

Dezember 1964

K F K 299

Technische Abteilung  
und  
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik

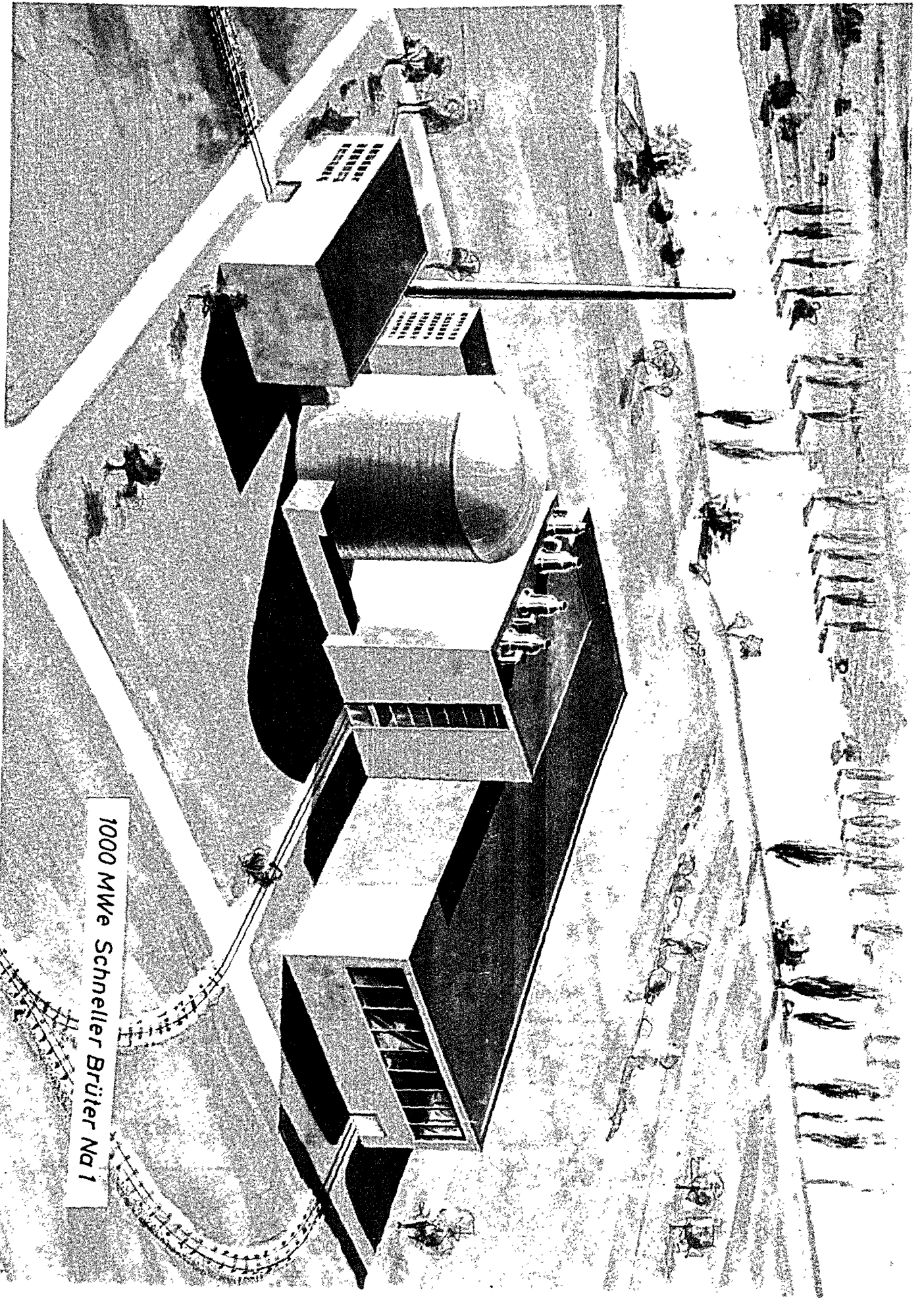
Referenzstudie  
für den  
1000 MWe NATRIUMGEKÜHLTEN SCHNELLEN BRUTREAKTOR (Na 1)

Zusammengestellt von  
D. Smidt, A. Müller

mit Beiträgen

von

H. Bachmann, K. Benndorf, M. Cramer, M. Fischer, H. Franze,  
R. Froehlich, P. Giordano, Y. Hoang, A. Jansen, P. Keiper,  
G. Keßler, I. Kornelson, H. Kraetsch, K. Krewer, W. Lang,  
K. Marten, W. Merk, K. Ott, H. Preissler, K. Rottler,  
G. Schmidt, E. Schönfeld, K. Schramm, K. Schröter, W. Sommer,  
H. Spilker, B. de Temple, D. Woll



1000 MWe Schneller Brüter Na 1

## VORBEMERKUNG

Die Referenzstudie Na1 stellt einen Zwischenbericht über die laufenden Arbeiten zur Untersuchung verschiedener Typen von "Schnellen Brutreaktoren" dar.

Die Arbeit wurde im Rahmen der Assoziation mit EURATOM durchgeführt.\*

Geringfügige Unterschiede der Angaben in verschiedenen Kapiteln resultieren aus dem Umstand, daß die Studie den Stand teilweiser parallellaufender Untersuchungen zu einem bestimmten Zeitpunkt wiedergibt. Die wesentlichen Ergebnisse werden jedoch hierdurch nicht beeinflusst.

\* Assoziationsvertrag zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft und der Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe, auf dem Gebiet der schnellen Reaktoren.

# I n h a l t s v e r z e i c h n i s

	<u>Seite</u>
1. Einleitung	1 - 1
2. Auswahl der wichtigsten Parameter	2 - 1
2.1 Brennstoffmaterial	2 - 1
2.2 Konstruktiver Aufbau der Brennelemente	
2.3 Form des Cores im besonderen Hinblick auf die inhärente Sicherheit	2 - 1
2.4 Strömungsrichtung im Core	2 - 2
2.5 Niederhaltung der Subassemblies	2 - 2
2.6 Primärkreis	2 - 2
2.7 Be- und Entladeeinrichtungen	2 - 2
2.8 Kontrollstäbe	2 - 3
3. Kurzbeschreibung der Gesamtanlage	3 - 1
4. Datentabelle	4 - 1
4.1 Gesamtkraftwerk	4 - 2
4.2 Reaktor	4 - 3
4.3 Primärsystem	4 - 12
4.4 Sekundärsystem	4 - 15
5. Beschreibung der Reaktoranlage	5 - 1
5.1 Reaktor	5 - 3
5.2 Primärkreis	5 - 30
5.3 Sekundärkreis	5 - 38
5.4 Tertiärkreis	5 - 40
5.5 Reaktorgebäude mit Abschirmung	5 - 46
5.6 Beschickungseinrichtung	5 - 52
5.7 Reaktor-Nebengebäude	5 - 76
5.8 Reaktorhilfssysteme	5 - 76
6. Reaktorphysikalische Betrachtungen und Berechnungen	6 - 1
6.1 Physikalische Optimalisierung	6 - 2
6.2 Berechnung des Referenzreaktors	6 - 19

	<u>Seite</u>
7. Thermodynamik und kühlungstechnische Auslegung des Reaktors	7 - 1
7.1 Allgemeine Betrachtungen zu den wichtigsten kühlungstechnischen Einflußgrößen	7 - 2
7.2 Thermische Berechnung des Referenz-Reaktors	7 - 3
7.3 Kühlmittelaustreibung aus dem Core-Zentrum infolge eines abrupten Kühlmitteldurchsatzverlustes	7 - 19
8. Sicherheitstechnische Untersuchungen	8 - 1
8.1 Allgemeine Sicherheitsbetrachtungen	8 - 2
8.2 Nukleare und thermische Exkursionen	8 - 4
8.3 Kühlmittelausfall in einzelnen Kanälen	8 - 23
8.4 Schlußfolgerungen	8 - 25
9. Struktur- und Festigkeitsanalysen	9 - 1
9.1 Beanspruchung und Auslegung der Brennelementhüllen	9 - 3
9.2 Spannungen und Verformungen im Core	9 - 16
9.3 Thermoschocks in Reaktorkomponenten	9 - 25
10. Wirtschaftlichkeitsberechnung	10 - 1
10.1 Brennstoffkosten	10 - 2
10.2 Anlagekosten, Versicherungen und Betriebskosten	10 - 14
10.3 Energiekosten	10 - 19
A Anhang	

## Verzeichnis der Zeichnungen

### Zchg. Nr.

1	Wärmeschaltplan der Gesamtanlage
2	Lageplan
3	Vertikalschnitt durch das Reaktorgebäude
4	Vertikalschnitt durch das Reaktorgebäude
5	Horizontalschnitt durch das Reaktorgebäude
6	Vertikalschnitt durch den Reaktor
7	Horizontalschnitt durch den Reaktor
8	Horizontalschnitt durch den Reaktorkern (schematisch)
9	Brennstoffsubassembly
10	Brutstoffsubassembly
11	Steuerstabsassembly
12	Schema des Primärsystems
13	Zwischenwärmeaustauscher
14	Fließschema des Sekundärsystems
15	Dampferzeuger
16	Beschickungsmanipulator
17	Beladerohr
18	Reaktornebengebäude
19	Fließschema für Na-Lager und Aufbereitung
20	Fließschema für Primär-Na-Reinigungs- und Ablaßsystem
21	Fließschema für Sekundär-Na-Reinigungs- und Ablaßsystem
22	Fließschema für Schutzgaslager und Aufbereitung
23	Fließschema für Primär-Schutzgassystem

## 1. Einleitung

Einer der Schwerpunkte der Karlsruher Arbeiten liegt bis zum Ende des Jahres 1967 bei der Untersuchung der Frage nach dem günstigsten Kühlmittel für große Schnelle Reaktoren mit oxydischem Brennstoff. Unsere Aufmerksamkeit richtet sich auf Natrium, Wasserdampf und Helium. Der Vorteil des Natriums liegt in der großen reaktortechnischen Erfahrung mit diesem Material und seinen vorzüglichen kühlungstechnischen Eigenschaften. Der Vorteil des Dampfes liegt in der - noch unbewiesenen - potentiellen Vereinfachung des Gesamtsystems unter Verwendung konventioneller Komponenten mit einer daraus resultierenden Verminderung des Anlagekapitals. Der Vorteil des Heliums liegt in der weitestgehenden Vermeidung des positiven Void- und Leistungskoeffizienten.

Über die Untersuchung der Heliumkühlung haben wir früher berichtet [1]. Neben verschiedenen Vorteilen zeigte sich eine Anzahl von Nachteilen: Die Corekühlung führt wegen der starken Geometrieabhängigkeit der Gasströmung leicht zu heißen Stellen, die Wärmeaustauscher und Umwälzgebläse werden außerordentlich groß, teuer und erfordern noch eine erhebliche Entwicklungsarbeit, der Anlagewirkungsgrad liegt verhältnismäßig tief und schließlich scheinen die Kapitalkosten zumindest höher als bei einer entsprechenden dampfgekühlten Anlage zu sein. Aus diesen Gründen stellen wir die weiteren Arbeiten über die Heliumkühlung solange zurück, bis klare Ergebnisse über die beiden anderen Bauformen vorliegen.

Deren Bearbeitung wird sich in mehreren Stufen vollziehen, die aus dem schematischen Terminplan der Abb. 1-1 hervorgehen. Endziel und Entscheidungskriterium sind die bis Ende 1967 zu ermittelnden Kapitalkosten und Sicherheitsgesichtspunkte. Hierzu werden, zeitlich gegeneinander verschoben, je ein Referenzentwurf Na 1 und Dampf 1 angefertigt, die die Grundlage für eine anschließende Periode der Systemanalyse zur Ermittlung des dynamischen Verhaltens, der Reaktorsicherheit und zur Kostenoptimierung bilden. Die Ergebnisse hieraus führen zu überarbeiteten Referenzentwürfen Na 2 und

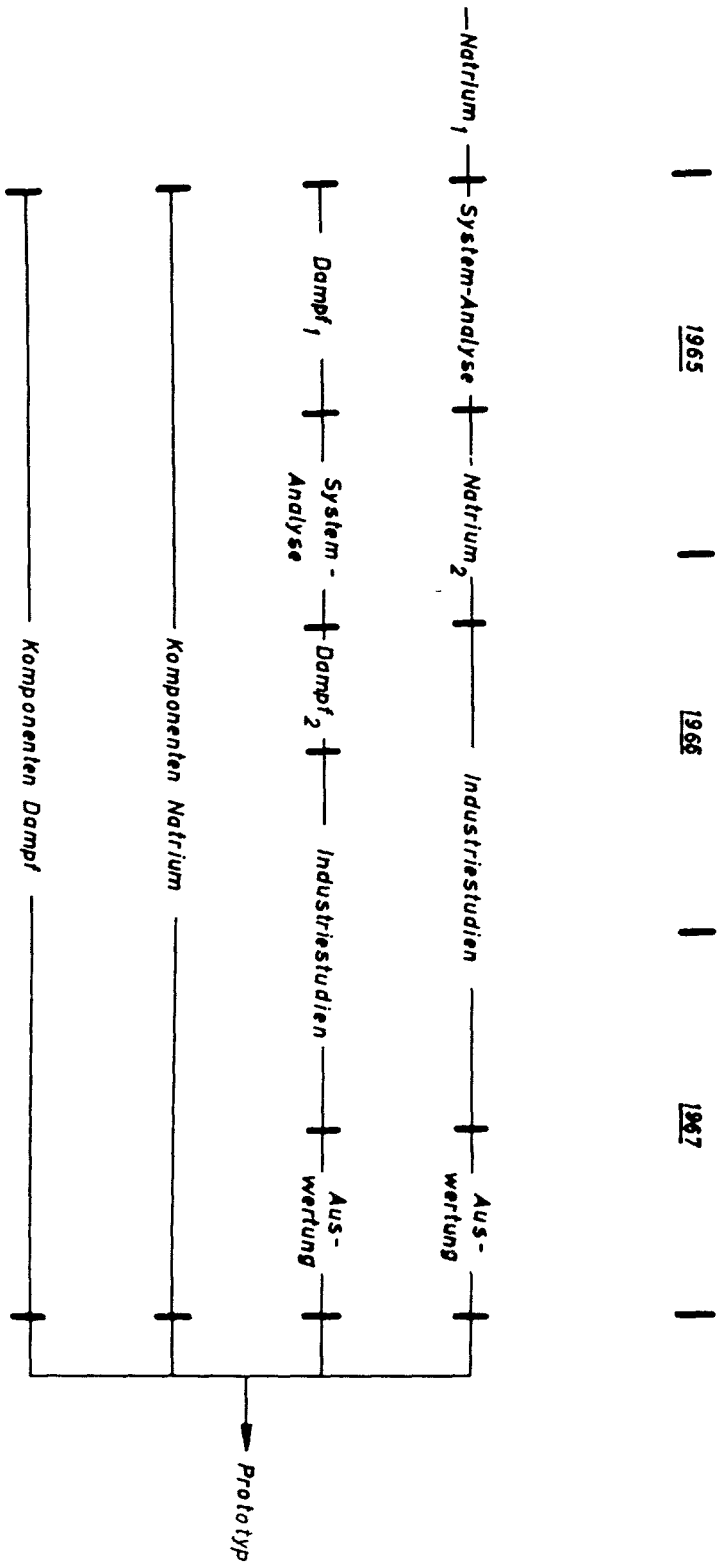


Abb. 1-1 Terminplan



Dampf 2, die als Ausgangspunkt für die Spezifikationen einiger durch namhafte Industriefirmen durchzuführende Anlagestudien dienen werden.

Während die Arbeiten der Karlsruher Gruppe in erster Linie dem Coreentwurf und der Coresicherheit gelten, werden sich die Industriestudien vor allem auf die schweren Komponenten und die Auslegung und die Kosten der Gesamtanlage richten. Zur Vorbereitung dieser Untersuchungen werden bereits ab 1965 Komponentenstudien bei verschiedenen Zulieferfirmen durchgeführt werden. Ende 1967 wird die endgültige Entscheidung über das Kühlmittel getroffen und anschließend mit dem Entwurf eines Prototypreaktors von etwa 200 MWel begonnen werden.

Der hier vorliegende Referenzentwurf ist also in erster Linie als Ausgangspunkt für die Systemanalyse gedacht. Es liegt in der Natur der Sache, daß die Festlegung einiger Parameter erst durch die Ergebnisse dieser Systemanalyse bestätigt werden muß. Der gegenwärtige Stand der technischen Erkenntnis, der in einer ganzen Anzahl von ähnlichen Entwürfen herausgearbeitet wurde, ist jedoch kritisch ausgewertet und soweit als möglich berücksichtigt worden. Es kam darauf an, zunächst einen "Referenzpunkt" zu gewinnen, der dem gegenwärtigen Stande der Technik entspricht und auf den fortschrittlichere Lösungen abgehoben werden können. Wir werden auf einige derartige Entwicklungsrichtungen bereits in dieser Studie hinweisen.

Der wichtigste Gesichtspunkt jeder Entwurfsphilosophie ist die Einstellung gegenüber der Sicherheit im Hinblick auf Doppler- und Voidkoeffizient. Einige amerikanische Entwürfe versuchen den Voideffekt durch konstruktive Maßnahmen möglichst klein zu halten und nehmen dafür höhere Anlagekosten, eine geringere interne Brutrate und möglicherweise auch eine geringere Gesamtbrutrate in Kauf. Wir folgen hier nur teilweise und befinden uns in größerer Nachbarschaft zu den Vorstellungen der französischen, englischen und russischen Gruppen. Die Systemanalyse mit der detaillierten Untersuchung der möglichen Unfälle wird die Richtigkeit dieser Auffassung entweder bestätigen oder zu Änderungen der Konzeption führen müssen.

- [1] D.Smidt: Optimization and Safety of Helium-Cooled Fast Breeders,  
ANL-6792, p.515, Oct.1963

## 2. Auswahl der wichtigsten Parameter

Zur ersten Orientierung über die besonderen Kennzeichen des vorliegenden Referenzentwurfes gegenüber anderen Arbeiten werden die wichtigsten Parameter herausgestellt.

### 2.1 Brennstoffmaterial

Es wurden betrachtet: Oxyd [1, 2] - Karbid [3] - Cermet [4] (d.h. Oxyd mit Metallzusatz, speziell Molybdän, zur Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit).

Ausgewählt wurde Oxyd,  $UO_2$  -  $PuO_2$ .

Wichtigste Gründe: Die Technologie ist am besten erprobt.

Die bessere Wärmeleitfähigkeit der anderen Materialien wirkt sich nur unwesentlich oder garnicht auf die Energieerzeugungskosten aus.

### 2.2 Konstruktiver Aufbau der Brennelemente

Betrachtet wurden: Durchgehende zylindrische Stäbe mit Pellets oder einvibriertem Brennstoff mit Spaltgasplenum oberhalb oder unterhalb des Cores [1] - zylindrische Stäbe mit Spaltgasableitung in das Kühlmittel, evtl. in eine obere und untere Hälfte geteilt [2, 5] - neuartige Brennelemente mit rohrförmigen Kühlmittelkanälen und kleinem Kühlmittelanteil [1] - Sonderformen wie Kugelschüttungen.

Ausgewählt wurden durchgehende zylindrische Stäbe mit einvibriertem Brennstoff und unten liegendem Spaltgasplenum.

Wichtigster Grund: Gute Herstellbarkeit und Einfachheit in Verbindung mit günstigen strömungstechnischen Eigenschaften, vgl. Kap. 5.

### 2.3 Form des Cores im besonderen Hinblick auf die inhärente Sicherheit

Betrachtet wurden: Mehr oder weniger stark abgeflachte Cores [1, 6] - Modulare Cores [2] - ringförmige Cores [5] .

Ausgewählt wurde ein mäßig abgeflachtes Core, mit  $H/D = 1/3$  ohne Be-Zusatz und ohne besondere Hilfsmittel zur Erzielung eines hohen Volumen-Ausdehnungskoeffizienten [2] , vgl. Kap. 6.

Wichtigste Gründe: Diese Form ist verhältnismäßig kostengünstig und hat bei noch erträglichem Voideffekt einen hohen negativen Dopplereffekt, der für den sicheren Betrieb letztlich am wichtigsten ist, vgl. Kap. 6.

#### 2.4 Strömungsrichtung im Core

Es ist möglich: Strömungsrichtung aufwärts [1, 2, 5, 6] -  
Strömungsrichtung abwärts [7, 8]

Ausgewählt wurde die Strömungsrichtung aufwärts.

Wichtigste Gründe: Naturkonvektion, beschleunigte Entfernung eventueller Gasblasen aus dem Core.

#### 2.5 Niederhaltung der Subassemblies

Es wurden betrachtet: Mechanischer Niederhalter von oben [6, 9], mechanische Verklüftung in der Grundplatte [2, 5, 10, 12], Venturifuß mit zusätzlicher Gewichtsbelastung [1], hydraulische Niederhaltung (Druckausgleich) [13].

Ausgewählt wurde die hydraulische Niederhaltung.

Wichtigste Gründe: Diese Ausführungsform ist letztlich die einfachste und ergibt in Bezug auf mechanische Spannungen und Verformungen die geringsten Probleme.

#### 2.6 Primärkreis

Es wurden betrachtet: Loopbauweise mit getrenntem Core - und Wärmetauscherbehältern [2, 5, 6, 9, 12] - Pool- oder integrierte Bauweise mit gemeinsamen Behälter [1, 12].

Ausgewählt wurde die Loopbauweise.

Wichtigste Gründe: Geringeres Herstellungsrisiko, konstruktive Entkopplung von Core und Wärmeaustauschern.

Die thermische Auslegung erfolgte nach Parameterstudien und einem Vergleich der bisher ausgeführten und geplanten Na-gekühlten Reaktoranlagen (vgl. A 2.1).

#### 2.7 Be- und Entladeeinrichtungen

Es wurden betrachtet: Drehdeckel mit Weitertransport der Brennelemente über oder unter Flur [5, 6, 9, 11, 13] - Heiße Zelle über

Flur mit Manipulation unter Sicht [1, 2] - Mehrmanipulatoren-system mit Heißer Zelle unter Flur und indirekter Sicht.

Ausgewählt wurde die letzte Möglichkeit, die ein neues Prin-zip darstellt:

Wichtigste Gründe: Rasches Be- und Entladen, einfache, kom-pakte Bauweise, entwickelbar zum Be- und Entladen während des Betriebes, vgl. Abschn. 5.6.

## 2.8 Kontrollstäbe

Es wurden betrachtet: Kontrollstäbe an Subassembly-Positionen [2, 5, 6, 9, 11, 13] - Kontrollstäbe zwischen den Subassem-blies [1].

Ausgewählt wurden Kontrollstäbe an Subassembly-Positionen.  
Wichtigste Gründe: Geringere Anzahl, größere Freiheit in der Wahl der Subassembly-Abmessungen.

- [1] Liquid Metal Fast Breeder Design Study (1000 MWe  $UO_2$ - $PuO_2$  Fueled Plant), GEAP-4418, 1964.
- [2] Liquid Metal Fast Breeder Reactor Design Study, WCAP-3251-1, 1964.
- [3] A.A.Strasser, UNC: Status of the Uranium-Plutonium Carbide Fuel Development Program, ANL-6792, p.297, Oct.1963.
- [4] W.Häfele: Principles and Problems of the Development of a Fast Reactor Fuel Element, ANL-6792, p.265, Oct.1963.
- [5] Large Fast Reactor Design Study, ACNP-64503, 1964.
- [6] Liquid Metal Fast Breeder Reactor Study, CEND 200, 1964.
- [7] Symposium on the Dounreay Fast Reactor, Dec. 1960.
- [8] D.Smidt: Optimization and Safety of Helium-Cooled Fast Breeders, ANL-6792, p.515, Oct.1963.
- [9] Enrico Fermi Atomic Power Plant, APDA-124.
- [10] Etudes Préliminaires Conduisant a un Concept de Réacteur a Neutrons Rapides de 1000 MWe, CEA-R 2554.
- [11] Le Réacteur Rapide Surrégénérateur Rapsodie, CEA-2193.
- [12] 150 MW Plutonium-Fueled Fast Breeder Atomic Power Plant, APDA-136.
- [13] Hazard Summary Report Experimental Breeder Reactor II (EBR II), ANL 5719 .

3. Kurzbeschreibung der Gesamtanlage

### 3. Kurzbeschreibung der Gesamtanlage

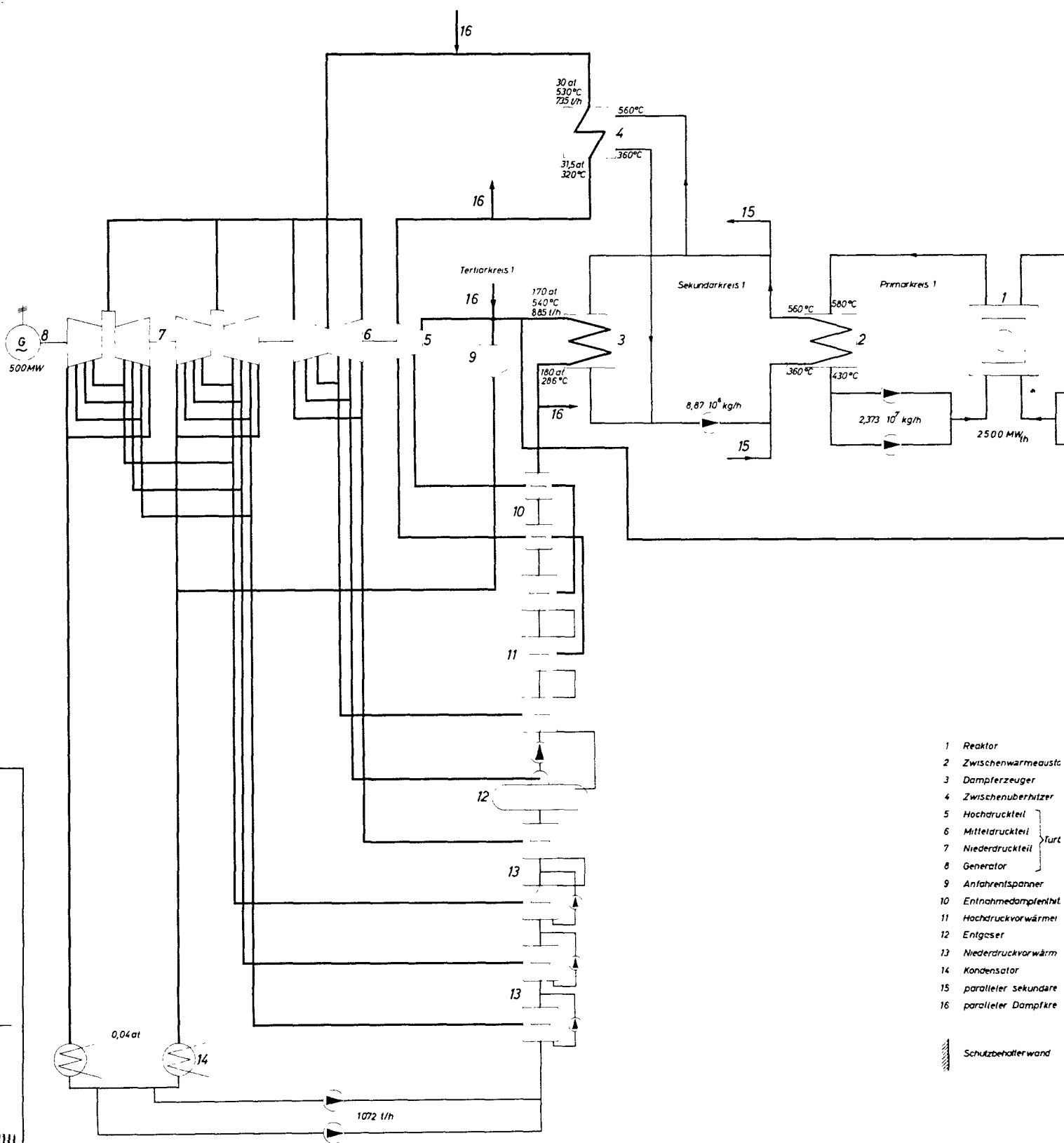
Die gesamte Anlage besteht aus der mit einem natriumgekühlten schnellen Brutreaktor ausgerüsteten Reaktoranlage, dem daran angeschlossenen Dampfkraftwerk und den für den Betrieb erforderlichen Nebenanlagen. Der Reaktor ist für eine thermische Leistung von 2500 MW ausgelegt. Im Kraftwerk werden daraus bei einem erwarteten Gesamtwirkungsgrad von 40 % 1000 MW elektrische Leistung erzeugt.


Den Wärmeschaltplan der Anlage zeigt die Zeichnung Nr. 1. Die im Reaktor erzeugte Wärme wird von dem in zwei Primärkreisen umlaufenden Natrium in die beiden Zwischenwärmeaustauscher übertragen. An jeden Zwischenwärmeaustauscher sind zwei ebenfalls mit Natrium arbeitende Sekundärkreisläufe angeschlossen, die die Wärme aufnehmen und zu den Dampferzeugern und Zwischenüberhitzern übertragen. In den Dampferzeugern wird der Arbeitsdampf für zwei gleichartige Dampfturbogeneratoren mit je 500 MW elektrischer Leistung erzeugt. Die in den Kreisläufen bei voller Leistung umlaufenden Mengen und auftretenden Temperaturen und die Drücke im Dampfkreislauf sind aus dem Wärmeschaltplan zu ersehen.

Das Sekundärsystem zwischen den Primärkreisen und den Dampferzeugern bzw. Zwischenüberhitzern der Tertiärkreise wurde aus Sicherheitsgründen vorgesehen. Es schützt den Reaktor vor den Auswirkungen einer in den Dampferzeugern und Zwischenüberhitzern denkbaren Na/H<sub>2</sub>O-Reaktion und ermöglicht es, im Reaktorschutzbehälter auf H<sub>2</sub>O-Kreisläufe zu verzichten. Dies erleichtert wesentlich die Auslegung des Schutzbehälters.

Zwei gleichartige Dampfturbinen wurden gewählt, da erwartet wird, daß deren Anlagekosten gleich oder nur unbedeutend höher liegen werden, als die eines Zweiwellen-Turbosatzes gleicher Gesamtleistung, andererseits damit aber deutliche Vorteile erzielt werden können. So ist bei dieser Anordnung bei Ausfall einer Maschine ohne weiteres ein Teillastbetrieb mit dem anderen Turbogenerator möglich. Dies ist besonders dann von Bedeutung, wenn die Anlage im Einzelbetrieb läuft. Bei einem Zweiwellen-Turbosatz müßten

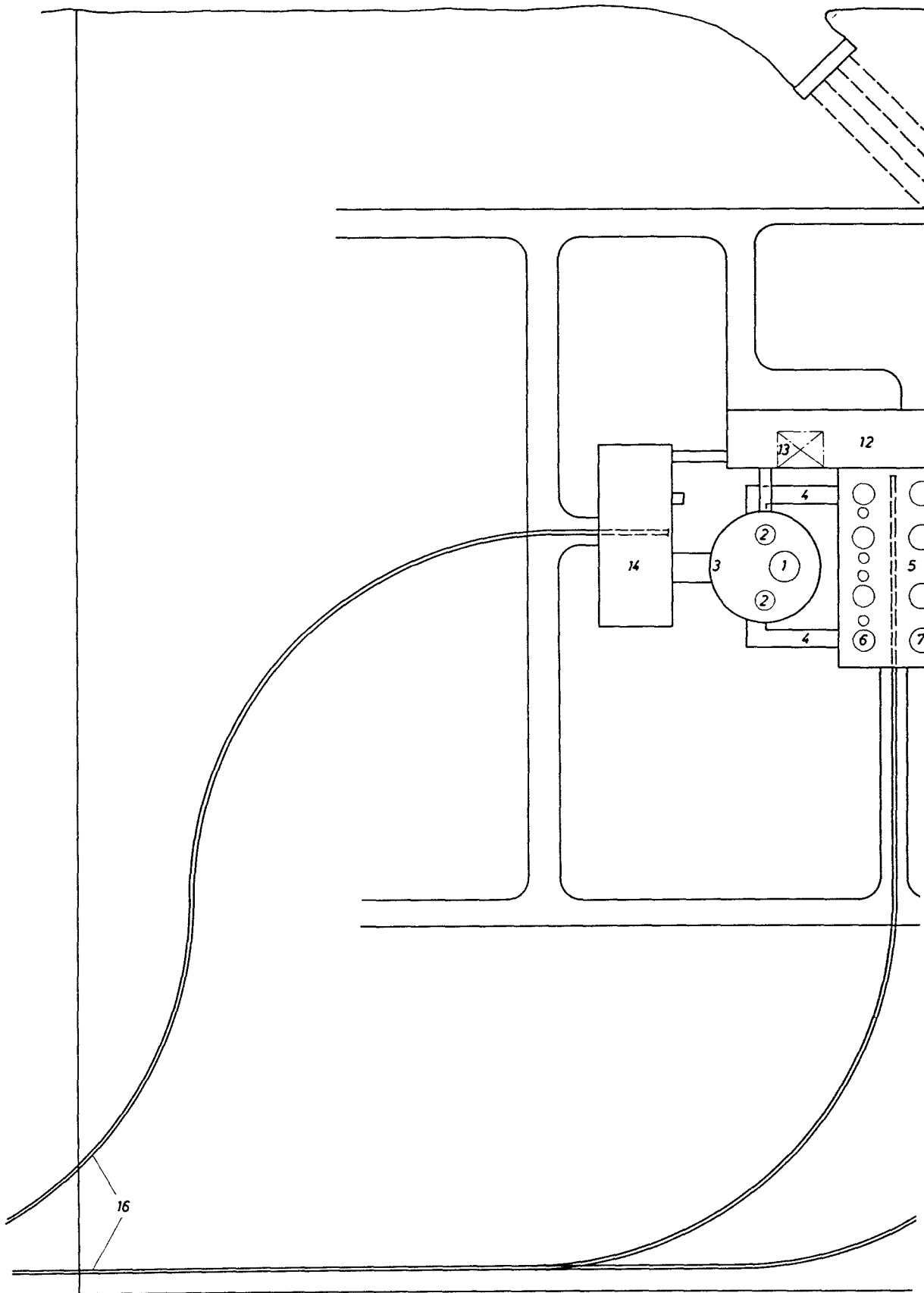




- 1 Reaktor
  - 2 Zwischenwärmeaust.
  - 3 Dampferzeuger
  - 4 Zwischenüberhitzer
  - 5 Hochdruckteil
  - 6 Mitteldruckteil
  - 7 Niederdruckteil
  - 8 Generator
  - 9 Anfahrtspanner
  - 10 Entnahmedampfenhit.
  - 11 Hochdruckvorwärmer
  - 12 Entgaser
  - 13 Niederdruckvorwärm.
  - 14 Kondensator
  - 15 paralleler Sekundäre
  - 16 paralleler Dampfkre
-  Schutzhälterwand

10  
 15  
 20  
 25  
 30  
 35  
 40  
 45  
 50  
 55  
 60  
 65  
 70  
 75  
 80  
 85  
 90  
 95  
 100

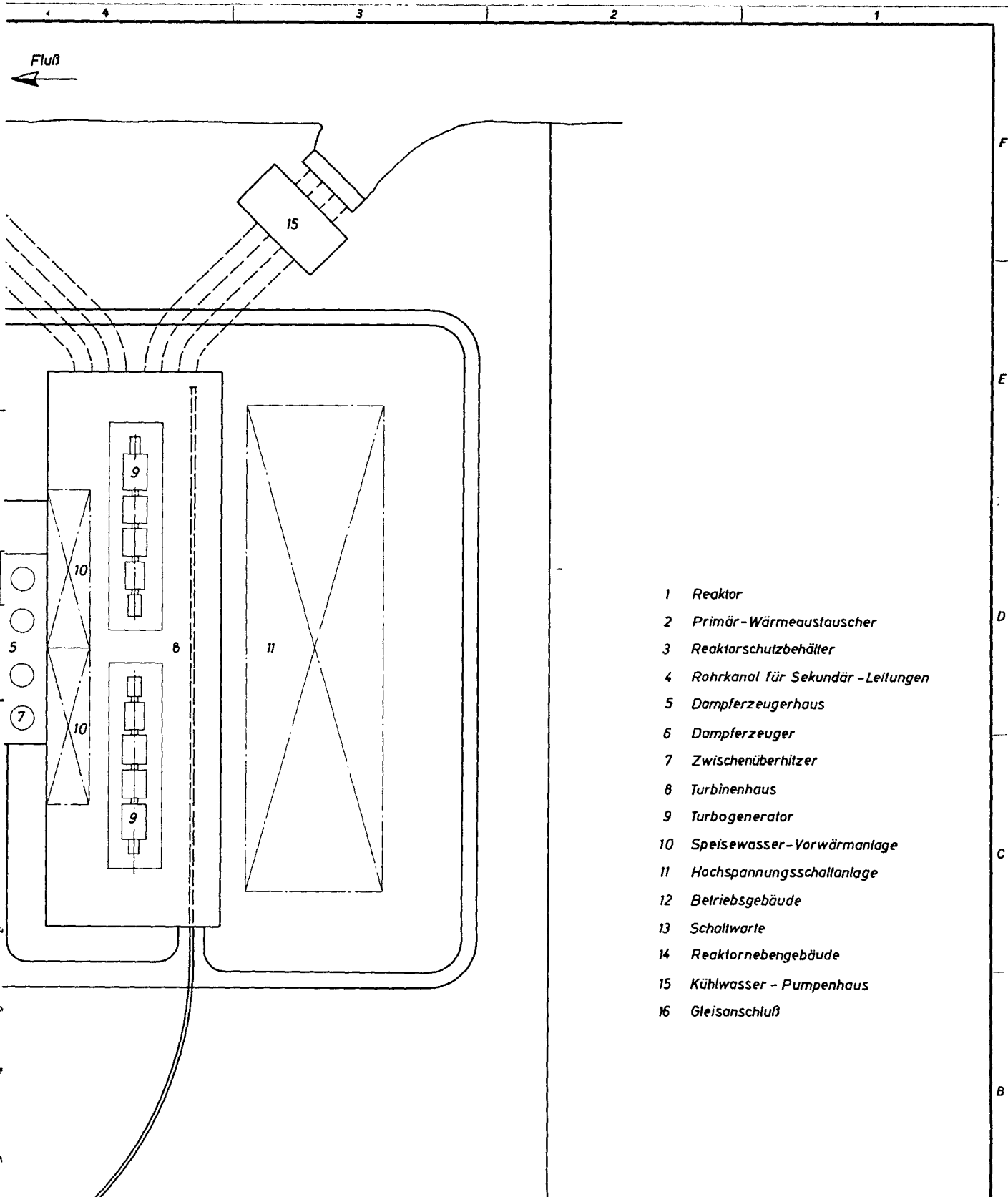




Für diese Zeichnung behalten wir uns die Rechte vor, auch zur dem Teil der Patenterteilung oder Gebrauchsmusteranmeldung. Ohne unsere vorherige Zustimmung darf diese Zeichnung weder vervielfältigt noch Dritten zugänglich gemacht werden, die sich durch die Entgegennahme dieser Zeichnung nachteilig zu Schaden setzen und keine dienstliche Funktionen versehen haben.

Paßmaß	Abmaß

Buch- stabe	Numer vor	Änderung

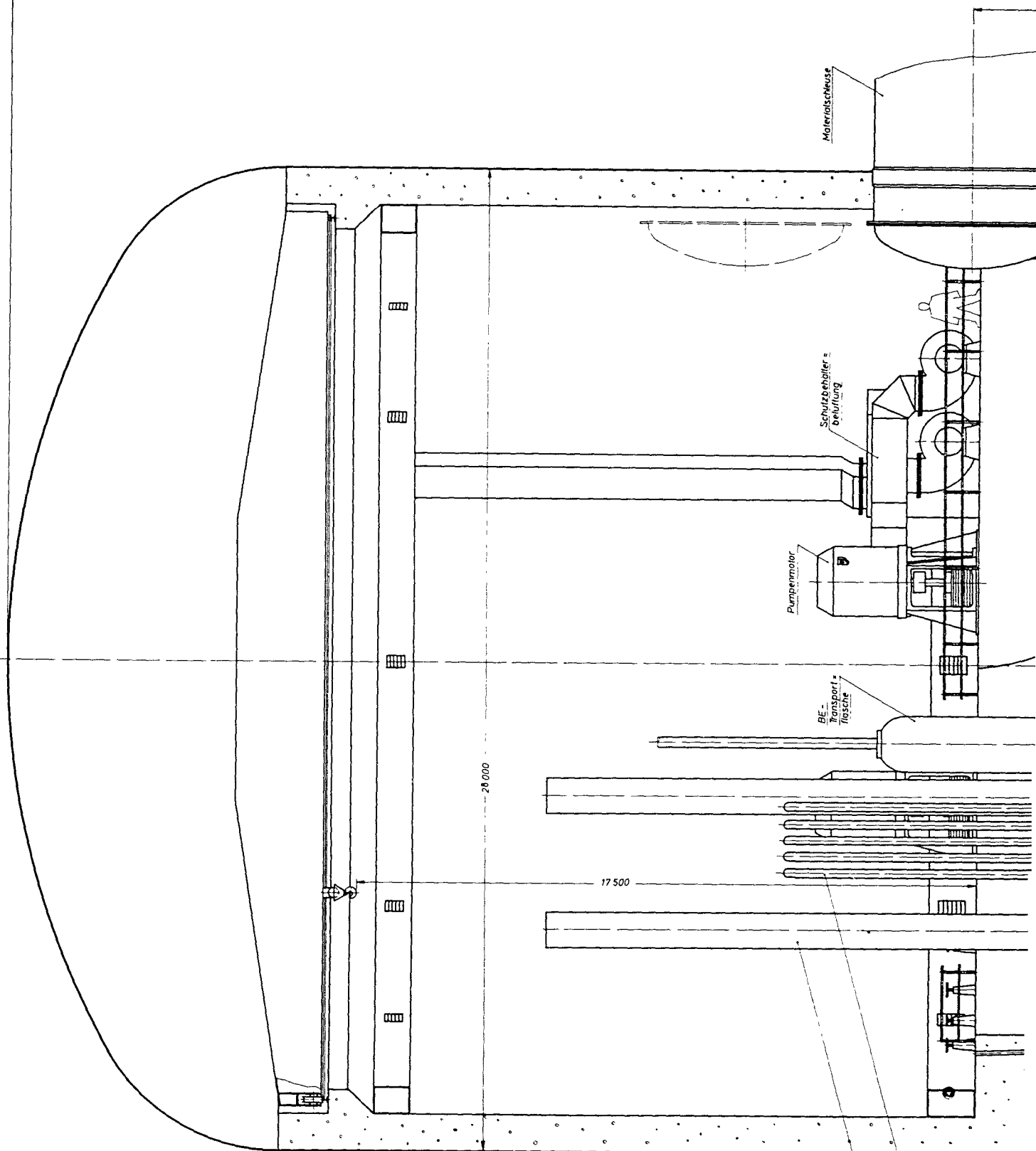


- 1 Reaktor
- 2 Primär-Wärmeaustauscher
- 3 Reaktorschutzhälter
- 4 Rohrkanal für Sekundär-Leitungen
- 5 Dampferzeugerhaus
- 6 Dampferzeuger
- 7 Zwischenüberhitzer
- 8 Turbinenhaus
- 9 Turbogenerator
- 10 Speisewasser-Vorwärmanlage
- 11 Hochspannungsschaltanlage
- 12 Betriebsgebäude
- 13 Schaltwarte
- 14 Reaktornebengebäude
- 15 Kühlwasser - Pumpenhaus
- 16 Gleisanschluß

1000 MWe Schneller Brüter Na 1

0 10 20 30 40 50m

Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichng. Nr	Norm	Bemerkung
Oberflächenzeichen		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	
Rauheitsmax in µ		1000	40	10	4	1,6	
Freimcßtoleranz		± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2
1964	Tag	Name	Werkstoff	Kernreaktor		Zugeh. Zeichng.	
gez.	22.12	Engelhardt		Bau- u. Betriebs-Gesellschaft m. b. H.		Ersatz für	
gepr.	7.1	Schämm		Karlsruhe		Ersetzt durch	
ges.						Zeichnungs Nr.	
Maßstab		Benennung			2		
1:1000		Lageplan					
Tag	Name						



