( $NaH$ ) und freiem Wasserstoff ein. Der freie Wasserstoff wird hierbei über eine dünnwandige Nickelmembran in ein Vakuumsystem abgezogen und dort mit einem Restgasanalysator nachgewiesen. Die Diffusionsrate von Wasserstoff durch Nickel ist bei den vorliegenden Natriumtemperaturen sehr hoch. Die Nickelmembran ist in einem seitlichen Stutzen an der Natrium-Hauptleitung eingeschweißt. Auf der einen Seite der Membran befindet sich das Natrium, auf der anderen der Vakuumraum, in welchem unter anderem die Meßrohre des Restgasanalysators eingebaut ist.
2. Da bei Vorhandensein von Wasserstoff im Natrium sich auch im Schutzgas oberhalb des Natriums ein  $H_2$ -Partialdruck einstellt, welcher unter anderem auch vom Wasserstoffanteil im Natrium abhängt, läßt sich durch Überwachung des Schutzgases das Auftreten von Wasserstoff im Natrium feststellen. Zur Bestimmung des  $H_2$ -Anteiles im Schutzgas wird die Wärmeleitfähigkeit des Argons herangezogen. In einer Brückenordnung aus beheizten Wolfram- und Rheniumdrähten werden die Wärmeleitfähigkeiten zweier Gasströme, bestehend aus reinstem Argon aus einer Gasflasche und Argon mit  $H_2$ -Gehalt aus dem sekundären Schutzgassystem, miteinander verglichen. Die Verstimmung der Meßbrücke ist somit ein Maß für den Wasserstoffgehalt im Argonschutzgas und somit im Natrium.

Referenzen

- [1] D.Smids, A.Müller et al.:  
Referenzstudie für den 1000 MWe natriumgekühlten schnellen  
Brutreaktor (Na 1). KFK 299 (Dezember 1964)
- [2] W.Häfele, K.Kummerer et al.:  
Seminar über die Entwicklung von Brennelementen für Schnelle  
Brutreaktoren. KFK 700 (November 1967)
- [3] D.Geithoff, G.Karsten, K.Kummerer:  
Irradiation Performance of Fast Reactor Fuels. KFK 662 (Okt.1967)
- [4] Technische Regeln für Dampfkessel (TRD)  
Herausgeber: Vereinigung der Technischen Überwachungsvereine
- [5] Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter (AD)-Merkblätter  
Herausgeber: Vereinigung der Technischen Überwachungsvereine
- [6] American Society of Mechanical Engineers (ASME)  
Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Nuclear Vessels
- [7] American Society of Mechanical Engineers (ASME)  
Power Piping Code

#### 4. REAKTORBETRIEB

	<u>Seite</u>
4.1 Betriebsweise des Kernkraftwerkes bei Teillast	4-1
4.2 Brennelementwechsel	4-4

#### 4. REAKTORBETRIEB

##### 4.1 Betriebsweise des Kernkraftwerkes bei Teillast

Bei der Festlegung der Betriebsweise des Kernkraftwerkes wurden folgende Forderungen berücksichtigt:

- Das Kraftwerk soll in den Grenzen der zulässigen Laständerungsgeschwindigkeiten und Lastsprünge den Änderungen der Verbraucherleistung in einem Verbundnetz folgen können.
- Die zulässige Laständerungsgeschwindigkeit soll durch entsprechende Auslegung und Schaltung der Anlageteile möglichst groß sein.

Die zweite Forderung bedeutet, daß die unvermeidlich mit Laständerungen verbundenen Temperaturänderungen klein gehalten und so auf die einzelnen Komponenten (Reaktor, Zwischenwärmeaustauscher, Dampferzeuger-Überhitzer, Turbosatz usw.) verteilt werden, daß sich keine "kritischen" Materialbeanspruchungen an einem Bauteil ergeben.

Die im folgenden kurz beschriebenen Maßnahmen zu diesem Ziel sind zunächst qualitativer Natur. Die Festlegung optimaler Betriebsdaten setzt umfangreiche dynamische Untersuchungen an einem bereits weitgehend detaillierten Entwurf voraus.

1. Frischdampfdruck und Frischdampf Temperatur werden über den gesamten Leistungsbereich nahezu konstant gehalten, d.h., der Turbosatz wird mit Festdruck betrieben. Gleitdruckbetrieb hätte den Nachteil, daß im Teillastgebiet bei sinkendem Frischdampfdruck bzw. sinkender Verdampfungs temperatur die Natriumtemperaturen im kalten Zweig des Sekundär- und des Primärkreislaufes stärker abgesenkt werden müßten.
2. Der Verdampfer kann über eine "Schwachlastflasche" (s. Zeichn. 3.2-1) im Schwachlastbereich auch nach dem La Mont-Prinzip betrieben werden. Durch Umwälzen einer bestimmten Wassermenge wird ein Absinken der Wassertemperatur am Verdampfereintritt begrenzt, das sich aus der Abnahme der Speisewassertemperatur infolge niedrigerer Temperatur des Entnahmedampfes ergibt. Die Schwachlastflasche dient außerdem zur Stabilisierung des Dampferzeugers im Anfahr- und Schwachlastbetrieb.

3. Die Reaktoreintrittstemperatur wird linear mit der Last abgesenkt. Dadurch und durch die beschriebene Stützung der Speisewassertemperatur werden die Temperaturdifferenz zwischen Primär- und Sekundärnatrium und damit die Wärmespannungen am kalten Ende des Zwischenwärmetauschers klein gehalten. Allerdings wird dabei dem Reaktor ein Teil der insgesamt erforderlichen Temperaturabsenkung aufgebürdet.
4. Da die Frischdampf Temperatur über den ganzen Leistungsbereich konstant ist, muß die Natriumtemperatur am Eintritt zum Überhitzer und zum Zwischenüberhitzer bei sinkender Last entsprechend der Grädigkeit ebenfalls abnehmen. Das wird bei schnellen kurzzeitigen Laständerungen erreicht durch Zumischen von kaltem Natrium über je einen Regelbypaß für Überhitzer und Zwischenüberhitzer. Ohne diese Bypaßregelung müßten Abweichungen der Frischdampf Temperatur über die Austrittstemperatur des Zwischenwärmetauschers und damit über die Reaktoraustrittstemperatur korrigiert werden.
5. Die Reaktoraustrittstemperatur wird bei Teillast linear, und zwar um den gleichen Betrag wie die Eintrittstemperatur gesenkt. Das bringt den Vorteil konstanter Aufheizspanne und damit leistungsproportionalen Kühlmittelflusses, niedrigerer Hüllrohrtemperaturen und geringeren Na-Durchflusses durch den Regelbypaß.

Dieses Teillastverhalten wird durch folgende Regeleinriffe erreicht:

1. Die Reaktoraustrittstemperatur wird durch Verstellen der Regelstäbe geregelt. Der Sollwert wird als Funktion der Last vorgegeben.
2. Die Reaktoreintrittstemperatur wird durch Änderung der Drehzahl der Umwälzpumpen im Primärkreis ebenfalls auf einen lastabhängigen Sollwert geregelt.
3. Die Frischdampf Temperatur wird durch Verstellen des Bypasses zum Zwischenwärmetauscher auf einen konstanten Wert geregelt. Durch einen weiteren Bypaß wird die Dampf Temperatur am Austritt des Zwischenüberhitzers geregelt. Eine detaillierte Untersuchung über das dynamische Verhalten des gesamten Systems wird zeigen, ob ein gemeinsamer Bypaß für Überhitzer und Zwischenüberhitzer ausreichend ist. Der Sekundärnatriumdurchsatz wird nach der Stellung des Regelventils im Bypaß

verstellt, und zwar so, daß sich ein als Funktion der Last vorgegebener Durchsatz im Bypass einstellt.

4. Der Frischdampfdruck wird durch Ändern des Speisewasserdurchsatzes über den gesamten Lastbereich konstant gehalten.
5. Die elektrische Kraftwerksleistung wird durch die Regeleinrichtung der Turbine auf den von Hand oder vom Netzregler über eine Begrenzungseinrichtung vorgegebenen Sollwert eingestellt.

Eine Lasterhöhung wird beispielsweise wie folgt von dem System ausgeglichen:

Die Lasterhöhung wird durch den Leistungsregler über die Turbinenregelung an die Turbinenventile weitergegeben. Diese öffnen um den am Öffnungsregler anstehenden Betrag. Dadurch wird der Dampfdurchsatz durch die Hochdruckstufe der Turbine und den Zwischenüberhitzer erhöht. Dies hat ein Absinken sowohl des Frischdampfdruckes als auch der Frischdampf- und Dampf-temperatur am Zwischenüberhitzeraustritt zur Folge, wobei der zeitliche Verlauf entsprechend den unterschiedlichen Zeitkonstanten des Systems verschieden sein kann.

Die Frischdampfdruckregelung erhöht den Speisewasserdurchsatz durch den Dampferzeuger. Die Temperaturregler am Dampfaustritt von Überhitzer und Zwischenüberhitzer fordern vom Sekundärkreislauf ein höheres Wärmeangebot. Dies wird durch Vermindern des Bypass-Durchsatzes (Erhöhung der Natriumtemperatur am Überhitzereintritt) und nachfolgendes Erhöhen des sekundären Natriumdurchsatzes erreicht. Die Bypassregelung dient dabei zur kurzzeitigen Ausregelung der Frischdampf-temperaturabweichungen bei schnellen Laständerungen, die Durchsatzänderung zur Anpassung des Wärmeangebotes an den neuen Belastungszustand.

Infolge der Erhöhung des Durchsatzes im Sekundärkreislauf sinkt kurzzeitig die Temperatur am Reaktoreintritt. Dadurch wird über die Regeleinrichtung der Durchsatz im Primärkreislauf erhöht. Durch die Regelung der Reaktorausstrittstemperatur wird die Leistung des Reaktors der von der Sekundärseite geforderten Leistung angepaßt.

Das dynamische Verhalten der Anlage wird durch Aufschaltung von Störgrößen und Einführung von Hilfsregelgrößen verbessert.

## 4.2 Brennelementwechsel

Eine Übersicht über die zum Brennelementwechsel verwendete Einrichtung, die in Kap. 3.1.6 beschrieben ist, gibt die Zeichn. 3.1-12. Nach dem Abschalten wird der Reaktor auf eine Natriumtemperatur von ca. 300 °C heruntergefahren. Nachdem die Reaktorgrube oberhalb des Drehdeckels belüftet und der Grubendeckel entfernt ist, werden die Absorberstäbe von ihren Antriebsstangen getrennt. Auf den kleinen Drehdeckel wird ein Abschirmblock, auf den großen Drehdeckel die Grubenabschirmung montiert. Anschließend werden die Deckelstopfen mit Hilfe der Wechsellvorrichtung durch den Abschirmblock bzw. durch die Grubenabschirmung gezogen und in eine Absetzposition in der Reaktorhalle abgesenkt. Dann wird auf dem Abschirmblock des kleinen Drehdeckels die Umsetzvorrichtung mit ihrem doppelten Greifersystem befestigt.

Der Brennelementwechsel wird in folgenden Schritten durchgeführt:

Die Wechselmaschine entnimmt ein frisches vorgewärmtes Brennelement aus der Vorwärmkammer und setzt es durch die Grubenabschirmung in eine freie Position des Ringlagers ein. Anschließend zieht sie aus einer benachbarten Position ein verbrauchtes und bereits abgeklungenes Brennelement und bringt es zur Übergabeschleuse. In der Zwischenzeit zieht die Umsetzvorrichtung das frische Element aus dem Ringlager in eines der beiden Führungsrohre. Durch Deckeldrehungen wird die Umsetzvorrichtung über eine Kern-Position gefahren und zieht ein verbrauchtes Element in das zweite noch leere Führungsrohr. Durch Schwenkung des kleinen Drehdeckels um 180 ° gelangt das frische Element über die freigewordene Kern-Position und wird dort eingesetzt. Anschließend wird das verbrauchte Brennelement in eine freie Ringlagerposition abgesetzt, wo es zum Abklingen während der folgenden Betriebsperiode bleibt. Vor Beendigung des Umsetzvorganges ist die Wechselmaschine mit einem neuen Element wieder zur Stelle.

Das von der Wechselmaschine zur Übergabeschleuse gefahrene Element wird durch eine Durchzugsöffnung in eine schwenkbare Flasche abgesenkt. Nach Drehung des Schwenkarmes um 180 ° wird das Element im Nebengebäude durch die äußere Durchzugsöffnung in die Transportmaschine gezogen, zum Lager für verbrauchte Elemente gefahren und dort abgesetzt. Von hier bringt es später die Transportmaschine zur Beladestation, wo es für den Transport zur Aufbereitungsanlage in einen Transportbehälter verpackt wird.

Die Brutelemente werden genauso gehandhabt wie die Brennelemente. Lediglich auf die Abklingzeit im Ringlager wird verzichtet, da ihre Nachzerfallswärme wesentlich geringer als die der Brennelemente ist.

Die Steuerelemente können aus Sicherheitsgründen nur mit einem speziellen Greifer gehandhabt werden. Dieser Greifer muß sowohl an der Umsetzvorrichtung als auch an der Wechsel- und Transportmaschine gegen den normalen Greifer ausgetauscht werden. Im übrigen entspricht der Wechsellvorgang dem der Brutelemente.

Für den Brennelementwechsel besteht die Vorschrift, daß die einzelnen Core-Zonen mit verschiedener Anreicherung und die Blanket-Zone nacheinander ausgewechselt werden müssen. Um Verwechslungen auszuschließen, dürfen in der Vorwärmkammer immer nur Elemente gleicher Anreicherung sein.

Bei einem Beladezyklus mit 3 Teilladungen werden jeweils 50 Brennelemente und ca. 15 Brutelemente ausgewechselt. Der gesamte Be- und Entladevorgang einschließlich aller Vorbereitungszeiten dauert dann etwa 100 Stunden.

## 5. REAKTORPHYSIKALISCHE BERECHNUNGEN

	<u>Seite:</u>
5.1 Beschreibung der Reaktorgeometrie	5-1
5.2 Bestimmung der kritischen Anreicherung, der Fluß- und Spaltraten-Verteilung	5-3
5.2.1 Programme und Berechnungsmethoden	5-3
5.2.2 Kritikalitätsrechnungen	5-5
5.2.3 Flußverteilung	5-7
5.2.4 Reaktionsraten	5-13
5.2.5 Leistungsverteilung	5-16
5.3 Sicherheitskenngößen	5-23
5.3.1 Effektiver Anteil verzögerter Neutronen und prompte Neutronenlebensdauer	5-23
5.3.2 Reaktivitätseffekte	5-25
5.3.2.1 Reaktivitätseffekt bei Kühlmittelverlust	5-25
5.3.2.2 Reaktivitätswert eines Brennelementes	5-27
5.3.3 Temperaturkoeffizienten der Reaktivität	5-27
5.3.3.1 Doppler-Koeffizient	5-27
5.3.3.2 Temperatur-Koeffizienten	5-30
5.3.3.3 Einfluß von Strukturverformungen	5-37
5.4 Trimm- und Abschaltssystem	5-38
5.4.1 Reaktivitätsbedarf	5-38
5.4.2 Boranreicherung	5-39
5.4.3 Reaktivität als Funktion der Eintauchtiefe	5-41
5.4.4 Wärmeerzeugung im Absorber	5-43
5.4.5 Absorbermaterialien	5-44
5.4.6 Einfluß auf die Leistungsverteilung	5-45
5.5 Abbrand- und Langzeitverhalten	5-46
5.5.1 Maximaler Abbrand und Standzeiten	5-46
5.5.2 Änderung der Brennstoffzusammensetzung	5-47
5.5.3 Änderung der Leistungsverteilung	5-50
5.5.3.1 Leistungsänderung durch Anreicherungsänderung	5-50
5.5.3.2 Leistungsänderungen durch Flußveränderungen	5-52
5.6 Primärabschirmung	5-52

## 5. REAKTORPHYSIKALISCHE BERECHNUNGEN

5.1 Beschreibung der Reaktorgeometrie

Der physikalischen Berechnung des Na 2 liegt ein zylindrischer Reaktor zugrunde, dessen Aufbau Abb. 5.1 wiedergibt. Die Abmessungen stimmen in den äußeren Bereichen nicht mit denen überein, die schließlich der Konstruktion zugrunde gelegt wurden. Die Unterschiede sind jedoch gering und haben auf das nukleare Verhalten des Reaktors keinen Einfluß. Das Reaktor-Core ist in zwei Zonen mit verschiedener Anreicherung aufgeteilt, um die radiale Leistungsverteilung zu verbessern. Die zentrale Position der inneren Zone bleibt für Versuchs- und Instrumentierungszwecke frei. Sechs weitere Positionen der 1. Core-Zone auf einem mittleren Radius von 33,6 sind für Steuerelemente vorgesehen. Platz für insgesamt weitere 12 Steuerelemente ist in der 2. Core-Zone mit einem mittleren Radius von 58 cm bzw. 66,5 freigehalten. Die Absorberstäbe besitzen keine Folgestäbe. Im gezogenen Zustand wird ihr Volumen durch Natrium ausgefüllt. Für die Berechnung wurden die Steuerelemente auf Ringen mit der Breite einer Schlüsselweite verschmiert, wobei die beiden Ringe der 2. Zone zu einem zusammengefaßt wurden.

Das Core ist von einem 50 cm dicken radialen Blanket umgeben. Daran schließt sich eine 20 cm dicke Abschirmzone aus Stahl und Natrium an. Es folgt das ringförmige Zwischenlager, in dem die Brennelemente während der Abklingzeit stehen.

Tab. 5.1 gibt die Volumenanteile für eine Brennelement- und eine Steuerelementzelle an. Außerdem werden diese Werte für die einzelnen radialen Zonen angegeben. Für das axiale Blanket gelten jeweils die Werte der entsprechenden Core-Zone.

For die Berechnung der Teilchenzahlen wurden die folgenden Dichten benutzt

Brennstoffdichte im Core	$(0,8 \rho_{th})$	$\rho_{Brennst}$	= 8,9	$g/cm^3$
Brennstoffdichte im Blanket	$(0,9 \rho_{th})$	$\rho_{Brennst}$	= 9,9	$g/cm^3$
Kühlmitteldichte		$\rho_{Na}$	= 0,832	$g/cm^3$
Strukturmaterialdichte		$\rho_{St}$	= 7,74	$g/cm^3$
Dichte des Absorbermaterials	$(B_4C)$		= 2,27	$g/cm^3$

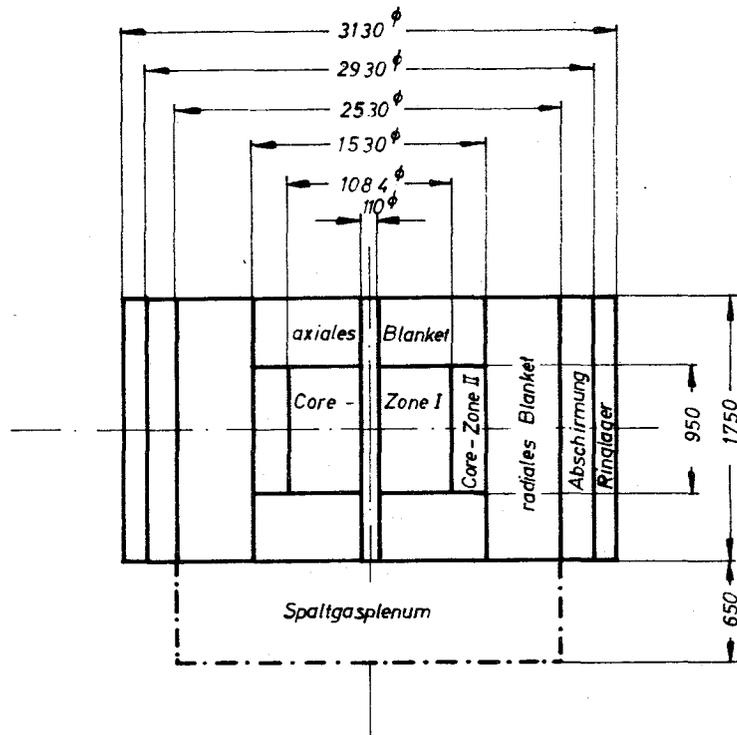


Abb. 5.1 Physikalischer Aufbau des Reaktorkerns

Tabelle 5.1

Zusammensetzung des Reaktorkerns in Volumenprozenten

	Innen- radius [ cm ]	Außen- radius [ cm ]	Natrium	Stahl	Brenn- stoff	Absorber oder Natrium
Brennstoffzelle	-----	-----	0,465	0,200	0,335	0
Regelstabzelle	-----	-----	0,538	0,269	0	0,193
Core-Zone I.1	0	5	0,911	0,089	0	0
Core-Zone I.2	5	28,1	0,465	0,200	0,335	0
Core-Zone I.3	28,1	39,1	0,486	0,219	0,241	0,054
Core-Zone I.4	39,1	54,2	0,465	0,200	0,335	0
Core-Zone II.1	54,2	66,2	0,485	0,220	0,239	0,056
Core-Zone II.2	66,2	76,5	0,465	0,200	0,335	0
Core gesamt	0	76,5	0,470	0,206	0,297	0,027
rad. Blanket	76,5	126,5	0,308	0,217	0,475	0
Stahlabschirmg.	126,5	146,5	0,15	0,85	0	0

Als Strukturmaterial wurde in den physikalischen Rechnungen der Stahl X 8 Cr Ni Nb 16 13 (Werkstoff-Nr. 4961) verwendet. Er hat die Zusammensetzung

Fe	68,3	%
Cr	16	%
Mn	1,25	%
Ni	13	%
Nb	1,0	%
Si	0,45	%

Dieser Stahl unterscheidet sich von dem schließlich als Strukturmaterial gewählten Stahl X 8 Cr Ni Mo V Nb 16 13 (Werkstoff-Nr. 4988) darin, daß er kein Molybdän (statt 1 bis 1,5 %) und kein Vanadium (statt 0,6 bis 0,85 %) enthält. Es ist jedoch zu erwarten, daß dieser geringfügige Unterschied der Stahlzusammensetzung die physikalischen Eigenschaften des Reaktors nicht wesentlich beeinflußt.

## 5.2 Bestimmung der kritischen Anreicherung, der Fluß- und Reaktionsraten-Verteilung

### 5.2.1 Programme und Berechnungsmethoden

Die physikalische Berechnung geschah im Rahmen der Diffusionstheorie, die bei schnellen Reaktoren und dem relativ großen Core ausreichend genaue Ergebnisse liefert. Zur Lösung der Multigruppen-Diffusionsgleichungen wurden hauptsächlich Programme des Karlsruher Programmsystems "Nusys" verwendet. Die benutzten Gruppenkonstanten entstammen dem Karlsruher 26-Gruppenkonstantensatz für natriumgekühlte Reaktoren [1]. Diesem Gruppensatz liegen - bis auf einige Verbesserungen - die mikroskopischen Daten des russischen 26-Gruppensatzes von Abagjan und Bondarenko zugrunde [2]. Anstelle des  $1/E$ -Wichtungsspektrums des russischen Satzes tritt jedoch das Spektrum eines großen natriumgekühlten Reaktors [1].

Für die Bestimmung der kritischen Anreicherung und der radialen Fluß- und Reaktionsraten wurden eindimensionale Diffusionsrechnungen in radialer Richtung durchgeführt. Der Ausfluß in axialer Richtung wurde durch geeignete Bucklings berücksichtigt, die unter Verwendung gruppen-

abhängiger Reflektorsavings von der Größe

$$\delta_{R,i} = 14,5 \text{ cm} + 0,71 \cdot \lambda_{tr,i}$$

bestimmt wurden mit  $\lambda_{tr,i}$  = mittlere freie Transportweglänge in der Gruppe i.

Zur Bestimmung der axialen Fluß- und Reaktionsratenverteilung sind wegen der Mehrzonengeometrie zweidimensionale Rechnungen in R-Z-Geometrie notwendig. Um Rechenzeit zu sparen, wurden die 26-Gruppen für diese Rechnungen auf 6 Gruppen kondensiert. Tab. 5.2 zeigt die Energiegrenzen der neuen Gruppen. Die für die Kondensation notwendigen Spektren stammen aus den eindimensionalen 26-Gruppenrechnungen. In den Blankets ist die Energieverteilung des Flusses sehr stark ortsabhängig, daher wurden diese Mischungen mit zwei verschiedenen Spektren kondensiert.

Tabelle 5.2

Energiegrenzen der in den 2-dimensionalen Rechnungen benutzten 6 Gruppen

Neue Gruppe	Gruppen des 26-Gruppensatzes		Lethargie-Intervall	Energiegrenzen		
1	1	- 4	2,01	10,5	- 1,4	MeV
2	5	- 8	2,64	1,4	- 0,1	MeV
3	9	- 12	3,08	100	- 4,65	keV
4		13	0,77	4,65	- 2,15	keV
5	12	- 20	5,39	2,15 keV	- 10	eV
6	20	- 26		10 eV	- 0,025	eV

Die Ergebnisse der ein- und zweidimensionalen Rechnungen stimmen, wie Tab. 5.5 und Abb. 5.9 und 5.11 zeigen, sehr gut überein. Größere Unterschiede treten nur bei der Bestimmung der Brutrate im radialen Blanket auf, die jedoch durch die ungenügende Berücksichtigung der äußeren Ecken des radialen Blankets in den eindimensionalen Rechnungen leicht zu erklären sind.

### 5.2.2 Kritikalitätsrechnungen

Die kritische Anreicherung wurde für ein frisches Core (Abbrand 0) und für ein Core mit einem mittleren Abbrand von 30000 MWd/to berechnet. Dabei wird der Abbrand durch ein nichtabbrennbares, stabiles Pseudospaltprodukt simuliert. Außerdem wird berücksichtigt, daß sich die Pu- und U-Zusammensetzung während des Abbrandes ändert. Es wurden die in Tab. 5.3 angegebenen Werte benutzt.

Die Werte für die Pu-Zusammensetzung des frischen Brennstoffes entsprechen einem Gleichgewichtszustand für den Fall gemeinsamer Core- und Blanket-Aufarbeitung. Für den abgebrannten Brennstoff wurden die Werte aus Abbrandrechnungen ermittelt.

Um den Pu-Aufbau in den Blankets zu berücksichtigen, werden das radiale und das axiale Blanket in je zwei Zonen gleicher Dicke aufgeteilt, die die in Tab. 5.4 angegebene Pu-Konzentration besitzen.

Die Ergebnisse der Rechnungen zeigt Tab. 5.5. Man erkennt, daß die interne Bruterate relativ klein ist. Das hat folgende Gründe:

die geringe Brennstoffdichte,  
der geringe Brennstoffanteil des Cores,  
das geringe Corevolumen.

Wenn es gelänge, den Volumenanteil des Brennstoffes im Na 2-Core auf 40 % zu erhöhen, so wäre damit eine Steigerung der internen Bruterate bis auf einen Wert von 0,75 leicht möglich.

Tabelle 5.3

#### Isotopenverhältnisse für Plutonium und Uran

	frischer Core- Brennstoff	Core-Brennstoff Mittelwert	Blanket-Brutstoff Mittelwert
Pu 239	75	72,6	96,5
Pu 240	22	23,6	3,4
Pu 241	2,5	3,2	0,1
Pu 242	0,5	0,6	0
U 235	0,25	0,2	0,2
U 238	99,75	99,8	99,8

Tabelle 5.4

$$\text{Brennstoffanreicherung: } \frac{\text{Pu}_{\text{ges}}}{\text{Pu} + \text{U}} ; \left( \frac{\text{Pu}_{\text{fiss}}}{\text{Pu} + \text{U}} \right)$$

in Gew. %

		frischer Brennstoff	Mittelwert
Core	Zone I	21,14 (16,5)	20,30 (15,4)
	Zone II	31,34 (24,2)	29,95 (22,8)
Blanket radial	Zone 1	0	2
	Zone 2	0	1
axial	Zone 1	0	1
	Zone 2	0	0,5

Tabelle 5.5

Ergebnisse 1- und 2-dimensionaler Rechnungen für den Reaktor im mittleren Abbrandzustand

	eindimensional	zweidimensional
kritische Masse	773 kg <sub>fiss</sub>	773 kg <sub>fiss</sub>
k <sub>eff</sub>	1,015	1,016
Brutraten Core	Zone I	0,350
	Zone II	0,208
	Core gesamt	0,558
Blanket radial		0,416
	axial	-----
Gesamtbrutrate	-----	1,236

Die kleine interne Brutrate bewirkt eine starke Anreicherungsänderung während des Abbrandes. Zum Vergleich wurde daher ein Core mit einer Anreicherung gerechnet, die der eines frischen Brennelementes entspricht (s. Tab. 5.4). Außerdem wurde für diese Rechnung angenommen, daß der Pu-Gehalt des Blankets Null ist.

Dieser Betriebszustand kann nur bei der Erstbeladung des Cores auftreten. Wie die Ergebnisse in Tab. 5.6 zeigen, ist die Überschubreaktivität sowie die spaltbare Masse dieses Cores unnötig hoch. Man könnte daher für die Erstbeladung Brennelemente mit einer niedrigeren Anreicherung benutzen. Eine andere Möglichkeit besteht darin, daß man zwar die Anreicherung des Brennstoffes nicht ändert, aber einige Core-Elemente durch Brutstoffelemente ersetzt. In diesem Falle muß der Reaktor während einer Einfahrzeit mit reduzierter Leistung betrieben werden. Tab. 5.6 zeigt, wie sich in beiden Fällen die spaltbare Masse und die Brutraten ändern.

Tabelle 5.6

Spaltstoffbedarf der Erstbeladung

	1	2	3
kritische Masse	831 kg <sub>fiss</sub>	817 kg <sub>fiss</sub>	795 kg <sub>fiss</sub>
k <sub>eff</sub>	1,051	1,030	1,030
interne Brutrate	0,579	0,589	0,589

- 1 die Anreicherung hat den in Tab 5.3 angegebenen Wert für das frische Element
- 2 bei gleicher Anreicherung wurden 4 Brennelemente durch Brutelemente ersetzt
- 3 die Anreicherung wurde geändert.

5.2.3 Flußverteilung

Die radiale Flußverteilung ist für den reellen Fluß in der Abb. 5.2 und für den adjungierten Fluß in der Abb. 5.3 dargestellt. Für den reellen Fluß ist dabei eine Reaktorleistung von 730 MW<sub>th</sub> angenommen worden. Der adjungierte Fluß ist so normiert, daß das Gewicht eines entstehenden Neutrons 1 ist, d.h. gilt

$$\iint \phi^*(E, \mu) \cdot \chi(E) \cdot dE dV = 1$$

Dabei bedeutet  $\chi(E)$  die Energieverteilung der Spaltneutronen (Spaltpektrum).

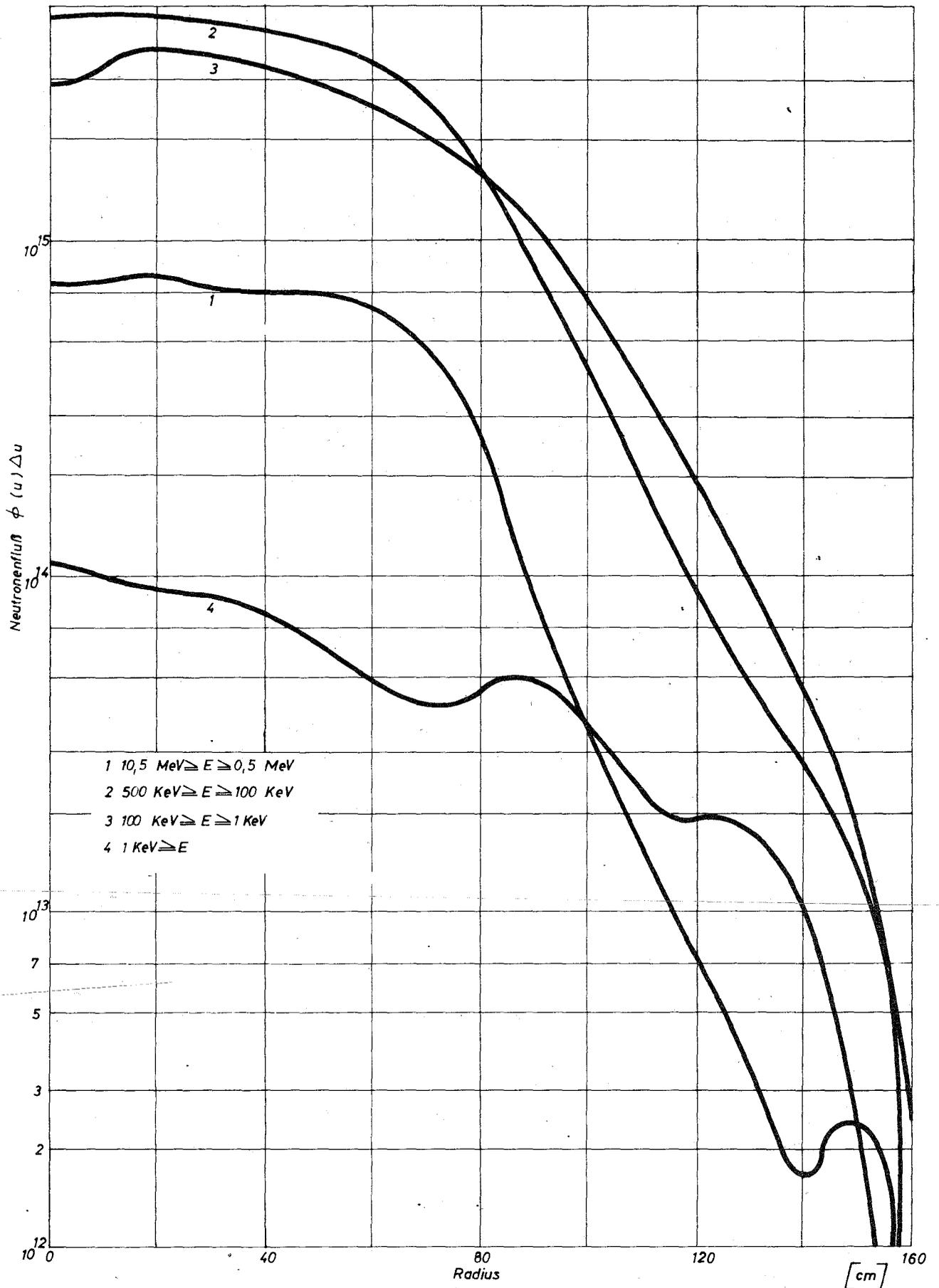


Abb. 5.2 Verlauf des Flusses in radialer Richtung

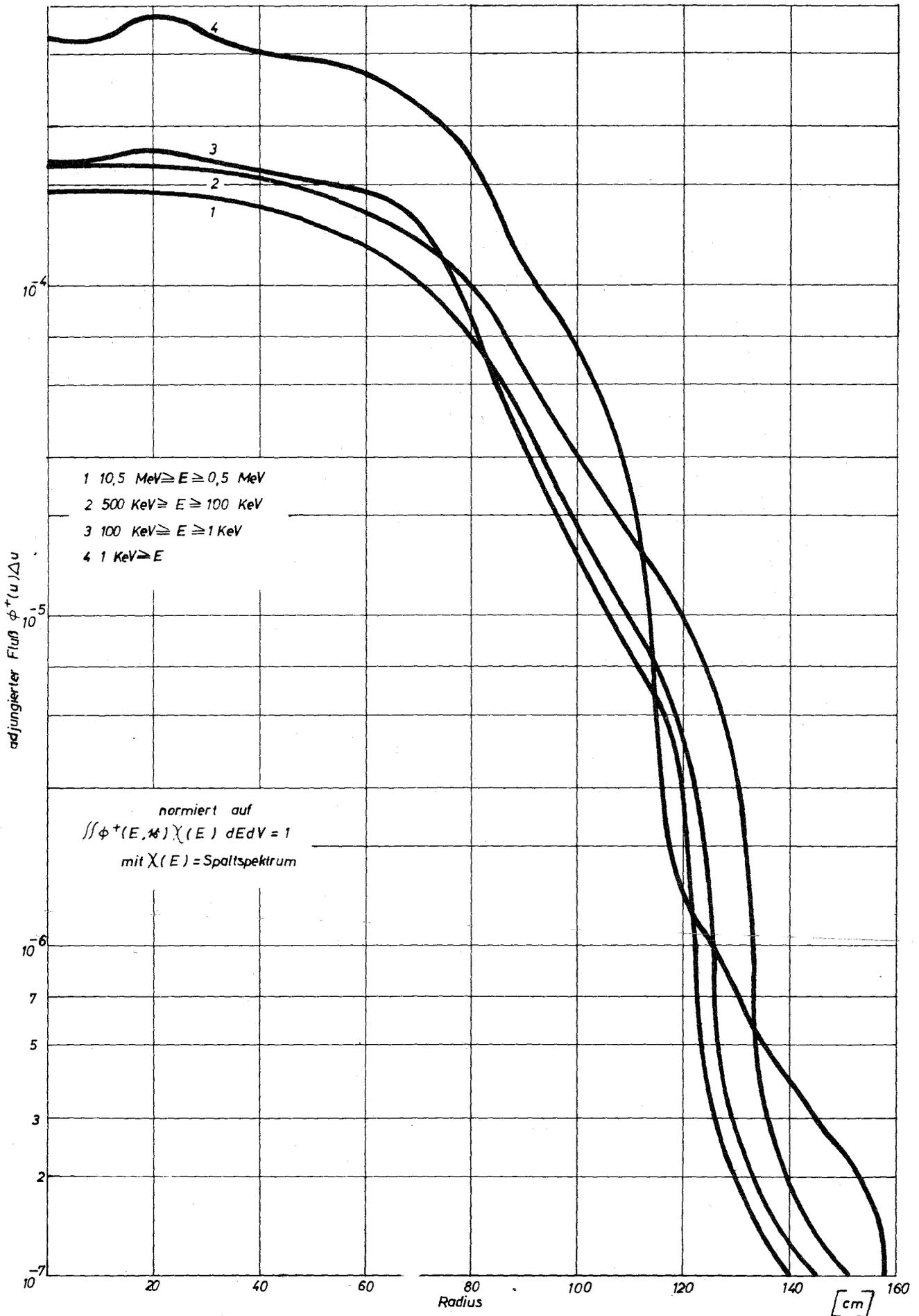


Abb. 5.3 Verlauf des adjungierten Flusses in radialer Richtung

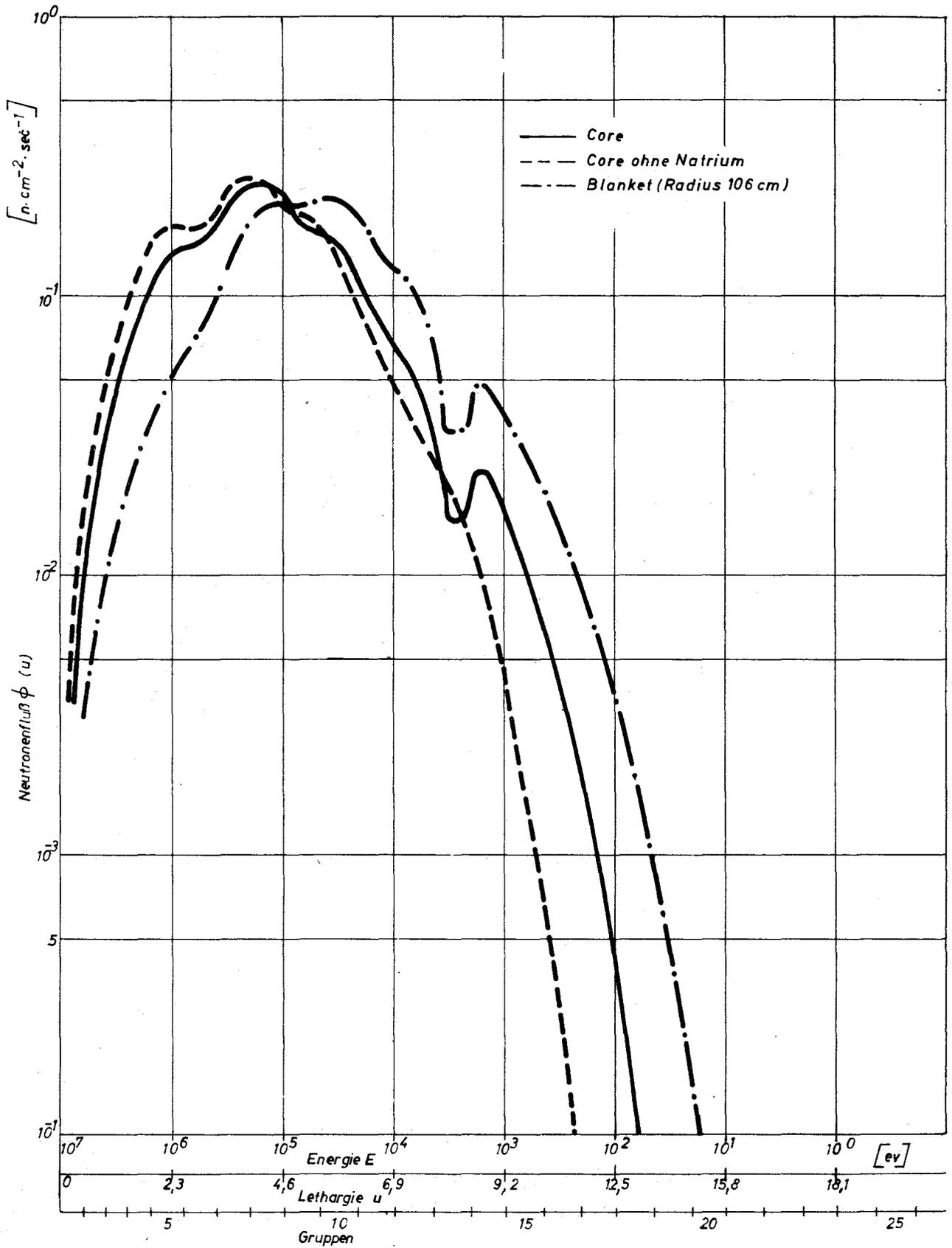


Abb. 5.4 Energieverteilung des reellen Flusses

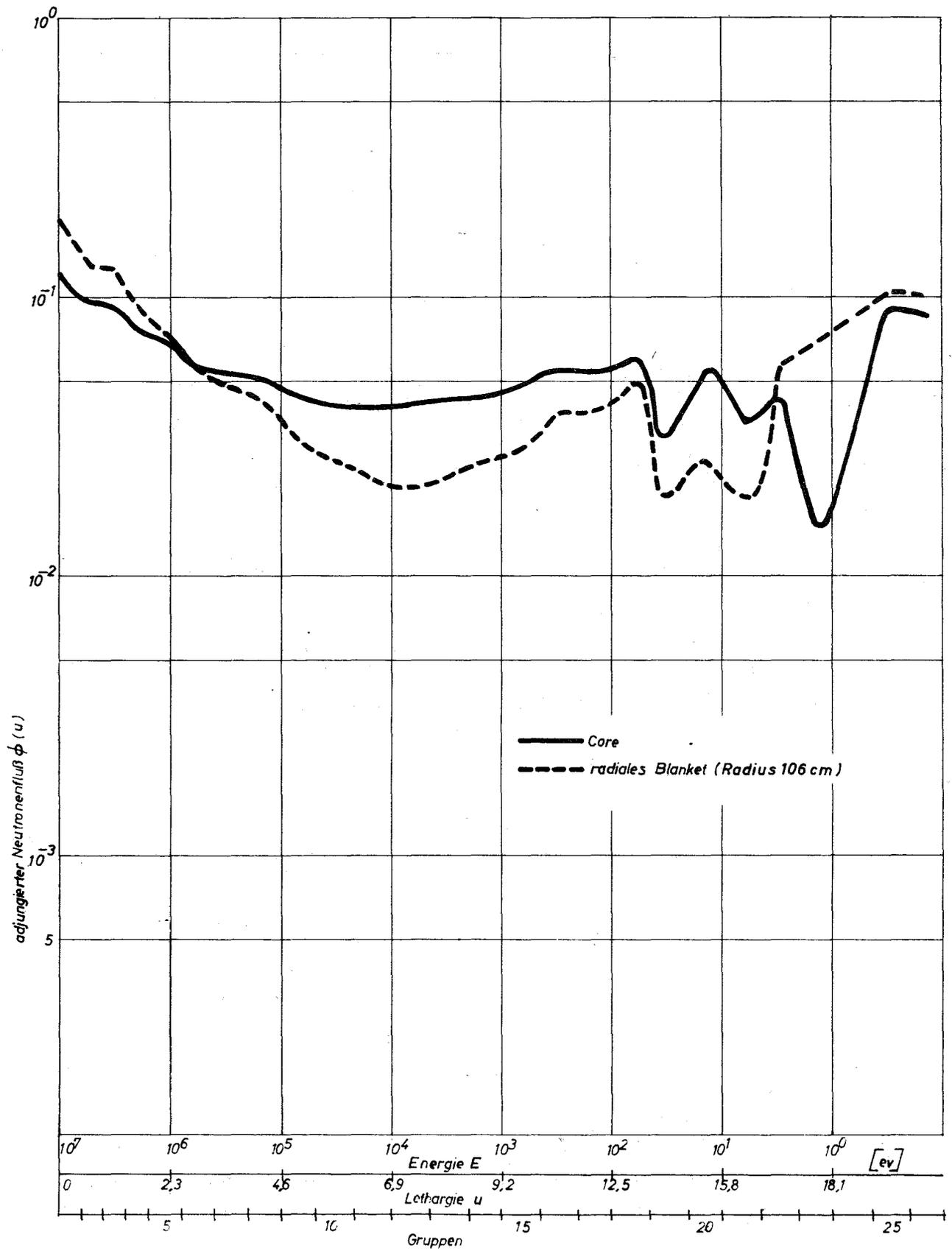


Abb. 5.5 Energieverteilung des adjungierten Flusses

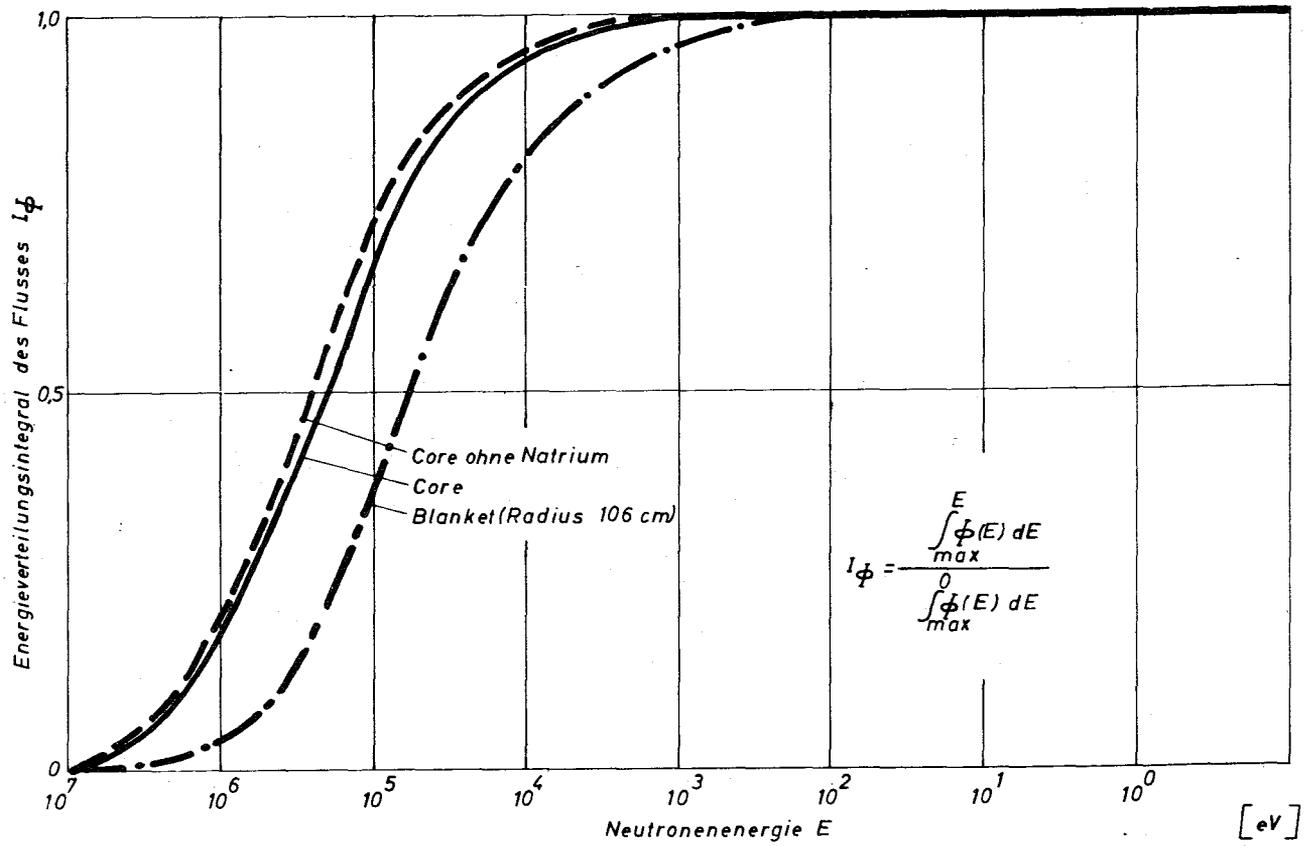


Abb. 5.6 Energieverteilung des Neutronenflusses

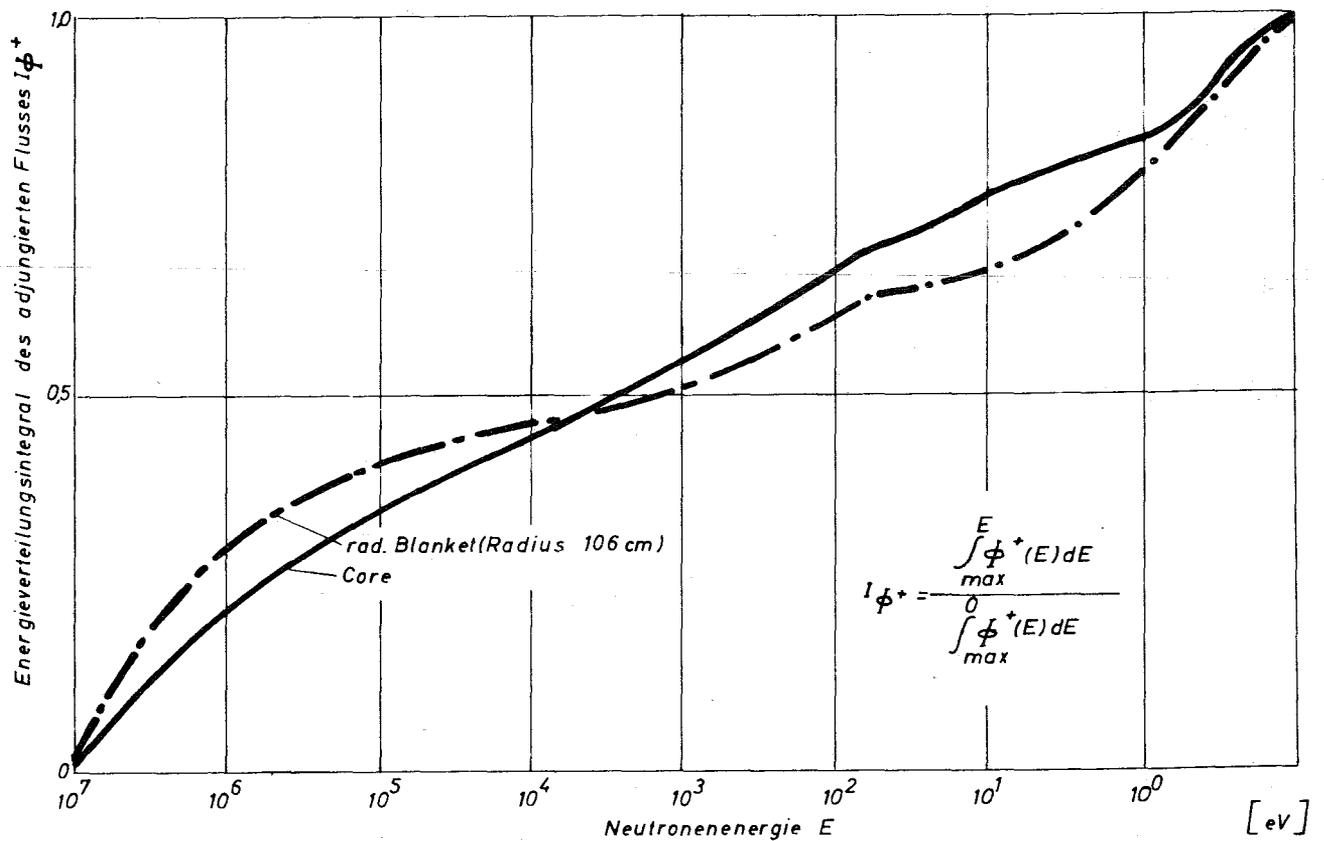


Abb. 5.7 Energieverteilung des adjungierten Flusses

Die Verteilung der Flüsse im Energiebereich zeigen die Abb. 5.4 bis 5.7.

Hier ist die Normierung so gewählt, daß

$$\int_0^{\infty} \phi(u) du = \int_{10,5 \text{ MeV}}^0 \phi(E) dE = 1$$

sowie

$$\int_0^{\infty} \phi^+(u) du = \int_{10,5 \text{ MeV}}^0 \phi^+(E) dE = 1$$

ist. Die Lethargie  $u$  wird auf die höchste Energie des 26-Gruppensatzes bezogen, das sind 10,5 MeV. Auf folgende Punkte soll hingewiesen werden:

Der reelle Fluß zeigt eine starke Energieabhängigkeit. Im Core sind 65 % des Flusses bei Energien oberhalb von 100 keV und 95 % oberhalb von 10 keV. Der adjungierte Fluß dagegen ist nahezu gleichmäßig über den gesamten Energiebereich verteilt. Das Gewicht der thermischen Neutronen ist ebenso groß wie das der schnellen.

Im Blanket zeigen beide Flüsse einen starken Abfall. Dabei wird das Spektrum des reellen Flusses weicher, während sich der adjungierte Fluß zu sehr hohen und sehr niedrigen Energien hin verschiebt. Das Ansteigen des adjungierten Flusses im niederenergetischen Bereich ist hauptsächlich auf das Fehlen von Pu 240 zurückzuführen. Dieses Isotop führt im Core mit seiner Resonanz in der 23. Gruppe zu einer starken Absenkung des adjungierten Flusses in diesem Energiebereich. Durch Spaltungen im Zwischenlager wird der schnelle Fluß angehoben. Gegenüber einem leeren Zwischenlager ergibt sich eine Steigerung um den Faktor 100. Dieses führt zu einer vergrößerten Belastung der Abschirmung. Die Änderung der Kritikalität des Reaktors durch die im Zwischenlager stehenden Brennelemente ist jedoch vernachlässigbar gering.