Materialschleuse

Schutzbehälter =  
Belüftung

Pumpenmotor

BE-  
Transport-  
fläsche

28 000

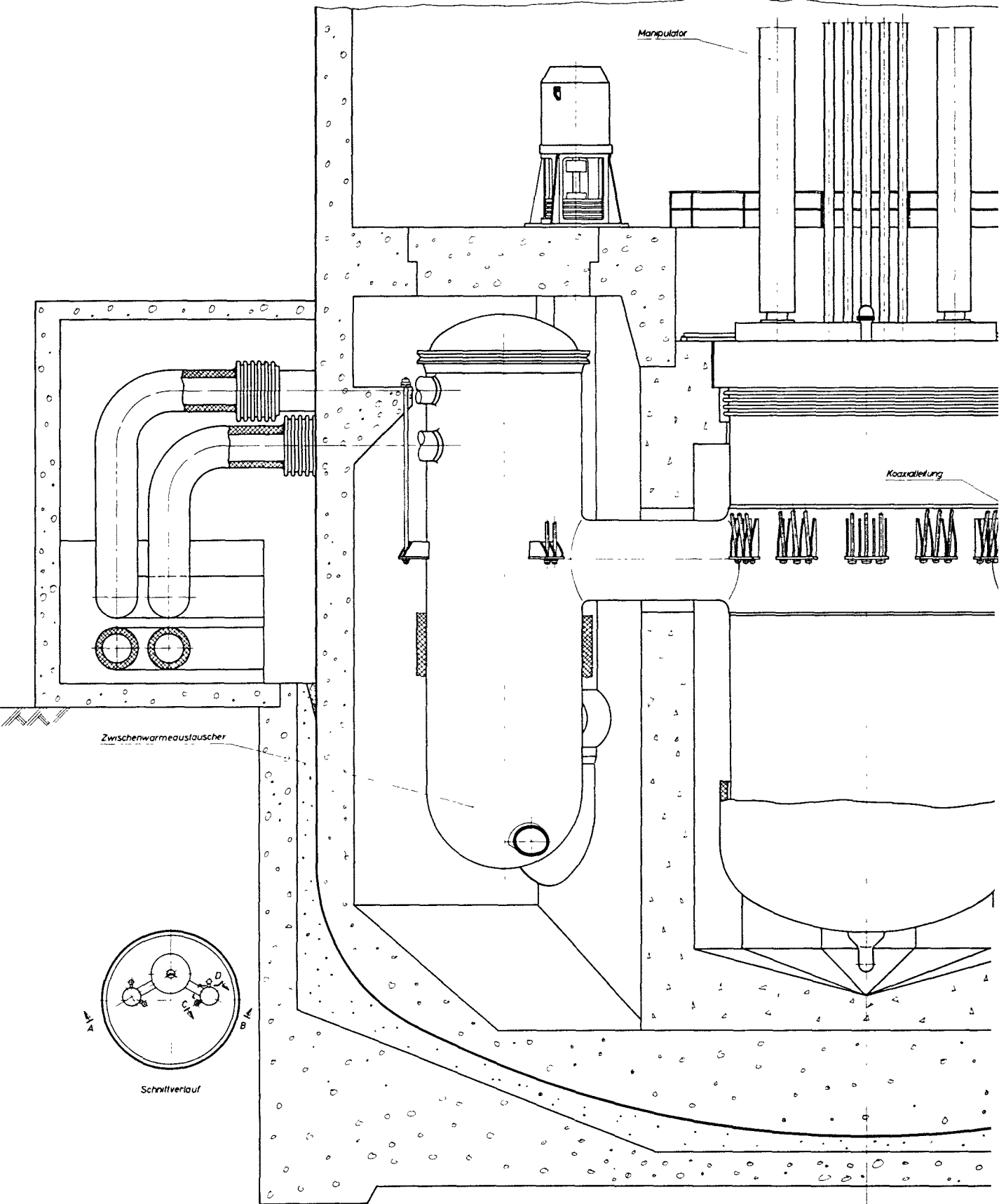
17 500

Schutzbehälter

Mangulator

Steuerlabortische

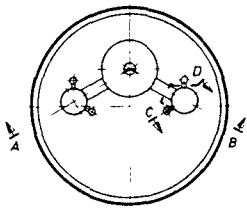




Zwischenwarmeustauscher

Manipulator

Kondensierung

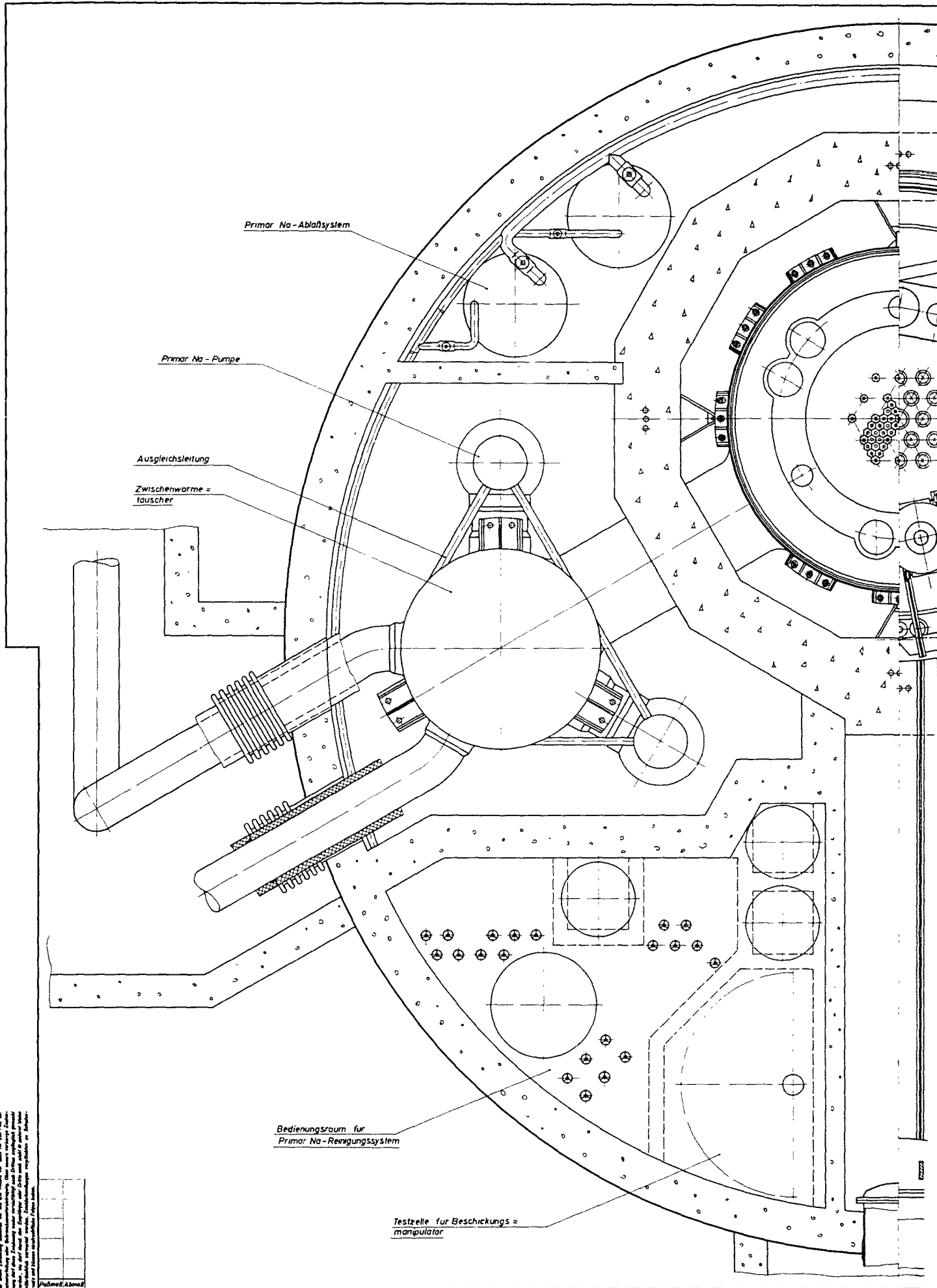


Schnittverlauf

Schnitt A-B

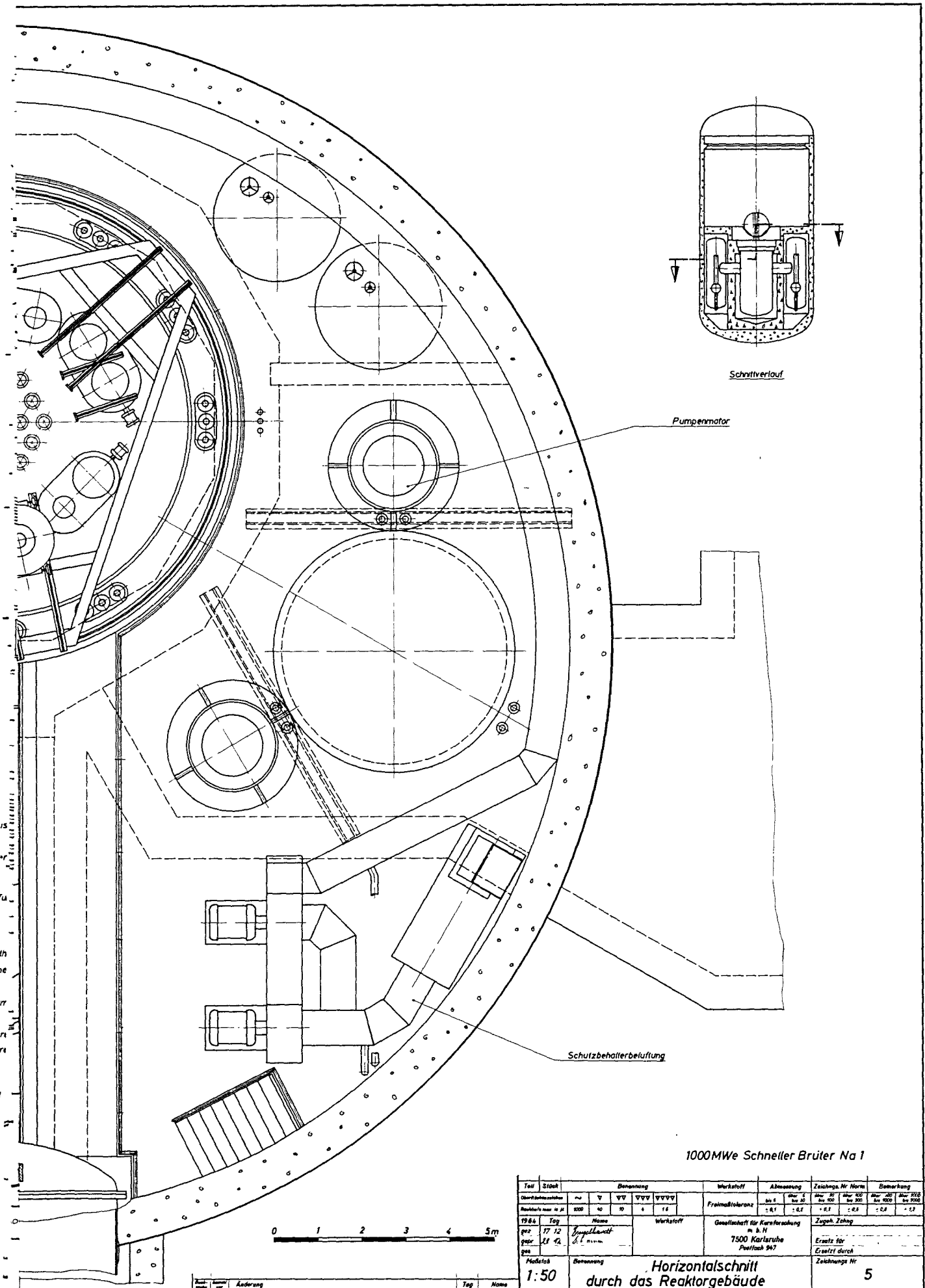






Die Abb. zeigt die Anordnung der verschiedenen Systeme im DWR. Die Beschriftungen sind: 1. Primär Na-Ablafsistem, 2. Primär Na-Pumpe, 3. Ausgleichsleitung, 4. Zwischenwärme = tauscher, 5. Bedienungsraum für Primär Na-Reinigungssystem, 6. Testzelle für Beschickungs = manipulator.


Primär Na-Ablafsistem



Schnittverlauf

Pumpenmotor

Schutzbehälterbelüftung

1000MWe Schneller Brüter Na 1

Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichng. Nr. Norm	Bemerkung
Oberrahmenstutzen	~	V V V V V V V V		Maßstab		
Reaktor/Na	10	10	1.2	Maßstab		
1984	Tag	Name	Werkstoff	Geometrie für Kernforschung	Zugab. Zeichn.	
gez.	17.12	Sprengelmann		m. B.H.		
gepr.	28.12	S.L.		7500 Karlsruhe	Ersetzt für	
geg.				Postfach 947	Ersetzt durch	
Modifiz.		Benennung			Zeichnungs Nr.	
			1:50		Horizontalchnitt durch das Reaktorgebäude	
						5



Änderung Tag Name

für diesen Fall sehr aufwendige Dampfkühl- und Reduzierstationen vorgesehen werden. Weitere Vorteile ergeben sich bei der Fertigung der Maschinen und insbesondere bei der Ersatzteilkhaltung.

Der Lageplan (Zeichng. Nr. 2) zeigt die räumliche Anordnung der einzelnen Anlageteile. Der Reaktor ist mit den Primärkreisen und den stark radioaktiven Hilfssystemen im Schutzbehälter angeordnet. Die Natriumleitungen der Sekundärkreise führen vom Schutzbehälter in zwei aus Sicherheitsgründen räumlich getrennten Rohrkanälen in das Dampferzeugerhaus. In diesem befinden sich die Dampferzeuger, die Zwischenüberhitzer und die Umlaufpumpen des Sekundärsystems. Das Turbinenhaus liegt unmittelbar hinter dem Dampferzeugerhaus; die beiden Turbosätze sind in entgegengesetzter Richtung fluchtend zueinander aufgestellt, die Hochdruckteile mit der Frischdampfzuführung liegen in der Mitte. Durch diese Anordnung ergeben sich kurze Rohrleitungen für das Tertiärsystem. Die Speisewasser-Vorwärmanlagen sind im Turbinenhaus auf der den Dampferzeugern zugewandten Seite untergebracht. Hinter dem Turbinenhaus schließt sich die Hochspannungsschaltanlage an.

Alle sonstigen Einrichtungen für allgemeine Zwecke der Gesamtanlage sind, soweit sie nicht einen Kontrollbereich erfordern, im Betriebsgebäude untergebracht. Hier befindet sich auch die zentrale Schaltwarte. Die außerhalb des Schutzbehälters erforderlichen Hilfsanlagen des Reaktors sind im Reaktor Nebengebäude angeordnet.

Die für die Wiederaufbereitung der verbrauchten Brennstoffelemente erforderlichen Anlagen und die evtl. zusätzlich benötigten Einrichtungen für die Behandlung und Beseitigung der anfallenden radioaktiven Abfälle sind im Lageplan nicht mit eingezeichnet.

Die Reaktoranlage ist auf den Zeichnungen Nr. 3, 4 und 5 im Schnitt dargestellt. Der zylinderförmige Reaktorkern hat einen Durchmesser von 3766 mm und eine Höhe von 1755 mm. Er ist aus ca. 400 Sub-

assemblies mit sechseckigem Querschnitt zusammengesetzt, die den Brenn- bzw. Brutstoff in gasdichten, druckfesten Röhren enthalten. Als Brennstoff wird ein Gemisch aus  $\text{PuO}_2$  und  $\text{UO}_2$ , als Brutstoff  $\text{UO}_2$  und Uran-Metall verwendet. Der innere zylindrische Bereich mit 2860 mm Durchmesser und einer Höhe von 955 mm enthält den Brennstoff, der äußere Mantel von ca. 400 mm Dicke den Brutstoff.

Zur Kontrolle der Reaktivität dienen 18 mit Absorbermaterial gefüllte Steuerstäbe; die dazugehörigen Antriebe sind auf dem abgeschirmten Deckel des Reaktorbehälters aufgesetzt. Die Neutronenfluß-Meßgeräte liegen außerhalb des Reaktorbehälters in der Abschirmung. Sie können vom Bedienungsflur ausgewechselt werden. Der Bedienungs- und der Beschickungsflur sind während des Betriebes begehbar.

Der Brennstoffwechsel erfolgt durch drei auf den Deckel des Reaktorbehälters aufgesetzte Manipulatoren. Jeder Manipulator bestreicht einen Kernsektor und die Positionen von zwei an der Peripherie des Reaktorkernes angeordneten Transportbehältern. Bei der Beschickung werden mit den Manipulatoren die abgebrannten Subassemblies im Reaktorkern gegen neue aus den Transportbehältern ausgetauscht. Die Transportbehälter können mit Hilfe abgeschirmter Transportflaschen aus dem Reaktorbehälter entnommen werden. Stark abgebrannte Brennstoffelemente werden nach der Entnahme aus dem Reaktorkern so lange im Reaktorbehälter belassen, bis die Nachwärmeerzeugung einen gefahrlosen Transport zulässt. Zur Erleichterung des Brennstoffwechsels ist es möglich, den Natriumspiegel im Reaktorbehälter soweit abzusenken, daß die Köpfe der Subassemblies sichtbar werden.

Die beiden Primärkreise sind so ausgebildet, daß ein für die Abfuhr der Nachwärme ausreichender Naturumlauf des Kühlmittels auch bei abgesenktem Natrium-Spiegel im Reaktor erzielt wird. Das

Primärnatrium durchströmt den Kern von unten nach oben und verläßt den Reaktorbehälter durch die Innenrohre der beiden konzentrischen Stutzen. Es fließt dann weiter durch die Zwischenwärmetauscher und die Umwälzpumpen und tritt durch die Außenkanäle der Stutzen wieder in den Reaktorbehälter ein. Alle Teile der beiden Primärkreise sind an den Betonwänden des Reaktorgebäudes aufgehängt und können den Wärmedehnungen frei folgen.

Die Räume des Reaktorgebäudes, in denen natriumführende Anlage-  
teile enthalten sind, sind während des Betriebes mit Stickstoff gefüllt, um Natrium-Brände auszuschließen. Der Stickstoff dient gleichzeitig zur Kühlung. Der große begehbare Raum oberhalb des Bedienungsflures ist luftefüllt.

Der zylindrische Schutzbehälter mit einem Durchmesser von 28 m und einer Höhe von ca. 54 m schließt die gesamte Reaktoranlage ein. Er schützt bei einem Reaktorunfall die Umgebung vor einer möglichen Kontamination durch radioaktive Spaltprodukte. Für den Zugang sind zwei Personen- und eine Materialschleuse vorhanden.

## 4. Datentabelle

4.1 Gesamtkraftwerk	4 - 2
4.2 Reaktor	4 - 3
4.2.1 Reaktorkern	4 - 3
4.2.1.1 Aufbau	4 - 3
4.2.1.2 Wärmetechnische Werte	4 - 6
4.2.1.3 Physikalische Werte	4 - 8
4.2.2 Reaktorbehälter	4 - 10
4.2.2.1 Aufbau	4 - 10
4.2.2.2 Wärmetechnische und strömungstechnische Werte	4 - 11
4.3 Primärsystem	4 - 12
4.3.1 Rohrleitungen und Pumpen	4 - 12
4.3.2 Zwischenwärmetauscher	4 - 13
4.4 Sekundärsystem	4 - 15
4.4.1 Rohrleitungen und Pumpen	4 - 15
4.4.2 Dampferzeuger	4 - 15
4.4.3 Zwischenüberhitzer	4 - 17

4 Datentabelle4.1 Gesamtkraftwerk

Anlagenbezeichnung	Na 1
Reaktortyp	Heterogener schneller Brutreakotr
Wärmeleistung	2500 MW <sub>th</sub>
Elektrische Leistung	1000 MW <sub>e</sub>
Brennstoff	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub> -Gemisch
Brutstoff	UO <sub>2</sub> ; U-Metall
Wärmeträger primär	Na
sekundär	Na
tertiär	H <sub>2</sub> O
Gesamtwirkungsgrad	0,4
Gesamtbrutrate	1,385
Verdopplungszeit:	
bei einem Einzelreaktor	8,2 a
bei einer Generation von "Schnellen Brütern"	6,2 a

4.2 Reaktor4.2.1 Reaktorkern4.2.1.1 Aufbau

Form	stehender Zylinder	
Durchmesser	3766	mm
Höhe	1755	mm
Brennstoffbereich	stehender Zylinder	
Durchmesser D des Brennstoffbereiches	2860	mm
Höhe H des Brennstoffbereiches	955	mm
H/D	1/3	
Brutmantel	allseitig ca. 400 mm	
Anzahl der Zonen in radialer Richtung <sup>+) </sup>	4	
davon im Brennstoffbereich	2	
im Brutmantel	2	
Anzahl der Kernzellen	397	
davon im Brennstoffbereich	229	
im Brutmantel	168	
Form und Abmessung der Kernzelle	Hexagon SW 180	
Äußere Schlüsselweite des Subassembly	178,5	mm
Gesamtlänge des Subassembly	3790	mm
Gewicht des Brennstoff-Subassembly	315	kp
Gewicht des UO <sub>2</sub> -Brutstoff-Subassembly	427	kp
Gewicht des U-Metall-Brutstoff-Subassembly	587	kp

<sup>+)</sup> werden von innen nach außen gezählt



Wandstärke des Subassembly-Kastens	4	mm
Material des Subassembly-Kastens	Incoloy 800	
Durchmesser des Brennstoffstabes	6,7	mm
Durchmesser des Brutstoffstabes	11,3	mm
Hüllrohr-Wandstärke des Brennstoffstabes	0,35	mm
Volumenverhältnis; Hüllrohr/Brennstoff; x	0,25	
Hüllrohr-Wandstärke des Brutstoffstabes	0,6	mm
Volumenverhältnis; Hüllrohr/Brutstoff; x	0,25	
Material der Hüllrohre	Incoloy 800	
Anzahl der Brennstoffstäbe/Subassembly	331	
Anzahl der Brutstoffstäbe/Subassembly	169	
Höhe und Lage des Gasplenums der Zonen 1 bis 3	800 unten	mm
max. Spaltgasdruck im Brennstoffstab	70	kp/cm <sup>2</sup>
<u>Zone 1</u>		
Durchmesser $D_{c1}$	2053	mm
Anzahl der Zellen	118	
Kühlmittelanteil $\alpha_{p1}$	50,0	v/o
Strukturmaterialanteil $\beta_{o1}$	12,0	v/o
Gesamtstrukturanteil $\beta_1$	19,6	v/o
Spaltstoffanteil	3,2	v/o
Brutstoffanteil	27,2	v/o
Anzahl der Brennstoff-Subassemblies	105	
Anteil des strömenden Kühlmittels pro Brennstoffzelle; $\alpha_{h1}$	0,45	

Anteil des gesamten Kühlmittels pro Brennstoffzelle; $\alpha_{s1}$	0,465	
Anteil des Strukturmaterials pro Brennstoffzelle	0,121	
Anzahl der Steuerstab-Subassemblies	12	
Entfernung der Steuerstabzellen von Reaktormitte $R_1$	540	mm (6 Stück)
$R_2$	935	mm (6 Stück)
Anzahl der Blind-Subassemblies	1	

Zone 2

Außendurchmesser $D_{c2}$	2860	mm
Anzahl der Zellen	111	
Kühlmittelanteil $\alpha_{p2}$	50,0	v/o
Strukturmaterialanteil $\beta_{o2}$	12,0	v/o
Gesamtstahlanteil $\beta_2$	19,6	v/o
Spaltstoffanteil	4,1	v/o
Brutstoffanteil	26,3	v/o
Anzahl der Brennstoff-Subassembly	105	
Anteil des strömenden Kühlmittels pro Brennstoffzelle $\alpha_{h2}$	0,45	
Anteil des gesamten Kühlmittels pro Brennstoffzelle $\alpha_{s2}$	0,465	
Anteil des Strukturmaterials pro Brennstoffzelle	0,121	
Anzahl der Steuerstab-Subassemblies	6	
Entfernung der Steuerstabzellen von Reaktormitte, $R_3$	1080	mm

Zone 3

Außendurchmesser	3213	mm
Anzahl der Zellen	60	
Anzahl der Brutstoff-Subassemblies	60	
Kühlmittelanteil, $\alpha_{p3}$	29,8	v/o
Strukturmaterialanteil, $\beta_{o3}$	9,8	v/o
Gesamtstrukturanteil, $\beta_3$	21,9	v/o
Brutstoffanteil	48,3	v/o
Anteil des strömenden Kühlmittels $\alpha_{h3}$	28,15	v/o

Zone 4

Außendurchmesser	3766	mm
Anzahl der Zellen	108	
Anzahl der Brutstoff-Subassemblies	108	
Kühlmittelanteil $\alpha_{p4}$	29,81	v/o
Strukturmaterialanteil $\beta_{o4}$	9,79	v/o
Gesamtstrukturanteil $\beta_4$	21,87	v/o
Brutstoffanteil	48,32	v/o
Anteil des strömenden Kühlmittels $\alpha_{h4}$	28,15	v/o

4.2.1.2 Wärmetechnische Werte

Wärmeleistung des Brennstoffbereiches	2410	MW <sub>th</sub>
Wärmeleistung der axialen Brutzonen	48	MW <sub>th</sub>
Wärmeleistung der radialen Brutzonen	42	MW <sub>th</sub>
Kühlmittel-Eintrittstemperatur $\vartheta_e$	430	°C

max. Kühlmittel-Austrittstemperatur <sup>+) )</sup>	630	°C
mittlere Kühlmittel-Austrittstemperatur $\vartheta_a$	580	°C
max. Kühlmittelgeschwindigkeit $v_{\max}$	6,6	m/s
max. Re-Zahl	$1,57 \cdot 10^5$	
Druckabfall im Core <sup>++)</sup>	1,25	kp/cm <sup>2</sup>
Druckabfall im axialen Blanket <sup>++)</sup>	1,05	kp/cm <sup>2</sup>
Druckabfall im Spaltgasplenum <sup>++)</sup>	1,05	kp/cm <sup>2</sup>
Eintrittsdruckverlust im Subassemblyfuß	0,8	kp/cm <sup>2</sup>
Austrittsdruckverlust aus dem Subassembly	0,1	kp/cm <sup>2</sup>
max. Brennstofftemperatur <sup>+++)</sup>	2412	°C
max. Wärmefluß	334	W/cm <sup>2</sup>
max. Wärmeübergangszahl zwischen Hülle und Kühlmittel	8,4	W/cm <sup>2</sup> °C
Heißkanalfaktoren: Kühlmittelaufheizung	1,33	
Wärmeübergangskoeffizient	1,25	
Stableistung	1,24	
hydraulischer Durchmesser Zone 1 und 2; $D_h$	6,80	mm
Verhältnis mittlere/max. Leistung, radial, $\varphi_{\text{rad ges}}$	0,82	
Verhältnis mittlere/max. Leistung, axial, $\varphi_{\text{ax ges}}$	0,80	
<u>Zone 1</u>		
max. Stableistung; $\chi_{\max 1}$	566	W/cm

+) höchstbelasteter Kanal mit Heißkanalfaktoren

++) höchstbelasteter Kanal

+++) stationärer Betrieb, ohne Heißkanalfaktoren

Verhältnis mittlere/max. Leistung,  
radial,  $\varphi_{\text{rad } 1}$  0,897

Verhältnis mittlere/max. Leistung  
axial,  $\varphi_{\text{ax } 1}$  0,8

### Zone 2

max. Stableistung  $\chi_{\text{max } 2}$  539 W/cm

Verhältnis mittlere/max. Leistung  
radial,  $\varphi_{\text{rad } 2}$  0,745

Verhältnis mittlere/max. Leistung  
axial,  $\varphi_{\text{ax } 2}$  0,8

### Konstanten

Wärmeleitzahl der Hülle (600°C) 0,21 W/cm °C

Wärmeübergangszahl zwischen Brennstoff  
und Hülle  $h_{\text{sp}}$  0,75 W/cm<sup>2</sup> °C

Wärmeleitzahl des Brennstoffes 0,032 W/cm °C

### 4.2.1.3 Physikalische Werte

kritische Masse  $M_{\text{kr}}$  (Pu<sup>239</sup> + Pu<sup>241</sup>) 2015 kg

Gesamtneutronenfluß in Kernmitte  $10^{16}$  cm<sup>-2</sup>sec<sup>-1</sup>

effektive Neutronenlebensdauer  $l_{\text{eff}}$   $3,38 \cdot 10^{-7}$  s

### Reaktivitätskoeffizienten

effektiver Anteil der verzögerten Neutronen 0,3548 %  
 $\cong 1\%$

Wert eines Brennstoff-Subassembly  $\frac{\Delta k}{k}$   $2,49 \cdot 10^{-3}$   
in Kernmitte  $\cong 0,7\%$

Dopplerkonstante:	$A_{\text{Dopp}} = T \left( \frac{1}{k} \cdot \frac{dk}{dT} \right)$	- 1,19 . 10 <sup>-2</sup>
Dopplerkoeffizient:	$\frac{1}{k} \cdot \frac{dk}{dT}$	- 8,5 . 10 <sup>-6</sup> /°K
größtmöglicher Reaktivitätswert bei teilweisem Verlust des Natriums	$\frac{\Delta k}{k}$	0,01108 ≅ 3,06 %
Natrium-Temperaturkoeffizient		3,925 . 10 <sup>-6</sup> /°C

Brutraten:

Zone 1	0,556
Zone 2	0,334
ax. Brutzonen	0,254
rad. Brutzonen	0,241
Gesamtbrutrate	1,385

Verdopplungszeiten:

als Einzelreaktor (Lastfaktor 0,8; externes Core Inventory 1/3)	8,2	a
bei Berücksichtigung einer ganzen Generation von Schnellen Brütern nach GIBRAT +)	6,2	a

Brennstoffzusammensetzung: ++)

Zone 1:	Pu 239	9,8726	a/o
	Pu 240	4,7013	a/o
	Pu 241	0,7835	a/o
	Pu 242	0,3134	a/o
	U 238	84,3292	a/o

+) Arbeitsblatt Nr. A 3; Projekt "Schneller Brüter"

++) Arbeitsblatt Nr. A 1; Projekt "Schneller Brüter"

Anreicherung spaltb. Pu/(Pu+U)	10,6561 a/o
Atomverhältnis: Brutstoff/Spaltstoff	8,3843
Volumenverhältnis: Brutstoff/Spaltstoff $\bar{y}_1$	8,711
Zone 2: Pu 239	12,9028 a/o
Pu 240	6,1442 a/o
Pu 241	1,0241 a/o
Pu 242	0,4096 a/o
U 238	79,5193 a/o
Anreicherung spaltb. Pu/(Pu+U)	13,9269 a/o
Atomverhältnis: Brutstoff/Spaltstoff $\bar{y}_2$	6,1803
Volumenverhältnis: Brutstoff/Spaltstoff $\bar{y}_2$	6,4083
ax. Brutzone und Zone 3 u. 4: U 235	0,7 a/o
U 238	99,3 a/o
Corevolumen	6 132 1
<u>Spaltstoffbelastung</u>	
max. Spaltstoffbelastung	2,14 MW/kg / (Pu <sup>239</sup> +Pu <sup>241</sup> )  ≅ 2 kW/cm <sup>3</sup> (PuO <sub>2</sub> +UO <sub>2</sub> )
mittl. Spaltstoffbelastung	1,196 MW/kg / (Pu <sup>239</sup> +Pu <sup>241</sup> )  ≅ 1,285 kW/cm <sup>3</sup> (PuO <sub>2</sub> +UO <sub>2</sub> )
<u>Abbrand</u>	
mittl. max. Abbrand (axiale Mittelung)	100 000 MWd/t(U+Pu)
mittl. Abbrand	85 000 MWd/t (U+Pu)
<u>Leistungsdichte</u>	
max. Leistungsdichte	0,599 MW/l
mittl. Leistungsdichte	0,393 MW/l

## 4.2.2 Reaktorbehälter mit Einbauten

### 4.2.2.1 Aufbau

Gesamthöhe		16900	mm
Außendurchmesser		7900	mm
Wandstärke		30	mm
Material		X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
Anzahl der Ein- und Austrittsrohre		2 im $\nabla$ 120°	
Durchmesser der Eintrittsrohre		1700	mm
Durchmesser der Austrittsrohre (koaxial zum Eintrittsrohr)	innen	1900	mm
	außen	2200	mm
Durchmesser der Kerntragplatte		4500	mm
Höhe der Kerntragplatte		1300	mm
Material der Kerntragplatte		X 8 Cr Ni Nb 16 13	

### 4.2.2.2 Wärmetechnische und strömungstechnische Werte

Auslegungstemperatur des Behälters		480	°C
Auslegungsdruck des Behälters		6	kp/cm <sup>2</sup>
Na-Geschwindigkeit am Reaktoreintritt		7,7	m/s
	im Zuströmringkanal	2,5	m/s
	in der Tragplatte	6	m/s
	am Pool-Austritt	1,1	m/s
	im Abströmringkanal	2	m/s
	am Reaktoraustritt	3,5	m/s



4.3 Primärsystem4.3.1 Rohrleitungen und Pumpen

Kühlmittel	Na	
Kühlmittelvolumen	780	m <sup>3</sup>
Aktivität des Kühlmittels Na 24	1,36	· 10 <sup>-1</sup> C/cm <sup>3</sup>
Na 22	2	· 10 <sup>-6</sup> C/cm <sup>3</sup>
Durchmesser der Leitung Reaktor-Zwischenwärmetauscher	1700	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung	3,5	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	12,5	m <sup>3</sup>
Durchmesser der coaxialen Leitung Zwischenwärmetauscher-Reaktor	1900/2200	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung	7,7	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	5,95	m <sup>3</sup>
Anzahl der Pumpen	4	
Anschlußleistung einer Pumpe	2940	kW
Durchsatz einer Pumpe	3296	kg/s
Druck vor der Pumpe	1,1	ata
Druckverlust im Primärkreislauf	5,6	kp/cm <sup>2</sup>
Gesamtwirkungsgrad der Pumpe mit Motor	72	%

Transportzeiten:

Eintritt Subassembly - Austritt Subassembly	0,74	sec
Austritt Subassembly - Reaktorausritt	34,8	sec
Reaktorausritt - Zwischenwärmetauscher- eintritt	1,18	sec
Zwischenwärmetauschereintritt - Zwischen- wärmetauscheraustritt	9,85	sec

Zwischenwärmeaustauscheraustritt - Reaktoreintritt	7,65	sec
Reaktoreintritt - Eintritt Subassembly	8,2	sec
Umlaufszeit	62,4	sec

#### 4.3.2 Zwischenwärmeaustauscher

Typ	Wendelrohr-Gegenstromaustauscher	
Anzahl	2	
Gesamthöhe	16000	mm
Außendurchmesser	4600	mm
Material des Behälters	X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
Gewicht des leeren Behälters	90	Mp
Gewicht der Einbauten	46	Mp
Gewicht des Kühlmittels primär	104	Mp
sekundär	42	Mp
Betriebsgewicht	282	Mp
Volumen des Kühlmittels primär	125	m <sup>3</sup>
sekundär	50	m <sup>3</sup>
Anzahl der Wärmeaustauscherrohre	4385	
Durchmesser der Rohre	20 x 1,5	mm
Material der Rohre	X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
Leistung/Wärmeaustauscher	1250	MW
Heizfläche/Wärmeaustauscher	2792	m <sup>2</sup>
mittl. log. Temperaturdifferenz	40	°C
max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	70	°C

Primärseite:

Kühlmitteldurchsatz/Wärmeaustauscher	2,373 . 10 <sup>7</sup> kg/h	
Druckabfall	0,43	at
Kühlmittelgeschwindigkeit zwischen den Rohren	1,6	m/s
Eintrittstemperatur des Kühlmittels	580	°C
Austrittstemperatur des Kühlmittels	430	°C

Sekundärseite:

Kühlmitteldurchsatz/Wärmeaustauscher	17,75 . 10 <sup>6</sup> kg/h	
Druckabfall	2,63	at
Kühlmittelgeschwindigkeit in den Rohren	5,9	m/s
Eintrittstemperatur des Kühlmittels	360	°C
Austrittstemperatur des Kühlmittels	560	°C

#### 4.4 Sekundärsystem

##### 4.4.1 Rohrleitungen und Pumpen

Kühlmittel	Na	
Anzahl der Kreisläufe	4	
Durchmesser der Leitung Zwischenwärmetauscher-Dampferzeuger	800	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung	6	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	64	m <sup>3</sup>
Durchmesser der Leitung Dampferzeuger-Zwischenwärmetauscher	800	mm
Kühlmittelgeschwindigkeit in der Leitung	5,65	m/s
Kühlmittelvolumen in der Leitung	48	m <sup>3</sup>
Anzahl der Pumpen	4	
Leistung des Pumpenantriebes	2050	kW
Durchsatz einer Pumpe	7,48 · 10 <sup>6</sup>	kg/h
Druckverlust im Sekundärkreislauf	5,2	at
Gesamtwirkungsgrad der Pumpe mit Motor	72	%

##### 4.4.2 Dampferzeuger

Typ	Wendelrohr-Gegenstrom-Austauscher	
Anzahl der Dampferzeuger	4	
Thermische Leistung/Wärmetauscher	527	MW
Heizfläche/Wärmetauscher	1640	m <sup>2</sup>
mittl. log. Temperaturdifferenz	41,3	°C
max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	120	°C
Anzahl der Tauscherrohre	870	

Durchmesser der Tauscherrohre	20 x 2	mm
Material der Rohre	X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	

Sekundärseite:

Durchsatz	7,48 . 10 <sup>6</sup>	kg/h
Eintrittstemperatur des sek. Natriums	560	°C
Austrittstemperatur des sek. Natriums	360	°C
Druck des sek. Natriums	2	at
Natriumgeschwindigkeit zwischen den Rohren	2,0	m/s
Druckabfall	1,1	at

Tertiärseite:

Durchsatz (H <sub>2</sub> O)	885	t/h
Eintrittstemperatur des Speisewasser	286	°C
Austrittstemperatur des Heißdampfes	540	°C
Dampfdruck am Überhitzer Austritt	170	at
Dampfgeschwindigkeit am Überhitzer Austritt	25	m/s
Druckabfall	10	at
Gesamthöhe	18500	mm
Außendurchmesser	2800	mm
Material des Behälters	X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
Gewicht des leeren Behälters	103	Mp
Gewicht des Rohrbündels und Einbauten	48	Mp
Volumen des sek. Natriums	42	m <sup>3</sup>
Volumen des H <sub>2</sub> O	17	m <sup>3</sup>
Betriebsgewicht	203	Mp

4.43 Zwischenüberhitzer

Typ	Wendelrohr-Gegenstrom-Austauscher	
Anzahl der Zwischenüberhitzer	4	
Thermische Leistung/Zwischenüberhitzer	98	MW
Heizfläche/Zwischenüberhitzer	1220	m <sup>2</sup>
mittl. log. Temperaturdifferenz	33,4	°C
Anzahl der Tauscherrohre	2110	
Durchmesser der Tauscherrohre	20 x 2	mm
Material der Rohre	X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	

Sekundärseite:

Natriumdurchsatz	1,39 . 10 <sup>6</sup>	kg/h
Eintrittstemperatur des sek. Natriums	560	°C
Austrittstemperatur des sek. Natriums	360	°C
Druck des sek. Natriums	2	at
Natriumgeschwindigkeit zwischen den Rohren	2	m/s
Druckabfall	0,67	at

Tertiärseite:

Dampfdurchsatz	735	t/h
Eintrittstemperatur	320	°C
Austrittstemperatur	530	°C
Dampfdruck am Überhitzeraustritt	30	at
Dampfgeschwindigkeit am Überhitzeraustritt	25	m/s
Druckabfall	1,5	at
Gesamthöhe	12000	mm

Außendurchmesser	3300	mm
Material des Behälters	X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10	
Gewicht des leeren Behälters	87	Mp
Gewicht des Rohrbündels und der Einbauten	36	Mp
Volumen des sek. Natriums	39	m <sup>3</sup>
Volumen des H <sub>2</sub> O	12,5	m <sup>3</sup>

## 5. Beschreibung der Reaktoranlage

5.1 Reaktor	5 - 3
5.1.1 Kernstruktur	5 - 6
5.1.2 Brennstoff-Subassembly	5 - 11
5.1.3 Brutstoff-Subassembly	5 - 20
5.1.4 Steuerstab-Subassembly	5 - 22
5.1.5 Behälter mit Einbauten	5 - 24
5.1.6 oberer Abschirmdeckel	5 - 26
5.1.7 Steuerstabantrieb	5 - 27
5.2 Primärkreis	5 - 30
5.2.1 Anordnung und Schaltung	5 - 30
5.2.2 Zwischenwärmetauscher	5 - 34
5.2.3 Primärnatriumpumpen	5 - 36
5.3 Sekundärkreis	5 - 38
5.3.1 Anordnung und Schaltung	5 - 38
5.3.2 Dampferzeuger	5 - 39
5.3.3 Zwischenüberhitzer	5 - 40
5.3.4 Sekundärnatriumpumpen	5 - 40
5.4 Tertiärkreis	5 - 40
5.5 Reaktorgebäude mit Abschirmung	5 - 46
5.5.1 Allgemeines	5 - 46
5.5.2 Stahl-Schutzbehälter	5 - 46
5.5.3 Aufteilung des Innenraumes	5 - 48
5.5.4 Anordnung und Abschirmung der Primärzellen	5 - 48
5.6 Beschickungseinrichtung	5 - 52
5.6.1 Auslegungsgesichtspunkte der Beschickungseinrichtung und Beurteilung der verschiedenen Arbeitsverfahren	5 - 59
5.6.2 Beschreibung der Anlagenteile	5 - 66
5.6.3 Beschickungsablauf und Zeitplan	5 - 70
5.7 Reaktor-Nebengebäude	5 - 76



5.8 Reaktorhilfssysteme	5 - 76
5.8.1 Natriumlager und -aufbereitung	5 - 76
5.8.2 Primärnatrium- Reinigungs- und Ablaßsystem	5 - 78
5.8.3 Sekundärnatrium- Reinigungs- und Ablaßsystem	5 - 80
5.8.4 Schutzgaslager und -aufbereitung	5 - 80
5.8.5 Primär-Schutzgassystem	5 - 81

## 5.1 Reaktor

Der Reaktor ist auf den Zchg. Nr. 6 und Nr. 7 im Schnitt dargestellt. Der aus einzelnen Subassemblies zusammengesetzte Reaktorkern ist zentrisch im unteren Teil des zylindrischen Reaktorbehälters angeordnet. Die Subassemblies stehen in einer untenliegenden Tragplatte und werden von einem äußeren Stützmantel zusammengehalten. Oberhalb des Reaktorkerns ist eine nach oben verfahrbare Halteplatte angeordnet. Die gesamte Kernstruktur hängt an einem großen Tragzylinder, die zentrische Führung erfolgt durch einen auf dem Behälterboden aufgeschweißten Führungskragen.

Das Kühlmittel tritt mit einer Temperatur von  $430^{\circ}\text{C}$  aus dem Ringspalt der zwei konzentrischen Kühlmittelstützen in den Reaktorbehälter ein. Im Behälter strömt es in dem von der Behälterwand und dem Tragzylinder gebildeten Ringraum nach unten in die ringförmig den Reaktorkern umschließende Kühlmittel-Eintrittskammer und dann weiter in horizontaler Richtung von allen Seiten in den Innenraum der Tragplatte des Reaktorkerns. Aus der Reaktortragplatte tritt das Kühlmittel in die Subassemblies ein. Es durchströmt den Reaktorkern von unten nach oben und nimmt dabei die darin erzeugte Wärme auf; die max. Kühlmittelgeschwindigkeit im Kern beträgt  $6,6\text{ m/sec}$ , die mittlere Austrittstemperatur  $580^{\circ}\text{C}$ . Die aufwärts gerichtete Durchströmung wurde gewählt, nachdem sie sich bei einem Vergleich mit der Abwärtsströmung als vorteilhafter herausgestellt hatte [8] .

Nach Austritt aus dem Reaktorkern teilt sich der Kühlmittelstrom, ein Teilstrom wird unter der Halteplatte in die horizontale Richtung umgelenkt, strömt nach außen und tritt in den von dem Tragzylinder und dem Kühlmittel-Leitzylinder gebildeten ringförmigen Abströmkanal ein. Ein anderer Teilstrom tritt durch Öffnungen in der Halteplatte in den über dem Reaktorkern liegenden großen Kühlmittelraum über, vermischt sich mit dem dort

befindlichen Kühlmittel und strömt dann an der Peripherie dieses Raumes nach unten ebenfalls in den ringförmigen Abströmkanal. Die Eintrittsgeschwindigkeit in den Abströmkanal ist recht niedrig, sie beträgt ca. 1,1 m/sec. Durch die Aufspaltung des heißen Kühlmittelstromes auf zwei Ströme mit unterschiedlicher Transportzeit, und die anschließend erfolgende Vermischung wird die bei einer Schnellabschaltung des Reaktors auftretende Temperaturänderungsgeschwindigkeit stark abgeschwächt, bevor sich diese auf die Wände des Reaktorbehälters und des Primärkreises auswirken kann. Das erwärmte Kühlmittel verläßt den Reaktorbehälter durch die Innenrohre der beiden konzentrischen Kühlmittelstutzen.

Der Reaktorbehälter wird von 27 in radialer Richtung pendelnd gelagerten Tragankern getragen, die in Höhe der Kühlmittelstutzen an entsprechende, an die Behälterwand angeschweißte Pratzen angreifen. Die Höhenlage der Kühlmittelstutzen bleibt somit auch bei Betriebstemperatur unverändert. Zur Aufnahme der von den Kühlmittelleitungen auf den Reaktorbehälter ausgeübten Horizontalkräfte sind etwa in der gleichen Ebene vier radiale Spornführungen vorgesehen, die sich an der äußeren Betonabschirmung abstützen.

Der Behälter wird oben von einem fest aufgesetzten, ebenen Abschirmdeckel abgeschlossen. Dieser trägt die Kontrollstabantriebe, die Beschickungsmanipulatoren und die Antriebe für die Hubbewegung der Halteplatte und besitzt Öffnungen zum Einbringen und Entnehmen von Subassemblies und zum Einbringen eines Teleskopes bzw. einer Fernsehkamera mit der zugehörigen Beleuchtungseinrichtung.

Zwischen dem Reaktorkern und den Wänden des Reaktorbehälters sind ausreichend starke Strahlenschilder aus Stahl angeordnet, die die vom Kern ausgehende Strahlung auf ein für die Behälterwände zulässiges Maß schwächen. An einzelnen Stellen übernehmen

Abschirmstopfen  
Abschirmverschluss  
Abschirmdeckel

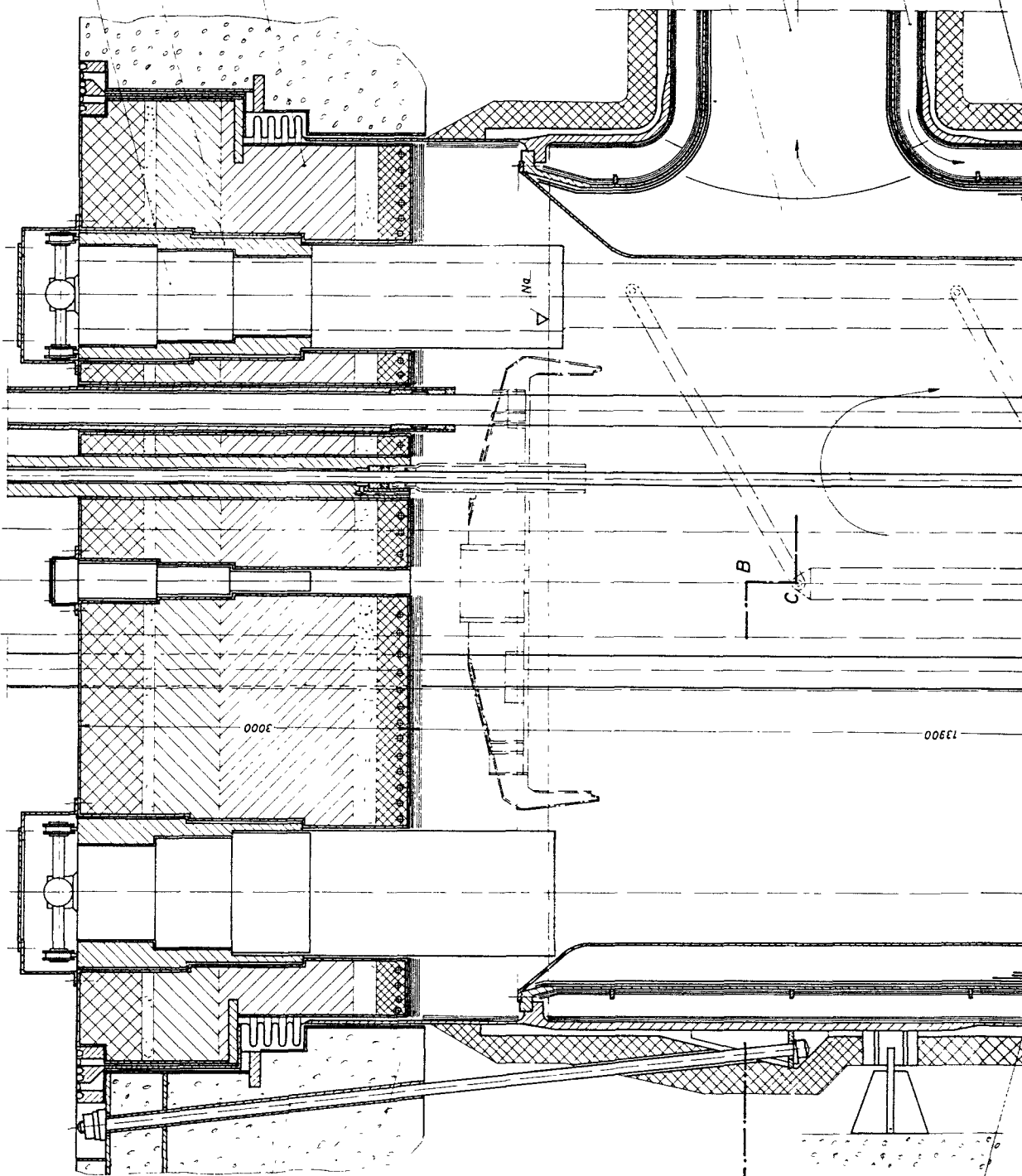
Schockbleche

Antriebsstange für Steuerstab

Kühlmitteleintritt

Kühlmitteleintritt

Beschleunigungsmanipulator



3000

13900

B  
C

A

Spornführung

Tragzylinder

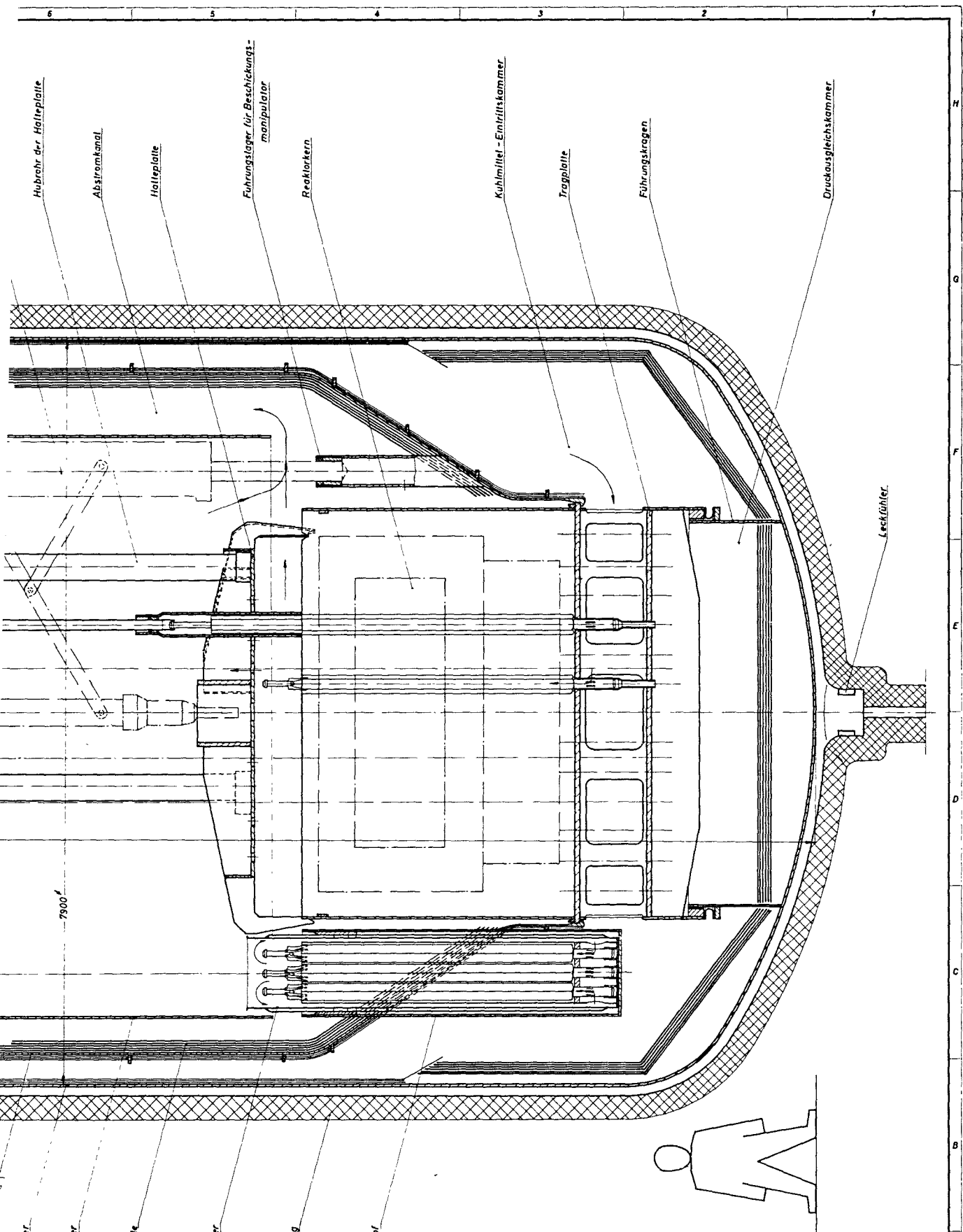
Beckenschleifer

Traganker

Wärmereflektor

Die hierin beschriebenen Erfindungen sind dem Patentsamt durch den Erfindungsgegenstand der Patentschrift offenbart worden. Die Erfindungen sind durch die Zeichnung und die Beschreibung offenbart worden. Die Erfindungen sind durch die Zeichnung und die Beschreibung offenbart worden. Die Erfindungen sind durch die Zeichnung und die Beschreibung offenbart worden.

Patentamt

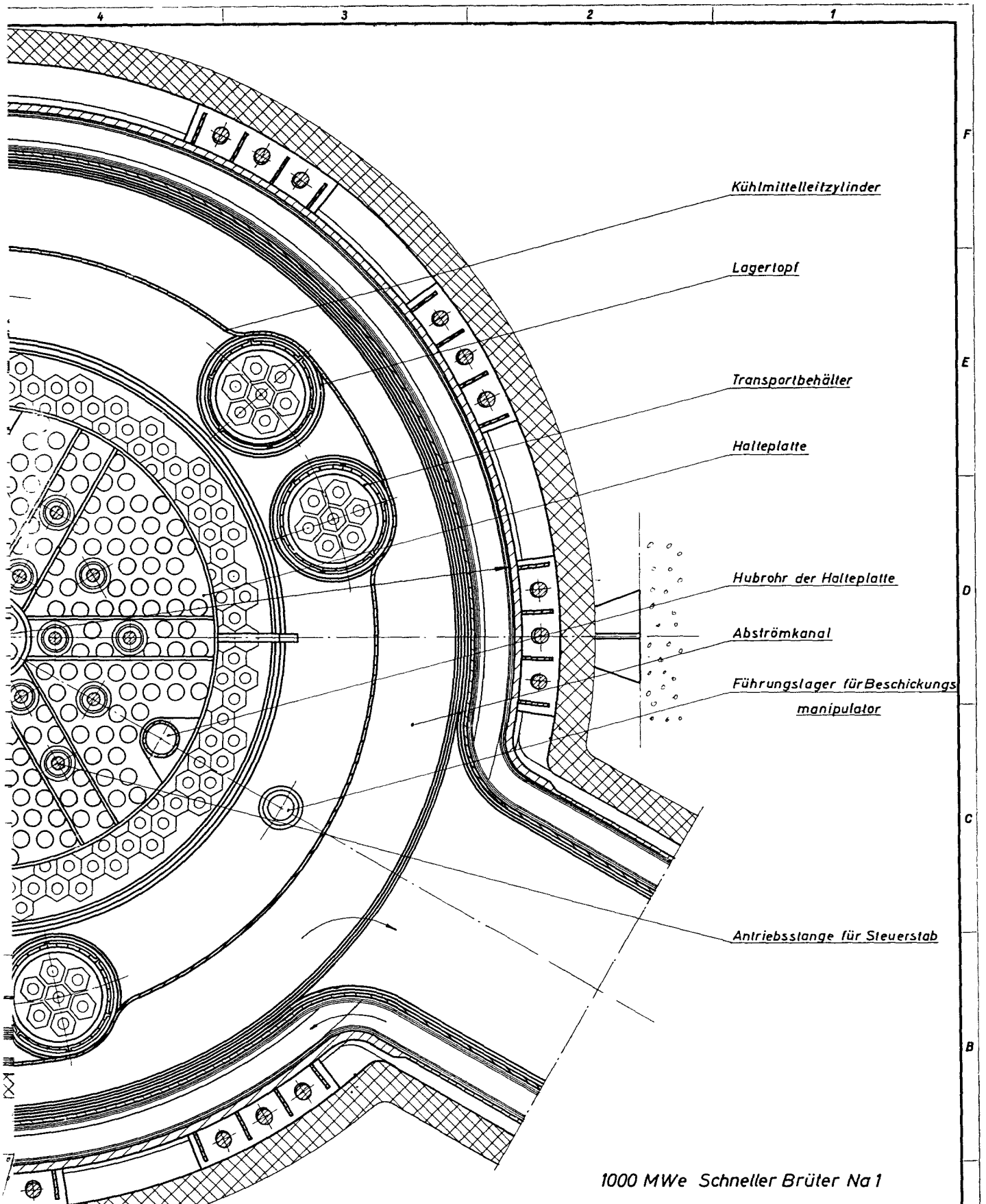


1000 MWe Schneller Brüter Na1

Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichn. Nr. Norm	Bemerkung
Oberflächennähte	no	0	VVV	VVVV		
Flanschnähte nach DIN	1008	40	10	6	1,6	
T9	Tag	Namen	Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H.	Zugab Zeichn.	
gez.	22.11.67	deber		7500 Karlsruhe		Ersatz für
gepr.		Brandt		Postfach 947		Ersatz durch
gas						Zeichnung Nr.
Maßstab	Benennung	Vertikalschnitt durch den Reaktor			6	
1:25						

Änderung	Tag	Name





1000 MWe Schneller Brüter Na 1

0 500 1000 1500 mm

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung	Zeichngs Nr. Norm		Bemerkung		
		ma	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽			bis 6	über 6 bis 30		über 30 bis 100	über 100 bis 300
Oberflächenzeichen		ma	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	über 1000 bis 2000
Rauchtiefe max in µ		1000	40	10	4	1,6		±0,1	±0,2	±0,3	±0,5	±0,8	±1,2
19	Tag	Name					Werkstoff	Kernreaktor Bau- u. Betriebs-Gesellschaft m. b. H. Karlsruhe		Zugeh. Zeichng.			
gez.	22.12.64	Lieber								Ersatz für			
gepr.		Grunert								Ersatz durch			
ges.										Zeichnung Nr.			
Maßstab		Benennung					1:25		Horizontalchnitt durch den Reaktor			7	
Tag		Name											

die mit verbrauchten Subassemblies gefüllten Lagertöpfe die Abschirmung. Die Subassemblies befinden sich in Transportkörben. Die ausgebrannten Subassemblies werden nach ihrer Laufzeit hier so lange gelagert, bis ihre Nachwärmeerzeugung auf ein für den anschließend erforderlichen Transport ausreichend niedriges Niveau abgesunken ist. Genauere Angaben hierüber sind in Abschn.5.6 enthalten.

Die in den Subassemblies erzeugte Nachwärme wird von den Lagertöpfen an den außen daran vorbeiströmenden kalten Kühlmittelstrom abgeleitet, der auch die Wandungen des Reaktorbehälters und die Schilde kühlt. Im Innern der Transportkörbe stellt sich dabei ein Kühlmittelumlauf ein, in den das über den Transportkörben befindliche erwärmte Reaktorkühlmittel mit einbezogen ist.

Während des Betriebes füllt das Kühlmittel den Reaktorbehälter so weit, daß bis zur Innenfläche des Deckels ein Raum von etwa 1,1 m Höhe frei bleibt. Dieser Raum ist mit Argon von geringem Überdruck gefüllt und dient zum Ausgleich der bei Temperaturänderungen auftretenden Volumenänderungen des Kühlmittels und zum Ausgleich etwaiger Abweichungen der Kühlmittelmenge im Primärsystem.

In die Steuerstabantriebe, die Beschickungsmanipulatoren und die sonstigen im bzw. auf dem Abschirmdeckel befindlichen Mechanismen wird ständig eine geringe Menge gereinigten Schutzgases eingeleitet, um das Eindringen von Kühlmitteldämpfen zu vermeiden. Dieses Schutzgas tritt von dort in den Reaktorbehälter über und wird aus diesem wieder zur Schutzgasreinigungsanlage zurückgeführt.

Durch Erhöhung des Schutzgasdruckes im Reaktorbehälter ist es bei der ausgeführten Kühlmittelführung in einfacher Weise möglich, den Kühlmittelspiegel soweit abzusenken, daß die Köpfe



der Subassemblies sichtbar werden. Von dieser Möglichkeit wird während des Brennelementwechsels Gebrauch gemacht (s. Abschn. 5.6). Das Kühlmittel wird dabei in höherliegende freie Räume des Primärsystems verdrängt, der Kühlmittelumlauf im Primärkreis bleibt dabei erhalten. Einzelheiten des Schutzgassystems werden in Abschn. 5.8.5 beschrieben.

#### 5.1.1 Kernstruktur

Einen schematischen Horizontalschnitt durch den Reaktorkern zeigt die Zchg. Nr. 8, die Ausführung der Trag- und Halteteile ist auf der Schnittzeichnung des Reaktors, Zchg. Nr. 6, zu erkennen.

Der Reaktorkern mit einem Durchmesser von 3766 mm wird von insgesamt 397 nebeneinander stehenden Subassemblies von ca. 3,8 m Länge gebildet; jedes Subassembly füllt eine sechseckige Kernzelle mit 180 mm Schlüsselweite. Der gesamte Kernquerschnitt ist in vier konzentrisch zueinander liegenden Zonen aufgeteilt (von innen nach außen mit 1 bis 4 bezeichnet), die beiden inneren sind Spalt-, die beiden äußeren Brutzonen. In den beiden Spaltzonen sind auf drei konzentrischen Kreisen insgesamt 18 Positionen für Absorber-Steuerstäbe verteilt.

Es enthalten:

Zone 1 (innere Spaltzone)	105	Spaltstoffsubassemblies
		mit geringer Anreicherung
		12 Steuerstabsassemblies
	<u>1</u>	Blindsubassembly im Zentrum
insgesamt	118	Positionen
Zone 2 (äußere Spaltzone)	105	Spaltstoffsubassemblies
		mit höherer Anreicherung
	<u>6</u>	Steuerstabsassemblies
insgesamt	111	Positionen





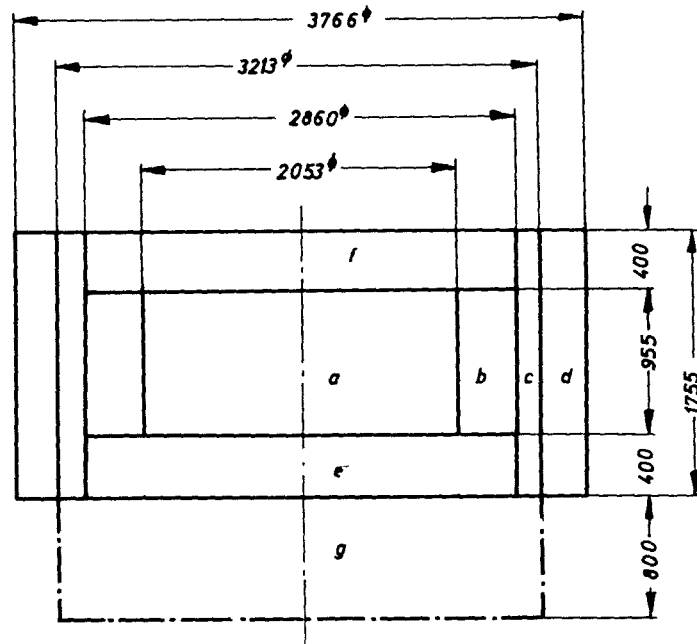
Zone 3 (innere Brutzone) 60 Oxyd-Brutstoffsubassemblies

Zone 4 (äußere Brutzone) 108 Metall-Brutstoffsubassemblies

Abb. 5.1-1 zeigt schematisch einen Längsschnitt durch den Reaktorkern mit der Zonenaufteilung und den wichtigsten Maßen. Unterhalb und oberhalb der beiden Spaltzonen sind je eine axiale Brutzone von 40 cm Dicke angeordnet. Im Bereich der Spaltzonen und der inneren Brutzone ist unten außerdem ein Spaltgasraum vorgesehen.

Die Anordnung des Spaltgasspeichers unter dem Reaktorkern, d. h. auf der Kühlmiteleintrittsseite, hat sich bei einem Vergleich mit einer Anordnung über dem Reaktorkern als vorteilhafter herausgestellt. Wegen der bei dieser Anordnung niedrigeren Temperatur des Gasspeichers konnte dessen Länge bei sonst gleichen Verhältnissen um ca. 250 mm kürzer ausgeführt werden, was sich vorteilhaft auf die Bauhöhe der Subassemblies und damit auf die gesamte Anlage auswirkt. Außerdem ist der Druckabfall des Kühlmittels entsprechend geringer, dies erlaubte wiederum eine dünnere Wandstärke für die Subassemblykästen und damit einen geringeren Stahlanteil im Reaktorkern. Darüber hinaus werden bei unten liegender Anordnung des Spaltgasspeichers die in den Subassemblykästen auftretenden Biegespannungen geringer, vgl. Abschn. 9.2.4. Dies erleichtert merklich die konstruktiven Probleme.

Die verschiedenen Subassemblyarten werden in den Abschn. 5.1.2 bis 5.1.4 näher beschrieben. Alle Subassemblies sind an ihrem unteren Ende mit einem zylinderförmigen Fuß ausgerüstet. Mit diesem sind sie in die Reaktortragplatte eingesetzt. Durch eine unterschiedliche Ausbildung der Subassembly-Füße in den einzelnen Kernzonen ist sichergestellt, daß ein Einsetzen von Kernsubassemblies in falsche Zonen bzw. Positionen nicht möglich ist.



- a* innere Spaltzone (Zone1)
- b* äußere Spaltzone (Zone2)
- c* innere Brutzone (Zone3)
- d* äußere Brutzone (Zone4)
- e* untere axiale Brutzone
- f* obere axiale Brutzone
- g* Spaltgasspeicher

Abb. 5.1 - 1 Zonenaufteilung des Reaktorkernes

In seitlicher Richtung werden die Subassemblies von einem aus austenitischem Stahl bestehenden, am oberen Ende innen entsprechend profilierten, zylinderförmigen Stützzyylinder zusammengehalten. Die Abstützung erfolgt über eine Reihe von Stahl-Abschirm-Subassemblies, die zwischen dem Stützzyylinder und dem Reaktorkern angeordnet sind.

Diese auf Zchg. Nr. 8 mit dargestellte innere Abschirmzone vermindert die Strahlenbelastung des Stützzyinders und erlaubt unter gewissen Bedingungen eine nachträgliche Änderung des Reaktorkerndurchmessers. Außerdem gleichen die Stahl-Subassemblies die bei einer Änderung der Kühlmitteltemperatur in radialer Richtung auftretenden Differenz-Wärmeausdehnungen zwischen den Kern-Subassemblies und dem Stützzyylinder elastisch aus. Sie werden ebenfalls vom Kühlmittel durchströmt und in ihren federnden Teilen auf einer verhältnismäßig niedrigen Temperatur gehalten.

Die im Reaktorkern auftretenden Spannungen und Verformungen werden in Abschn. 9.2 im einzelnen beschrieben.

Für die bei aufwärts gerichteter Kühlmittelströmung erforderliche Niederhaltung der Subassemblies wurden verschiedene Lösungen untersucht [9]. Für den vorliegenden Entwurf wurde das hydraulische Druckausgleichssystem in der Tragplatte mit einer Halteplatte über dem Kern als zusätzliche Sicherheitsmaßnahme ausgewählt. Dieses System erfüllt alle gestellten Forderungen und erlaubt bei einer Weiterentwicklung sich entweder auf den hydraulischen Druckausgleich allein zu beschränken oder auch zu einer rein mechanischen Niederhaltung von oben überzugehen.

Der hydraulische Druckausgleich erfordert eine als Kühlmittelintrittskammer ausgebildete Tragplatte und darunter eine auf Kühlmittelaustrittsdruck stehende Druckausgleichskammer. Die Tragplatte wird von zwei 50 mm dicken, im Abstand von 700 mm

zueinander angeordneten ebenen Platten aus austenitischem Stahl gebildet, die durch eingeschweißte Rohrstützen miteinander verbunden sind. Die Rohrstützen sind zwischen den Platten mit unterschiedlich großen Eintrittsöffnungen für das Kühlmittel versehen und nehmen gleichzeitig die Füße der Subassemblies auf. Die Größe der Kühlmittelöffnungen ist so bemessen, daß sich im Reaktorkern eine der radialen Spaltratenverteilung entsprechende Strömungsverteilung ergibt; genauere Angaben hierüber sind in den Abschn. 6.2 bzw. 7.2 enthalten.

Zur Erhöhung der Festigkeit und zur Verringerung der Durchbiegung ist die untere Platte durch aufgeschweißte Rippen versteift. Außerdem sind beide Platten durch einen mit Kühlmittelintrittsöffnungen versehenen äußeren Mantel miteinander verbunden, dessen unteres Ende in dem auf dem Boden des Reaktorbehälters aufgeschweißten Führungskragen eingreift. Der Spalt zwischen beiden Teilen ist mit einer selbstspannenden Stahl-Lippendichtung abgedichtet. Dadurch bildet der vom Führungskragen und Mantel der Tragplatte umschlossene Raum die geforderte Druckausgleichskammer unter der Tragplatte. Der Druckausgleich mit dem Raum über dem Reaktorkern erfolgt durch Kanäle in den Abschirmsubassemblies.

Die Halteplatte über dem Reaktorkern wird von drei Hubsäulen getragen und in ihrer untersten, d. h. der Betriebsstellung mit drei Armen in entsprechenden Einschnitten des Kern-Stützmantels geführt. Sie verhindert das Herausspülen einzelner Subassemblies aus dem Reaktorkern beim Versagen des hydraulischen Druckausgleiches, z. B. infolge des Bruches eines Subassembly-Fußes; außerdem führt die Halteplatte die Antriebsstangen der Steuerstäbe. Während des Betriebes ist zwischen den Subassembly-Köpfen und der Halteplatte ein Spiel von ca. 6 mm zum Ausgleich evtl. Fertigungstoleranzen der Subassemblies und auftretender Ausdehnungsunterschiede vorhanden.

Die Halteplatte ist auf der Oberseite durch radiale Rippen versteift und mit Löchern für den Durchtritt des Kühlmittels versehen. Sie besteht, ebenso wie die übrigen Halteteile des Reaktorkernes, aus austenitischem Stahl.

An der Halteplatte sind außerdem die Thermoelemente zur Messung der Kernaustrittstemperaturen befestigt. Die zugehörigen Meßleitungen werden in den Hubsäulen nach außen geführt.

#### 5.1.2 Brennstoff-Subassembly

Das Brennstoff-Subassembly besteht aus einem, in einem Mantelrohr mit sechseckigem Querschnitt angeordneten Bündel von 331 Brennstoffstäben. Es ist auf Zchg. Nr. 9 dargestellt. Das Mantelrohr wird am unteren Ende durch einen zylindrischen Fuß, am oberen Ende durch ein nach den Erfordernissen der Beschickungseinrichtung gestaltetes Kopfstück abgeschlossen.

Der aus einem Gemisch von  $\text{PuO}_2$  und  $\text{UO}_2$  bestehende Spaltstoff wird zusammen mit dem  $\text{UO}_2$ -Brutstoff der beiden axialen Brutzonen und einem Spaltgasraum von den Hüllrohren der Brennstoffstäbe gasdicht umschlossen. Der Aufbau der Brennstoffstäbe und die Anordnung von Spaltstoff-, Brutstoff- und Spaltgasraum ist aus Zchg. Nr. 9 zu ersehen. Das Hüllrohr hat einen Außendurchmesser von 6,7 mm, eine Wandstärke von 0,35 mm und eine Länge von 2246 mm; es besteht aus dem warmfesten Werkstoff Incoloy 800. Der Durchmesser wurde aufgrund von Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen (s. Abschn. 10.1.2), die Länge des Spaltgasraumes und die Wandstärke nach den bis jetzt vorliegenden Ergebnissen der ausgeführten Festigkeitsanalysen und Berechnungen (s. Abschn. 9.1) und der Werkstoff nach den derzeitigen Materialkenntnissen festgelegt. Es ist vorgesehen, diese Auslegung nach Vorliegen weiterer Ergebnisse aus den auf diesen Gebieten z. Zt. laufenden Versuchs- und Entwicklungsarbeiten zu überprüfen und gegebenenfalls zu korrigieren.

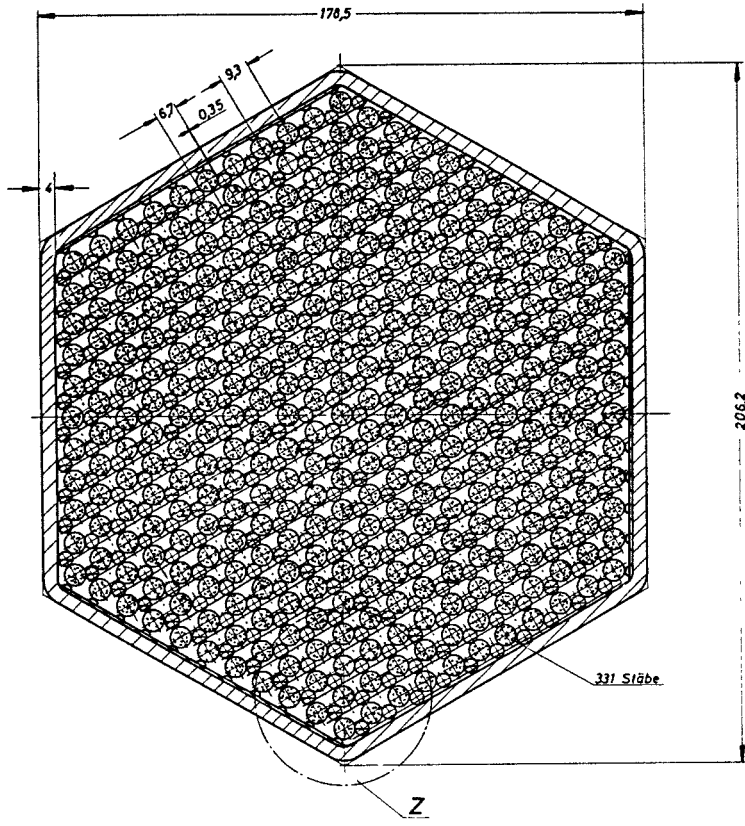


Auch die auf der Zeichnung dargestellte Ausführung der Endstopfen und die Anordnung der End-Pellets des Brennstoffstabes stellt lediglich einen ersten Vorschlag dar; der endgültige Aufbau des Brennstoffstabes wird sich auch hier aus dem entsprechenden Entwicklungsprogramm ergeben.

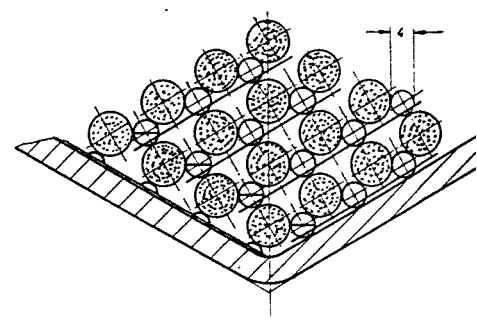
Bei dem dargestellten Brennstoffstab ruht die Spalt- und Brutstoffsäule auf einem porösen Stützpellet, welches sich wiederum über einen Stahl-Stützring auf eine Flanke der in das Hüllrohr eingewalzten Einschnürung abstützt. Ein ähnliches Deckpellet bildet den oberen Abschluß. Um eine Auflockerung der Brennstoffsäule der neuen Brennstoffstäbe durch Erschütterungen während des Transportes oder der Handhabung zu vermeiden, ist zwischen diesem Deckpellet und dem oberen Endstopfen eine unter Druck stehende Schraubenfeder angeordnet. Die beiden Endstopfen wurden im wesentlichen nach den Erfordernissen der beabsichtigten fernbedienten Wiederherstellung der Brennstoffstäbe gestaltet.

Die einzelnen Brennstoffstäbe werden im Bündel durch zwischen den Stäben angeordnete Abstandshalter zentriert. Um hierfür die günstigste Lösung zu finden, wurden verschiedene Typen untersucht. Für den vorliegenden Entwurf der Brennstoff-Subassemblies wurde das Ringstützgitter gewählt, da für dieses bei dem hier vorhandenen Kühlmittelanteil nur verhältnismäßig geringe Materialmengen benötigt werden und gleichzeitig ein niedriger Druckabfall und eine gute Abstützung der Stäbe erzielt werden können. Auch ist bei diesem System ein sicherer Zusammenbau der Subassemblies und das erwünschte leichte Zusammensetzen der Bündel durch einfaches An- bzw. Aufeinanderlegen der Brennstoffstäbe möglich, da die ebenen Abstandshalter-Teilsysteme leicht zwischen die einzelnen Lagen der Brennstoffstäbe eingelegt werden können und die Querelastizität der Bündel in weiten Grenzen den Montagebedingungen angepaßt werden kann. Die gewählten Abstandshalter können bei Bedarf außerdem so ausgebildet werden,

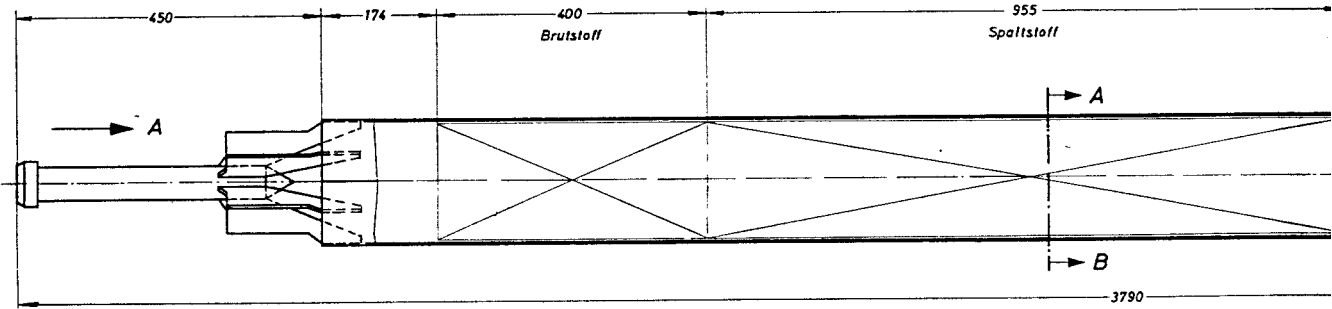
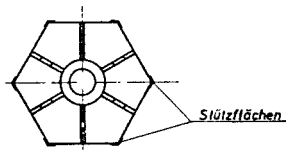
Schnitt A-B  
M 1:1



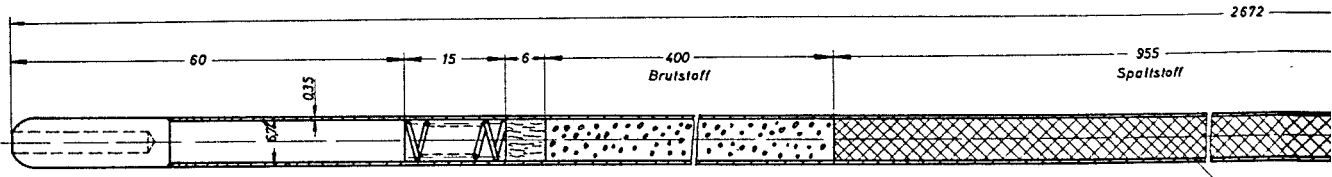
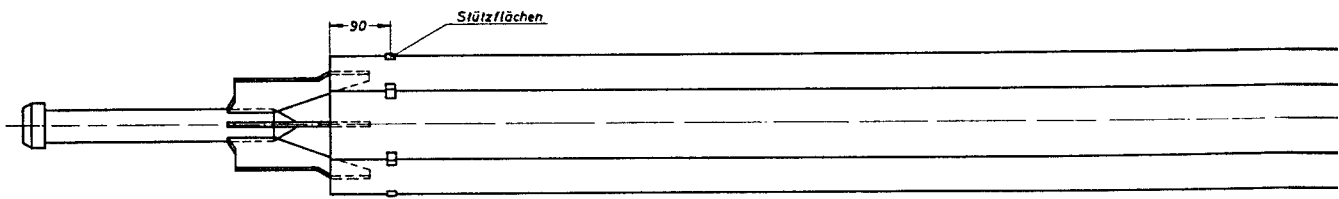
Einzelheit Z  
M 2:1



Ansicht A  
M 1:5



M 1:5



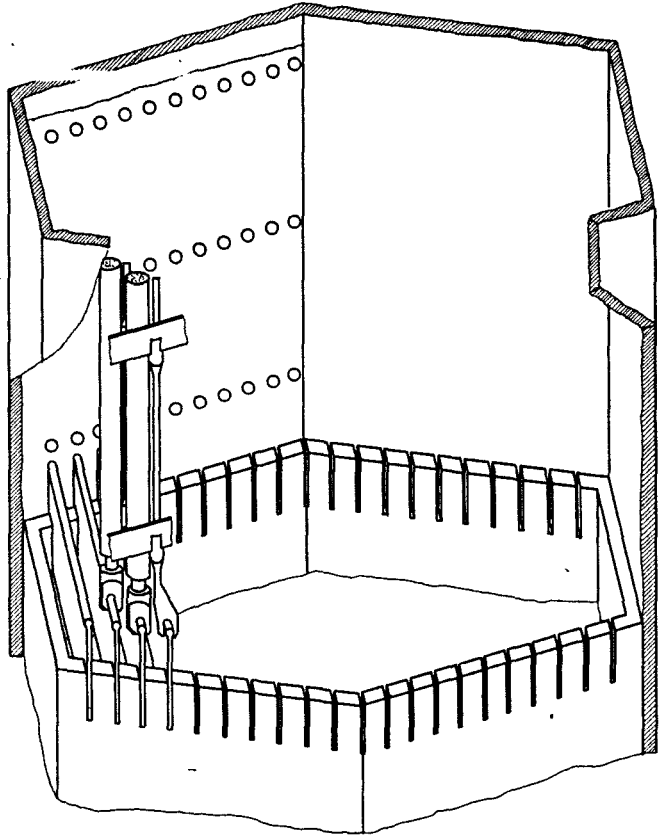
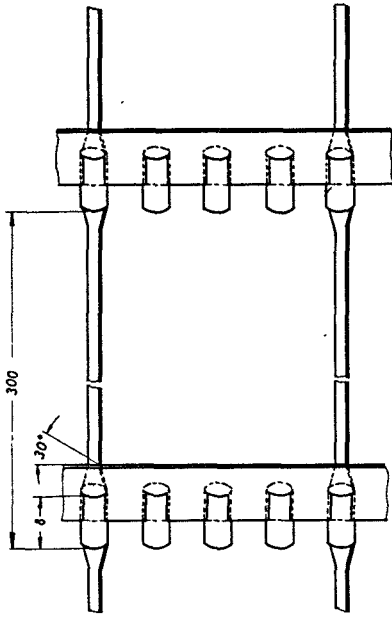
M 2:1

Br

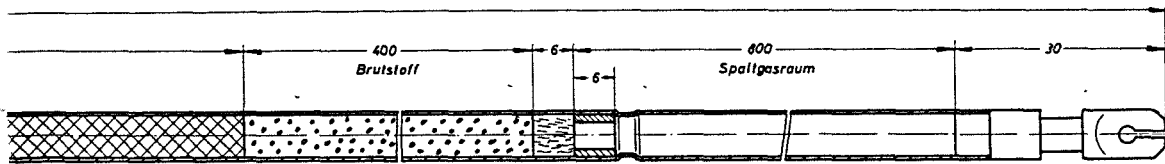
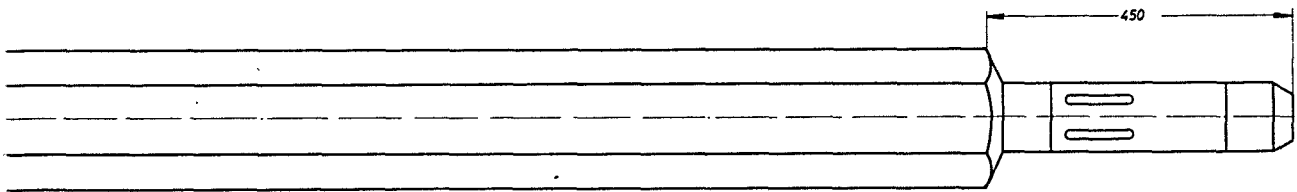
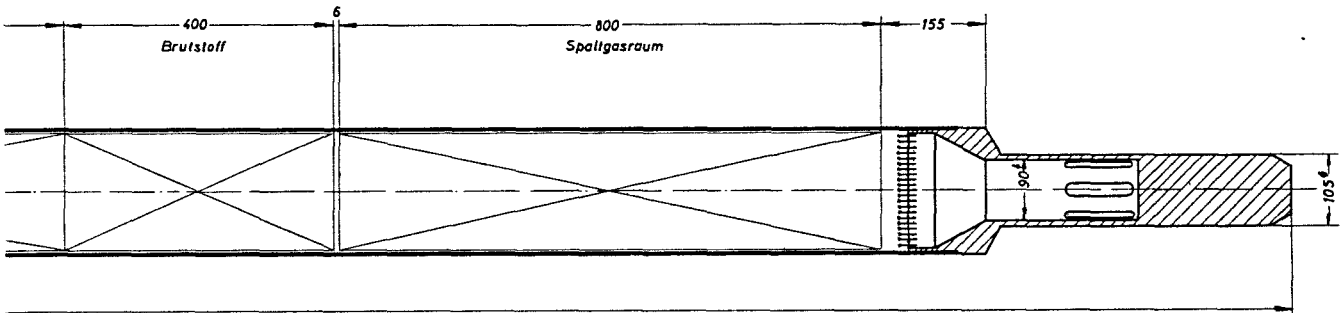
Die hier gezeigte Abbildung ist ein Modell, das mit Hilfe der  
 Photographie und der Schichtenmethode hergestellt wurde.  
 Die Abbildung zeigt die äußere Form des Modells, das  
 nach dem Verfahren der Schichtenmethode hergestellt wurde.  
 Die Abbildung zeigt die äußere Form des Modells, das  
 nach dem Verfahren der Schichtenmethode hergestellt wurde.  
 Die Abbildung zeigt die äußere Form des Modells, das  
 nach dem Verfahren der Schichtenmethode hergestellt wurde.


Palmer & Arnold

Abstandshalter  
M 2:1



'lächen.



M 1:5 0 100 200 300 400 500 mm

Brennstoffstab

M 1:1 0 20 40 60 80 100 mm

M 2:1 0 10 20 30 40 50 mm

1000 MWe Schneller Brüter Na 1

Teil	Stück	Bezeichnung	Werkstoff	Abmessung		Zeichnungs Nr. Norm		Bemerkung
				läng	Ø	läng	Ø	
			Fruchtbarisatz	2,81	1,82	1,82	1,82	1,82
19	Tag	Name	Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung mb.H.		Zust. Zeichn.		
gez.	22.12.64	Edler		1500 Karlsruhe Postfach 947		Ersatz für		
sign.		Edler				Ersatz durch		
sign.						Zeichnungs Nr.		9
Material		Bezeichnung	1:5, 1:1, 2:1		Brennstoffsubassembly			

Änderung

H  
G  
F  
E  
D  
C  
B  
A

daß eine gute Durchmischung des Kühlmittels bzw. eine schraubenförmige Durchströmung des Subassembly erreicht wird.

Die Anordnung und der Aufbau dieser Ringstützgitter sind auf der Zchg. Nr. 9 in mehreren Darstellungen zu erkennen. Zu jedem Abstandshalter gehören eine Vielzahl in einer Ebene und in mehreren Reihen übereinander angeordneter, achsparallel nebeneinanderliegender kurzer Rohrabschnitte von 4 mm äußerem Durchmesser. Die einzelnen Rohrabschnitte einer Reihe sind fest mit durchlaufenden Querleisten, die einzelnen Reihen in axialer Richtung fest mit einer Anzahl durchlaufender Längsanker verbunden, so daß ein leiterartiger Aufbau entsteht.

Die erforderliche Länge und Wandstärke der Rohrabschnitte wird z. Zt. im Rahmen eines Versuchsprogrammes ermittelt. Dabei werden insbesondere die in einer Stabschichtung auftretenden Toleranzprobleme und die für ein störungsfreies axiales Einschieben des Bündels in das Mantelrohr und eine sichere Abstützung der Brennstoffstäbe erforderliche Elastizität untersucht.

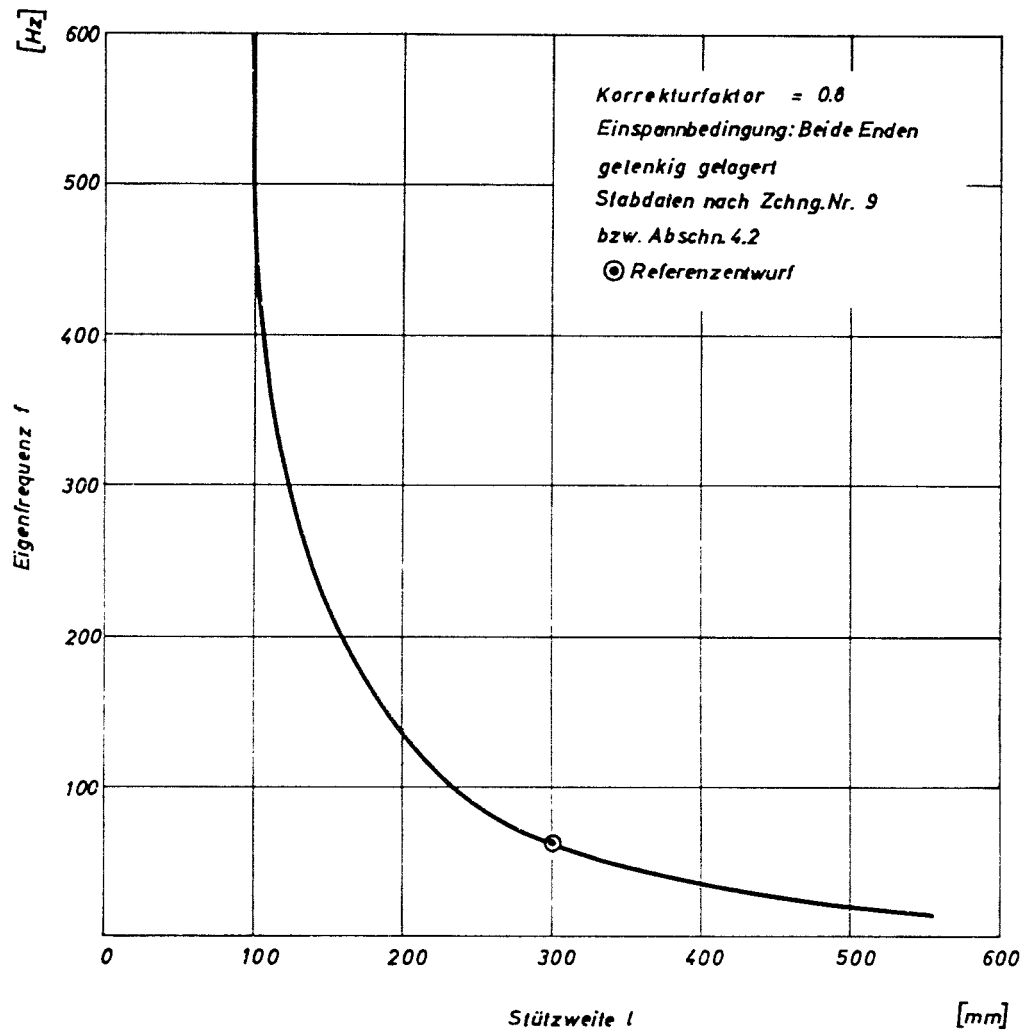
Zwischen der äußersten Brennstoffstabreihe und der Wand des Mantelrohres können, wie aus dem gezeichneten Querschnitt zu erkennen ist, auf drei Seiten des Bündels nicht die normalen Abstandshalter verwendet werden. Hier werden stattdessen dünne gelochte Blechstreifen eingeschoben, in die in den Höhen der Abstandshalterebenen nach innen vorstehende Buckel eingedrückt sind, an denen die Brennstoffstäbe anliegen. Diese Blechstreifen sind an einem Ende mit dem Mantelrohr verschweißt.

Alle Teile der Abstandshalter und das sechseckige Mantelrohr bestehen, ebenso wie die Hüllrohre der Brennstoffstäbe, aus dem Werkstoff Incoloy 800.