#### 5.2.4 Reaktionsraten

In den Tab. 5.7 und 5.8 sind die Einfang- und die Spaltraten für die verschiedenen Materialgruppen angegeben. Die Werte sind auf eine Spaltung im Reaktor bezogen. Von den 2,94 Neutronen, die bei einer Spaltung

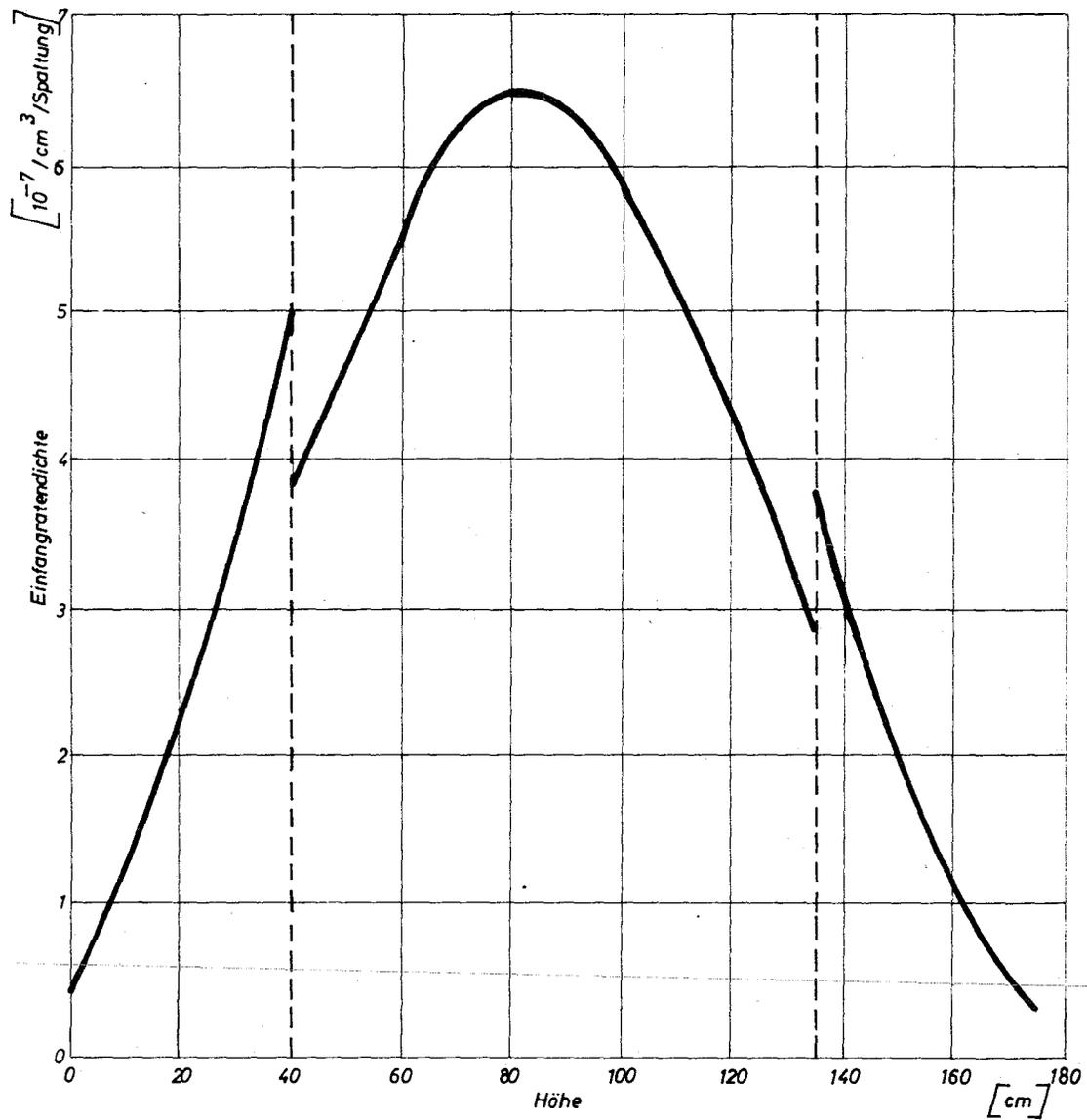


Abb. 5.8 Axiale Verteilung der Einfangrate des Brutstoffes im Zentrum des Reaktors

durchschnittlich entstehen, werden 2,8 Neutronen im Reaktor absorbiert. Der Rest von 5 % geht durch Leckage verloren.

Wegen des kleinen Corevolumens erfolgt ein großer Teil aller Neutronen-Absorptionen im radialen und axialen Blanket. Es sind das

56 % aller Bruteinfänge und  
11 % aller Spaltungen.

Diese Werte sind vom Pu-Gehalt des Blankets abhängig. Insbesondere sinkt der Anteil an den Spaltungen auf 4,7 % ab, wenn man ein Pu-freies Blanket betrachtet, in dem - bis auf wenige Spaltungen im U 235 - nur Schnellspaltungen im U 238 möglich sind. Die Einfangrate im Brutstoff zeigt diese starke Abhängigkeit nicht. Ihr Wert sinkt nur auf 53 % ab. In der Tab. 5.9 sind für die einzelnen Zonen noch die Konversionsrate und der Schnellspaltfaktor angegeben. Der Wert  $\alpha$  gibt außerdem an, wieviel Pu-Atome für eine Spaltung im Pu verbraucht werden. Da dieser Wert im Blanket wegen des weicheren Spektrums wesentlich höher ist als im Core, wird dort das Pu unter ungünstigeren Bedingungen verbraucht als im Core.

In den Abb. 5.8 bis 5.11 ist die axiale und radiale Verteilung der Einfänge im Brutstoff und der Spaltraten aufgezeichnet. Sie sind ebenfalls auf eine Spaltung im Reaktor normiert.

Im Betriebszustand sind die Abschaltelemente bis zum oberen Blanket herausgezogen, während die Regel- und Trimmelemente teilweise in das Core eintauchen. Das führt zu vermehrter parasitärer Absorption in den oberen Bereichen des Reaktors und damit zu einem deutlich erkennbaren asymmetrischen Verlauf der axialen Reaktionsraten. Bei den Rechnungen, die Abb. 5.8 und 5.10 zugrundeliegen, betrug die Eintauchtiefe aller Trimmelemente 25 cm. Da mit verschmiertem Bor-Anteil gerechnet wurde, ist anzunehmen, daß dieser Effekt in Wirklichkeit noch stärker auftritt.

Tabelle 5.7

Einfangraten pro Spaltung

	Core Zone I	Core Zone II	Core gesamt	radiales Blanket	axiales Blanket	gesamter Reaktor
Brutstoff	0,3510	0,2113	0,5623	0,5193	0,1794	1,2610
Spaltstoff	0,0855	0,0752	0,1607	0,0181	0,0041	0,1829
Strukturmat. u. Kühlmittel	0,0598	0,0412	0,1010	0,0501	0,0242	0,1753
Absorber	0,0279	0,0392	0,0671	0	0,0645	0,1316
Summe	0,5242	0,3669	0,8911	0,5875	0,2722	1,7508

Tabelle 5.8

Nutzungsfaktor  $\alpha$ , Schnellspaltungen  $\epsilon$ , Konversionsrate  $\gamma$ 

	Core Zone I	Core Zone II	Core gesamt	radiales Blanket	axiales Blanket	gesamter Reaktor
$\alpha$	0,2115	0,2051	0,2085	0,3528	0,2808	0,2186
$\epsilon$	0,1487	0,1217	0,1360	0,3751	0,4160	0,1634
$\gamma$	0,7169	0,4782	0,6037	7,4827	9,5935	1,2368

$$\alpha = \frac{\text{Einfänge im Spaltstoff}}{\text{Spaltungen im Spaltstoff}}$$

$$\epsilon = \frac{\text{Spaltungen im Brutstoff}}{\text{Spaltungen gesamt}}$$

$$\gamma = \frac{\text{Einfänge im Brutstoff}}{\text{Absorption im Spaltstoff}}$$

5.2.5 Leistungsverteilung

Die auf die Volumeneinheit des Cores bezogene Leistungsdichte  $q$  ist direkt proportional zu der in den Abb. 5.10 und 5.11 gezeigten Spaltratenverteilung. Die Stableistung  $\chi$  dagegen ist auch vom Brennstabdurchmesser  $D$  abhängig, daher sind in Abb. 5.11 für das radiale Blanket und das

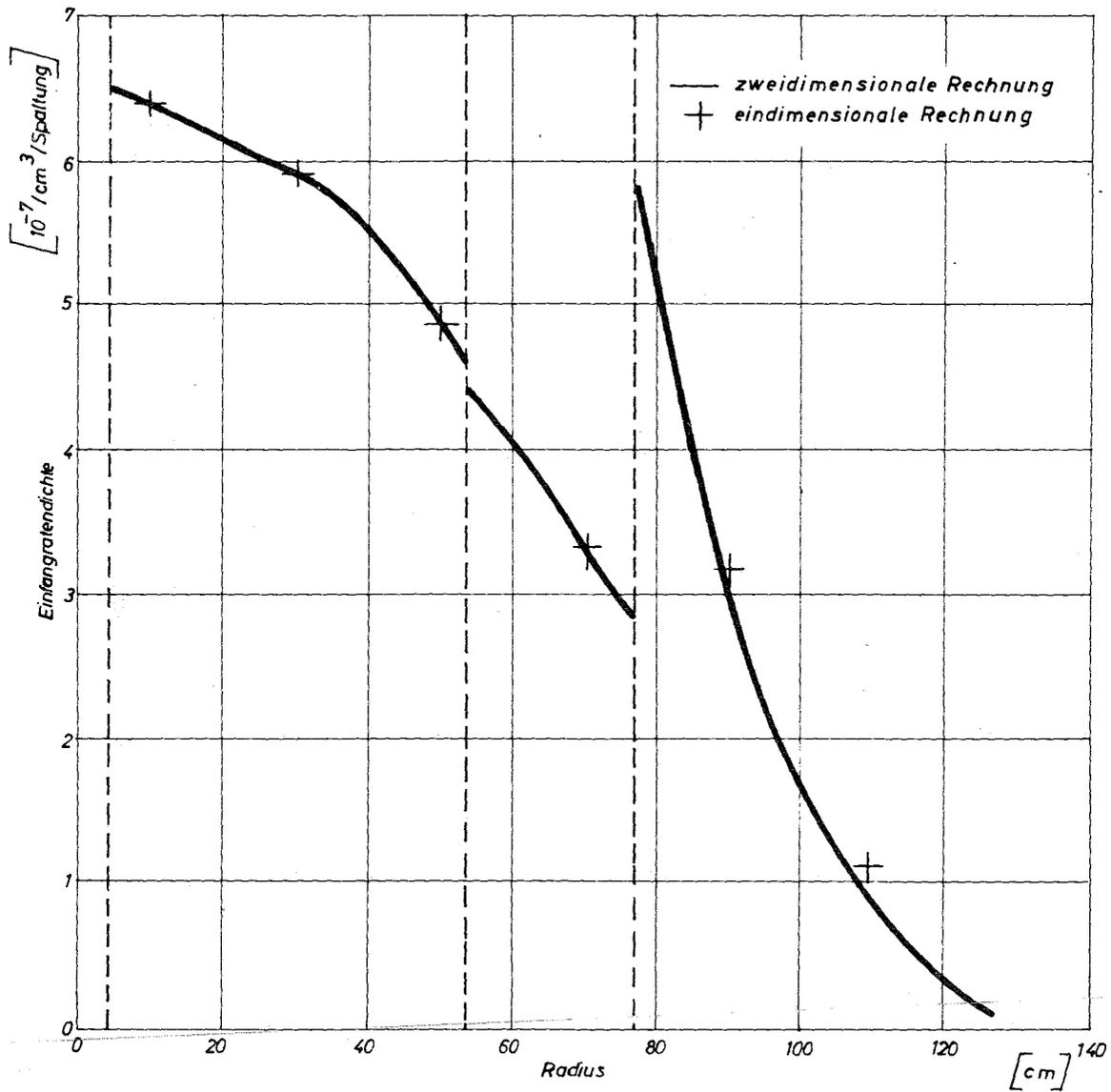


Abb. 5.9 Radiale Verteilung der Einfangrate des Brutstoffes in der Mittelebene des Reaktors

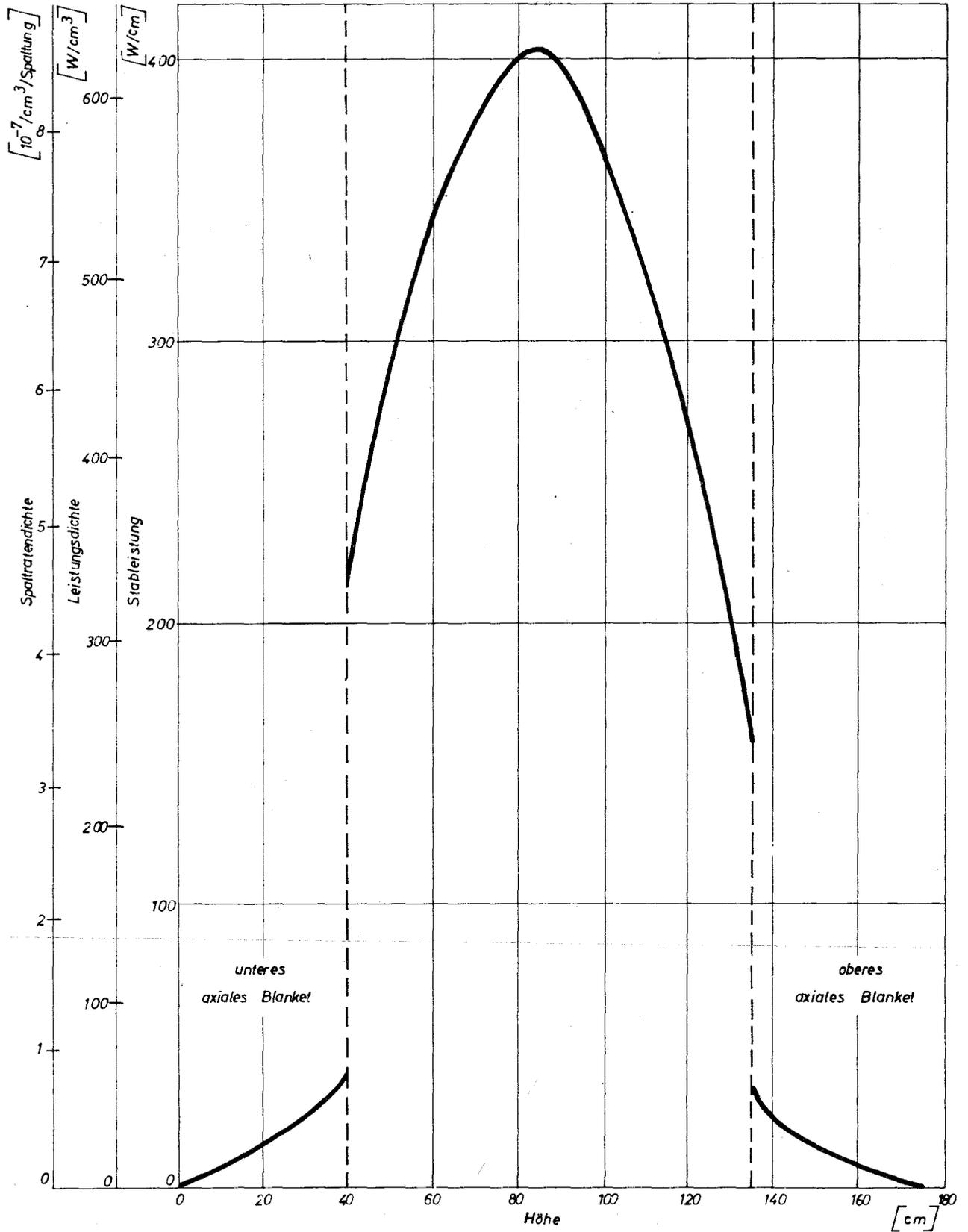


Abb. 5.10 Axiale Leistungsverteilung im Zentrum des Reaktors

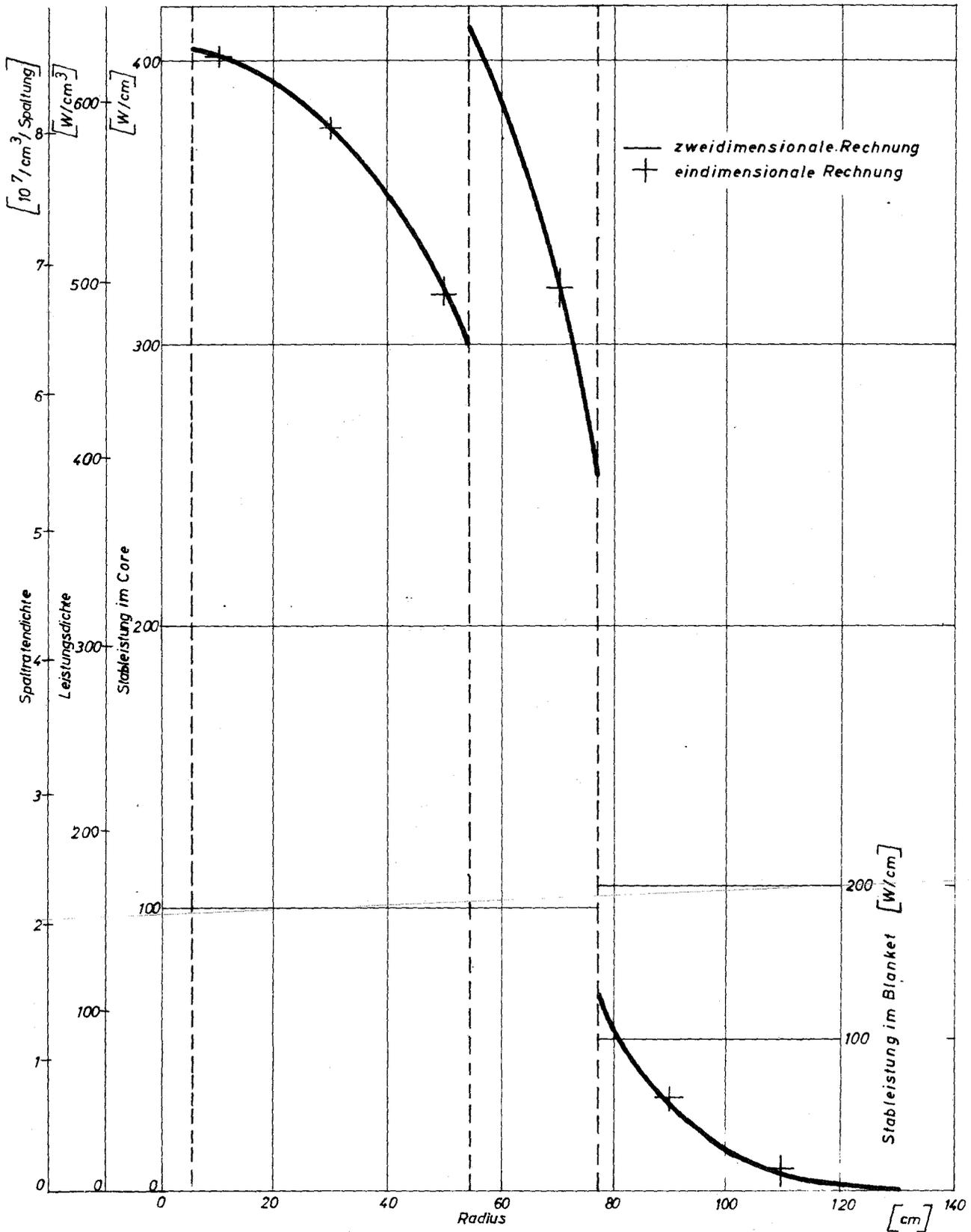


Abb. 5.11 Radiale Leistungsverteilung in der Mittelebene des Reaktors

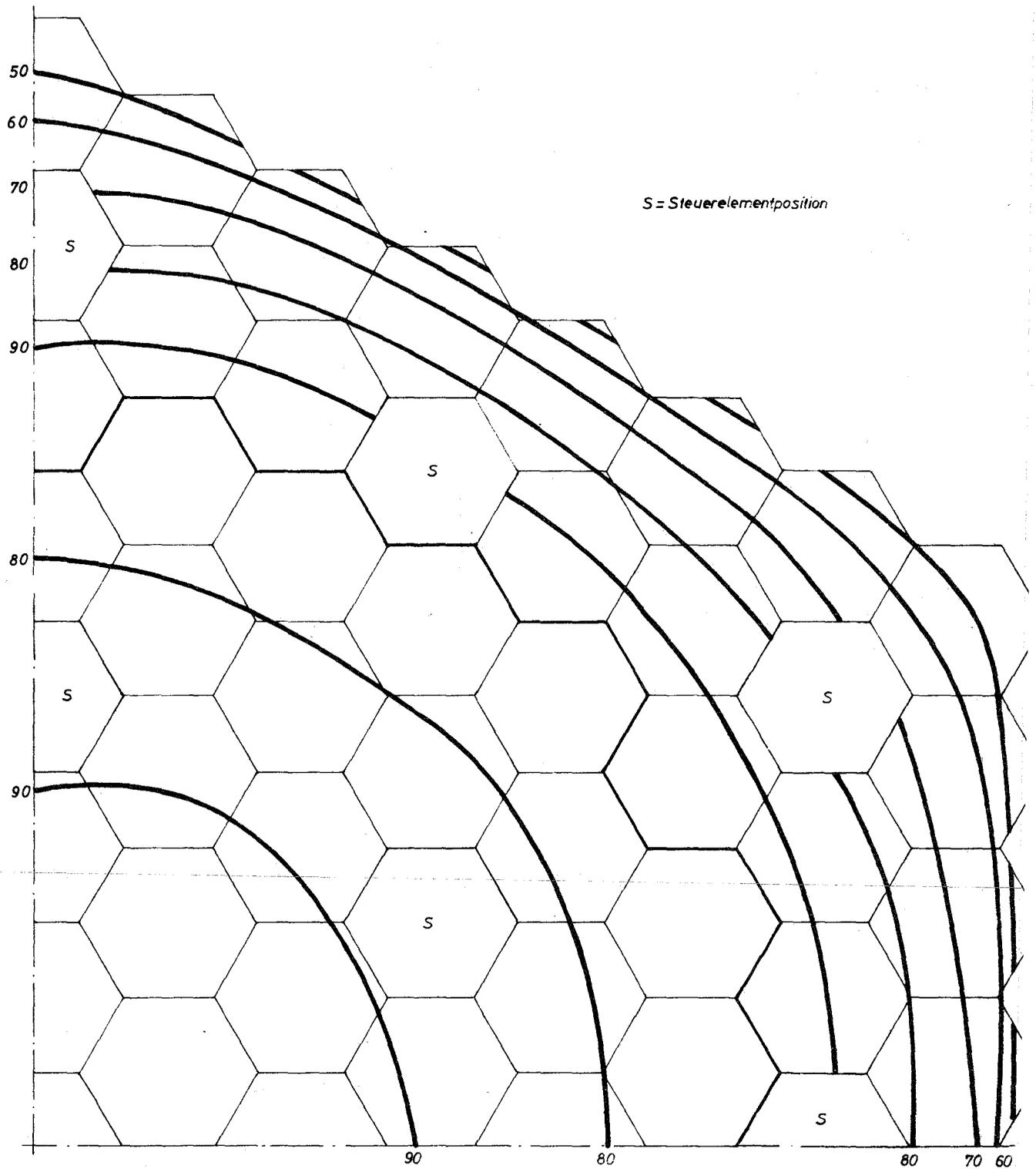


Abb. 5.12 Verteilung der Leistungsdichte über dem Corequerschnitt bei ausgefahrenen Steuerelementen  
(kurvenparameter: Prozente der maximalen Leistungsdichte)

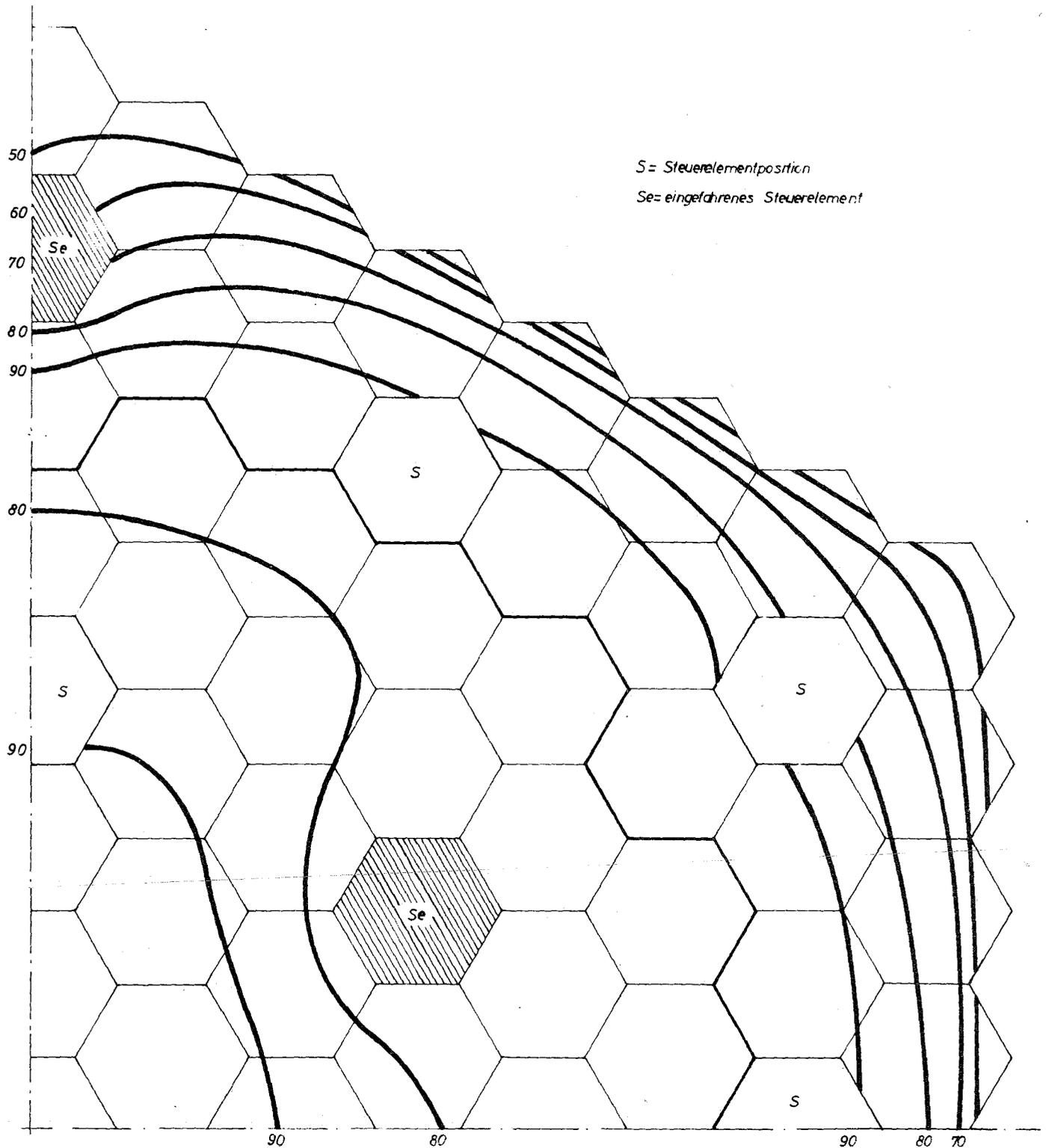


Abb. 5.13 Verteilung der Leistungsdichte über dem Corequerschnitt bei eingefahrenen Steuerelementen  
(Kurvennparameter: Prozente der maximalen Leistungsdichte)

Core verschiedene Maßstäbe angegeben. Es gilt

$$\chi = \frac{\pi D^2}{4 \omega (1 + x)} \cdot q$$

mit  $\omega$  = Volumenanteil des Brennstoffes  
 und  $x$  = Volumenanteil des Hüllrohres  
 bezogen auf den Brennstoff

In dieser Gleichung wird angenommen, daß die Spaltenergie nur im Brennstoff frei wird. In Wirklichkeit werden etwa 4 % der Gesamtenergie im Strukturmaterial und im Kühlmittel durch  $\gamma$ -Absorptionen erzeugt. Dieser Effekt wird aber im Rahmen dieser Studie nicht berücksichtigt.

Die maximale Stableistung und die Formfaktoren hängen von der Stellung der Trimmelemente ab. In den Tab. 5.10 und 5.11 sind diese Werte angegeben

- a) für ein sauberes Core; d.h. alle Steuerelemente sind bis in das obere Blanket gezogen,
- b) für ein Core, in das die Trimmelemente 25 cm tief eintauchen, um eine Überschußreaktivität von 5 % zu kompensieren.

Bei der Berechnung der Temperaturen in Kap. 6 wird der Einfluß der Trimmelemente pauschal mit einem Unsicherheitsfaktor berücksichtigt und im übrigen die Rechnungen mit den Werten des "sauberen" Cores durchgeführt.

In den Abb. 5.12 und 5.13 ist die Leistungsverteilung in der Coremittelebene über einem Viertel des Corequerschnitts aufgetragen. In Abb. 5.12 sind wiederum alle Steuerelemente ausgefahren, während sich in Abb. 5.13 einige Trimmelemente im vollständig eingefahrenen Zustand befinden. Diese Kurven sind Ergebnisse zweidimensionaler Rechnungen in X-Y-Geometrie, bei denen die sechseckigen Brennelemente durch flächengleiche Rechtecke angenähert wurden.

Die Leistungsdichte des Zwischenlagers beträgt 1 % des Core-Wertes, wenn das Lager mit dem höher angereicherten Brennstoff der äußeren Zone gefüllt ist.

Tabelle 5.10

Formfaktoren und Leistungsanteile ohne Berücksichtigung von Steuerelementeinträgen

	Leistungsformfaktoren		max. Stableist.	Leistung
	axial	radial	[W/cm]	[MW]
Core Zone I	0,81	0,88	392	348
Core Zone II	0,80	0,80	405	305
Core	0,80	0,835	405	653
radiales Blanket	----	-----	---	57
axiales Blanket	----	-----	---	20

Tabelle 5.11

Formfaktoren und Leistungsanteile bei Berücksichtigung von Steuerelementen, die 25 cm tief in das Core eingefahren sind

	Leistungsformfaktoren		max. Stableist.	Leistung
	axial	radial	[W/cm]	[MW]
Core Zone I	0,785	0,871	405	347
Core Zone II	0,785	0,798	420	305
Core	0,785	0,822	420	652
radiales Blanket	-----	-----	---	62
axiales Blanket	-----	-----	---	16

### 5.3 Sicherheitskenngrößen

#### 5.3.1 Effektiver Anteil verzögerter Neutronen und prompter Neutronenlebensdauer

Der effektive Anteil verzögerter Neutronen wurde mit dem in Nusys ent-

haltenen Programm 2264 für jedes spaltbare Isotop p nach der Gleichung

$$\beta_{\text{eff } m}^p = \beta_m^p \frac{\int_S \phi_i + \chi_{im}^v (\nu \Sigma_f)^p_j \phi_j dV}{\int_S \phi_i + \chi_i (\nu \Sigma_f)_j \phi_j dV}$$

berechnet.

Der Anteil der verzögerten Neutronen  $\beta_m^p$  wurde aus [3] entnommen. Die Energieverteilung der verzögerten Neutronen  $\chi_{im}^v$  wird als materialunabhängig betrachtet. Die Werte stammen für die Gruppen  $m = 1 \dots 4$  ebenfalls aus [3], für die Gruppen  $m = 5$  und  $m = 6$  wurde ein von Batchelor et al. ermitteltes Spektrum verwendet [4]. Die Ergebnisse zeigt Tab. 5.12. Die Spaltungen in  $U^{235}$  und  $Pu^{242}$  wurden bei diesen Rechnungen vernachlässigt. In Tab. 5.13 sind die Vorläufer-Zerfallskonstanten angegeben. Diese Größen wurden aus [3] übernommen.

Tabelle 5.12

Effektiver Anteil verzögerter Neutronen

Gruppe	$U^{238}$	$Pu^{239}$	$Pu^{240}$	$Pu^{241}$	Summe
1	$1,596^{-5}$ *	$5,193^{-5}$	$3,103^{-6}$	$2,169^{-6}$	$7,316^{-5}$
2	$1,772^{-4}$	$4,020^{-4}$	$3,175^{-5}$	$5,543^{-5}$	$6,664^{-4}$
3	$2,030^{-4}$	$3,006^{-4}$	$2,166^{-5}$	$4,048^{-5}$	$5,658^{-4}$
4	$4,835^{-4}$	$4,550^{-4}$	$3,937^{-5}$	$9,101^{-5}$	$1,069^{-3}$
5	$3,011^{-4}$	$1,530^{-4}$	$1,540^{-5}$	$4,554^{-5}$	$5,150^{-4}$
6	$1,004^{-4}$	$5,199^{-5}$	$3,490^{-5}$	0	$1,559^{-4}$
Summe	$1,281^{-3}$	$1,415^{-3}$	$1,148^{-4}$	$2,346^{-4}$	$3,045^{-3}$

\*  $1,596^{-5}$  bedeutet  $1,596 \cdot 10^{-5}$  etc.

Tabelle 5.13

Zerfallskonstanten der Vorläufer von verzögerten  
Neutronen

Gruppe	U <sup>238</sup>	Pu <sup>239</sup>	Pu <sup>240</sup>	Pu <sup>241</sup>
1	0,0132	0,0129	0,0129	0,0128
2	0,0321	0,0311	0,0313	0,0299
3	0,139	0,134	0,135	0,124
4	0,358	0,331	0,333	0,337
5	1,61	1,26	1,36	1,61
6	4,02	3,21	4,04	-----

Die prompte Neutronenlebensdauer wurde mit der Beziehung

$$l = \frac{\int_V \sum_i \phi_i^+ \frac{1}{v_i} \phi_i dV}{\int_V \sum_{i,j} \phi_i^+ \lambda_i (\nu \Sigma_f)_j \phi_j dV}$$

bestimmt. Die Rechnung wurde für einen Reaktor im Normalzustand und einen Reaktor ohne Natrium durchgeführt. Es ergeben sich die Werte

$$l \text{ mit Na} = 3,9 \cdot 10^{-7} \text{ sec}$$

$$l \text{ ohne Na} = 3,3 \cdot 10^{-7} \text{ sec}$$

### 5.3.2 Reaktivitätseffekte

#### 5.3.2.1 Reaktivitätseffekt bei Kühlmittelverlust

Bei Kühlmittelverlust wird das Neutronenspektrum im Reaktor härter. Dies führt unter anderem dazu, daß die Absorption in den Steuerelementen geringer wird und diese einen Teil ihrer Wirkung verlieren. Es ist daher zu erwarten, daß der Reaktivitätszuwachs bei Natriumverlust von der durch Trimmelemente kompensierten Überschußreaktivität des Cores abhängig ist. In Abb. 5.14 wird dieser Zusammenhang gezeigt.

Der weiteren Berechnung wird eine Überschußreaktivität des Reaktors von

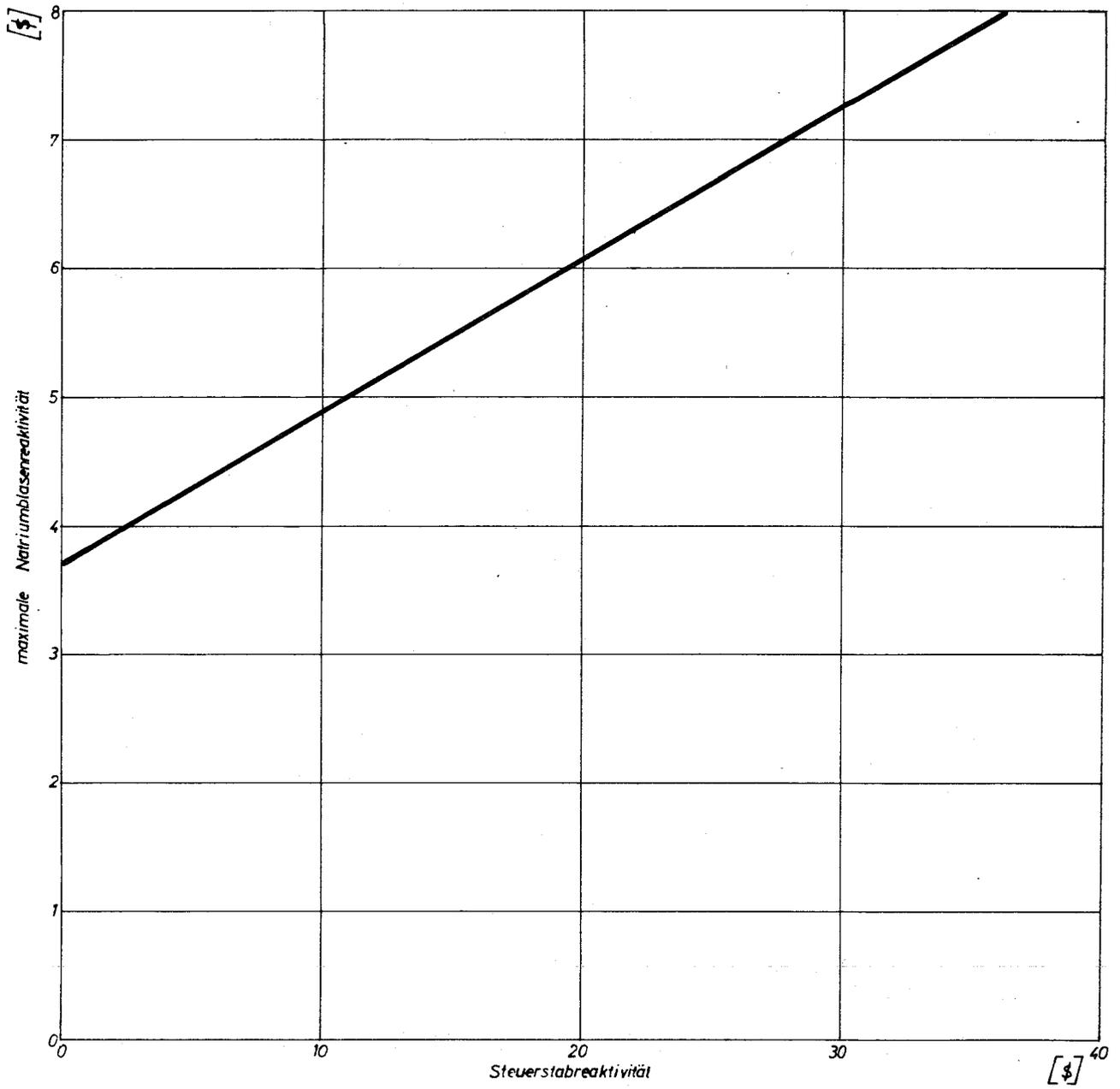


Abb. 5.14 Maximale Natriumblasen-Reaktivität als Funktion der durch  $B_4C$  kompensierten Überschussreaktivität

13  $\%$  zugrunde gelegt. Diese Annahme liegt auf der sicheren Seite. Im Normalbetrieb beträgt die maximale, durch Trimmstäbe vernichtete Überschussreaktivität etwa 10  $\%$ .

In Abb. 5.15 ist der Reaktivitätsverlauf beschrieben, der sich bei radialer Ausbreitung einer Natriumdampfblase ergibt, die sich über die gesamte Corehöhe erstreckt. Es entsteht ein Maximum bei einem Radius von 66 cm. Eine Blase mit diesem Radius, die sich in axialer Richtung vergrößert, bewirkt den in Abb. 5.16 dargestellten Reaktivitätsverlauf. Die maximale Natriumblasenreaktivität ergibt sich aus diesen Kurven zu

$$\delta k_{\max} = 5,3 \%$$

Die Berechnung des Reaktivitätseffektes bei Kühlmittelverlust wurde mit ein- und zweidimensionalen Diffusionsrechnungen durchgeführt.

### 5.3.2.2 Reaktivitätswert eines Brennelements

Es wurde der maximale Reaktivitätsbeitrag eines Brennelements bestimmt. Er wird erreicht, wenn das Element in das Core-Zentrum eingesetzt wird. Für ein Element der inneren Zone wurde ein Wert von 1,75  $\%$  ermittelt. Für ein Element der äußeren Zone, das fälschlicherweise in das Zentrum der inneren Zone eingesetzt wird, ergibt sich ein Wert von 2,50  $\%$ .

### 5.3.3 Temperaturkoeffizienten der Reaktivität

#### 5.3.3.1 Doppler-Koeffizient

Die Berechnung der Dopplerkoeffizienten wurde mit den Nusys-Programmen 8440 und 2463 durchgeführt. Das Programm 8440 berechnet die Ableitungen der Einfang- und Spaltquerschnitte des Brennstoffes in dem Energiebereich 100 KeV = 100 eV bei einer bestimmten Temperatur. Unter der Annahme konstanter Brennstofftemperatur für den gesamten Reaktor wurde mit 2463 die Reaktivitätsrückwirkung berechnet. Dies geschieht mit Hilfe einer Störungsrechnung, der die Flüsse einer eindimensionalen Diffusionsrechnung zugrunde liegen.

Bei einer angenommenen  $1/T$ -Abhängigkeit -  $T$  in  $^{\circ}\text{K}$  - des Dopplerkoeffizienten ergeben sich die in Tab. 5.14 angegebenen Dopplerkonstanten. Es

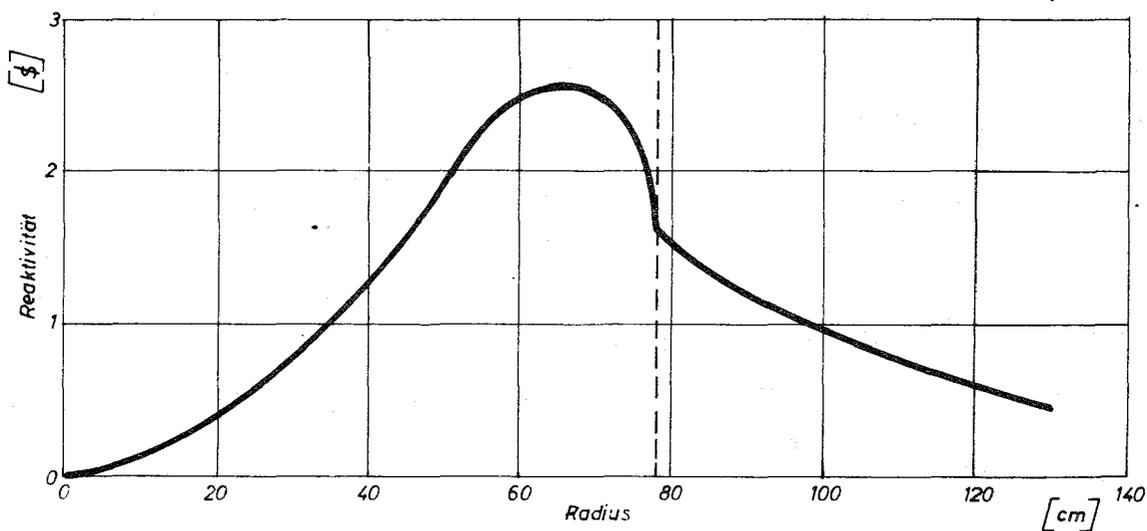


Abb. 5.15 Reaktivitätsverlauf, der sich bei radialer Ausbreitung einer Natriumblase von 95 cm Länge ergibt.

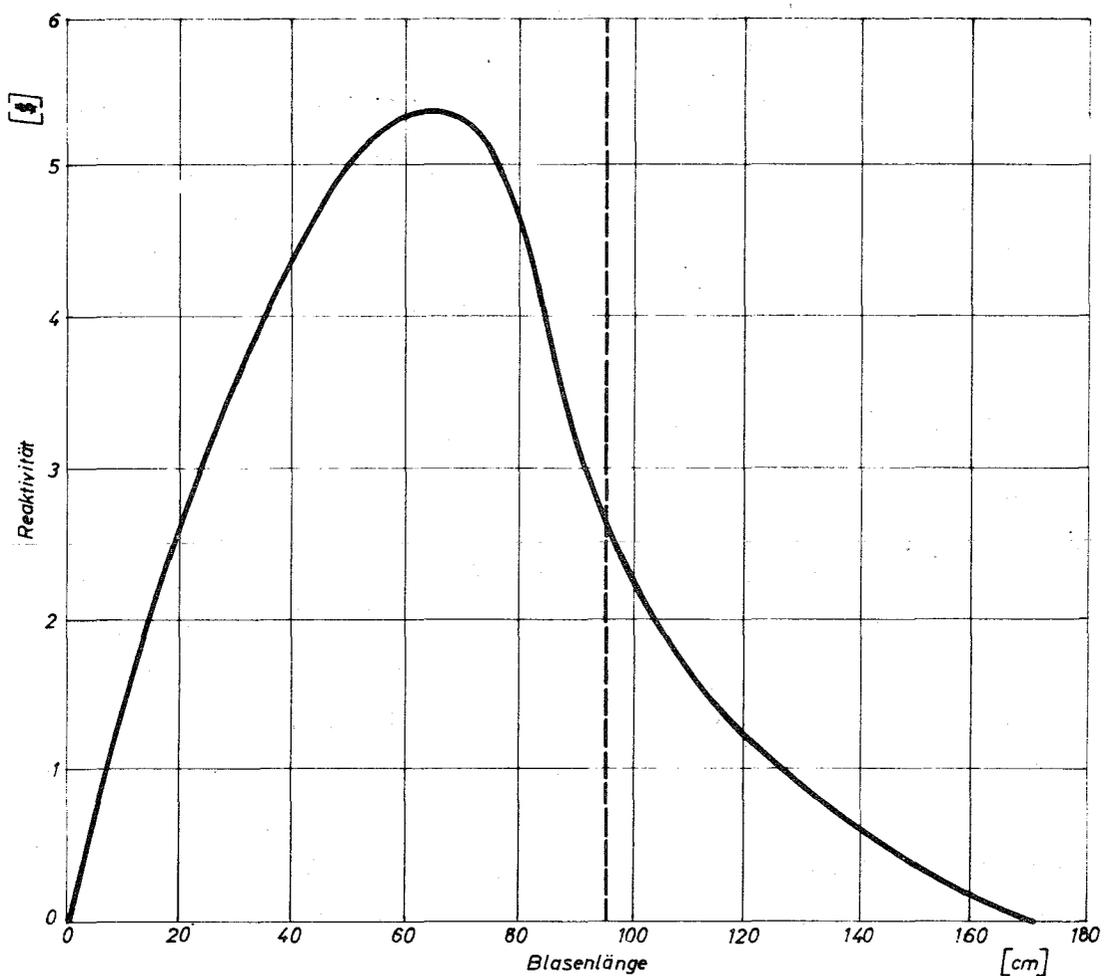


Abb. 5.16 Reaktivitätsverlauf, der sich bei axialer Ausbreitung einer Natriumblase von 66 cm Radius ergibt.

sind wiederum Werte für den Reaktor mit und ohne Natrium angegeben. Außerdem zeigt Tab. 5.14 die Ergebnisse einer zweidimensionalen 6-Gruppen-Rechnung. Trotz der geringen Gruppenzahl zeigt sich auch hier eine zufriedenstellende Übereinstimmung.

Die Werte sind gesondert für die verschiedenen Reaktorzonen angegeben. Wie weit der Anteil der Blankets das dynamische Verhalten des Reaktors beeinflusst, muß von Fall zu Fall entschieden werden. Um auf der sicheren Seite zu sein, wurde im Rahmen dieser Studie stets nur der Wert für das Core benutzt.

Tabelle 5.14

Dopplerkonstanten  $T \frac{dk}{dT}$  \*

	26 Gruppen mit Natrium eindimensional	6 Gruppen mit Natrium zweidimensional	26 Gruppen ohne Natrium eindimensional
Core Zone I	- 2,82 · 10 <sup>-3</sup>	- 2,80 · 10 <sup>-3</sup>	- 1,35 · 10 <sup>-3</sup>
Core Zone II	- 0,93 · 10 <sup>-3</sup>	- 0,96 · 10 <sup>-3</sup>	- 0,66 · 10 <sup>-3</sup>
Core gesamt	- 3,75 · 10 <sup>-3</sup>	- 3,76 · 10 <sup>-3</sup>	- 2,01 · 10 <sup>-3</sup>
rad. Blanket	- 1,13 · 10 <sup>-3</sup>	- 1,07 · 10 <sup>-3</sup>	-----
ax. Blanket	-----	- 0,70 · 10 <sup>-3</sup>	-----
Reaktor gesamt	-----	- 5,53 · 10 <sup>-3</sup>	-----

\* T = absolute Temperatur

Tabelle 5.15

Auswirkungen von Temperaturänderungen

Temperaturerhöhung im	bewirkt Änderung in
Kühlmittel	Kühlmitteldichte
Hüllrohr	Hüllrohrmaterialdichte Kühlmitteldichte

Fortsetzung Tabelle 5.15

Brennstoff	Brennstoffdichte Höhe
Strukturmaterial	Strukturmaterialdichte Brennstoffdichte Hüllrohrmaterialdichte Kühlmitteldichte Radius

### 5.3.3.2 Temperatur-Koeffizienten

Der Temperatur-Koeffizient eines Materials  $j$  in einem Gebiet mit dem Radius  $R$ , der Höhe  $H$  und dem Volumen  $V$  wird definiert als die Reaktivitätsrückwirkung, die eine Temperaturerhöhung dieses Materials um  $1^\circ\text{C}$  durch Dichteänderung bewirkt. Unter Dichte ist in diesem Zusammenhang die verschmierte Dichte zu verstehen, die das Produkt aus der physikalischen Dichte und dem Volumenanteil der einzelnen Materialien in dem betreffenden Gebiet darstellt. Dieser Wert kann berechnet werden durch die Beziehung

$$\begin{aligned} \left[ \frac{1}{k} \frac{\partial k}{\partial T_j} \right] &= \sum_{i=1}^m \int_V \left[ \frac{\partial k}{k} / \frac{\partial \rho}{\rho} \right]_i \cdot \left[ \frac{1}{\rho_i} \frac{\partial \rho_i}{\partial T_j} \right] \cdot dV \\ + \int_{R_{\min}}^{R_{\max}} \left[ \frac{\partial k}{k} / \frac{\partial H}{H} \right] \cdot \left[ \frac{1}{H} \frac{\partial H}{\partial T_j} \right] dR &+ \int_{H_{\min}}^{H_{\max}} \left[ \frac{\partial k}{k} / \frac{\partial R}{R} \right] \cdot \\ \cdot \left[ \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial R}{\partial T_j} \right] \cdot dH & \end{aligned}$$

Die Summation der ersten Terme der rechten Seite erfolgt über alle Materialien. Dies ist notwendig, weil eine Temperaturerhöhung eines Materials durch thermische Ausdehnung nicht nur die eigene, sondern auch durch Verdrängung anderer Materialien deren Dichte beeinflusst. Außerdem kann sich jeweils der Radius oder die Höhe des Gebietes ändern.

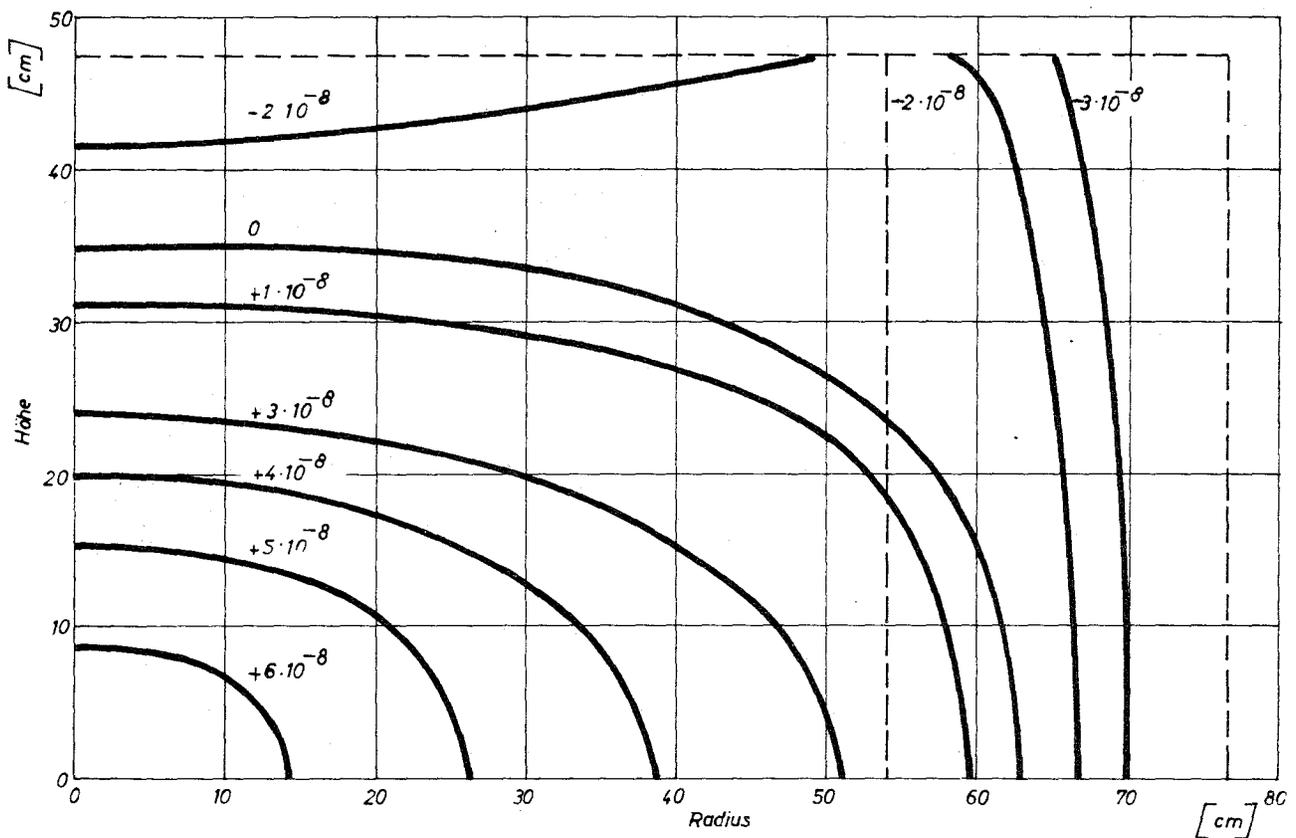


Abb. 5.17 Lokaler Dichtekoeffizient für Natrium in  $\delta k/cm^3$

Anmerkung: Die Kurvenparameter geben an, welche Reaktivitätsänderung durch vollständiges Entfernen von Natrium aus  $1 \text{ cm}^3$  Core an der betreffenden Stelle hervorgerufen wird.

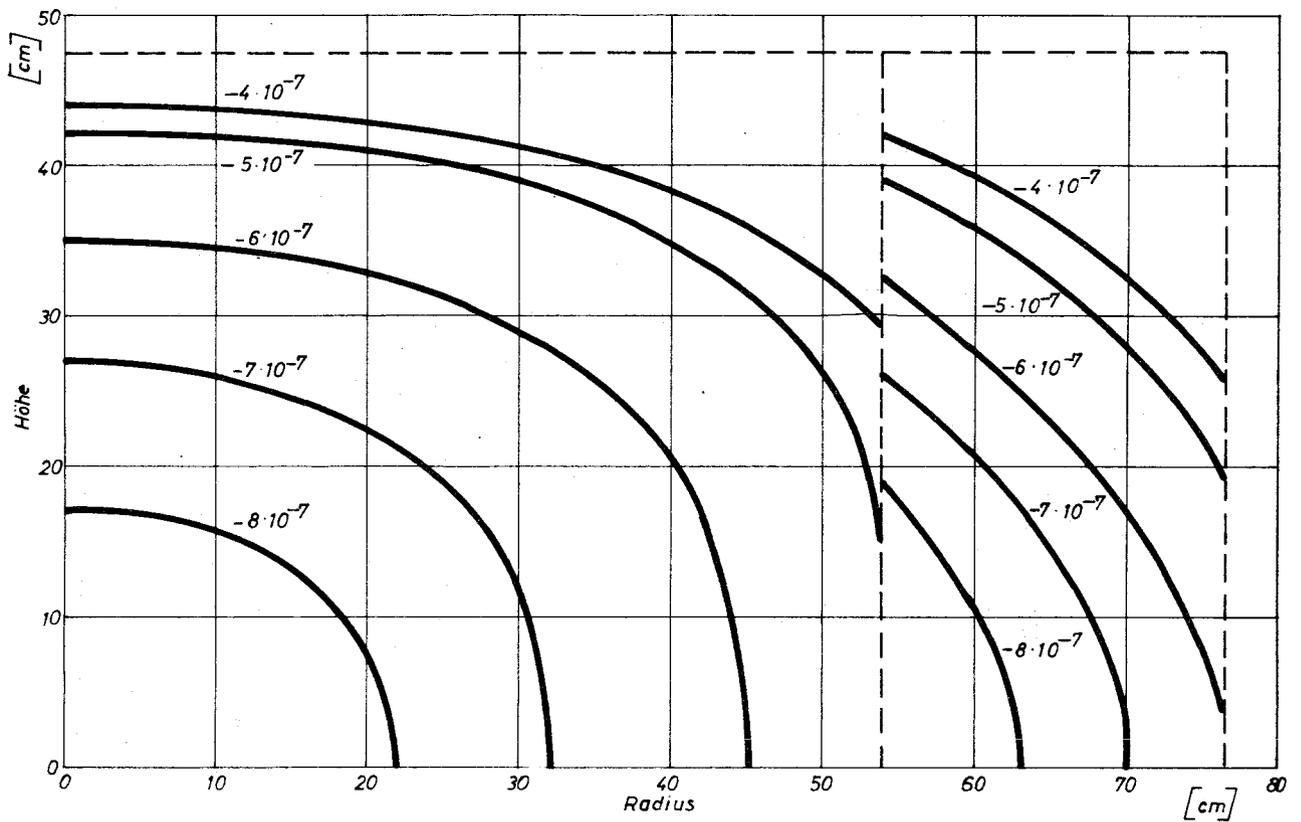


Abb. 5.18 Lokaler Dichtekoeffizient für Brennstoff in  $\delta k/\text{cm}^3$

Anmerkung: Die Kurvenparameter geben an, welche Reaktivitätsänderung durch vollständiges Entfernen von Brennstoff aus  $1 \text{ cm}^3$  Core an der betreffenden Stelle hervorgerufen wird.