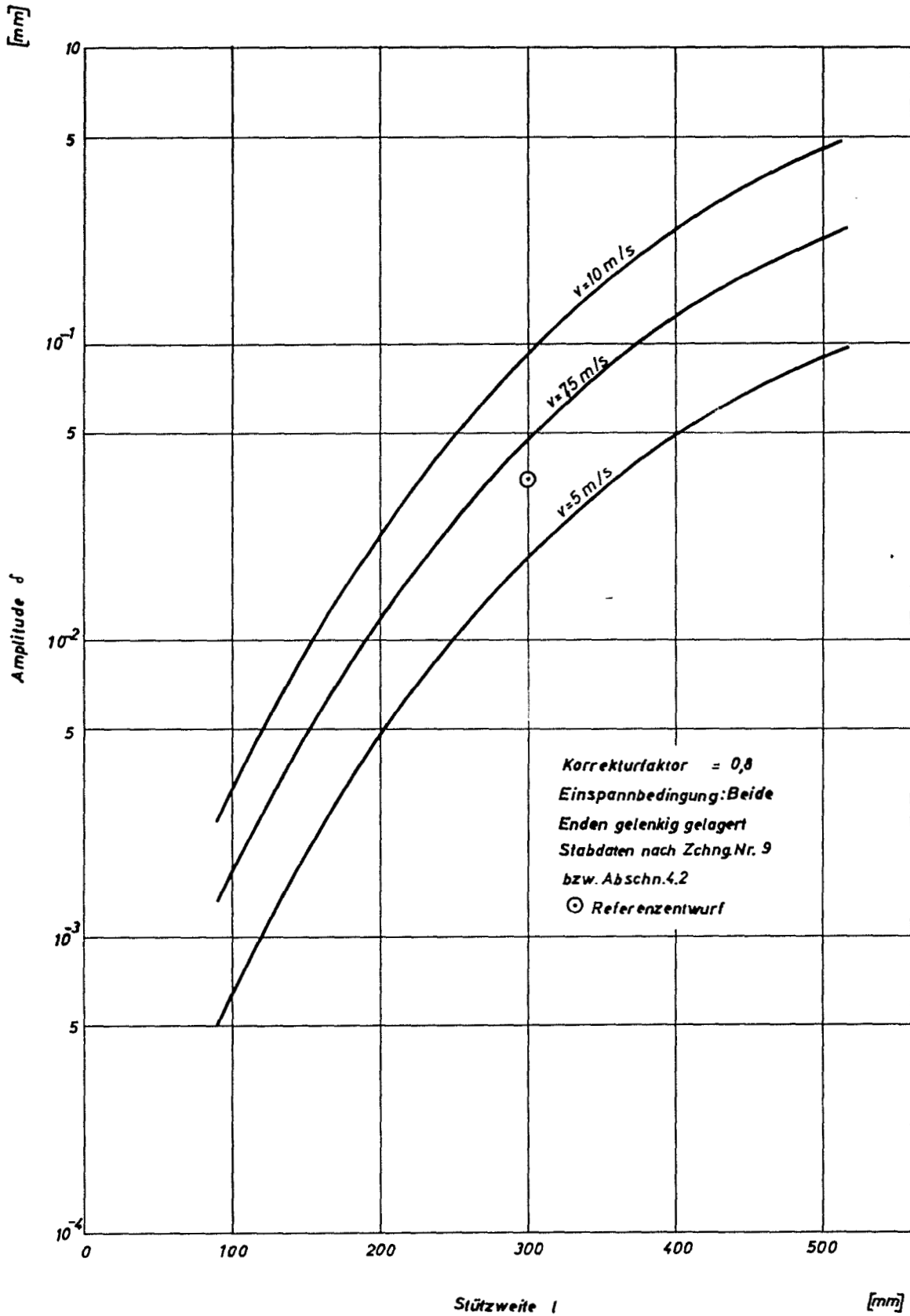
In axialer Richtung werden die Brennstoffstäbe und die Abstandshalter auf der Kühlmittel-Eintrittsseite durch ein im Mantelrohr angeordnetes Stützgitter festgelegt. Dieses Stützgitter wird von dem oberen Abschnitt des Subassembly-Fußes gebildet, in den 21 an der oberen Kante verstärkte Querleisten eingesetzt sind. Die unteren Endstopfen der Brennstoffstäbe und die unteren Enden der Längsanker der Abstandshalter sind entsprechend dem Profil der Querleisten geschlitzt und auf diese aufgeschoben. Als Werkstoff ist für die Teile des Stützgitters, den zylindrischen Fuß und auch die Teile des Kopfstückes des Subassembly ein austenitischer Stahl vorgesehen.

Der zylindrische Subassembly-Fuß ist entsprechend den in Abschn. 5.1.1 erläuterten Bedingungen für den hydraulischen Druckausgleich gestaltet. Das Kopfstück besteht aus sechs radialen Stegblechen und dem mit einem pilzförmigen Kopf versehenen zentralen Schaft zum Fassen und Transportieren des gesamten Subassembly. Kopfstück und Fuß sind mit dem Mantelrohr verschweißt.

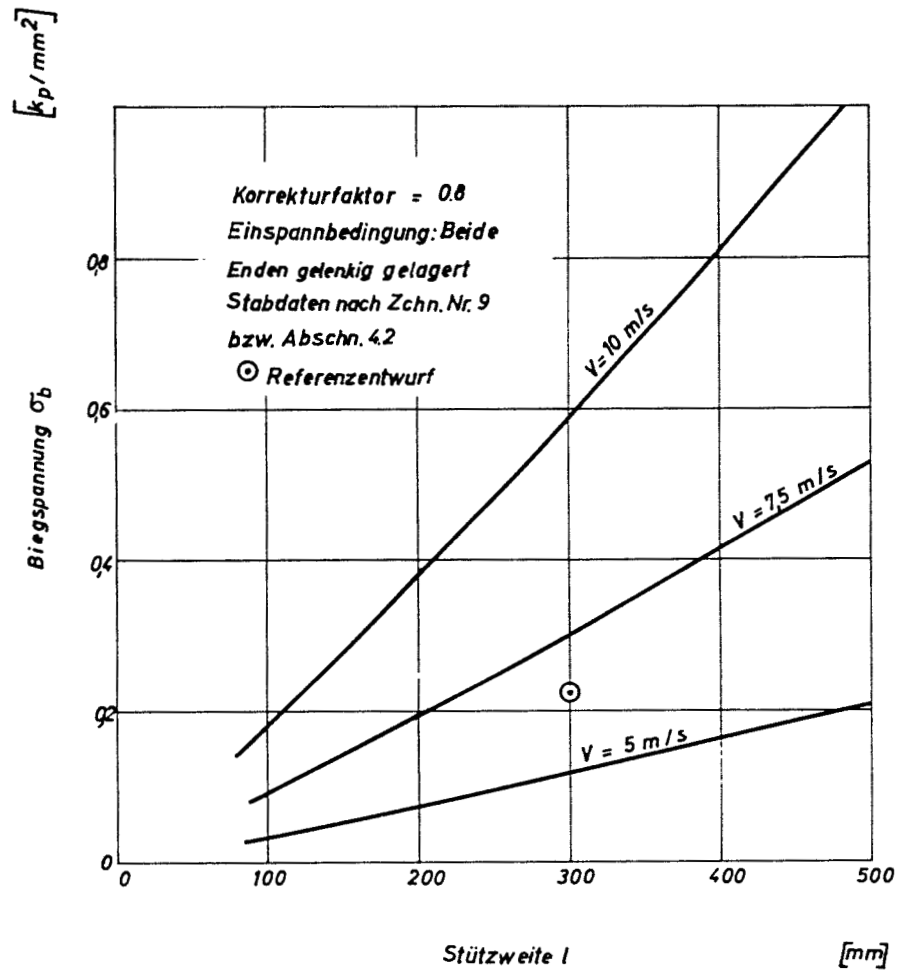
Der Einfluß der Stützweite der Abstandshalter auf die durch die Kühlmittelströmung angeregten Brennstoffstabschwingungen und die dadurch verursachten Spannungen in den Hüllrohren wurde nach der von Burgreen angegebenen Beziehung [1] berechnet. Abb. 5.1-2 zeigt die Eigenfrequenz der Stäbe als Funktion der Stützweite, Abb. 5.1-3 die max. Amplitude als Funktion der Stützweite für verschiedene Kühlmittelgeschwindigkeiten und Abb. 5.1-4 die durch die Schwingungen in den Hüllrohren verursachte max. Biegespannung als Funktion der Stützweite, ebenfalls für verschiedene Kühlmittelgeschwindigkeiten. Für die vorgesehene Stützweite von 300 mm ergibt sich eine Eigenfrequenz von 68 Hz. Die max. Ausbiegung beträgt bei einer Kühlmittelgeschwindigkeit von 6,6 m/sec ca. 0,035 mm und die daraus resultierende Wechselbiegespannung ca.  $0,225 \text{ kp/mm}^2$ . Diese



5.1 - 2 Eigenfrequenz des Brennstoffstabes als Funktion der Stützweite



5.1 - 3 max. Amplitude der Brennstoffstäbe als Funktion der Stützweite



5.1 - 4 max. Biegespannung in den Hüllrohren als Funktion der Stützweite



Spannung ist sehr gering, so daß die Stützweite im wesentlichen durch die Größe der Amplitude bestimmt wird.

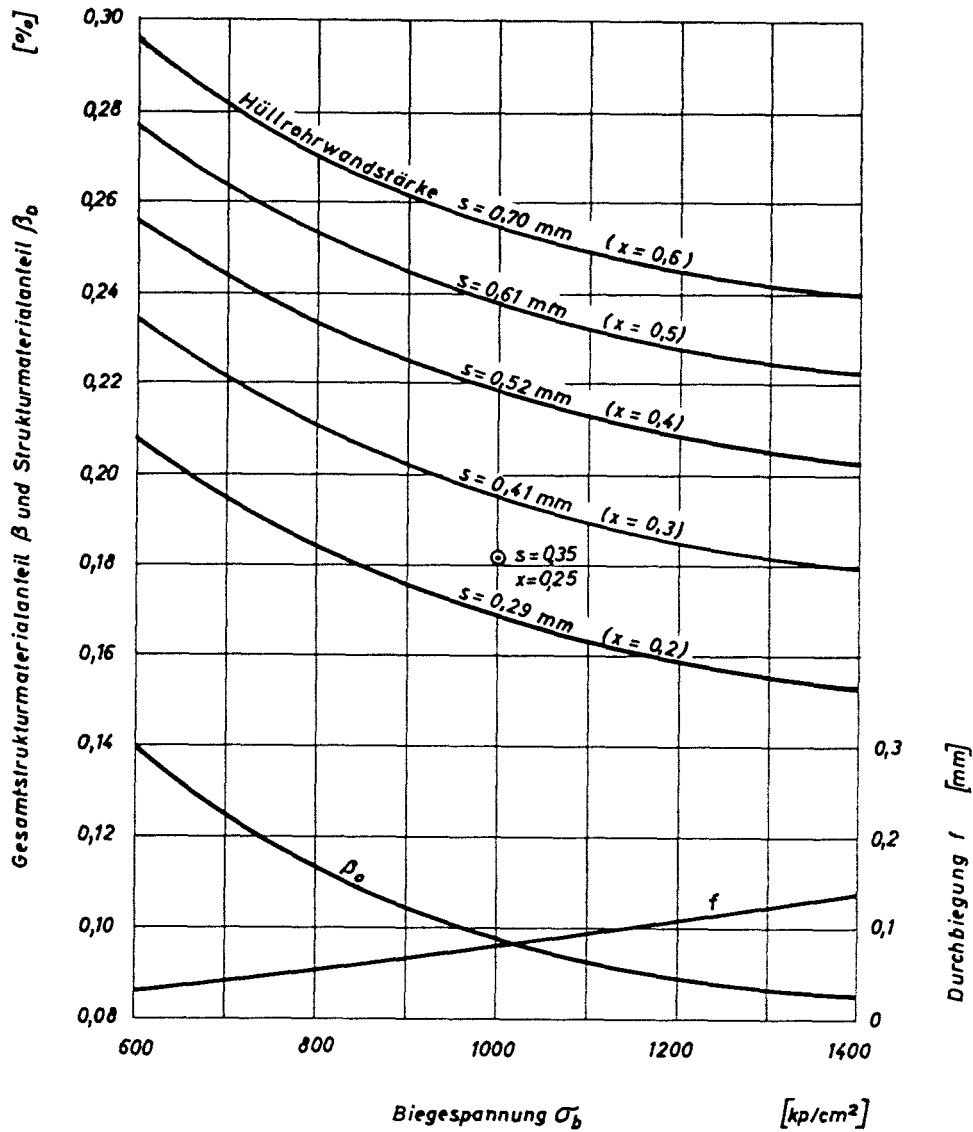
Die Wandstärke des sechseckigen Mantelrohres wurde so festgelegt, daß die elastische Ausbiegung der ebenen Wände unter dem Einfluß des Kühlmitteldruckes 0,1 mm nicht wesentlich überschreitet. Es ergab sich eine Dicke von 4 mm. Die äußere Schlüsselweite des Mantelrohres folgt aus der Schlüsselweite der sechseckigen Kernzelle von 180 mm und dem zwischen den benachbarten Subassemblies freien Spalt von 1,5 mm zu 178,5 mm.

Der Spalt zwischen den Subassemblies erleichtert den Brennstoffwechsel, nimmt die unvermeidlichen Fertigungstoleranzen auf und erlaubt eine ungehinderte Ausdehnung der einzelnen Mantelrohre.

Zur seitlichen Abstützung der Subassemblies sind in der Nähe des oberen Endes der Mantelrohre außen 0,75 mm starke Vorsprünge aufgebracht (s. auch Abschn. 9.2.2.2).

Für die mit einem Brennstoff-Subassembly besetzte Kernzelle des vorliegenden Entwurfes wurde die prozentuale Volumenzusammensetzung für verschieden hohe Biegespannungen im Mantelrohr und für unterschiedliche Wanddicken der Brennstoff-Hüllrohre berechnet. Das Ergebnis ist auf Abb. 5.1-5 dargestellt. Diese Abb. zeigt außerdem die mit wachsender Biegespannung größer werdende Ausbiegung der ebenen Wände. Es ist zu beachten, daß die aufgetragene Biegespannung lediglich vom Kühlmittel-Innendruck hervorgerufen wird und die durch die im Kernverband behinderte Ausbiegung hervorgerufene, in Längsrichtung wirkende Biegespannung (s. Abschn. 9.2.4) bei dieser Betrachtung vorläufig vernachlässigt wurde

Zur Berechnung dieser Werte wurde ein Rechenprogramm [2] verwendet, welches die durch eine Änderung der Wandstärke des



Stableistung  $\chi = 460 \text{ W/cm}$

Länge des Kanals  $l_{\text{ges}} = 274 \text{ cm}$

E-Modul  $E = 1,8 \cdot 10^6 \text{ kp/cm}^2$

⊙ Referenzentwurf

5.1 - 5 Gesamtstrukturmaterialanteil  $\beta$  und Strukturmaterialanteil  $\beta_0$  einer Brennstoffzelle, sowie elastische Durchbiegung des Mantelrohres als Funktion der vom Innendruck verursachten Biegespannung

Mantelrohres eintretende Änderung der Kühlmittelgeschwindigkeit und damit des Druckabfalles berücksichtigt.

Das Programm enthält außerdem alle erforderlichen Stoffwerte des Kühlmittels und der für die Bauteile infrage kommenden Werkstoffe sowie die Geometrieverhältnisse des hier verwendeten Ringstützgitters, des Spiraldraht-Abstandshalters und eines weiteren, als Perlenschnur-Abstandshalter bezeichneten Systems. Es ist beabsichtigt, dieses Rechenprogramm später mit den z. Zt. in Vorbereitung befindlichen Programmen zur Berechnung der Beanspruchung der Brennstoff-Hüllrohre und der in den Mantelrohren durch die behinderte Ausbiegung verursachten Biegespannungen zu kombinieren.

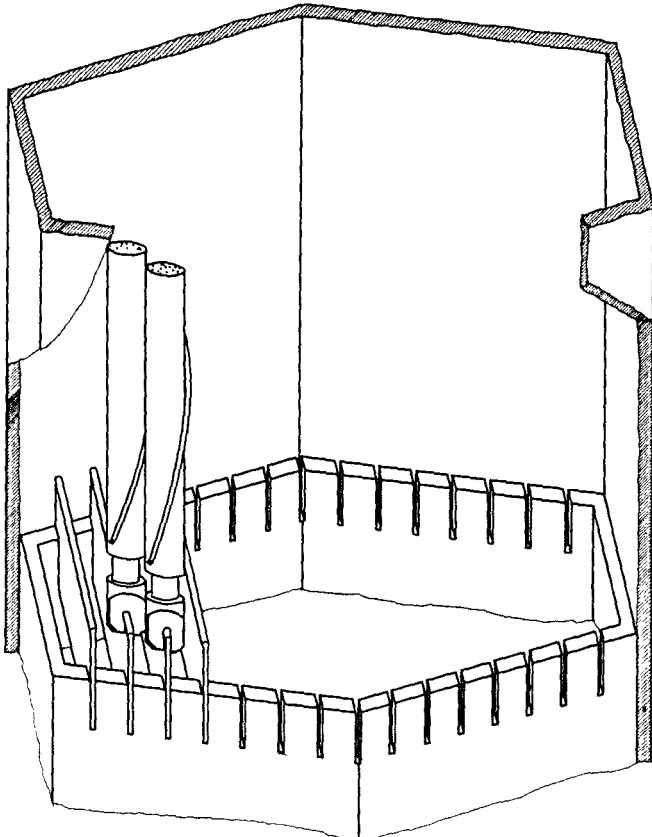
### 5.1.3 Brutstoff-Subassembly

Auf der Zchg. Nr. 10 ist das Brutstoff-Subassembly dargestellt. Es ist ähnlich aufgebaut wie das unter 5.1.2 beschriebene Brennstoff-Subassembly. Das Mantelrohr und das Kopfstück haben die gleichen Abmessungen, der Fuß unterscheidet sich etwas, um ein Einsetzen in falsche Kernpositionen zu vermeiden. Auch für die einzelnen Bauteile wird der gleiche Werkstoff verwendet wie beim Brennstoff-Subassembly.

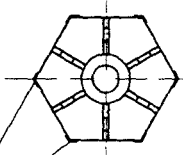
Das Stabbündel besteht hier aus 169 mit Brutstoff gefüllten Stäben von 11,3 mm Außendurchmesser, die Hüllrohre haben eine Wandstärke von 0,6 mm.

Als Abstandshalter werden um die Brutstoffstäbe gewendelte Drähte verwendet. Diese Wendeldrähte ergeben einen relativ hohen Stahlanteil und einen recht hohen Druckabfall. Bei dem hier vorhandenen geringen Kühlmittelanteil bleibt der Stahlanteil jedoch noch verhältnismäßig klein, und der größere Druckabfall ist nicht nachteilig, da der Kühlmittelstrom in jedem Falle zusätzlich gedrosselt werden muß.

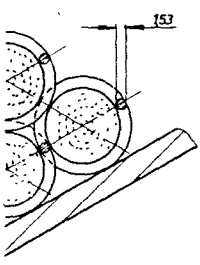




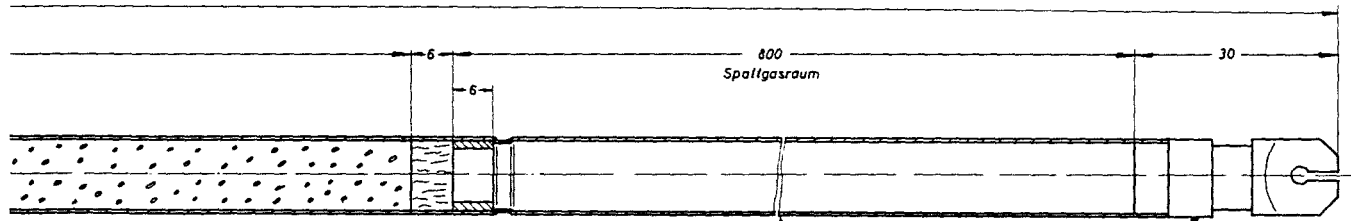
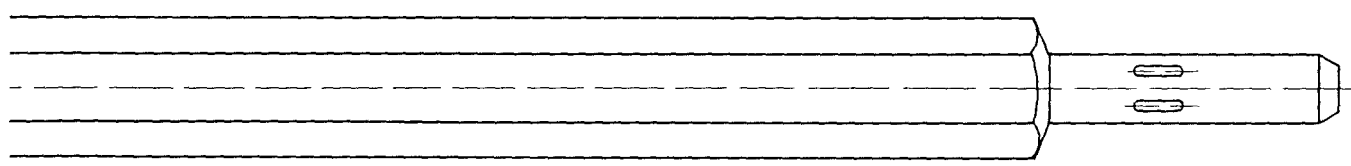
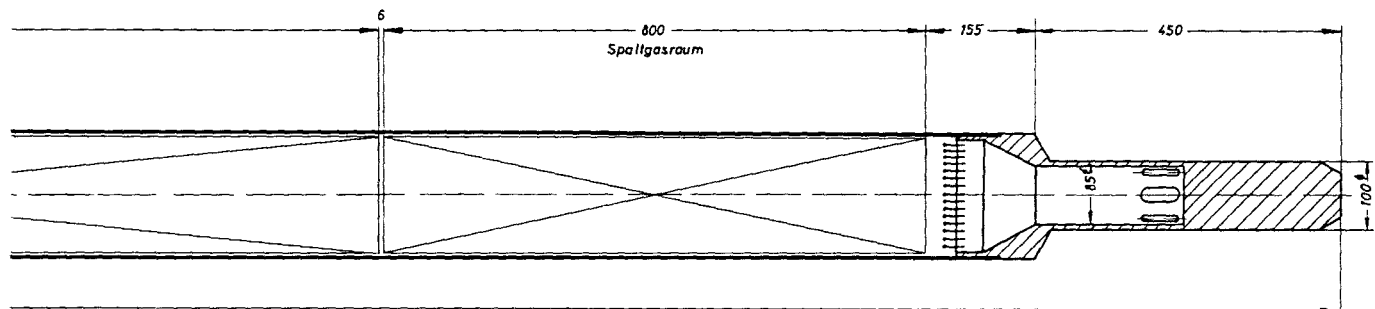
Ansicht A  
M 1:5



Stützflächen



153



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

Brutstoffstab

1000 MWe Schneller Brüter No 1

Teil	Stück	Bezeichnung	Werkstoff	Abmessung		Zuweisung Nr. Norm				Bemerkung	
				mm	mm	mm	mm	mm	mm		
19	1	Brutstoffstab	St 50	155	6	1000	10	10	10	10	10
Zusatz				Geeigneter für Kartofelrohung				Zusatz Zeichung			
Ersatz				1500 Karlsruher				Ersatz für			
Ersatz				Pawfack 947				Ersatz durch			
Maßstab		Benennung		Zuweisung Nr.							
1:5		1.1, 2.1		Brutstoffsubassembly				10			

Änderung

Bei dem gezeichneten Brutstoff-Subassembly wird der Uran-Brutstoff in Oxyd-Form verwendet. Diese Ausführung ist für die innere Brutzone vorgesehen, in der noch nennenswerte Wärmemengen erzeugt werden. Aus diesen Gründen sind die Brutstoffstäbe hier ebenfalls mit einem Spaltgasraum ausgerüstet.

Für die Brutstoff-Subassemblies der äußeren Brutzone wird Uran-Metall als Brutstoff verwendet; der Spaltgasraum entfällt.

#### 5.1.4 Steuerstab-Subassembly (s. Zchnng. Nr. 11)

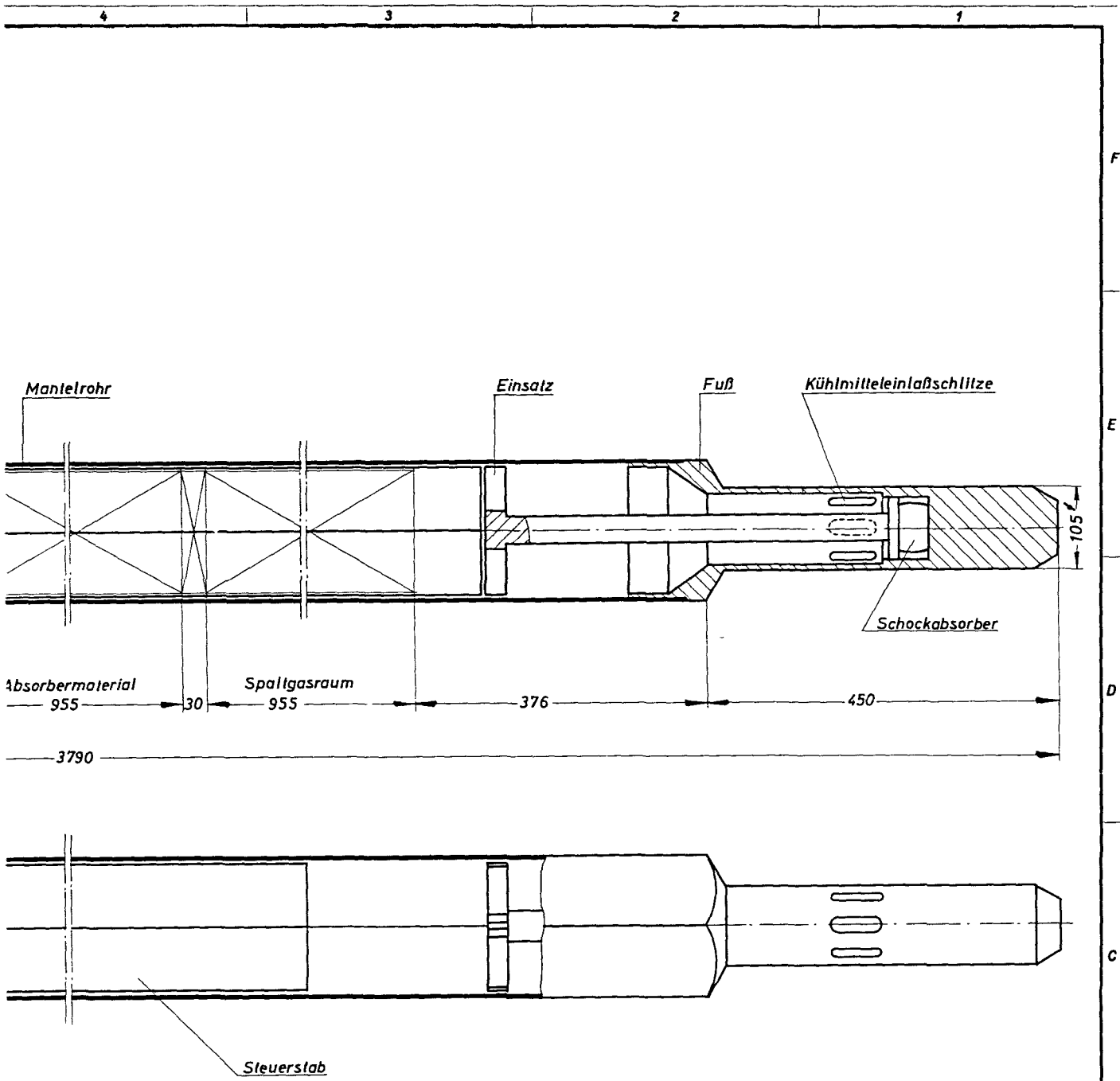
Das Steuerstab-Subassembly besteht aus einem in axialer Richtung beweglichen Teil - dem eigentlichen Steuerstab - und dem festen Teil, dem sechseckigen Führungsrohr mit Fuß. Das Führungsrohr hat die gleichen Abmessungen und ist aus dem gleichen Material wie das Mantelrohr des Brennstoff-Subassembly. Das Steuerstab-Subassembly kann also in jede Position eines Brennstoff-Subassembly eingesetzt werden. Der Fuß ist auch hier mit Drosselschlitzen versehen, um die Kühlmittelmenge, die im Fuß eintritt, einzustellen. Die Größe der Kühlmittel-einlaßöffnungen wird im Versuch ermittelt. Der Druckausgleich zur Verhinderung des Auftriebes für das Führungsrohr ist ebenfalls wie bei dem Brennstoff-Subassembly gelöst.

Der Steuerstab besteht aus einer Anzahl Einzelstäben, die in einem sechseckigen Mantelrohr zusammengefaßt sind. Der innere Flächenabstand (Schlüsselweite) des Führungsrohres ist größer als der äußere Flächenabstand des Mantelrohres, so daß ein Verklemmen bei geringer Deformation des Steuerstabes im Führungsrohr verhindert wird. Die Absorberstäbe sind in der oberen Hälfte mit Absorbermaterial gefüllt, während die untere Stabhälfte als Gassammelraum für das erzeugte Helium dient. Die Füllhöhe des Absorbermaterials ist gleich der Corehöhe und nimmt im eingefahrenen Zustand des Steuerstabes die Coreposition ein. Die gleiche Höhe hat der Gassammelraum.

Der Kopf des Steuerstabes ist so ausgeführt, daß, sobald der Greifer der Brennstoff-Subassembly-Beladeeinrichtung den Steuerstab greift und anhebt, zwei gegenüberliegende Klinken den Steuerstab mit seinem Führungsrohr verbinden und damit das Steuerstab-Subassembly als Ganzes bewegt. Die Klinkeneinrichtung wird durch das Gewicht des Steuerstabes betätigt und kann durch eine Federkraft im Greifer unterstützt werden. Die Klinkeneinrichtung wird mit sehr großem Lagerspiel ausgeführt, so daß ein







Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung			Zeichngs Nr. Norm	Bemerkung	
		mm	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽		bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100			über 100 bis 300
Oberflächenzeichen		0,05	0,1	0,2	0,4	0,8	Freimaßtoleranz	±0,1	±0,2	±0,3	±0,5	±0,8	±1,2
Rauhtiefe max in µm		1000	40	10	4	1,6		±0,1	±0,2	±0,3	±0,5	±0,8	±1,2
19	Tag	Name					Werkstoff	Kernreaktor Ba- u. Betriebs-Gesellschaft m. b. H. Karlsruhe			Zugeh. Zeichng.		
gez.	9.2.65	<i>über</i>									Ersatz für		
gepr.		<i>Freier</i>									Ersetzt durch		
ges.											Zeichnungs Nr.		
Maßstab		Benennung											
1:5		Steuerstab - Subassembly								11			
Tag		Name											

Versagen, hervorgerufen durch ein Verklemmen, sehr unwahrscheinlich ist. Sollte es aber trotzdem eintreten, so kann durch eine relativ einfache Zusatzeinrichtung das Führungsrohr nachträglich gezogen werden. Die Kupplung der Antriebsstange für den Steuerstab ist so ausgeführt, daß sie zwangsläufig die Klinkeinrichtung in ausgeklinkte Stellung bringt. Dies geschieht durch Hinunterdrücken des Kopfes für den Greifer der Beladeeinrichtung. Solange die Kupplung der Antriebsstange geschlossen bleibt, ist auch die Klinkeinrichtung verriegelt. Öffnen der Kupplung und Entkuppeln kann nur in unterster Position des Steuerstabes geschehen.

Das Gewicht des Steuerstabes im Kühlmittel ist beträchtlich größer als der Auftrieb durch den Kühlmittelstrom. Im abgekuppelten Zustand steht der Steuerstab auf einem Einsatz, der sich im Fuß des Führungsrohres abstützt. Unter diesem Einsatz befindet sich ein Schockabsorber. Dieser Schockabsorber dient für den Fall, daß beim Schnellabschalten ohne Kühlmittel die Kupplung des Steuerstabes bricht und der Steuerstab im Führungsrohr abgebremst werden muß. Nach solch einem Ereignis muß der Schockabsorber ausgewechselt werden.

Die Steuerstäbe können bei gleichen äußeren Abmessungen sowohl als Trimm-, wie auch als Regel- und Sicherheitsstäbe verwendet werden. Sie unterscheiden sich nur durch die Menge des Absorbermaterials.

### 5.1.5 Behälter mit Einbauten

Der zylindrische Reaktorbehälter hat einen äußeren Durchmesser von 7,9 m und eine Höhe von 16,9 m. Er wird aus 30 mm dicken Blechen aus dem Werkstoff X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10 hergestellt und auf der Baustelle aus vorgearbeiteten Teilen zusammengeschweißt. Für den Ein- und Austritt des Kühlmittels sind im oberen verstärkten Teil des Behälters zwei um  $120^\circ$  versetzte Kühlmittelstützen von 2,2 m innerem Durchmesser angeordnet. In der gleichen Höhe sind außen 9 Pratten für 27 Traganker und, etwas tiefer, 4 Sporne zur radialen Führung des Behälters angeschweißt.

Die Berechnung erfolgte für einen Druck von  $6 \text{ kp/cm}^2$  und eine Temperatur von  $480^\circ\text{C}$ .

Zur Dämpfung der in der Behälterwand bei Änderungen der Kühlmitteltemperatur auftretenden Wärmespannungen sind die vom Kühlmittel benetzten Zonen der Behälterwand mit mehreren Lagen von Schockblechen abgedeckt.

Am oberen Ende ist der Behälter stufenförmig auf einen größeren Durchmesser erweitert und mit einem eingelegten, ebenen schweren Abschirmdeckel verschlossen (s. Zchg. Nr. 6). Die Abdichtung erfolgt über eine von oben leicht zugängliche Schweißdichtung. Eine weitere Schweißdichtung trennt den unteren während des Betriebes mit Stickstoff gefüllten Außenraum vom luftefüllten Bedienungsraum oberhalb des Abschirmdeckels.

Den Ausgleich der Ausdehnungsdifferenzen der Behälterwand zwischen dem durch die Behälteraufhängung unveränderlich festgelegten Auflageniveau und dem Niveau des auf der Betondecke aufgelegten Abschirmdeckels übernimmt ein in die zylindrische Behälterwand eingeschweißter großer Wellrohrkompensator.

In die Behälterwand ist oberhalb der Kühlmittelstützen außerdem ein geschmiedeter Verstärkungsring mit einer inneren Zentrierung eingeschweißt. In diese ist ein großer Tragzylinder eingesetzt, der die gesamte Kernstruktur, die Aufnahmetöpfe für die Subassembly-Transportbehälter und einen Teil der Abschirmung trägt. Dieser Tragzylinder ist, ebenso wie die übrigen Einbauteile und die inneren Schilde, aus dem Werkstoff X 8 Cr Ni Nb 16 13 evtl. 10 Cr Mo Ni Nb 9 10 gefertigt. Er ist 30 mm dick und wird, da er während des Betriebes auf Außendruck beansprucht ist, durch außen aufgesetzte ringförmige Rippen versteift. Die Berechnung erfolgte nach dem AD-Merkblatt B 6.

In ähnlicher Weise wie der Stützzylinder ist die kleinere, etwa zylinderförmige Kühlmittelleitwand im Behälter gelagert. Die genaue Form dieser Leitwand wurde dem verfügbaren Raum optimal angepaßt.

Auf dem Boden des Behälters ist der für die Zentrierung des Reaktorkerns erforderliche Führungskragen aufgeschweißt.

Die innere Abschirmung des Behälters wurde so ausgelegt, daß die max. Strahlungsbelastung der Behälterwand bei einer Betriebszeit von 30 Jahren mit einem Lastfaktor von 0,8 kleiner als  $2 \times 10^{19}$  ist. Hierbei wurden alle Neutronen mit einer Energie größer als 0,1 MeV berücksichtigt. Diese Strahlungsbelastung ist für den gewählten ferritischen Werkstoff zulässig, so daß eine Sprödbruchgefahr ausgeschlossen werden kann.

Zur Erhöhung der Sicherheit gegen die Gefahr eines Kühlmittelverlustes ist der untere Behälterteil in einem gewissen Abstand von einem zweiten Auffangbehälter umgeben. Dieser Auffangbehälter trägt außen die Wärmeisolierung.

### 5.1.6 Oberer Abschirmdeckel

Der obere Abschirmdeckel des Reaktors hat einen Außendurchmesser von 8,6 m, eine Dicke von ca. 3 m und ein Gewicht von ca. 550 Mp. Er wird aus einem geschweißten, durch innere Versteifungen verstärkten Stahlgehäuse gebildet, das mit der erforderlichen Abschirmsubstanz gefüllt ist. Folgende Schichten sind vorgesehen:

Kohlenstoffsteine  
Schwerbeton  
Borgraphit  
Stahl

An der Unterseite ist der Deckel mit mehreren Lagen Stahlblechen zur Wärmeisolierung abgedeckt. Zur Abfuhr der dem Deckel aus dem Primärraum durch Wärmeleitung zugeführten und der in der Abschirmung durch die Strahlungsabsorption freigesetzten Wärme ist ein von Stickstoff durchströmtes Kühlrohrsystem vorgesehen.

Den Deckel durchdringen 18 Bohrungen für die Antriebsstangen der Steuerstäbe, 3 Bohrungen für die Hubsäulen der Halteplatte, 3 Durchlässe für die Beschickungsmanipulatoren und 3 Doppeldurchlässe für das Ein- und Ausbringen der Subassemblies. Außerdem ist eine zentrische, mit einem Abschirmstopfen versehene Öffnung zum Einbringen eines Teleskopes bzw. einer Fernsehkamera mit der dazugehörigen Beleuchtungseinrichtung vorhanden.

Die Durchlässe für die Beschickungsmanipulatoren und das Ein- und Ausbringen der Subassemblies sind mit neuartigen Abschirmverschlüssen ausgerüstet. Bei diesen wird vermieden, daß beim Öffnen oder Schließen irgendwelche Teile in den Raum über dem Abschirmdeckel ausgefahren werden müssen. Dies hat den Vorteil, daß die Transportflaschen für die abgebrannten Subassemblies und die Beschickungsmanipulatoren ohne Behinderung durch Strahlung über den Durchlässen stationiert und von dort auch wieder entfernt werden können.

Diese Abschirmverschlüsse bestehen im Prinzip aus zwei nebeneinanderliegenden, abgesetzten Abschirmstopfen, von denen der eine zentrisch zu dem gewünschten Durchlaß angeordnet ist. Beim Öffnen wird der benachbarte Stopfen mit Hilfe einer besonderen Hubvorrichtung in den Schutzgasraum des Reaktorbehälters abgesenkt und in den auf diese Weise gewonnenen freien Raum im Abschirmdeckel der andere Stopfen seitlich eingeschoben, so daß der gewünschte Durchlaß entsteht.

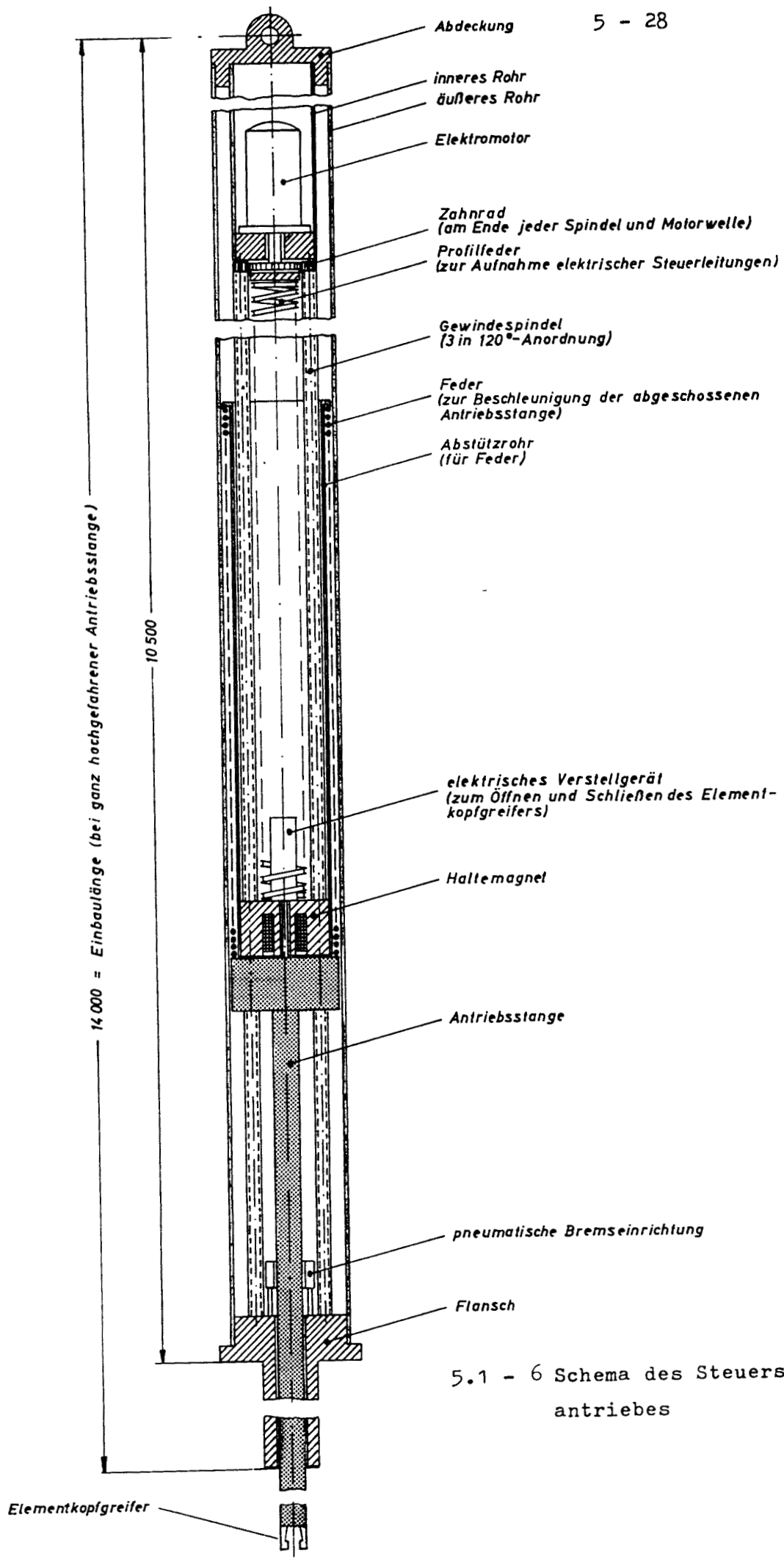
### 5.1.7 Steuerstabantriebe

#### 5.1.7.1 Allgemeines

Abschalt- und Trimmstäbe werden mit demselben Antrieb (T-A-Antrieb) ausgerüstet. Die Regelstäbe werden eine geringfügig geänderte Ausführung des T-A-Antriebes erhalten. Zur Beschleunigung des abfallenden Teiles ist eine Feder vorgesehen. Reicht die Beschleunigung durch die Feder nicht aus, wird ein schnellabschaltender Stab verwendet. Genügt bereits die Erdanziehung zur Abschaltung des Reaktors, kann auf die Feder verzichtet werden. Die endgültige Auswahl wird einer späteren Entscheidung noch vorbehalten. Da Trimm- und Abschaltstäbe gleich aufgebaut sind, können beide aus jeder eingestellten Höhe abgeschossen werden. Aus Sicherheitsgründen werden Abschalt- und Trimmstäbe an einem Haltemagneten angehängt (keine mechanische Befestigung). Die Bremsung wird pneumatisch durchgeführt. Eindringen von Natrium in den Antrieb wird durch Abstreifer und Schutzgasüberdruck im Antrieb, der eine Schutzgasströmung in den Reaktorraum zur Folge hat, verhindert.

#### 5.1.7.2 Beschreibung der Arbeitsweise

Der Antrieb besteht im wesentlichen aus drei drehbar gelagerten, über Zahnräder gekoppelten und von einem langsam laufenden Synchronmotor angetriebenen Kugelspindeln, die einen Elektromagneten auf- bzw. abbewegen (Abb. 5.1-6).



5.1 - 6 Schema des Steuerstab-antriebes

In eingeschaltetem Zustand hält der Elektromagnet an seinen Polflächen die Antriebsstange. Kommt der Abschaltbefehl, so wird der Elektromagnet entregt und die Antriebsstange fällt durch eine Feder beschleunigt nach unten. Die Abbremsung der Antriebsstange erfolgt durch pneumatische Bremsglieder auf den letzten 20 cm der Fallbewegung.

Ein Wiederankoppeln der Antriebsstange an den Haltemagneten erfolgt dadurch, daß der Haltemagnet mit Hilfe der Spindeln der abgefallenen Antriebsstange bis in die unterste Stellung nachgefahren wird. Dabei wird die Beschleunigungsfeder wieder zusammengedrückt. Nach Einschalten des Haltemagneten kann die Antriebsstange wieder hochgefahren werden.

Dieses Hochfahren kann maximal soweit erfolgen, daß der Subassembly-Kopfgreifer bis über die Unterkante der hochgezogenen Halteplatte gelangt.

Die Antriebsstange ist im wesentlichen aus zwei ineinander geschobenen Rohren aufgebaut, die durch Verschieben zueinander den Subassembly-Kopfgreifer öffnen bzw. schließen. Das Verschieben der beiden Rohre und somit das Betätigen des Greifers erfolgt mit Hilfe des auf dem Elektromagneten montierten Verstellgerätes (Elektromotor).

Eine zwischen den Spindeln über dem Haltemagneten angeordnete Profildfeder dient zur Aufnahme von Leitungen für Rückmeldungen, Steuerung und Stromversorgung.

Der gesamte Antrieb befindet sich in einem Rohr, in dem sich Schutzgas (unter einem geringen Überdruck gegenüber dem Schutzgas über dem Na unter dem Reaktordeckel) befindet.

Der beschriebene Antrieb läßt sich auch als Regelstabantrieb verwenden. Jedoch benötigt man dann keine Beschleunigungsfeder und keinen Elektromagneten. Die Antriebsstange wird hier direkt mit den Spindeln bewegt. Ebenso fällt die pneumatische Bremseinheit weg.



## 5.2 Primärkühlkreis

Der Primärkühlkreis hat die Aufgabe, die vom Kühlmittel im Reaktorkern aufgenommene Wärme an die Sekundärkühlkreise zu übertragen. Zur Erfüllung dieser Aufgabe sind zusätzlich ein Primärnatrium-Reinigungs- und Ablaßsystem (s. Abschn. 5.8.2 und Zchg. Nr. 20) und ein Primär-Schutzgassystem (s. Abschn. 5.8.5 und Zchg.Nr.23) erforderlich.

Das Primärkühlsystem kann in Pool- oder Loop-Bauweise ausgeführt werden. Nach Abwägen der Vor- und Nachteile dieser beiden Baumöglichkeiten zeigt es sich, daß die Loop-Bauart für den vorliegenden Reaktor besser geeignet ist [6]. Gewählt wurde deshalb für den Primärkühlkreis die Loop-Bauweise; den schematischen Aufbau zeigt Zchg. Nr. 12.