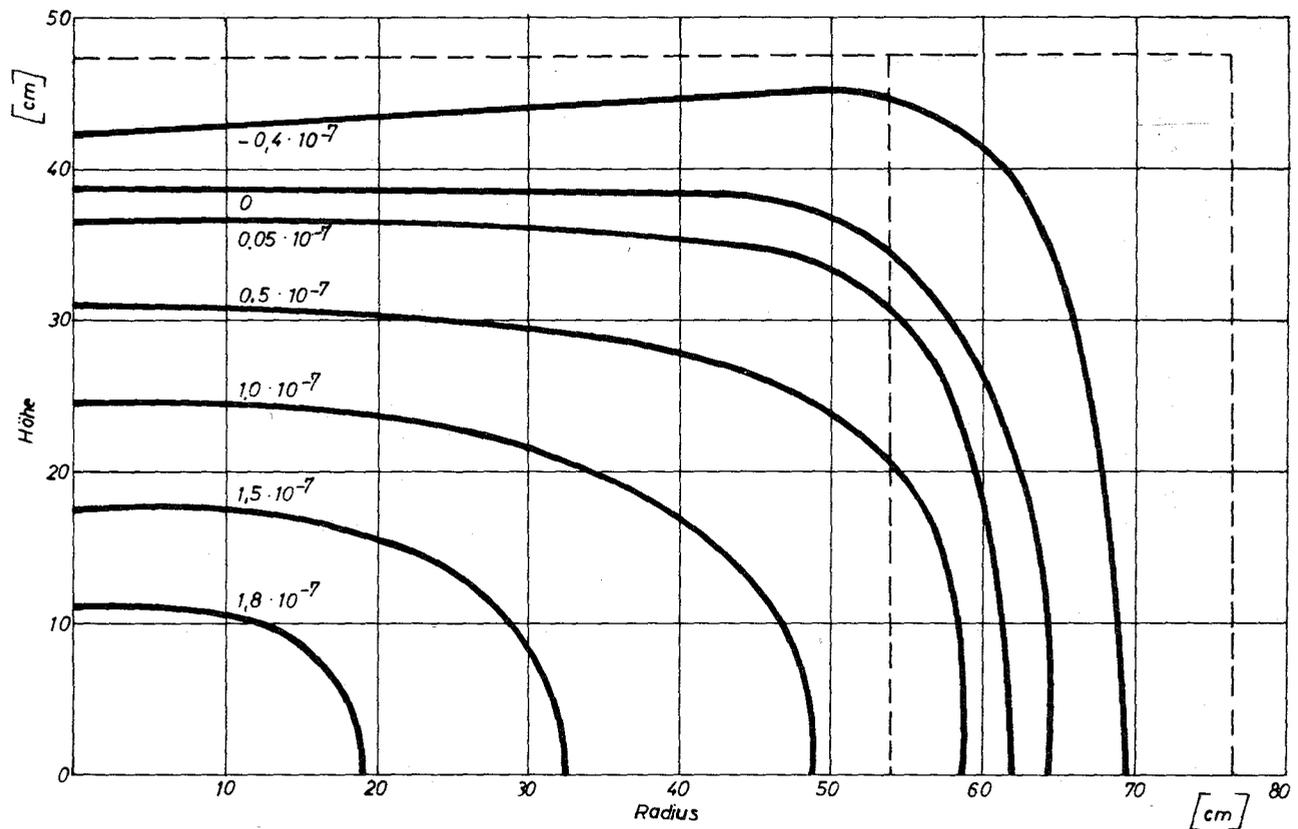


Abb. 5.19 Lokaler Dichtekoeffizient für Stahl in  $\sigma k/cm^3$

Anmerkung: Die Kurvenparameter geben an, welche Reaktivitätsänderung durch vollständiges Entfernen von Stahl aus  $1 \text{ cm}^3$  Core an der betreffenden Stelle hervorgerufen wird.

	$1,01 \cdot 10^{-3}$ $2,00 \cdot 10^{-4}$ $6,89 \cdot 10^{-4}$	$1,21 \cdot 10^{-3}$ $2,16 \cdot 10^{-4}$ $7,13 \cdot 10^{-4}$	$5,43 \cdot 10^{-4}$ $1,88 \cdot 10^{-5}$ $1,33 \cdot 10^{-4}$	20 cm
	$5,80 \cdot 10^{-3}$ $1,49 \cdot 10^{-3}$ $4,12 \cdot 10^{-3}$	$9,50 \cdot 10^{-3}$ $2,04 \cdot 10^{-3}$ $5,39 \cdot 10^{-3}$	$4,10 \cdot 10^{-3}$ $1,74 \cdot 10^{-4}$ $1,02 \cdot 10^{-3}$	20 cm
	$7,32 \cdot 10^{-2}$ $1,09 \cdot 10^{-3}$ $1,35 \cdot 10^{-4}$	$8,00 \cdot 10^{-2}$ $2,70 \cdot 10^{-3}$ $4,17 \cdot 10^{-3}$	$1,24 \cdot 10^{-2}$ $5,73 \cdot 10^{-4}$ $3,00 \cdot 10^{-3}$	19 cm
	$1,01 \cdot 10^{-1}$ $-4,74 \cdot 10^{-3}$ $-1,61 \cdot 10^{-2}$	$1,10 \cdot 10^{-1}$ $2,55 \cdot 10^{-3}$ $2,79 \cdot 10^{-3}$	$2,01 \cdot 10^{-2}$ $8,99 \cdot 10^{-4}$ $4,74 \cdot 10^{-3}$	19 cm
Brennstoff Natrium Stahl	$5,72 \cdot 10^{-2}$ $-3,78 \cdot 10^{-3}$ $-1,20 \cdot 10^{-2}$	$6,50 \cdot 10^{-2}$ $1,14 \cdot 10^{-3}$ $6,99 \cdot 10^{-4}$	$1,18 \cdot 10^{-2}$ $5,18 \cdot 10^{-4}$ $2,75 \cdot 10^{-3}$	9,5 cm
Core Zone I		Core Zone II	radiales Blanket	

Abb. 5.20 Dichtekoeffizienten (zonenweise integriert)

Anmerkung: Jede Zahl gibt an, welche Reaktivitätsänderung durch eine hundertprozentige Materialdichte-Erhöhung in der betreffenden Zone erzeugt wird.

Die Koeffizienten wurden für die Materialgruppen Brennstoff, Kühlmittel, Hüllrohr und Strukturmaterial berechnet. Dabei wurden die in Tab. 5.15 angegebenen Rückwirkungen beachtet. Abb. 5.20 zeigt die Zonenaufteilung, die für Core und Blanket vorgenommen wurde, für einen Quadranten.

Die Dichtekoeffizienten  $\frac{\partial k}{k} / \frac{\partial \rho}{\rho}$  wurden für jedes Material durch Störungsrechnungen als Funktion des Ortes bestimmt. Für das Core sind in Abb. 5.17 bis 5.19 einige Höhenlinien dieser Funktionen angegeben. Integrale Werte der Dichtekoeffizienten zeigt Abb. 5.20.

Die Werte  $\frac{\partial k}{k} / \frac{\partial H}{H}$  und  $\frac{\partial k}{k} / \frac{\partial R}{R}$  wurden für das Core durch Diffusionsrechnungen bestimmt. Es ergaben sich die Werte

$$\frac{\partial k}{k} / \frac{\partial H}{H} = 0,21 \qquad \frac{\partial k}{k} / \frac{\partial R}{R} = 0,23$$

Die berechneten Werte für die Temperatur-Koeffizienten zeigt Abb. 5.21 für die einzelnen Zonen. Die Werte für das Core bzw. den gesamten Reaktor sind in Tab. 5.16 angegeben, außerdem zeigt Tab. 5.16 die in den Rechnungen benutzten linearen Ausdehnungskoeffizienten.

Im Sinne einer konservativen Auslegung wurde der Effekt der Brennstoffausdehnung zwar bei der Ermittlung des erforderlichen Reaktivitätshubes, nicht jedoch bei den dynamischen und sicherheitstechnischen Untersuchungen berücksichtigt.

Tabelle 5.16

Temperatur-Koeffizienten und lineare Ausdehnungskoeffizienten

	Temperatur-Koeffizienten				
	Core Zone I	Core Zone II	Core gesamt	Reaktor	lineare Aus- dehn.-Koeff. [ $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ]
Struktur	- 15,0	- 18,9	- 33,9	- 40,1	21,0
Brennstoff	- 4,6	- 4,8	- 9,4	- 11,1	12,7
Kühlmittel	+ 4,0	- 3,6	+ 0,4	- 3,0	93,0
Canning	+ 1,2	- 0,7	+ 0,4	- 0,7	21,0

axiales Blanket		$-1,29 \cdot 10^{-8}$ $-1,48 \cdot 10^{-8}$ $-5,57 \cdot 10^{-8}$ $-5,50 \cdot 10^{-8}$	$-1,54 \cdot 10^{-8}$ $-1,61 \cdot 10^{-8}$ $-6,02 \cdot 10^{-8}$ $-6,37 \cdot 10^{-8}$	$-6,89 \cdot 10^{-9}$ $-2,99 \cdot 10^{-9}$ $-5,24 \cdot 10^{-9}$ $-2,52 \cdot 10^{-8}$	20 cm
		$-7,37 \cdot 10^{-8}$ $-1,00 \cdot 10^{-7}$ $-4,16 \cdot 10^{-7}$ $-3,06 \cdot 10^{-7}$	$-1,21 \cdot 10^{-7}$ $-1,38 \cdot 10^{-7}$ $-5,70 \cdot 10^{-7}$ $-4,78 \cdot 10^{-7}$	$-5,20 \cdot 10^{-8}$ $-2,55 \cdot 10^{-8}$ $-4,85 \cdot 10^{-8}$ $-1,88 \cdot 10^{-7}$	20 cm
Core		$-6,62 \cdot 10^{-7}$ $-4,48 \cdot 10^{-8}$ $-3,04 \cdot 10^{-7}$ $-2,35 \cdot 10^{-6}$	$-6,99 \cdot 10^{-7}$ $-1,82 \cdot 10^{-8}$ $-7,55 \cdot 10^{-7}$ $-3,01 \cdot 10^{-6}$	$-1,58 \cdot 10^{-7}$ $-8,07 \cdot 10^{-8}$ $-1,60 \cdot 10^{-7}$ $-5,63 \cdot 10^{-7}$	19 cm
	Brennstoff (ohne Doppler)	$-1,02 \cdot 10^{-6}$	$-1,13 \cdot 10^{-6}$	$-2,55 \cdot 10^{-6}$	19 cm
	Canning	$3,56 \cdot 10^{-7}$	$-1,31 \cdot 10^{-7}$	$-1,27 \cdot 10^{-8}$	
	Kühlmittel	$1,32 \cdot 10^{-6}$	$-7,12 \cdot 10^{-7}$	$-2,51 \cdot 10^{-7}$	
Struktur	$-3,27 \cdot 10^{-6}$	$-4,31 \cdot 10^{-6}$	$-9,11 \cdot 10^{-7}$		
		$-5,93 \cdot 10^{-7}$ $2,75 \cdot 10^{-7}$ $1,05 \cdot 10^{-6}$ $-1,86 \cdot 10^{-6}$	$-6,94 \cdot 10^{-7}$ $-5,27 \cdot 10^{-8}$ $-3,17 \cdot 10^{-7}$ $-2,56 \cdot 10^{-6}$	$-1,69 \cdot 10^{-7}$ $-1,33 \cdot 10^{-8}$ $-1,44 \cdot 10^{-7}$ $-5,32 \cdot 10^{-7}$	9,5 cm
		Core Zone I	Core Zone II	radiales Blanket	

Abb. 5.21 Temperaturkoeffizienten (zonenweise integriert)

Anmerkung: Jede Zahl gibt an, welche Reaktivitätsänderung durch eine Erhöhung der Temperatur des betreffenden Materials um  $1^{\circ}\text{C}$  in der betreffenden Zone erzeugt wird.

### 5.3.3.3 Einfluß von Strukturverformungen

Die durch zweidimensionale Diffusions- und Störungsrechnungen ermittelten Dichtekoeffizienten der Reaktivität wurden dazu benutzt, den Reaktivitätseffekt der thermischen Verformung des Reaktorkerns infolge der Temperaturgradienten zu berechnen. Die hierfür entwickelte Theorie und das dazu benutzte Programm ist anderweitig beschrieben [5].

Es wurden drei Fälle untersucht, die sich in der Art der Abstützung der Brennelemente unterscheiden:

1. Die Brennelemente sind nur durch die Grundplatte und die Führungsplatte gehalten.
2. Die Brennelemente stützen sich zusätzlich in der Core-mittelebene gegenseitig durch Distanzstücke.
3. Wie 2., jedoch mit einer weiteren Abstützebene auf der Unterkante des axialen Blankets.

Der Fall 2 entspricht der gewählten Konstruktion. Bei einer Erhöhung der Coreaustrittstemperatur und konstant gehaltener Eintrittstemperatur ergeben sich durch thermische Ausdehnung und Verbiegung der Corestruktur die in Tab. 5.17 angegebenen Reaktivitätsänderungen. Es wird hierbei stets angenommen, daß das Kühlmittel und das Strukturmaterial die gleiche Temperatur haben.

Tabelle 5.17

Reaktivitätseffekte durch Strukturverformung in  $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  bei  
Änderung der Austrittstemperatur

Fall	Ausdehnung	Verbiegung	gesamt
1	- 29,5	+ 40,6	+ 11,1
2	- 29,5	+ 0,369	- 29,1
3	- 28,7	+ 1,20	- 2,75

Bei gleichzeitiger Erhöhung der Ein- und Austrittstemperatur wurde in allen drei Fällen eine Reaktivitätsänderung von  $- 58,0 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  berechnet. Die Konstruktion nach Fall 1 wurde wegen der Gefahr der Instabilität (s. Kap. 7.1) ausgeschieden. Da zwischen Fall 2 und Fall kein wesent-

licher Unterschied besteht, genügt eine einzige Abstützebene in Coremitte im Hinblick auf Stabilität.

Für beliebige Änderungen der mittleren Kühlmitteltemperatur  $\vartheta_m$  und der Aufheizspanne  $\Delta\vartheta$  kann die Reaktivitätsänderung für Fall 2 berechnet werden nach Gleichung

$$k = - 58,0 \cdot 10^{-6} \frac{\vartheta_m}{^{\circ}\text{C}} - 0,185 \cdot 10^{-6} \frac{\Delta\vartheta}{^{\circ}\text{C}}$$

Der Koeffizient der reinen Ausdehnung  $- 58,0 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  müßte mit dem in Tab. 5.16 angegebenen Temperatur-Koeffizienten der Corestruktur:  $- 33,9 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  identisch sein. Die Differenz dieser nach zwei verschiedenen Verfahren ermittelten Werte verdeutlicht die Unsicherheit in der Berechnung dieses Reaktivitätskoeffizienten. In den sicherheitstechnischen Untersuchungen wurde im Sinne einer konservativen Analyse der ungünstigere Wert von  $- 33,9 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  oder ein noch kleinerer Wert benutzt.

#### 5.4 Trimm- und Abschaltssystem

##### 5.4.1 Reaktivitätsbedarf

Für die Steuerung des Reaktors sind folgende Stuererelementsysteme vorgesehen:

1. Zwei Regelelemente mit einer Reaktivitäts von je weniger als 1  $\beta$ .
2. Acht Trimmelemente zum Leistungsfahren und zum Ausgleich des Abbrandhubes.
3. Acht Abschaltelemente zum Abschalten des Reaktors aus jedem Betriebszustand nach Zugabe einer maximalen Störreaktivität.

Die Trimm- und Abschaltelemente sind getrennt. Das hat den Vorteil, daß nicht dauernd ein Teil der Abschaltelemente im Core ist und abbrennt. Nachteilig ist, daß der Reaktivitätshub von Nulllast auf Vollast sowohl im Trimm- als auch im Abschaltssystem vorhanden sein muß. Die einzelnen Anteile am gesamten Reaktivitätsbedarf zeigt die folgende Aufstellung:

I	Trimmelemente	
	Reaktivitätshub von Nulllast auf Vollast	9 $\beta$
	Reaktivitätshub für Abbrandhub (18000 MWd/to)	9 $\beta$
	Kritikalitätstoleranz	3 $\beta$
		<hr/>
		21 $\beta$

## II Abschaltetelemente

Reaktivitätshub von Nulllast auf Vollast	9 §
maximale Störreaktivität	12 §
steckengebliebenes Element	4 §
verlangte Unterkritikalität nach Abschaltung	3 §
	<hr/>
	28 §

Für das Auftreten der maximalen Störreaktivität wird angenommen, daß aus einem frisch beladenen Reaktor, in dem 12 § durch Trimmelemente kompensiert sind, bei Vollast alle Trimmelemente ausgefahren werden. Die 12 § setzen sich aus der für den Abbrandhub benötigten Überschußreaktivität von 9 § und einem Toleranzbetrag von 3 § zusammen.

Falls auch die Trimmelemente mit einer Vorrichtung zur Schnellabschaltung versehen sind, ist eine Natriumblase mit nur 6 § Reaktivität als maximaler Störhub anzusehen. Außerdem entfällt einmal der Reaktivitätshub von Nulllast auf Vollast. Insgesamt ergibt sich damit eine Verringerung des Reaktivitätsbedarfes um 15 §. Eine Kombination von Trimm- und Abschaltfunktion wäre aus diesem Grunde von Vorteil.

5.4.2 Boranreicherung

Die Berechnung der Steuerelemente erfolgte in R- $\theta$ -Geometrie, um die räumliche Selbstabschirmung zu berücksichtigen. Dabei wurden die sechseckigen Steuerelemente durch flächengleiche Kreisringsegmente angenähert.

Die Rechnungen wurden mit sechs Energiegruppen ausgeführt. Der axiale Ausfluß wurde durch gruppenabhängige Bucklings berücksichtigt, die aus R-Z-Rechnungen ermittelt wurden.

Als Absorbermaterial wurde Borkarbid benutzt. Die Gesamtreaktivität aller 18 Stäbe ist in Abb. 5.22 als Funktion der  $B_{10}$ -Anreicherung dargestellt. Zum Vergleich sind in der gleichen Abbildung die Ergebnisse eindimensionaler Rechnungen angegeben, bei denen das Bor auf Ringen verschmiert ist. In diesem Fall ergeben sich um 20 % günstigere Werte.

Um die geforderten Reaktivitätshübe zu erreichen, ist eine Anreicherung des Bors auf 40 %  $B_{10}$  notwendig. Das entspricht einer Teilchenzahl von

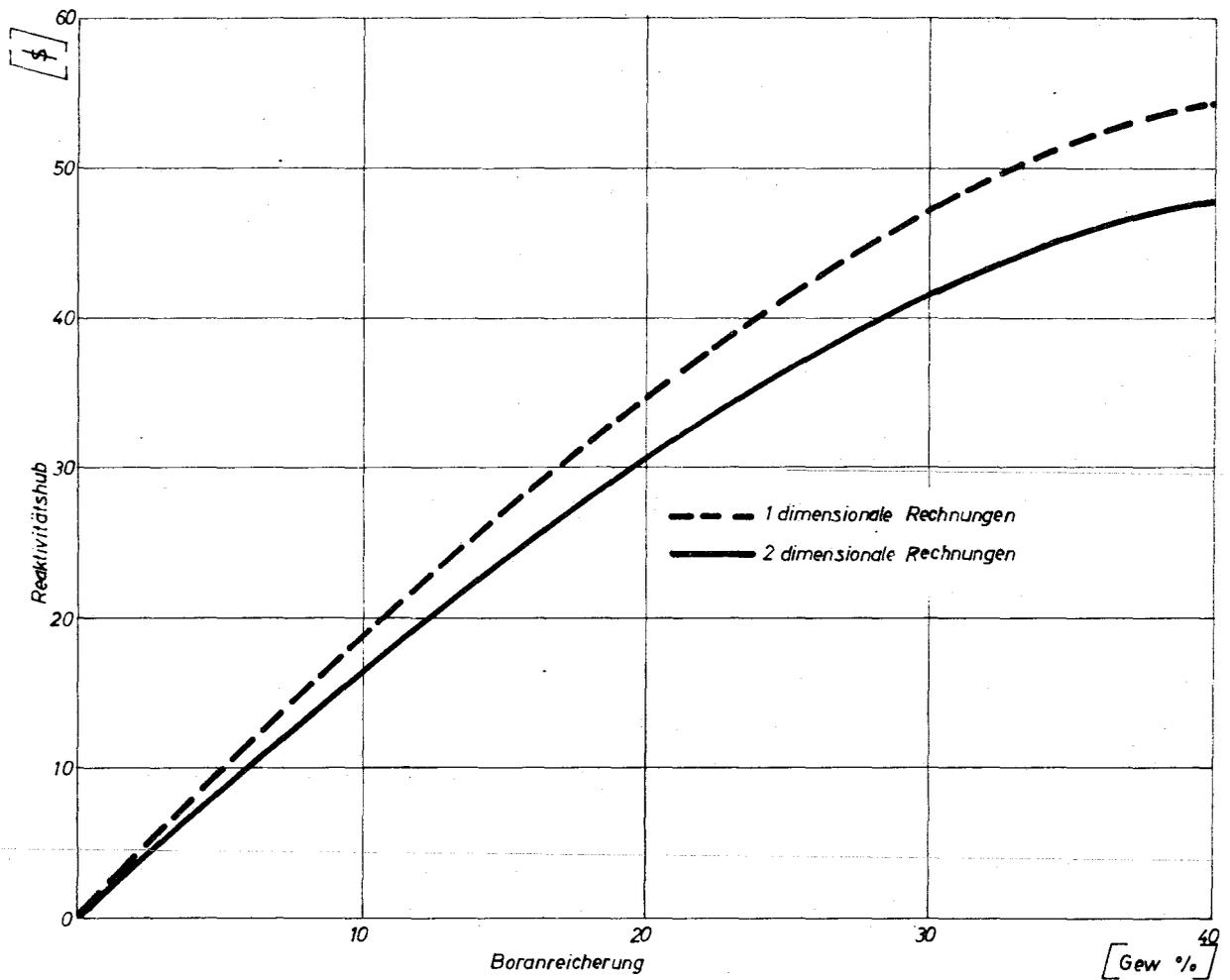


Abb. 5.22 Reaktivität der Steuerelemente als Funktion der Bor-Anreicherung

$7,56 \cdot 10^{21}$  Kerne  $B_{10}/\text{cm}^3$  Regelstab. Berücksichtigt man, daß der Stab ab-  
brennt, so ist eine höhere Anreicherung nötig.

Bei einer Anreicherung von 40 % haben die Steuerelemente folgende Reakti-  
vitätswerte

- 4,2 \$ pro Steuerelemente in der inneren Zone
- 2,6 \$ pro Steuerelement in der äußeren Zone

Da die Steuerelemente nur mit einer durch die Konstruktion des Antriebs  
begrenzten Geschwindigkeit aus dem Kern gezogen werden können, erscheint  
eine Begrenzung ihres Reaktivitätshubes auf einen Wert unter 1 \$ nicht  
erforderlich. Die möglichen Auswirkungen eines Störfalles im Zusammenhang  
mit den Steuerelementen sind in Kap. 7.2 und Kap. 7.6 untersucht. Mit den  
errechneten Werten ergäben sich die Gesamtreaktivität aller 18 Steuerele-  
mente zu 56 \$. Berücksichtigt man jedoch, daß zwei Elemente als Feinregel-  
elemente ausgebildet werden und daher einen geringeren Reaktivitätshub  
besitzen, so erreicht man die erforderlichen 49 \$. Damit ist jedoch der  
Abbrand der Trimmelemente noch nicht gedeckt (s. Kap. 5.4.5).

Die gegenseitige Abschirmung der Steuerelemente ist ohne Bedeutung. Sind  
alle 18 Elemente eingefahren - dies schließt das Auftreten der maximalen  
Störreaktivität aus - so sinkt der verfügbare Gesamthub von 49 \$ auf 42 \$.  
Dies ist jedoch für die Sicherheit ohne Einfluß, da der Reaktor auch dann  
noch mindestens 21 \$ (statt 28 \$ ohne gegenseitige Abschirmung) unterkri-  
tisch ist.

#### 5.4.3 Reaktivität als Funktion der Eintauchtiefe

Der Reaktivitätsbetrag der Steuerelemente als Funktion der Eintauchtiefe  
in das Core wurde durch Diffusionsrechnungen in R-Z-Geometrie und durch  
Störungsrechnungen bestimmt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind  
in der Abb. 5.23 dargestellt. Um die Ergebnisse besser vergleichen zu  
können, wurde eine Normierung auf die maximale Reaktivität vorgenommen.

Da bei den Störungsrechnungen die auftretenden Flußverwerfungen nicht be-  
rücksichtigt werden, erhält man eine Kurve, die symmetrisch zur Mittel-  
linie des Cores verläuft. Bei den Diffusionsrechnungen in R-Z-Geometrie  
wurden alle Steuerelemente gemeinsam in das Core eingefahren. Hierzu war

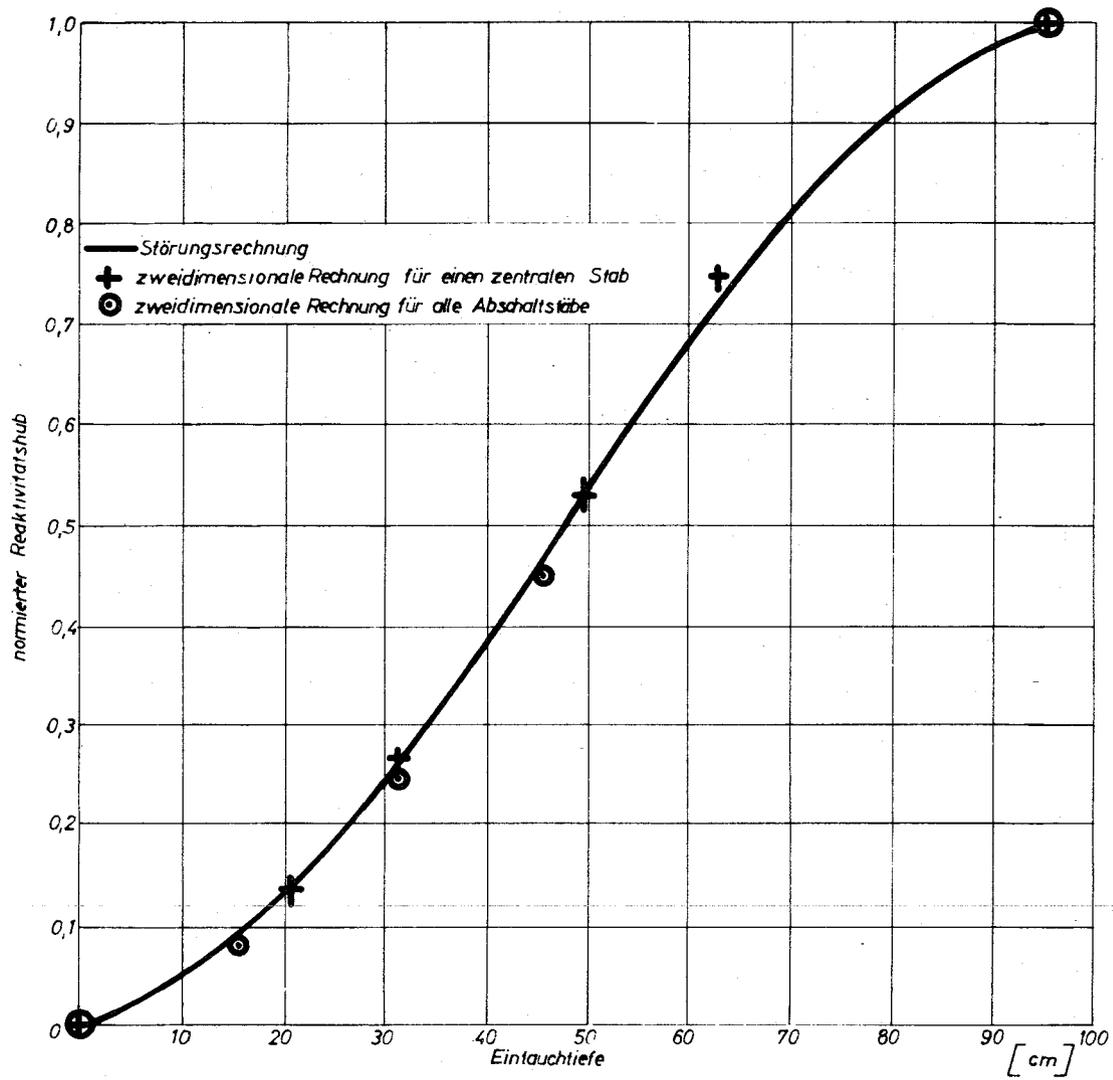


Abb. 5.23 Reaktivität der Steuerelemente als Funktion der Eintauchtiefe

es notwendig, das Absorbermaterial auf Ringen zu verschmieren. Diese rechnerische Ungenauigkeit kann umgangen werden, wenn ein - im Entwurf nicht vorgesehenes - Steuerelement im Zentrum des Reaktors untersucht wird.

Die Ergebnisse der Diffusionsrechnungen sind in Abb. 5.23 als Punkte dargestellt. Die Kurve für ein zentrales Steuerelement fällt im unteren Bereich mit der aus der Störungsrechnung gewonnenen Kurve zusammen. Beim Eintauchen aller Steuerelemente wird die Kurve etwas flacher. Insgesamt zeigt sich jedoch, daß der Einfluß von Flußverwerfungen auf den Kurvenverlauf gering ist.

Bei den Rechnungen ist nicht berücksichtigt worden, daß das untere Ende der Abschaltetelemente in relativ hohem Fluß steht und abbrennt. Dies kann zu einem flacheren Verlauf der Kurve beim Beginn des Eintauchens führen.

#### 5.4.4 Wärmeerzeugung im Absorber

Bei dem Einfang eines Neutrons durch ein  $B_{10}$ -Atom wird eine Energie von 2,7 MeV frei. Nimmt man an, daß die Energie des absorbierten Neutrons durchschnittlich 300 keV beträgt, so ist der gesamte Energiebetrag pro Reaktion 3 MeV. Dieser Wert wurde der Berechnung der Wärmeentwicklung in einem Trimmelement zugrunde gelegt. Die Ergebnisse, die in Tab. 5.18 angegeben sind, beziehen sich auf ein bei Vollast ganz in den Reaktor eingefahrenes Trimmelement.

Tabelle 5.18

		Trimmelemente in der 1. Core-Zone	Trimmelemente in der 2. Core-Zone
Einfangrate	$\left[ \frac{\text{Einfänge}}{\text{cm}^3 \text{B}_{10} \text{C sec}} \right]$	$8,65 \cdot 10^{14}$	$5,8 \cdot 10^{14}$
max. Leistungsdichte	$\left[ \frac{\text{Watt}}{\text{cm}^3 \text{B}_{10} \text{C}} \right]$	415	280
Gesamtleistung pro Steuerelement	$\left[ \text{kW} \right]$	660	445
Halbwertszeit im Core	$\left[ \text{a} \right]$	1	1,5
Halbwertszeit im ax. Blanket	$\left[ \text{a} \right]$	2,7	4

#### 5.4.5 Absorbermaterialien

Bei der Auswahl des Absorbermaterials sind folgende Punkte zu beachten:

1. Der makroskopische **Einfangquerschnitt** des Materials soll möglichst groß sein, damit eine große Wirkung bei kleinen Volumenanteilen im Core erreicht wird.
2. Das Material soll möglichst langsam abbrennen, damit häufiges Wechseln der Trimmelemente vermieden wird und ihr Reaktivitätswert zeitlich nicht stark veränderlich ist. Das führt auf Materialien mit möglichst hohen Dichten und solche, deren Folgeprodukte selbst wieder gute Absorber sind.
3. Bei Kühlmittelverlust wird das Spektrum härter, d.h. der Anteil der Neutronen in Energiebereichen mit hohen Wirkungsquerschnitten nimmt ab. Damit läßt die Wirkung des Absorbers nach. Dieser Effekt soll möglichst klein sein.

In Tab. 5.19 sind für einige Neutronengifte charakteristische Größen angegeben, die eine Beurteilung hinsichtlich dieser Gesichtspunkte erlauben. Es sind dies

der makroskopische Einfangquerschnitt,  
 das Verhältnis des Einfangquerschnittes im trockenen Core  
 zum normalen Wert,  
 die Zeit, in der die Hälfte des eingesetzten Materials verbraucht  
 ist. Diese Halbwertszeit ist flußabhängig. Daher werden relative  
 Werte - bezogen auf natürliches Bor - angegeben.

Man erkennt, daß Ta eine ebensogroße Wirkung wie natürliches Bor hat, zudem aber noch den Vorteil einer wesentlich längeren Halbwertszeit. Ein zusätzlicher Vorteil von Ta liegt darin, daß die stabilen Folgeprodukte der Einfangreaktion (W 182, W 183, W 184) ebenfalls wieder hohe Einfangquerschnitte besitzen, so daß die Absorberwirkung erhalten bleibt.

Für die vorliegende Studie wurde zunächst angereichertes  $B_4C$  als Absorptionsmaterial gewählt, da nur mit diesem Material der geforderte Reaktivitätshub erreicht werden konnte, ohne den Volumenanteil der Steuerelemente im Core zu erhöhen. Wegen des schnellen Ausbrandes und der starken Wärmeentwicklung erscheint es jedoch notwendig, zumindest für die Trimmelemente ein anderes Material, z.B. Ta zu wählen. Dann muß allerdings der

Volumenanteil des Absorbermaterials in den Steuerelementen erhöht werden, was technisch möglich erscheint. Ferner empfiehlt es sich, auch die Trimmstäbe mit einer Vorrichtung zur Schnallabschaltung zu versehen, um die erforderliche Gesamtreaktivität zu reduzieren.

Tabelle 5.19

Absorber	Atomdichte d. Absorbers [ $\text{cm}^{-3}$ ]	Makr.Einf.-Querschnitt $\Sigma_c$ [ $\text{cm}^{-1}$ ]	$\frac{\Sigma_c \text{ ohne Na}}{\Sigma_o \text{ mit Na}}$	Halbwertszeit auf $\text{B}_4\text{C}$ bez.
$\text{B}_4\text{C}$	$1,98 \cdot 10^{22} +$	$0,5 \cdot 10^{-1}$	0,77	1
natürl.				
$\text{B}_4\text{C}$ mit 40 % $\text{B}^{10}$	$3,96 \cdot 10^{22} +$	$1,00 \cdot 10^{-1}$	0,77	1
Ta	$5,55 \cdot 10^{22}$	$0,54 \cdot 10^{-1}$	0,70	2,6
Hf	$4,22 \cdot 10^{22}$	$0,21 \cdot 10^{-1}$	0,72	5,4
$\text{U}_{238}$	$4,82 \cdot 10^{22}$	$0,18 \cdot 10^{-1}$	0,78	6,7

+ nur  $\text{B}^{10}$  Kerne

#### 5.4.6 Einfluß auf die Leistungsverteilung

Durch die von den Trimmelementen verursachten Flußverschiebungen wird der axiale und der radiale Leistungsformfaktor beeinträchtigt. Die Änderung in der Leistungsverteilung hängt vom Fahrprogramm der Trimmstäbe ab.

Zur Abschätzung der maximalen Änderung des radialen Formfaktors wurden R- $\theta$ -Rechnungen durchgeführt, bei denen Zahl und Anordnung der besetzten Trimmelementpositionen verändert wurde. Es zeigte sich, daß der größte Effekt auftritt, wenn nur die Trimmelemente der inneren Zone eingefahren sind. In diesem Fall steigt die maximale Stableistung am Innenrand der äußeren Core-Zone um 10 % an. Da der Leistungsanteil des Gesamtcores praktisch konstant bleibt, entspricht das einer Änderung des radialen Formfaktors um ebenfalls 10 %.

Der axiale Formfaktor ändert sich am stärksten, wenn alle Trimmelemente gleichmäßig in das Core eingefahren werden. Bei einer Eintauchtiefe, die  $1/3$  der Corehöhe entspricht, ändern sich die maximale Stabileistung und der axiale Formfaktor um 2 %.

## 5.5 Abbrand- und Langzeitverhalten

### 5.5.1 Maximaler Abbrand und Standzeiten

Es wurden Abbrandrechnungen mit einem eindimensionalen Programm im Rahmen von Nusys durchgeführt. Die Gruppenkonstanten für die dabei benutzten vier Energiegruppen wurden durch Kondensation mit abbrandunabhängigen Spektren bestimmt.

Der maximale Abbrand an der höchst belasteten Stelle im Reaktor beträgt 85000 MWd/to Schwermetall. Der mittlere Abbrand des entladenen Brennstoffs ist 56000 MWd/to. Diesen Daten entspricht eine Brennelementstandzeit von 350 Volllasttagen. Die Standzeiten für Elemente des radialen Blankets müssen der örtlichen Brutratendichte angepaßt werden; daher haben der innere und der äußere Teil des radialen Blanket unterschiedliche Standzeiten. Es ist vorgesehen, die inneren drei Reihen in Abständen von 700 Volllasttagen zyklisch auszuwechseln, während der äußere Teil, in dem nur wenig Plutonium erbrütet wird, eine Standzeit von 15 Jahren haben soll.

Das Auswechseln der Brennelemente geschieht auf der Grundlage des in [67] beschriebenen zyklischen Abbrandmodells. Während einer Brennelementstandzeit wird der Reaktor  $n$ -mal geöffnet, und es wird jeweils  $1/n$  der Brennelemente ersetzt. Für die Berechnungen wurde angenommen, daß  $n = 3$  ist. Dieses Verfahren wird auch auf den inneren Teil des Blanket angewendet. Da die Standzeit dieser Elemente aber das Doppelte der Brennelementstandzeit ist, wird jeweils nur  $1/6$  von ihnen ausgewechselt. Der äußere Blanket-Teil wird nach 15 a insgesamt durch frische Brutelemente ersetzt.

Bei diesem Wechselschema bewegt sich der mittlere Abbrandzustand des Cores im Bereich zwischen 18600 MWd/to und 37200 MWd/to. Der zum Durchfahren dieses Abbrandbereiches notwendige Reaktivitätshub beträgt 9  $\beta$ . Dabei wird angenommen, daß das Pseudospaltprodukt nicht abbrennt und stabil ist. Der Zeitraum zwischen zwei Beladevorgängen beträgt 167 Tage bei einem Lastfaktor von 0,7.

### 5.5.2 Änderung der Brennstoffzusammensetzung

Die Isotopenverhältnisse und die Anreicherung des frischen und des teilweise abgebrannten Brennstoffes sind in Abschnitt 5.2.2 in den Tabellen 5.3 und 5.4 angegeben. Für den maximal abgebrannten Brennstoff zeigt Tab. 5.20 die entsprechenden Werte.

Tabelle 5.20

Anreicherung und Isotopenverhältnisse des Brennstoffes bei 85000 MWd/to Abbrand

	Core-Zone I	Core-Zone II
$\frac{\text{Pu}_{\text{ges}}}{\text{Pu} + \text{U}}$	20,8 %	29,3 %
$\frac{\text{Pu}_{\text{fiss}}}{\text{Pu} + \text{U}}$	15,3 %	21,4 %
$\text{Pu}^{239}/\text{Pu}^{240}/\text{Pu}^{241}/\text{Pu}^{242}$	69,1/25,7/4,3/0,9	68,7/26,4/4,1/0,8
$\text{U}^{238} / \text{U}^{235}$	99,87/0,13	99,84/0,16

Bis auf die Konzentration der höheren Pu-Isotope zeigen alle Größen eine nahezu lineare Abhängigkeit vom Abbrand. Daher entspricht die Brennstoffzusammensetzung bei einem mittleren Abbrand den über dem Abbrand gemittelten Werten.

Der Pu-Gehalt der Blanket-Elemente ist wegen des großen Flußgradienten sehr stark vom Radius abhängig. In Abb. 5.24 ist die Pu-Konzentration des Brutstoffes als Funktion des Standortes angegeben, dabei ist als Parameter die Standzeit im Reaktor gewählt. Die Kurven zeigen in radialer Richtung einen steilen Abfall, der in Verbindung mit dem stark veränderlichen Fluß zu großen Leistungsgradienten führt. Durch Drehen der Elemente um  $180^\circ$  nach der Hälfte der Standzeit kann dieser Effekt in begrenztem Maße verringert werden. Abb. 5.24 zeigt, daß in diesem Fall die Anreicherung innerhalb eines Brutelementes während der zweiten Hälfte seiner Standzeit von innen nach außen steigt.

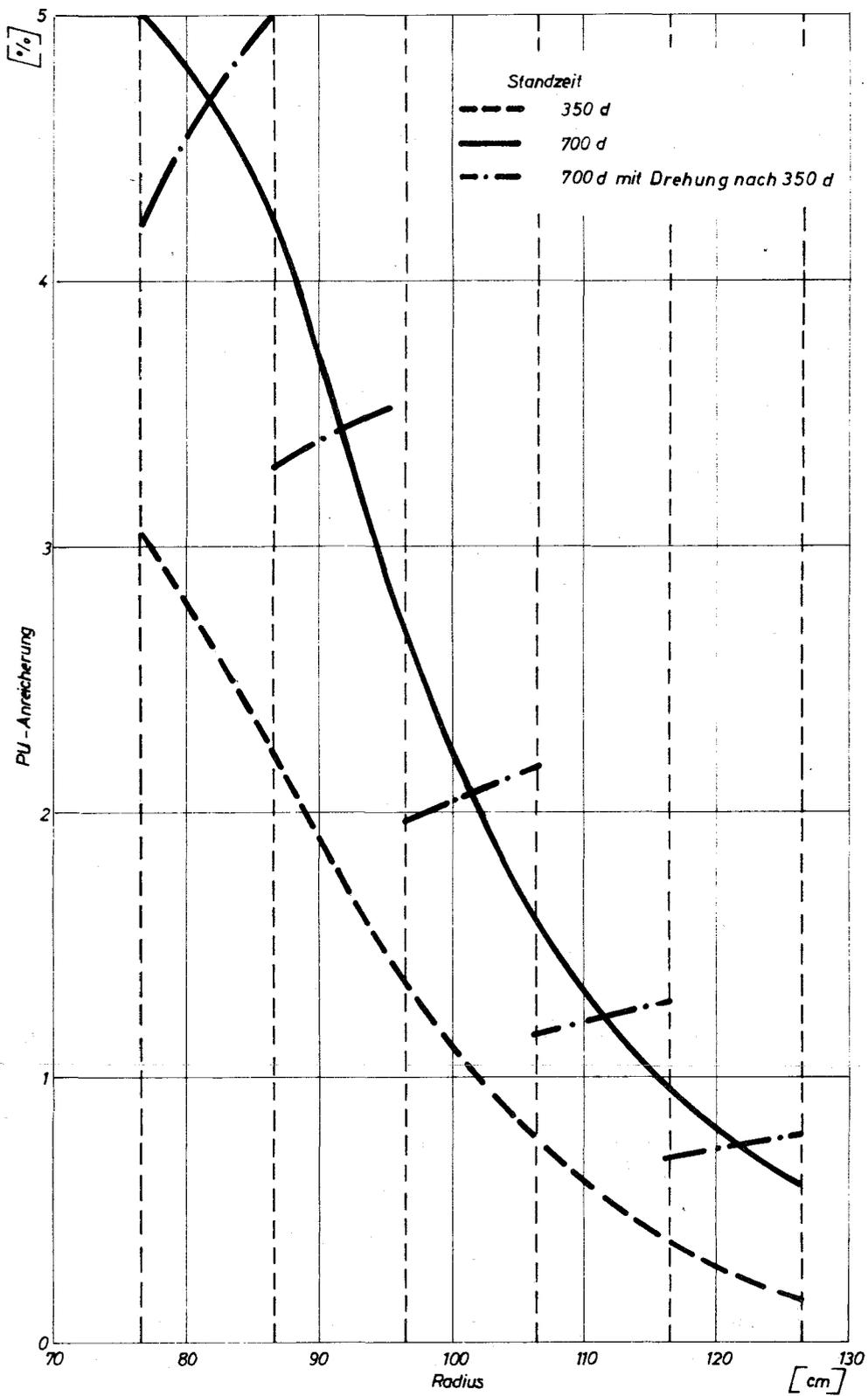


Abb. 5.24 Pu-Aufbau im radialen Blanket in der Mittelebene des Reaktors

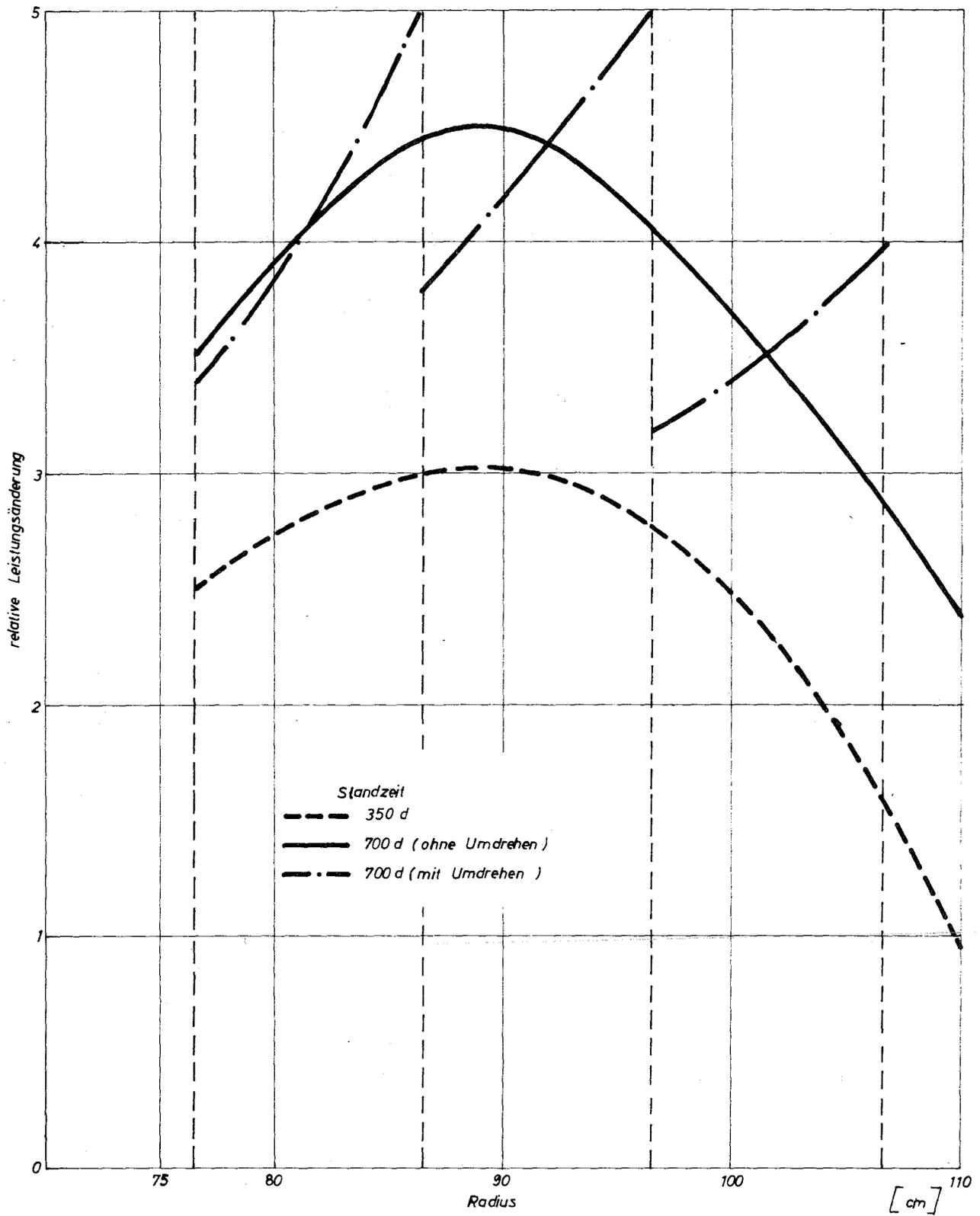


Abb. 5.25 Relative Leistungsänderung im inneren Teil des radialen Blankets

### 5.5.3 Änderung der Leistungsverteilung

Es werden zwei Effekte betrachtet, die sich im Reaktor überlagern:

1. Leistungsdichteänderungen der einzelnen Brenn- und Brutelemente, die infolge von Änderungen im Pu-Gehalt des Brennstoffes bzw. des Brutstoffes bei konstantem Fluß auftreten,
2. mittlere Leistungsdichteänderung durch Veränderung der Flußform.

#### 5.5.3.1 Leistungsänderung durch Anreicherungsänderung

Im Reaktor stehen zu jedem Zeitpunkt verschieden stark abgebrannte Brennelemente im gleichen Fluß nebeneinander. Die Anreicherung und damit die Leistungsdichte dieser Elemente ist von der örtlichen Konversionsrate abhängig. Bei der Reaktorauslegung werden mittlere Größen für die Leistungsdichte benutzt. Für kühlungstechnische Berechnung müssen jedoch die Maximalwerte bekannt sein.

Die Konversionsrate ist in den beiden Core-Zonen verschieden, jedoch innerhalb jeder Zone unabhängig vom Standort der Elemente. Wegen der größeren Anreicherung der äußeren Zone ist Konversionsrate dort kleiner als in der inneren Zone. Beide Werte liegen jedoch deutlich unter 1 (s. Tab. 5.9). Das führt zu einer Abnahme der Pu-Konzentration und der Leistungsdichte mit zunehmendem Abbrand. Die spezifische Leistung eines Elementes, das den maximalen Abbrand erreicht hat, beträgt in der inneren Zone 86 %, und in der äußeren 82 % des Wertes, den ein frisches Brennelement im gleichen Neutronenfluß erreicht.

Im radialen Blanket wird die Änderung der Leistungsdichte durch den in Abb. 5.24 dargestellten Pu-Aufbau als Funktion des Ortes bestimmt. Den hieraus resultierenden relativen Leistungsanstieg gegenüber einem Pu-freien Blanket zeigt Abb. 5.25. Die Kurven zeigen ein Maximum, weil in den Gebieten des Blankets mit einem weichen Spektrum das Hinzufügen von Pu eine größere relative Steigerung des Spaltquerschnittes verursacht, als in dem härteren Spektrum am Innenrand des Blankets.

Die Stableistung im Blanket zeigt Abb. 5.26 wiederum als Funktion des Radius mit der Standzeit der Elemente als Parameter. Für die inneren drei Brutelementreihen ist außerdem die Stableistung eingetragen, die sich er-

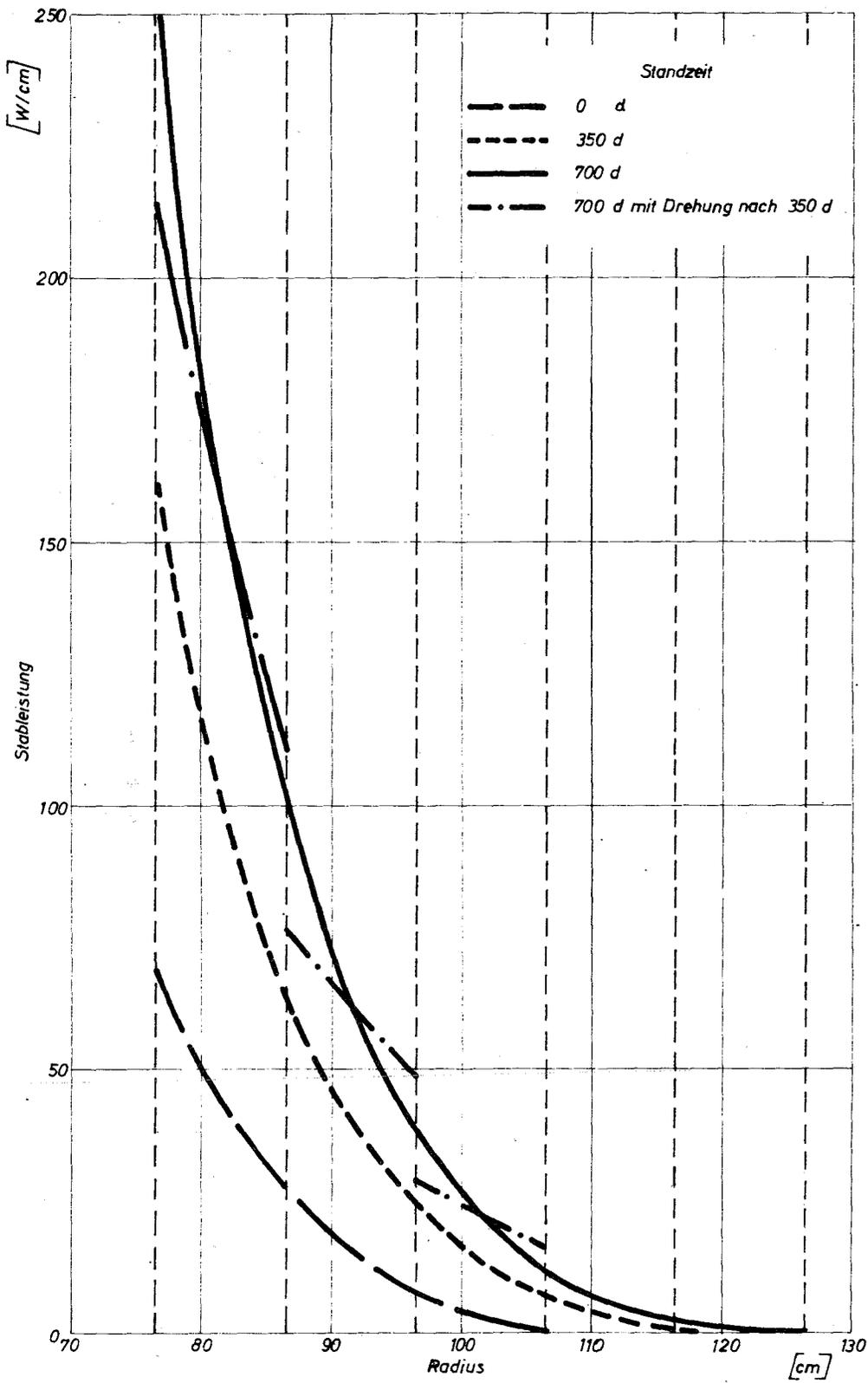


Abb. 5.26 Stableistung im radialen Blanket bei konstantem Fluss

gibt, wenn die Elemente nach 350 Volllasttagen gedreht werden. Es zeigt sich, daß durch diese Maßnahme die Leistungsgradienten um 30 % gesenkt werden können.