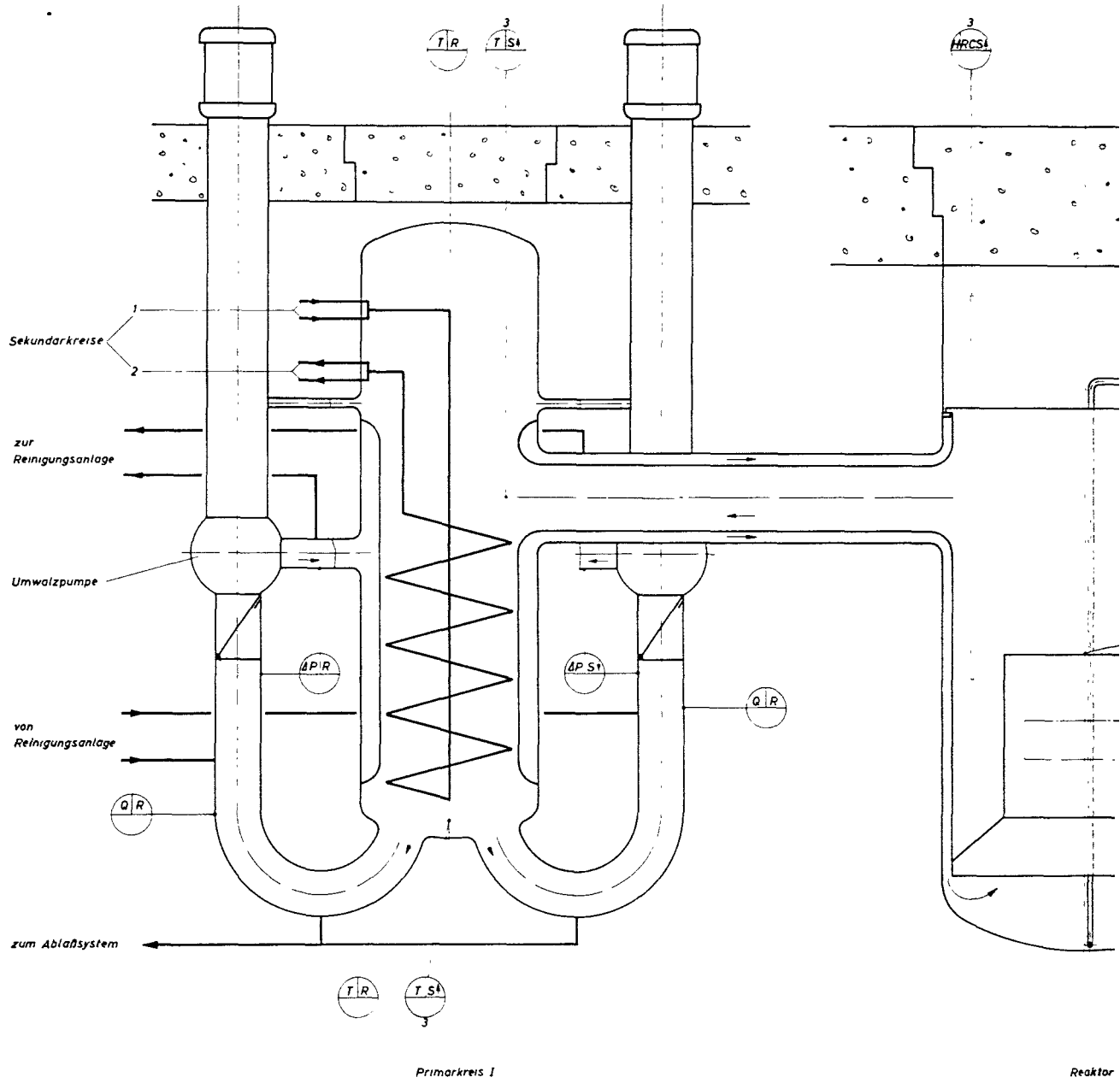
### 5.2.1 Anordnung und Schaltung

Es sind 2 gleichartige Primärkühlkreise, die durch den Reaktor miteinander verbunden sind, vorhanden. Zu jedem Primärkühlkreis gehören 1 Zwischenwärmetauscher und 2 Primärnatriumpumpen.

Der konstruktive Aufbau der Primärkühlkreise ist auf den Zchgn. Nr. 3 und 5 dargestellt.

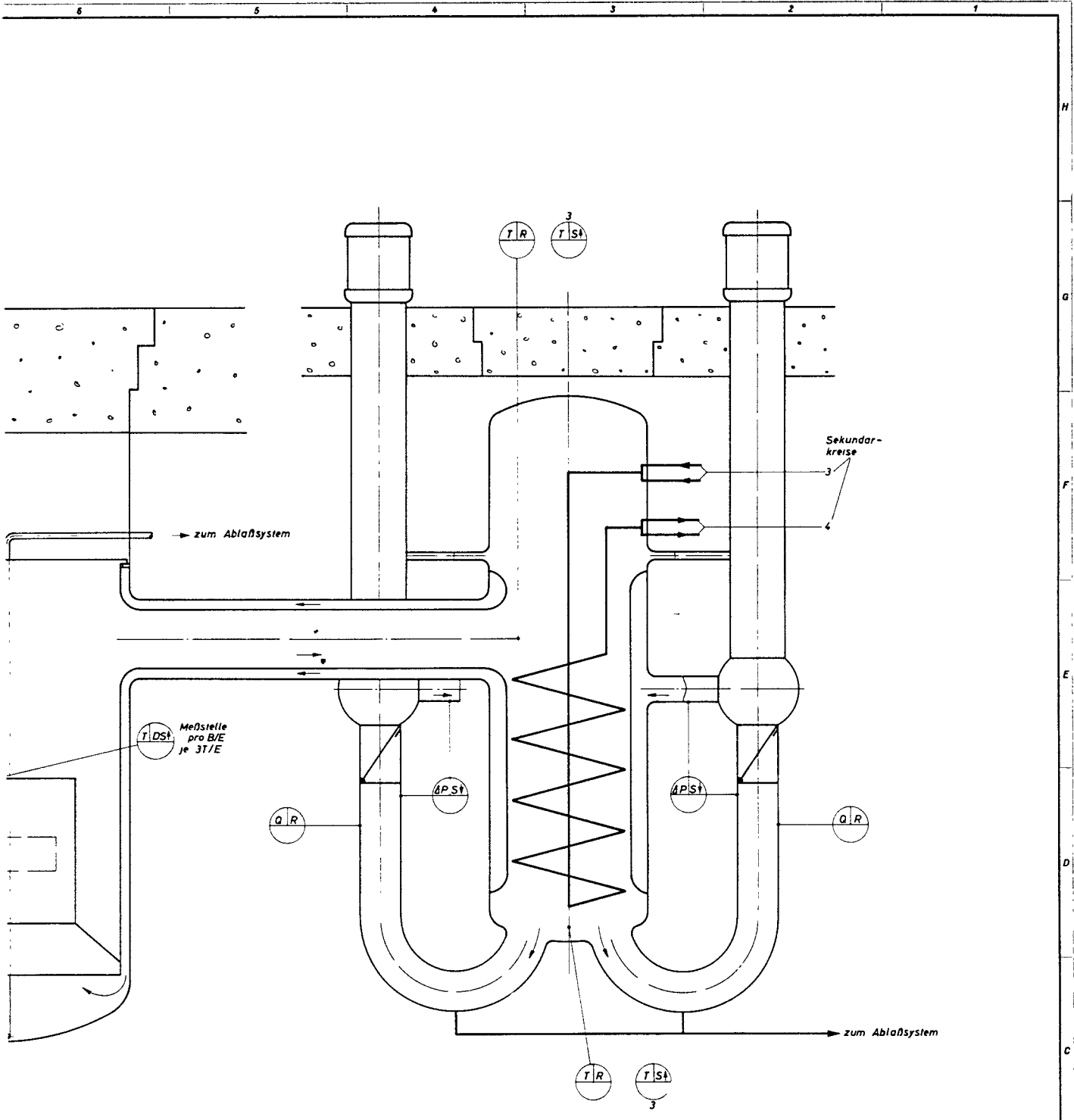
Die Zwischenwärmetauscher sind mit dem Reaktor durch starre koaxiale Rohrleitungen verbunden. Die in diesen Rohrleitungen und in den Behältern auftretenden Wärmedehnungen verschieben die Zwischenwärmetauscher und Pumpen. Reaktor und Zwischenwärmetauscher sind in der Ebene der Rohrleitungen an Tragankern aufgehängt, die Achse des Reaktorbehälters ist darüber hinaus durch 4 Spornführungen festgehalten. Durch dieses Auflagersystem wird erreicht, daß nur horizontale Verschiebungen der Wärmetauscher und Pumpen auftreten.

Die Umwälzpumpen sind durch ihre starren Primärnatriumleitungen und durch jeweils 2 Ausgleichsleitungen an den Wärmeaustauschern verankert. Da Zwischenwärmetauscherwand, Primärnatriumpumpe



Die oben gezeichnete Anlage ist ein schematisches Bild der Anlage zur Reinigung von Abfallmaterialien. Die Anlage besteht aus einem Reaktor, einer Umwälzpumpe, einem Wärmeaustauscher, einer Reinigungsanlage und einem Abfallsystem. Die Anlage ist in zwei Kreisläufe unterteilt: den Primärkreis I und den Sekundärkreis. Die Anlage ist mit verschiedenen Sensoren und Messgeräten ausgestattet, die zur Überwachung des Betriebs notwendig sind.

Publ. 1. Abm. 1971



ktor

Primärkreis II

1000 MWe Schneller Brüter Na 1

Teil	Stück	Benennung				Werkstoff	Abmessung		Zeichng. Nr. Norm				Bemerkung
		mm	mm	mm	mm		mm	mm	mm	mm	mm	mm	
Druckbehälter	1	1000	40	10	14	FRANKE	± 0,1	± 0,2	± 0,1	± 0,1	± 0,1	± 0,1	
1964	Tag	Name				Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung				Zugl. Zeich.		
geg.	21.12.	Name					7500 Karlsruhe				Erstellt für		
geg.		Name					Postfach 947				Erstellt durch		
geg.		Name									Zulassung Nr.		
<b>Schema des Primärsystems</b>												<b>12</b>	

Änderung	Tag	Name
----------	-----	------

und die Verbindungsleitungen zwischen ihnen immer die gleiche Temperatur haben, treten keine Wärmedehnungsdifferenzen auf.

Die Auflagerkräfte, die die Pumpen auf die Zwischenwärmeaustauscher übertragen, werden dadurch klein gehalten, daß zwar die Natriumpumpen von den Zwischenwärmeaustauschern getragen werden, aber die schweren Pumpenmotoren unverschiebbar auf dem Reaktorflur aufgestellt sind. Der Antrieb der Pumpe vom Pumpenmotor erfolgt über Spezialkupplungen.

Zur Überwachung der Wärmedehnungen im Primärkühlkreis sind Lagemelder vorhanden, die bei Überschreitung der eingestellten Grenzwerte einen Alarm auslösen.

Das Kühlmittel fließt, nachdem es im Reaktorkern erwärmt wurde, durch die inneren Rohre der Koaxialleitungen in die Zwischenwärmeaustauscher. Dort wird es auf die Reaktor-Eintrittstemperatur abgekühlt und gelangt durch die Pumpensaugleitungen in die Primärnatriumpumpen. Die 4 Primärnatriumpumpen arbeiten parallel und fördern das Natrium in die äußeren Ringräume der Zwischenwärmeaustauscher. Diese Ringräume sind durch die äußeren Ringräume der Koaxialleitungen mit dem Reaktoreintritt verbunden. Der in den Koaxialrohren entstehende Verlust durch Wärmeaustausch ist vernachlässigbar klein.

Durch diese Anordnung wird erreicht, daß alle äußeren Behälterwände die gleiche Temperatur, nämlich die des zum Kern zurückfließenden, abgekühlten Kühlmittels annehmen. Diese Temperatur beträgt im Normalbetrieb  $430^{\circ}$  C. Alle Rohrleitungen und Behälter sind für die jeweilige Betriebstemperatur und für einen inneren Überdruck von 6 atü ausgelegt. Wegen der relativ niedrigen Temperaturen ist es eventuell möglich, alle Behälter aus ferritischem Material herzustellen.

Der gesamte Primärkühlkreis einschließlich Reaktor wird von einer Kühlmittelauffangschale umschlossen. Ein Abstand zwischen Behälterwand und Auffangschale ermöglicht es dem Leckkühlmittel zum tiefsten Punkt der Auffangschale zu fließen. Dort wird es durch Leckfühler festgestellt und kann durch eine Rohrleitung zum Natriumreinigungssystem ablaufen.

Die Wärmeisolation des Primärsystems liegt auf der Kühlmittelauffangschale. Unter der Isolation ist ein elektrisches Vorheizsystem verlegt, das die Behälter vor der Erstfüllung auf die Temperatur des einzufüllenden Natriums vorheizt. Es dient außerdem dazu, diese Temperatur bis zur Inbetriebnahme des Reaktors oder bei längeren Abschaltperioden aufrechtzuerhalten.

Im Reaktor und im Zwischenwärmetauscher fließt das Kühlmittel in der Richtung der natürlichen Konvektion. Außerdem besteht zwischen dem Reaktorkern und den Heizflächen der Zwischenwärmetauscher eine Höhendifferenz, so daß der Natriumkreislauf auch nach Ausfall der Pumpenantriebsenergie in der normalen Umlaufrichtung weiterfließt. Dieser Naturumlauf reicht aus, die Nachwärme bei abgeschaltetem Reaktor ohne Überhitzung des Reaktorkernes an die Sekundärkreisläufe abzuführen.

Im vorliegenden Entwurf arbeiten 2 Zwischenwärmetauscher parallel. Die Zahl wurde deshalb so klein gewählt, weil die Störanfälligkeit der Zwischenwärmetauscher voraussichtlich kleiner sein wird als die anderer Komponenten. Das um so mehr, weil geringe Undichtigkeiten zwischen Primär- und Sekundärkreislauf die Funktion der Zwischenwärmetauscher nicht beeinträchtigt. Da der Primärnatriumdruck im Zwischenwärmetauscher kleiner als der Sekundärnatriumdruck ist, kann kein aktives Primärnatrium in die Sekundärkreisläufe übertreten. Das bei Undichtigkeiten im Zwischenwärmetauscher aus dem Sekundärkreis in den Primärkreis übertretende Natrium wird aus dem Primärkreis über die Natriumreinigungsanlage abgelassen. Wird ein Zwischenwärmetauscher dennoch funktionsunfähig, z. B. durch einen Schaden im Sekundärsystem oder durch starke Undichtig-

keit, so kann der andere die Nachwärme abführen. Die kleine Zahl der Zwischenwärmetauscher ermöglicht eine besonders raumsparende Anordnung des Primärsystems.

4 Primärnatriumpumpen sind vorgesehen, weil ihre Störanfälligkeit größer als die der Zwischenwärmetauscher ist. Eine Pumpe kann z. B. durch Zerstörung eines Lagers plötzlich ausfallen. In diesem Fall sinkt der Natriumdurchsatz durch den Reaktorkern schnell ab und die Kühlmittel-Austrittstemperatur steigt an. Dieser Temperaturanstieg wird durch die große Zahl der Pumpen in den zulässigen Grenzen gehalten. Bei Ausfall einer Pumpe muß verhindert werden, daß in dieser Pumpe Rückströmen auftritt. Deshalb trägt jede Pumpe in der Ansaugleitung ein Rückschlagventil.

Von besonderer Bedeutung für die Gestaltung des Primärkühlkreises ist der Schutz vor Kühlmittelverlust bei Leckwerden einer Kreislaufkomponente. Auch bei sorgfältigster Ausführung aller Teile kann durch Wärmespannungen infolge nicht voraussehbarer Betriebsbedingungen, durch Verlagerung der Anlagenteile oder durch Schwingungen ein Leck nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden. In diesen Fällen wird sich ein Leck langsam entwickeln und der Kühlmittelverlust zunächst gering sein. Wenn also, vom Entstehen des Lecks an, solange Natrium in den Primärkühlkreis nachgespeist wird, bis der Kern, nach erfolgter Abschaltung und Wartezeit, entladen ist, kann durch den Kühlmittelverlust kein Schaden am Reaktor verursacht werden. Das setzt voraus, daß das Leck rechtzeitig entdeckt wird. Durch die bereits erwähnte Auffangschale und Leckfühler wird dies sichergestellt. Um in einem solchen Fall den Kern vollständig entladen zu können, sind im Reaktornebengebäude Lagermöglichkeiten für eine vollständige Kernladung vorgesehen (s. Abschn. 5.7 und Zchg. Nr. 18).

Der Transport der Brennstoff-Subassembly erfolgt in diesem Fall wegen der höheren Nachwärmeerzeugung in nur teilweise gefüllten Transportbehältern.

Der Verzicht auf Absperrschieber im Primärsystem ermöglicht eine koaxiale Leitungsführung zwischen Reaktor und Zwischenwärmetauscher. Die Vorteile dieser Leitungsführung, die Kompensation der Wärmedehnungen durch verschiebbare Zwischenwärmetauscher und die raumsparende Anordnung des Primärkühlkreises, werden als so wesentlich bewertet, daß die Erschwerung etwaiger Reparaturen in Kauf genommen werden kann.

### 5.2.2 Zwischenwärmetauscher

Der vorgesehene Zwischenwärmetauscher ist vom Wendelrohrtyp mit austauschbarem Rohrbündel (vgl. Zchg. Nr. 13). Er besteht im wesentlichen aus dem Druckgefäß und dem ausbaubaren Tauscherrohrbündel, sowie den obengelegenen Dicht- und Tragplatten.

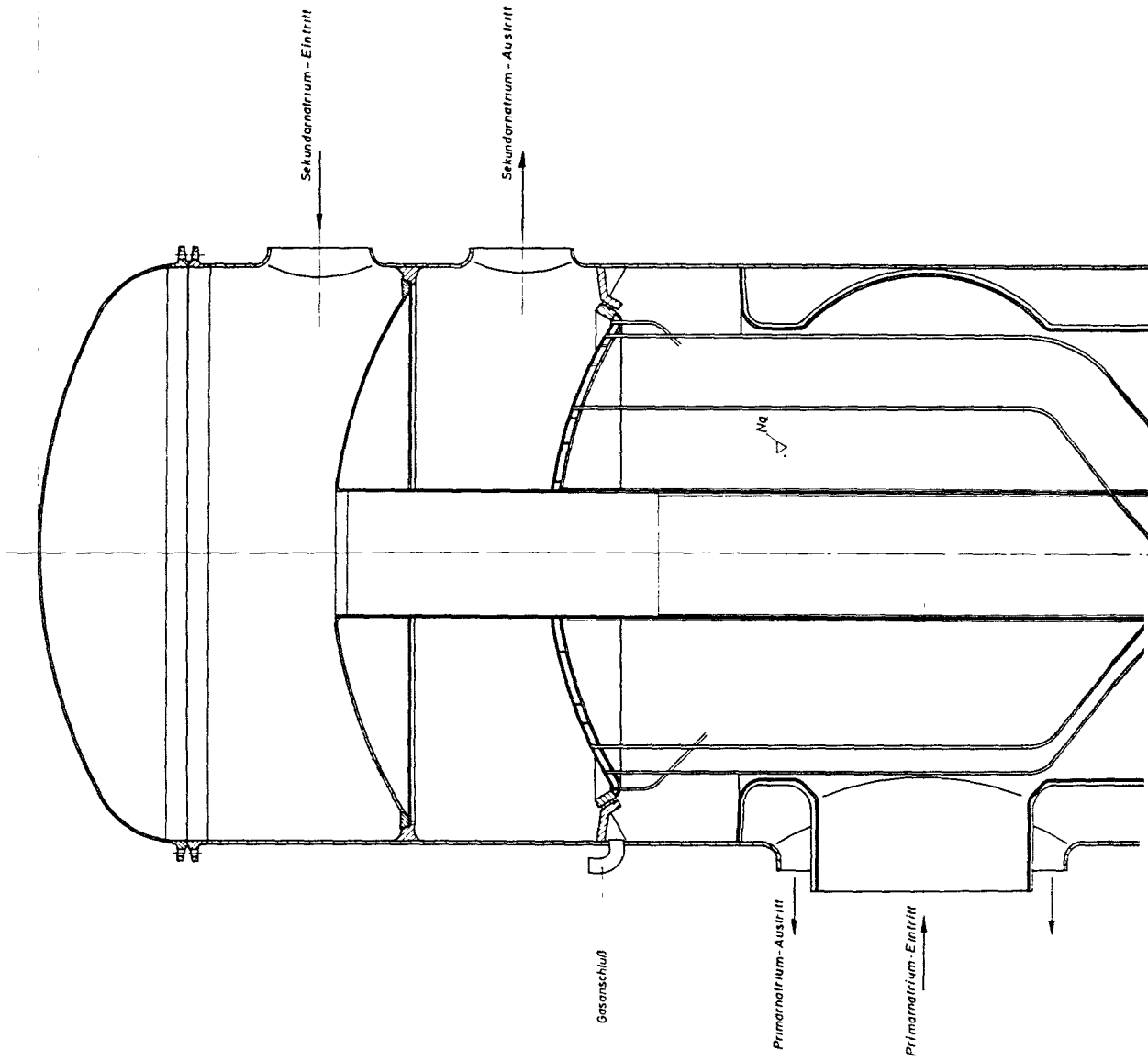
Das primäre Natrium tritt durch den Zentralkanal des Koaxialrohres ein und strömt zwischen den Rohren des Rohrbündels unter Wärmeabgabe von oben nach unten. Aus dem unteren Kugelboden des Druckgefäßes gelangt es zur Primär-Pumpe und von dort in den äußeren Ringraum des Tauscherbehälters zurück, von wo aus es durch den äußeren Ringkanal des Koaxialrohres zum Reaktor zurückströmt.

Das sekundäre Natrium tritt durch die oberen beiden Stutzen des Druckgefäßes ein, durchströmt das Zentralrohr von oben nach unten und gelangt über die Verteiler in die einzelnen wendelförmigen Tauscherrohre. In diesen strömt es unter Wärmeaufnahme nach oben. Es tritt im Sammelraum oberhalb der Tragplatte aus dem Rohrbündel aus und gelangt von dort durch zwei parallelgeschaltete Rohrleitungen zu den Dampferzeugern und Zwischenüberhitzern.

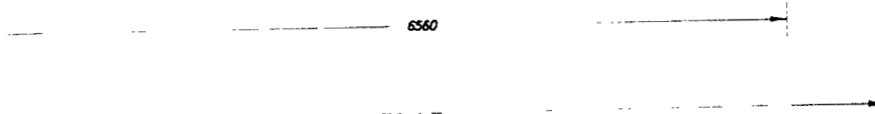
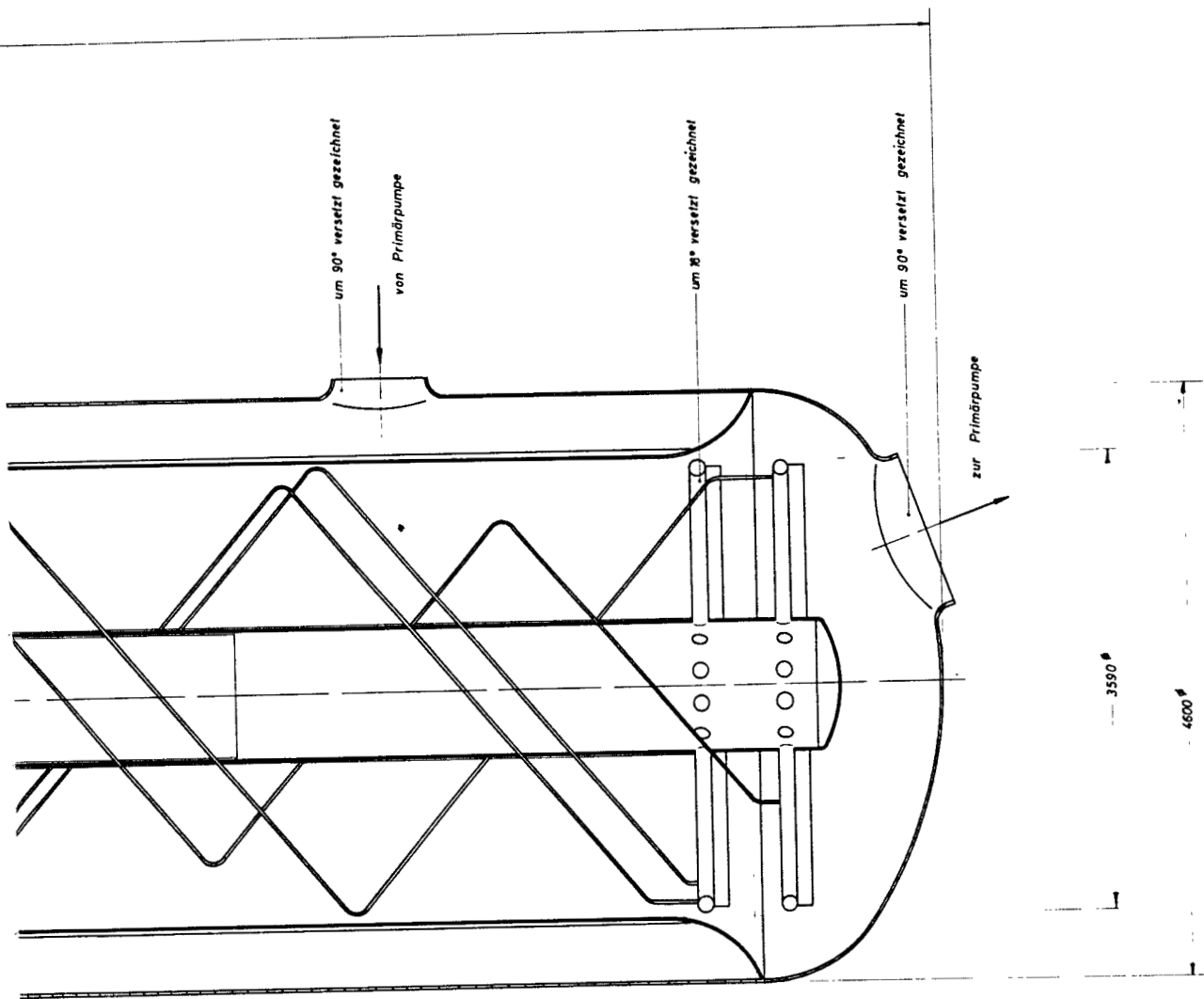
Das Druckgefäß wird in Höhe der konzentrischen Ein- bzw. Austrittsleitung an pendelnden Tragankern aufgehängt. Alle Kühlmittelleitungen sind durch Schweißverbindungen mit dem Druckgefäß verbunden.

Das Abdichtproblem der Kühlkreisläufe untereinander wurde durch konische Auflagerdichtungen gelöst. Die erforderlichen Dicht-

16000







12800

1000 MWe Schneller Brüter Na 1



Teil	Stück	Benennung						Werkstoff	Abmessung				Zeichn. Nr. Norm		Bemerkung	
		1	2	3	4	5	6		1	2	3	4	1	2		
19.64	1	1000	40	10	14			Flanshdurchs.	± 0.1	± 0.1	± 0.1	± 0.1	1	2		
19.64		Tag		Name		Werkstoff		Gewindestift für Karofederung m. A. H.				Zugst. Zugst.				
gepr.		22.12		C. Müller				7500 Karierohr				Ersatz für				
gepr.		22.12		X. Smith				Puffmaß 947				Ersatz durch				
Maßstab		1:25		Benennung		Zwischenwärmeaustauscher						Zeichnungs Nr.		13		

Änderung	Tag	Name

kräfte werden durch den Differenzdruck zwischen sekundären und primären Kühlkreis und durch das Gewicht des Rohrbündels erzeugt.

Die Rohrenden des gewendelten Tauscherpaketes sind oben in der Rohrplatte, unten an den Verteilern verschweißt.

Unzulässig hohe Materialbeanspruchungen, bedingt durch unterschiedliche Dehnungen der Tauscherrohre untereinander, bzw. von Tauscherrohren und Behälterwand, sind bei dem gewendelten Rohrbündel infolge der guten elastischen Verformbarkeit des Einzelrohres nicht zu erwarten. Zur Vermeidung von Strahlenbildung und der damit verbundenen ungleichmäßigen Temperaturverteilung im Strömungsquerschnitt, vornehmlich bei Teillast, wurde das Rohrbündel vertikal angeordnet.

Mit Rücksicht auf die zu erwartenden Thermoschocks mußte eine Konstruktion ohne die bisher im Wärmetauscherbau üblichen massiven Rohrplatten angestrebt werden. Da jedoch ein ausbaubares Rohrbündel ohne eine Rohrplatte aus konstruktiven Gründen nicht möglich ist, wurde eine mehrschichtige schockunempfindliche Rohrplatte konstruiert.

Alle Tauscher-Komponenten, wie z. Koaxialrohr, Zentralrohr usw., an denen maximale Temperaturgradienten auftreten können, sind mit Schockblechen abgeschirmt, so daß sich die auftretenden Temperaturänderungen des Kühlmittels zeitlich verzögert und abgemildert an den gefährdeten Komponenten auswirken.

Um im Falle eines Rohrbruches oder einer Undichtigkeit an den Rohranschlüssen bzw. den Dichtstellen der Rohrplatte eine radioaktive Verseuchung des sekundären Kühlkreises zu vermeiden, herrscht am unteren Rohrbündelende ein Druckgefälle von 0,1 at von dem sekundären zum primären Kühlkreis.

Das Schutzgas oberhalb des primären Natrium-Spiegels erfüllt zwei Aufgaben. Erstens schirmt es die Rohrplatte vom eintretenden heißen Natriumstrom ab. Zweitens dient der vom Schutzgas in Betriebszustand erfüllte Raum beim Beladen des Reaktors zur Aufnahme des aus dem Reaktorbehälter verdrängten Natriums.

Sämtliche Hauptdaten finden sich in Kap. 4. In [10] werden verschiedene Bauarten für Zwischenwärmetauscher verglichen.

### 5.2.3 Primärnatriumpumpen

Die Primärnatriumpumpen fördern je Pumpe bei Vollastbetrieb 3300 kg Natrium/s gegen eine Druckdifferenz von  $5,6 \text{ kp/cm}^2$ . Es sind Zenbrifugalpumpen mit senkrechter Welle, natriumgeschmierten hydrodynamischen Lagern und einem mit Schutzgas abgedeckten freien Natriumspiegel im Pumpenstandrohr. Der Antrieb der Pumpen erfolgt über gelenkig gekuppelte drehzahlgeregelte Elektromotoren.

Wie bereits erwähnt, sind die Pumpengehäuse mit den Zwischenwärmetauschern starr verbunden und verschieben sich bei der Wärmedehnung des Primärsystems. Die Pumpenmotoren stehen auf dem Reaktorflur und nehmen an dieser Dehnung nicht teil. Pumpenmotoren und Pumpenantriebswelle sind über eine Kardanwelle verbunden, die diese Wärmedehnungen ausgleicht. Die Motoren sind so justiert, daß die Wellen von Pumpen und Motoren bei der normalen Betriebstemperatur des Primärnatriums fluchten, bei abgekühltem Kreislauf aber gegeneinander verschoben sind. Die Schutzgasatmosphäre im Pumpenstandrohr ist durch eine Gasstopfbuchse gegen die Schutzbehälteratmosphäre abgedichtet und durch einen Abschirmstopfen abgeschirmt. Die Stopfbuchse liegt über dem Abschirmstopfen und ist daher jederzeit frei zugänglich. Das Pumpengehäuse wird über die beiden Primärnatriumleitungen vom Zwischenwärmetauscher getragen, darüber hinaus wird das Pumpenstandrohr durch die beiden Natriumrücklaufleitungen mit dem Zwischenwärmetauscher verankert. Neben

der Aufgabe, dem System Zwischenwärmetauscher-Primärpumpe eine größere mechanische Festigkeit zu geben, dienen diese Leitungen dazu, den Natriumspiegel im Pumpenstandrohr auf einer bestimmten Höhe zu halten, wobei das aus den hydrodynamischen Lagern austretende Natrium durch diese Rohre in den Zwischenwärmetauscher zurückgeleitet wird.

### 5.3 Der Sekundärkreis

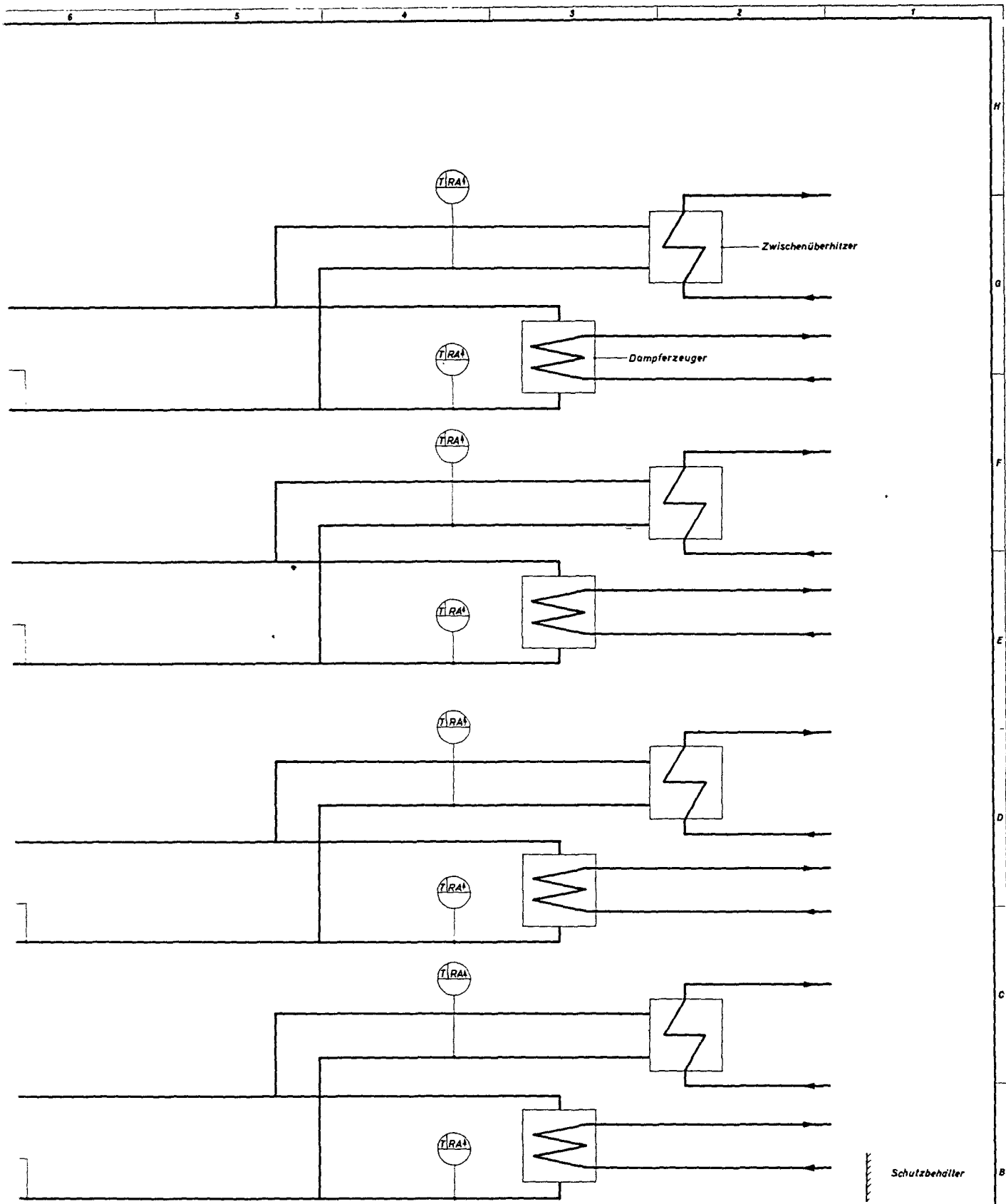
Zeichnung Nr. 14 zeigt das Fließschema.

Der Sekundärkreis überträgt die im Zwischenwärmetauscher aus dem Primärkreis aufgenommene Wärme an den Dampferzeuger und den Zwischenüberhitzer. Wärmeträger ist Natrium. Vier Sekundärkreisläufe arbeiten parallel, je zwei sind durch einen gemeinsamen Zwischenwärmetauscher mit einander verbunden.

#### 5.3.1 Anordnung und Schaltung

Von jedem Zwischenwärmetauscher führen vier Rohrleitungen zu den zwei zugeordneten Dampferzeugern. Die Zwischenwärmetauscher befinden sich im Containment, die Dampferzeuger im Dampferzeugerhaus außerhalb des Containments. Die Heizflächen der Dampferzeuger liegen höher als die der Zwischenwärmetauscher; dadurch wird im Sekundärkreis ein bei Pumpenausfall und Reaktorabschaltung ausreichender Naturumlauf gesichert. Die Sekundär-Natriumleitungen durchdringen das Containment und sind mit ihm über Durchführungs-kompensatoren verbunden. Vom Containment führen zwei räumlich getrennte Rohrleitungskanäle (Sicherheit !) zum Dampferzeuger. In jedem Kanal liegen vier Rohrleitungen; die Rohrleitungskanäle sind mit Stickstoff, der umgewälzt und gekühlt wird, gefüllt. Dadurch wird bei einem Rohrbruch eine Na-O<sub>2</sub>-Reaktion verhindert. Die Wärmedehnungen der Rohrleitungen und die Dehnungen in Folge Verschiebungen der Zwischenwärmetauscher werden von doppelwandigen Wellrohrkompensatoren aufgenommen. Jeder der vier Sekundärkreise ist mit Absperrschiebern ausgestattet. Je ein Zwischenüberhitzer und ein Dampferzeuger sind natriumseitig parallelgeschaltet. Die gemeinsame Kühlmittelpumpe liegt im kalten Teil des Kreislaufes und ist im Dampferzeugerhaus neben dem Dampferzeuger aufgestellt. Der Sekundärnatriumdruck im Zwischenwärmetauscher ist an allen Stellen höher als der Primärnatriumdruck, daher kann bei Undichtigkeiten in den Zwischenwärmetauschern kein aktives Primärnatrium in den Sekundärkreislauf gelangen. Das Dampferzeugerhaus ist in zwei Räume unterteilt. Ein Raum ist





1000 MWe Schneller Brüter Na1

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung				Zeichn. N. Norm		Bemerkung	
Überführungszeichen	no	V	VV	VVV	VVVV		Frühmüllbaranz	dn 8	dn 12	dn 20	dn 30	dn 50	dn 100	dn 200	dn 300
	100	10	10	10	10	10		1.67	1.67	1.67	1.67	1.67	1.67	1.67	1.67
12 64	Tag	Name					Werkstoff	Bauhöhe für Kernforschung				Zugst. Zeichn.			
12 64	21.12.	Schneller						7500 Karlsruhe				Ersatz für			
12 64	7.1.	Schneller						Postfach 917				Ersatz durch			
12 64		Benennung					Zeichnungs Nr.								
Fließschema des Sekundärsystems											14				

Benennung	Tag	Name

mit Stickstoff gefüllt. In diesem Raum liegen alle mit Natrium gefüllten Rohrleitungen, Armaturen und Apparate. Die Dampferzeuger und Zwischenüberhitzer ragen mit ihrem Kopfteil aus diesem Raum in den zweiten, mit Luft gefüllten Raum. Hier sind die Dampfleitungen verlegt und die Sekundärpumpenmotore aufgestellt. Durch diese Trennung wird auch hier bei Undichtigkeiten am Sekundärsystem eine Na-O<sub>2</sub>-Reaktion weitgehend vermieden.

### 5.3.2 Dampferzeuger

Der für den Referenzentwurf vorgesehene Dampferzeuger ist in Zchg.Nr. 15 dargestellt. Er ist für eine thermische Leistung von 527 MW ausgelegt. Er besteht im wesentlichen aus dem Druckgefäß und dem austauschbaren gewendelten Tauscherrohrbündel, das aus Rohren 20 x 2 mm aufgebaut ist.

Der Durchfluß des wärmeabgebenden bzw. wärmeaufnehmenden Mediums geschieht wie folgt:

Das sekundäre Natrium tritt durch den seitlich am Druckgefäß angeordneten Eintrittsstutzen in den Dampferzeuger ein, verteilt sich in dem konzentrischen Strömungsraum und gelangt dann über das Einlaufblech in das Rohrbündel. In diesem strömt es zwischen den Rohren von oben nach unten, wobei gleichzeitig seine Enthalpie in Folge Wärmeaustausch abnimmt. Aus dem unteren Kugelboden des Druckgefäßes wird es von der Sekundär-Natrium-Pumpe abgesaugt. Das Speisewasser wird in mehreren, von außen abschaltbaren Rohrleitungen im Zentralkanal des Rohrbündels nach den unten im Dampferzeuger gelegenen Ringsammlern geführt. Von dort gelangt es in die angeschlossenen einzelnen Verdampferrohre, die es in Richtung der natürlichen Konvektion von unten nach oben durchströmt. Der vom Überhitzer abgegebene Heißdampf gelangt von den Ringsammlern in den außen gelegenen Heißdampfsammler. Der vorliegende Dampferzeuger mit austauschbarem Rohrbündel wurde mit Rücksicht auf die zur Zeit noch nicht restlos geklärten Auswirkungen einer Na-H<sub>2</sub>O-Reaktion in Folge eines Rohrbruches ausgewählt, zumal



eine solche Konstruktion keinen nennenswerten baulichen Mehraufwand erfordert. Eine Ausführung des Dampferzeugers mit doppelwandigen Rohren wurde als nicht zweckmäßig erachtet, da auch sie eine Na-H<sub>2</sub>O-Reaktion nicht mit Sicherheit ausschließt und sie andererseits extrem große Bauvolumen erfordert.

Berstscheiben im äußeren Zentralrohr ermöglichen im Fall einer Na-H<sub>2</sub>O-Reaktion die rechtzeitige Ableitung der auftretenden Druckwelle. Sie zerspringen bei einem bestimmten kritischen Druck im Sekundärkreis und geben die Verbindung zu dem Expansionsraum des Dampferzeugers und dem Zyklonabscheider frei.

Sämtliche Hauptdaten hierzu befinden sich in Kap. 4.

### 5.3.3 Zwischenüberhitzer

Der Zwischenüberhitzer ist im Aufbau und der Funktion dem Dampferzeuger ähnlich; Einzelheiten sind tabellarisch in Kap. 4 aufgeführt.

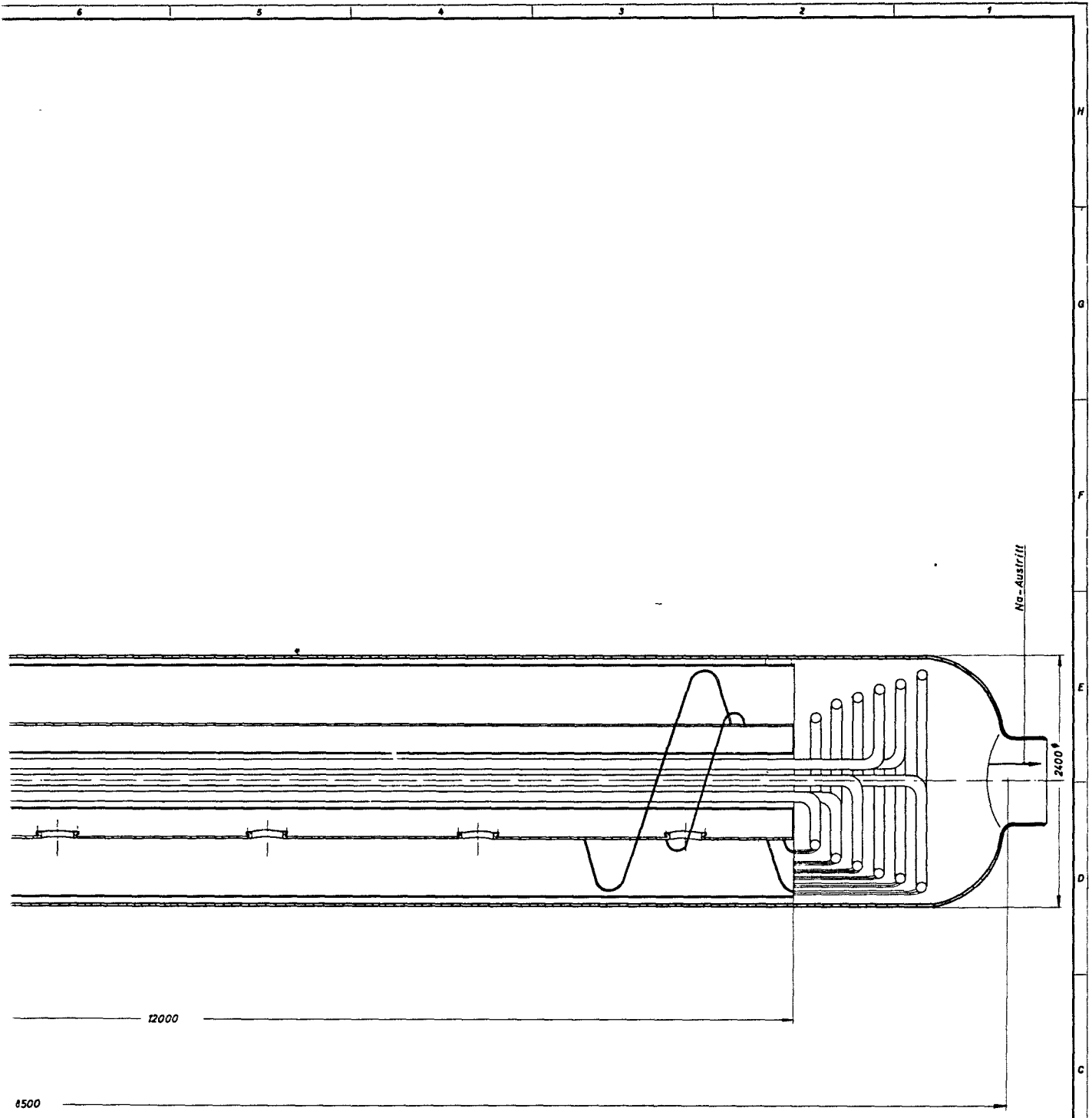
### 5.3.4 Sekundär-Natrium-Pumpen

Die Sekundär-Natrium-Pumpen sind Zentrifugalpumpen mit senkrechter Welle, natriumgeschmierten Lagern und freiem Natrium-Spiegel im Pumpenstandrohr. Ihr Aufbau gleicht im wesentlichen dem der Primärnatriumpumpen, sie sind im Gegensatz zu diesen jedoch fest aufgelagert, so daß keine Verschiebungen zwischen Pumpenmotor und Pumpengehäuse auftreten. Außerdem ist ihr Aufbau dadurch vereinfacht, daß keine Abschirmung erforderlich ist. Der Antrieb erfolgt durch drehzahlregelbare Elektromotore.