### 5.5.3.2 Leistungsänderungen durch Flußänderungen

Zusammen mit der Anreicherung ändern sich die Flußverteilung und das Flußniveau im Reaktor. Die sinkende Leistungsdichte des Cores wird durch den Leistungsanstieg in den Blankets nicht vollständig kompensiert, es muß vielmehr das Flußniveau angehoben werden. Außerdem bewirkt der Plutonium-Aufbau in den Blankets eine Änderung der Flußform. In den äußeren Bereichen des Cores steigt der Fluß stärker an als im Zentrum. In Tab. 5.21 ist angegeben, wie groß die Änderungen in der Mittelebene des Reaktors bei verschiedenen Radien ist, wenn die gesamte Reaktorleistung gleich bleibt.

Tabelle 5.21

Flußänderungen in der Mittelebene des Reaktors  
während eines Abbrandzyklus

Radius [cm]	6	54,2	76,5	100
relative Fluß- änderung [%]	1,2	2,2	4	9

Der stärkere Anstieg in der äußeren Core-Zone bewirkt, daß das Verhältnis der maximalen Stableistungen in Core-Zone 1 und 2 trotz der verschiedenen Konversionsraten konstant bleibt.

### 5.6 Primärabschirmung

Die vom Reaktorkern ausgehende Strahlung muß durch eine geeignete Abschirmung aufgefangen werden, um schädigende Wirkung auf hochbeanspruchte Bauelemente, Aktivierung des Sekundärnatriums oder der Umgebung des Reaktors zu verhindern. Die bei der Strahlungsabbremung entstehende Wärme muß aus der Abschirmung derart abgeführt werden, daß die Temperaturen in den zulässigen Grenzen gehalten werden.

Für den austenitischen Reaktorbehälter wurde eine Strahlendosis von  $10^{21}$  Neutronen /  $\text{cm}^2$  bei Energien über 100 keV als maximal zulässiger Wert angenommen, der in 30 Jahren erreicht werden darf. Dieser Wert bestimmt die Auslegung der Abschirmschichten zwischen dem Core und dem Reaktorbehälter. Die durch den Reaktorbehälter dringende Strahlungsenergie soll mitsamt der außerhalb des Behälters freiwerdenden Energie zum größten Teil in das Kühlmittel zurückgeführt werden. Das wird durch einen nach außen isolierten thermischen Schild aus Graphit erreicht. Die Rückführung der absorbierten Wärme in den Reaktorbehälter erfolgt überwiegend durch Temperaturstrahlung. In der Betonwandung der Reaktorzelle wird der Neutronenfluß auf einen Wert abgesenkt, bei dem keine nennenswerte Aktivierung von Sekundärnatrium und Komponenten in den Primärkreiszellen entsteht.

Als ungünstigster Fall für das Erfüllen dieser Kriterien wurde angenommen, daß das Ringlager voll mit Brennelementen besetzt ist und daß sich im Blanket 1 % Pu befindet. Zur Auslegung wurden folgende Berechnungen durchgeführt: Der radiale Neutronenflußverlauf im Core, Blanket und Ringlager wurde der eindimensionalen Multigruppendiffusionsrechnung entnommen. Der Neutronen- und Gammaenergieflußverlauf in der radialen Abschirmung wurde mit dem MAC-RAD-Programm [7] bestimmt. Dies ist ein eindimensionales Removal-Diffusionsprogramm für Plattengeometrie mit 31 Neutronenenergiegruppen; die Gammaenergieflüsse werden mittels Zuwachsfaktoren in 7 Energiegruppen berechnet. Es wurde eine näherungsweise Korrektur der Ergebnisse für die Anwendung auf Zylindergeometrie durchgeführt. Aus den Resultaten wurde schließlich die Wärmefreisetzungsrates ermittelt, die zum überwiegenden Teil aus der Gamma-Absorption stammt, während der Anteil aus der Neutronenabbremung vernachlässigt werden kann. Um die oben erwähnten Anforderungen auf sinnvolle Weise erfüllen zu können, wurden mehrere Anordnungen durchgerechnet. Eine Optimierung der Abschirmung wurde jedoch nicht durchgeführt.

Der radiale Verlauf der Neutronenflüsse in halber Core-Höhe ist in Abb. 5.27 graphisch dargestellt. Die zugrundeliegende Anordnung der Schichten wurde aus der Zahl der untersuchten Anordnungen als günstigste ausgewählt. Es ergeben sich folgende Werte für die besonders interessierenden Strahlendosen:

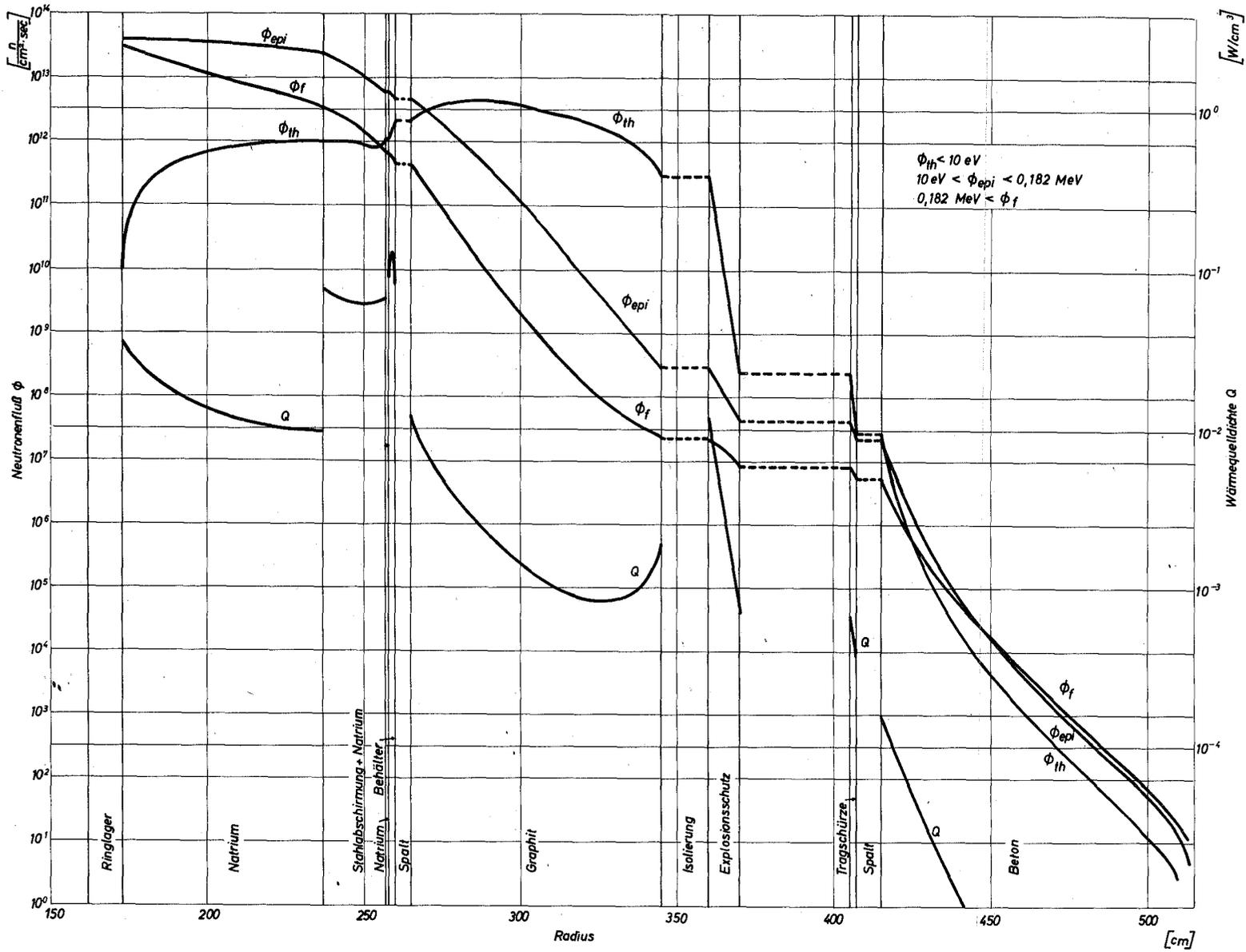


Abb. 5.27 Neutronenfluß und Wärmeerzeugung in der radialen Abschirmung

Neutronenstrahlungsdosis am Behälterinnenrand ( $E > 0,18 \text{ MeV}$ ):

$$0,565 \cdot 10^{21} \text{ n/cm}^2 \text{ (in 30 Jahren, Lastfaktor 1,0)}$$

Neutronenflüsse am Betonaußenrand:

$13 \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$	$(0,18 \text{ MeV} < E)$
$10 \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$	$(10 \text{ eV} < E \leq 0,18 \text{ MeV})$
$2,5 \text{ n/cm}^2 \text{ sec}$	$(E \leq 10 \text{ eV})$

Der Verlauf der Wärmequellendichte aus Gammaabsorption ist ebenfalls in Abb. 5.27 angegeben. Die Abfuhr dieser relativ geringen Wärmemengen (ca. 0,22 MW in der gesamten radialen Abschirmung, davon über 90 % innerhalb des Reaktorbehälters) bereitet keine Schwierigkeiten. Der größte Temperaturgradient im Graphit beträgt nur  $0,2 \text{ }^\circ\text{C/cm}$ . Die Temperaturdifferenz zwischen Graphit und Behälterwand beträgt in Kernmittelebene etwa  $50 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Referenzen

- [1] H. Küsters, M. Metzenroth:  
The Influence of Some Important Group Constants on Integral  
Fast Reactor Quantities.  
ANL 7120, P. 423 (Oktober 1965)
- [2] L.P. Abagjan et al.:  
Gruppenkonstanten schneller und intermediären Neutronen für  
die Berechnungen von Kernreaktoren.  
(Deutsche Übersetzung) KFK-tr-Nr. 144 (1964)
- [3] G.R. Keepin:  
Physics of Nuclear Kinetics.  
Addison-Wesley Publ. Co., (1965)
- [4] R. Batchelor, H.R. MacHyder:  
The Energy of Delayed Neutrons from Fission.  
J. Nucl. Energy, Vol. 3, Nr. 7 (1956)
- [5] Y.S. Hoang:  
Strukturausdehnungs- und Verbiegungseffekte im Schnellen Reaktor.  
KFK-Nr. 539 (1967)
- [6] D. Smidt, A. Müller et al.:  
Referenzstudie für den 1000 MW<sub>e</sub> natriumgekühlten schnellen  
Brutreaktor (Na 1).  
KFK-Nr. 299 (1964)
- [7] V. Conoli et al.:  
MAC-RAD, a Reactor Shielding Code.  
EUR 2152.e (1964)

## 6. KÜHLUNG DES REAKTORKERNES

	<u>Seite</u>
6.1 Leistungsverteilung	6-1
6.2 Aufteilung der Kühlmittelströme	6-1
6.3 Unsicherheitsfaktoren der Temperaturberechnung	6-5
6.4 Kühlmittel- und Hüllwandtemperaturen	6-8
6.5 Brennstofftemperaturen	6-15

## 6. KÜHLUNG DES REAKTORKERNES

### 6.1 Leistungsverteilung

Nach den Ergebnissen der physikalischen Berechnung ergibt sich die Leistungsverteilung im Core wie auf Abb. 6.1 dargestellt. Diese Abbildung zeigt die maximalen Stableistungen der zu  $1/3$  abgebrannten Brennelemente über dem Coreradius. Die maximale nominelle Stableistung ist am Innenrand der zweiten Zone mit  $420 \text{ W/cm}$  zu erwarten.

Bei den physikalischen Rechnungen wurden die Corebestandteile innerhalb der Zonen homogenisiert und die Zonen durch volumengleiche Zylinder angenähert. Die Zonengrenzen stimmen deshalb nicht exakt mit der Brennelementgeometrie überein. Die Kurven wurden daher an den Grenzen entsprechend extrapoliert. Die sich daraus ergebenden Stableistungen sind der kühlungstechnischen Berechnung des Cores zugrunde gelegt.

Die Leistungsverteilung des radialen Blankets ist in Abb. 6.2 dargestellt. Die inneren drei Reihen der Brutelemente, die etwa  $60 \%$  des radialen Blankets enthalten, liefern den Hauptanteil der Wärmezeugung. Die Brutelemente der äußeren Reihen haben nach  $700 \text{ d}$  Standzeit eine max. Stableistung von nur etwa  $7,5 \text{ W/cm}$  in Kernmittelebene, tragen also relativ wenig zur Leistungserzeugung bei.

### 6.2 Aufteilung der Kühlmittelströme

Beim vorliegenden Entwurf werden Core und radiales Blanket vom Kühlmittel parallel durchströmt. Der während der Standzeit durch Plutonium-Aufbau wachsende Leistungsanteil und der große Leistungsgradient im radialen Blanket begrenzen die mittlere Aufheizspanne des Kühlmittels im Blanket auf einen Wert, der unter der Aufheizspanne des Cores liegt, so daß die Austrittstemperatur des Reaktors durch die Vermischung der beiden verschiedenen heißen Kühlströme herabgesetzt wird bzw. die Aufheizspanne des Cores um einen entsprechenden Betrag erhöht werden muß, wenn eine bestimmte Reaktorausstrittstemperatur gehalten werden soll. Die Abb. 6.3 zeigt - als Funktion der Blanketleistung - die mittlere Aufheizspanne von Core und radialem Blanket bei einer konstanten Reaktoraufheizspanne von  $180 \text{ }^\circ\text{C}$  in Abhängigkeit verschiedener Kühlmitteldurchsatzaufteilungen. Nimmt man an, daß der gesamte Leistungsanteil des radialen Blankets auf  $10 \%$  der Gesamt-

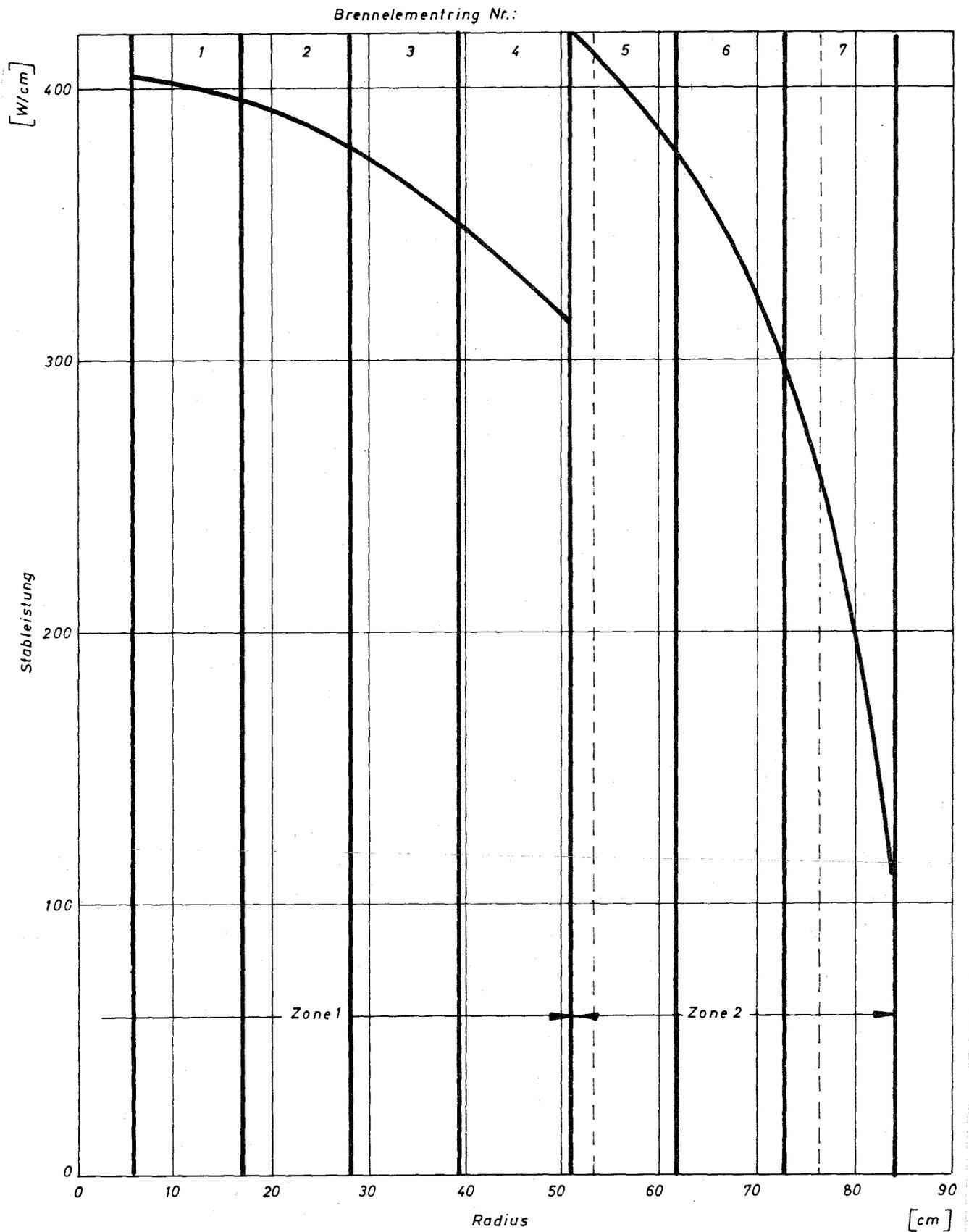


Abb. 6.1 Leistungsverteilung in Coremittelebene

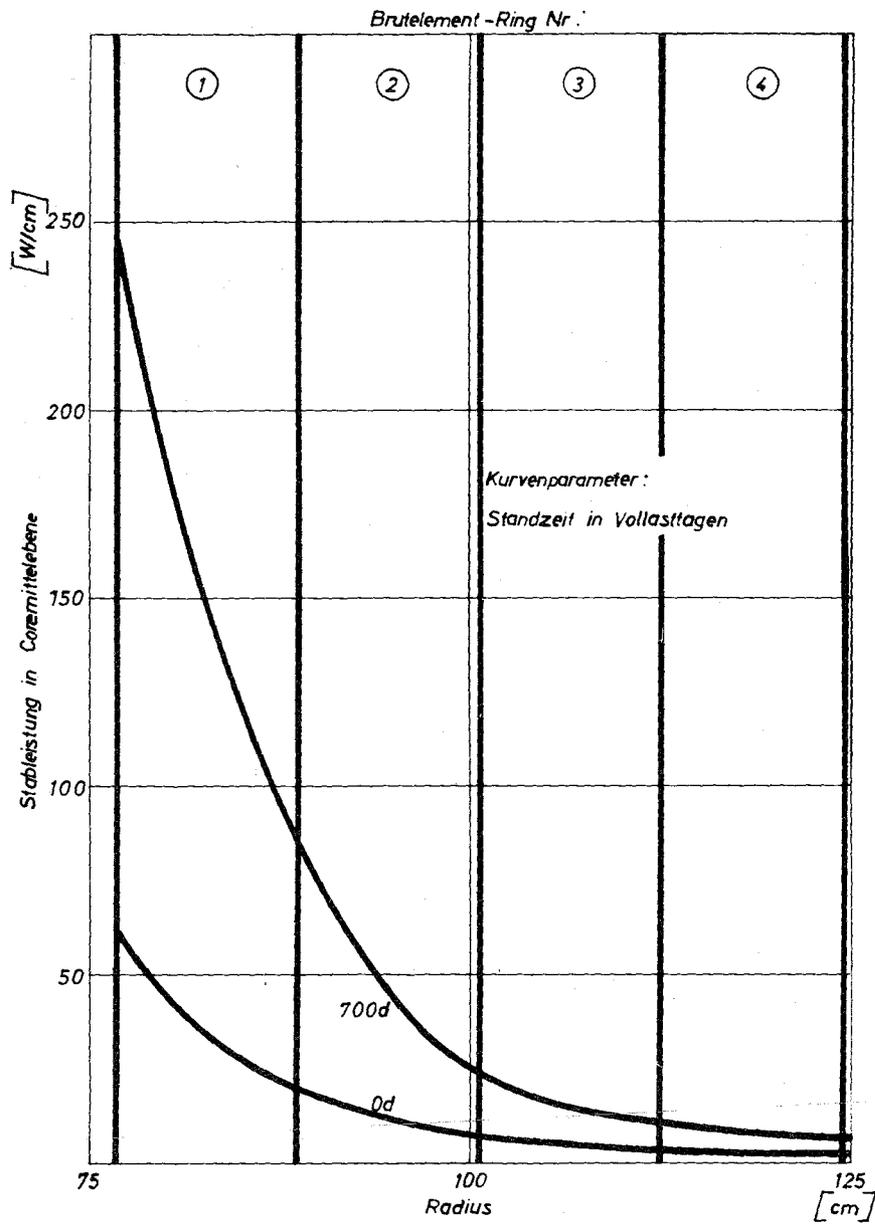


Abb. 6.2 Stableistung im radialen Blanket  
in der Coremittelebene

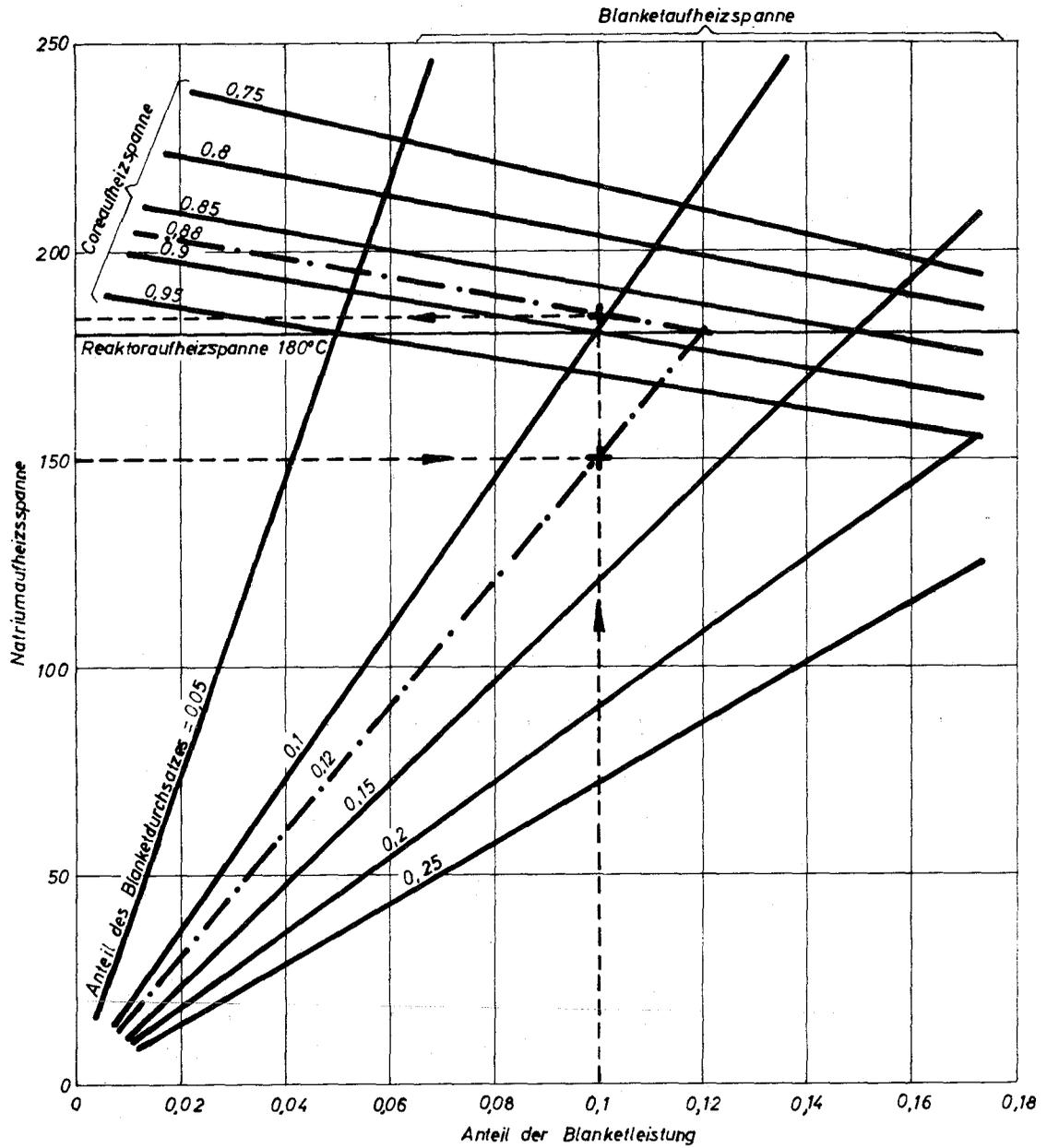


Abb. 6.3 Einfluß der Blanketkühlung auf die Coreaufheizspanne

leistung begrenzt wird und eine mittlere Aufheizspanne des Blankets von  $150^{\circ}\text{C}$  noch zulässig ist, dann ergibt sich nach Abbildung 6.3 ein Durchsatzanteil des Blankets von 12 %. Die Aufheizspanne des Cores muß in diesem Fall etwa  $184^{\circ}\text{C}$  betragen. Abbrandrechnungen ergaben, daß der Leistungsanteil des Blankets bei einem eingefahrenen Reaktor zwischen 7,4 und 9,1 % pendelt, wenn das Blanket aus 6 Teilladungen besteht, die zyklisch nach jeweils zwei Corestandzeiten (d.h. etwa 700 Vollasttagen) ausgewechselt werden. Die mittlere Aufheizspanne im radialen Blanket schwankt in diesem Fall zwischen 112 und  $138^{\circ}\text{C}$ , die des Cores zwischen  $187$  und  $190^{\circ}\text{C}$ . Andere Nebenströme, z.B. zur Kühlung der Steuerelemente, der Behälterwand und der Abschirmung sind dabei dem Blanketstrom hinzuzurechnen. Inwieweit die integrale Aufheizspanne des Blankets von 150 bzw.  $138^{\circ}\text{C}$  zu verwirklichen ist, konnte im Rahmen dieser Studie nicht untersucht werden. Dies hängt zum großen Teil davon ab, ob es gelingt, durch geeignete Ausbildung der Abstandhalter den Kühlmittelstrom im Blanket so zu verwirbeln, daß die thermische Verbiegung der Brutelemente aufgrund des Temperaturgradienten in erträglichen Grenzen bleibt.

Die sich aus den thermodynamischen Rechnungen ergebenden Nenndurchsätze in den einzelnen Elementen in Abhängigkeit von ihrer radialen Position im Kern sind auf den Abb. 6.4 und 6.5 wiedergegeben. Der Durchsatz fällt von etwa 20 kg/s im Kernzentrum bis auf 0,27 kg/s im äußeren Blanketrand ab. Die daraus resultierenden Temperaturverteilungen sind in Kap. 6.4 beschrieben.

### 6.3 Unsicherheitsfaktoren der Temperaturberechnung

Die Berechnung der Kühlmittel- und Brennstofftemperaturen ist mit einer Reihe von Unsicherheiten behaftet. Zur Ermittlung der möglichen Abweichungen von den Nominalwerten wurde folgendermaßen vorgegangen:

1. Unsicherheiten aufgrund von Herstellungstoleranzen wurden als statistisch auftretend angesehen und entsprechend berücksichtigt.
2. Bei allen systematischen Unsicherheiten, die - wenn sie auftreten - sich auf das ganze Core auswirken, wurde angenommen, daß die Abweichungen von den Nominalwerten gleichzeitig auftreten, und zwar stets so, daß sie zu einer Temperaturerhöhung führen.

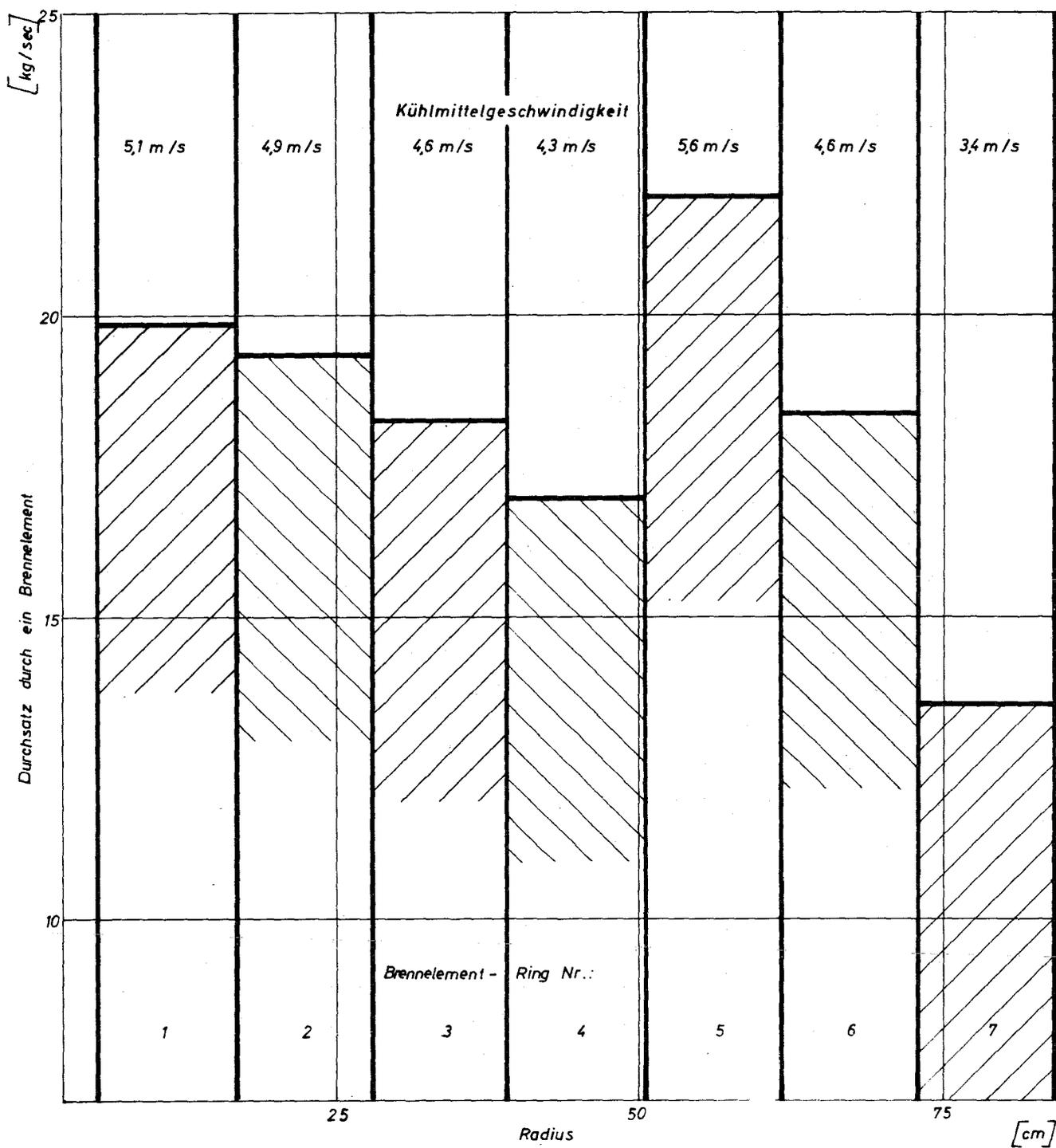


Abb. 6.4 Kühlmitteldurchsatz im Core

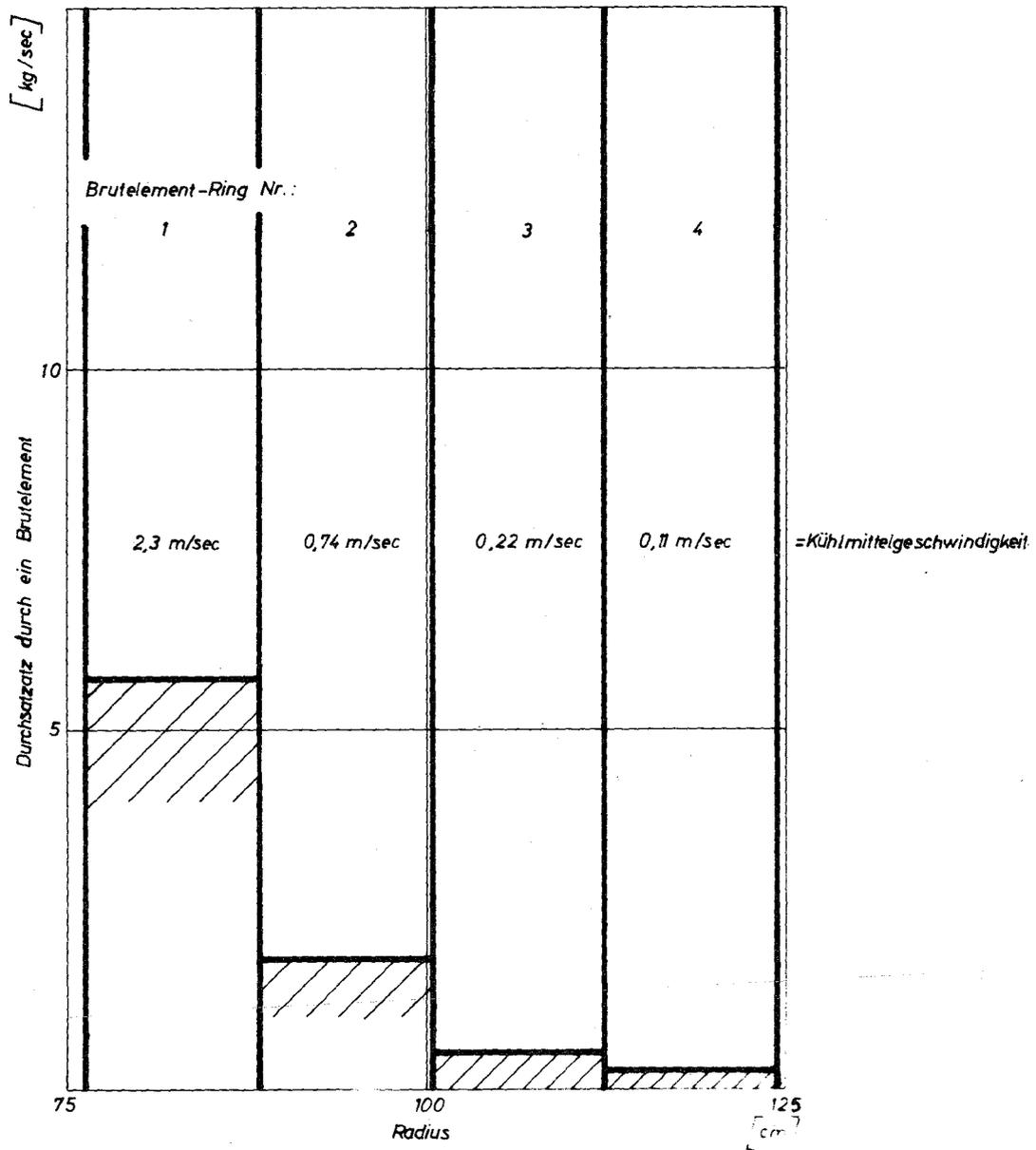


Abb. 6.5 Kühlmitteldurchsatz im Blanket.

3. Die Unsicherheit in der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes und im Wärmeübergangskoeffizienten vom Brennstoff zum Hüllrohr wurde bereits bei Berechnung der Nominaltemperaturen dadurch berücksichtigt, daß für diese Größen konservative Werte angenommen wurden.

Die Unsicherheit bei der Berechnung des Temperatursprungs zwischen Kühlmittel und Hüllrohrwand und in der Hüllrohrwand ist vernachlässigbar klein. Die bei der Berechnung der Temperaturunsicherheiten verwendeten Faktoren sind in Tab. 6.1 im einzelnen aufgeführt. Die einzelnen Faktoren ergeben insgesamt einen Faktor von 1,28 für die Kühlmittelaufheizung und einen Faktor von 1,2 für die Brennstofftemperatur.

Tab. 6.1

Unsicherheitsfaktoren der Temperaturberechnung

	Toleranzen und Unsicherheiten	Kühlmittelaufheizung	Stableistung
statistische Unsicherheiten	Abmessungen	1,05	1,00
	Brennstoffdichte	1,02	1,02
	Brennstoffzusammensetzung	1,02	1,02
	Strömungsverteilung	1,05	1,00
	übrige statistische Einflüsse	1,05	1,05
systematische Unsicherheiten	Flußverteilung	1,07	1,07
	Ermittlung der therm. Leistung	1,06	1,06
	Übriges	1,03	1,00

6.4 Kühlmittel- und Hüllwandtemperaturen

Unter Berücksichtigung verschiedener Geometrie- und Vermischungseinflüsse, z.B. des parallel durchströmten radialen Blankets, wurden Aufheizspanne und maximale Hüllwandtemperatur des Na 2-Cores berechnet. Zusätzlich wurde

diese Rechnung auch für eine Reihe von Reaktoren durchgeführt, die von der Auslegung des Na 2-Reaktors in Reaktoreintrittstemperatur und Aufheizspanne abweichen. In Tab. 6.2 und Abb. 6.6 sind die Ergebnisse dieser Rechnungen zusammengefaßt. Es wurden dabei folgende Einflüsse berücksichtigt:

#### 1. Einfluß des radialen Blankets

Der maximale Leistungsanteil des radialen Blankets wird auf 10 % der Gesamtleistung und die bei dieser Leistung erreichbare, mittlere Aufheizspanne im Blanket auf  $150^{\circ}\text{C}$  bzw. die mittlere Austrittstemperatur auf  $530^{\circ}\text{C}$  begrenzt, um zu hohe örtliche Temperaturen infolge der örtlich und zeitlich stark veränderlichen Leistungserzeugung zu vermeiden. Wegen der niedrigeren Aufheizspanne im radialen Blanket muß das Kühlmittel im Core und in den axialen Blankets auf eine Temperatur oberhalb der nominellen Reaktoraustrittstemperatur aufgeheizt werden. Den Zusammenhang zwischen Reaktoraufheizspanne, Coreaufheizspanne, der zulässigen Blanketaufheizspanne, dem Blanketleistungsanteil und dem Blanketdurchsatzanteil erhält man aus den Wärmebilanzen von Blanket und Core.

Da der Durchsatzanteil des radialen Blankets während der Reaktorlaufzeit durch feste Drosseln konstant gehalten wird, ergibt sich der notwendige Durchsatzanteil im radialen Blanket aus dem maximalen Leistungsanteil und der maximal zulässigen Aufheizspanne bzw. den zulässigen Temperaturgradienten im radialen Blanket am Ende der Brutelementstandzeit. Den Zusammenhang zwischen integraler Coreaufheizspanne und Reaktoraufheizspanne erhält man aus den Wärmebilanzen des Cores und des Reaktors (s. Abb. 6.3).

Die Coreaufheizspanne ist dann am größten, wenn das radiale Blanket am wenigsten zur Wärmeerzeugung des Reaktors beiträgt, d.h. bei frischem radialem Blanket bzw. bei eingeschwungenem Blanket direkt nach Beladung mit frischen Elementen. Im folgenden wird stets davon ausgegangen, daß der Reaktor auch während seiner Einfahrzeit, d.h. mit einem völlig frischen Blanket, das nur 4 % zur Leistungserzeugung beiträgt, die volle Leistung von  $300\text{ MW}_e$  bei einer Reaktoraustrittstemperatur von  $560^{\circ}\text{C}$  liefern soll.

Der Faktor, um den sich die über den Querschnitt gemittelte Coreaufheizspanne bei frischem Blanket gegenüber der Reaktoraufheizspanne erhöht, beträgt in diesem Fall:

$$C_1 = 1,09$$

## 2. Randeinfluß im Brennelement

Aufgrund der Konstruktion der Abstandshalter im Brennelementbündel und der Begrenzung des Bündels durch das Sechseck-Mantelrohr herrschen in den Randkanälen der Brennelemente nicht die gleichen Strömungsverhältnisse wie innerhalb des Stabbündels. Dieser Randeinfluß kann je nach Abstandshalterkonstruktion zu unterschiedlichen Aufheizspannen in den einzelnen Kühlkanälen eines Brennelementes führen. In dem Na 2-Element bewirkt der Randeinfluß eine Erhöhung der Aufheizspanne im Inneren des Stabbündels um den Faktor:

$$C_2 = 1,036$$

## 3. Abbrandeinfluß

Bei einem Beladezyklus von  $n = 3$ , der bei Na 2 als Referenzwert benutzt wird, ist zu jeder Zeit  $1/3$  der Brennelemente um  $1/3$  der Corestandzeit jünger als der Coredurchschnitt, auf den die mittlere Aufheizspanne bezogen ist. Die Leistung des frischen Brennelementes liegt nach den Abbrandrechnungen gegenüber dem zu einem Drittel abgebrannten Brennelement etwa 5 % höher. Daher ist in diesem frischen Brennelement die Aufheizspanne um den Faktor

$$C_3 = 1,05$$

höher als im Mittel.

## 4. Einfluß des Leistungsdichtegradienten und der Kühlmitteldrosselung

Zwei verschiedene Möglichkeiten, den Kühlmittelstrom entsprechend der radialen Leistungsverteilung im Core zu drosseln, wurden untersucht:

- a) Die einzelnen Brennelemente werden auf gleiche mittlere Aufheizspanne, die der nominellen Coreaufheizspanne entspricht, gedrosselt. Dabei tritt die maximale Kühlmitteltemperatur in den Randelementen des

Cores auf, nämlich an den Orten des größten Leistungsgradienten, während alle übrigen Brennelemente kleinere maximale Austrittstemperaturen haben. Die Erhöhung der Aufheizspanne im Randelement gegenüber der nominellen Coreaufheizspanne liegt in diesem Falle bei etwa 14 %.

- b) Die zweite Möglichkeit besteht darin, die Brennelemente auf gleiche maximale Austrittstemperatur zu drosseln, d.h. die mittlere Aufheizspanne der einzelnen Elemente fällt radial nach außen ab. Dabei tritt in jedem Element an der zum Corezentrum gerichteten Seite die gleiche maximale Austrittstemperatur auf. Der Vorteil dieser Art der Drosselung liegt darin, daß bei gegebener Coreaufheizspanne die Differenz zwischen Maximaltemperatur und Nominaltemperatur kleiner wird. Die zulässige Maximaltemperatur wird bei allen Brennelementen erreicht, und die mittlere Austrittstemperatur der inneren Elemente liegt über der Coreaustrittstemperatur. Die Abb. 6.7 zeigt den radialen Verlauf der Austrittstemperatur bei dieser Art der Drosselung für die Auslegung des Na 2-Kernes.

Die mittlere Aufheizspanne eines Brennelementes ergibt sich aus der maximal zulässigen Aufheizspanne und der durch den Leistungsgradienten hervorgerufenen Temperaturdifferenz über den Querschnitt des Brennelementes. Über den Durchsatz des ganzen Cores erhält man den Zusammenhang zwischen Maximalaufheizspanne und der nominellen Aufheizspanne des Cores. Dazu wird das Core in Ringe von der Breite eines Brennelementes aufgeteilt. Das zentrale Element wird, da es als Instrumentierungsposition keinen Brennstoff enthält, nicht mit in die Rechnung einbezogen.

Über die Wärmebilanzen der einzelnen Ringe bzw. deren Summe über das Core ergibt sich dann bei konstanter, maximaler Aufheizspanne in allen Elementen der Faktor, um den die Maximalaufheizspanne über der Nominalaufheizspanne des Cores liegt, zu

$$C_4 = 1,09$$

Tab. 6.2

Zusammenstellung der Temperaturen im Kern für verschiedene Kühlmiteleintrittstemperaturen und Aufheizspannen.

Fall	1	2	3	4	5	6 <sup>*</sup> )	7	8	9	10
Reaktoreintritts- temperatur	380	390	400	410	370	380	390	350	370	380
Reaktoraufheizspanne	200	190	180	170	190	180	170	200	180	170
Einfluß des frischen Blankets $C_1$	1,11	1,11	1,11	1,12	1,09	1,09	1,09	1,08	1,08	1,08
Coreaustrittstempe- ratur	602	601	601	600	577	576	576	566	565	564
Randeinfluß im Brennelement $C_2$	-----1,036-----									
Austrittstemperatur im Stabbündel	609	609	608	607	584	583	582	574	572	571
Abbrandeinfluß $C_3$	-----1,05-----									
Austrittstemperatur des frischen Bündels	621	620	618	617	595	594	592	585	582	580
Einfluß des Leistungs- gradienten $C_4$	-----1,093-----									
Austrittstemperatur durch Temperatur- gradient	643	641	639	636	616	614	611	607	602	599
K.M.-Temperatur am Coreende	640	638	636	633	613	611	608	604	599	596
Unsicherheitsfaktor für K.M.-Aufheizung	-----1,28-----									
K.M.-Temperatur "Heißer Kanal"	714	707	701	696	681	675	669	675	663	656
Wärmeübergang Kühl- mittel-Hüllrohr	-----10 °C-----									
Hüllwandaußen- temperatur	724	717	711	706	691	685	679	685	673	666
Wärmeleitung in der Wand	-----21 °C-----									
Hüllwandinnentem- peratur	745	738	732	727	712	706	700	706	694	687
mittlere Hüll- wandtemperatur	735	728	722	716	701	696	689	695	683	677

\* ) Na 2-Referenzwerte

### 5. Unsicherheitsfaktor für die Kühlmittelaufheizung

Weitere mögliche Einflüsse auf die Aufheizspanne sind in den Unsicherheitsfaktoren, die in Kap. 6.3 aufgestellt wurden, zusammengefaßt. Hieraus folgt, daß bei einem ungünstigen Zusammentreffen verschiedener Toleranzen die Kühlmittelaufheizung um 28 % höher liegen kann als im Durchschnitt. Dies entspricht einem Heißkanalfaktor von

$$C_5 = 1,28$$

### 6. Temperatursprung zwischen Kühlmittel und Hüllrohrwand und in der Hüllrohrwand

Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Hüllrohrwand und Kühlmittel wurde nach einer Beziehung [17] für parallel angeströmte Rohrbündel zu ca.  $14 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$  errechnet. Daraus ergibt sich eine Temperaturdifferenz zwischen Hüllrohrwand und Kühlmittel von etwa  $7 \text{ } ^\circ\text{C}$  am Coreende, d.h. an der Stelle der maximalen Hüllwandtemperatur. In die Rechnungen wurde ein Wert von  $10 \text{ } ^\circ\text{C}$  eingesetzt. Damit sind mögliche Unsicherheiten in Stableistung und Wärmeübergang berücksichtigt.

Der Temperaturunterschied von Hüllrohr außen- zu Hüllrohrinnenwand beträgt bei einer Wärmeleitfähigkeit von  $0,21 \text{ W/cm } ^\circ\text{C}$  am Coreende  $17 \text{ } ^\circ\text{C}$ .

Zur Berücksichtigung möglicher Unsicherheiten wurde eine Temperaturdifferenz von  $21 \text{ } ^\circ\text{C}$  eingesetzt, so daß die Hüllwandinnentemperatur um  $31 \text{ } ^\circ\text{C}$  über der maximalen Kühlmittelaustrittstemperatur liegt.

Die maximale Hüllrohrwandtemperatur  $T_{\text{max}}$  ergibt sich demnach bei einer Kühlmittelaustrittstemperatur  $\vartheta_E$  und einer nominellen Aufheizspanne  $\Delta\vartheta_R$  zu

$$T_{\text{max}} = \vartheta_E + \Delta\vartheta_R \cdot C_1 \cdot C_2 \cdot C_3 \cdot C_4 \cdot C_5 + 31 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Mit Hilfe der hier beschriebenen Faktoren wurde eine Reihe von Fällen durchgerechnet, wobei Eintrittstemperatur und Aufheizspanne des Reaktors variiert wurden. Die Tab. 6.2 zeigt - geordnet nach nomineller Reaktoraustrittstemperatur - eine Zusammenstellung der gerechneten Fälle und deren Ergebnisse; in der Abb. 6.6 sind sie noch einmal graphisch dargestellt. Abb. 6.8 zeigt die gerechneten Temperaturen im Vergleich mit anderen Entwürfen natriumgekühlter Prototypreaktoren.

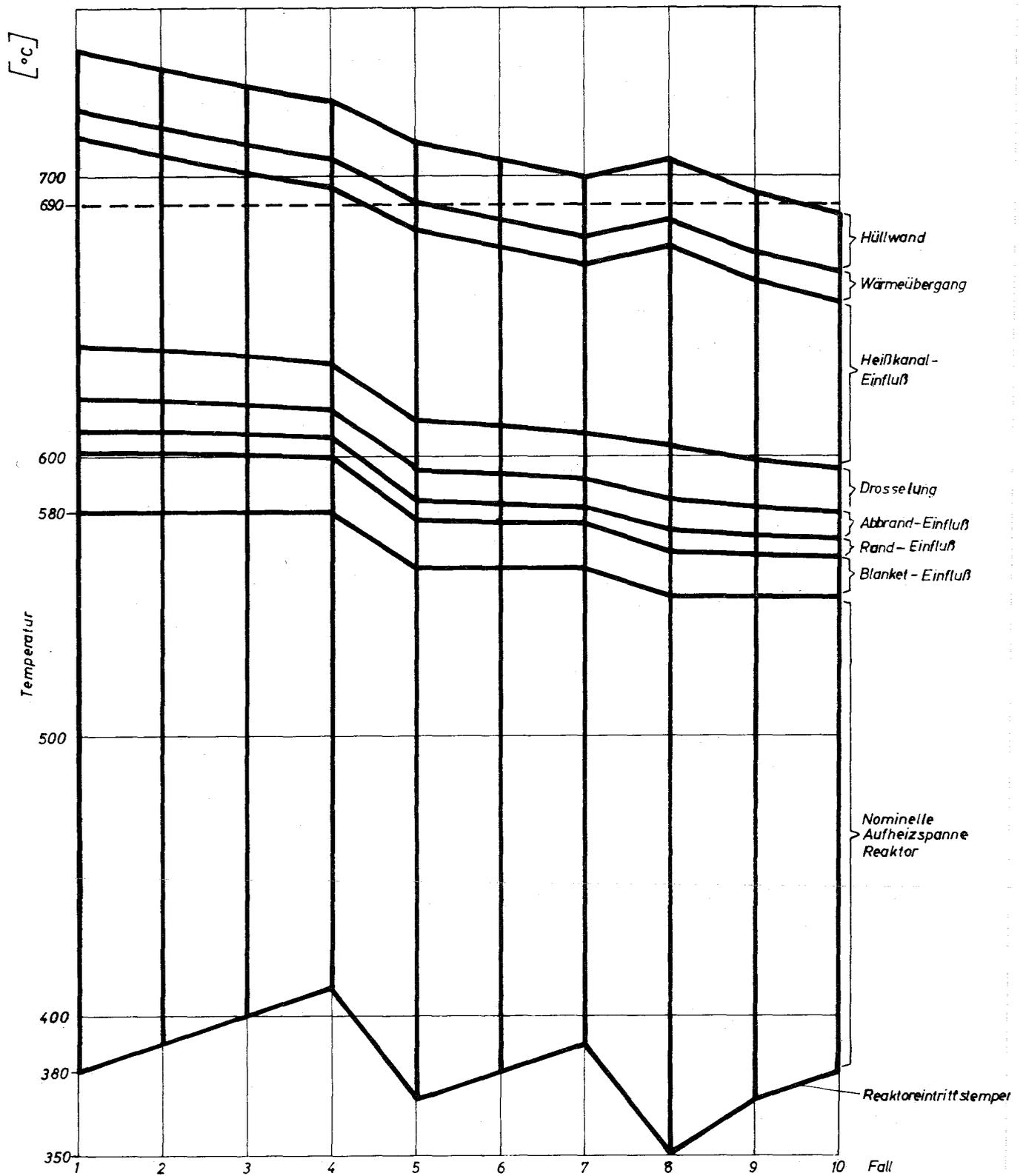


Abb. 6.6 Maximale Hüllwandtemperatur als Funktion der Eintrittstemperatur und der Aufheizspanne

Für den Na 2-Reaktor wurde der Fall 6 ausgewählt:

Eintrittstemperatur:	$v_E^a = 380 \text{ }^\circ\text{C}$
Aufheizspanne:	$\Delta v_E^a = 180 \text{ }^\circ\text{C}$
max. Hüllrohrtemperatur in Wandmitte:	$T_{\max} = 696 \text{ }^\circ\text{C}$

Die für die Berechnung des zulässigen Spaltgasdruckes und der notwendigen Spaltgasraumlänge maßgebende Hüllrohrwandtemperatur liegt allerdings niedriger als  $696 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die höchste Beanspruchung der Brennstoffhüllrohre tritt nämlich erst am Ende der Standzeit bei voll aufgebautem Spaltgasdruck auf. Zu diesem Zeitpunkt sind jedoch die Stabileistung und die nominelle Coreaustrittstemperatur infolge des Abbrandes gesunken, während der Leistungsanteil im radialen Blanket von 4 % auf mindestens 7 % gestiegen ist. Der Faktor  $C_1$  ist nur noch 1,05. Die am Ende einer Brennelementstandzeit erreichte maximale Hüllrohrtemperatur in Wandmitte liegt daher erheblich unter dem soeben berechneten Wert. Sie beträgt nur

$$T_{\max} = v_E^a + \Delta v_R^a \cdot C_1 \cdot C_2 \cdot \frac{1}{C_3} \cdot C_4 \cdot C_5 + 10 \text{ }^\circ\text{C} + \frac{21}{2} \text{ }^\circ\text{C} = 664 \text{ }^\circ\text{C}$$

Wenn die in Kap. 6.3 beschriebenen Temperaturunsicherheiten nicht in die Rechnung einbezogen werden, beträgt die mittlere Coreaustrittstemperatur bei 7 % mittlerer Blanketleistung  $570 \text{ }^\circ\text{C}$  und die maximale Austrittstemperatur  $605 \text{ }^\circ\text{C}$ .

### 6.5 Brennstofftemperaturen

Die maximalen Brennstofftemperaturen für den Na 2-Entwurf sind in der Tab. 6.3 angegeben. Es werden drei Fälle betrachtet:

1. Bei mittlerem Abbrandzustand des Cores und des Blankets beträgt die maximale Stabileistung eines bereits zu einem Drittel abgebrannten Brennelementes maximal 420 W/cm.
2. Unter gleichen Bedingungen beträgt die maximale Stabileistung eines frisch eingesetzten Brennelementes 441 W/cm.
3. Bei mittlerem Abbrandzustand im Core und bereits eingefahrenem Blanket.