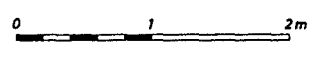
## 5.4 Tertiärkreise

Das relativ hohe Temperaturniveau des Sekundärkreislaufes gestattet eine günstige Gestaltung des Tertiärkreises, dessen Druck- und Temperaturwerte so gewählt werden können, daß sich gute thermodynamische Wirkungsgrade ergeben, die jeden Vergleich mit konventionellen Anlagen standhalten. Alle bekannten und üblicherweise





1000 MWe Schneller Brüter NaI



Teil	Zihsch.	Benennung					Werkstoff	Abmessung			Zeichungs Nr. Norm			Bemerkung
Charakteristisches	nr	∅	∅∅	∅∅∅	∅∅∅∅		Ans. 1	Ans. 2	Ans. 3	Ans. 4	Ans. 5	Ans. 6	Ans. 7	
Frührohr	1000	40	40	40	40	St	± 0.1	± 0.2	± 0.1	± 0.2	± 0.1	± 0.2	± 0.1	± 0.2
TP	Tag	Name		Werkstoff		Geometrie für Kernforschung m. A. N.			Zugach. Zeich.					
prz.	9.11.64	Zilber				7500 Karlsruhe			Ersetzt Nr.					
geg.	9.11.64	S. K.				Postfach 947			Ersetzt durch					
Modell	Benennung					Zeichnungs Nr.								
1:25	Dampferzeuger für natriumgekühlten Brutreaktor					15								

Änderung	Tag	Name

angewandten technischen und wärmewirtschaftlichen Maßnahmen zur optimalen Gestaltung des Turbinenkreises sind anwendbar. Durch umfangreiche Rechnungen wurde der Bereich der sinnvollen Parameter abgegrenzt. Dabei ergaben sich folgende Resultate:

1. Die Speisewasservorwärmtemperatur ist in einem großen Bereich variabel. Unterhalb von  $232^{\circ}\text{C}$  ist beinahe jeder Wert kontinuierlich ausführbar. Hier ergeben sich nur technische und thermodynamische Einschränkungen. Einmal aus der Forderung Überdruckentgasung vorzunehmen und zum anderen nach guten thermodynamischen Wirkungsgraden. Der Temperaturbereich größer als  $232^{\circ}\text{C}$  gestattet erst wieder sinnvolle Vorwärmtemperaturen über  $286^{\circ}\text{C}$ . Der Bereich zwischen diesen Werten ist nicht ohne weiteres ausführbar. Dieser Umstand ergibt sich aus dem konstruktiven Aufbau des Turbosatzes, der keine kontinuierliche Anzapfung im Hochdruckteil erlaubt. Die oben angegebenen Werte sind mit statistischen Annahmen, die in die Rechnungen einbezogen wurden, ermittelt worden. Insofern können sie sich bei einer endgültigen Auslegung der Anlage noch geringfügig ändern. Eine Erhöhung der Vorwärmtemperatur über ca.  $285^{\circ}\text{C}$  ist nicht sinnvoll, weil dann zur Vorwärmung Frischdampf vor der Turbine entnommen werden müßte.

Die Wahl für die Vorwärmtemperatur wird somit auf die beiden Werte von  $232^{\circ}\text{C}$  und  $286^{\circ}\text{C}$  eingeeengt. Da der letztere Wert zu einer Wirkungsgradverbesserung von 1 % führt, andererseits die Austauscherfläche kaum beeinflußt, wird die Vorwärmtemperatur festgelegt zu

$$t_v = 286^{\circ}\text{C}.$$

2. Zwischenüberhitzertemperatur

Sie könnte ebenso wie die Frischdampftemperatur auf  $540^{\circ}\text{C}$  gebracht werden. Grundsätzlich gilt dabei folgendes: Je höher man die Zwischenüberhitzungstemperatur wählt, desto größer wer-

den die Abdampfverluste. Andererseits erhöht sich das mittlere Temperaturniveau des Arbeitsprozesses. Diese gegenläufige Tendenz auf den Anlagenwirkungsgrad bewirkt für die durchgerechneten Prozesse in der Endkonsequenz eine geringe Wirkungsgradverschlechterung bei sinkender Zwischenüberhitzungstemperatur.

$T_{ZÜ} \text{ } ^\circ\text{C}$	520	530	535	540
$\eta$	0,4425	0,4430	0,4432	0,4435

Andererseits erhöht sich die Temperaturdifferenz am warmen Ende des Zwischenüberhitzers mit sinkender ZWÜ-Temperatur, d.h. der Bauaufwand nimmt entsprechend ab. Für den Fall von  $t_{ZWÜ} = 530^\circ$  gegenüber  $t_{ZWÜ} = 540^\circ$  steigt sie um 50 %. Die Wirkungsgradeinbuße ist 0,0005, also verschwindend klein. Dieser Gesichtspunkt war maßgebend für die Festlegung der Zwischenüberhitzungstemperatur auf

$$t_{ZWÜ} = 530^\circ\text{C}.$$

3. Die übrigen Auslegungsparameter wurden anhand der in 1 ausgeführten Gesichtspunkte gewählt. Der Wärmeschaltplan der Gesamtanlage ist im Zeichng.Nr. 1 dargestellt. Die Abb. 5.4-1, 5.4-2 zeigen die Q-T Diagramme mit den errechneten Werte. Abb. 5.4-3 zeigt die schematische Darstellung des Expansionsverlaufes. Der elektrische Bruttowirkungsgrad (abzüglich der Speiseleistung) beträgt

$$\eta = 0,44$$

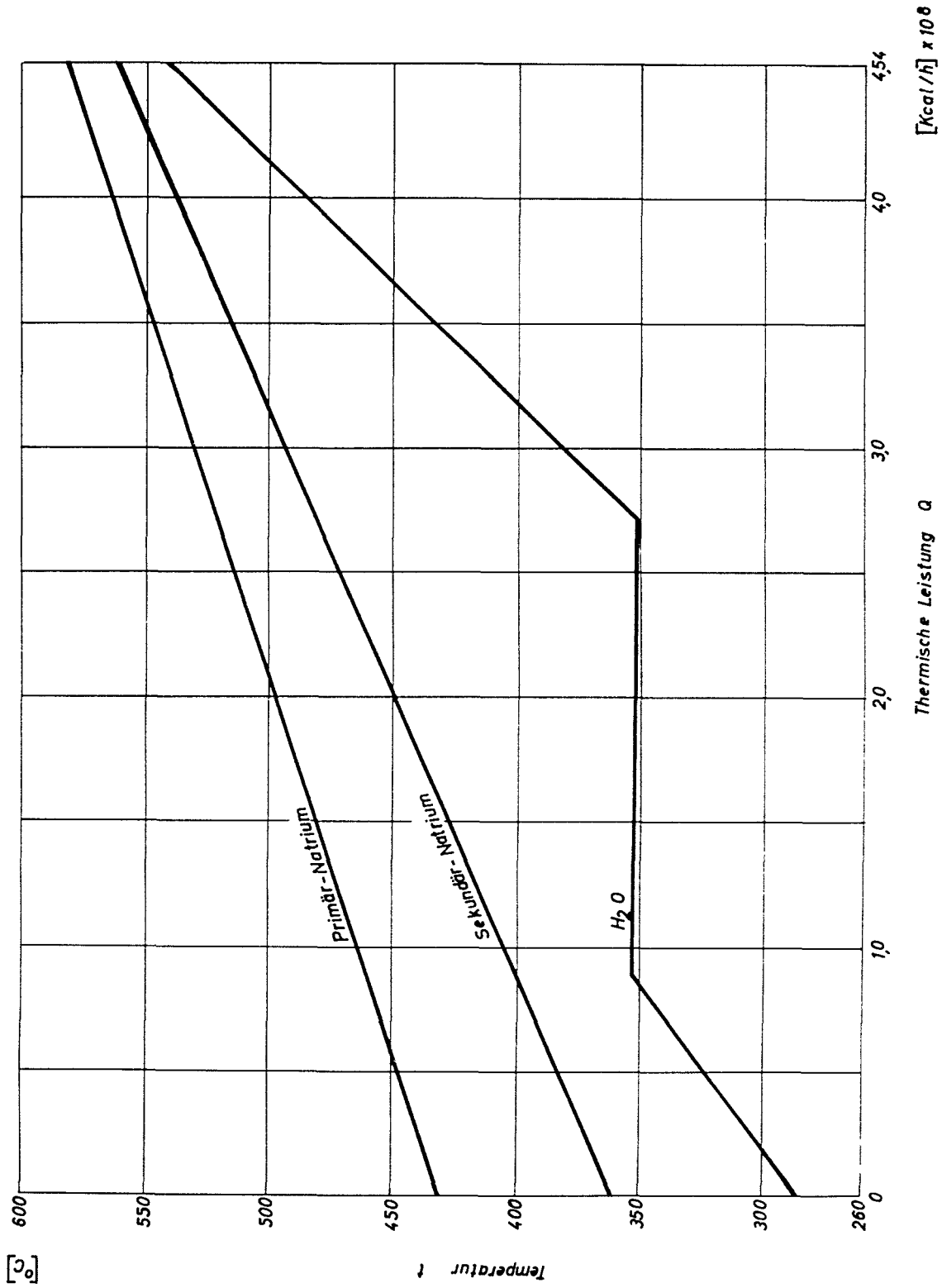


Abb. 5.4 - 1 Prozeßverlauf im  $Q - T$  Diagramm für Zwischenwärmetauscher und Dampferzeuger

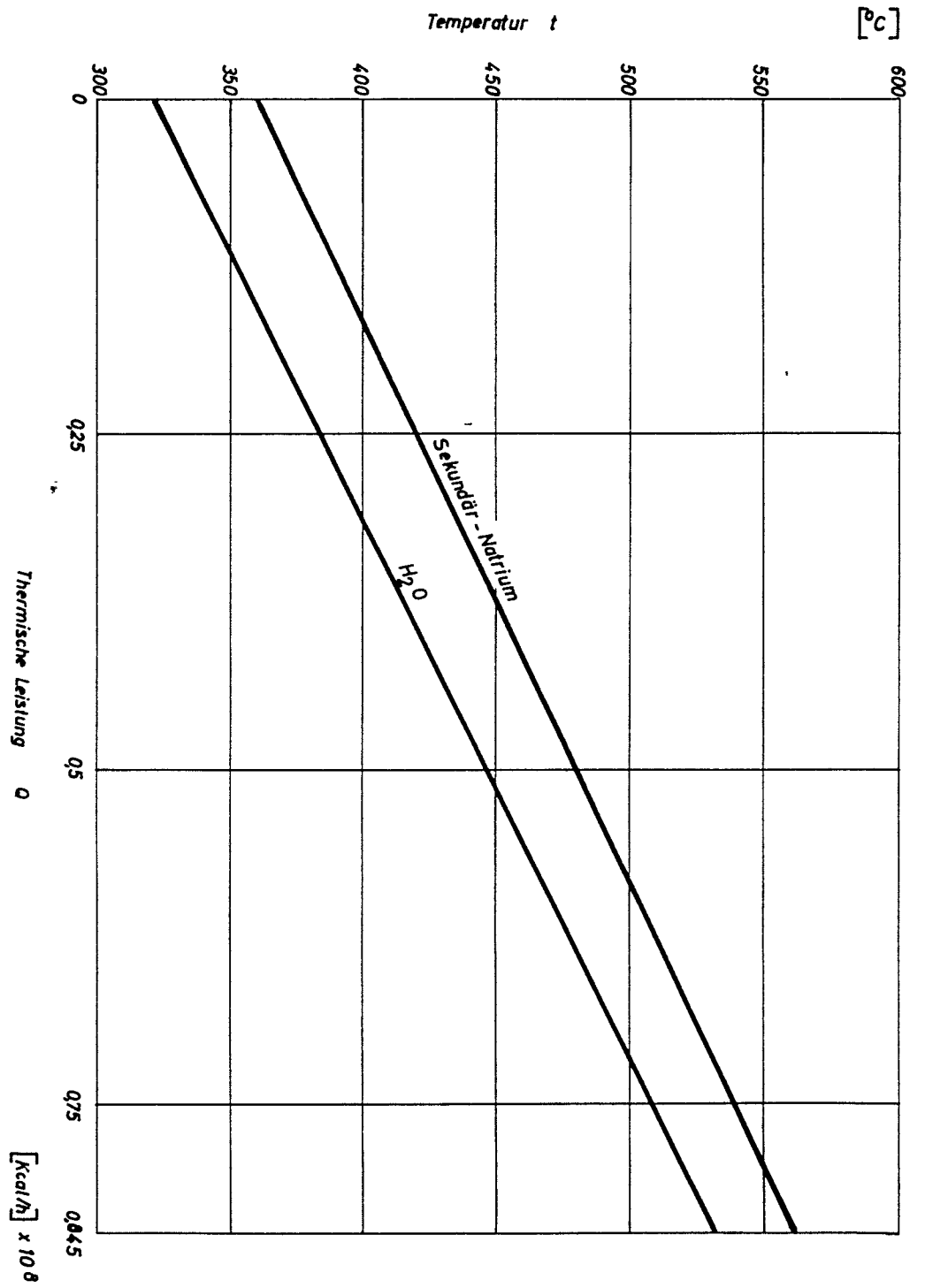


Abb. 5.4 - 2 Prozeßverlauf im Q - T Diagramm für Zwischenüberhitzer

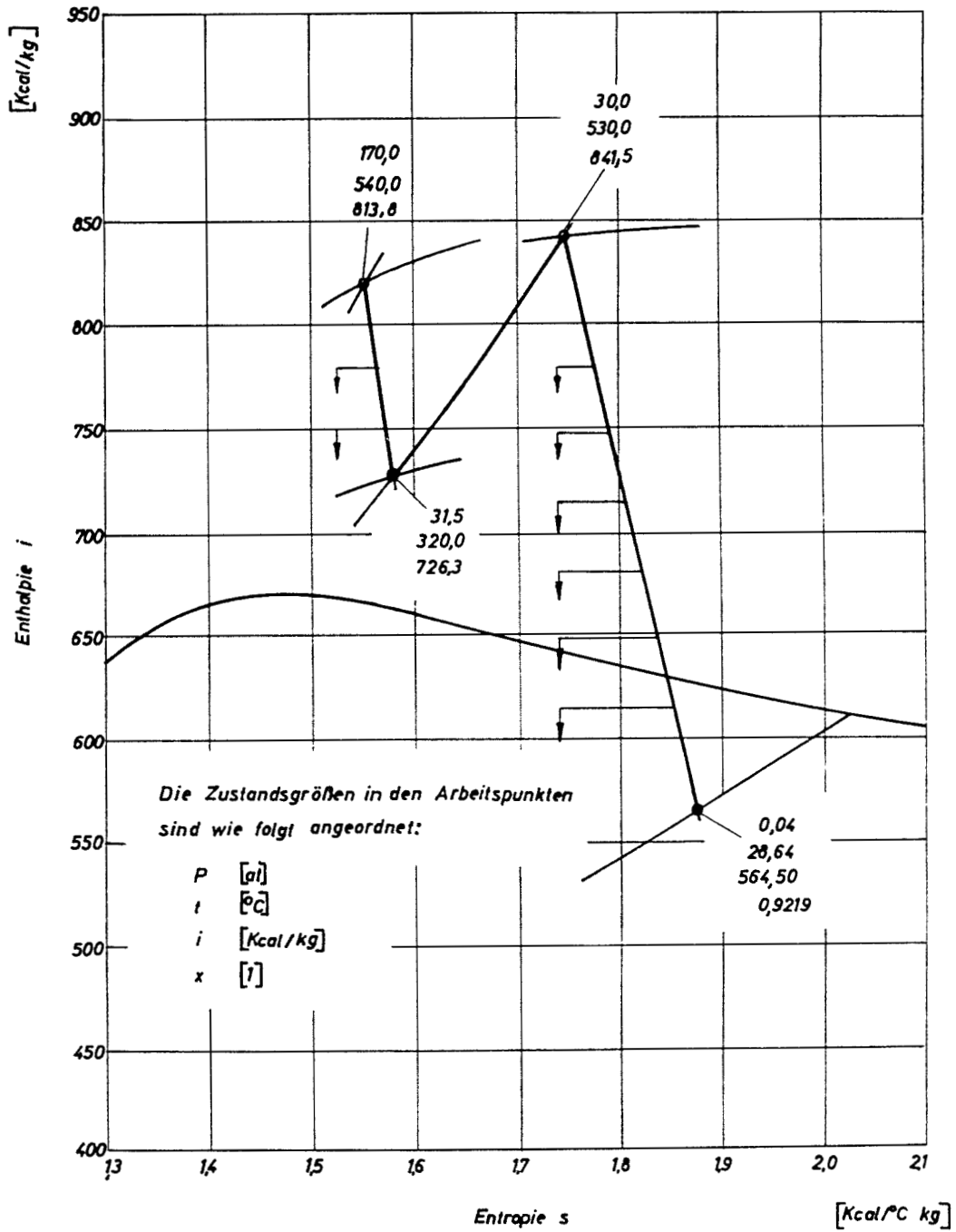


Abb. 5.4 - 3 Schematische Darstellung des Expansionsverlaufes



## 5.5 Reaktorgebäude mit Abschirmung

### 5.5.1 Allgemeines

Das Reaktorgebäude schützt die Umgebung bei Reaktorunfällen und bei Betriebsstörungen, bei denen aktive Stoffe aus den Behälter- und Rohrleitungssystemen freigesetzt wurden. Es umschließt daher außer dem Primärkühlkreis auch die Anlagen, die aktives Natrium, aktive Natriumverunreinigungen oder aktiviertes Schutzgas enthalten.

Zchg. Nr. 3 zeigt einen Vertikalschnitt durch das Reaktorgebäude.

### 5.5.2 Stahl-Schutzbehälter

Der gasdichte Schutzbehälter bildet den Hauptbestandteil des Gebäudes. Er besteht aus einem zylindrischen Stahlgefäß mit tiefgewölbten Böden, das für inneren Überdruck bis zu 2,5 atü ausgelegt ist. Ein innerer Überdruck kann jedoch nur dann entstehen, wenn Natrium in mit Luft gefüllte begehbare Räume gelangt und dort verbrennt. Dieser Fall ist unwahrscheinlich, da alle Natrium enthaltenden Behälter in Räumen mit Stickstoffatmosphäre installiert sind; er ist nur denkbar als Folge einer nuklearen Explosion des Reaktorkernes. Um jedoch auch in diesem Falle die Umgebung vor Kontamination zu schützen, wurde der Schutzbehälter für den größten hierbei denkbaren Innendruck ausgelegt.

Der Durchmesser des Schutzbehälters ergibt sich aus der für die Primärkreislaufkomponenten und für die Hilfssysteme erforderlichen Fläche. Seine Höhe ist im wesentlichen durch die über dem Reaktorflur gelegenen Ausbauräume für die Primärkreislaufkomponenten und durch die Form seiner Böden bedingt. Es wurden tiefgewölbte Böden verwendet, da bei Halbkugelböden der im unteren

Halbkugelboden gelegene Raum nur sehr unvollständig ausgenutzt werden kann und das Betonfundament für den Schutzbehälter dann wesentlich tiefer liegen müßte.

Die Innenwand des Schutzbehälters ist durch eine 1 m dicke Betonschicht vor Beschädigungen geschützt. Dadurch wird verhindert, daß bei einer Explosion fortgeschleuderte Teile die Wand des Schutzbehälters durchschlagen und funktionsunfähig machen. Diese Auskleidung dient im unteren Teil gleichzeitig als Fundament für die Primärzellenabschirmwände. Der obere Teil dieser Auskleidung ist als Kranlaufbahn für den Reaktorhallenkran ausgebildet. Die Decke des Schutzbehälters erhält oberhalb der Kranbahn einen Splitterschutz aus Betonteilen, die in ein Stahlfachwerk eingelegt sind. Dieser Schutz überspannt nicht die gesamte Schutzbehälterdecke, sondern nur den über dem Reaktor gelegenen gefährdeten Teil (nicht eingezeichnet).

Diese Anordnung der Betonstruktur im Schutzbehälter wird während der Systemanalyse auf ihr Verhalten bei einer nuklearen Exkursion untersucht werden. Sollten die Beanspruchungen nicht aufgenommen werden können, dann kann eine dichte, druckfeste Spannbeton-Primärzelle, die frei im Schutzbehälter steht und durch Verformung einen großen Teil der bei einer Exkursion freiwerdenden Energie aufnimmt, ausgeführt werden.

Zwei Personenschleusen und eine Materialschleuse verbinden den Schutzbehälter mit den übrigen zur Reaktoranlage gehörigen Gebäuden. Die Materialschleuse ist so groß ausgelegt, daß auch komplette Zwischenwärmetauscherrohrbündel durchgeschleust werden können. Sie dient gleichzeitig zum Ein- und Ausschleusen des Brennelementtransportbehälters.

### 5.5.3 Aufteilung des Innenraumes

Der Innenraum im Schutzbehälter wird durch eine horizontale Zwischendecke und durch die Primärzellenabschirmungen in verschiedene Räume unterteilt. Oberhalb der Zwischendecke sind nur normalerweise nichtaktive Anlagenteile untergebracht, die auch kein Natrium enthalten. Eine Ausnahme macht darin nur die Brennelementtransportflasche. Der Reaktorflur oberhalb der Zwischendecke ist auch während des Reaktorbetriebes begehrbar. In diesem Raum ist neben den Regelstabantrieben, Belademanipulatoren und Primärpumpenantriebsmotoren auch die Klimaanlage für die begehrbaren Räume untergebracht. In der Zwischendecke liegen die Ausbauluken für alle großen Anlagenteile des Primärkreislaufes und der Natriumreinigungs- und Abbläsanlage. Diese Luken sind normalerweise durch Abschirmstopfen verschlossen.

Der Raum unter der Zwischendecke beherbergt den Primärkreislauf, vier Primärnatriumabbläbehälter, die Natriumreinigungsanlage und die Primärzellen-Stickstoffkühlanlage. Wie aus Zehg. Nr. 5 hervorgeht, wird dieser Raum durch die Primärzellenabschirmung und durch zwei zusätzliche Wände in sieben Räume unterteilt.

### 5.5.4 Anordnung und Abschirmung der Primärzellen

Die Primärzellen werden von den Abschirmungen für den Reaktor und für die beiden Primärkreisläufe gebildet. Die Abschirmung für den Reaktor ist so ausgelegt, daß die in den beiden benachbarten Primärzellen angeordneten Anlagenteile nicht aktiviert werden. Als Richtwert dafür wurden  $10^4$  n/cm<sup>2</sup>sec angesehen. Die an begehrbare Räume angrenzenden Teile der Primärzellenabschirmung wurden so ausgelegt, daß in diesen angrenzenden Räumen die Toleranzdosis nicht überschritten wird. Den Verlauf des Neutronenflusses und  $\gamma$ -Flusses in horizontaler Richtung zeigt Abb. 5.5-1 und Abb. 5.5-2.

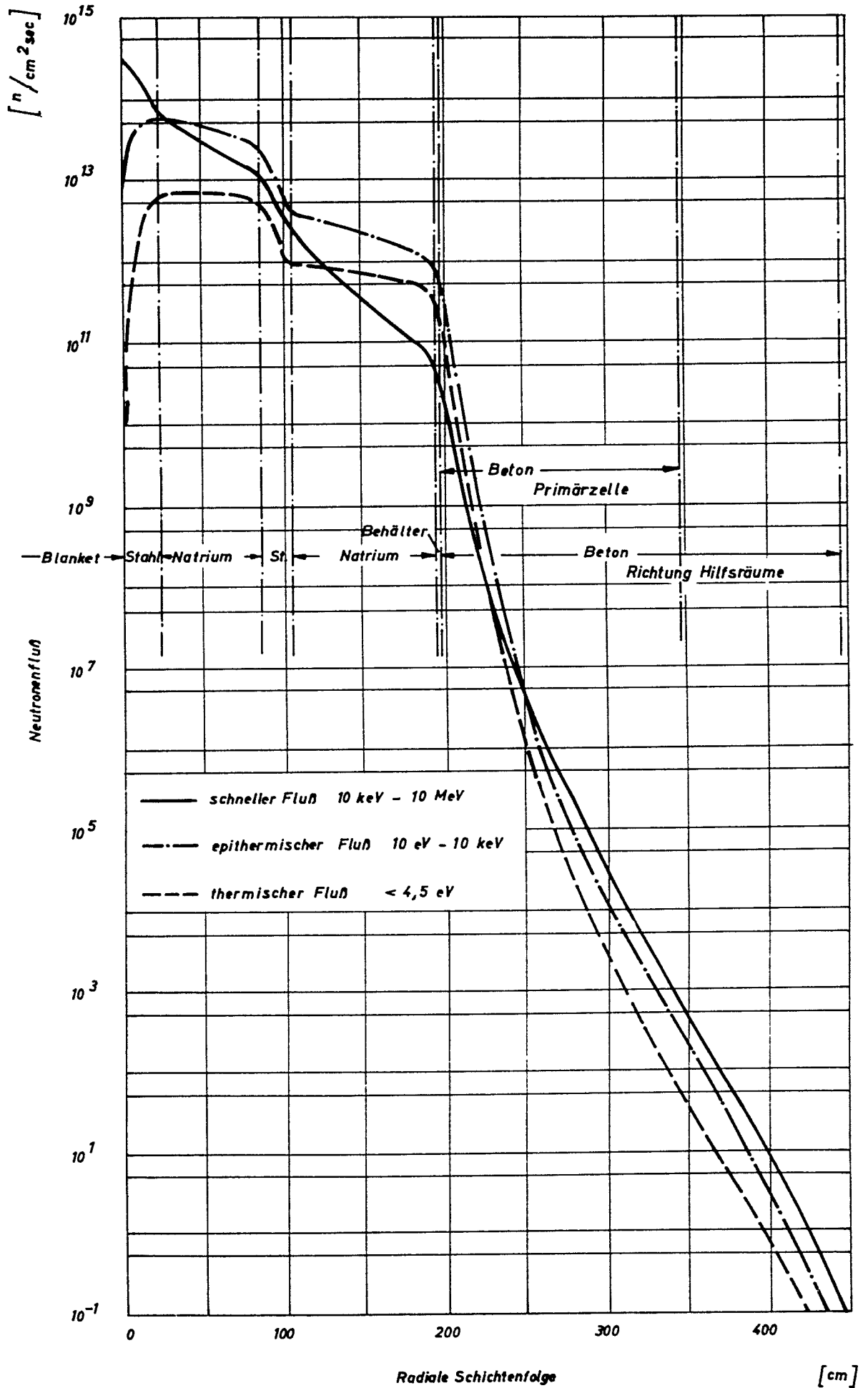


Abb. 5.5 - 1 Verlauf des Neutronenflusses in horizontaler Richtung

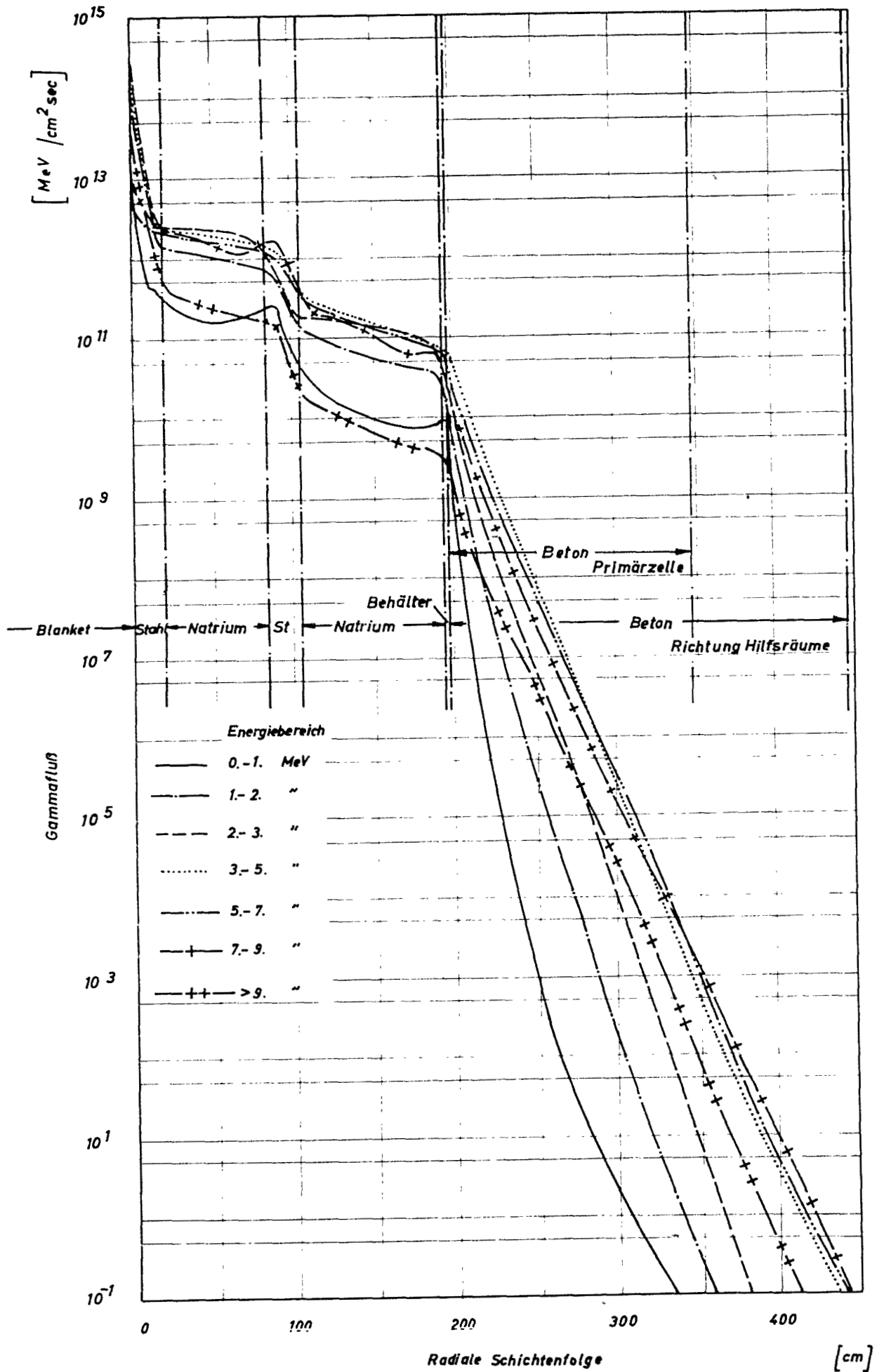


Abb. 5.5 - 2 Verlauf des  $\gamma$ -Flusses in horizontaler Richtung

Die Reaktorzelle und die beiden Zwischenwärmetauscherzellen bilden zusammen ein V mit  $120^\circ$  Spitzenwinkel. Der Reaktor steht exzentrisch im Schutzbehälter. Diese Anordnung ist zwar mechanisch ungünstiger als eine symmetrische, dafür wird die Raumausnutzung im Schutzbehälter wesentlich besser, so daß ein Schutzbehälterdurchmesser von nur 28 m möglich ist. Außerdem steht nun der zum Ausschleusen eines Manipulators aus dem Schutzbehälter erforderliche Abstand zwischen der Materialschleuse und den Regelstabantrieben zur Verfügung.

## 6 Beschickungseinrichtung

Die verschiedenen, für metallgekühlte Reaktoren geeigneten Beschickungsverfahren wurden untersucht und verglichen [7]. Für den vorliegenden Entwurf wird ein mit mehreren Manipulatoren arbeitendes System verwendet. Der Primärkreis wurde so ausgelegt, daß der Kühlmittelspiegel im Reaktorbehälter bei Bedarf soweit abgesenkt werden kann, bis die Köpfe der Subassemblies sichtbar werden. Die Lagerung der abgebrannten Subassemblies erfolgt bis zum Versand zur Wiederaufbereitungsanlage innerhalb des Reaktorbehälters in besonderen Transportkörben.

Das ausgewählte System hat folgende Vorteile:

- Der Brennstoffwechsel kann bei Bedarf unter Sicht durchgeführt werden.
- Der schwere Abschirmdeckel über dem Reaktor wird nicht bewegt, alle Kabel und Rohrleitungsanschlüsse bleiben funktionsfähig.
- Ein Teil oder bei entsprechender Anordnung auch alle Steuerstäbe können immer betriebsbereit gehalten werden.
- Alle wichtigen Teile sind mehrfach vorhanden und leicht austauschbar, so daß auftretende Störungen schnell behoben werden können.
- Die Manipulatoren sind über dem Reaktor fest montiert und können in kurzer Zeit in die Arbeitsstellung gebracht werden.
- Es ist möglich, gleichzeitig mit mehreren Manipulatoren zu arbeiten.
- Die abgebrannten Subassemblies bleiben während des Brennstoffwechsels unter Natrium.

- Die Entnahme der abgebrannten und die Zufuhr der neuen Subassemblies kann während des Reaktorbetriebes erfolgen.
- Das System ist prinzipiell auch für eine Beschickung während des Reaktorbetriebes geeignet.

Der Aufbau dieses Systems und die wichtigsten Schritte beim Brennstoffwechsel sind auf den Abb. 5.6-1 bis 5.6-4 dargestellt.

Die neuen Subassemblies werden in Transportbehältern mit Hilfe einer Transportflasche über den Reaktor gebracht und durch die Transportöffnung in den Reaktorbehälter abgesenkt (Abb. 5.6-1). Dies kann bereits während des Betriebes oder unmittelbar nach Abschalten der Anlage während der Abkühlperiode erfolgen.

Nach Abschalten des Reaktors und ausreichender Abkühlung werden die Halteplatte des Reaktorkerns in die obere Stellung gefahren, ein Teil der Antriebsstangen von den Steuerstäben gelöst und zurückgezogen und der Beschickungsmanipulator abgesenkt (Abb. 5.6-2). Die Anlage ist jetzt bereit für den Brennstoffwechsel. Zur Erleichterung und Kontrolle der einzelnen Arbeitsgänge ist es möglich, ein Periskop mit Beleuchtungseinrichtung in den Reaktorbehälter einzufahren und den Natriumspiegel abzusenken. Soll der Brennstoffwechsel wegen der Nachwärmerezeugung unter Natrium erfolgen, so wird der Spiegel auf seinem Betriebsniveau gehalten (Abb. 5.6-3).

Die Abb. 5.6-4 zeigt die Arbeitsgänge nach Beendigung des Brennstoffwechsels. Die Antriebsstangen der Steuerstäbe werden abgesenkt und angeschlossen, die Halteplatte wird in die unterste Stellung verfahren, und der Beschickungsmanipulator wird zurückgezogen. Die abgebrannten Subassemblies befinden sich jetzt im Transportbehälter. Hier bleiben sie so lange, bis der größte Teil der Nachwärmerezeugung abgeklungen ist.



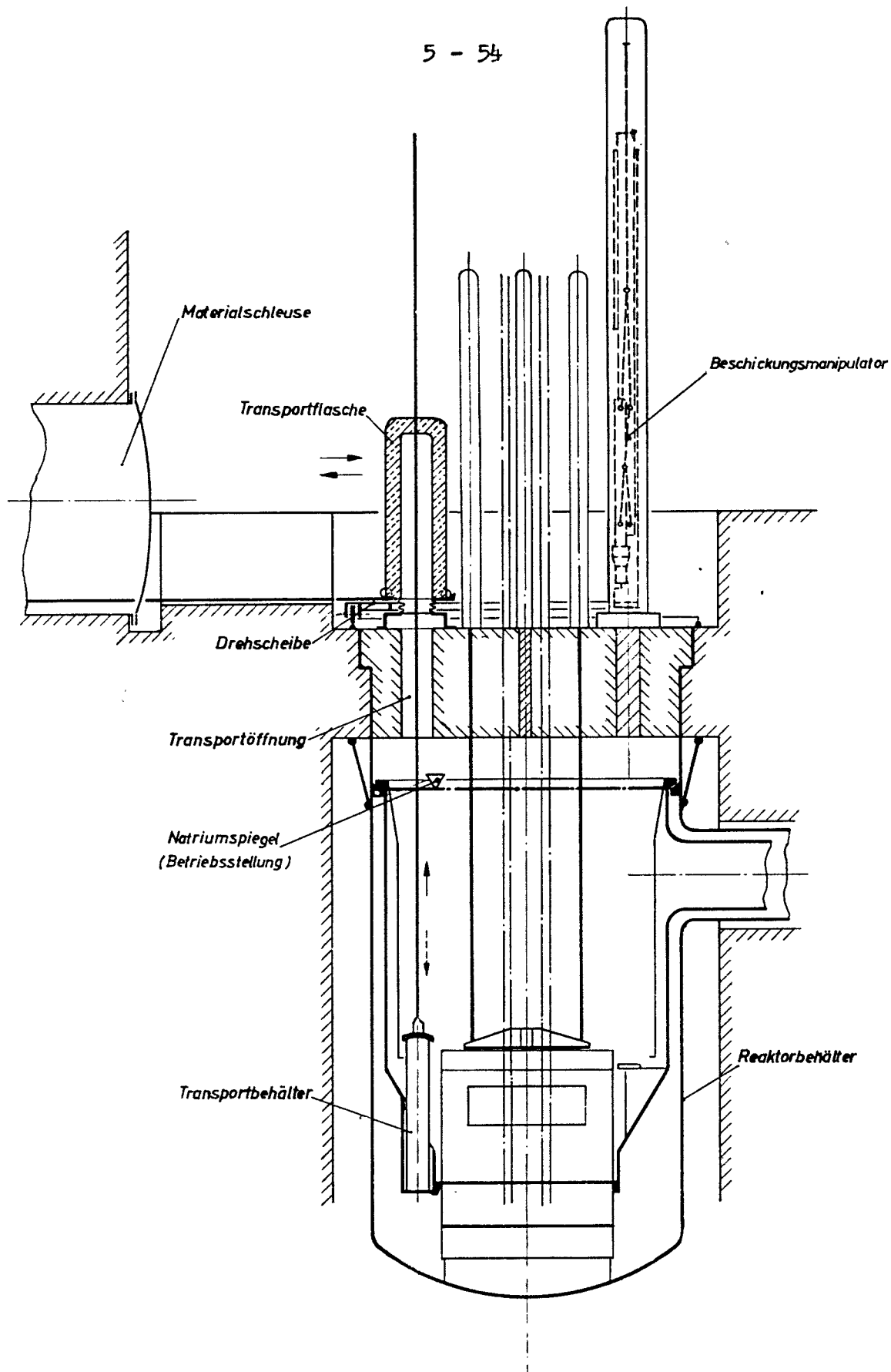


Abb. 5.6 - 1 Einschleusen der Transportbehälter in den Reaktorbehälter

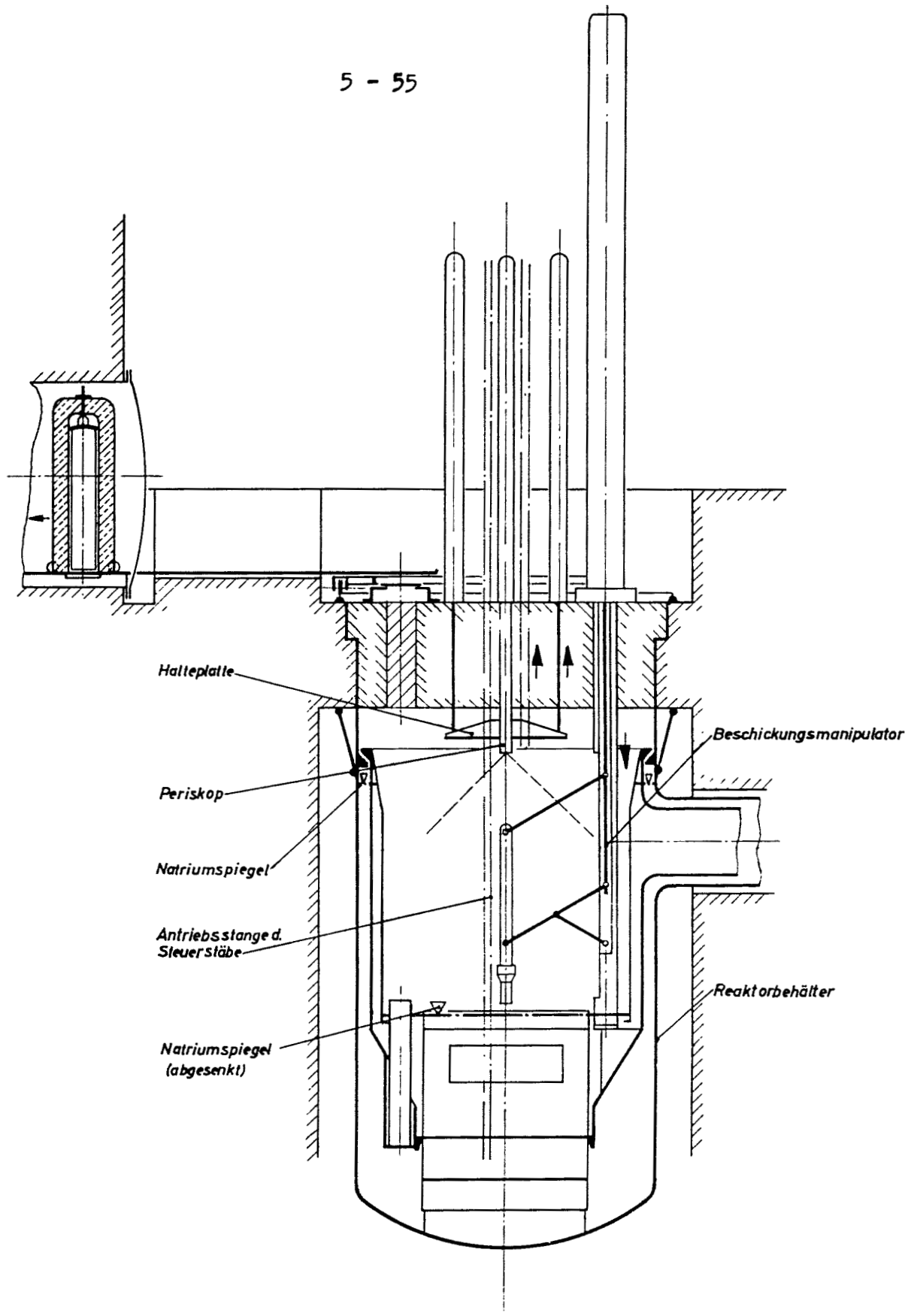


Abb. 5.6 - 2 Vorbereitung des Reaktors für den Brennstoffwechsel

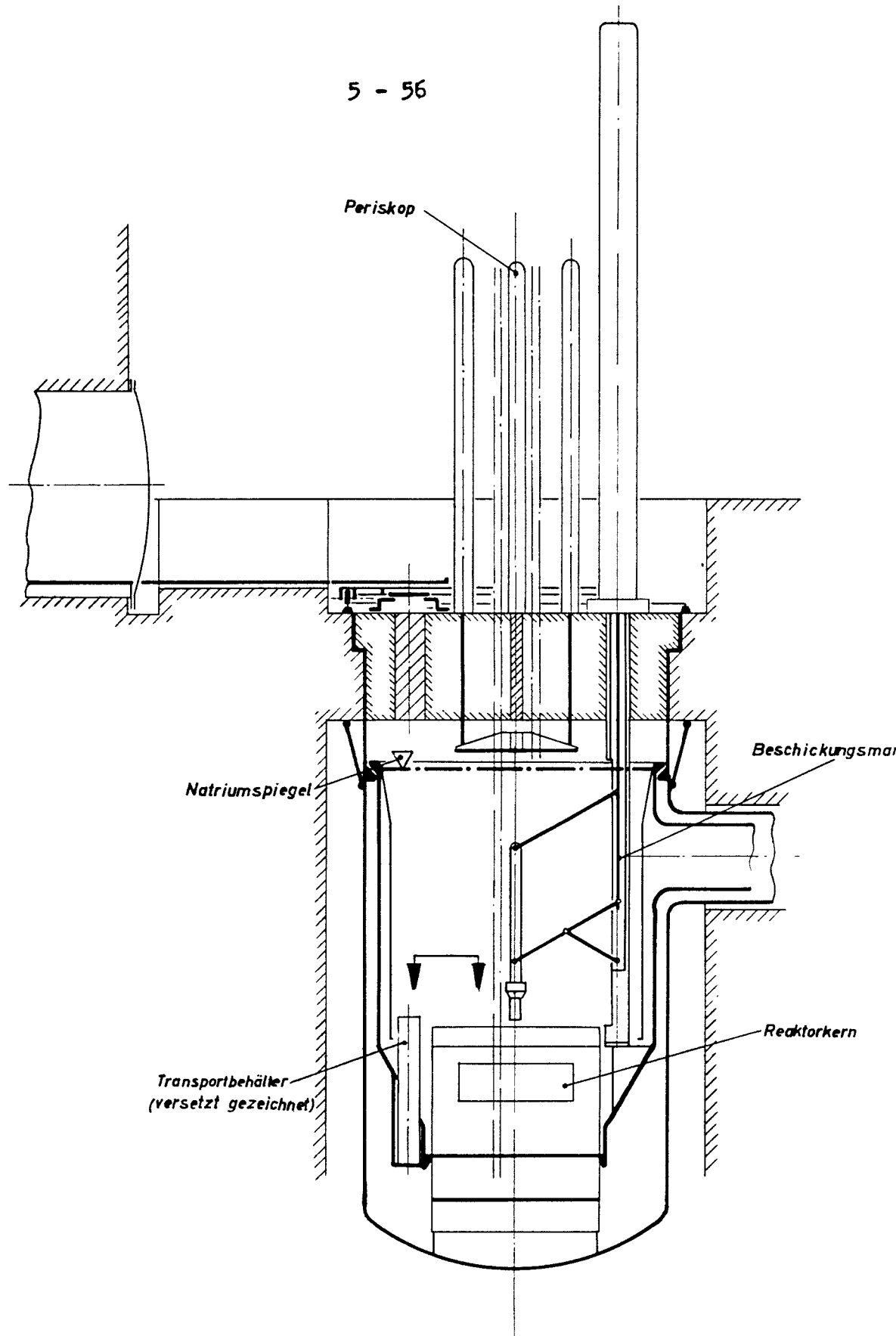


Abb. 5.6 - 3 Brennstoffwechsel unter Natrium

5 - 57

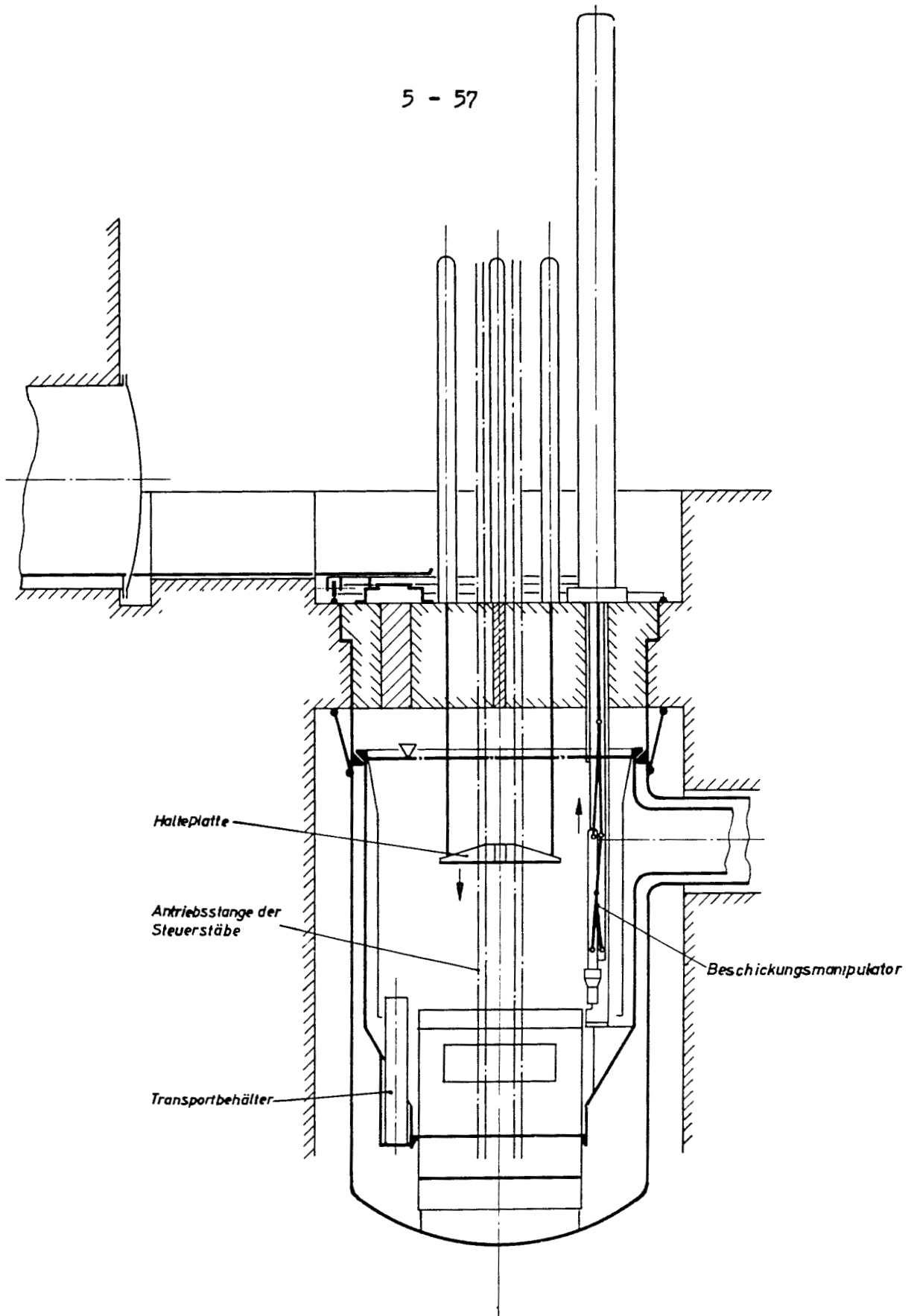


Abb. 5.6 - 4 Vorbereitung des Reaktors für den Betrieb

Nach Ablauf dieser Zeit werden sie mit Hilfe der abgeschirmten Transportflasche, wie auf Abb. 5.6-1 dargestellt, aus dem Reaktorbehälter entnommen und abtransportiert. Dies kann wieder während des Reaktorbetriebes erfolgen.