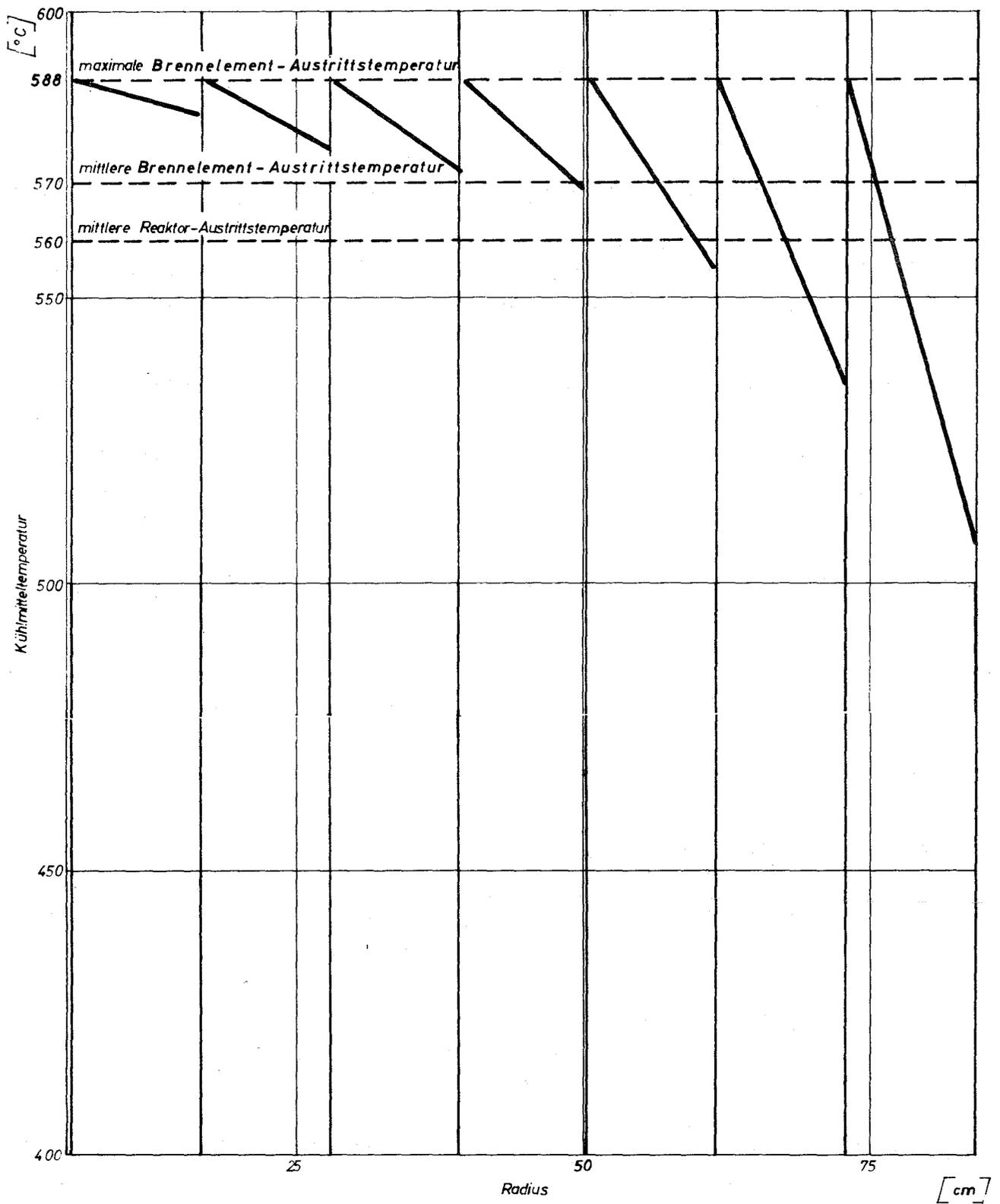


Abb. 6.7 Brennelement-Austrittstemperatur als Funktion des Radius

die maximale Stabileistung eines frisch eingesetzten Brennelementes 529 W/cm unter Einbeziehung des Unsicherheitsfaktors von 1,20 für die Stabileistung.

Das Maximum der Brennstoffzentraltemperatur ist in der Kernmittelebene zu erwarten. Deswegen sind alle im folgenden genannten Temperaturen auf diese Ebene bezogen. Für die Berechnung der Temperaturdifferenz zwischen Kühlmittel und Wand ist eine Wärmeübergangszahl von  $14 \text{ W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$  zugrunde gelegt. Die Berechnung des Wärmeüberganges im Gasspalt zwischen Brennstoffhüllrohr und Brennstoffoberfläche wird mit  $1 \text{ W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$  durchgeführt. Dieser Wert liegt auf der sicheren Seite; nach Literaturangaben  $\sqrt{2,7}$  berechnet sich der Wärmeübergangskoeffizient zu 1,1 bis 1,5  $\text{W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Zur Bestimmung der Zentraltemperatur wurde die in Abb. 6.9 dargestellte Abhängigkeit des Wärmeleitintegrals des Brennstoffes von der Temperatur benutzt.

Die maximale Brennstoffzentraltemperatur liegt mit  $2770 \text{ }^\circ\text{C}$  in der Gegend des Schmelzpunktes des Oxydgemisches. Allerdings kann man annehmen, daß sich bereits nach kurzer Bestrahlungszeit ein zentraler Kamin im Brennstoff bildet, durch den die Zentraltemperatur merklich herabgesetzt wird.

Bei einer Schmierdichte von 80 % und einer Pelletdichte von 84 % der theoretischen Dichte kann der Brennstoff einen Hohlzylinder mit einem Durchmesser Verhältnis von 0,22 bilden, wenn die Festkörperdichte unverändert bleibt. Nach Abb. 6.10 hat das eine Verminderung der Temperaturdifferenz im Brennstoff von mindestens 18 % zur Folge. Die maximale Brennstofftemperatur ist dann etwa  $2440 \text{ }^\circ\text{C}$ . Der Einfluß der verbesserten Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes aufgrund seiner höheren Dichte in der Umgebung des Zentralkanals wurde bei der Berechnung nicht berücksichtigt.

Dieser Wert liegt unter der Schmelztemperatur, so daß selbst wenn die hier gemachten Annahmen über die Bildung des Zentralkanals nur teilweise zutreffen, ein deutlicher Sicherheitsabstand gegen Schmelzen des Brennstoffes vorhanden ist.

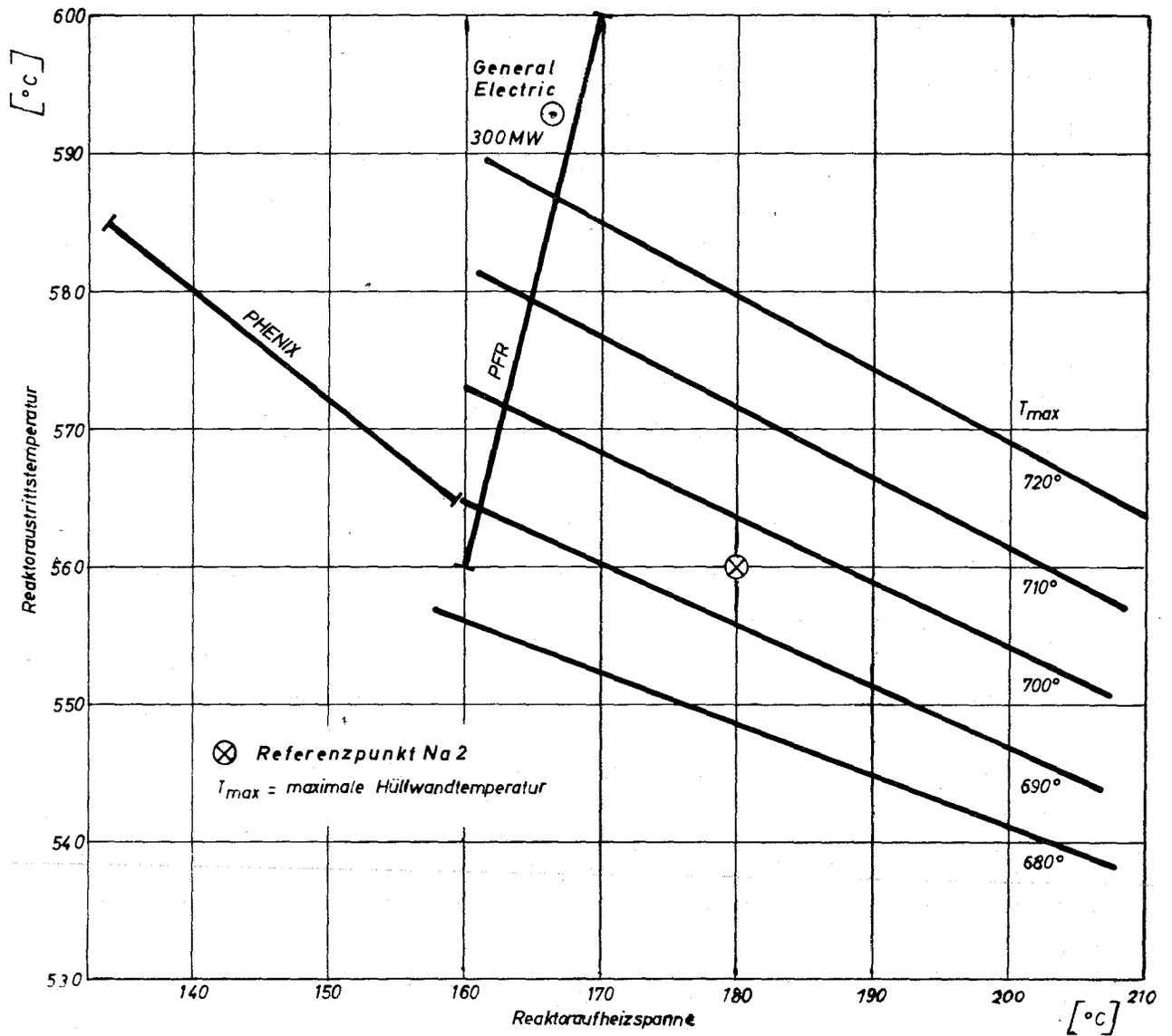


Abb. 6.8 Maximale Hüllwandtemperatur als Funktion der Reaktoraustrittstemperatur und der Reaktoraufheizspanne

Tab. 6.3Brennstofftemperaturen

Fall	1	2	3
Stableistung	420 W/cm	441 W/cm	529 W/cm
Aufheizung Core	208 °C	218 °C	295 °C
Aufheizung in Coremittelebene	104 °C	109 °C	148 °C
Wärmeübergang Wand-Kühlmittel	16 °C	17 °C	25 °C
Wärmeleitung im Hüllrohr	42 °C	44 °C	62 °C
Temperatursprung im Spalt	257 °C	270 °C	324 °C
Brennstoffoberflächen- temperatur	799 °C	820 °C	939 °C
<u>max. Stableistung</u> $\frac{4\pi}{4\pi}$	33,4 $\frac{W}{cm}$	35,1 $\frac{W}{cm}$	42,1 $\frac{W}{cm}$
Maximaltemperatur ohne Zentralkanal	2360 °C	2440 °C	2770 °C
Maximaltemperatur mit Zentralkanal	2080 °C	2150 °C	2440 °C

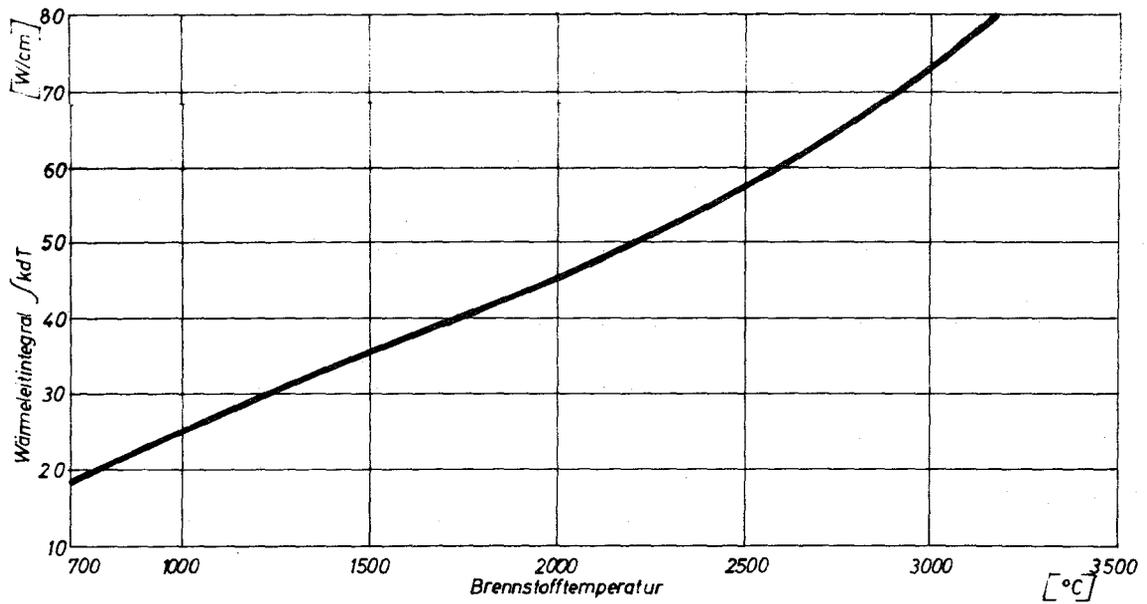


Abb. 6.9 Wärmeleitintegralkurve des Brennstoffes

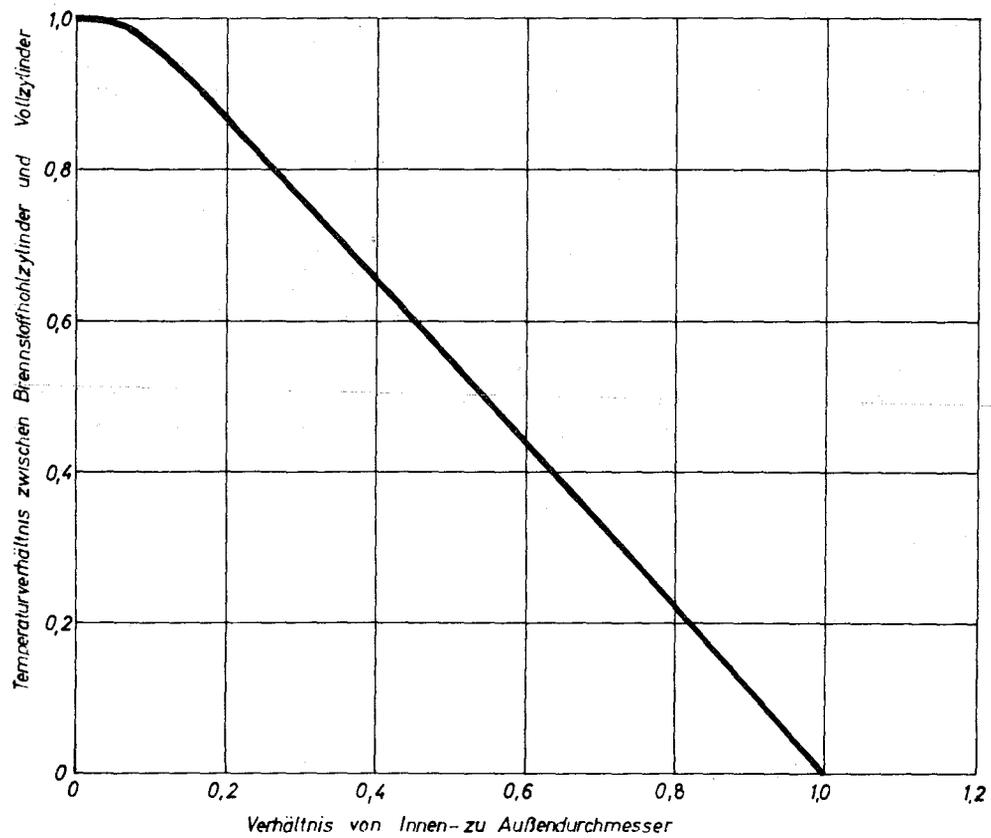


Abb. 6.10 Temperaturdifferenz in Brennstoffhohlzylindern bezogen auf den Fall des Vollzylinders

Referenzen

[1] O.E. Dwyer:

Eddy Transport in Liquid Metal

Heat Transfer. A.I.Ch.E. Journal 9, Nr. 2, p. 261, (1963)

[2] W. Kermit Anderson, G.L. Lechliter:

Some Input Functions for Computer Description of Fuel Properties.

Part 1 - Thermal Properties. ANS-Transact. 9, Nr. 2, p. 375 (1966)

## 7. SICHERHEIT

	<u>Seite:</u>
7.1 Stabilität	7-1
7.2 Reaktivitätsstörungen	7-3
7.2.1 Beladeunfall	7-3
7.2.2 Anfahrunfall	7-5
7.2.3 Anforderungen an ein Abschaltssystem	7-7
7.3 Kühlungsstörungen	7-9
7.3.1 Blockieren eines Kühlkanals	7-9
7.3.2 Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen	7-15
7.3.3 Ausfall der Sekundärkühlung	7-18
7.4 Auswirkungen spezieller Schadensfälle	7-20
7.4.1 Leck im Primärsystem	7-20
7.4.2 Leck im Zwischenwärmetauscher	7-22
7.4.3 Brennelementschaden im Reaktor	7-23
7.4.4 Freisetzung von radioaktivem Natrium	7-24
7.5 Chemische Reaktionen	7-29
7.5.1 Natriumbrand	7-29
7.5.2 Natrium-Wasser-Reaktionen im Dampferzeuger	7-31
7.5.3 Sonstige Natriumreaktionen	7-34
7.5.3.1 Reaktionen von Natrium mit Beton	7-34
7.5.3.2 Reaktionen von Natrium mit Öl	7-34
7.5.3.3 Reaktionen von Natrium mit Freon	7-35
7.6 Basisunfall	7-35
7.6.1 Voraussetzungen und Auslösung	7-35
7.6.1.1 Entfernen von Absorbermaterial	7-36
7.6.1.2 Zufuhr von Spaltstoff	7-37
7.6.1.3 Reduktion der Leckage	7-37
7.6.1.4 Spektrumsveränderung	7-39
7.6.1.5 Änderung der Kerngeometrie	7-43
7.6.2 Nukleare Exkursion	7-44
7.6.3 Brennstoff-Natrium-Reaktion	7-49

	<u>Seite:</u>
7.6.4 Mechanische Unfallauswirkungen	7-50
7.6.4.1 Auswirkungen von Schockwellen	7-51
7.6.4.2 Explosionsdruck und Wasserhammer	7-53
7.6.4.3 Auswirkungen des Behälterbruches	7-55
7.6.5 Radiologische Auswirkung des Basis-Unfalls	7-57
7.6.6 Nachwärmeabfuhr nach dem Basisunfall	7-64

## 7. SICHERHEIT

### 7.1 Stabilität

Für das Na 2-Core wurden lineare Stabilitätsberechnungen nach Hurwitz für verschiedene Leistungsbereiche durchgeführt. Bei den Berechnungen wurden der Canmaterial-Ausdehnungskoeffizient und der Kühlmitteldichtekoeffizient nicht berücksichtigt, weil sie gegenüber dem Dopplerkoeffizienten und dem Strukturkoeffizienten vernachlässigbar sind. Der axiale Brennstoffausdehnungskoeffizient wurde im Rahmen dieser konservativen Analyse vernachlässigt.

Der Strukturkoeffizient berücksichtigt sowohl die Core-Ausdehnung als auch die Verbiegung. Deshalb ist er von der Anordnung der Distanzstücke zwischen den Brennelementen abhängig. Um diesen Einfluß zu zeigen, wurden 3 Fälle untersucht (s. Kap. 5.3.3.3):

Fall I	: keine Abstützung	+ 22,4 · 10 <sup>-6</sup> /grd
Fall II	: Abstützung in Coremitte	- 58,4 · 10 <sup>-6</sup> /grd
Fall III	: Abstützung in Coremitte und im oberen ax. Blanket	- 55,2 · 10 <sup>-6</sup> /grd

Fall I gilt nur, solange das Spiel zwischen den Distanzstücken noch nicht durch die thermische Verbiegung der Brennelemente infolge des radialen Temperaturgradienten im Kühlmittel aufgehoben ist, d.h. praktisch nur bei Nullastbetrieb. Bei Leistungsbetrieb ist wegen der nach außen abfallenden Temperaturverteilung ein solcher Zustand nicht möglich. Fall III zeigt, daß sich das Stabilitätsverhalten nur unwesentlich ändert, wenn mehrere Stützebenen vorhanden sind.

Der Fall I, der nach der Rechnung instabil ist, hat für die Betrachtung von Unfällen keine Bedeutung, weil der instabile Zustand aufhört, sobald sich die Distanzstücke berühren. Das unterschiedliche Stabilitätsverhalten mit oder ohne Berührung der Abstützpunkte muß jedoch bei der Regelung im Anfahrbereich berücksichtigt werden. Fall II und III unterscheiden sich nur unwesentlich voneinander. Eine zusätzliche Abstützung ändert am dynamischen Verhalten nicht viel.

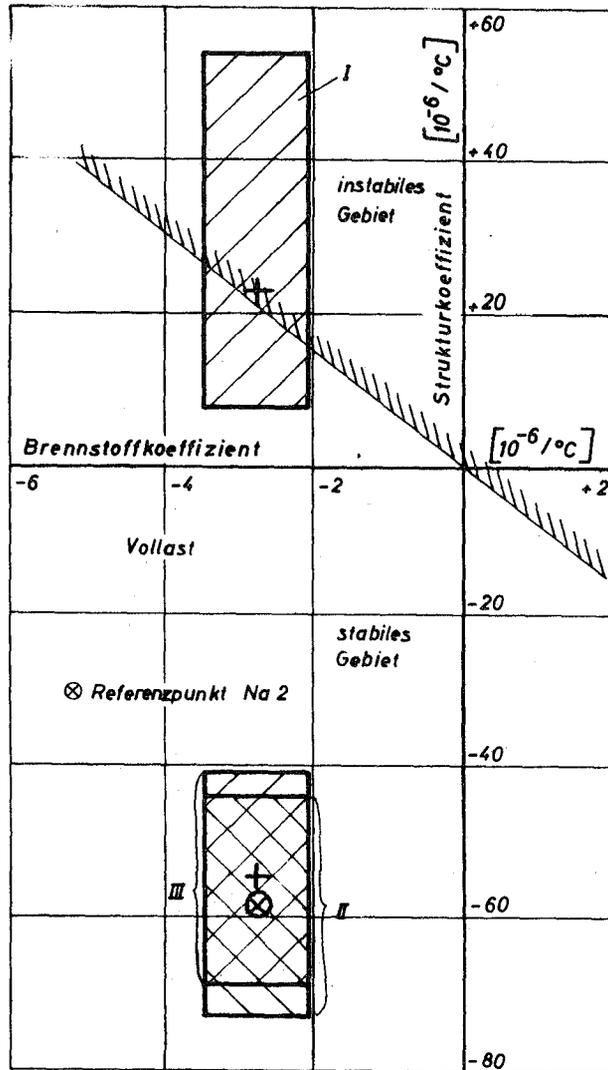


Abb. 7.1 Stabilitätsdiagramm für Vollast

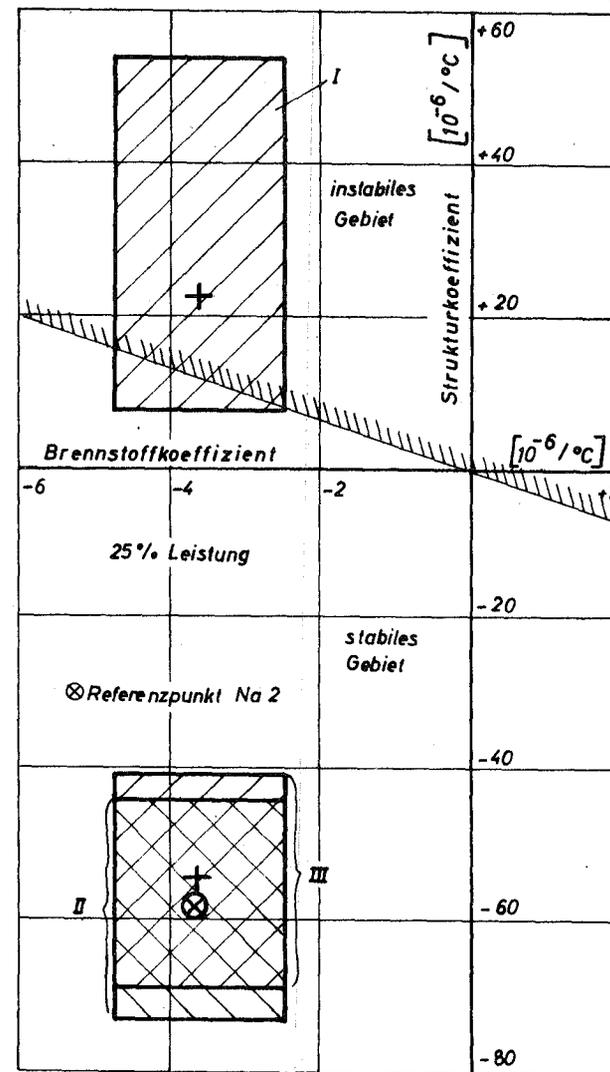


Abb. 7.2 Stabilitätsdiagramm für 25 % Leistung

Da Doppler- und Strukturkoeffizient nur ungenau bestimmt werden können, wurden in Bild 7.1 und 7.2 Bereiche (schraffiert) für die mögliche Lage der Punkte eingezeichnet.

Folgende Toleranzen wurden dabei angenommen:

Dopplerkoeffizient  $\pm 25 \%$

Strukturkoeffizient

Ausdehnung  $\pm 25 \%$

Verbiegung  $\pm 40 \%$

Die Darstellung zeigt, daß für Fall II und III auch unter Berücksichtigung der Fehler die Stabilitätsgrenze nicht überschritten wird.

Diese Stabilitätsuntersuchungen nach Hurwitz liefern die gleichen Ergebnisse wie die ebenfalls durchgeführten Untersuchungen mit Hilfe von Nyquist-Diagrammen.

Um Aussagen über das dynamische Verhalten des Cores machen zu können, wurden Frequenzganguntersuchungen für die wichtigsten Größen durchgeführt. Bild 7.3 zeigt die Frequenzgänge der Leistung für Fall II bei Reaktivitätsänderung ( $\frac{\delta P}{\delta k}$ ) für Vollast und 25 % Leistung im Bode-Diagramm.

## 7.2 Reaktivitätsstörungen

Der Einfluß von Reaktivitätsstörungen auf die Reaktorleistung und auf die Temperaturen im Reaktorkern wurde untersucht. Aus der Untersuchung der größten Reaktivitätsstörungen, die bei dem vorliegenden Entwurf noch als realistisch angesehen werden, ergeben sich bezüglich der Totzeiten bestimmte Anforderungen an das Abschaltssystem.

### 7.2.1 Beladeunfall

Während des Beladevorganges ist die Unterkritikalität des Reaktors dadurch gewährleistet, daß alle Steuer- und Abschaltelemente von ihren Antrieben getrennt sind und sich in der Stellung größter **negativer** Reaktivität im Core befinden. Andererseits aber ist der Beladevorgang im Hinblick auf die Kritikalitätssicherheit besonders interessant, weil während dieses Zeitraumes keine zusätzliche Abschaltreaktivität zur Verfügung steht und außerdem das innere Containment durch Entfernen des Schutzdeckels über der Reaktorgrube geöffnet sein muß, damit die Wechselmaschine und die Umsatzvorrichtung auf den Reaktordeckel aufgesetzt werden können.

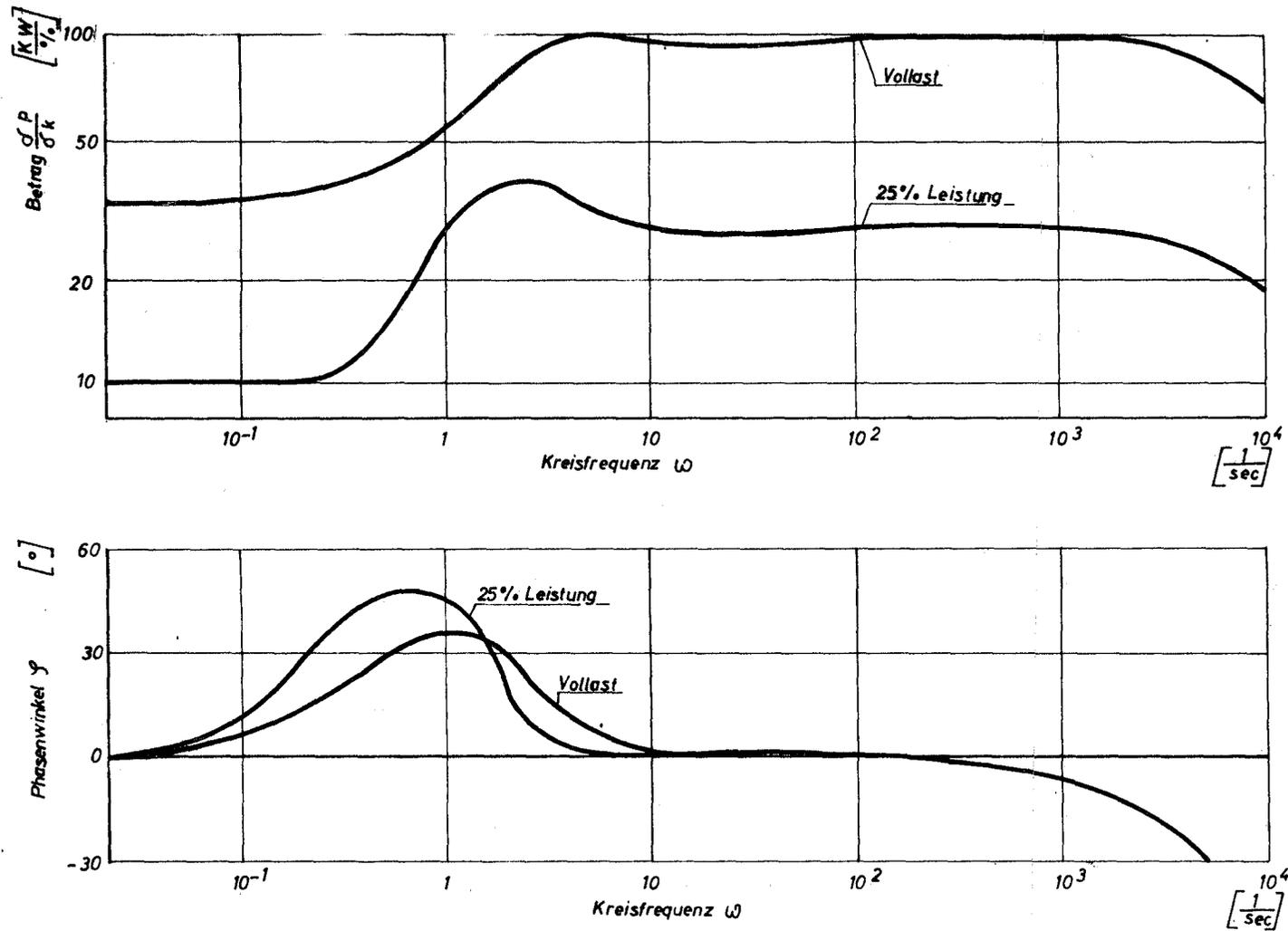


Abb. 7.3 Frequenzgang der Leistung bei Reaktivitätsstörung  
(Bode-Diagramm)

Als Testfall für die Kritikalitätssicherheit wurde ein Beladeunfall angenommen, bei dem der Reaktor während des Beladens bei einem Neutronenfluß von  $10^9 \frac{n}{cm^2 sec}$  in Coremitte unbemerkt kritisch geworden ist und ein Brennelement der äußeren Corezone in die Coremitte fällt. Dabei wird eine Reaktivität von 2,5  $\beta$  eingebracht (s. Kap. 5.3.2.2). Die Brennstoff- und Kühlmitteltemperaturen liegen während des Beladens bei 300 °C. Je nach der Fallgeschwindigkeit, die von der Fallhöhe und den Strömungsverhältnissen im Kühlmittel abhängt, ergibt sich eine verschieden starke Störreaktivität. Abb. 7.4 zeigt die Temperaturen im Brennstoff und im Kühlmittel für einen Kühlmitteldurchsatz, der 10 % des Nenndurchsatzes entspricht. Das Diagramm gilt für eine Störreaktivität von 1  $\beta/sec$ . Die Brennstofftemperatur würde in diesem Fall unter 1000 °C bleiben, das Natrium würde die Siedetemperatur nicht erreichen. Der Reaktor würde sich auf einer Leistung von 130 MW<sub>th</sub> stabilisieren. Es ist jedoch zu erwarten, daß durch Weiterentwicklung der Unterkritikalitätsmeßtechnik während des Beladevorganges die Kritikalität laufend überwacht werden kann, so daß ein unbemerktes Erreichen der Kritikalitätsgrenze gänzlich ausgeschlossen werden kann und es nicht notwendig sein wird, während des Beladens einen Mindestdurchsatz von z.B. 10 % des Nenndurchsatzes aufrechtzuerhalten.

### 7.2.2 Der Anfahrunfall

Dem Anfahrunfall liegt die Annahme zugrunde, daß beim Anfahren des Reaktors, der bei einem Neutronenfluß von  $10^9 \frac{n}{cm^2 sec}$  in Coremitte gerade kritisch ist, alle Trimmstäbe aufgrund einer Fehlsteuerung der Antriebe in 20 min aus dem Core herauslaufen. Das ergibt eine Störreaktivität von etwa 2  $\beta/sec$ .

Das Temperaturniveau im Brennstoff und Kühlmittel liegt bei 300 °C, der Kühlmitteldurchsatz beträgt 10 % des Nenndurchsatzes. Als Strukturkoeffizient wurde der pessimistische Wert von  $-15 \cdot 10^{-6}/grd$  angesetzt. Dieser Wert ist nur etwa ein Drittel des berechneten Wertes. Dies berücksichtigt in konservativer Weise die Tatsache, daß bei geringer Leistung sich u.U. noch nicht alle Brennelemente aneinander abstützen, da die Abstützung in der Coremittelebene erst durch den Aufbau des radialen Temperaturgradienten voll wirksam wird. Abb. 7.5 zeigt den Verlauf der Kühlmittelaustrittstemperatur bis 70 sec nach Beginn der Störung. Der relativ langsame Temperaturanstieg von etwa 6 °C/sec ist vom Abschaltssystem leicht zu beherrschen.

7-6

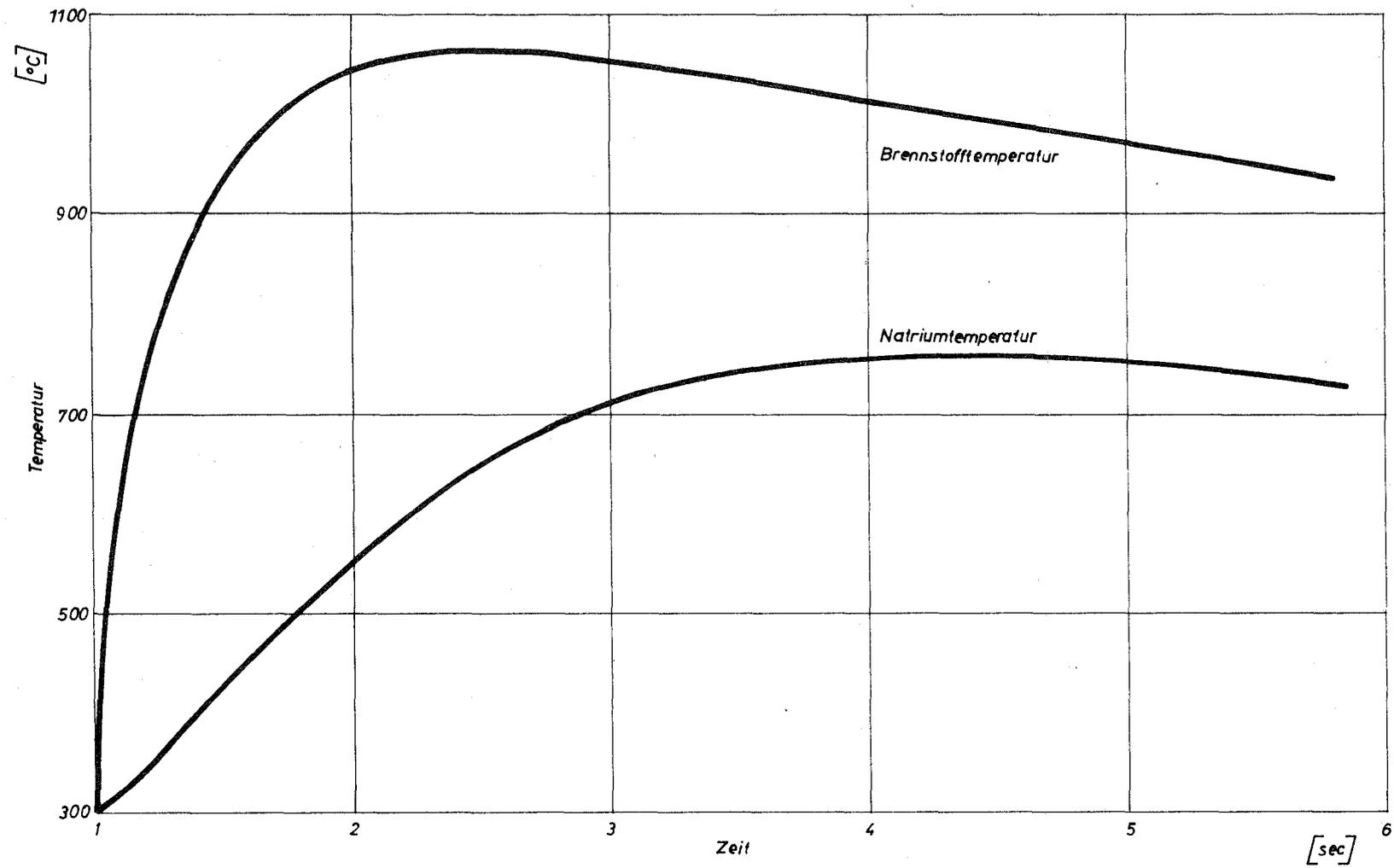


Abb. 7.4 Temperaturverläufe bei einem Beladeunfall

Im Primärsystem ist wegen des Einflusses des Reaktoraustrittsplenums die Temperaturänderungsgeschwindigkeit bedeutend geringer, so daß keine nennenswerten Thermospannungen in den Kreislaufkomponenten erzeugt werden.

### 7.2.3 Anforderungen an ein Abschaltssystem

Es werden zwei Abschaltssysteme einander gegenübergestellt, die sich durch die Fallzeit der Abschaltstäbe im Core unterscheiden. Beim ersten Abschaltssystem tauchen die Stäbe im freien Fall in das Core, beim zweiten System werden sie durch eine Federkraft von 250 kp zusätzlich beschleunigt. Abb. 7.6 zeigt die Abschaltcharakteristiken dieser Systeme bis zu 10 % Hub. Der Abschaltbefehl wird vom Sicherheitssystem gegeben, das bei Überschreitung eines der eingestellten Grenzwerte anspricht, die Haltemagneten aller Abschaltstäbe entregt und so die Fallbewegung der Stäbe einleitet. Es lassen sich 3 charakteristische Zeiten für ein Abschaltssystem definieren:

- 1) Die Zeitkonstante des nuklearen Stranges. Sie ist hier zu 5 msec angenommen.
- 2) Die Totzeit zwischen Abschaltbefehl durch den Grenzwertgeber und Bewegungsbeginn der Stäbe. Sie wurde im Bereich 40 - 200 msec variiert.
- 3) Die Fallzeit der Abschaltstäbe im Core für die zwei verschiedenen Systeme.

Während die Zeitkonstante des nuklearen Stranges durch die Elektronik gegeben ist und sich nicht nennenswert verbessern läßt, hängt die Totzeit stark von der Konstruktion des Haltemechanismus der Abschaltstäbe ab. Ziel dieser Untersuchung war es, eine Aussage über die zulässige Totzeit im Vergleich der beiden Abschaltssysteme zu finden.

Da im Vollastbetrieb die Brennstofftemperatur nur wenig unterhalb der Schmelztemperatur liegt, deren Erreichen hier als unzulässig angesehen wurde, wurde diese Untersuchung für den Vollastbetrieb durchgeführt. Bei Teillast sind die Anforderungen an die Schnelligkeit des Abschalt-systemes geringer. Ein Unfall, der als obere Grenze noch glaubhafter Reaktivitätsunfälle in Betracht zu ziehen ist, ist das Austreiben eines Steuer-elementes durch das strömende Kühlmittel aufgrund eines Bruches der Antriebsstange bei gleichzeitigem Versagen der Drosselung am Fuße des Steuer-elementes. Dieser Unfall entspricht einer Reaktivitätsstörung von etwa 5 %/sec.

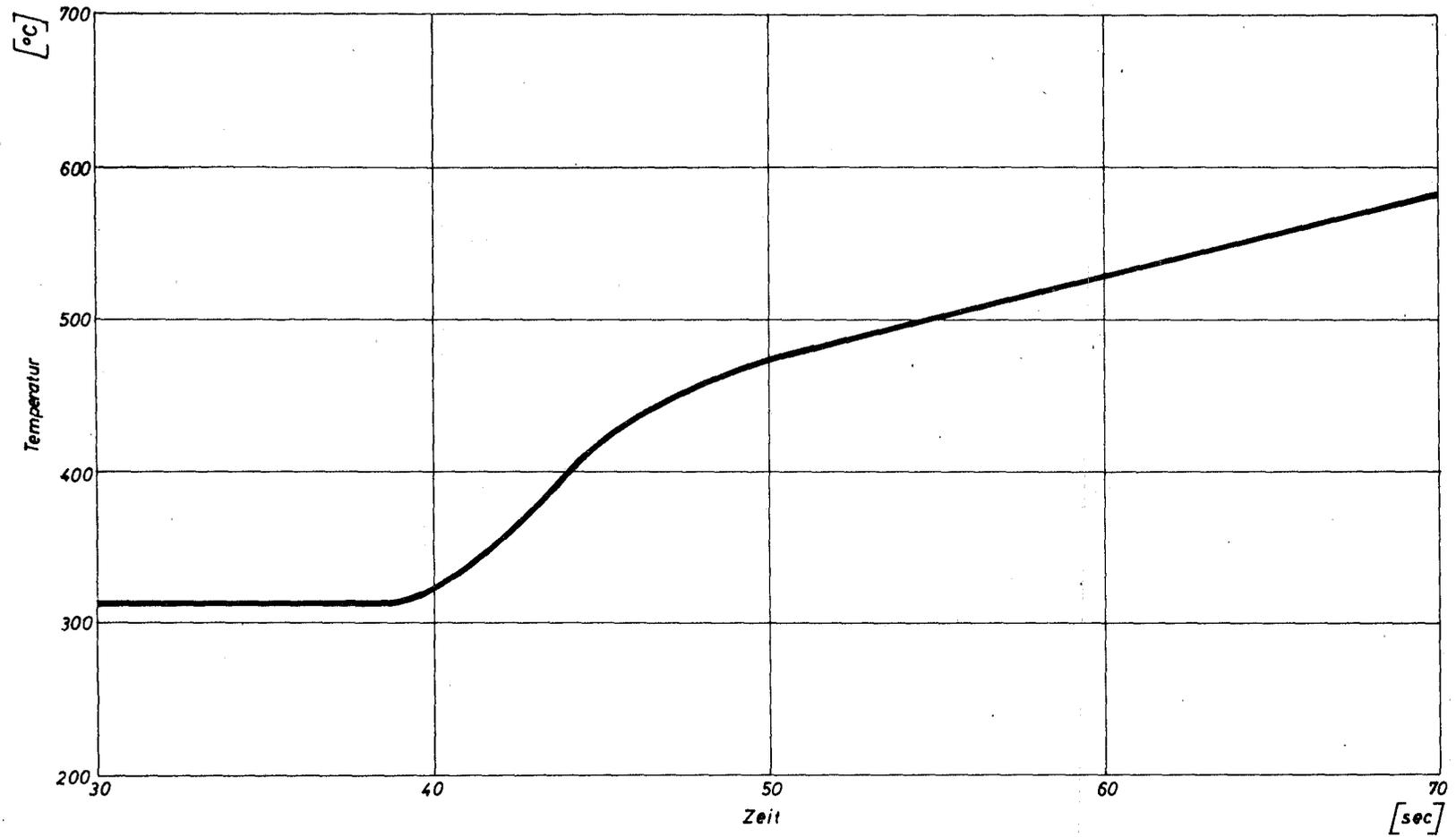


Abb. 7.5 Kühlmittelaustrittstemperatur beim Anfahrnfall

Abb. 7.7 zeigt für das maximal belastete Brennelement, nach welchen Zeiten bei Störreaktivitäten im Bereich von 1 - 20  $\$/\text{sec}$ , die Schmelztemperatur im Zentrum des Brennstabes erreicht wird. Kurve 1 gilt unter Berücksichtigung der Unsicherheitsfaktoren der Temperaturen (s. Kap. 6.3). In Kurve 2 sind diese Faktoren nicht berücksichtigt. Der Abstand bis zur Schmelztemperatur wurde mit 110 °C bzw. 400 °C angesetzt. Diese Werte sind konservativ gegenüber den unter Berücksichtigung der Kaminbildung in Kap. 6.5 errechneten Werten von 300 °C bzw. 600 °C. Abb. 7.8 zeigt die maximal zulässige Störreaktivität für beide Abschaltssysteme als Funktion der Totzeit des Systems für den Fall, daß das Erreichen der Schmelztemperatur des Brennstoffes als gerade noch zulässig betrachtet wird.

Bei konventionellen Abschaltssystemen liegen die Totzeiten je nach Haltemechanismus für die Abschaltstäbe zwischen 80 und 150 msec. Bei Systemen mit Haltemagneten sind Totzeiten von 40 msec und kleiner technisch erreichbar.

Die Fallzeit zu verkleinern lohnt sich besonders dann, wenn es auch gelingt, die Totzeit zu verringern. Das ist aus den Kurven 3 und 4, sowie 1 und 2 deutlich erkennbar.

Zieht man zur Beurteilung der Abschaltssysteme den Unfall "Austreiben eines Steuerelementes" mit 5  $\$/\text{sec}$  heran, so ist dieser Unfall mit dem freien Fall der Abschaltstäbe zu beherrschen, wenn die Totzeit weniger als 55 msec beträgt. Diese Zeit kann wegen der zum Schmelzen benötigten latenten Wärme auf über 130 msec verlängert werden, wenn man lokales Schmelzen in wenigen Brennstäben zuläßt, was ohne Gefährdung des Reaktors möglich ist. Dieses Ergebnis bestätigt das Resultat der Systemanalyse des 1000 MWe natriumgekühlten Brutreaktors Na 1 [17], daß nämlich ein konventionelles Abschaltssystem den Sicherheitsanforderungen eines schnellen Leistungsreaktors genügt. Eine Verkürzung der Totzeit würde allerdings die Sicherheitsreserve erhöhen.

### 7.3 Kühlungsstörungen

#### 7.3.1 Blockieren eines Kühlkanals

Bei der Herstellung und Montage von Primäranlageteilen wird auf Freiheit der Anlage von Verunreinigungen und Fremdkörpern besonders geachtet. Vor

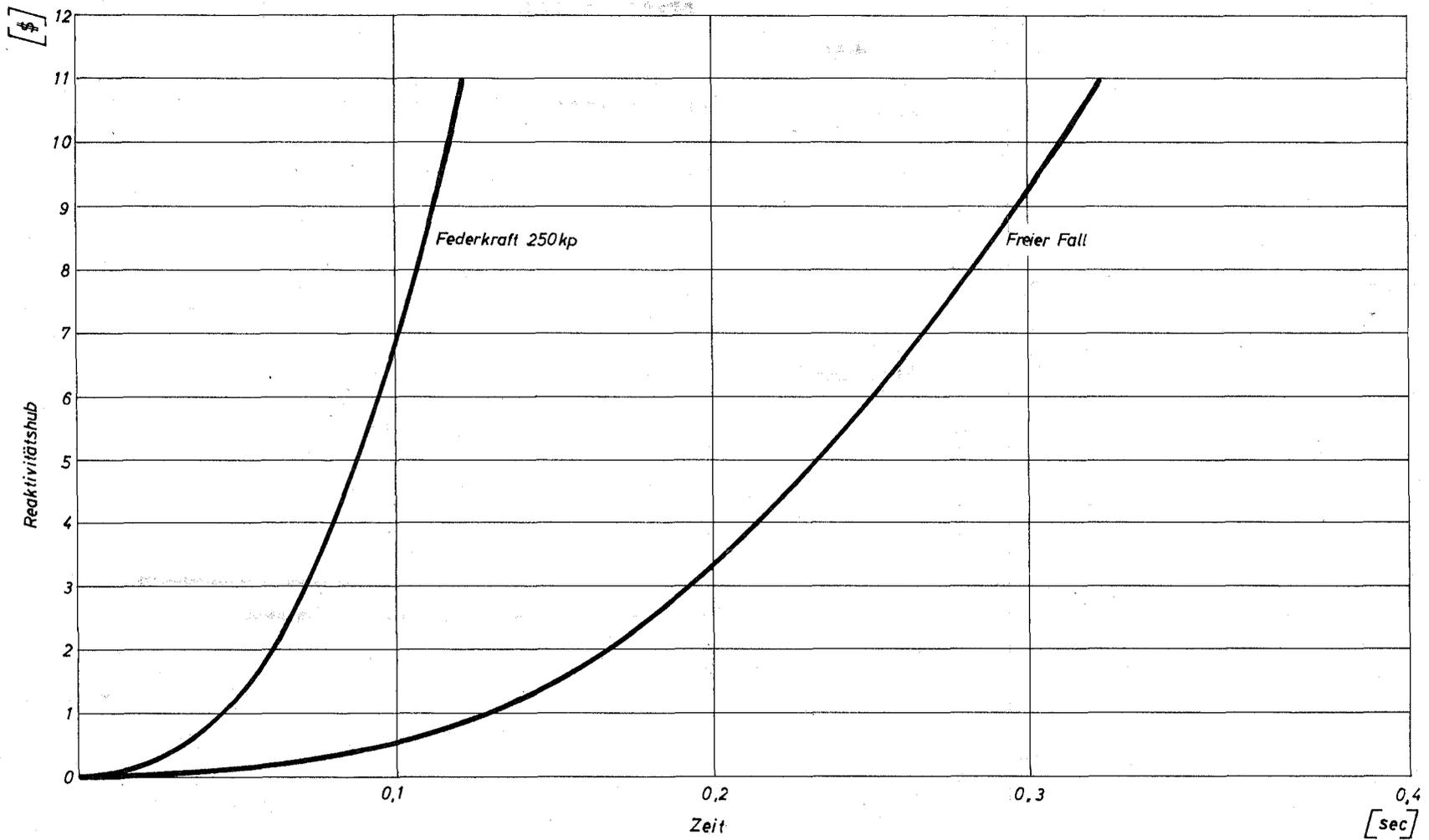


Abb. 7.6 Zeitlicher Verlauf der Abschaltreaktivität zweier Abschaltssysteme

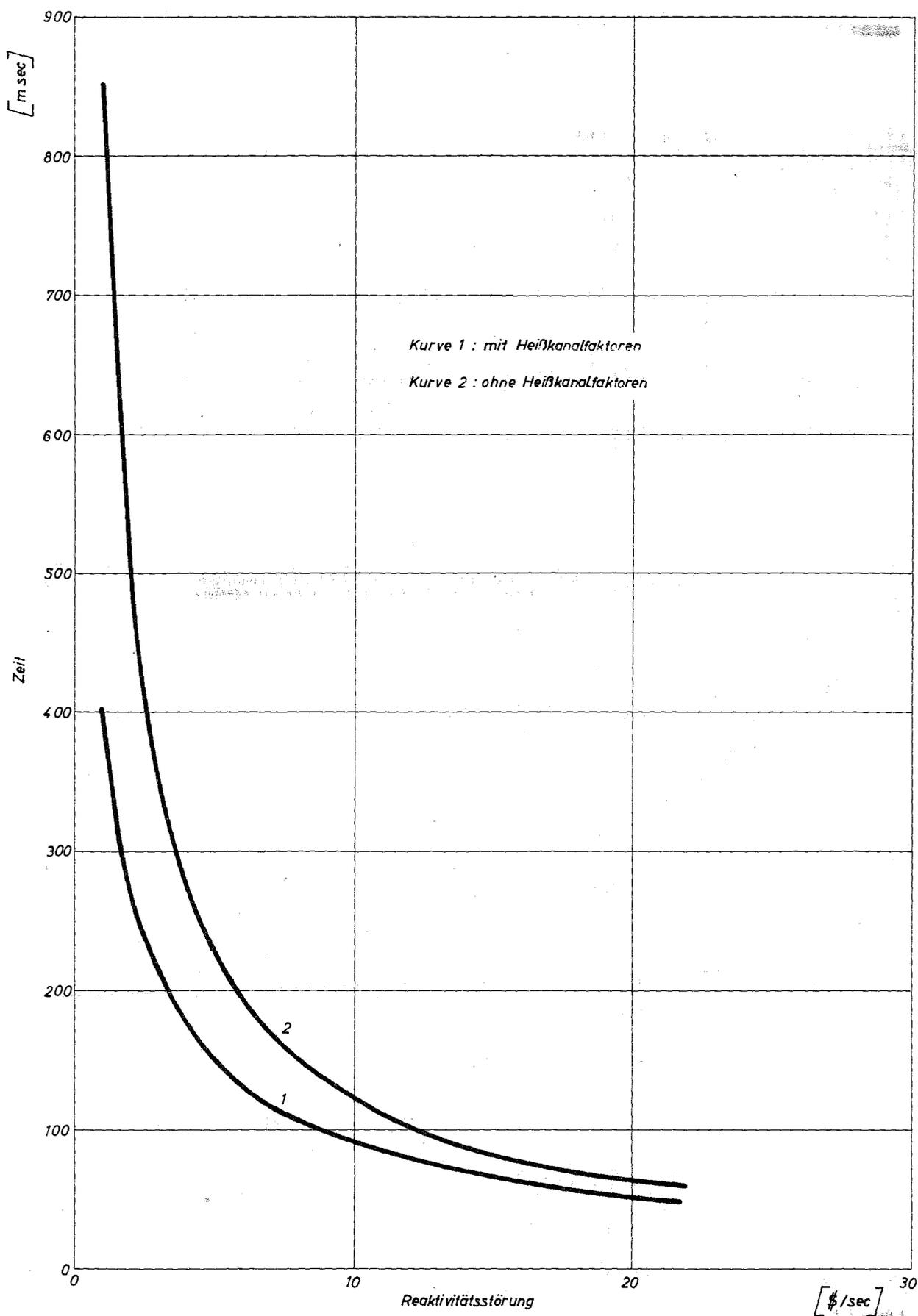


Abb. 7.7 Zeit von Beginn der Störung bis zum Erreichen der Schmelztemperatur im Brennstoff

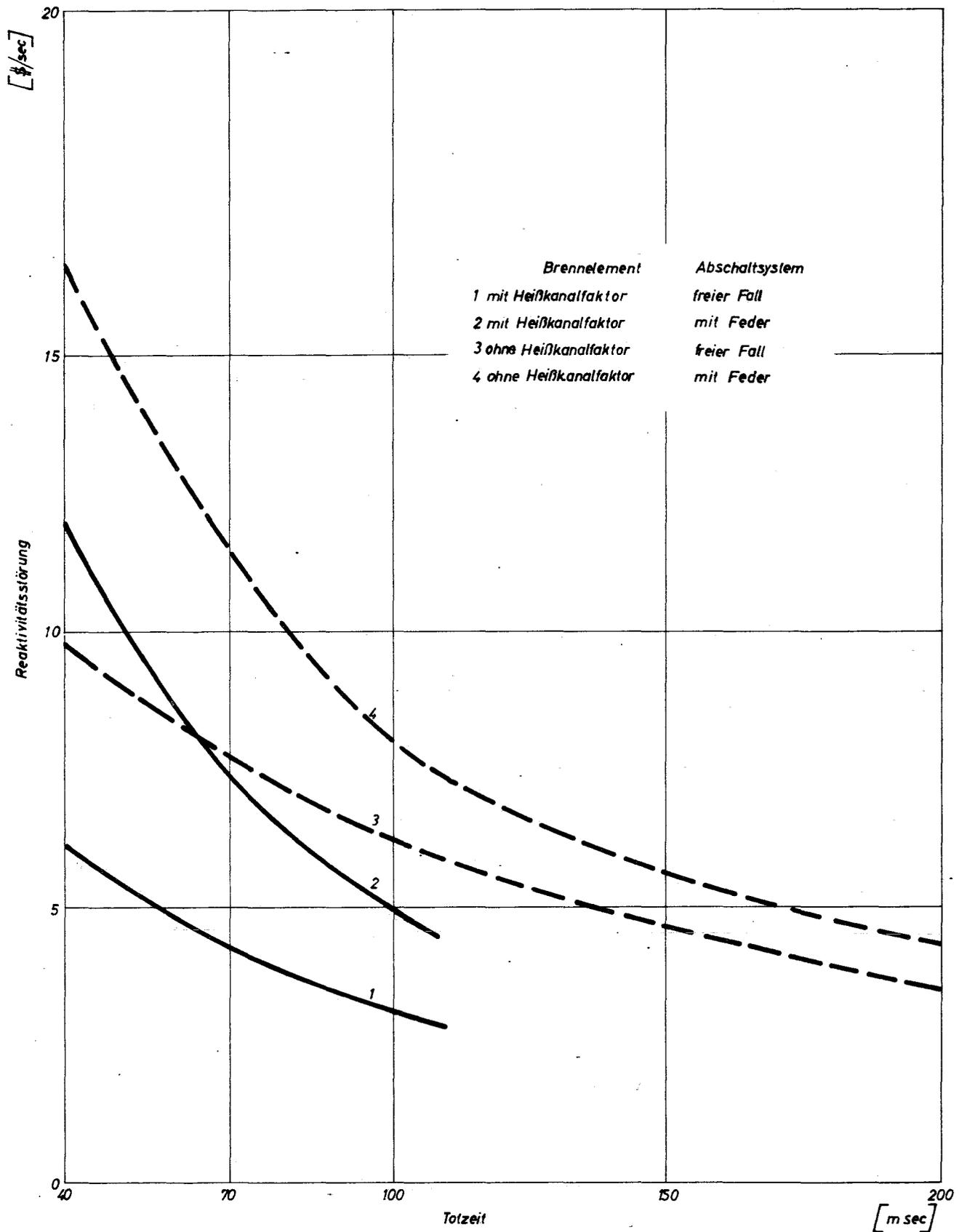


Abb. 7.8 Maximal zulässige Störreaktivität als Funktion der Totzeit des Abschaltensystems

Inbetriebnahme des Reaktors werden Verunreinigungen von den Oberflächen und aus dem Natrium durch die Natriumreinigungssysteme entfernt. Auch während des Betriebes wird der primäre Kühlmittelstrom im Nebenstrom gereinigt und der Oxydgehalt überwacht. Eine plötzliche totale Blockierung aller Kühlkanäle durch Fremdkörper im Natrium oder durch Natriumoxyd erscheint somit ausgeschlossen.

Ein Verstopfen des Kühlmiteleintritts zu einem einzelnen Brennelement kann jedoch nicht völlig ausgeschlossen werden. Aufgrund der Maßnahmen zur Reinigung des Primärnatriums kann ein plötzliches Blockieren der Kühlmiteleintrittsöffnungen zu einem Brennelement durch größere Fremdkörper ausgeschlossen werden. Bei einem allmählichen Abnehmen des Kühlmittelstromes z.B. durch Oxydablagerung würde **der abnormale Betriebszustand von dem Temperaturmeßfühler über dem betreffenden Brennelement anzeigt, so daß der Reaktor abgeschaltet werden kann, bevor ein Schaden entsteht.** Lokale Kühlmittelstörungen **an einzelnen** Brennstäben sind jedoch nicht mit Sicherheit auszuschließen. Solche Störungen können z.B. von einem Versagen der Abstandshalter oder durch Ablagerungen verursacht werden. Die möglichen Ursachen und Wirkungen, sowie Maßnahmen zur Vermeidung derartiger Störungen sind Gegenstand des Forschungs- und Entwicklungsprogrammes.

Abb. 7.9 zeigt den zeitlichen Verlauf der Kühlmitteltemperatur in Core-Mitte bei einem plötzlichen Ausfall der Kühlmittelströmung. In Kurve 1 ist die Temperaturänderung für den im Kern am höchsten belasteten Kühlkanal und in Kurve 2 für einen Kanal, bei dem zusätzlich die Heißkanalfaktoren (s. Kap. 6.3) berücksichtigt wurden, dargestellt. Beide Kurven gehen wegen des möglichen Siedeverzuges über die normale Siedetemperatur hinaus.

Ohne Siedeverzug erfolgt Kühlmittelsieden nach 0,7 bzw. 1 sec. Rechnet man mit einem Siedeverzug von  $400^{\circ}\text{C}$ , so ergeben sich Zeiten von 2,2 bis 3 sec. Da Kühlmittelsieden in einem einzelnen Brennelement maximal nur 0,14 % Reaktivitätsänderung hervorruft, bedeutet eine derartige lokale Störung keine unmittelbare Gefahr für den gesamten Reaktor. Es gibt zwar heute noch keine erprobte Instrumentierung zur Feststellung lokalen Siedens im Reaktor, jedoch ist zu erwarten, daß durch die Entwicklungsarbeiten, die in vielen Ländern auf diesem Gebiet und im Hinblick auf die Feststellung lokaler Brennelementschäden durchgeführt werden, sichergestellt wird, daß eine lokale Kühlungsstörung sich nicht zu einem ausgedehnten Schaden ausbreiten kann.

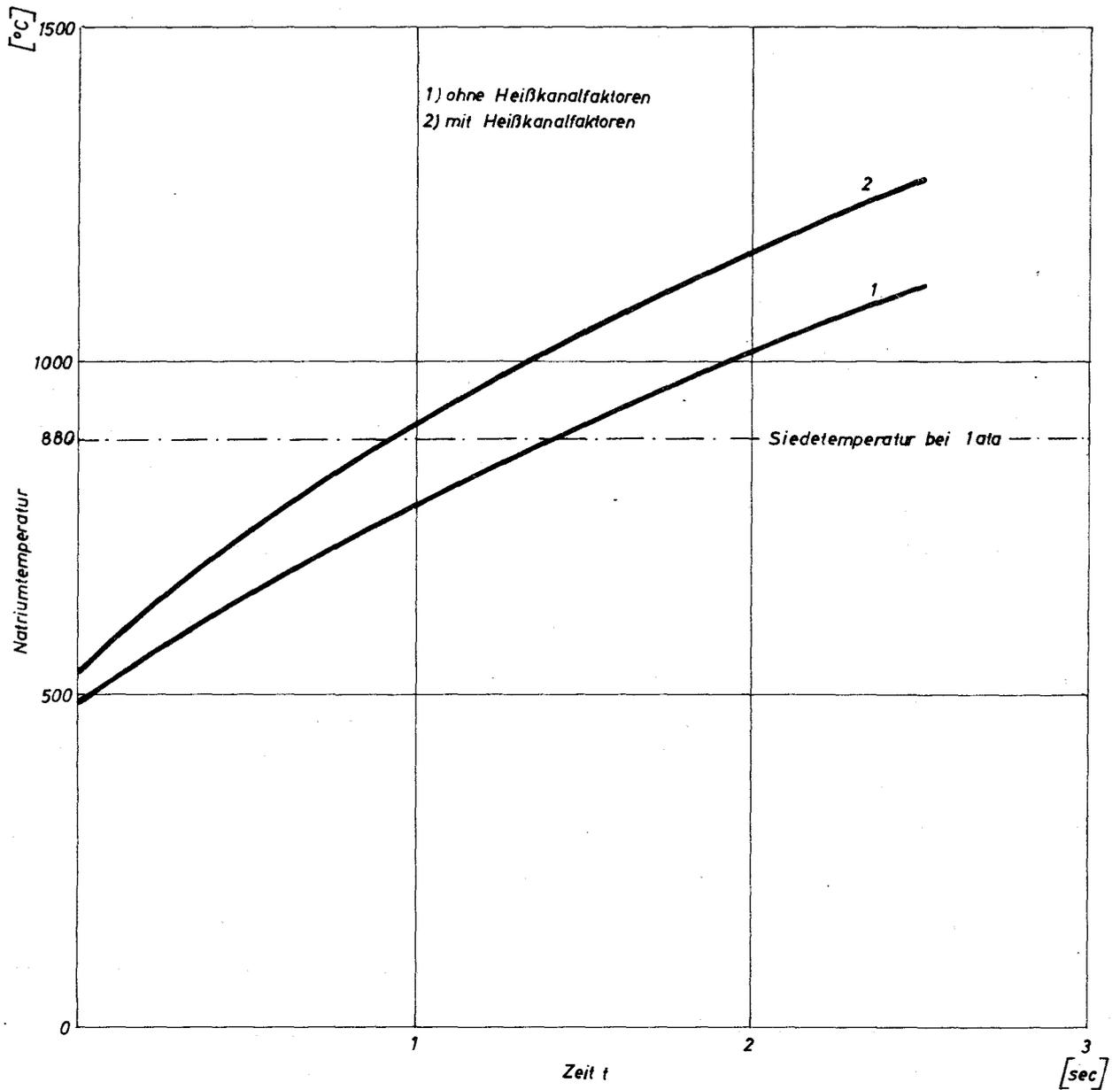


Abb. 7.9 Kühlmitteltemperatur in der Coremittelebene beim plötzlichen Ausfall des Kühlmitteldurchsatzes

### 7.3.2 Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen

Wird die Leistungszufuhr zu den Hauptkühlmittelpumpen unterbrochen, so erfolgt Reaktorschnellschluß (s. Kap. 3.7).

Der Leistungsabfall des Reaktors bei Schnellschluß und Kühlflußabfall der auslaufenden Pumpen erfolgen jedoch nicht synchron. Hierdurch wird das Gleichgewicht zwischen Wärmeerzeugung und Wärmeabfuhr erheblich gestört. Die Temperaturänderungen, die hierdurch im gesamten Primärsystem hervorgerufen werden, sollen durch geeignete Steuerung des Kühlmitteldurchsatzes, z.B. durch schnellschließende Armaturen so kontrolliert werden, so daß sie nicht zu einer Überbeanspruchung der Primärkreis Komponenten führen.

Die Abführung der Nachwärme nach einer Reaktorabschaltung ist über zwei völlig unabhängige Wege möglich:

1. Zwangsumlauf im Hauptkühlsystem. Die Umwälzpumpen sind zu diesem Zweck mit Ponymotoren ausgerüstet, die an die Notstromversorgung angeschlossen sind.
2. Durch Naturumlauf im Notkühlsystem.

Bei der dynamischen Untersuchung des Kühlsystems wurde jedoch stets angenommen, daß die Hauptprimärpumpen trotz der getroffenen Sicherheitsmaßnahmen alle und vollständig ausfallen.

Die durchgeführten Untersuchungen ergaben die Resultate:

1. Der Kühlmitteldurchsatz fällt nach Abschaltung aller Pumpenmotoren stetig ab (s. Abb. 7.11). Die maximalen Änderungen der Reaktoraustrittstemperatur verlaufen über den Bereich von 50 °C mit einer Geschwindigkeit von ca. 1,5 °C/sec (s. Abb. 7.10). Durch Schließen der Absperrschieber (s. Abb. 7.13) kann diese Temperaturänderung dem Betrag nach reduziert werden. Die Änderungsgeschwindigkeit bleibt jedoch unverändert (s. Abb. 7.12). Im Anschluß an diesen schnellen Vorgang fällt die Reaktoraustrittstemperatur langsam weiter ab.
2. Durch die Auslegung des Notkühlsystemes ist sichergestellt, daß nach dem Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen der Kühlmitteldurchsatz sich selbständig der Wärmeerzeugung anpaßt (s. Abb. 7.13).

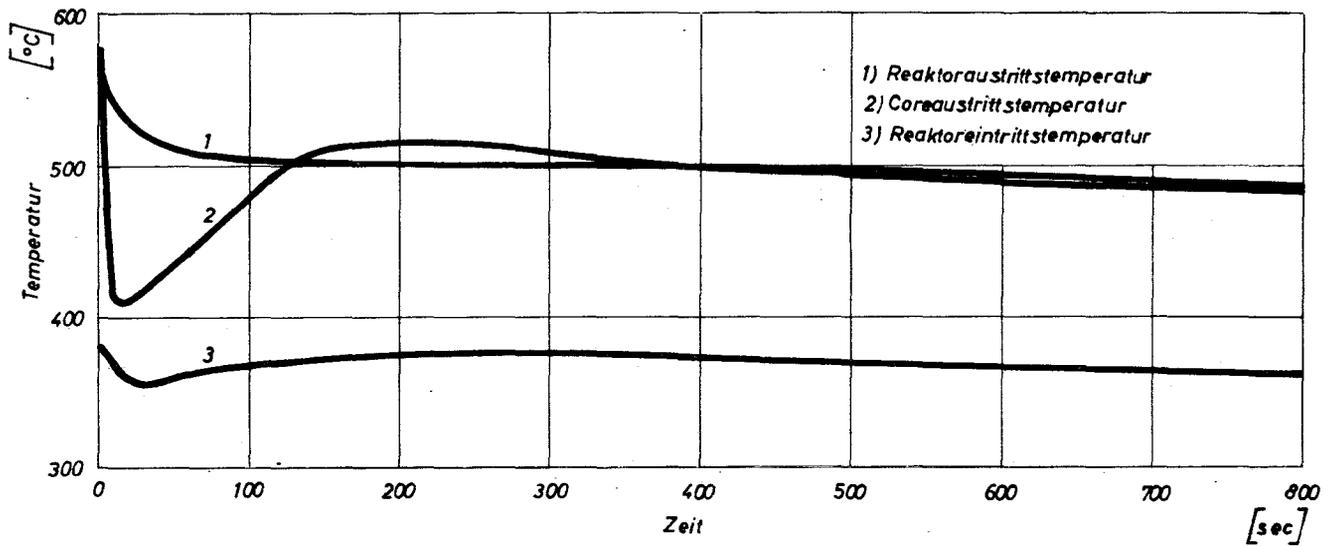


Abb. 7.10 Reaktortemperaturen nach Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen

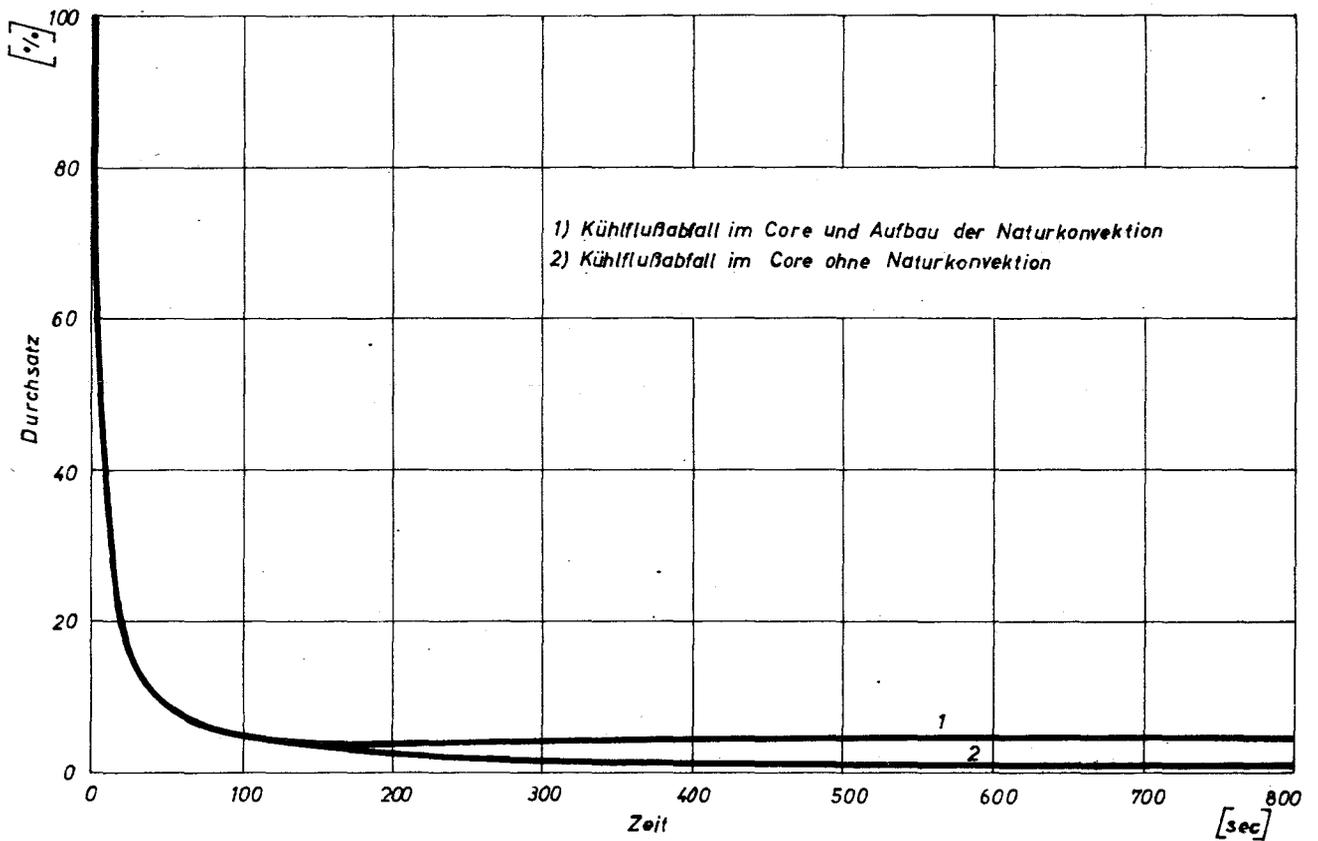


Abb. 7.11 Kühlmitteldurchsatz nach Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen

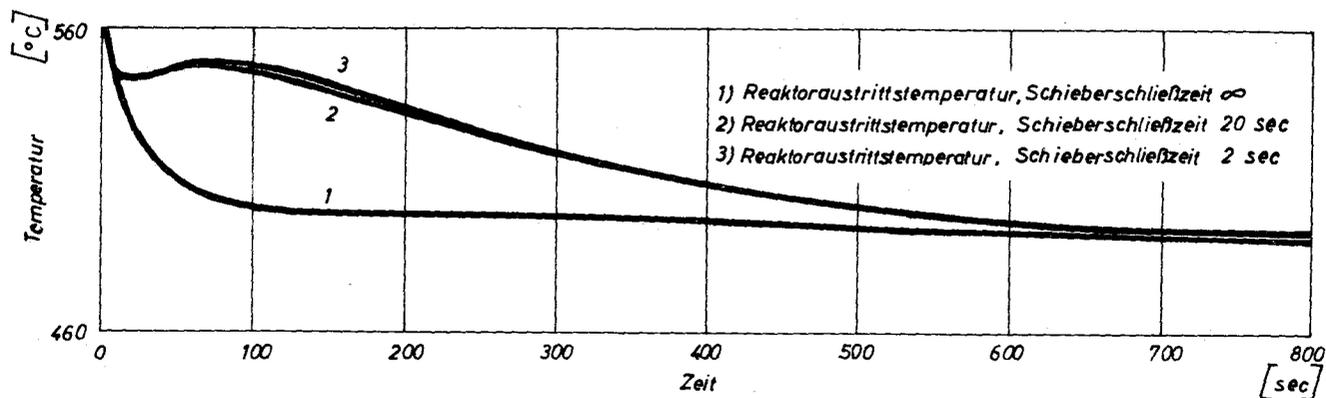


Abb. 7.12 Reaktoraustrittstemperatur nach Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen bei verschiedenen Schieberschließzeiten

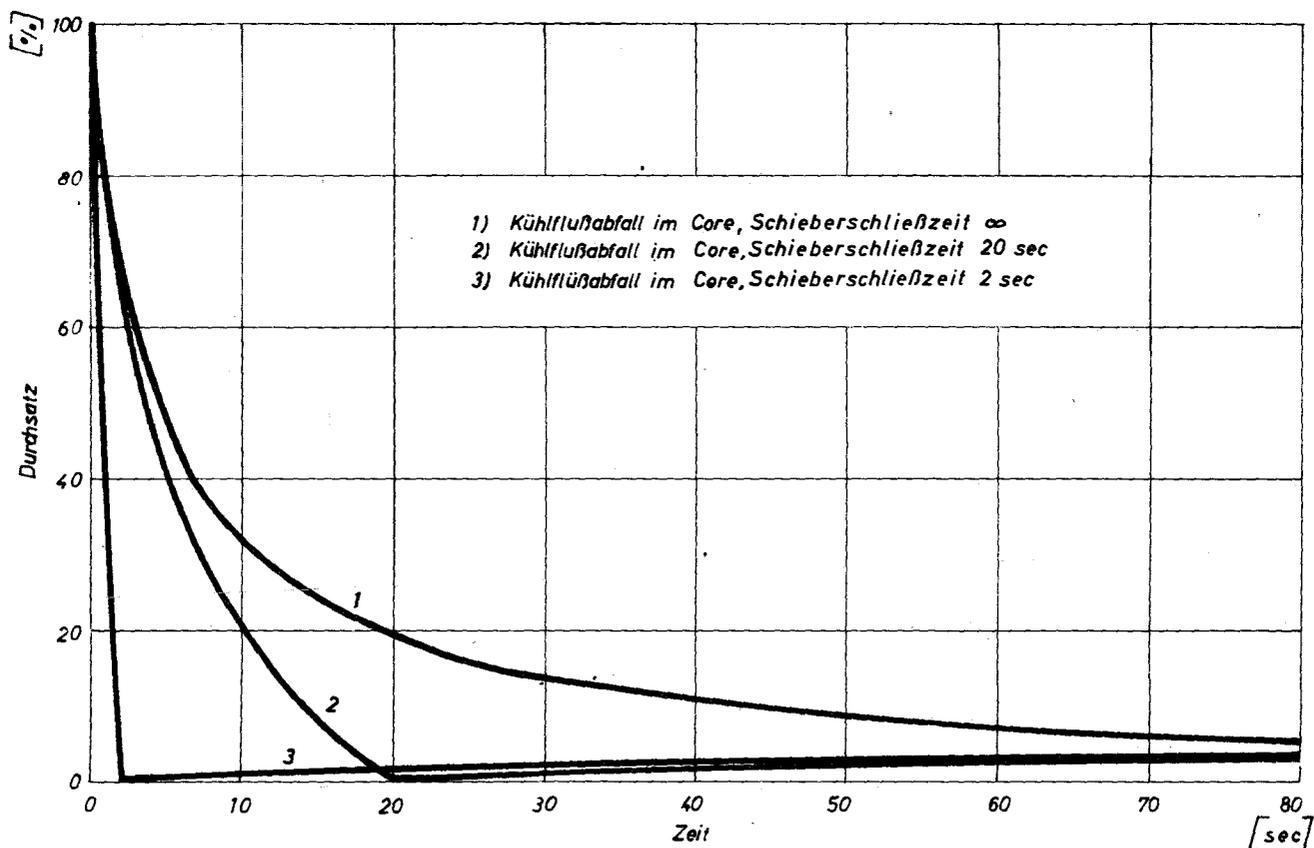


Abb. 7.13 Kühlmitteldurchsatz nach Ausfall der Hauptkühlmittelpumpen bei verschiedenen Schieberschließzeiten und Einsatz der Naturkonvektion im Hilfskühlsystem

Durch Abschiebern des Hauptkühlsystemes wird das Übergangsverhalten, wie Abb. 7.12 und 7.13 zeigen, günstig beeinflusst. Gegenüber dem nicht abgeschieberten Primärsystem ergibt sich ein sanfterer Temperaturübergang. Die maximale Temperaturänderungsgeschwindigkeit von  $1,5 \text{ }^{\circ}\text{C}$  pro sec tritt ca. 10 sec lang auf. Die hierdurch erzeugten Thermoschockspannungen liegen unter den zulässigen Werten. Die Schieberschließzeit selbst hat im Bereich technisch erreichbarer Werte nur geringen Einfluß auf den Verlauf der Reaktoraustrittstemperatur. Wesentlich für den erzielten sanften Temperaturübergang am Reaktoraustritt ist nicht eine extrem kurze Schieberschließzeit, sondern nur eine schnellere Absenkung des primären Kühlflusses im unteren Auslaufbereich (d.h. bei weniger als 25 % der Nennfördermenge) der Pumpen. Schieberschließzeiten von ca. 1 min erscheinen dafür ausreichend zu sein. Wesentlich kürzere Schieberschließzeit ist nicht zu empfehlen, da sonst die Natriumtemperatur im Core nach dem ursprünglichen raschen Absinken (mit bis zu etwa  $100 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ ) deutlich über die normale Austrittstemperatur hinaus ansteigt, bevor der Naturumlauf in Gang kommt. Die Siedetemperatur des Natriums würde jedoch auch bei extrem kurzen Schließzeiten (ca. 2 sec) in keinem Fall erreicht.

### 7.3.3 Ausfall der Sekundärkühlung

Wenn die Kühlung des Sekundärsystemes gestört ist, erfolgt durch das Sicherheitssystem selbsttätig eine Reduzierung der Reaktorleistung (s. Kap. 3.7). Fällt die Stromversorgung für alle drei Sekundärpumpen aus, so wird mittels der drei vorgesehenen Pumpen-Pony-Motoren, die wie im Primärsystem ebenfalls an der Notstromversorgung angeschlossen sind, die Wärmeabfuhr aus dem Zwischenwärmeaustauscher gewährleistet. Der Reaktor wird dann durch das Sicherheitssystem abgeschaltet.

Für die Störungsuntersuchungen wurde angenommen, daß der gesamte sekundäre Kühlmitteldurchsatz innerhalb von 20 sec vom Nenndurchsatz auf Null linear abfällt und das Reaktorschutzsystem keine Gegenmaßnahmen einleitet. Diese Annahmen können selbst im ungünstigsten Fall vom System nicht übertroffen werden.

Die Ergebnisse sind in Abb. 7.14 dargestellt. Sie gestatten daher eine konservative Beurteilung des Systemverhaltens bei Störungen im Sekundärsystem. Die Austrittstemperatur am Zwischenwärmeaustauscher und die Reaktoreintrittstemperatur steigen als Folge der unterbrochenen Wärmeabfuhr

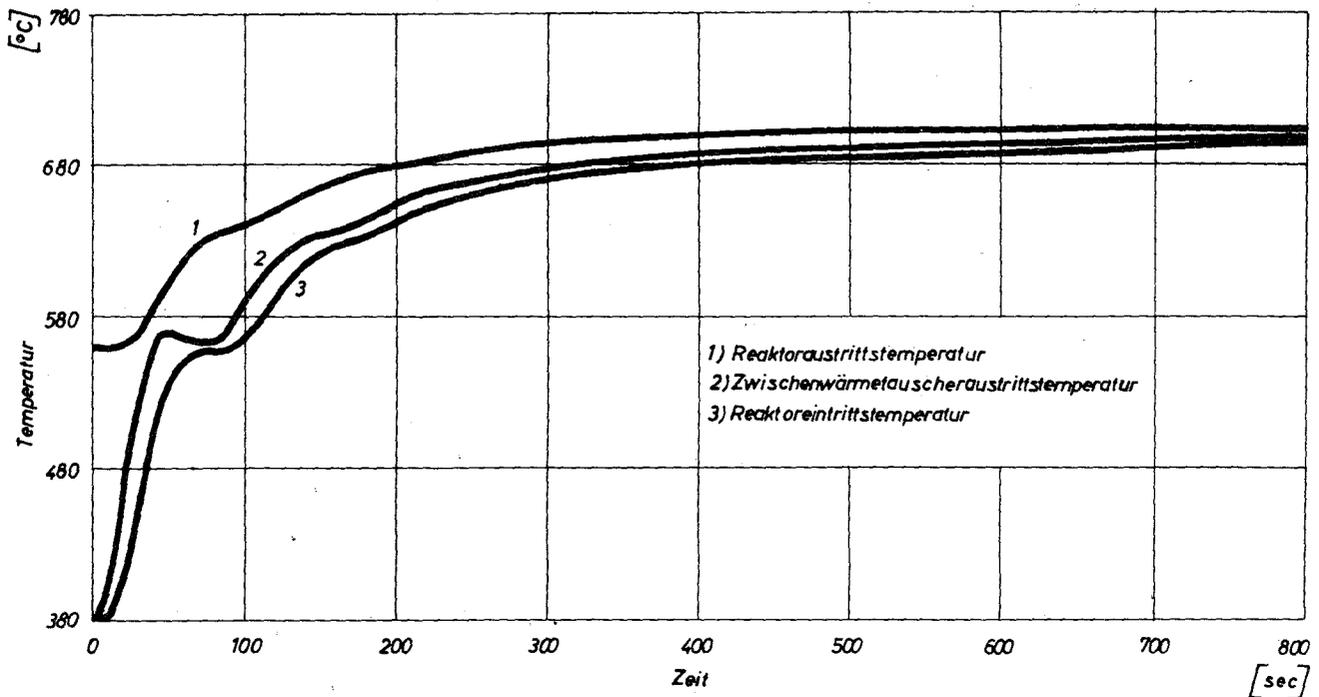


Abb. 7.14 Temperaturen im Reaktor und Zwischenwärmetauscher nach dem Ausfall der Kühlmittelpumpen im Sekundärsystem

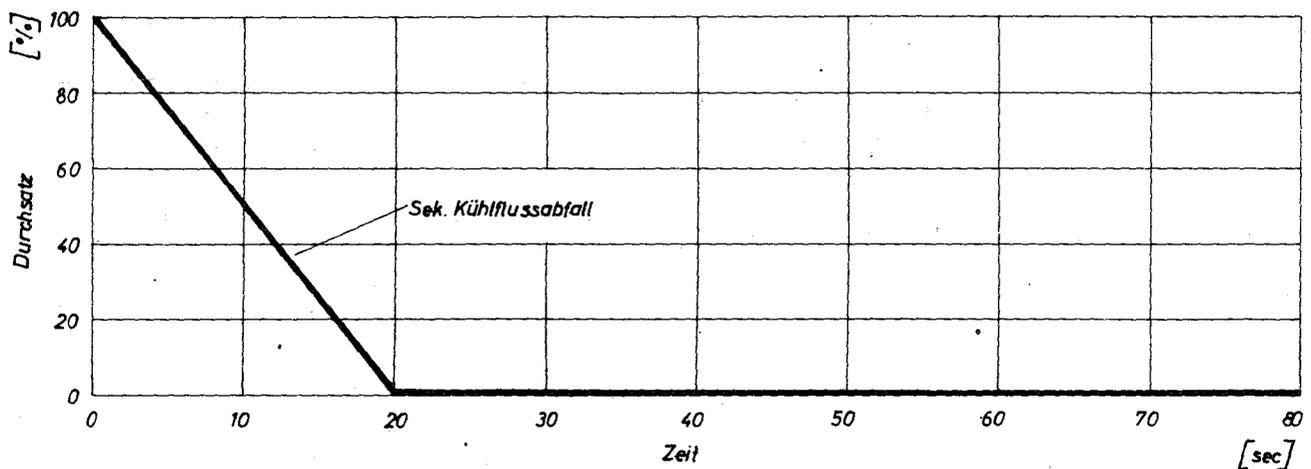


Abb. 7.15 Kühlmitteldurchsatz im Sekundärsystem nach Ausfall der Pumpen

an und nähern sich langsam der Reaktoraustrittstemperatur. Die maximale Temperaturänderungsgeschwindigkeit beträgt bei diesem Fall  $5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ . Alle Temperaturen im Primärsystem stabilisieren sich auf einen Wert deutlich unterhalb der Siedetemperatur des Natriums. Die Reaktorleistung geht infolge der Reaktivitätsrückwirkung dieser Temperaturerhöhung auf Null zurück; der Reaktor schaltet sich also selbsttätig ab. Für die in der Rechnung benutzten konservativen Reaktivitätskoeffizienten ergab sich eine Endtemperatur von  $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Diese Temperatur hängt allerdings sehr empfindlich von der Größe der Koeffizienten ab. Dennoch ist die Aussage, daß die Siedetemperatur von Natrium nicht erreicht wird, mit hoher Wahrscheinlichkeit von dem untersuchten Modell auf den wirklichen Reaktor übertragbar.

An den Stützen der Primärkreisbehälter werden durch diesen Unfall erhebliche Thermoschockbeanspruchungen auftreten. Solange dieser Unfall jedoch als einmalig angesehen wird und lokale plastische Verformungen zugelassen werden, sind selbst in diesem Fall z.B. an den Behälterstützen besondere konstruktive Schutzmaßnahmen nicht unbedingt erforderlich.

## 7.4 Auswirkungen spezieller Schadensfälle

### 7.4.1 Leck im Primärsystem

Die Möglichkeit eines Lecks im primären Kühlsystem ist bei dem vorliegenden Konzept in mehrfacher Hinsicht berücksichtigt, nämlich im Hinblick auf eine direkte Gefährdung der Umgebung durch austretendes aktives Natrium, auf die mögliche nukleare Reaktion des Kernes und auf die Wiederverwendbarkeit des Reaktors.

Ein schwerer Bruch im primären Kühlsystem ist wegen des niedrigen Betriebsdruckes und der aufgrund anderer Auslegungskriterien gegebenen großen Sicherheit gegen Gewaltbrüche äußerst unwahrscheinlich. Kleine Lecks können dagegen nicht ausgeschlossen werden. Beide Fälle, also auch zum Beispiel Abscheren einer Rohrleitung oder Bruch des Reaktorbehälters, sind jedoch durch folgende sicherheitstechnische Maßnahmen abgedeckt:

1. Sämtliche Räume, in denen sich Primärkreiskomponenten befinden, sind mit Stickstoff inertisiert. Die gemeinsame Umhüllung dieser Räume ist dicht ausgeführt und hat die Funktion eines ersten Containments. Die Stickstoffatmosphäre verhindert einen Natriumbrand

in den Komponentenräumen selbst; das erste Containment ver-  
**hindert** ein Austreten von aktivem Natrium in die luftgefüllten  
Bedienungsräume.

2. Alle Komponentenräume sind mit Natrium-Auffangwannen versehen,  
die von den Betonwänden thermisch isoliert sind. Dadurch werden  
großflächige Na-Betonreaktionen und eine Überhitzung des Betons  
vermieden.
3. Durch die Geometrie der Primärkreisräume, d.h. durch weitgehende  
Unterdrückung freier Gasvolumina mit Füllkörpern, wird die aus-  
tretende Natriummenge begrenzt. Außerdem sind - **ebenfalls inner-**  
halb des ersten Containments - zwei Reservenatrium-Behälter ange-  
ordnet, die mit dem Reaktorbehälter kommunizieren und sich bei  
einem Leck im System durch Schwerkraft entleeren (s. Kap. 3.2.1.1).  
Durch diesen beiden Maßnahmen ist eine inhärente Sicherheit dafür  
gegeben, daß der Reaktorkern und alle Teile der primären Hilfs-  
kühlssysteme mit Natrium bedeckt bleiben. Die Abfuhr der Nachzer-  
fallwärme aus dem Kern ist also auch dann sichergestellt, wenn  
in den Hilfskühlkreisen selbst ein Leck auftritt.
4. Die beiden primären Na-Reinigungs- und Auffangsysteme befinden sich  
zwar außerhalb des ersten Containments, jedes für sich aber in  
einem dichten, mit Stickstoff gefüllten Raum, so daß auch bei einem  
Leck in den Na-Hilfssystemen kein Natriumbrand entstehen kann.

Mit den beschriebenen Maßnahmen sind die sicherheitstechnischen Konsequenzen von Lecks im Primärsystem im Hinblick auf eine Gefährdung der Bevölkerung genügend abgedeckt. Problematischer ist dagegen die Frage nach Reparaturmöglichkeiten und der Wiederverwendbarkeit der Anlage nach einem solchen Leck. In dieser Hinsicht erscheint ein Loop-Konzept der Pool-Bauweise zunächst unterlegen: einmal ist die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Lecks bei einer Loop-Bauweise wegen seiner größeren Oberfläche und komplexeren Form größer. Zum anderen sind die meisten Komponenten für Reparaturen nur sehr schwer zugänglich, besonders, weil Hohlräume in den Komponenten-zellen aus den vorerwähnten Gründen klein gehalten werden müssen. Noch schwieriger als die Reparatur von Lecks dürfte es sein, ausgetretenes und in den Zellen erstarrtes Natrium wieder zu entfernen. Eine detaillierte Untersuchung dieses Fragenkreises wurde im Rahmen dieser Studie nicht durchgeführt. Maßnahmen bei der Detaillierung und beim Bau der Anlage werden in der Hauptsache darauf hinzielen, Möglichkeiten für das Auftreten

eines Lecks im Primärsystem weitgehend zu eliminieren, und zwar durch Verwendung großer Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung von Rohrleitungen und Behältern, enge Begrenzung der zulässigen Temperaturänderungsgeschwindigkeiten, Einhaltung genauer Material- und Fertigungsspezifikationen und durch exzessive Qualitäts- und Fertigungskontrolle.

Um im Falle eines Lecks die austretende Na-Menge klein zu halten, soll der betroffene Kreislauf so schnell wie möglich durch eine Absperrarmatur vom Reaktor getrennt und entleert werden. Dazu wird in folgenden Schritten vorgegangen:

1. Abschalten des Reaktors
2. Lokalisierung des Lecks durch Leckanzeiger bzw. Natriumdampf-Detektoren
3. Abschiebern und Entleeren des betroffenen Kreislaufes
4. Abschiebern der übrigen Hauptkreisläufe zum Nachweis der sicheren Nachwärmeabfuhr durch die Hilfskühlsysteme
5. Absenken des Natriumspiegels in den übrigen Hauptkreisläufen bis unter die Hauptaustrittsstutzen.

Am Boden der Reaktorzelle und der Komponentenzellen sind Abflüsse vorgesehen, durch die ausgetretenes Natrium entfernt werden kann. Das Einfrieren des Natriums soll durch elektrische Heizung verhindert werden.

#### 7.4.2 Leck im Zwischenwärmetauscher

Ein Leck im Zwischenwärmetauscher, d.h. in der Trennfläche zwischen Primär- und Sekundärnatrium innerhalb des Zwischenwärmetauschers, zählt im Gegensatz zu dem im vorigen Kapitel behandelten Leck im Primärsystem zu den wahrscheinlichen Störfällen. Aus diesem Grunde ist durch entsprechende Konstruktion des Zwischenwärmetauschers eine Möglichkeit zur Reparatur vorgesehen (s. Kap. 3.2.3.4). Das Eindringen von Primärnatrium in den Sekundärkreis wird dadurch verhindert, daß bei allen Betriebszuständen der Druck des Sekundärnatriums im Zwischenwärmetauscher über dem des Primärnatriums gehalten wird. Der sekundärseitige Überdruck wird so gemessen, daß auch dann ein Druckgefälle zum Primärnatrium erhalten bleibt, wenn bei Regelvorgängen Durchsatz- und damit Druckänderungen im Primärsystem nicht in Phase mit denen im Sekundärsystem sind. Die in den Primärkreis eintretende Natriummenge wird über die Spiegelkontrolleinrichtung dem Auffangsystem

zugeführt. Ein Rückpumpen in den Sekundärkreis ist auch bei sehr kleinen Lecks nicht möglich. Die tolerierbare Leckgröße bzw. die Zeit, innerhalb derer der Reaktor nach Auftreten des Lecks zur Reparatur abgeschaltet werden muß, wird durch die Kapazitätsreserve des Ablasssystemes und durch die Kosten für die Beseitigung von radioaktivem Natrium bestimmt. Nur bei sehr kleinen Lecks (Pinholes) wird es möglich sein, die Anlage über mehrere Stunden oder Tage weiter zu betreiben. Bei einem Rohrreißer im Zwischenwärmetauscher muß der Reaktor sofort nach Feststellung des Lecks abgeschaltet werden.

#### 7.4.3 Brennelementschaden im Reaktor

Im Falle eines Brennelementschadens im Reaktor können Spaltprodukte und Brennstoffpartikel in das Kühlmittel gelangen. Da lokale Beschädigungen an einzelnen Brennelementen im Laufe des Betriebes nicht ausgeschlossen werden können, sind Maßnahmen vorgesehen, um ein unkontrolliertes Entweichen von radioaktiven Stoffen als Folge von Brennelementschäden weitgehend zu verhindern.

Die Reaktionsfreudigkeit und die gute Adsorptionsfähigkeit von Natrium führt dazu, daß aus den Brennstoffelementen im Kühlmittel freigesetzte flüchtige Spaltprodukte überwiegend dort festgehalten werden [2]. Durch entsprechend ausgelegte Kaltfallen ist es möglich, im Natrium vorhandene Fremdstoffe aufzufangen. Über Erfahrungen mit Kalt- und Heißfallen wird in [3] berichtet.

Wesentliche Erkenntnisse über das Verhalten von Spaltprodukten bei Brennelementschäden lieferte der Störfall im FERMI-Reaktor im Oktober 1966. Dabei waren Brennelementschäden entsprechend einem Niederschmelzen von etwa 2 % der Core-Elemente aufgetreten [4]. Folgende Ereignisse konnten beobachtet oder durch nachträgliche Auswertung festgestellt werden:

- 1) Die vorherrschend im Natrium gefundenen Spaltprodukte waren Cs 137, Sr 90 und I 131; im Schutzgas Argon Kr 85 und Xe 133.
- 2) Es wurden etwa 50 % der Edelgase aus dem Brennstoff freigesetzt.
- 3) Nur 1 % der Spaltprodukte blieben im Natrium. Der Rest schlug sich im Primärsystem nieder (relativ wenig in den Wärmetauschern).

4) Nur etwa 20 % der Edelgase blieben im Natrium in Lösung.

Aus den vorstehenden Ergebnissen kann man für Na 2 folgendes ableiten: Die Freisetzung von Spaltprodukten aus schadhaften Brennelementen im Natrium führt zu keiner Gefährdung der Umgebung oder des Betriebspersonals, da die festen und flüchtigen Stoffe (z.B. Jod) überwiegend im Natrium gelöst bzw. an den Stahloberflächen des Primärsystems **absorbiert werden**.

Lediglich geringe Mengen von Edelgasen können durch die Undichtigkeiten des Primärsystems in das innere, mit Stickstoff gefüllte Containment entweichen. Diese gasförmige Aktivität, deren Größe von Brennelementschaden und Leckrate des Primärsystems abhängt, **wird mit der Gebäudeabluft über die Abgasanlage geleitet.**

#### 7.4.4 Freisetzung von radioaktivem Natrium

Bei Undichtigkeiten im Primärsystem kann aktiviertes Natrium in die Zellen des inneren Containments gelangen. Wie in Kap. 7.4.1 ausgeführt, kommt es dabei zu keinen größeren chemischen Reaktionen, die sicherheitstechnisch von Bedeutung wären. Eine Strahlengefährdung der Umgebung durch aktives Natrium ist nicht gegeben, solange das aus dem Primärsystem freigesetzte Natrium in den Zellen des inneren Containments verbleibt.

Die Freisetzung von radioaktivem Natrium in das mit Luft gefüllte äußere Containment könnte jedoch zu Natrium-Bränden führen (s. Kap. 7.5.1) und aufgrund der mitgeführten Aktivität zur Strahlenbelastung der Umgebung beitragen. Ungeachtet der konstruktiven Maßnahmen, die eine Dichtigkeit des inneren Containments gewährleisten und daher einen Brand von radioaktivem Natrium verhindern, wurden für die in Kap. 7.5.1 näher definierten Fälle des Lachen- und Spritzbrandes die in Tab. 7.1 und 7.2 angegebenen Strahlendosiswerte berechnet. Dabei wurden folgende Annahmen bzw. Randbedingungen zugrunde gelegt.

Beim Lachenbrand findet eine vollständige Reaktion der im äußeren Containment vorhandenen Luft mit dem Natrium einer Lache von  $37 \text{ m}^2$  statt und führt zur Freisetzung einer entsprechenden Menge von aktivem Natrium als Natrium-Oxyd. Beim Spritzbrand wird eine Verbrennung von 1000 Liter Natrium in 10 sec angesetzt. Die spezifische Aktivität des Natriums wurde zu  $0,012 \text{ Ci/g}$  aufgrund des Na 24-Gehaltes und  $2,7 \cdot 10^{-7} \text{ Ci/g}$  aufgrund des Na 22-Gehaltes

ermittelt. Die in Tab. 7.1 angegebenen Dosiswerte beziehen sich auf den ganzen Körper, da Natrium nicht organ-spezifisch inkorporiert wird. Die Abnahme der Aktivitätskonzentration des  $\text{Na}_2\text{O}$ -Rauches durch Niederschlag bzw. Sedimentation wurde exponentiell angenommen mit einer Halbwertszeit von 10 Stunden. Weitere Angaben bezüglich der getroffenen Annahmen sind in Kap. 7.6.5 zu finden.

Als Ergebnis dieser Untersuchungen kann festgestellt werden, daß realistische, d.h. begrenzte Natrium-Brände keine wesentliche Strahlenbelastung der Umgebung verursachen. In allernächster Nähe des Reaktorgebäudes kann es jedoch zu Ortsdosisleistungen kommen, die nur einen zeitlich beschränkten Aufenthalt gestatten.

Das Sekundärnatrium wird nur sehr geringfügig aktiviert, da der Neutronenfluß am Zwischenwärmetauscher durch geeignete Abschirmung sehr niedrig gehalten wird (etwa  $10 \text{ n/cm}^2\text{sec}$ ). Freisetzung von Sekundärnatrium, z.B. als Folge einer Natrium-Wasser-Reaktion im Dampferzeuger, stellt daher kein radiologisches Problem dar.

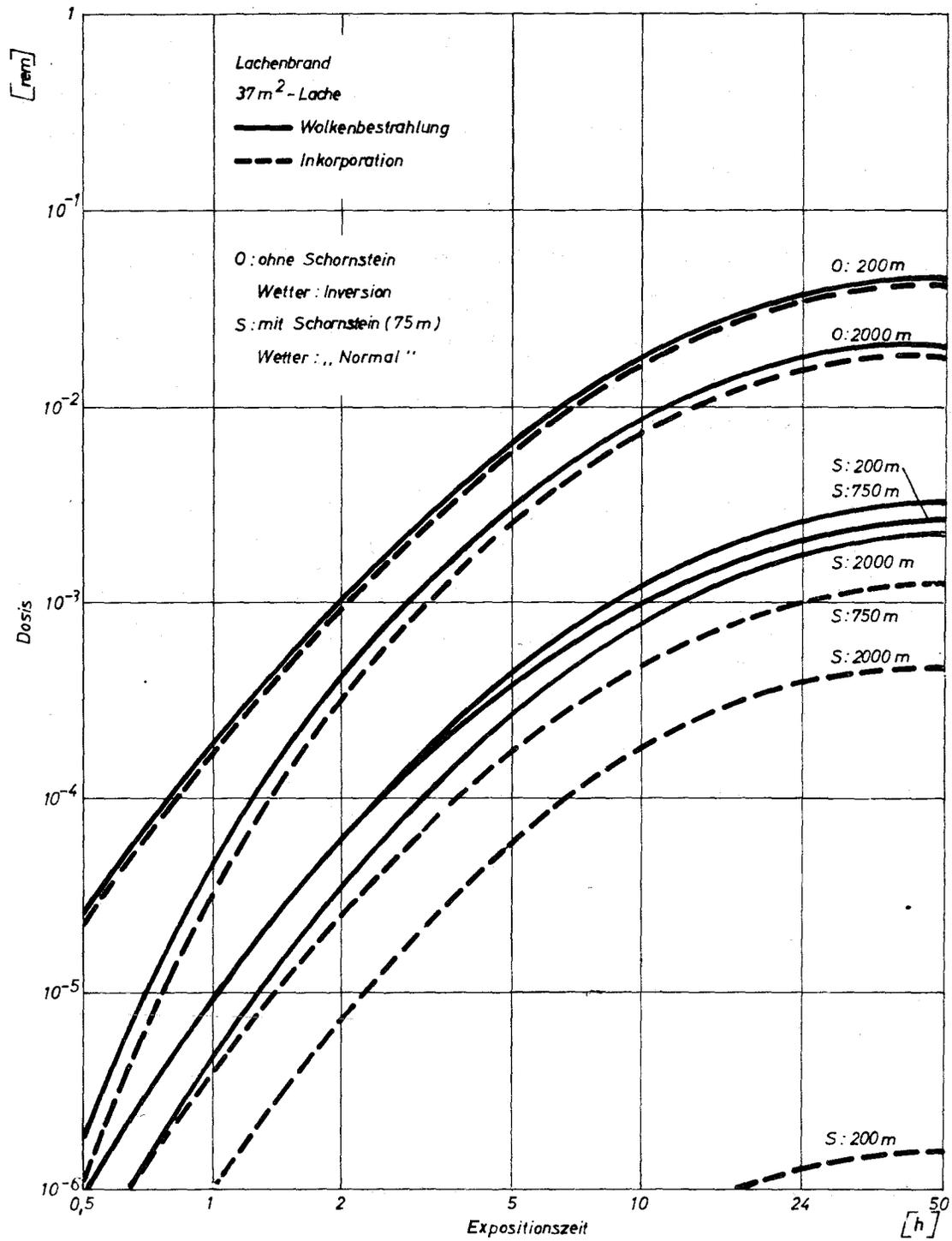


Abb. 7.16 Bestrahlungsdosen bei einem Primärnatriumlachenbrand

Tabelle 7.1

Bestrahlungsdosen nach Natriumbränden [rem]

	ohne Schornstein	mit Schornstein
Abstand	500 m	750 m
Expositionszeit	8 h	8 h
Lachenbrand:		
Wolke	$1,19 \cdot 10^{-2}$	$8,36 \cdot 10^{-4}$
Inkorporation	$1,08 \cdot 10^{-2}$	$3,27 \cdot 10^{-4}$
Spritzbrand:		
Wolke	$9,25 \cdot 10^{-4}$	$6,5 \cdot 10^{-5}$
Inkorporation	$5,95 \cdot 10^{-4}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$

Tabelle 7.2

Direktstrahlungsdosis [röntgen]

Expositionszeit:	2 h	8 h	24 h
Lachenbrand:			
Abstand	200 m	500 m	2000 m
	$1,6 \cdot 10^{-2}$	$1,1 \cdot 10^{-3}$	$1,2 \cdot 10^{-7}$
	0,15	$9,9 \cdot 10^{-3}$	$1,15 \cdot 10^{-6}$
	0,47	$3,2 \cdot 10^{-2}$	$3,7 \cdot 10^{-6}$
Spritzbrand:			
Abstand	200 m	500 m	2000 m
	$1,07 \cdot 10^{-2}$	$7,4 \cdot 10^{-4}$	$8,4 \cdot 10^{-8}$
	$3,1 \cdot 10^{-2}$	$2,1 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-7}$
	$4,8 \cdot 10^{-2}$	$3,3 \cdot 10^{-3}$	$3,8 \cdot 10^{-7}$

7-28

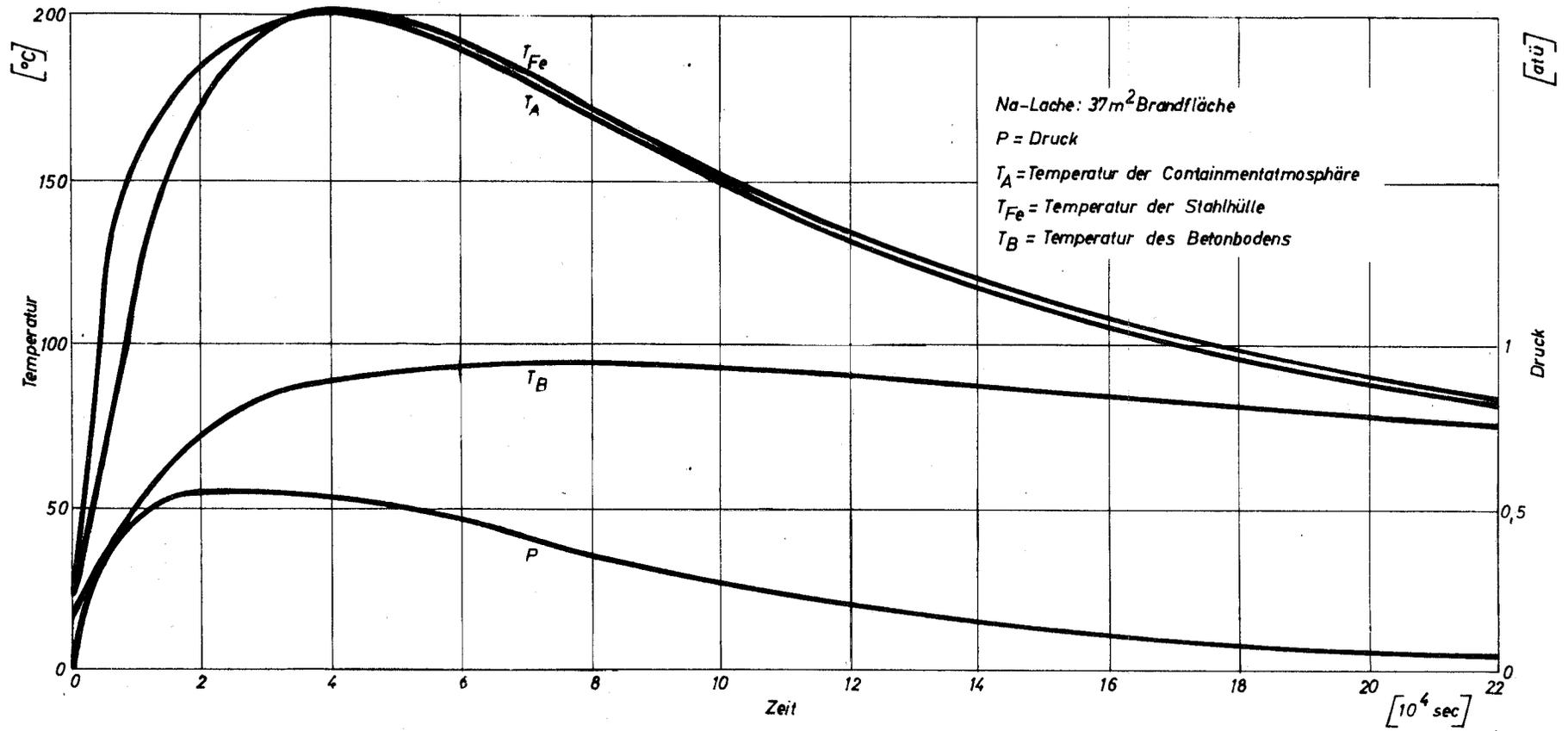


Abb. 7.17 Druck- und Temperaturverlauf im äußeren Containment bei Lachenbrand

## 7.5 Chemische Reaktionen

### 7.5.1 Natriumbrand

Um die bei Natriumbränden im Containment auftretenden Drücke und Temperaturen festzustellen, wurden verschiedene hypothetische Brandfälle untersucht. Dabei sind zwei grundsätzlich verschiedene Brandtypen - der Lachenbrand und der Spritzbrand - zu unterscheiden. In beiden Fällen reagiert das **Natrium mit dem im Containment befindlichen Sauerstoff und dem als Luftfeuchtigkeit vorhandenen Wasserdampf**, wobei sich aber die Reaktionsgeschwindigkeiten sehr voneinander unterscheiden. Für den Lachenbrand sind sie verhältnismäßig klein, da die chemische Reaktion praktisch nur an der relativ kleinen Natriumoberfläche stattfindet. Für den Spritzbrand muß man jedoch annehmen, daß das eingespritzte Natrium weitgehend zerstäubt und ziemlich gleichmäßig im Containment verteilt sein kann. In diesem Fall wird die Reaktion viel schneller ablaufen und damit werden bei gleichen zugeführten Natriummengen hier höhere Drücke entstehen als beim Lachenbrand.

Abb. 7.17 stellt den zeitlichen Temperatur- und Druckverlauf bei einem Lachenbrand dar. Die Oberfläche der Natriumlache beträgt  $37 \text{ m}^2$ . Diese Fläche entspricht etwa der Grube über dem Reaktordeckel. Da der Brand verhältnismäßig langsam abläuft, kann die freiwerdende Wärme weitgehend von dem Betonboden, von den Containmenteinbauten (insgesamt 160 t Stahl) und der Stahlhülle aufgenommen werden.