Die Arbeitsweise dieses Beschickungssystems kann unterschiedlich gestaltet werden. Es ist ohne weiteres möglich, bei abgesenktem Natriumspiegel das Be- und Entladen völlig unter Sicht durchzuführen. Dieses Verfahren wird man in jedem Falle dann wählen, wenn in den zu handhabenden Subassemblies noch verhältnismäßig wenig Wärme freigesetzt wird, also während der Anfahrperiode des neuen Reaktors.

Der Brennstoffwechsel kann auch völlig unter Natrium erfolgen. Damit bietet dieses System die Möglichkeit, bei entsprechender Anordnung und Ausbildung der Steuerstäbe und der Subassembly-Halterung zu einem späteren Zeitpunkt den Brennstoff- oder Brutstoffwechsel auch während des Betriebes vorzunehmen, sollte dies wirtschaftliche Vorteile bieten und sicherheitsmäßig vertretbar sein.

Bei einer anderen denkbaren Arbeitsweise könnten die abgebrannten Subassemblies unter Natrium entnommen, die neuen Subassemblies jedoch bei abgesenktem Natriumstand unter Sicht in den Reaktorkern eingesetzt werden.

Bei geeigneter Ausbildung des Beladerohres des Manipulators ist schließlich noch ein Verfahren anwendbar, bei dem der Brennstoffwechsel unter Sicht erfolgt und gleichzeitig die Subassemblies im Natrium bleiben. Das Beladerohr ist in diesem Falle als dichte Glocke ausgebildet. Während der Beschickung wird im Beladerohr ein niedrigerer Schutzgasdruck als im Reaktor aufrecht erhalten, so daß bei abgesenktem Natriumstand das Kühlmittel im Beladerohr höher steht und ein im Beladerohr befindliches Subassembly kühlt.

### 5.6.1 Auslegungsgesichtspunkte der Beschickungseinrichtung und Beurteilung der verschiedenen Arbeitsverfahren

---

Eine wichtige Größe für die Auslegung der Beschickungseinrichtung ist die Zahl der nach jeder Betriebsperiode auszuwechselnden Subassemblies, da hiervon die Dauer der Abschaltzeit, die Zahl der im Reaktorbehälter unterzubringenden Transportbehälter und deren Abmessungen abhängen.

Das Diagramm Abb. 5.6-5 zeigt die bestehenden Zusammenhänge für die Subassemblies der Spaltzonen. Es wurde für einen mittleren Abbrand von 90 000 MWd/t,<sup>+)</sup> einen Lastfaktor von 0,8 und die sonstigen Daten des Referenzentwurfes nach den in [4] angegebenen Beziehungen aufgestellt. Für die beiden Spaltzonen können abgelesen werden:

	Innenzone	Außenzone
mittl. Standzeit der Subassemblies in Tagen	760	890
Zahl der zu ersetzenden Subassemblies bei kontinuierlicher Beschickung/Tag	0,14	0,12
Zahl der zu ersetzenden Subassemblies bei einer Betriebsperiode von 163 Tagen <sup>+) </sup>	23	19

Bei der genannten Betriebszeit sind also bei jedem Brennstoffwechsel 42 Subassemblies der Spaltzonen auszuwechseln. Diese Zahl wurde der ausgeführten Konstruktion zugrunde gelegt; im Reaktorbehälter sind 6 Transportbehälter mit je 7 Positionen vorgesehen.

Bei dieser Rechnung wurden die Steuerstab-Subassemblies den Brennstoff-Subassemblies gleichgesetzt. Es kann jedoch erwartet werden, daß diese ebenso wie die Brutstoff-Subassemblies

+) Diese Werte weichen vom Kapitel 6.2.5 ab, ändern an dem grundsätzlichen Reaktoraufbau jedoch nichts.

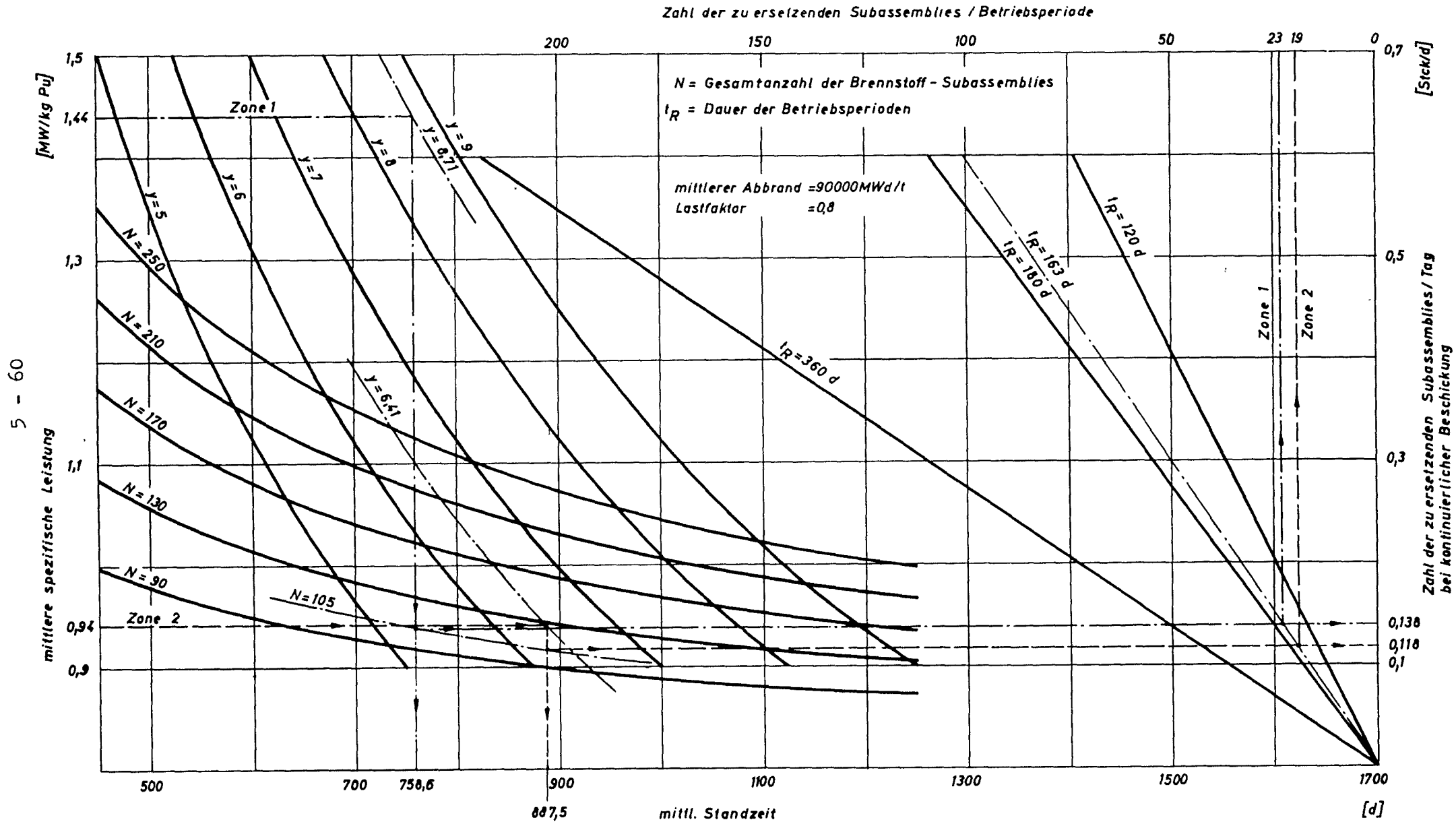


Abb. 5.6 - 5 Zahl der auszuwechselnden Brennstoff-Subassemblies

wegen der geringeren Wärmeentwicklung sofort aus dem Reaktorbehälter entnommen werden können. In den Transportbehältern stehen dadurch vier Reservepositionen zur Verfügung.

Sollte sich eine längere Betriebszeit bei einer noch auszuführenden Optimalisierung der gesamten Anlage als wirtschaftlicher herausstellen, dann werden zusätzliche Lagerpositionen im Reaktorbehälter benötigt. Diese können in der praktisch interessierenden Anzahl ohne Schwierigkeiten untergebracht werden.

Ein weiteres Kriterium für die Auslegung der Beschickungseinrichtungen ist die in den Brennstoff-Subassemblies nach Abschalten des Reaktors freiwerdende Wärmemenge. Auf Abb. 5.6-6 ist das nach [5] berechnete Verhältnis der erzeugten Nachwärme  $P'$  zur Reaktorleistung  $P_0$  in Abhängigkeit von der Zeit nach Abschalten des Reaktors für verschiedene Standzeiten aufgetragen. Mit diesen Werten wurde die Aufheizgeschwindigkeit eines ungekühlten Brennstoff-Subassembly berechnet; Abb. 5.6-7 zeigt die Ergebnisse. Die Werte zeigen, daß der Transport eines Subassembly in der Schutzgasatmosphäre ohne Zwangskühlung erst nach längerer Abklingzeit möglich ist.

Auf Abb. 5.6-8 sind die Aufheizgeschwindigkeiten eines ungekühlten, mit 7 Brennstoff-Subassemblies und Natrium gefüllten Transportbehälter für verschieden lange Stand- und Anklingzeiten aufgetragen. Nach einer Abklingzeit von 100 Tagen ist die Aufheizgeschwindigkeit so gering, daß für den Transport des Behälters mehr als zwei Stunden zur Verfügung stehen. In Wirklichkeit ist diese Zeit sogar noch länger, da die schwere, abgeschirmte Transportflasche ebenfalls größere Wärmemengen aufnimmt und für die Berechnung die maximal im Reaktor auftretende Stableistung zugrunde gelegt wurde. Für kurze Abklingzeiten bzw. eine sofortige Entnahme der abgebrannten Subassemblies ist jedoch eine Kühlung der Transportflasche erforderlich. Evtl. müssten in einem solchen Fall die Transportbehälter teilweise besetzt transportiert werden.



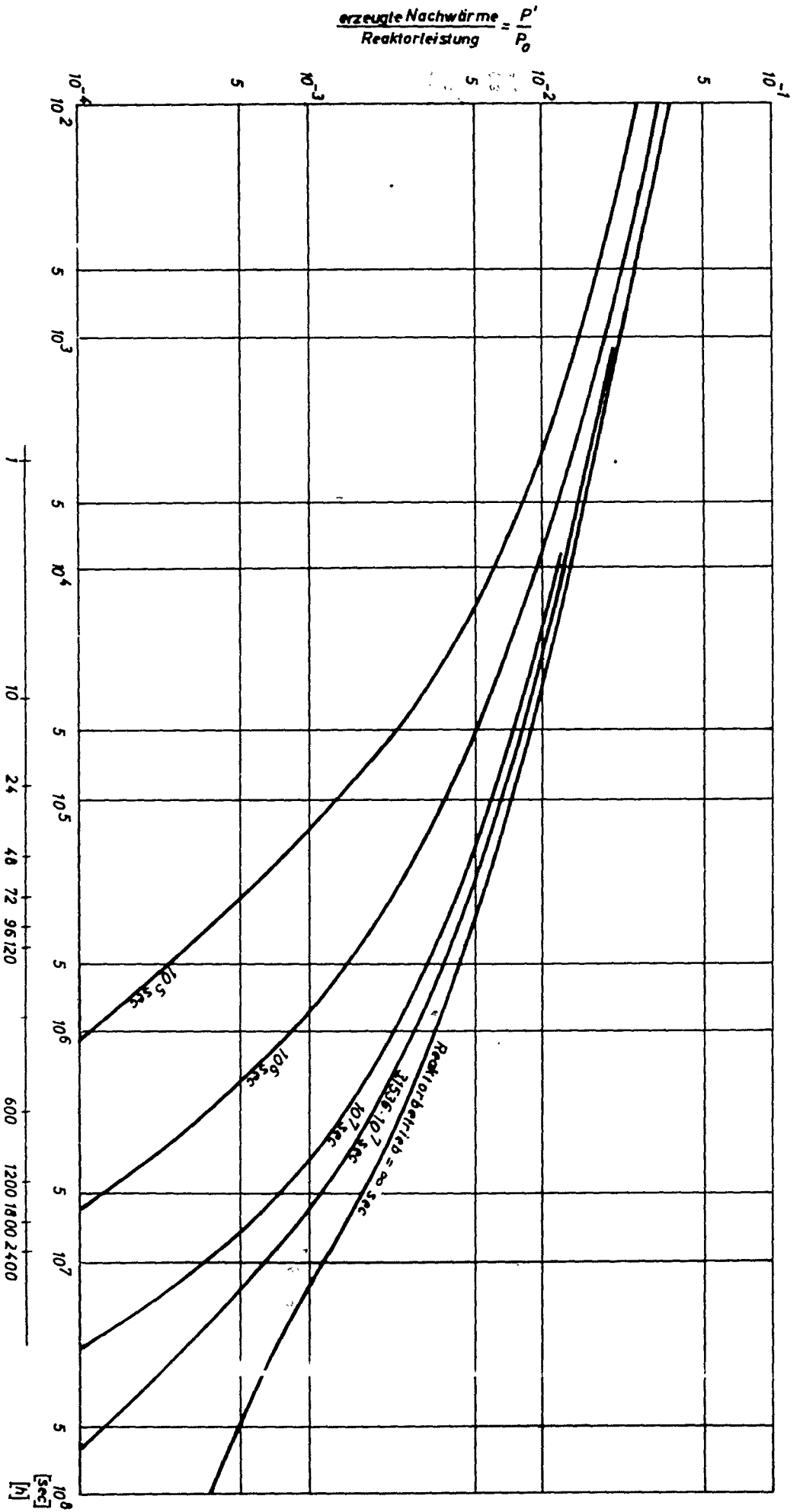


Abb. 5.6 - 6 Nachwärmeerzeugung als Funktion der Abklingzeit

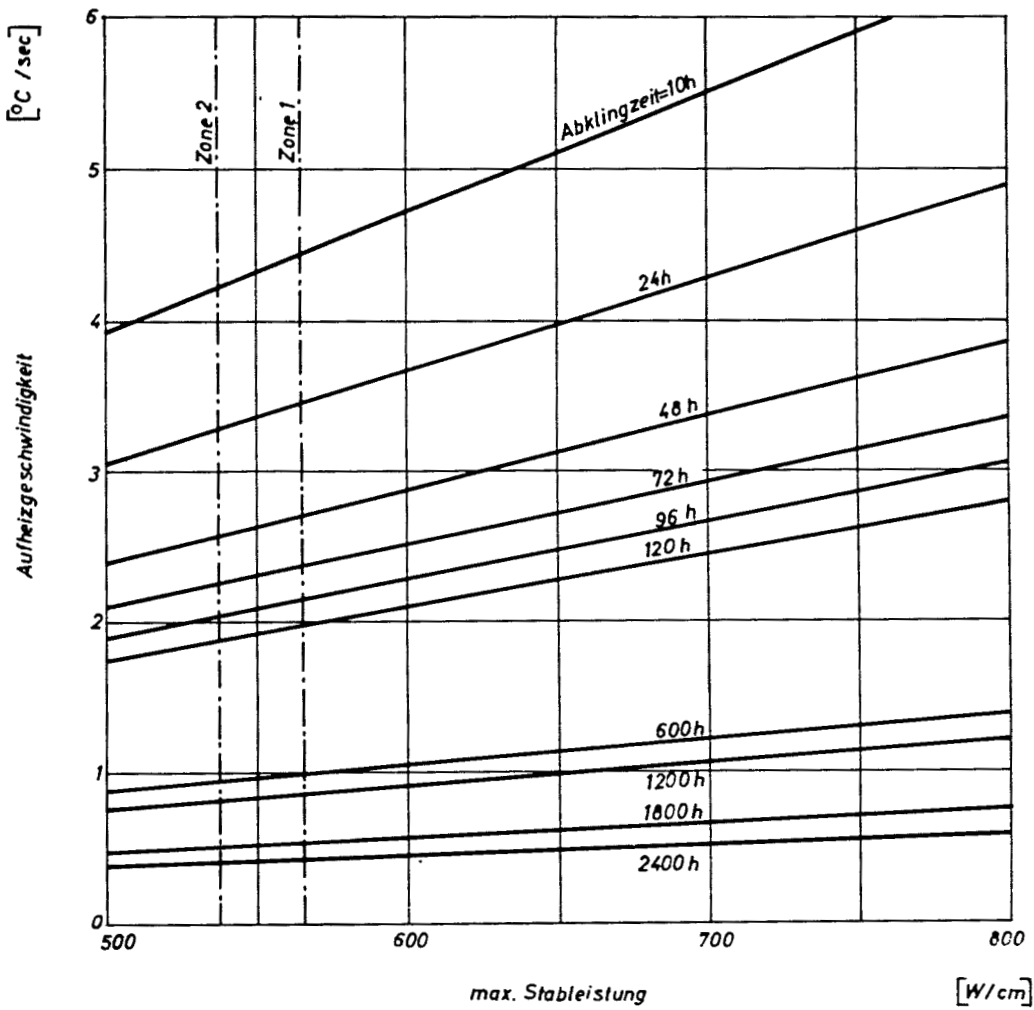


Abb. 5.6 - 7 Aufheizgeschwindigkeit eines ungekühlten Brennstoff-Subassembly durch Nachwärme

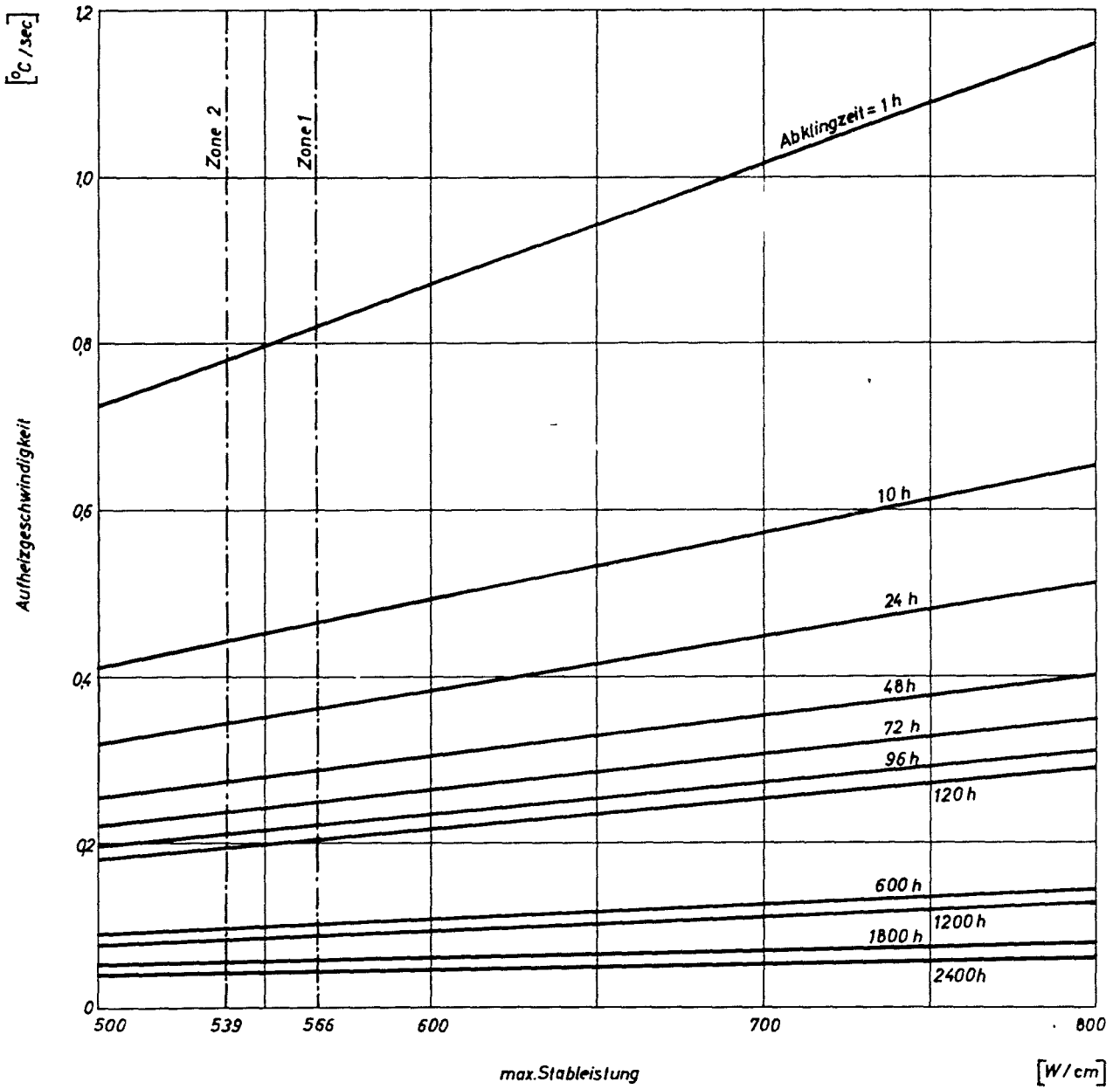


Abb. 5.6 - 8 Aufheizgeschwindigkeit eines ungekühlten mit Brennstoff-Subassemblies und Natrium gefüllten Transportbehälters durch Nachwärme

Aus diesen Betrachtungen folgt, daß ein Brennstoffwechsel in der Schutzgasatmosphäre bei abgesenktem Kühlmittelstand unter Sicht wegen der hohen Nachwärmeerzeugung äußerst schwierig ist. Er dürfte nur mit der erwähnten Sonderkonstruktion des Beladerohres durchgeführt werden können, da nur diese eine zuverlässige Kühlung der Subassemblies während des Transportes erlaubt. Die Untersuchungen zu diesem System sind jedoch z.Zt. noch nicht abgeschlossen.

Für den vorliegenden Entwurf wurde deshalb zunächst vorgesehen, den Brennstoffwechsel ohne Sicht unter Natrium auszuführen. Durch Absenken des Spiegels ist es auch bei dieser Ausführung möglich, die Manipulatoren und deren Justierung optisch zu überprüfen. Zweckmäßigerweise wird von dieser Möglichkeit jeweils vor Beginn des Brennstoffwechsels Gebrauch gemacht. Dabei können gleichzeitig die infrage kommenden Brutstoff-Subassemblies unter Sicht ausgetauscht werden, so daß das Bedienungspersonal mit der Einstellung und den Eigenheiten des betreffenden Manipulators bereits gut vertraut ist, wenn die Arbeiten unter Natrium beginnen.

### 5.6.2 Beschreibung der Anlagenteile

Die Beschickungsanlage besteht im wesentlichen aus drei Manipulatoren, die gleichmäßig an der Peripherie des Reaktorkernes verteilt angeordnet sind (s. Zeichng. Nr. 6 und 7). Während des Reaktorbetriebes sind die Beschickungsmanipulatoren in ihre Parkpositionen oberhalb des Reaktor-Abschirmdeckels zurückgezogen. Für den Beschickungsvorgang werden sie in den Reaktor abgesenkt. Jeder Manipulator (s. Abschn. 5.6.2.1 und Zeichng. Nr. 16 und 17) kann in seinem Beschickungssektor alle Kernpositionen anfahren und dort sowohl Brennstoff- und Brutstoff-Subassemblies als auch die Steuerstab-Subassemblies auswechseln.

Den Beschickungsmanipulatoren sind je zwei Transportbehälter zugeordnet. Die insgesamt sechs Transportbehälter stehen paarweise zwischen den drei Manipulatorpositionen an der Peripherie des Reaktorkernes. Jeder Behälter bietet Platz für sieben Subassemblies. Der Transportbehälter besteht aus einem zylindrischen Topf von 4000 mm Höhe und 800 mm Außendurchmesser, dessen Mantel mit Längsrippen versehen ist. Zentrisch in diesem ist eine zylindrische Trennwand von 600 mm  $\varnothing$  und 3400 mm Höhe angeordnet, die mit dem Mantel des Behälters einen Ringraum bildet. Eine Tragplatte am Fußende des inneren Zylinders nimmt die in den Transportbehälter eingesetzten Subassemblies auf. Zwischen Behälterboden und Tragplatte ist die Trennwand durch mehrere am Umfang verteilte Fenster unterbrochen. Der so ausgeführte Transportbehälter erlaubt eine Abfuhr der Subassembly-Nachwärme an das den Behälter umgebende kühlere Medium. Fest in den Reaktor eingebaute Lagertöpfe (s. Abschn. 5.1) nehmen die Transportbehälter auf. Am Kopfende der Lagertöpfe ist ein Führungsring angebracht, der dem eingesetzten Transportbehälter eine genau definierte Lage zur Reaktormitte gibt. Beim Entnehmen der Subassemblies aus dem Reaktor wird der Transportbehälter durch einen an der Hubstange befestigten Deckel verschlossen und mit seiner Natriumfüllung aus dem Reaktor in eine darüberstehende Transportflasche überführt.

Für das Ein- und Ausschleusen der Transportbehälter stehen insgesamt zwei Transportflaschen zur Verfügung. Diese sind auf einem Fahrgestell montiert und bewegen sich auf Schienen. Ihre Abschirmung erfolgt durch

eine ausreichend starke Bleihülle, die am Fußende durch einen gasdichten Schieber unterbrochen ist. Eine Kühlung des in der Transportflasche enthaltenen Schutzgases (Argon) ist nicht erforderlich. (s. Abschn. 5.6.1). Am Kopfende der Transportflasche befindet sich eine Öffnung, durch die die Transportbehälterhubstange geführt und abgedichtet wird. Eventuell an dieser Stelle austretende Gasmengen werden abgesaugt. Die Hubstange ist mit dem Transportbehälterdeckel lösbar verbunden. Nach dem der Deckel allein oder zusammen mit dem Transportbehälter in die Transportflasche überführt wurde, wird dessen zylindrischer Schaft in der Flasche gasdicht befestigt und die Hubstange mit Antrieb abgekuppelt. Während des Transportes in das Reaktorgebäude hängt also der Transportbehälter in der Transportflasche. Der Hubstangenantrieb ist auf einem zur Seite schwenkbaren Galgen angeordnet, der wiederum auf einer Drehscheibe befestigt ist.

Die Drehscheibe ist zentral über dem Reaktor auf dem Beschickungsflur angeordnet. Sie läuft auf einem Schienenkranz von ca. 10,5 m  $\varnothing$  und kann die Transportflaschen über jede der sechs Transportöffnungen fahren. Eine Schienenstrecke stellt die Verbindung zwischen Drehscheibe und Brennelementlager im Reaktornebengebäude (s. Abschn. 5.7) dar. Der Schienenweg ist in einem Kanal des höher liegenden Reaktorflures verlegt, der vom Reaktor bis zur Materialschleuse reicht. Die am Fußende der Transportflasche lückenhafte Abschirmung wird durch den abgeschirmten Transportweg wieder kompensiert, da auf dem Transport keine schädliche Strahlung nach unten bzw. zur Seite entweichen kann.

#### 5.6.2.1 Beschreibung des Beschickungsmanipulators

Als Beschickungsmaschine dient ein Scherenmanipulator (Zeichng.Nr. 16), dessen Beladerohr (Zeichng. Nr. 17) über alle Kernpositionen in dem betreffenden Beschickungssektor gefahren werden kann.

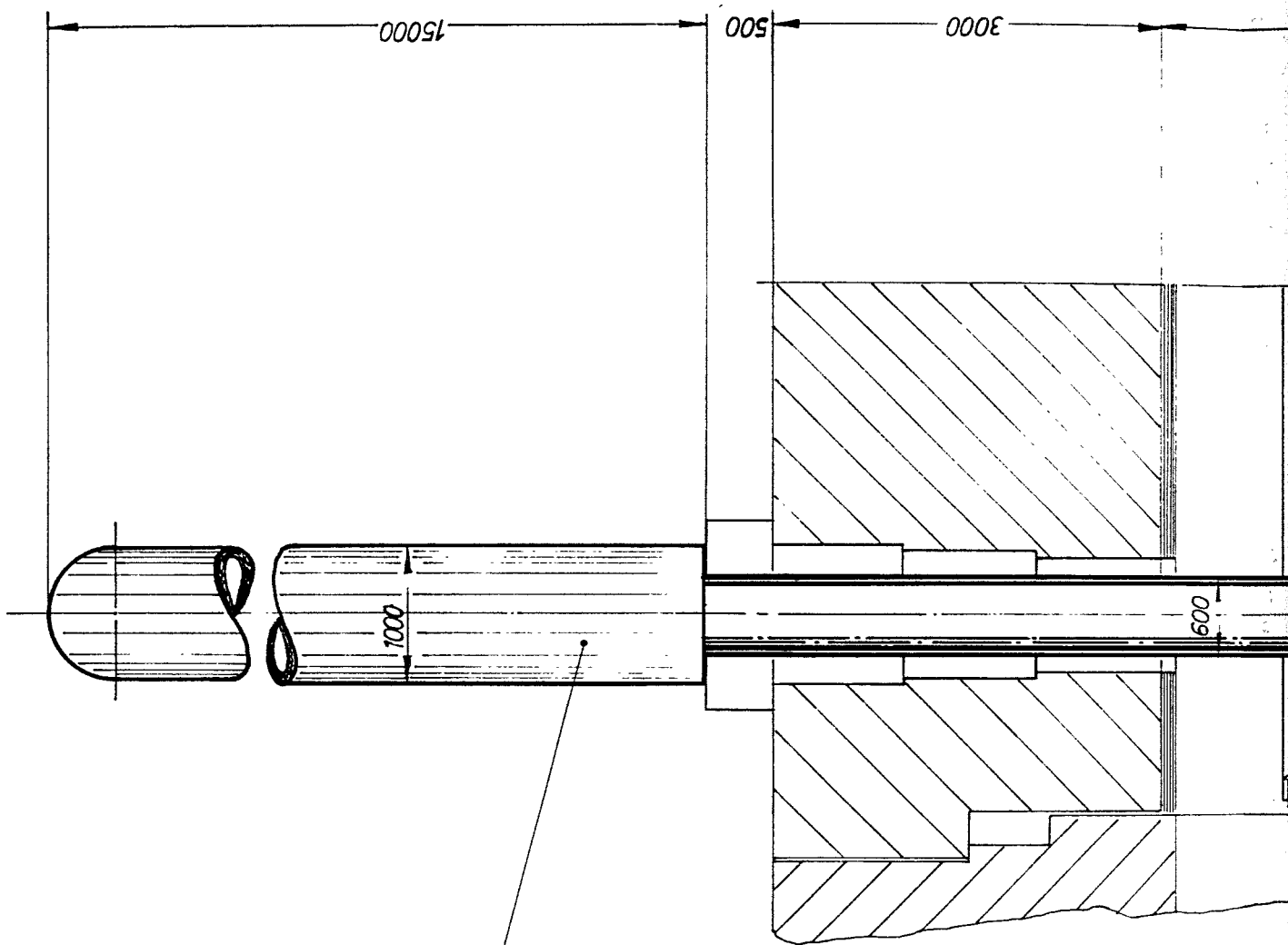
Das Beladerohr ist gekennzeichnet durch eine lange Hülse, an deren Fußende sich ein um seine senkrechte Achse drehbares Führungsfutter befindet. Dieses Futter enthält eine Führungsstrecke mit hexagonalem

Querschnitt für das Subassembly. Am äußeren Umfang des Futters befinden sich sechs steile Bogenführungen. Wird das Beladerohr auf eine leere Subassembly-Position abgesenkt, so dreht sich das Führungsfutter mit dem darin enthaltenen Subassembly durch Berührung mit den umliegenden Subassembly-Köpfen in die Lage, die die hexagonale Leerposition aufweist. Wird ein Subassembly aus dem Subassembly-Verband in das Beladerohr gezogen, so hält das Führungsfutter die umgebenden Subassemblies nieder. Das Beladerohr verleiht dem darin befindlichen Subassembly eine ausreichende Stabilität auch bei größeren Schwenkgeschwindigkeiten unter Natrium.

Der Subassembly-Greifer wird durch ein Schrittschaltwerk geöffnet und geschlossen. Das geschieht durch mehrmaliges Absetzen und Anheben des Greifers. An den zwei Greiferbacken befestigte Führungsbolzen laufen dabei eine in dem Kragen des Schrittschaltwerkes enthaltene Schaltkurve entlang. Im geöffneten und im geschlossenen Zustand wird der Greifer durch die entsprechende Form der Schaltkurve verriegelt. Die jeweilige Stellung der Greiferbacken wird durch einen pneumatischen Stellungsgeber angezeigt.

Die Hub- und Senkbewegung des Greifers erfolgt über zwei miteinander gekoppelte flexible Schubstangen. Diese Schubstangen werden in runden, mit Längsschlitz versehenen Kanälen im Beladerohr geführt. Die Länge der Längsschlitz entspricht dabei der erforderlichen Hubhöhe des Greifers. Oberhalb des Beladerohres erfolgt die Führung an den Gelenkpunkten in kurzen flexiblen Schläuchen und in den geraden Strecken in starren Rohren. Die Schubstangen werden auf diese Weise bis hinauf zum Antrieb, der im oberen Manipulatorgehäuse angeordnet ist, geführt.

Das Beladerohr ist durch zwei Paar parallele übereinanderliegende Arme mit der teleskopartigen Manipulatorsäule verbunden. Die Manipulatorsäule besteht aus zwei ineinanderlaufenden Rohren, die in axialer Richtung gegeneinander verschiebbar sind, dagegen radial nur zusam-

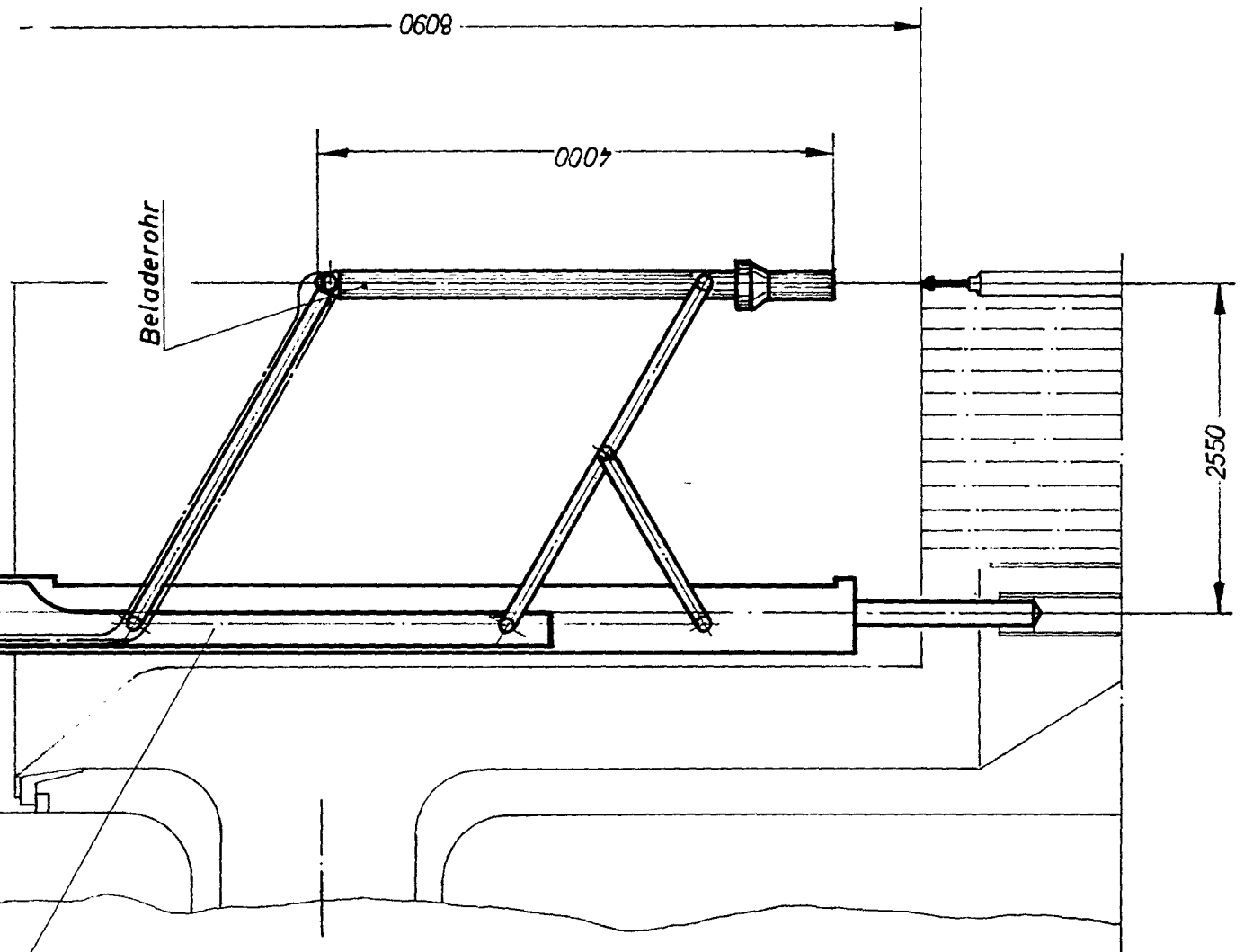


Antrieb

Manipulatorsäule



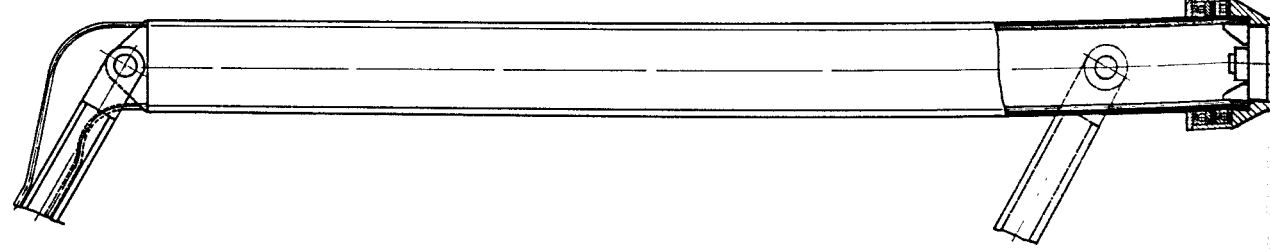




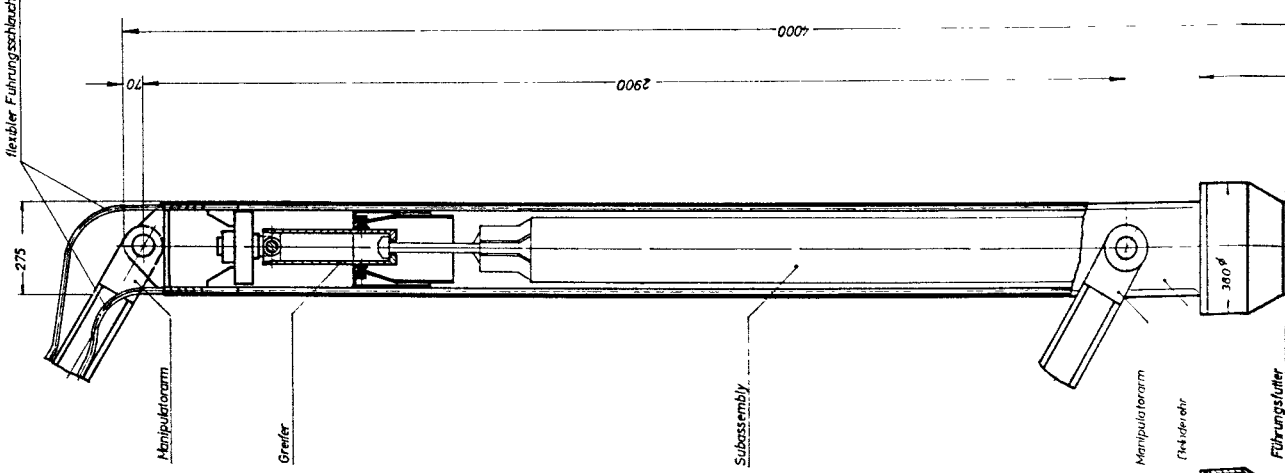
1000 MWe Schneller Brüter Na1

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung		Zeichngs. Nr Norm		Bemerkung	
		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽		bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	über 1000 bis 2000
Oberflächenzeichen		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	± 0,1	+ 0,2	- 0,3	+ 0,5	± 0,8	± 1,2
Rauhtiefe max in µ		1000	40	10	4	1,6							
1964	Tag	Name				Werkstoff	Kernreaktor Bau- u. Betriebs-Gesellschaft m. b. H. Karlsruhe	Zugeh. Zeichng.					
gez.	15.12.	<i>Simon</i>						Ersatz für					
gepr.		<i>Kasper</i>						Ersetzt durch					
ges.								Zeichnungs Nr.					
Maßstab		Benennung					Zeichnungs Nr.						
1:50		Beschickungsmanipulator					16						

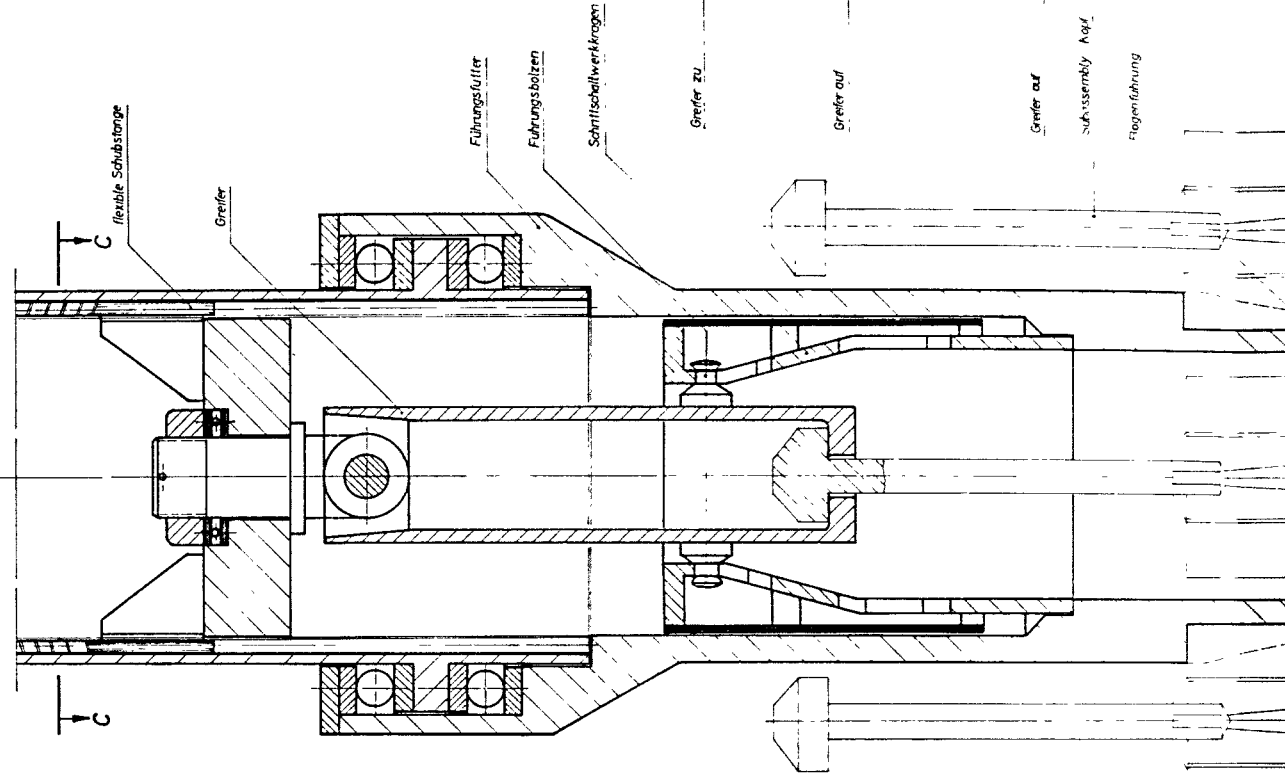
**Beladerohr in Greif-  
stellung**  
M1:10



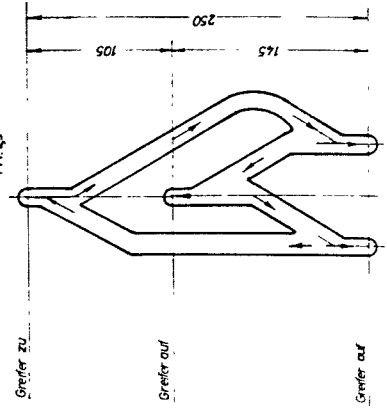
**Beladerohr mit aufgenommenem  
Subassembly**  
M1:10



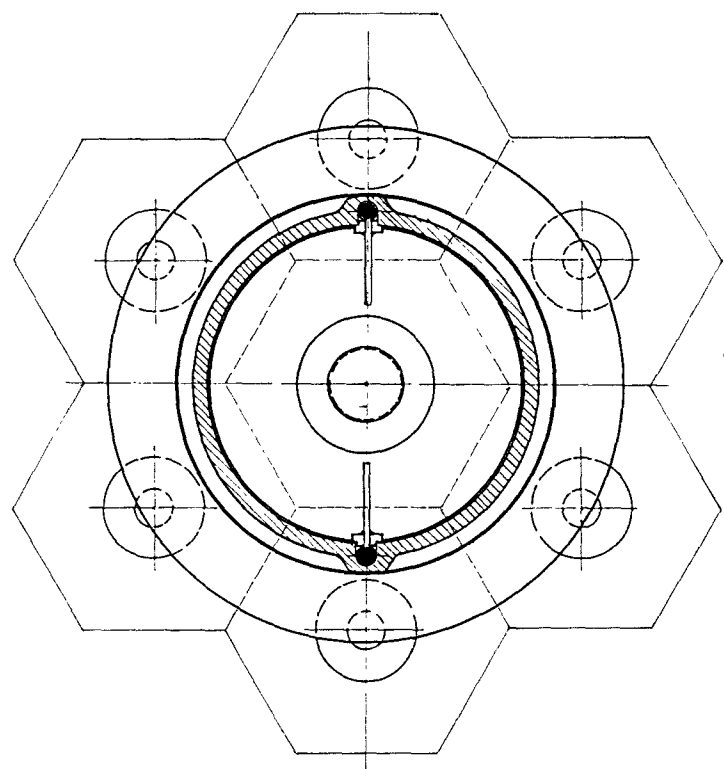
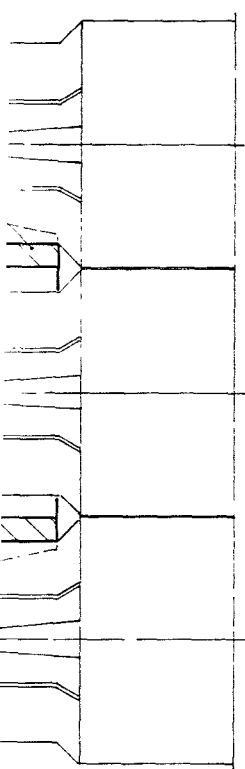
**Unterer Beladerohrabschnitt**  
M1:25



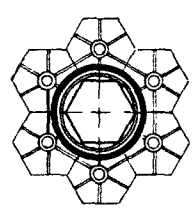
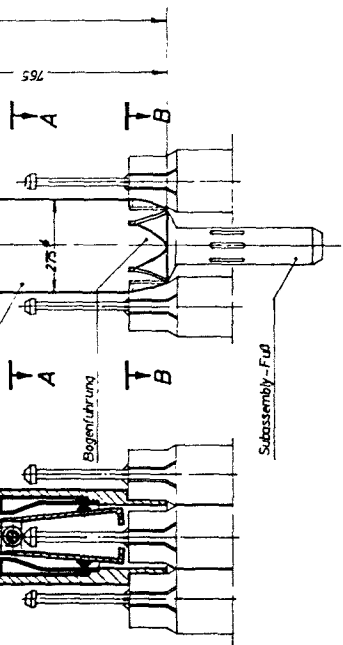
**Schalikurve (Abwicklung)**  
M1:25



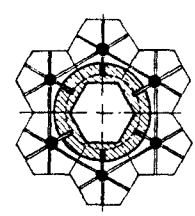
Die diese Zeichnung gebildete ist nur ein Modell von dem die Ausführung der Maschine nicht zu entnehmen ist. Die Zeichnung ist nur ein Modell von dem die Ausführung der Maschine nicht zu entnehmen ist. Die Zeichnung ist nur ein Modell von dem die Ausführung der Maschine nicht zu entnehmen ist. Die Zeichnung ist nur ein Modell von dem die Ausführung der Maschine nicht zu entnehmen ist.