Der Innendruck im Containment erreicht nach etwa 8 Stunden einen Maximalwert von 0,5 atü, während die Temperatur der Containmentatmosphäre und der Stahlhülle nach etwa 12 Stunden einen Maximalwert von  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  erreicht. Diese Werte liegen deutlich unter den Auslegungsdaten des Containments. Ein weiterer Druckanstieg durch Freisetzung von Wasserstoff aufgrund einer Reaktion von Natrium mit Wasserdampf, der aus dem erhitzten Beton austreten könnte, ist denkbar, wird jedoch nicht als gefährlich angesehen, da die Betontemperatur deutlich unter  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  bleibt. Durch zusätzliche sicherheitstechnische Maßnahmen wäre es möglich, die Auswirkungen dieses Lachenbrandes noch weiter abzuschwächen. Durch Berieseln der Stahlhülle von außen mit Wasser kann, wie Abb. 7.18 zeigt, die Stahltemperatur unter  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  und die Lufttemperatur unter  $150 \text{ }^\circ\text{C}$  gehalten werden. Der Druck im Containment würde 0,5 atü nicht erreichen. In diesem Fall würde nach etwa 10 Tagen im Containment ein Unterdruck entstehen. Dies rührt von der Abkühlung der sauerstoffverarmten Luft her.

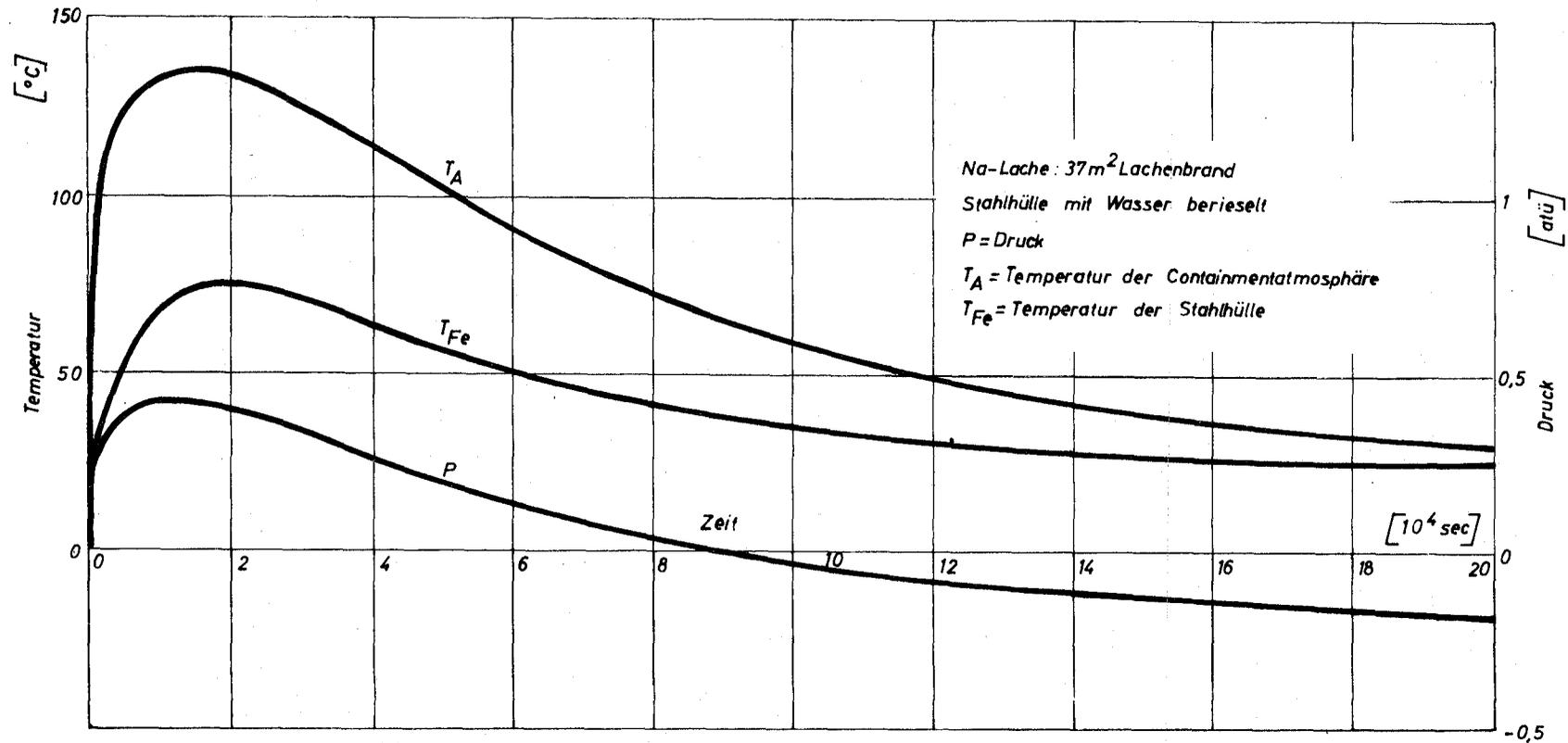


Abb. 7.18 Druck- und Temperaturverlauf im äußeren Containment bei Lachenbrand mit Wasserkühlung der Stahlhülle

Durch konstruktive Maßnahmen ist sichergestellt, daß kein Natriumspritzbrand im Containment entstehen kann. Zur besseren Beurteilung der Brand-sicherheit des Containments wurden dennoch die Konsequenzen von Natrium-spritzbränden untersucht. Abb. 7.19 zeigt den Verlauf von Druck und Tem- peratur für den Fall einer Natriumeinspritzrate von 100 l/sec über die Dauer von 10 sec. Während die Lufttemperatur kurzzeitig 400 °C überschrei- tet, wird die Stahlhülle durch natürliche Konvektion und Strahlung nur langsam aufgeheizt und ihre Temperatur bleibt unter 100 °C. Der Druck fällt nach einer kurzzeitigen Druckspitze von 1,8 atü rasch ab. Nach etwa 2,5 h herrscht im Containment leichter Unterdruck. Die radiologischen Auswirkun- gen eines Brandes von radioaktivem Primärnatrium sind in Kap. 7.4.4 be- schrieben.

#### 7.5.2 Natrium-Wasser-Reaktionen im Dampferzeuger

Bei einem Wasser- bzw. Dampfrohrbruch kann sich in einem Dampferzeuger natriumseitig ein hoher Druck aufbauen. Mit Hilfe eines geeigneten Druck- entlastungssystemes wird verhindert, daß dieser hohe Druck in den gesamten Sekundärkreis übertragen und infolgedessen der Zwischenwärmetauscher be- schädigt wird. Reaktionsprodukte einer Natrium-Wasser-Reaktion können da- her nicht in den Reaktorkern bzw. aktives Primärnatrium nicht ins Freie gelangen. Nach dem Unfall kann der betroffene Dampferzeuger isoliert und der Reaktor mit voller Last weiter betrieben werden. An der Bruchstelle des Rohres ist zunächst ein sehr kurzes Druckmaximum zu erwarten. Dieser hohe Druck dauert bei den bekannt gewordenen Versuchen [5] etwa  $10^{-4}$  sec. Nach etwa  $10^{-3}$  sec folgt ein weiteres Maximum. Diese Druckschwankungen wie- derholen sich bei abklingender Druckhöhe in einem Zeitraum von rund  $10^{-2}$  sec. Zwischen den Maxima liegen Drücke vor, die nur unwesentlich vom Betriebs- druck abweichen. Die Spitzenwerte der Drücke können unter Umständen höher als der Druck im Dampfkreis sein. Die hohen Drücke pflanzen sich in Form von sphärischen Wellen fort und treffen auf Einbauten und Gehäuse des Dampferzeugers. Da diese Druckmaxima etwa umgekehrt proportional zum Ra- dius der sphärischen Welle abnehmen und außerdem durch Reflexion an den Parallelrohren und sonstigen Einbauten abgeschwächt werden, wird der Dampf- erzeugerbehälter nicht mit diesen hohen Drücken belastet. Außerdem sind diese Druckspitzen so kurzzeitig wirksam, daß sie keine gefährliche Bean- spruchung des Behälters darstellen. [6, 7] Das Eindringen der Druckwell- en in den Zwischenwärmetauscher kann nicht verhindert werden. Sie werden

7-32

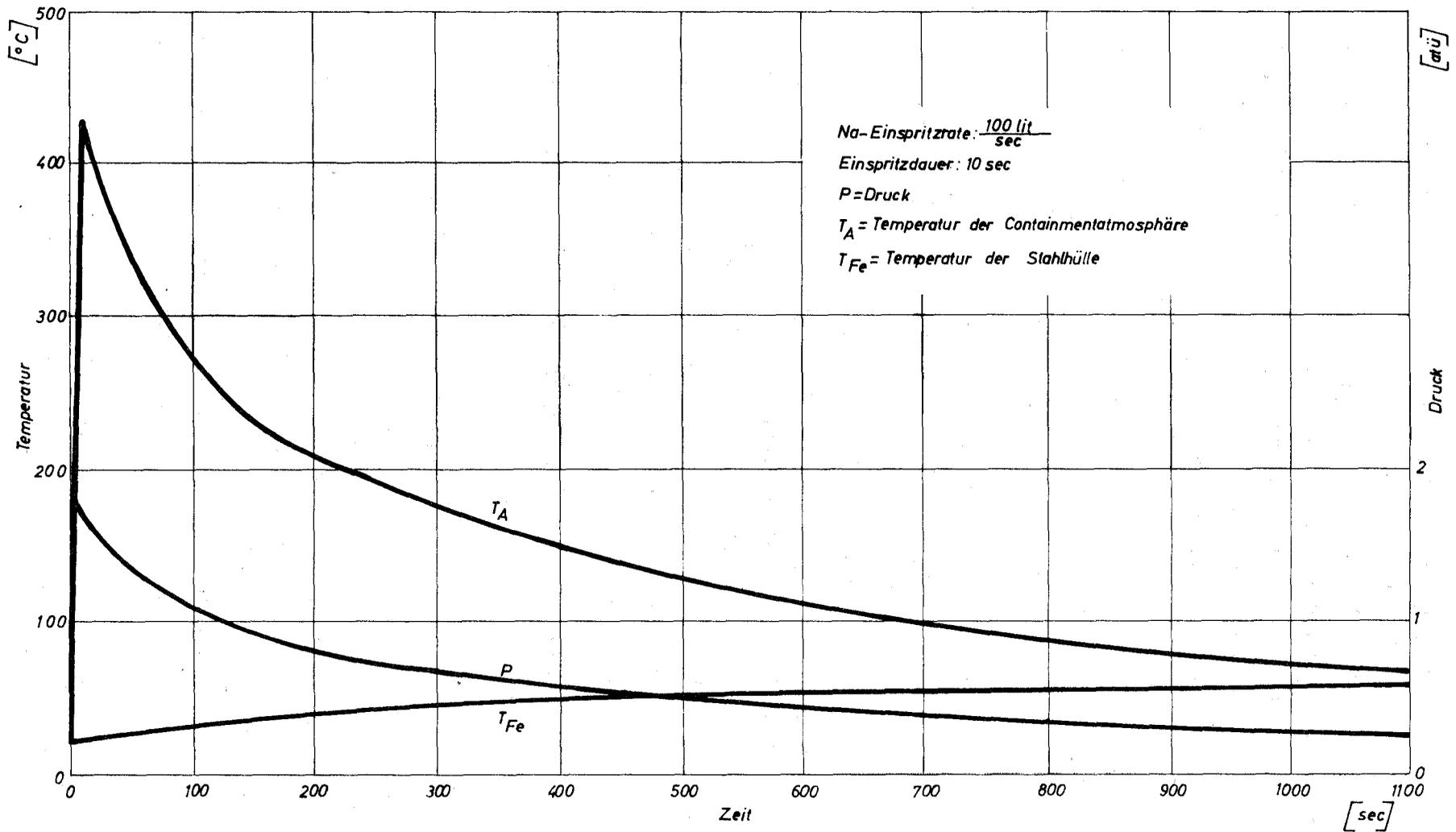


Abb. 7.19 Druck- und Temperaturverlauf im äußeren Containment bei Spritzbrand

jedoch auf dem Wege zum Zwischenwärmetauscher durch Reflexion an Einbauten und Abzweigungen, durch zunehmende Entfernungen sowie durch Energieverluste infolge von Reibung an den Wänden der Rohrleitungen so stark abgeschwächt, daß ihre Amplitude im Zwischenwärmetauscher nur noch einen geringen Bruchteil des Ursprungswertes beträgt und deshalb ungefährlich ist. Die Parallelrohre im Dampferzeuger müssen allerdings so befestigt sein, daß sie nicht zu starken Schwingungen angeregt werden und abreißen. Auch darf die Verformung dieser Rohre nicht so stark sein, daß sie ebenfalls aufreißen [8].

In der nun folgenden Phase nähert sich der Druck im Natrium des Dampferzeugers einem Wert, der einige Sekunden nahezu konstant bleibt. In dieser Phase nimmt die in der Nähe der Bruchstelle (infolge Na-H<sub>2</sub>O-Reaktion) gebildete Wasserstoffblase eine zylinderähnliche Form an und verdrängt [5, 6, 9] die darüber befindliche Natriumsäule. Durch die Berstscheiben, die eine kurze Rohrleitung zu einem Zyklon freigeben, wird eine rasche Druckentlastung herbeigeführt. Im Zyklon wird das Natrium abgeschieden. Der nachfolgend eindringende Wasserstoff kann über einen Kamin, der normalerweise durch eine Kunststoffolie abgeschlossen ist, ins Freie gelangen.

Der in dieser zweiten Unfallphase auftretende Maximaldruck ist eine Funktion des Druckes im Wasser-Dampfkreis und der Geometrie von Dampferzeuger und Entlastungssystem. Für den Fall, daß der quasistationäre Druck während dieser zweiten Phase höher ist als der für den Zwischenwärmetauscher zulässige Druck, muß der Zwischenwärmetauscher durch besondere Maßnahmen geschützt werden. Das kann z.B. durch Entlastungsleitungen geschehen, die normalerweise mit Stickstoff gefüllt und durch Berstscheiben vom Hauptleitungssystem getrennt sind. Die konstruktive Gestaltung solcher Maßnahmen hängt von den noch durchzuführenden Experimenten ab.

Es ist nun weiterhin zu beachten, daß kein Wasser in den Sekundärkreis eindringen darf. Auf der Abflußseite am Boden der Dampferzeuger ist deshalb eine Natriumvorlage zwischengeschaltet, die während der Reaktionsdauer nicht leerlaufen kann. Sie kann auch in integraler Bauweise mit dem Dampferzeuger vereinigt werden. Nach einigen Sekunden schließen die Ventile auf der Zufluß- und der Abflußseite, um den Sekundärkreis gegen verzögerte Sekundärreaktionen zu schützen.

### 7.5.3 Sonstige Natriumreaktionen

#### 7.5.3.1 Reaktionen von Natrium mit Beton

Wenn eine heiße Natriumlache mit Beton in Berührung steht, reagiert das Natrium sowohl mit dem kapillaren als auch mit dem chemisch gebundenen Wasser. An Zement gebundenes Wasser wird bei etwa 100 °C und an Limonit gebundenes Wasser bei etwa 200 °C freigesetzt. In einer Reihe von Experimenten wurde bestätigt, daß **bereits unterhalb 200 °C bei Leichtbeton größere** Reaktionsraten eintreten. Bei Temperaturen zwischen 200 und 500 °C ist mit Wasserstoff-Bildungsraten von durchschnittlich 2 bis 2,5 m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>h zu rechnen. Wegen der großen Wärmekapazität der Betonbauten im Reaktorgebäude ist zu erwarten, daß bei einem Leck im Primärsystem das auslaufende Natrium schnell erstarrt und keine wesentliche Reaktion stattfindet. Da jedoch eine experimentelle Bestätigung dieser Annahme noch aussteht, wird im Na 2-Entwurf eine großflächige Berührung zwischen Natrium und Beton durch eine Stahlauskleidung der Komponentenräume vermieden.

Auch ohne Berührung mit flüssigem Natrium kann es bei hohen Betontemperaturen zu einem Wasseraustritt aus dem Beton kommen. Wasserverlustmengen an zerkleinertem Leicht- und Schwerbeton lieferten z.B. schon bei 100 °C maximale Wasserverluste von 3,54 Gew. % (für Leichtbeton) bzw. 1,76 Gew. %. Bei Anwesenheit von Natriumdampf reagiert dieser spontan mit dem aus dem Beton austretenden Wasserdampf. Wie Analogrechnungen zeigten, können als Folge von Natriumbränden die Betontemperaturen so hoch steigen, daß auch bei verschwindendem Sauerstoffgehalt der Luft durch die Reaktion zwischen Betonwasser und Natriumdampf eine Energiefreisetzung aufrechterhalten wird. Die Temperatur wird jedoch dadurch nicht wesentlich beeinflusst. Lediglich der Druck würde durch den freigesetzten Wasserstoff je nach Dauer der Reaktion für eine längere Zeit aufrechterhalten.

#### 7.5.3.2 Reaktionen von Natrium mit Öl

Heftige chemische Reaktionen zwischen Natrium und Öl sind nicht zu erwarten, wohl aber chemische Prozesse, bei denen Natrium als Lösungsmittel eine gewisse Rolle spielt. Öl wird radiolytisch und pyrolytisch in Radikale aufgespalten, die wieder zu aliphatischen Kohlenwasserstoffen polymerisieren und Fouling hervorrufen können. Ein Teil des Öls wird in die Elemente Kohlenstoff und Wasserstoff zerlegt, die teilweise von Natrium gelöst werden.

Der Kohlenstoff kann sich auf den Wärmeübertragungsflächen absetzen sowie eine Aufkohlung und somit Versprödung des Stahls bewirken. Eintreten von Öl in Natrium muß daher vermieden werden.

#### 7.5.3.3 Reaktionen von Natrium mit Freon

Freon reagiert wegen seines hohen Halogengehaltes explosionsartig mit Natrium. Eine Berührung zwischen diesen beiden Substanzen ist daher unter allen Umständen zu verhindern.

### 7.6 Basisunfall

#### 7.6.1 Voraussetzungen und Auslösung

Schon bei der Entwicklung der ersten Generation schneller Reaktoren wurde der Möglichkeit einer Zerstörung des Reaktorkernes durch eine nukleare Exkursion besondere Aufmerksamkeit gewidmet. Beim Übergang zu den Schnellen Brütern der zweiten Generation erhielt diese Frage umsomehr Gewicht, je größer das Plutonium- und Spaltproduktinventar wurde. In allen Ländern, die an der Entwicklung von Brüterkraftwerken arbeiten, wurde daher untersucht, wie ein **solcher** Reaktorunfall ausgelöst werden könnte und wie die Sicherheitsinstrumentierung und das Abschaltssystem ausgelegt werden müssen, damit eine Beschädigung des Reaktorkernes praktisch ausgeschlossen werden kann.

Wie bereits früher festgestellt [1], bedeutet die Tatsache der sehr kurzen Neutronenlebensdauer qualitativ keine Erschwernis bei der Auslegung des Sicherheitssystems gegenüber einem thermischen Reaktor, so daß auch für einen schnellen Leistungsreaktor ein konventionelles Abschaltssystem verwendet werden kann.

Dennoch wird aufgrund der in Kap. 1.2.13 erläuterten Sicherheitsphilosophie in den folgenden Kapiteln angenommen, das Abschaltssystem versage vollständig. Diese Annahme gilt prinzipiell für alle folgenden Untersuchungen und wird daher in den einzelnen Fällen nicht ausdrücklich wiederholt.

Bei der Analyse der möglichen Vorgänge wurde grundsätzlich so vorgegangen, daß Unsicherheiten nach der gefährlichen Seite hin abgeschätzt wurden bzw. anstelle der komplexen und analytisch wie auch experimentell noch nicht hinreichend untersuchten Vorgänge hypothetische Ersatzvorgänge definiert

wurden, derart, daß das Ergebnis der Sicherheitsanalyse nach menschlichem Ermessen konservativ ist.

Nicht nur die mechanische Zerstörung des Reaktorkernes war Gegenstand dieser Untersuchung. Vielmehr sollten die Vorgänge betrachtet werden, die zu einem Maximum an Aktivitätsfreisetzung führen. Hieraus folgt unmittelbar, daß ein Brand von radioaktivem Natrium und die Verdampfung von Brennstoff in einer nuklearen Exkursion die zentralen Objekte dieser Untersuchung sind. Auf Natriumbrände wird in Kap. 7.5.1 eingegangen.

Eine Brennstoffverdampfung kann nur im Verlauf einer schnellen nuklearen Exkursion eintreten. Es müssen daher alle Vorgänge untersucht werden, die eine schnelle Reaktivitätsstörung von über einem Dollar Reaktivitätsbetrag hervorrufen können. Qualitativ kann man folgende Störungen unterscheiden:

- 1) Entfernen von Absorbermaterial
- 2) Zufuhr von Spaltstoff
- 3) Reduktion der Leckage
- 4) Spektrumsverschiebung (Entfernen von Moderator)
- 5) Änderung der Kerneometrie.

Mögliche Ursachen für diese Störungen werden im folgenden untersucht, sofern sie eine Reaktivität von mehr als 1 \$ mit einer Reaktivitätsrate von mehreren \$/sec erzeugen können. Alle Reaktivitätsänderungen aufgrund von Leistungs- und Kühlungsänderungen sind **entweder** im Betrag oder in der Geschwindigkeit in diesem Zusammenhang unbedeutend.

#### 7.6.1.1 Entfernen von Absorbermaterial

Im abgeschalteten Zustand, aber auch im Lastbetrieb, enthält der Reaktorkern Absorbermaterial in Form der Regel- und Trimmelemente. Aus Geometriegründen können diese nur nach oben aus dem Kern entfernt werden. Ein Trimmelement enthält maximal 4,2 \$ Reaktivität. Die Antriebe der Trimmelemente sind so geschaltet, daß jeweils nur ein Element sich nach oben bewegen kann. Ferner kann konstruktiv sichergestellt werden, daß die Hubgeschwindigkeit der Stäbe einen kleinen Wert entsprechend einigen cent pro Sekunde nicht überschreitet, auch wenn alle Elemente gleichzeitig aus dem Kern gezogen würden. Daher ist ein Unfall, der auf eine Fehlsteuerung der Steuerstabantriebe zurückzuführen ist, in diesem Zusammenhang von untergeordneter Bedeutung.

Ein Aufschwimmen der Trimmelemente aufgrund von Strömungskräften wird dadurch verhindert, daß das Eigengewicht der Elemente die Strömungskräfte des Kühlmittels stark überwiegt. Nimmt man jedoch an, daß die Drosselung am unteren Ende des Trimmelementes aus unbekanntem Grund entfällt, so könnten die Strömungskräfte das Element auch nur dann hochtreiben, wenn die zugehörige Antriebsstange entkuppelt und hochgezogen wäre. Dieser Unfall wurde in Kap. 7.2.3 zur Beurteilung der Anforderungen an das Abschaltssystem herangezogen. Er entspricht einer Reaktivitätsstörung von etwa 5  $\beta$ /sec.

Es gibt eine zweite Möglichkeit, ein Trimmelement mit hoher Geschwindigkeit aus dem Kern auszutreiben, nämlich durch siedendes Natrium. Die Wärmeerzeugung in einem Trimmelement beträgt etwa 10 % derjenigen eines Brennelementes. Ein Ausfall der Kühlung z.B. durch Verstopfen der Natriumeintrittsöffnung zum Trimmelement würde daher das im Trimmelement enthaltene Natrium innerhalb weniger Sekunden bis zum Siedepunkt erhitzen. Nimmt man ferner an, daß ein erheblicher Siedeverzug (z.B. 300 °C) eintritt und daß außerdem die Antriebsstangen abknicken oder zuvor entkuppelt und hochgezogen waren, so kann das Trimmelement bei plötzlicher Verdampfung des überhitzten Natriums mit einem Druck von etwa 9 at aus dem Kern ausgeblasen werden. Wenn das Trimmelement dabei eine Geschwindigkeit von 5,5 m/sec erreicht, kann hieraus eine Reaktivitätsstörung von bis zu 60  $\beta$ /sec resultieren (s. Abb. 7.20).

#### 7.6.1.2 Zufuhr von Spaltstoff

Während des Reaktorbetriebes besteht keine Möglichkeit, Spaltstoff in den Kern einzubringen. Von Spuren, die möglicherweise aus zerstörten Brennelementen stammen und im Natrium enthalten sein können, darf in diesem Zusammenhang abgesehen werden.

Das Einsetzen von Brennelementen in leere Kernpositionen ist im Zusammenhang mit dem Beladeunfall (s. Kap. 7.2.1) schon betrachtet worden.

#### 7.6.1.3 Reduktion der Leckage

Der Reaktorkern ist in allen Betriebszuständen bereits von einem sehr guten Reflektor, dem Brutmantel, umgeben. Veränderungen können also nur in Richtung größerer Leckage, d.h. geringerer Kritikalität, erfolgen.

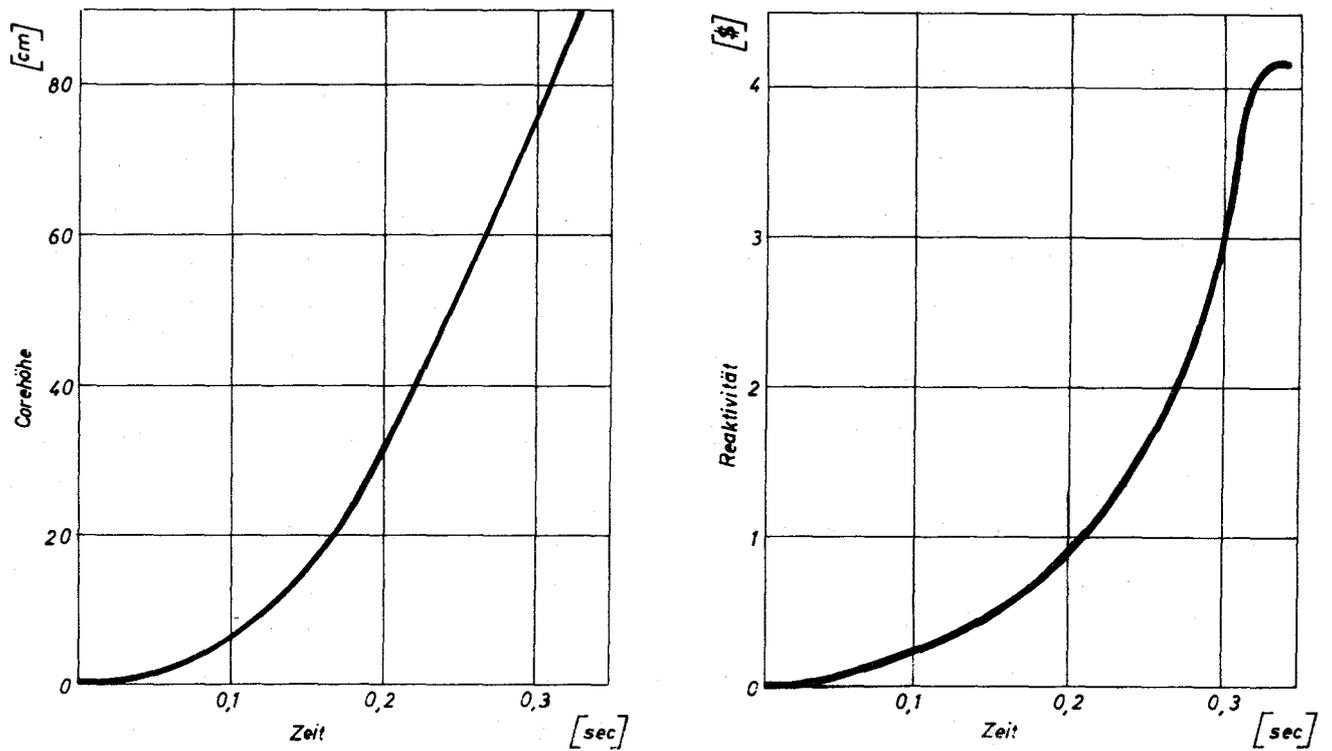


Abb. 7.20 Weg-Zeit-Verhalten und Reaktivitätsstörung bei einer Steuerstabaustreibung

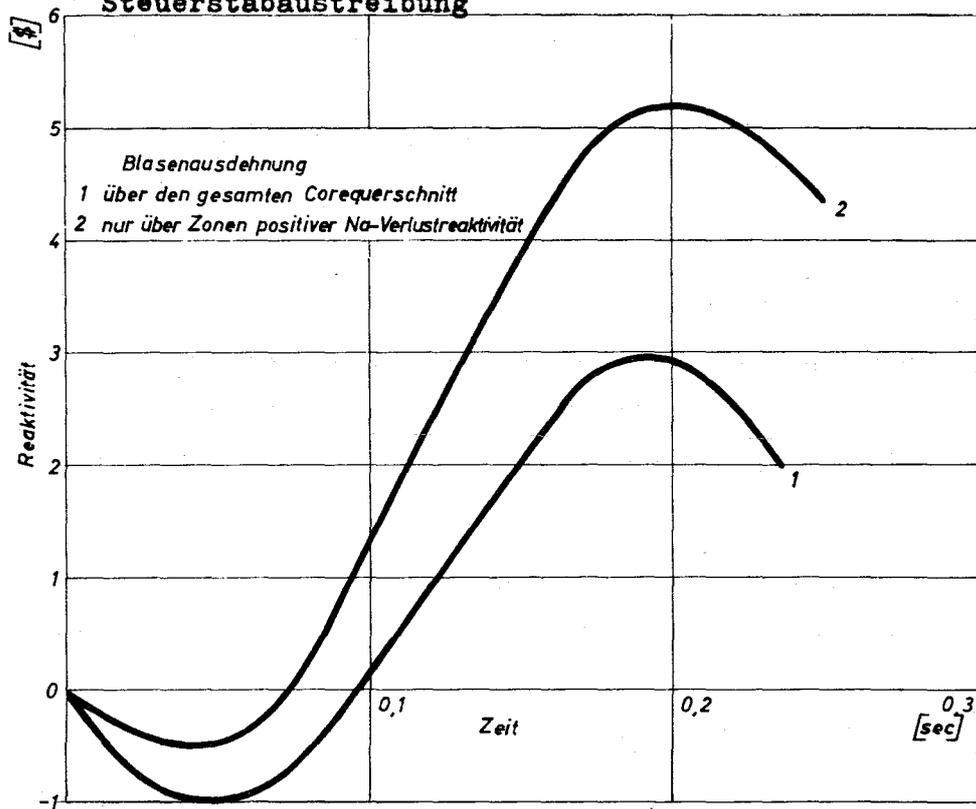


Abb. 7.21 Reaktivitätsstörung durch Gasblase im Kühlmittelstrom

#### 7.6.1.4 Spektrumsveränderung

Eine Spektrumserweichung führt in der Nähe des Auslegungspunktes stets zu einer Reaktivitätsverminderung. Extreme Thermalisierung braucht nicht besonders untersucht werden, da innerhalb des Reaktors und im primären Kühlsystem keine bedeutenden Mengen moderierender Stoffe enthalten sind.

Wichtig hingegen ist die Spektrumserhärtung durch Entfernen von Natrium aus den inneren Zonen des Kernes (s. Kap. 5.3.2.1). Insbesondere zwei Vorgänge sind denkbar, durch die Natrium aus dem Kern entfernt werden kann: Natriumsieden und Eindringen von Gasblasen, etwa als Folge eines Rohrbruches. Dieser letzte Fall soll zunächst untersucht werden.

Bei einem Auslaufen des Natriums unter Schwerkraft bleibt wegen der besonderen Auslegung der Reaktorzelle der Reaktorkern stets mit Natrium bedeckt (s. Kap. 7.4.1). Es ist jedoch nicht auszuschließen, daß in einer Übergangsphase Gasblasen mit dem Kühlmittel durch den Kern gepumpt werden, wenn während des Reaktorbetriebes in einem Rohr oder Behälter des Primärsystemes ein sehr großes Leck plötzlich aufträte. Es wurde angenommen, daß nach einem solchen Bruch die Pumpen der intakten Kreisläufe ungehindert weiterarbeiten und daß ihre gesamte Fördermenge durch den Reaktorkern strömt. In diesem sehr unwahrscheinlichen Fall kann eine Gasblase im Natrium nicht schneller als mit etwa 4 m/sec durch den Kern gepumpt werden.

Besonders untersucht wurden zwei Fälle: eine Gasblase, die den gesamten Kernquerschnitt ausfüllt und eine Gasblase, die sich in der Mitte konzentriert und nur den Querschnitt einnimmt, in dem Entfernen von Natrium eine Reaktivitätszunahme bewirkt. Beide Fälle sind in Abb. 7.21 dargestellt. In dem interessierenden Bereich 1 bis 2  $\%$  entspricht 1 cm Blaseneindringtiefe einer Reaktivitätsänderung von 10 bzw. 14 cent. Die Reaktivitätsstörung aufgrund eines Bruches im Primärsystem kann daher bei der obengenannten Blasen-eintrittsgeschwindigkeit 40  $\%$ /sec bis 55  $\%$ /sec nicht überschreiten.

Das zweite zu betrachtende Problem ist das Sieden des Kühlmittels. Dabei muß besonders jenen Siedevorgängen Aufmerksamkeit geschenkt werden, bei denen die Blasenbildung im Zentrum des Kernes beginnt und sich schnell axial und radial ausbreitet. Der wesentlichste Parameter ist dabei der Siedeverzug. Aufgrund bisheriger Erfahrungen  $\sqrt{10}$  ist bei Natrium von Reaktorreinheit ein Siedeverzug von höchstens einigen zehn Grad zu erwarten. Da jedoch

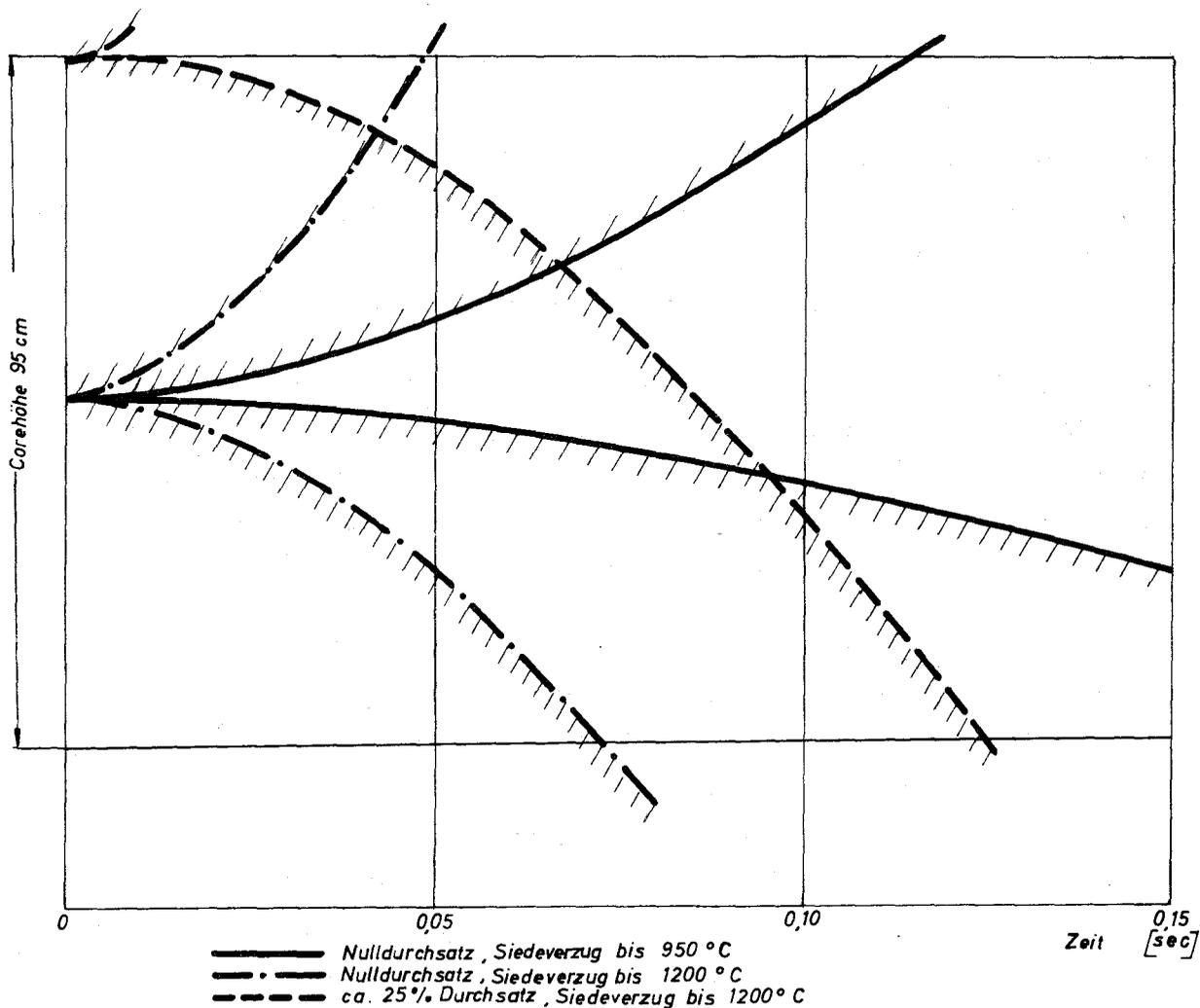


Abb. 7.22 Axiales Blasenwachstum bei einer Kühlmittlejektion

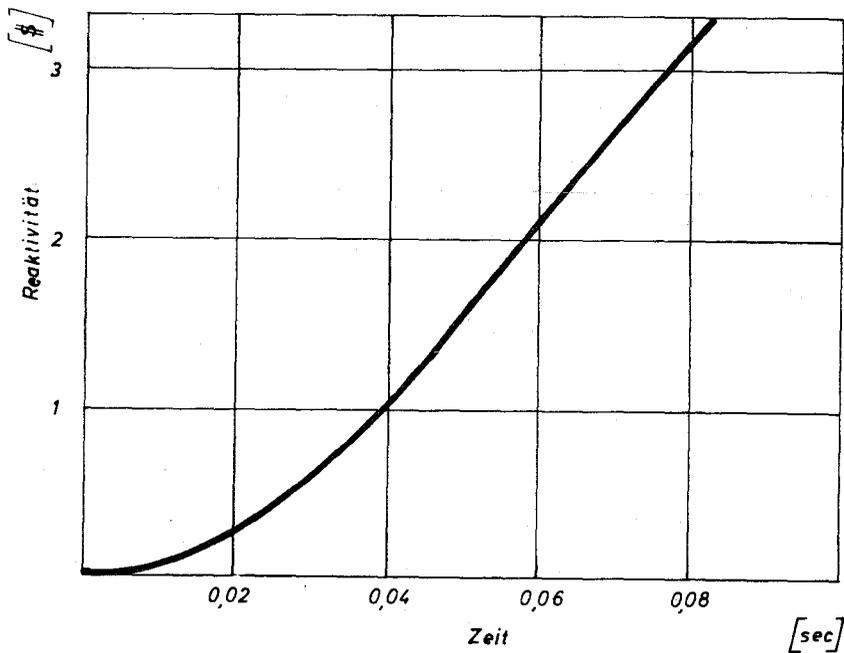


Abb. 7.23 Reaktivitätsstörung durch Kühlmittlejektion bei Nulldurchsatz und Siedeverzug bis 1200 °C

dieser Wert experimentell nicht genügend gesichert ist, wurde eine Temperatur von  $1200^{\circ}\text{C}$  als oberste Schranke der Temperatur flüssigen Natriums angesetzt. Das entspräche einem Siedeverzug von etwa  $300^{\circ}\text{C}$ . Oberhalb dieser Temperatur kann man damit rechnen, daß die Hüllrohre der Brennstäbe versagen und durch die austretenden Spaltgase das Kühlmittelsieden ausgelöst wird.

Natriumsieden tritt dann auf, wenn die von den Brennstäben an das Natrium abgegebene Wärme wesentlich die vom Kühlmittel bei normaler Aufheizspanne abgeführte Wärme übersteigt. Wie früher gezeigt wurde [1], führen selbst relativ schnelle Reaktivitätsstörungen zum Sieden des Kühlmittels, bevor der Brennstoff verdampft. Dieser Vorgang ist qualitativ nicht verschieden von einem vollständigen und augenblicklichen Ausfall der Kühlung bei gleichbleibender Leistungserzeugung. In beiden Fällen kann man annehmen, daß das Sieden im Zentrum des Kernes beginnt. Bei einem allmählichen Absinken des Kühlmitteldurchsatzes würde das Natrium zuerst am oberen Ende der Brennelemente sieden. Im Rahmen einer konservativen Analyse braucht dieser Fall nicht weiter betrachtet zu werden.

Abb. 7.22 zeigt den Natriumaustreibungs Vorgang, wie er sich aus dem Modell der Einzelblasen-Ejektion ergibt [11]. Die Austreibungsgeschwindigkeit hängt dabei vor allem von dem angenommenen Siedeverzug ab. Die Untersuchung ergab, daß bei großem Siedeverzug der Ejektionsvorgang nur schwach vom ursprünglichen Durchsatz durch den betroffenen Kanal abhängt. Auch dieses Ergebnis deutet darauf hin, daß die Vorgänge bei Überlast und bei Pumpenausfall qualitativ gleich verlaufen.

Für die pessimistischen Annahmen - totaler und schlagartiger Ausfall der Pumpenförderung sowie Siedebeginn erst bei  $1200^{\circ}\text{C}$  - wurde die Reaktivitätsstörung ermittelt. Dabei wird angenommen, daß in allen Brennelementen der Ejektionsvorgang bei derselben Temperatur eintritt. Das axiale und radiale Wachstum der Natriumdampfblase ist in Fig. 7.24 dargestellt. Fig. 7.23 zeigt den zugehörigen Reaktivitätsverlauf. Es hat sich gezeigt, daß der Siedeverzug, wenn er hoch ist, keinen nennenswerten Einfluß auf die Reaktivitätsstörung hat, da dann stets die Blase in axialer Richtung wesentlich schneller wächst als in radialer Richtung. Die Blasen ausdehnung in radialer Richtung ist durch die maximale Leistungsdichte und das Leistungsprofil bestimmt.

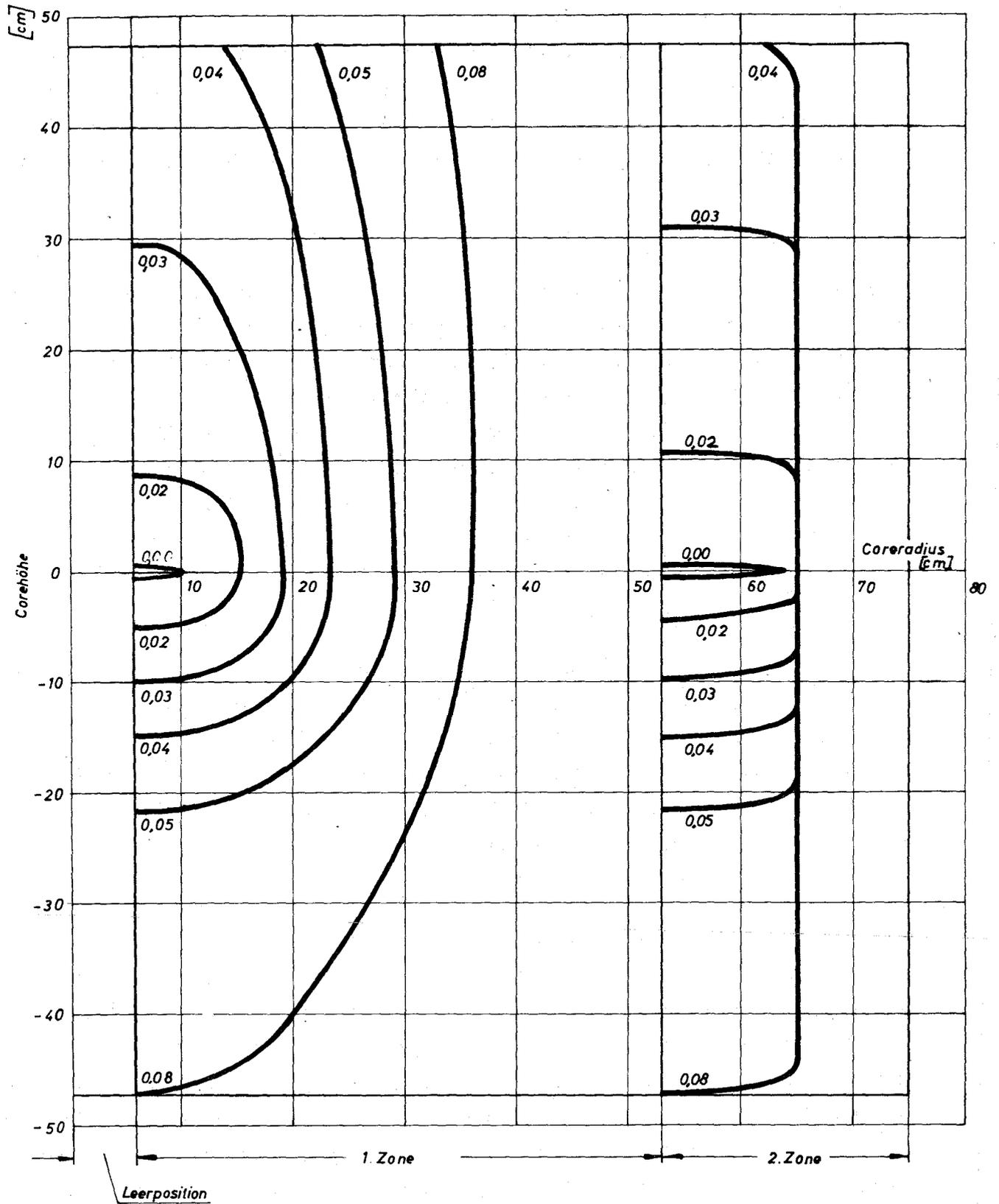


Abb. 7.24 Blasenwachstum bei nulldurchsatz und Siedeverzug bis  $1200^{\circ}$   
 (Kurvenparameter: Zeit nach Siedebeginn in Sekunden)

Es ist zu beachten, daß dieser Rechnung die Annahme eines völlig homogenen Kernes zugrunde liegt. In Wirklichkeit ist die Temperaturverteilung im Kern durch Abbrand und Toleranzen erheblich gestört. Ferner sind Ort und Zeitpunkt der Blasenbildung statistischen Schwankungen unterworfen. Diese Effekte bewirken jedenfalls eine zeitliche Verschiebung der Einzelvorgänge, wodurch die Reaktivitätsstörung gemildert wird. Diese Überlegungen lassen einen Wert von 60  $\beta$ /sec als sehr konservative Abschätzung erscheinen.

**Welche** Konsequenzen das Blockieren einzelner Kanäle eines Brennelementes oder einzelner Brennelemente haben könnte, ist von besonderem Interesse, da dieser Vorgang zu den voraussehbaren Störfällen zu zählen ist. Wesentlich ist, ob hierdurch ein fortschreitendes Versagen eintreten kann. Dies kann nach dem heutigen Stand des Wissens nicht ausgeschlossen werden. In diesem Zusammenhang interessiert nicht so sehr, inwieweit der Kern beschädigt wird, sondern ob durch den Vorgang eine Reaktivitätsstörung erzeugt wird, die mit den oben beschriebenen verglichen werden kann.

Die Natriumejektion aus einem einzelnen Brennelement bewirkt maximal 14 cent Reaktivität, bedeutet also keinerlei Gefahr.

Da nach dem Blockieren eines Brennelementes etwa 1 Sekunde vergeht (s. Abb. 7.9), bevor das Natrium auf Siedetemperatur erhitzt ist, kann sich ein derartiges Versagen nur relativ langsam - falls überhaupt - über das ganze Core ausbreiten. Es werden sich dabei Verdampfungs- und Rekondensationsvorgänge in den verschiedenen Elementen überlappen. Es ist auch wahrscheinlich, daß durch die Druckstöße viele Brennstäbe zerstört und mit dem verdampfenden Natrium auch Brennstoff aus dem Kern ausgeblasen wird. Es erscheint nahezu ausgeschlossen, daß bei diesen stark statistisch ablaufenden Vorgängen eine große Zahl von Brennelementen "in Phase schwingen" werden. Nimmt man an, daß in 30 Brennelementen gleichzeitig ein Ejektionsvorgang einsetzt, so würde dadurch eine Störung von etwa 45  $\beta$ /sec erzeugt. Dieser Wert erscheint als konservative Abschätzung gerechtfertigt.

#### 7.6.1.5 Änderung der Kerngeometrie

Bei den schnellen Reaktoren der ersten Generation stand der Niederschmelzunfall im Mittelpunkt des Interesses. Dies lag wegen des niedrigen Schmelzpunktes des damals verwendeten metallischen Brennstoffes nahe. Bei oxydischem

Brennstoff ist wegen der hohen Schmelztemperatur ein Niederschmelzen äußerst unwahrscheinlich.

Ein Niederschmelzen bei intaktem Hüllrohr durch Überleistung ist theoretisch denkbar, da der Brennstoff nur etwa 80 % seiner theoretischen Dichte hat. Dennoch ist das Hohlvolumen innerhalb der Stäbe zu gering, um große Reaktivitätsänderungen zu erzeugen. Außerdem würde der größte Teil des Brennstoffes nach unten in ein Gebiet geringerer Importance bewegt und dadurch die Reaktivität verringert. Ein Niederschmelzen aus dem Hüllrohr heraus ist nur möglich, wenn das Hüllrohr nicht mehr vom Natrium benetzt wird. Ein solcher Zustand kann aber bei kritischem Reaktor nicht eintreten, da allein schon durch das Entfernen von Natrium eine Exkursion ausgelöst worden wäre. Es folgt daraus, daß der klassische Niederschmelzunfall bei natriumgekühlten Brütern nicht möglich ist.

Möglich ist jedoch ein Niederschmelzen durch die Nachwärme nach Verlust des Kühlmittels. Dabei wird zunächst das Hüllrohr schmelzen. Der Brennstoff selbst bricht jedoch nicht in sich zusammen, wenn ihn das Hüllrohr nicht mehr umgibt. Die Existenz des bekannten Zentralkamins in abgebrannten Stäben beweist die Eigenfestigkeit des Brennstoffes. Einzelne Brennstoffpartikel, die nach unten fallen, bewirken eine Reaktivitätsabnahme.

Erst wenn der Brennstoff die Schmelztemperatur erreicht, können größere Mengen zusammenfallen. Dieser Vorgang erfolgt jedoch im Minutenzeitraum und bewirkt eine Reaktivitätsstörung von maximal etwa 5  $\$/\text{sec}$ .

Trotzdem wurde auch für die unrealistische Annahme - Zusammenbruch der Stäbe bei Hüllrohrschmelzen - die maximale Reaktivitätsstörung errechnet. Es ergeben sich höchstens 60  $\$/\text{sec}$ . Dabei ist angenommen, daß der Reaktor unmittelbar nach einer Abschaltung alles Natrium verliert, so daß das Hüllrohr schon allein durch die im Brennstoff noch gespeicherte Wärme schmilzt.

#### 7.6.2 Nukleare Exkursion

Der Ablauf der Exkursionen und die Energiefreisetzung wurden mit Hilfe des Bethe-Tait-Formalismus bestimmt. Für die Rechnungen wurde ein Modell mit sphärischem Core benutzt, wobei das Volumen des Na 2-Cores und der Modellkugel übereinstimmen. Im übrigen wurden die Daten der Rechnung entsprechend dem Zustand des Reaktors zu Beginn der Exkursion vorgegeben.

Tabelle 7.3

Bethe-Tait-Exkursionen mit Natrium im Reaktorkern

Rampe	[ $\beta$ /sec]	20	40	60 *)	100
Energie über dem Siedepunkt	[MWs]	220	450	803	1005
Gesamte thermische Energie	[MWs]	3086	3645	4300	4610
Maximale Brennstofftemperatur	[ $^{\circ}$ K]	4830	5370	6000	6300
Maximaler Druck	[atm]	41	127	334	490
Maximale Leistung	[MW <sub>th</sub> ]	$1,2 \cdot 10^5$	$3,6 \cdot 10^5$	$5,6 \cdot 10^5$	$1,1 \cdot 10^6$
Dauer der Exkursion	[msec]	120	63	42	30
Dauer des Druckanstiegs	[msec]	43	24	18	15
Verdampfter Brennstoff	[%]	33	47	62	68
Geschmolzener Brennstoff	[%]	50	64	78	84

\*) Referenzwert Na 2

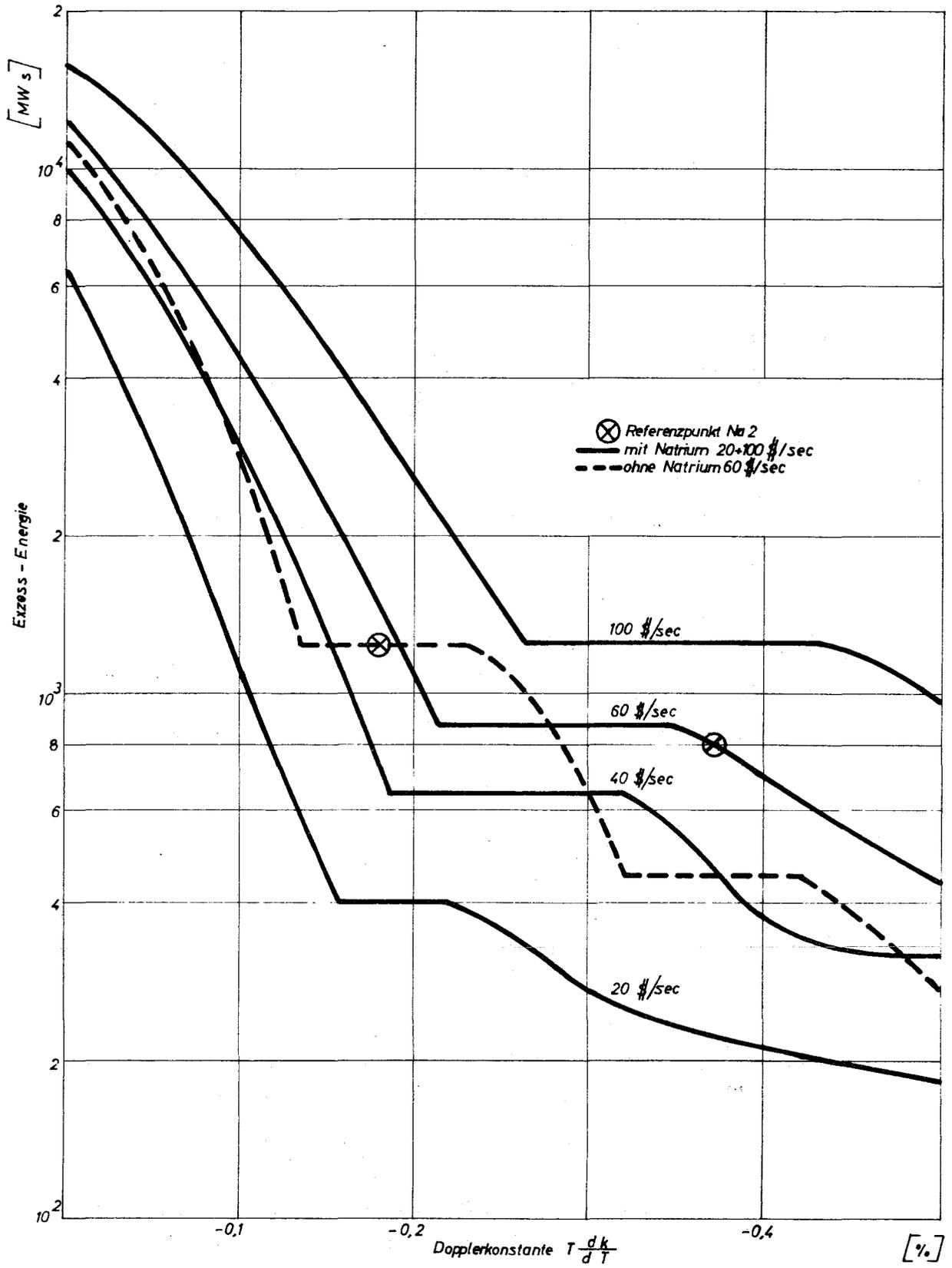


Abb. 7.25 Exzess-Energie der nuklearen Exkursion als Funktion des Dopplerkoeffizienten

Die maximale Reaktivitätserhöhung, die aus den verschiedenen in Kap. 7.6.1 beschriebenen Unfallvorgängen ermittelt wurde, läßt sich durch eine lineare Rampe von 60  $\beta$ /sec beschreiben. Abweichungen vom linearen Verlauf zeigen sich nur im Bereich unter 1  $\beta$ , also unterhalb prompt-kritisch. Dort ist der genaue Verlauf **unwesentlich** für die Berechnung der Energiefreisetzung.

Bei dem Niederschmelzen des trockenen Reaktorkernes enthält die überkritische Anordnung kein Natrium. Der Dopplereffekt ist daher relativ klein. Dagegen starten bei allen anderen Unfällen die Exkursionen in einem Zustand, in dem das Core wenigstens teilweise noch mit Natrium angefüllt und infolgedessen der Dopplereffekt größer ist. Das Vorhandensein von Natrium im Kern bedeutet aber, daß dann zunächst noch das Strukturmaterial des Kernes relativ **kalt** und widerstandsfähig ist. Es wurde nun bei der Analyse berücksichtigt, daß die Materialverschiebungen im wesentlichen nur in axialer Richtung möglich sind, solange der aufgebaute Druck noch nicht den Berstdruck der Brennstabhüllen und der Brennelementkästen erreicht hat. Radial gerichtete Materialbewegung wurde daher vernachlässigt und in der Rechnung nur ein Drittel der Reaktivitätsrückwirkung gegenüber allseitiger Expansion berücksichtigt. **Abb. 7.25** zeigt, daß aufgrund dieser Ausnahme die Energiefreisetzung bei einer Reaktivitätsstörung von 60  $\beta$ /sec trotz des wesentlich besseren Dopplereffektes nicht wesentlich geringer ist als bei dem Niederschmelzunfall. In beiden Fällen beträgt die Exzessenergie, d.h. die Wärmemenge oberhalb des Siedepunktes des Brennstoffes, etwa **800 bis 1200 MWsec**.

Als Maßstab für die Stärke der nuklearen Exkursion wird häufig die Exzessenergie angegeben. Von dieser thermischen Energie, die auch in **Abb. 7.25** und in **Tab. 7.3** angegeben ist, kann aber nur ein Bruchteil in mechanische Energie umgewandelt werden. Da der Vorgang im einzelnen nicht bekannt ist, kann der effektive Anteil an mechanisch freiwerdender Energie nicht berechnet werden. Es kann aber eine konservative Abschätzung durchgeführt werden, welcher Anteil der thermischen Energie maximal in mechanische Energie überführt werden kann. Hierzu wird angenommen, daß der Expansionsvorgang des Brennstoffdampfes isentrop abläuft. Für den Fall III aus **Tab. 7.3**, der dem Basisunfall entspricht, ergeben sich gemäß  $\sqrt{12}$  maximal **360 MWsec** mechanisch verfügbarer Energie, wenn man davon ausgeht, daß die expandierende Brennstoffdampfblase nur über 20 at wirklich zerstörend auf die Einbauten der Reaktorzelle einwirken kann. Beim Niederschmelzunfall ist dieser Energiebetrag als Maßstab für die mögliche zerstörende Wirkung anzusehen.

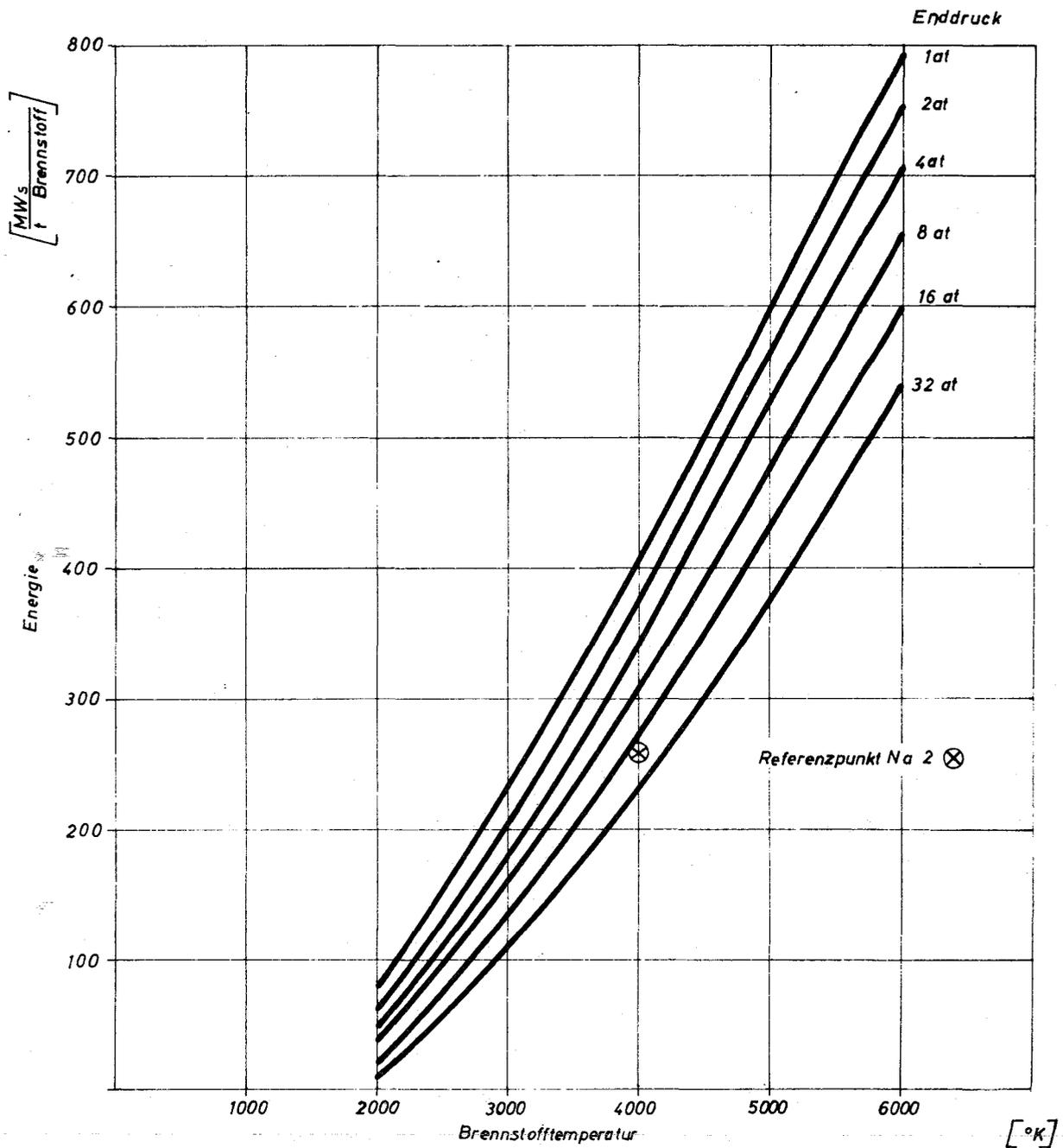


Abb. 7.26 Maximale mechanische Energie bei Na-Dampf-Expansion

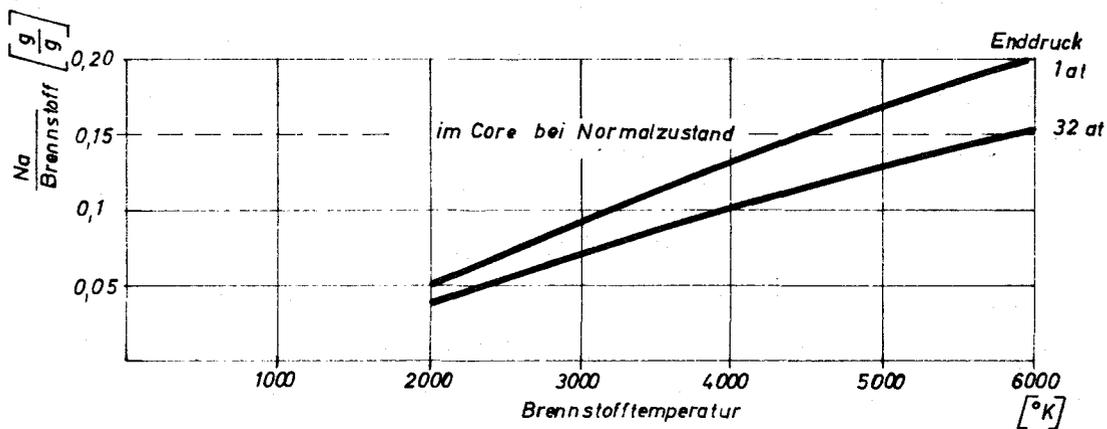


Abb. 7.27 Mischungsverhältnis Brennstoff - Natrium, das zu einer maximalen Energiefreisetzung führt

### 7.6.3 Brennstoff-Natrium-Reaktion

Bei allen schweren Unfällen mit Natrium im Reaktorkern muß die Möglichkeit einer thermischen Brennstoff-Natrium-Reaktion in Betracht gezogen werden. Nach Beendigung der nuklearen Exkursion bildet der Brennstoff in teils flüssiger, teils dampfförmiger Form eine Blase, in der ein hoher Druck herrscht. Es ist nicht ohne weiteres auszuschließen, daß dieser Brennstoff sich mit noch in dem Reaktorkern und in seiner Umgebung befindlichem Natrium vermischt und seine Wärme sehr rasch an dieses abgibt.

Während bei einer Exkursion in einem trockenen Reaktor, also nach totalem Natriumverlust, der verdampfte Brennstoff nur oberhalb seiner Siedetemperatur mechanische Arbeit zu verrichten vermag, kann durch Verdampfen von Natrium ein wesentlich größerer Teil der im Brennstoff gespeicherten Wärme in mechanische Arbeit umgesetzt werden. Ein konservativer Wert der hierdurch verfügbaren Arbeit kann berechnet werden, wenn man annimmt, daß Natrium und Brennstoff in etwa gleichen Volumenverhältnissen derart gemischt werden, daß es zunächst ohne Expansion zu einem vollständigen Temperatúrausgleich kommt, ohne daß dieses Gemisch anschließend isentrop expandiert wird. Dieses Berechnungsverfahren wurde erstmals von Hicks [13] angegeben. Diese Art der Abschätzung der verfügbaren Energie ist sehr konservativ, da der Wärmeübergang vom Brennstoff auf das Natrium durch Bildung von Natriumdampf-Filmen sehr wahrscheinlich stark verzögert wird.

Abb. 7.26 zeigt die maximale mechanische verfügbare Arbeit, die nach obigen Annahmen aus einem Brennstoff-Natriumgemisch gewonnen werden kann, als Funktion der ursprünglichen Brennstofftemperatur und des Enddruckes des Entspannungsvorganges.

Abb. 7.27 gibt an, bei welchem Mischungsverhältnis von Natrium und Brennstoff die Arbeitsausbeute am größten ist. Dieses Mischungsverhältnis muß ziemlich genau so sein, daß bis zum Ende der Expansion gerade alles Natrium verdampft. Die Rechnung überschätzt vor allem in folgenden Punkten die Konvertierbarkeit von thermischer in mechanische Energie:

- Die angenommene spontane Wärmeübertragung vom Brennstoff auf das Natrium wird durch die Bildung von Dampf Filmen behindert.
- Die isentrope Entspannung des Gemisches ist ein idealer Vorgang, der in Wirklichkeit nicht realisierbar ist, da stets ein Temperaturgefälle zwischen dem verdampfenden Natrium und dem Brennstoff vorhanden sein muß.

- Schon bei geringer Abweichung vom "optimalen" Mischungsverhältnis der Stoffe wird erheblich weniger mechanische Arbeit frei, da dann entweder nicht genügend Natrium zur Verdampfung zur Verfügung steht, oder bei Natriumüberschuß die Energie nicht ausreicht, alles Natrium zu verdampfen.

Dennoch kann das in Fig. 7.26 dargestellte Ergebnis zur Beurteilung der Containmentauslegung herangezogen werden. Dabei ist angenommen, daß die expandierende Natriumdampfblase bis herab zu 20 at zerstörende Arbeit zu leisten vermag; denn auf diesen Druck ist der Explosionsschutz ausgelegt, d.h. bei weiterer Entspannung der Dampfblase treten keine Verformungen mehr auf. Tatsächlich würde die isentrope Entspannung aufgrund der Anordnung der Zellen-einbauten bei einem erheblich höheren Druck in einen Drosselvorgang übergehen. Bei einer erreichten Maximaltemperatur von etwa 6000 °K bzw. einer mittleren Temperatur von etwa 4000 °K wird im Mittel eine Energie von 260 MWsec/t Brennstoff frei, also insgesamt 1200 MWsec, was im Rahmen der Rechengenauigkeit und im Hinblick auf die konservativen Annahmen dem Auslegungswert von 1000 MWsec gleichkommt.

In dieser Analyse wurde angenommen, daß sich der gesamte Brennstoff mit dem Natrium mischt. Es sind natürlich auch Zwischenzustände möglich derart, daß ein Teil des Brennstoffes zunächst nicht mit Natrium in Berührung kommt, unter Leistung mechanischer Arbeit verdampft und erst anschließend durch seine Restwärme eine Natriumverdampfung herbeiführt und damit zusätzlich mechanische Arbeit leistet. In diesem Fall wird aber stets weniger thermische Energie in mechanische Arbeit umgesetzt, da der Wärmeübergang bei tieferer Temperatur stattfindet, als wenn Brennstoff und Natrium vor einer Expansion des verdampften Brennstoffes vermischt werden und ein thermisches Gleichgewicht erreichen.

#### 7.6.4 Mechanische Unfallauswirkungen

In den Kapiteln 7.6.2 und 7.6.3 wurde als obere Grenze für die während des Basisunfalles freigesetzte mechanische Energie ein Betrag von ca. 1000 MWsec bestimmt. Dies ist der Anteil an der insgesamt im Kern gespeicherten und während der Exkursion zusätzlich erzeugten Energie, der zerstörende Wirkung haben kann. Die Kenntnis dieses Energiepotentials allein erlaubt jedoch keine eindeutige Bestimmung des weiteren Unfallablaufes und demzufolge auch keine eindeutige sicherheitstechnische Auslegung des Reaktors. Die konstruktiven Maßnahmen zur Beherrschung des Basisunfalles sind vielmehr verschieden je nach der Art, in der das Energiepotential in mechanische Arbeit umgesetzt wird. Der örtliche und zeitliche Verlauf der Ener-

Energiefreisetzung kann z.Zt. nicht hinreichend genau ermittelt werden. Bei der Konstruktion der Reaktorzelle und ihrer Einbauten (s. Kap. 3.3.2) wurde deshalb ein ganzes Spektrum von möglichen Unfallabläufen in Betracht gezogen, d.h. es wurden alle möglichen Erscheinungsformen der Energie, nämlich Schockwellen, Wasserhammereffekte und der quasistatische Druck in der Auslegung berücksichtigt. Welches dieser Phänomene dominiert, hängt im wesentlichen von der Energiefreisetzungsrate ab.

Dem vorliegenden Konzept liegen im Hinblick auf die denkbaren Folgen des Basisunfalles folgende Forderungen zugrunde:

1. Alle primären Unfallauswirkungen, die zu einer mechanischen Zerstörung von Bauteilen führen können, wie Schockwellen, Wasserhammereffekte und der quasistationäre Explosionsdruck, sollen innerhalb der Reaktorzelle aufgefangen werden.
2. Alle sekundären Effekte, wie chemische Reaktionen, die von den Kernbruchstücken erzeugte Nachzerfallswärme und der statische Druck, sollen auf die Primärkreiselle begrenzt bleiben und dürfen deren äußere Umhüllung nicht beeinträchtigen.
3. Die Primärkreisellen sollen genügend dicht sein, um einen Natriumbrand im Sicherheitsbehälter zu verhindern und die Freisetzung von radioaktiven Stoffen in den Sicherheitsbehälter erheblich zu verzögern.
4. Der Sicherheitsbehälter soll vollständig von einer dichten, aber nicht druckfesten Hülle als äußere Barriere gegen die Freisetzung von radioaktiven Stoffen und als Schutz der Umgebung vor Direktstrahlung eingeschlossen sein.
5. Die Nachzerfallswärme des Kerns bzw. seiner Bruchstücke soll mit Natrium im Naturumlauf abgeführt werden.

Dieses Kapitel befaßt sich mit dem primären und sekundären Unfallauswirkungen innerhalb der Primärkreisellen. Die radiologischen Auswirkungen sind in Kap. 7.6.5 behandelt.

#### 7.6.4.1 Auswirkungen von Schockwellen

Schockwellen entstehen bei Energiefreisetzungen im Mikrosekundenbereich. Da die den Basisunfall auslösende nukleare Exkursion sich über einige

Millisekunden erstreckt, ist es sehr unwahrscheinlich, daß ein erheblicher Anteil der freigesetzten Energie in Form von Schockwellen frei wird. Diese Aussage wird durch die Analyse mehrerer Reaktorunfälle [14] bestätigt. Die Ausbildung von Schockwellen bei thermischen Brennstoff-Kühlmittelreaktionen kann dagegen nicht ausgeschlossen werden. Der Ablauf dieser Reaktion ist im wesentlichen bestimmt durch die Größenverteilung der Brennstoffpartikel und den Grad der Vermischung von Brennstoff und Natrium. Da hierüber bisher jedoch keine theoretischen und experimentellen Ergebnisse vorliegen, wurde die Schockwellenanalyse am Modellfall der Detonation einer im Energiebetrag äquivalenten Menge von 250 kg TNT durchgeführt. Dabei wurden die Ergebnisse der Arbeiten von Cole [15] und von Proctor und Wise [16] benutzt. Eine TNT-Explosion läuft im Mikrosekunden-Bereich ab. Da die nukleare Exkursion und die Natrium-Brennstoffreaktion sicher sehr viel langsamer verlaufen als die TNT-Explosionen und die Schockwellenausbeute mit wachsender Energiefreisetzungsdauer abnimmt, ist das angewendete Verfahren als sehr konservativ anzusehen.

Die Reaktion der Zelleneinbauten auf die Schockwelle wurde analysiert unter folgenden Annahmen:

1. Die Schockwelle entsteht in Kernmitte und pflanzt sich als Kugelwelle ungestört durch die Brutstoffzone und die verschiedenen Abschirmschichten bis zur Behälterwand bzw. bis zum Drehdeckel fort. Die dämpfende Wirkung dieser Schichten wurde nicht berücksichtigt.
2. Der spezifische Impuls der Schockwelle wird vollständig auf Behälterwand und Drehdeckel übertragen, die dadurch eine der Impulsdichte und ihrer auf die Flächeneinheit bezogenen Masse entsprechende Geschwindigkeit erhalten.
3. Der Stoß zwischen Behälterwand und Graphitabschirmung und zwischen Graphitabschirmung und radialem bzw. unterem Explosionsschutz ist **ideal-plastisch**. Ebenso erfolgt der Stoß der einzelnen Schichten des Drehdeckels untereinander ideal-plastisch.

Die kinetische Energie der nach dem Stoß sich mit gleicher Geschwindigkeit bewegenden Schichten wird durch plastische Dehnung des Explosionsschutzes absorbiert. Der Explosionsschutz bildet ein in sich geschlossenes Kraftsystem und ist von der Betonstruktur der Reaktorzelle durch Spalte getrennt, so daß keine erheblichen Impulse und Kräfte auf den Beton

übertragen werden können. Die maximale Dehnung des radialen Explosionsschutzes in Kernmittenebene beträgt 1,85 %. Der Spalt zwischen Explosionsschutz und Tragschürze wird dabei von 15 cm auf 7,8 cm verringert. Die armierte Betonmasse unterhalb des Reaktorbehälters wird sich um 3,8 cm nach unten bewegen. Dabei wird ihre kinetische Energie in der zylindrischen Tragschürze in plastische Verformungsarbeit umgesetzt. Der zwischen der Betonmasse und dem Zellenboden verbleibende Spalt beträgt ca. 16 cm. Die Tragschürze verbindet die erwähnte Betonmasse mit dem Tragrings im oberen Teil der Reaktorzelle, der die an der Schürze angreifende Beschleunigungskraft zusätzlich zu dem Gewicht sämtlicher Zelleneinbauten auf die Betonwandung der Reaktorzelle überträgt. Unter der konservativen Annahme, daß die axialen Komponenten des Schockwellenimpulses zu verschiedenen Zeiten wirksam werden, tritt im Beton am Auflager des Tragrings kurzzeitig eine Druckspannung von  $45 \text{ kg/cm}^2$  auf.

Die Bewegungsenergie des Drehdeckels wird durch plastische Dehnung von 1,1 cm in den Schrauben vernichtet, mit denen der Deckel über den Niederhalterring im Tragrings verankert ist. Das Energieabsorptionsvermögen der 1 m langen Dehnschrauben bis zum Bruch ist um mehr als das Zehnfache größer als der mit der zuvor getroffenen Annahme ungestörter Schockwellenausbreitung ermittelte Energiebetrag. Es ist also genügende Sicherheit gegen Versagen der Deckelniederhaltung auch für den Fall gegeben, daß ein größerer Anteil der gesamten Schockwellenenergie durch teilweise Reflektion an der Behälterwand auf den Drehdeckel konzentriert wird.

Die im radialen Explosionsschutz, in der Tragschürze und in den Drehdeckelschrauben absorbierten Energiebeträge verhalten sich etwa wie 94 : 5 : 1.

#### 7.6.4.2 Explosionsdruck und Wasserhammer

Wegen der im Vergleich zu TNT-Detonationen sehr viel langsameren Energiefreisetzung bei dem betrachteten Basisunfall ist es unwahrscheinlich, daß ein erheblicher Anteil der Gesamtenergie in Form von Schockwellen freigesetzt wird, daß also der Reaktorbehälter durch Schockwelleneinwirkung zerstört wird. Umso mehr Bedeutung gewinnen zwei andere Erscheinungsformen der Energie mit möglicherweise zerstörerischer Wirkung: der Druck der am Ort des Reaktorkernes entstandenen **Na-Dampfblase** und die Bewegungsenergie einer durch gerichtete Expansion dieser Blase beschleunigten Natriumsäule.

Technische Maßnahmen zur Beherrschung des Druckes und des "Wasserhammers" zielen in entgegengesetzter Richtung: Um für den Fall relativ langsamer Energiefreisetzung ein Bersten des Behälters aufgrund des Innendruckes zu verhindern, müßte ein Puffervolumen in Form eines Schutzgasraumes unterhalb des Drehdeckels vorgesehen werden. Bei rascher Energiefreisetzung im Millisekunden-Bereich und im Verhältnis dazu langsamer Rekondensation könnte dann jedoch eine Natriumsäule zum Deckel hin beschleunigt und so ein großer Teil der Gesamtenergie auf den Deckel übertragen werden. Da es nicht möglich erscheint, den Drehdeckel und seine Verankerung für diesen Fall auszulegen, muß die Entstehung eines "Wasserhammers" konstruktiv verhindert werden. In dem vorliegenden Konzept geschieht dies durch Vermeidung eines Gasraumes unmittelbar über dem Natriumspiegel.

Es ist bewußt darauf verzichtet, den Reaktorbehälter gegen den Druck der Dampfblase intakt zu halten. Das Schutzgasplenum ist in den Raum zwischen den beiden Teilen des Drehdeckels verlegt, der untere Deckelteil taucht in das Natrium ein. Beide Deckelteile, ihre Verbindungsglieder und die Verankerung im Tragring sind deshalb für einen Druck oberhalb des Berstdruckes des Behälters ausgelegt. Der statische Berstdruck in dem oberen, mit reduzierter Wandstärke ausgeführten Behälterteil beträgt 12 atü, der Auslegungsdruck des Deckels 20 atü. Bei dynamischer Druckbeanspruchung erhöht sich die Sicherheit gegen Versagen des Drehdeckels aufgrund seiner großen Masse.

Weitere kritische Bauteile hinsichtlich der Unfallauswirkungen sind außer dem Drehdeckel die Zwischenwärmetauscher, insbesondere diejenigen Teile, die Trennflächen zwischen dem Primär- und dem Sekundärnatrium bilden und deshalb Bestandteil des inneren Containments sind. Diese Teile sind ebenfalls für einen Druck oberhalb des Behälterberstdruckes ausgelegt, so daß ein Versagen durch Druckbeanspruchung ausgeschlossen werden kann. Wasserhammer-effekte können wegen des fehlenden Schutzgasraumes im Zwischenwärmetauscher nicht auftreten. Eine Zerstörung der Wärmetauscherrohre durch Schockwellen ist äußerst unwahrscheinlich, da die Schockwellenintensität auf dem langen Weg durch die mehrfach abgewinkelten Rohrleitungen infolge Reibung und Verformung der Rohre sehr stark abnimmt. Das Wärmetauscherbündel ist zusätzlich durch ein Schockblech gegenüber den Ein- und Austrittsstutzen gegen Druckstöße geschützt. Die Frage der Schockwellenfortpflanzung in Rohrleitungen wird im Rahmen des Forschungs- und Entwicklungsprogrammes noch eingehender untersucht werden.

### 7.6.4.3 Auswirkungen des Behälterbruches

Die Zerstörung des Reaktorbehälters entweder durch Schockwelleneinwirkung oder durch den Druckaufbau in seinem Inneren bestimmt im wesentlichen den weiteren Unfallverlauf. Die möglichen Auswirkungen des Behälterversagens wurden untersucht hinsichtlich auftretender Impulse und Ausgleichbewegungen, der Freisetzung von Natrium bzw. Natriumdampf und des Druckaufbaues in der Reaktorzelle und in den Primärkreiszellen.

Nach dem Aufreißen des Reaktorbehälters können Druck- und Reaktionskräfte zu einer Relativbewegung zwischen Behälter und Explosionsschutz führen, die jedoch durch die Spalte zwischen ihnen begrenzt ist. Je nach dem, ob der Behälter einseitig oder gleichmäßig über seinen ganzen Umfang aufreißt, kann sich dabei der Tragring entsprechend dem Verhältnis der Masse des Explosionsschutzes zu der des Behälters in radialer Richtung auf seinem Auflager verschieben, nach oben von ihm abheben oder eine Kippbewegung ausführen. Zwischen dem Tragring und dem Beton der Zellenwand sind ein radialer und ein axialer Spalt vorgesehen, so daß diese Ausgleichsbewegungen ungehindert erfolgen können und keine erheblichen Kräfte auf die Reaktorzelle ausgeübt werden.

Der Druck im Reaktorbehälter wird nach seinem Aufreißen durch Austreiben von flüssigem oder dampfförmigem Natrium oder einem Zweiphasengemisch absinken. Er wird verschiedene quasistationäre Druckniveaus durchlaufen und schließlich bis auf einen Gleichgewichtsdruck innerhalb der Primärkreiszellen abgebaut. Der zeitliche und örtliche Druckverlauf hängt ab von der Lage und Größe des auftretenden Lecks und von den Kondensationsvorgängen innerhalb und außerhalb des Behälters.

Im Hinblick auf eine mögliche Gefährdung des Containments sind lediglich der auf die Wand der Reaktorzelle wirkende Maximaldruck und der Gleichgewichtsdruck in den Primärkreiszellen von Interesse.

Bei der Ermittlung des quasistationären Druckes in der Reaktorzelle wurde die konservative Annahme gemacht, daß eine Energie von 1000 MWsec in Form von gesättigtem Natriumdampf auftritt und daß während des Druckausgleiches weder im Reaktorbehälter noch in den Zelleneinbauten Natriumdampf kondensiert. Für diesen Fall beträgt der quasistationäre Druck maximal 10 atü. Dieser Druck wird allein von dem Explosionsschutz aufgenommen, d.h. von

der Tragschürze, der unteren Betonmasse und dem Tragring. Der auf die Zellenwände ausgeübte Druck ist sehr viel geringer, da durch entsprechende Dimensionierung der Entlastungskanäle zu den Primärkreiszellen dafür gesorgt ist, daß in dem Ringspalt zwischen Tragschürze und Zellenwand sich kein erheblicher Druck aufbauen kann.

Der Gleichgewichtsdruck in den Primärkreiszellen beträgt etwa 2 atü unter der ebenfalls konservativen Annahme, daß die Stickstoffatmosphäre in allen Zellen die Temperatur des Natriums im heißen Plenum, nämlich 560 °C, annimmt.

Der Frage nach der Freisetzung von Natrium als Folge der Zerstörung des Reaktorbehälters beim Basisunfall wurde besondere Aufmerksamkeit gewidmet, insbesondere im Hinblick auf die Gefährdung des Sicherheitsbehälters durch einen Natriumbrand (s. Kap. 7.5.1) und auf die Abfuhr der Nachwärme aus dem Kern bzw. den Kernfragmenten (s. Kap. 7.6.6).

Alle Komponentenzellen und die Reaktorzelle sind bis oberhalb des Natriumspiegels, der sich nach Bruch des Primärsystemes einstellen würde, mit Stahlauskleidungen zur Vermeidung von Natriumleckage und großflächigen Natrium-Betonreaktionen versehen. Alle Leitungsdurchführungen durch die gemeinsame Außenwand der Primärzellen befinden sich oberhalb dieses "Notspiegels", so daß eine Leckage von flüssigem Natrium in den luftgefüllten Teil des Gebäudes ausgeschlossen werden kann. Die Stahlauskleidungen sind von den Zellenwänden thermisch isoliert, damit im Beton keine Risse durch Überhitzung entstehen können.

Während des Druckausgleiches in den Komponentenzellen und bis zur Einstellung eines thermischen Gleichgewichtes zwischen der flüssigen und der dampfförmigen Phase können geringe Mengen Natriumdampf und Natriumnebel in der Stickstoffatmosphäre enthalten sein. Die Möglichkeit eines zeitlich begrenzten Natriumspritzbrandes (s. Kap. 7.5.1) ist bei der Auslegung des Sicherheitsbehälters berücksichtigt. Die Annahme einer Natriumejektion von 100 l/se ist allerdings **als sehr konservativ anzusehen.**

Geringe Mengen Natrium können während des Druckausgleichvorganges zwischen Behälterwand und Drehdeckel in den Regelstabantriebsraum entweichen, wenn die Drehdeckeldichtung durch Schockwelleneinwirkung verlorengegangen ist. Dieser Raum ist deshalb mit Stickstoff inertisiert und mit einer dichten Haube vom Bedienungsraum getrennt. Der Druckausgleich zwischen dem Steuer-

stabantriebsraum und den Primärkreiszellen erfolgt über Entlastungskanäle, die normalerweise mit Berstscheiben verschlossen sind.

Eine heftige Reaktion zwischen versprühendem Natrium und dem Restsauerstoff in den Primärkreisräumen wird durch entsprechende Reinheit der Stickstoffatmosphäre verhindert.

#### 7.6.5 Radiologische Auswirkung des Basis-Unfalles

Die Anforderungen an das Containment-System werden einerseits durch die Energiefreisetzung und andererseits durch die Aktivitätsfreisetzung bei schweren Störfällen bestimmt. Die Aktivitätsfreisetzung und die sich daraus ergebende Strahlenbelastung in der Umgebung wurden eingehend untersucht und unter den Bedingungen des Basis-Unfalls mit Hilfe eines digitalen Rechenprogrammes berechnet. Die Strahlenbelastung setzt sich im wesentlichen aus zwei Anteilen zusammen, und zwar dem Strahlendosisäquivalent inkorporierter radioaktiver Stoffe und der Bestrahlung aus der radioaktiven Wolke. Dazu kommt ein weiterer geringer Beitrag durch Direktstrahlung aus dem Reaktorgebäude.

Die Höhe der Strahlendosisäquivalente hängt vom Unfallablauf, von verschiedenen Stoffeigenschaften, vom Containment-System und anderen Größen ab. Die wesentlichen Parameter für den Unfallablauf, die bei der Berechnung benutzt wurden, sind in Tab. 7.4 zusammengefaßt.

Die in den Tabellen und Kurven beschriebenen Ergebnisse gelten jeweils für den Fall eines einfachen Doppel-Containments und eines Doppel-Containments mit zusätzlicher äußerer Betonabschirmschale und Absaugung aus dem Zwischenraum. Der zweite Fall entspricht der Konstruktion der Na 2-Anlage (s. Kap. 3.3.2). Die von den Gebläsen abgesaugten Gase werden über einen Schornstein abgegeben ("mit Schornstein").

Tabelle 7.4

Parameter der Freisetzung und Ausbreitung  
von Aktivität nach dem Basis-Unfall

Aktivitätsfreisetzung aus dem Brennstoff		ohne Zeitverzögerung
Edelgase		100 %
Halogene		10 %
Flüchtige Feststoffe		50 %
Feststoffe		1 %
Aktivitätsabnahme in der Containmentatmosphäre		exponentiell
Halogene		1 h Halbwertszeit
Flüchtige Feststoffe		1 h Halbwertszeit
Feststoffe (Aerosole)		10 h Halbwertszeit
Aktivitätsausbreitung <b>außerhalb der Anlage</b>		
a) Freisetzung "ohne Schornstein"		Flächenquelle in Bodennähe für Containment-Leckage.
Wetterlage	/ 17 /	Inversion
Meteorologischer Exponent	n	0,5
horizontaler Austauschfaktor	$C_Y$	0,1
vertikaler Austauschfaktor	$C_Z$	0,06
Windgeschwindigkeit		2 m/sec
b) Freisetzung "mit Schornstein"		Punktquelle in 75 m Höhe für Schornstein-Freisetzung
Wetterlage	/ 17 /	instabiles Normalwetter
Meteorologischer Exponent	n	0,25
horizontaler Austauschfaktor	$C_Y$	0,23
vertikaler Austauschfaktor	$C_Z$	0,23
Windgeschwindigkeit		2 m/sec

Thermische Leistung	750 MW
Standzeit	430 Tage
Lastfaktor	0,7
Teilladungszahl	3
Pu 239	922 kg
Pu 240	246 kg
Pu 241	34 kg
Pu 242	6,3 kg

## Inneres Containment

Volumen	2420 m <sup>3</sup>
Leckrate	50 %/d bei 2 at

## Äußeres Containment

Volumen	20400 m <sup>3</sup>
Leckrate	1 %/d bei 2 at

---

Die erforderliche Gebläseleistung wird bestimmt durch die Leckage aus dem Stahl-Sicherheitsbehälter und die - erheblich größere - Einwärtsleckage durch die äußere Betonhülle. Dieses Containment-System hat den Vorteil, daß es ohne großen zusätzlichen Aufwand und ohne Filtersysteme die Umgebungsdosiswerte deutlich vermindert. Andererseits hat es den Nachteil, daß nach dem Basis-Unfall die Gebläse in Betrieb gesetzt werden müssen, damit der Schornstein voll wirksam wird. Dagegen sind bei dem anfangs geschilderten Containment-System ("ohne Schornstein") keine Maßnahmen nach dem Basis-Unfall notwendig, mit Ausnahme der Betätigung der Durchdringungsventile.

In der Tab. 7.5 sind zunächst typische Dosiswerte für den Basis-Unfall angegeben, aus denen die spezifische Körperorganbelastung abgelesen werden kann. Alle angegebenen Dosiswerte beziehen sich auf Erwachsene. Die relativ große Strahlenbelastung der Knochen rührt von der Inkorporation von Plutonium her, das bei den zugrunde gelegten Freisetzungsraten den größten Beitrag zu der Gesamtstrahlenbelastung der Umgebung liefert.

In den Abb. 7.28 und 7.29 sind für die wichtigsten Körperorgane, Knochen und Schilddrüse, die Basis-Unfall-Dosiswerte als Funktion von Expositionszeit und Abstand aufgetragen. Es zeigt sich, daß nur die Werte "mit Schornstein" (s. Abb. 7.29) zu einer vertretbaren **Strahlenbelastung** in der Umgebung führen. Dies liegt hauptsächlich an der relativ hohen Leckrate des inneren Containments (50 %/d bei 2 at). Weiterhin liegen der Rechnung pessimistische Annahmen über die Freisetzung von Feststoffen im Basis-Unfall zugrunde, die, solange keine experimentelle Bestätigung günstigerer Daten vorliegt, vorsorglich konservativ abgeschätzt wurden.

Der Beitrag der Direktstrahlung zur Dosis beim Basis-Unfall ergibt sich aus Tab. 7.6. Die Dicke der äußeren Betonschale wurde zu 50 cm angenommen. Die große Leckrate des inneren Containments bewirkt auch hier einen Beitrag zur Gesamtdosis, der in der Größenordnung der Inkorporationsdosis liegt. Besonders in der direkten Nachbarschaft des Reaktors wird daher nach dem Basis-Unfall eine erhöhte Ortsdosisleistung auftreten.

Die Ergebnisse zeigen deutlich, daß ein Containment-System vom Typ Doppel-Containment mit Schornstein ausreicht, um auch unter den hier gemachten pessimistischen Annahmen die Dosiswerte in der Umgebung von Na 2 nach dem Basis-Unfall in vertretbaren Grenzen zu halten. Eine weitere Reduzierung der Strahlenbelastung in der Umgebung und damit eine größere Freiheit in der Standortwahl läßt sich durch zusätzliche technische Maßnahmen (z.B. Filter) erreichen.

Tabelle 7.5

Typische Dosiswerte / rem / für verschiedene  
Körperorgane beim Basis-Unfall

Entfernung/Expositionszeit	ohne Schornstein 500 m/8 h	mit Schornstein 750 m/8 h *
Knochen	24,3	0,737
Schilddrüse	0,544	0,0166
Leber	3,26	0,0905
Niere	1,22	0,0371
Muskeln	0,002	0,00006
Ganzkörper (Inkorporation)	0,590	0,0179
Ganzkörper (Wolke)	0,105	0,0040

\* mit Schornstein tritt die maximale Dosisleistung in einer Entfernung von 750 m auf.

Tabelle 7.6

Basis-Unfall-Dosis durch Direktstrahlung / röntgen /  
mit einer Abschirmung 50 cm Beton

Expositionszeit	2 h	8 h	24 h
Abstand			
200 m	0,211	0,896	1,46
500 m	0,019	0,051	0,080
2000 m	$0,97 \cdot 10^{-6}$	$0,43 \cdot 10^{-5}$	$0,66 \cdot 10^{-5}$

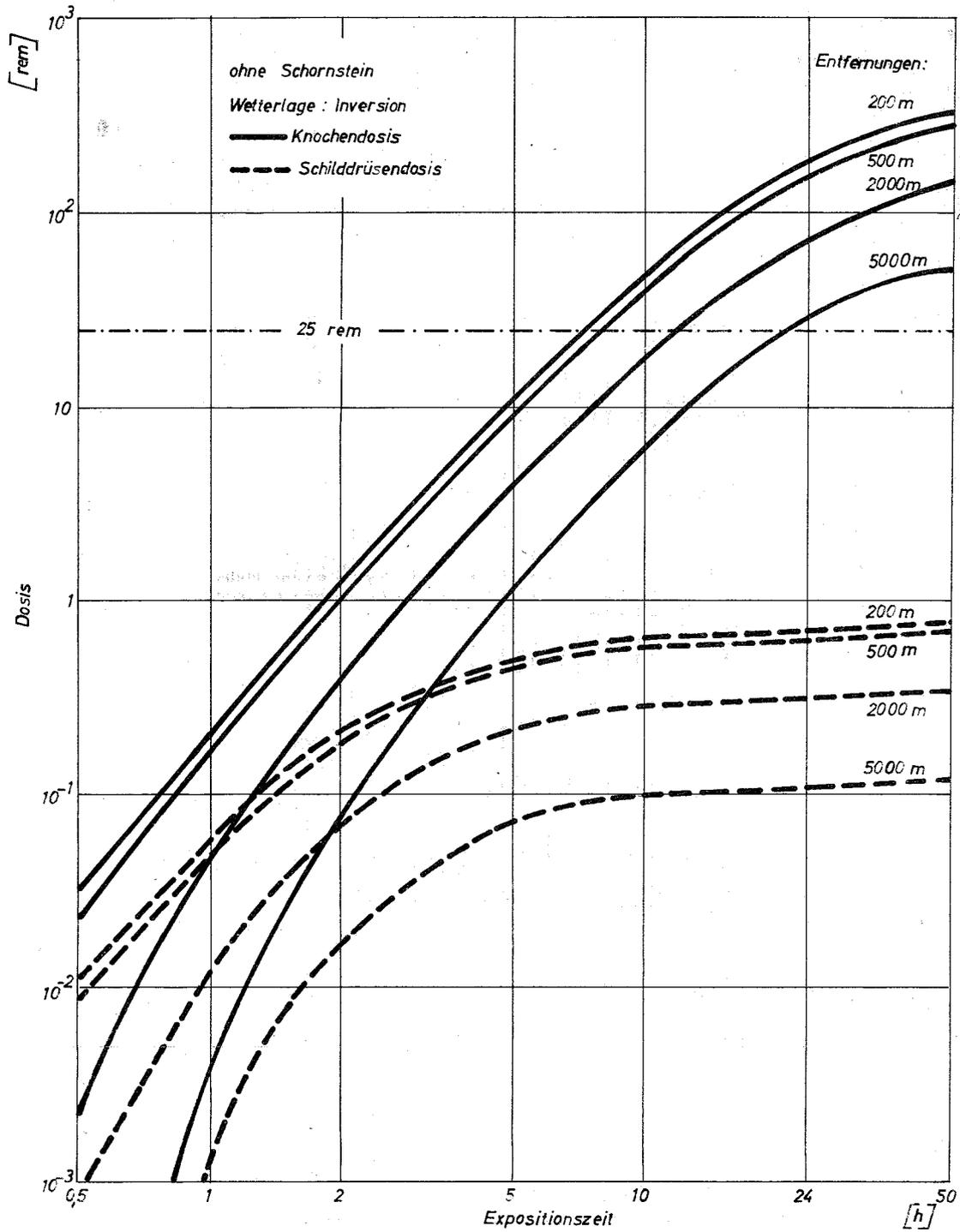


Abb. 7.28 Bestrahlungsdosen durch Inkorporation nach dem Basisunfall (ohne Schornstein)

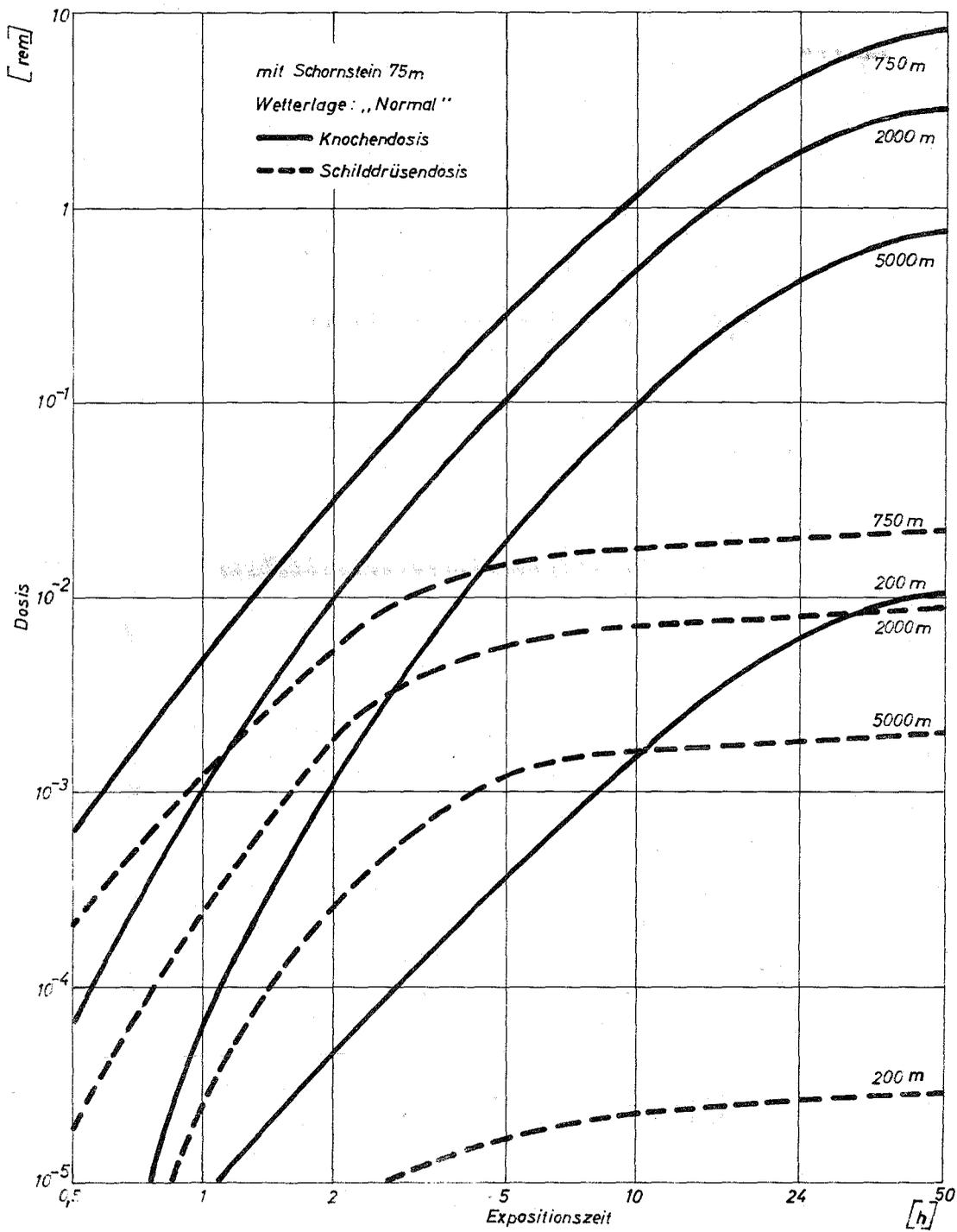


Abb. 7.29 Bestrahlungsdosen durch Inkorporation nach dem Basisunfall  
(mit Schornstein)

### 7.6.6 Nachwärmeabfuhr nach dem Basis-Unfall

Die Abfuhr der Nachzerfallswärme aus dem Kern bzw. aus den Kernbruchstücken nach dem Basis-Unfall übernimmt das Notkühlsystem (s. Kap. 3.2.2) im Naturumlauf. Das Notkühlsystem besteht aus zwei parallelen Wärmeübertragungssystemen mit einer Kapazität von zusammen 3 % der Reaktornennleistung bei einer Aufwärmspanne von 200 °C. Die primären Kühlkreise sind in Ausbuchtungen der Reaktorzelle so angeordnet, daß sich ihre Komponenten vollständig unterhalb des Natriumspiegels befinden, der sich nach einem Bruch im Primärsystem einstellt. Sie bleiben deshalb auch nach einem Bruch in ihrem eigenen Kreislauf funktionsfähig unter folgenden Voraussetzungen:

1. Die Trennflächen zwischen Primär- und Sekundärnatrium im Zwischenwärmetauscher der Notkühlkreisläufe müssen bei dem Basisunfall intakt bleiben.
2. Der freie Querschnitt der Kühlmittelleitungen darf durch mechanische Unfallauswirkungen nicht stark reduziert werden.
3. Die Kernbruchstücke dürfen keine kompakte Masse bilden.

Eine Beschädigung der Wärmetauscherrohre durch Schockwellen ist als sehr unwahrscheinlich anzusehen (s. Kap. 7.6.4.1). Eine erhebliche Reduzierung des Leitungsquerschnittes etwa durch die Schockwelle ist deshalb auszuschließen, weil die mit Natrium gefüllten Leitungen sich bei sehr schnellen dynamischen Vorgängen, die Voraussetzung für die Entstehung von Schockwellen sind, wie starre Körper verhalten. Durch Druckkräfte können die Leitungen deshalb nicht zusammengedrückt werden, weil in dieser Phase des Unfallablaufes im Innern des Primärsystemes ein Überdruck herrscht.

Die Bildung einer kompakten Brennstoffmasse nach der Zerstörung des Kernes ist nur durch Niederschmelzen denkbar. Diese Möglichkeit ist jedoch wegen des Unterschiedes von fast 2000 °C zwischen der Schmelztemperatur des Brennstoffes und der Verdampfungstemperatur von Natrium und wegen der starken Volumenzunahme des Natriums beim Verdampfen auszuschließen.

Referenzen

- [1] D. Smidt et.al.:  
Systemanalyse eines 1000 MW<sub>e</sub> natriumgekühlten schnellen Leistungsreaktors.  
Externer Bericht 8/66-6, Institut für Reaktorentwicklung, Kernforschungszentrum Karlsruhe (Dezember 1966)
- [2] R.S. Hart:  
Distribution of Fission Product Contamination in the SRE, NAA-SR-6890 (1961)
- [3] F.A. Smith:  
Hallam Operation in Retrospect,  
Power React. Tech. Vol. 8, No. 4, p. 279 (1965)
- [4] R.E. Mueller, R.I. Beaudry, I.G. Feldes:  
Results of Fission-Product Activity Analysis to Determine Extent of Fuel Failure in Fermi Accident,  
ANS-Transact Vol. 10, No. 1, p. 334 (1967)
- [5] Chase, Ford, Friedland, Green, Kovac, Meyers:  
Analysis of the Babcock a. Wilcox Full - Size Steam Generator for a Sodium - Water - Reaction,  
APDA 176, Detroit (30. Nov. 1965)
- [6] Salmon, Effect of Tube Leaks in Sodium-Heated Steam Generators,  
NAA - SR - 8140, Canoga Park (15. April 1963)
- [7] Constantino, The Strength of Thin-Walled Cylinders Subjected to Dynamic Internal Pressure,  
Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME, Series E, Vol. 32, S. 104 - 108, (1965)
- [8] Goodman, Bernarth, Cordy, Douglas:  
Effects of a Sodium - Water - Reaction in a Modular Steam Generator,  
An Experimental Study, AI - 66 - 152, Canoga Park (24. Sept. 1966)

- [9] Ford, Chamberlain, Chase, Analysis of the Babcock and Wilcox Prototype Steam Generator for an Sodium - Water Reaction.  
APDA 175, Detroit, (23. Aug. 1965)
- [10] W. Pepler, E.G. Schlechtendahl, G.F. Schultheiß, D. Smidt:  
Sodium boiling and fast reactor safety.  
Int. Conf. on Fast Reactor Safety, Aix-en-Provence (Sept. 1967)
- [11] E.G. Schlechtendahl:  
Die Ejektion von Natrium aus Reaktorkühlkanälen.  
Nukleonik (z.Zt. noch nicht erschienen)
- [12] D.C. Menzies:  
The Equation of State of Uranium Dioxide at High Temperatures and Pressures.  
TRG-Report 1119 (D), (Februar 1966)
- [13] E.P. Hicks, D.C. Menzies:  
Theoretical Studies on the Fast Reactor Maximum Accident.  
ANL-7120, P. 654 (Oktober 1967)
- [14] R.J. Colmar:  
A Preliminary Empirical Approach to Estimating Reactor Vessel Damage Resulting from a Severe Nuclear Excursion.  
GEAP-5163, (Januar 1966)
- [15] R.H. Cole:  
Underwater Explosions.  
Dover Publ. INC, New York (1965)
- [16] W.R. Wise jr., J.F. Proctor:  
Explosion Containment Laws for Nuclear Reactor Vessels.  
USAEC Rep. NOLTR-63140 (August 1965)
- [17] F.A. Gifford:  
The Problem of Forecasting Dispersion in the Lower Atmosphere.  
Nucl. Safety 1, Nr. 3 (1960)  
Nucl. Safety 2, Nr. 2 (1960)  
Nucl. Safety 2, Nr. 4 (1960/61)

## 8. ANLAGEKOSTEN

## 8. ANLAGEKOSTEN

Für die in der vorliegenden Studie beschriebene Auslegung wurde eine Kostenschätzung durchgeführt. Sie basiert auf der Kostenlage am 1.5.1967 und umfaßt alle Lieferungen und Leistungen, die im allgemeinen in einem industriellen Angebot auf die schlüsselfertige Errichtung eines Kernkraftwerkes eingeschlossen sind. Nicht enthalten sind die Kosten für den 1. Kern sowie die kundenseitigen Aufwendungen, wie beispielsweise Geländeerwerb, Genehmigungsverfahren, Baustrom, Bauzinsen usw.

Die genannten Kosten sind Schätzkosten. Während für den konventionellen Kraftwerksteil einschließlich der zugehörigen elektrischen Ausrüstung und des Bauteils wegen der konventionellen Dampfzustände zuverlässige Unterlagen verwendet werden konnten, mußten im Bereich der Reaktoranlage Schätzungen anhand der erarbeiteten Konstruktionsunterlagen durchgeführt werden. Insgesamt können die mit ca. 260 000 000 DM ermittelten Anlagekosten als zuverlässige Größe angesehen werden.

Bei einem Vergleich der Anlagekosten mit entsprechenden Werten für thermische Kernkraftwerke gleicher Leistung ist zu berücksichtigen, daß es sich bei der vorliegenden Studie um eine Prototypanlage handelt, wobei die Komponenten für Reaktoranlage und Wärmeübertragungskreisläufe fast ausnahmslos erstmals und zum überwiegenden Teil in Einzelfertigung hergestellt werden. Außerdem wirken sich auch die in der Studie insbesondere bezüglich der Reaktorsicherheit getroffenen konservativen Annahmen kostensteigernd aus. Weitere Untersuchungen werden zeigen, welche Einsparungen in Zukunft möglich sein werden.

Die Brennstoffzykluskosten der Na 2-Anlage sind in dieser Studie nicht aufgeführt. In früheren Kostenanalysen wurde gezeigt [1, 2], daß kommerzielle natriumgekühlte Brüterkraftwerke Brennstoffzykluskosten von 0,3 bis 0,4 Dpf/kWh erreichen dürften. Voraussetzung für diese niedrigen Kosten ist jedoch neben der konstruktions- und verfahrenstechnischen Beherrschung des gesamten Brennstoffkreislaufes der Einsatz großer Anlagen für die Brennstoffaufbereitung und Brennelementherstellung. Der äußere Brennstoffkreislauf, von dem die Höhe der Brennstoffzykluskosten in starkem Maße abhängt, war jedoch nicht Gegenstand der Untersuchung in dieser Studie.

Tab. 8.1 Kostenzusammenstellung

	DM
Reaktortank mit Einbauten, Drehdeckel, Kontrollstäbe	18.250.000
Na-Wärmeübergangskreisläufe	45.930.000
Reaktorhilfsanlagen	32.670.000
Handhabungseinrichtungen für Brennelemente einschließlich Hilfssysteme	9.580.000
Dampf- und Speisewasserkreislauf einschließlich Turbosatz, Kühl- wasserversorgung, Kraftwerks- hilfsausrüstung	46.190.000
Elektrische Ausrüstung einschließlich Instrumentierung und Regelung	40.740.000
Bauteil einschließlich Stahlhülle und Schleuse	57.560.000
Kosten für Bauleitung, Inbetrieb- setzung, Probetrieb	8.820.000
Gesamtkosten	<u>259.740.000</u>

Referenzen

- [1] D. Smidt, A. Müller et al.:  
Referenzstudie für den 1000 MWe natriumgekühlten schnellen Brut-  
reaktor (Na 1), KFK 299, Dez. 1964
- [2] H. Grumm, D. Gupta, W. Häfele et al.:  
Ergänzendes Material zum Bericht "Kernbrennstoffbedarf und Kosten  
verschiedener Reaktortypen in Deutschland", KFK 466, Sept. 1966