Schnitt C-C

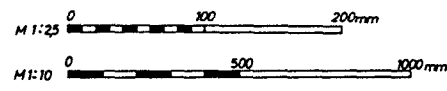


Schnitt A-A



Schnitt B-B

1000 MWe Schneller Brüter Na1



Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung			Zeichungs Nr. Norm	Bemerkung
				mm	mm	mm		
Überbleibsel								
Freimitteltoleranz				±0.1	±0.2	±0.3	±0.4	±0.5
1964	Tag	Abmess	Werkstoff	Geometrie für Kerfherstellung			Zugab. Zeichn.	
18.42				m. A.H.			Ersatz Nr.	
				7500 Karlsruhe			Ersetzt durch	
				Postfach 847			Zeichnungs Nr.	17
Medafab		Datenung						
1:10;1:25			Beladerohr					

Rev.	Änderung	Tag	Name

men bewegt werden können. Ein Fenster im unteren Teil der Manipulatorsäule erlaubt es, das Beladerohr in die Säule einzuschwenken. Im innersten Rohr der Säule sind die Manipulatorarme gelagert. Die Lagerung der Stützarme erfolgt dagegen im äußeren Rohr. Die Stützarme sind mit den unteren Manipulatorarmen beweglich verbunden. Wird das innere Rohr relativ zu dem feststehenden äußeren Säulenrohr auf und ab bewegt, so verändert sich der Anfahradius des Manipulators. Die Längenverhältnisse zwischen Stützarm und Manipulatorarm wurden so gewählt, daß das Beladerohr sich bei Radiusverstellung horizontal auf einer Geraden bewegt.

Die Manipulatorsäule wird am Fußende des äußeren Rohres im Reaktor geführt. Der Fuß besteht aus einer 1100 mm langen Führungsstange, die sich in einem Lager drehen und in diesem auf und ab bewegen kann. Das Lager ist in Höhe der Subassembly-Köpfe am Tragzylinder des Reaktors befestigt.

Nach dem Beschickungsvorgang wird die Manipulatorsäule mit dem eingefahrenen Beladerohr aus dem Reaktor in ihre Parkposition zurückgezogen. Alle Gelenke des Manipulators sind mit Sollbruchstellen versehen. Diese werden durch Überbeanspruchung gesprengt, sobald die Gelenke im heißen Natrium verschweißen und keine Bewegung des Manipulators mehr zulassen sollten. Damit ist gewährleistet, daß ein reparaturbedürftiger Manipulator auf jeden Fall aus dem Reaktor zurückgezogen werden kann.

Der Manipulator kann auf folgende Weise betätigt werden:

- automatische Steuerung mit maschinellm Antrieb
- manuelle Steuerung und Betätigung über Kraftverstärker
- Feineinstellung durch manuelle Betätigung über Kraftverstärker, Grobverstellung durch maschinellen Antrieb

Bei der automatischen Steuerung fährt der Manipulator nach Einstellen der gewünschten Position diese selbsttätig an. Es ist möglich, mehrere aufeinander folgende Bewegungsvorgänge automa-

tisch ablaufen zu lassen. Die Verstellung erfolgt durch einen maschinellen Antrieb nach festen in den Antrieb eingegebenen Koordinaten. Um eine einwandfreie Funktion sicher zu stellen, muß eine vollkommene Reproduzierbarkeit aller Bewegungen über längere Zeiträume gewährleistet sein. Es können deshalb bei diesem System keine unterschiedlichen Wärmedehnungen, größere Lagerspiele usw. zugelassen werden. Durch Fehler in der Steuerung und andere Ursachen ist eine Beschädigung einzelner Teile des Reaktors und der Beschickungseinrichtung denkbar. Diese Gefahr kann durch Sicherheitsfühler, Rutschkupplungen usw. vermindert, jedoch nicht ganz vermieden werden.

Beim rein manuellen Antrieb ist der Manipulator durch Gegengewichte bzw. Federn ausgeglichen und in jeder Stellung im Gleichgewicht. Die Verstellung des Beladerohres und die Betätigung des Greifers erfolgt von Hand über mechanische Zwischenglieder. Auf diese Weise ist eine direkte Rückmeldung vorhanden. Die mit der Hand aufzubringenden Verstellkräfte werden allerdings wegen der Größe und des Gewichtes der zu bewegenden Teile allein nicht ausreichen, so daß eine Kraftverstärkung durch Servosysteme erforderlich ist. Durch die Kraftverstärkung wird die Wirksamkeit der direkten Rückmeldung vermindert.

Das dritte System stellt eine Kombination der beiden ersten dar. Hier werden alle Bewegungen, die eine große Sorgfalt und Genauigkeit erfordern, von Hand über einen Kraftverstärker ausgeführt. Hub- und Schwenkbewegungen, bei denen der Manipulator große Wege zurücklegen muß, erfolgen dagegen durch maschinellen Antrieb. Es ist zu erwarten, daß diese Antriebsart für die vorliegenden Bedingungen am geeignetesten ist.

### 5.6.3 Beschickungsablauf und Zeitplan

Der Reaktorkern ist entsprechend den vorhandenen Beschickungsmanipulatoren, wie auf Abb. 5.6-9 dargestellt, in drei Sektoren unterteilt.

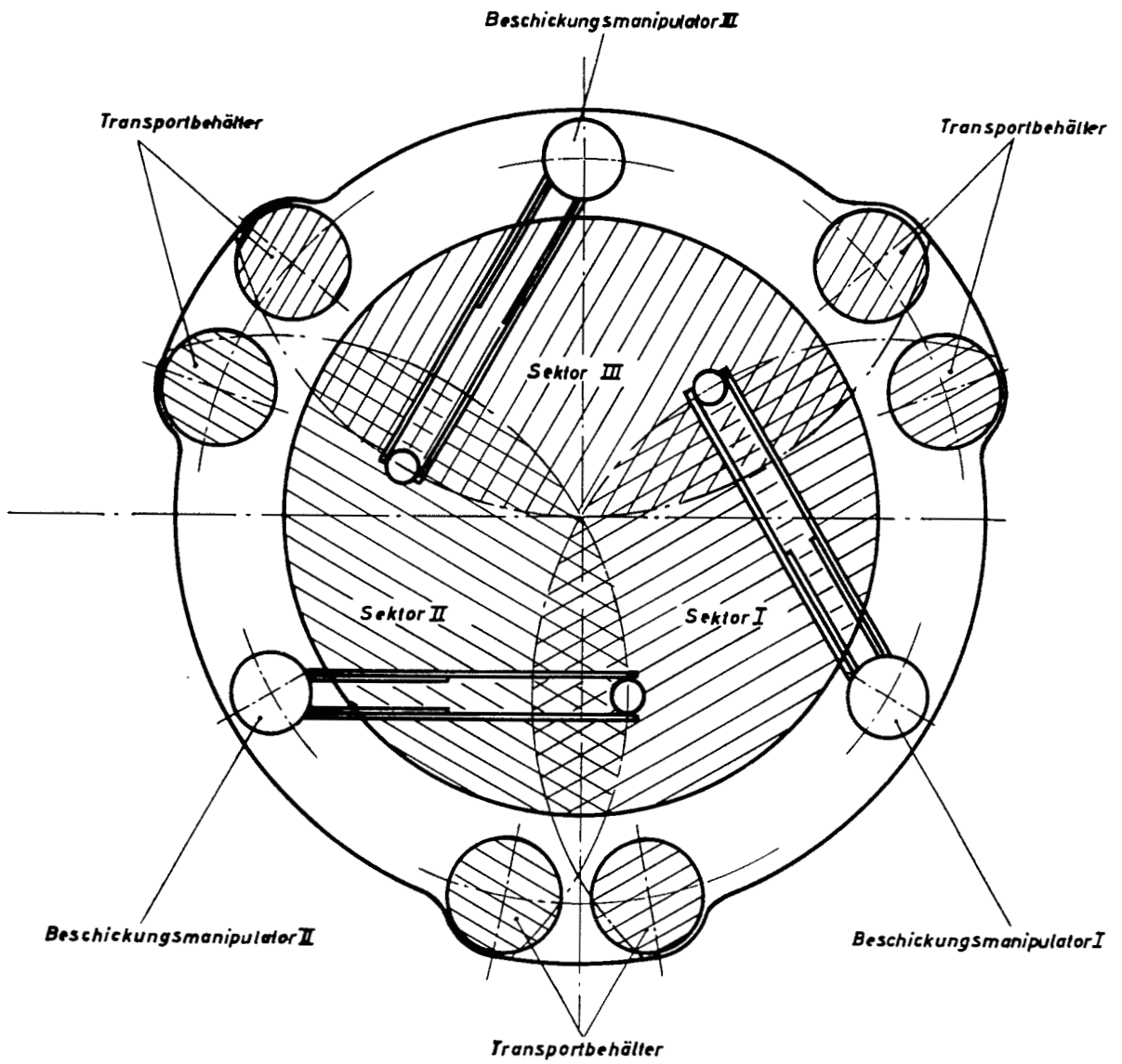


Abb. 5.6 - 9 Beschickungssektoren

Die Beschickung läuft wie folgt ab:

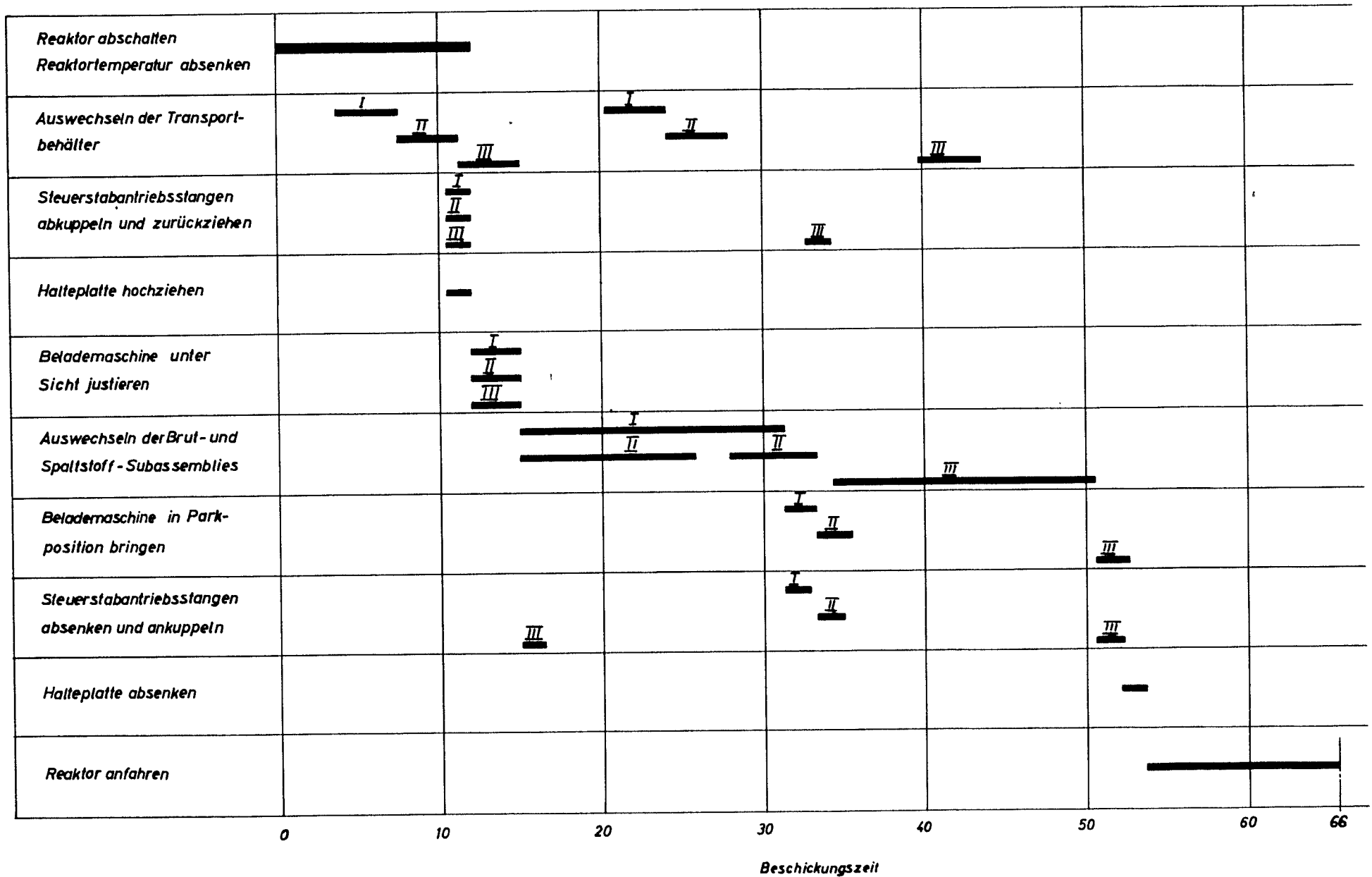
- Am Ende der Reaktorbetriebszeit von 163 Tagen wird der Reaktor abgeschaltet und in 12 Stunden von  $580^{\circ}\text{C}$  auf  $200^{\circ}\text{C}$  untergeköhlt.
- In dieser Abköhlperiode erfolgt das Auswechselln der mit Abschirm-Subassemblies gefüllten 3 Transportbehälter gegen andere, gefüllt mit Spaltstoff-Subassemblies. Die 3 mit Brutstoff-Subassemblies gefüllten Transportbehälter verbleiben dagegen im Reaktor.
- Die Steuerstabantriebsstangen aller 3 Beschickungssektoren werden abgekuppelt und zurückgezogen.
- Die Halteplatte wird bis unter den Reaktorabschirmdeckel zurückgezogen.
- Ein Periskop mit Beleuchtungseinrichtung wird in den Reaktor eingefahren und der Natriumspiegel abgesenkt, bis die Köpfe der Subassemblies sichtbar werden.
- Die 3 Beschickungsmanipulatoren werden abgesenkt und durch Anfahren extremer Subassembly-Positionen justiert.
- Das Periskop wird zurückgezogen und der Natriumspiegel wieder auf Ausgangsstellung angehoben.
- Einer der Manipulatoren, z. B. von Sektor III, wird zur Seite geschwenkt und die zugehörigen Steuerstabantriebsstangen angekuppelt, da dieser Sektor zunächst nicht beschickt wird.
- Beschickungsmanipulator I und II wechseln zunächst die fälligen Brutstoff-Subassemblies aus. Das Auswechselln der abgebrannten Spaltstoff-Subassemblies erfolgt daran anschließend.

- Die ausgewechselten Brutstoff-Subassemblies werden sofort ausgeschleust und im Reaktornebengebäude für die Abklingdauer gelagert. Transportbehälter, gefüllt mit neuen Spaltstoff-Subassemblies, gelangen an ihre Stelle in den Reaktor.
- Manipulator I kann den zugehörigen Sektor kontinuierlich beschicken, während Manipulator II für kurze Zeit die Beschickungsarbeiten unterbricht bis der fehlende Transportbehälter mit neuen Spaltstoff-Subassemblies in den Reaktor eingeschleust ist. (Unterbrechung ist bedingt durch Auswechseln immer nur eines Transportbehälters gleichzeitig)
- Die Steuerstabantriebsstangen von Sektor I und II werden angekuppelt, nachdem Beschickungsvorgänge hier abgeschlossen sind.
- Manipulator I und II werden in ihre Parkposition zurückgezogen.
- Nachdem die Steuerstabantriebsstangen im Sektor III angekuppelt und zurückgezogen sind spielt sich hier der gleiche Beschickungsablauf wie in Sektor I ab.
- Manipulator III wird in Parkposition zurückgezogen.
- Halteplatte wird abgesenkt.
- Steuerstabantriebsstangen von Sektor III werden angekuppelt.
- Der Reaktor wird innerhalb von 12 Stunden wieder auf volle Leistung hochgefahren.

Die Beschickungsarbeiten sind nach etwa 66 h (Abb. 5.6 - 10) abgeschlossen.

Nach Ablauf von 100 Tagen werden die gefüllten Transportbehälter aus dem in Betrieb befindlichen Reaktor entnommen. Für jeden Beschickungssektor tritt an ihre Stelle ein mit neuen Brutstoff-Subassemblies und ein mit Abschirm-Subassemblies





gefüllter Transportbehälter, da diese Behälter ein Bestandteil der inneren Abschirmung sind (s. Abschn. 5.1).

## 5.7 Reaktor-Nebengebäude

Im Nebengebäude sind mehrere für den Reaktorbetrieb notwendige Versorgungs- u. Lagersysteme untergebracht (s. Zchg.Nr. 18). Das Nebengebäude ist mit dem Sicherheitsbehälter durch die Personen- u. Materialschleuse und einen Rohrleitungskanal verbunden.

Im einzelnen sind dort folgende Anlagen vorgesehen:

das abgeschirmte Brennelementlager für die abgebrannten Brennelemente

eine Dekontaminationszelle für Reaktorbauteile

eine Fahrbühne von 60 t Traggewicht, angeordnet oberhalb des BE-Lagers und der Dekontaminationszelle, für den Transport der Bleiflasche bzw. anderer Reaktorteile

ein 60 t-Laufkran für den Materialtransport

das Na-Lager und die Aufbereitung

das Ar-Schutzgaslager und die Aufbereitung

die Diesel-Notstromaggregate

verschiedene Werkstatt-, Büro- u. Sozialräume für das Bedienungspersonal.

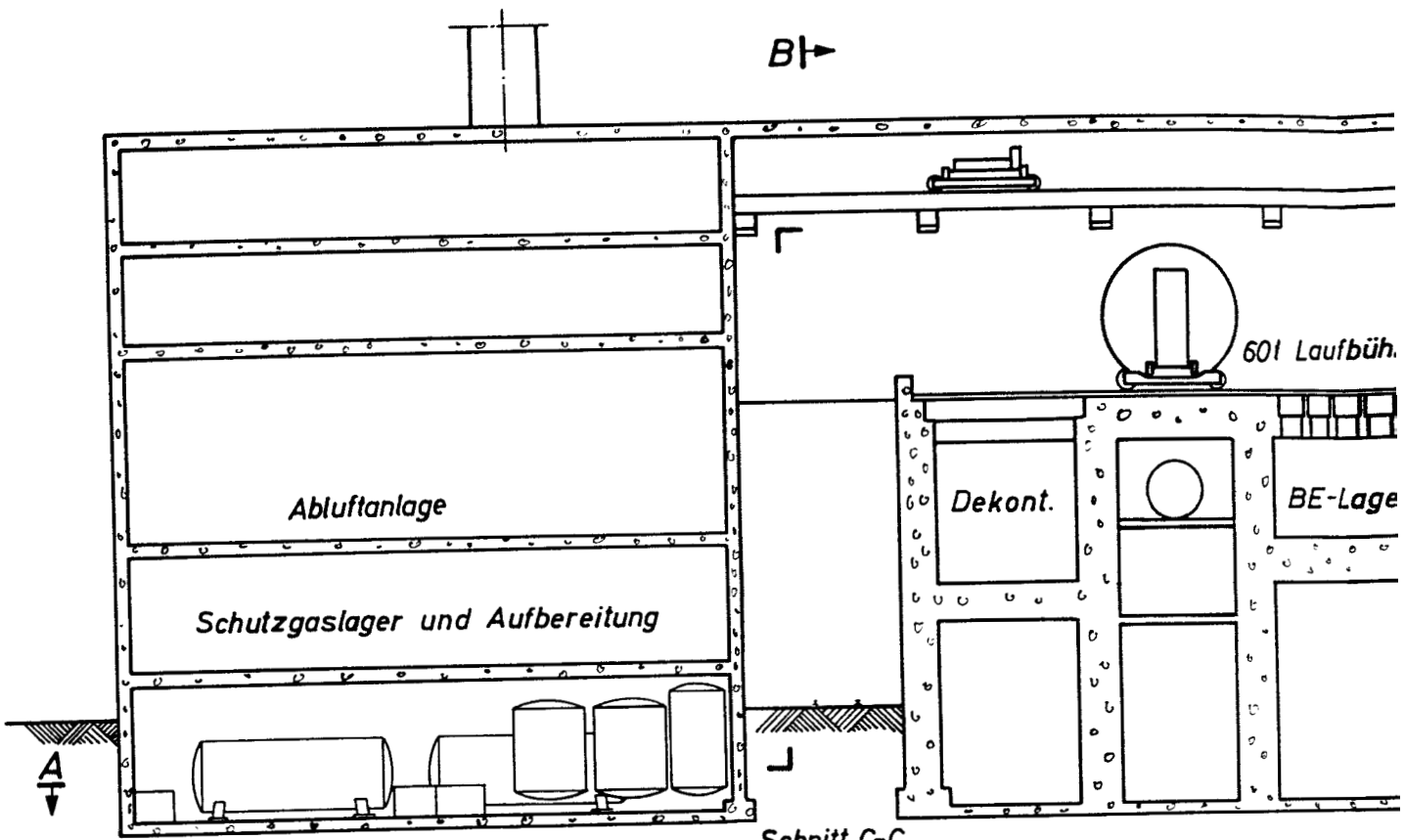
## 5.8 Reaktorhilfssysteme

In den folgenden Abschnitten werden die wichtigsten der zum Primär- und Sekundärkreis gehörenden Hilfssysteme kurz erläutert. Darüber hinaus sind für den sicheren Betrieb der gesamten Reaktoranlage weitere Hilfsanlagen erforderlich, z.B. Stickstoffsysteme für die Räume, in denen Na-Anlagen angeordnet sind, Belüftungssysteme für die begehbaren Räume, und vor allem Anlagen zur weiteren Behandlung der anfallenden festen, flüssigen und gasförmigen radioaktiven Abfälle. Diese Anlagen werden, ebenso wie die Anlage zur Wiederaufarbeitung der verbrauchten Brennstoffelemente, nicht behandelt.

### 5.8.1 Natriumlager und -aufbereitung

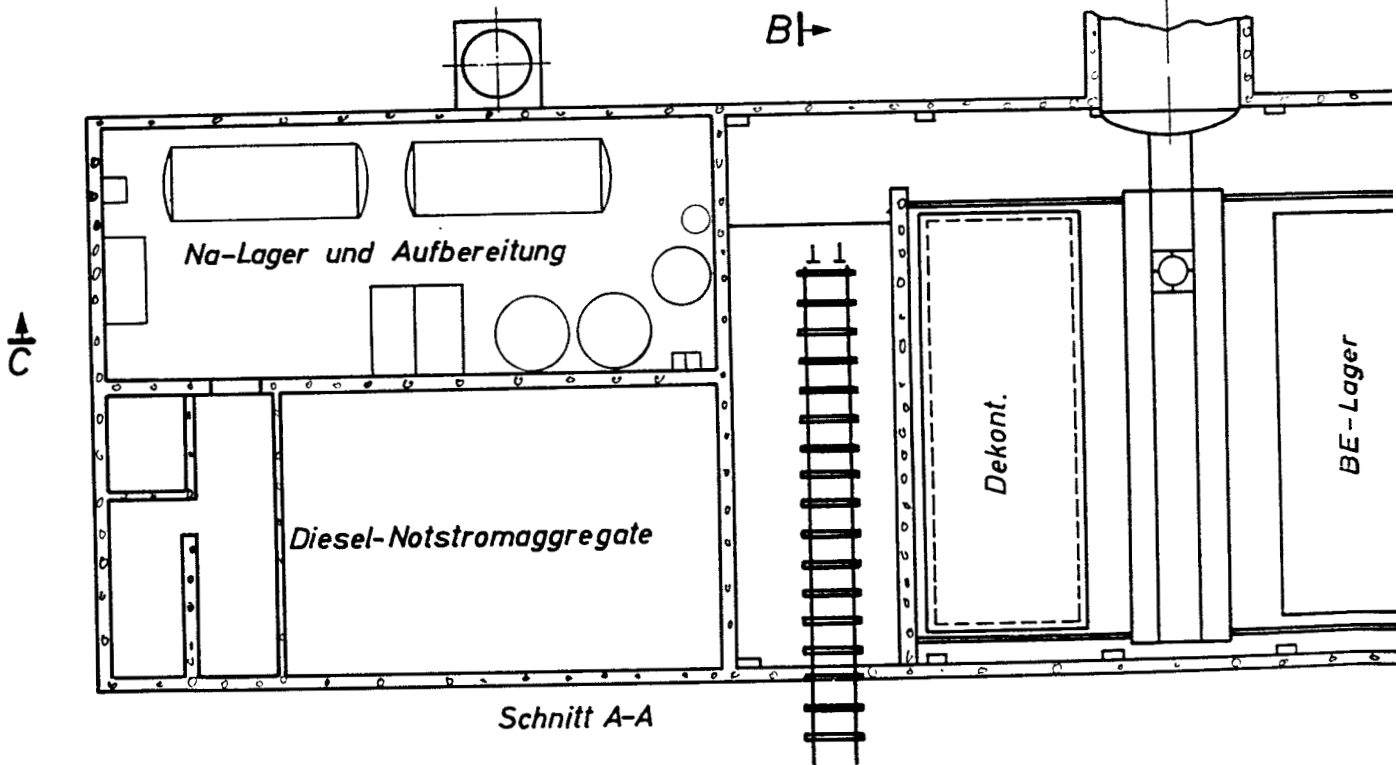
Das Lager für das frische Na und die dazugehörige Aufbereitungsanlage ist im Nebengebäude, Zchg.Nr. 18, untergebracht, die Schaltung zeigt Zchg.Nr. 19.

Das System enthält alle Einrichtungen für die Lagerung, Vorreinigung und Einfüllung des Natriums in die Kreisläufe des Primär- bzw. Sekundär-

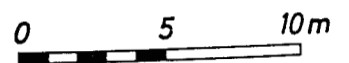


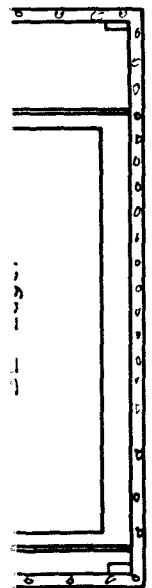
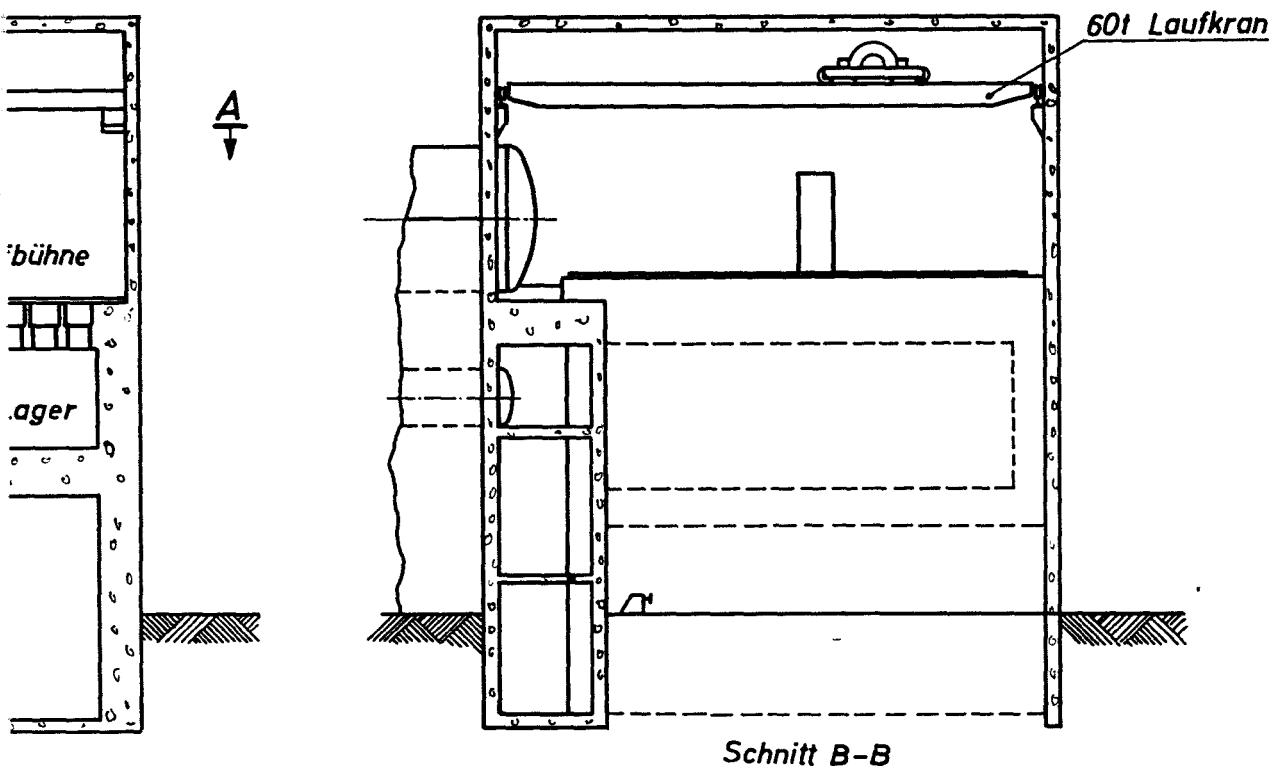
Schnitt C-C

B1



Schnitt A-A

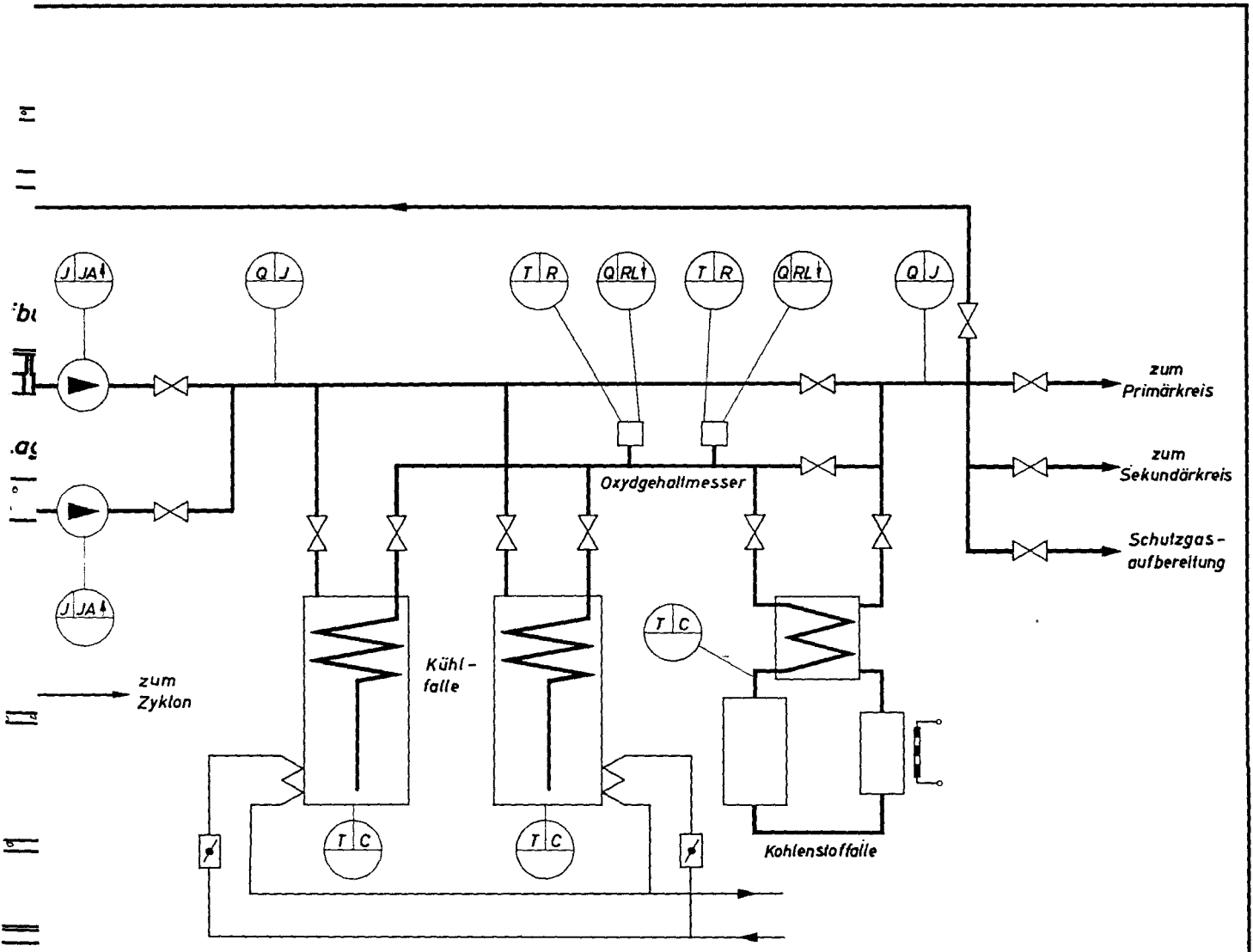




1000 MWe Schneller Brüter Na1

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung		Zeichngs. Nr Norm		Bemerkung
Oberflächenzeichen	~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	über 1000 bis 2000
Rauhtiefe max in µ	1000	40	10	4	1,6		± 0,1	+ 0,2	· 0,3	· 0,5	± 0,8	± 1,2
1964	Tag	Name		Werkstoff		Kernreaktor Bau- u. Betriebs-Gesellschaft m. b. H. Karlsruhe		Zugeh. Zchnng.				
gez.	8. 12.	P. Philipp						Ersatz für				
gepr.								Ersetzt durch				
ges.								Zeichnungs Nr.				
Maßstab		Benennung										
1: 250		Reaktornebengebäude						18				





1000 MWe Schneller Brüter Na 1

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung	Zeichngs. Nr. Norm					Bemerkung
		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽			bis 5	über 5 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	
Oberflächenzeichen		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	± 0,1	± 0,2	± 0,5	± 0,8	± 1,2		
Reinheit max. in µ	1000	40	70	+	1,6									
1964	Tag	-Name					Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. 7500 Karlsruhe Postfach 947	Zugeh. Zeichng.					
gez.	21.12.	S. J. J.							Ersetzt für					
gepr.									Ersetzt durch					
gez.									Zeichnungs Nr.					
Maßstab		Benennung					Na-Lager und Aufbereitung					19		
	Tag	Name												

systems und des Schutzgaslagers. Das System besteht aus folgenden parallel geschalteten Anlageteilen:

- 2 Na-Kühlfallen
- 2 Na-Oxydgehaltsmesser
- 1 Na-Filter
- 1 Kohlenstofffalle
- 3 Elektromagnetische Pumpen
- 2 Na-Lagerbehälter (mit je 30 m<sup>3</sup> Inhalt)

Vom Tankwagen über das Filter wird das Natrium in den Lagerbehälter gepumpt. Nach der Reinigung durch Kühlfalle und Kohlenstofffalle kann das Natrium gelagert oder in einen der Kreisläufe gefördert werden.

Alle natriumführenden Rohrleitungen und Anlageteile des Systems sind mit elektrischen Widerstandsheizungen versehen. Die Lagerbehälter und die Rohrleitungen werden dauernd über Na<sub>2</sub>O-Sättigungstemperatur auf ca. 200°C gehalten, um Na-Oxyd-Ablagerungen zu vermeiden. Die Rohrleitungen der Anlage werden an ihren tiefsten Stellen durch Anschlüsse in den Lagerbehälter entleert und an den höchsten Stellen entgast.

#### 5.8.1.1 Kühlfalle

In der Kühlfalle wird das Natrium auf Sättigungstemperatur von ca. 140°C abgekühlt. Bedingt durch die temperaturabhängige Löslichkeit der Natriumoxyde werden diese bei der Unterkühlung ausgeflockt und abgeschieden.

Die Kühlfalle besteht aus einem Regenerativ-Wärmeaustauscher und einem nachgeschalteten Abscheidebehälter. Der Behälter wird von außen mit Stickstoff gekühlt. Innen befinden sich Drahtsiebe mit geringer Maschenweite. Die große Oberfläche und die Siebwirkung begünstigen die Abscheidung der Na-Oxyde.

#### 5.8.1.2 Oxydgehaltsmesser

Die Messung des Oxydgehaltes erfolgt über die Bestimmung der Temperatur, bei welcher das Natriumoxyd gesättigt ist. Das abgekühlte Natrium wird durch eine Düse geführt. Ist die Sättigungstemperatur



erreicht, so setzt das ausfallende Oxyd die Düse zu. Gemessen werden die Durchflußabnahme und die Temperatur an der Düse. Die Abkühlung des Natriums bis zur Sättigungstemperatur erfolgt von außen durch Stickstoff.

#### 5.8.1.3 Kohlenstoffalle

Ihre Wirkungsweise beruht auf der Aufkohlfähigkeit austenitischer Stähle bei hohen Temperaturen. Die Kohlenstoffalle besteht aus einem stehenden, zylindrischen Behälter mit einer spiralförmig gewickelten Packung aus dünnem austenitischem Stahlblech, das als Absorptionsmaterial dient. Das Natrium wird in einem Rekuperator auf Reaktionstemperatur ( $650^{\circ}\text{C}$ ) vorgewärmt. Dann durchströmt es die Absorptionspackung, in der die Diffusion des Kohlenstoffes aus dem Natrium in den austenitischen Stahl der Packung stattfindet. Im nachgeschalteten Heizer wird das Natrium um die für die Wärmeübertragung im Rekuperator notwendige Temperaturdifferenz erwärmt und strömt dann durch die Sekundärseite des Rekuperators, wo es das eintretende Natrium auf Reaktionstemperatur vorwärmt.

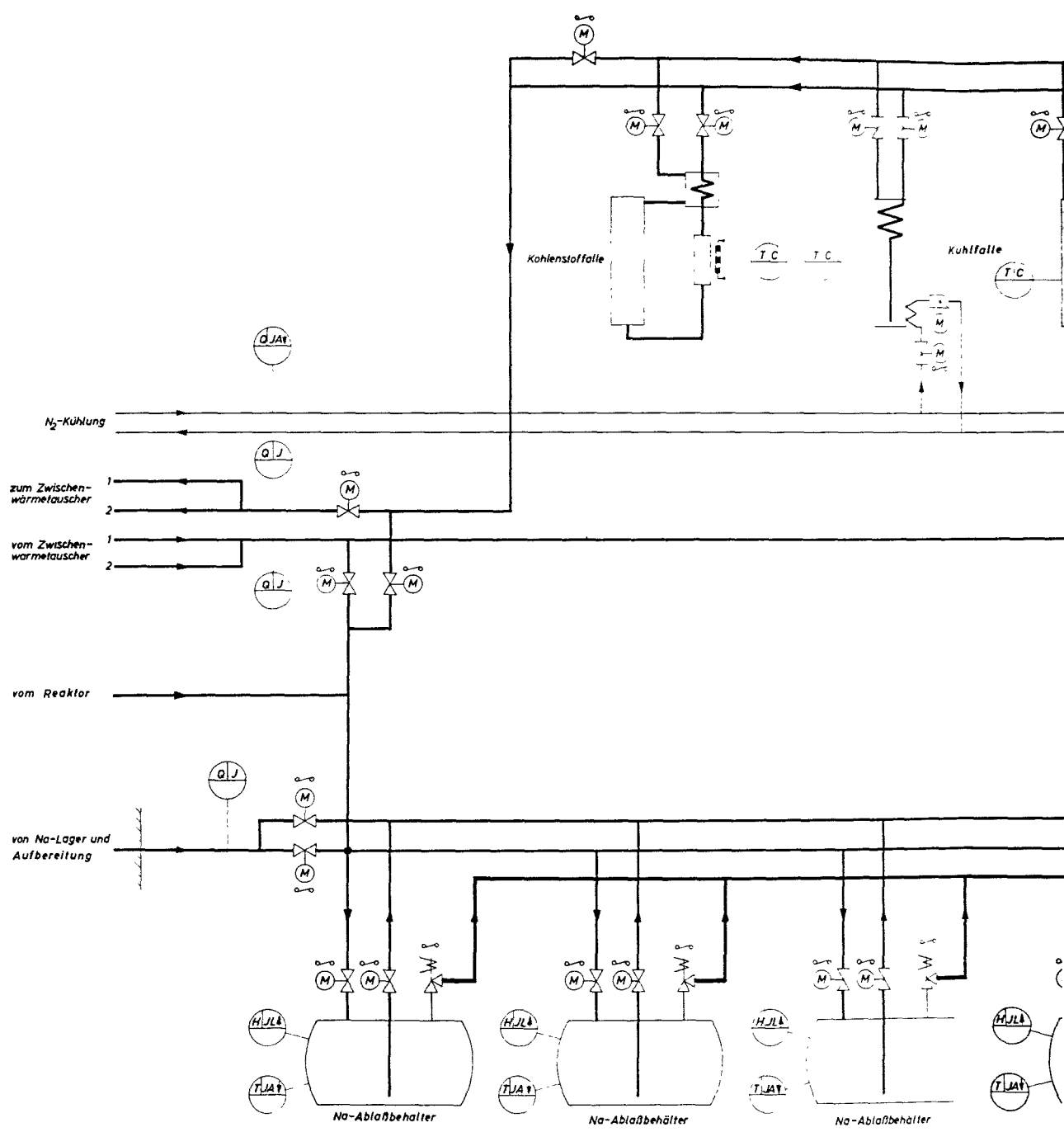
#### 5.8.1.4 Filter

Es besteht aus engmaschigen Drahtsieben und dient ausschließlich zur Ausscheidung der vom Natrium mitgeführten festen Teilchen während der Inbetriebnahme der Anlage.

#### 5.8.2 Primärnatrium-Reinigungs- und Ablaßsystem

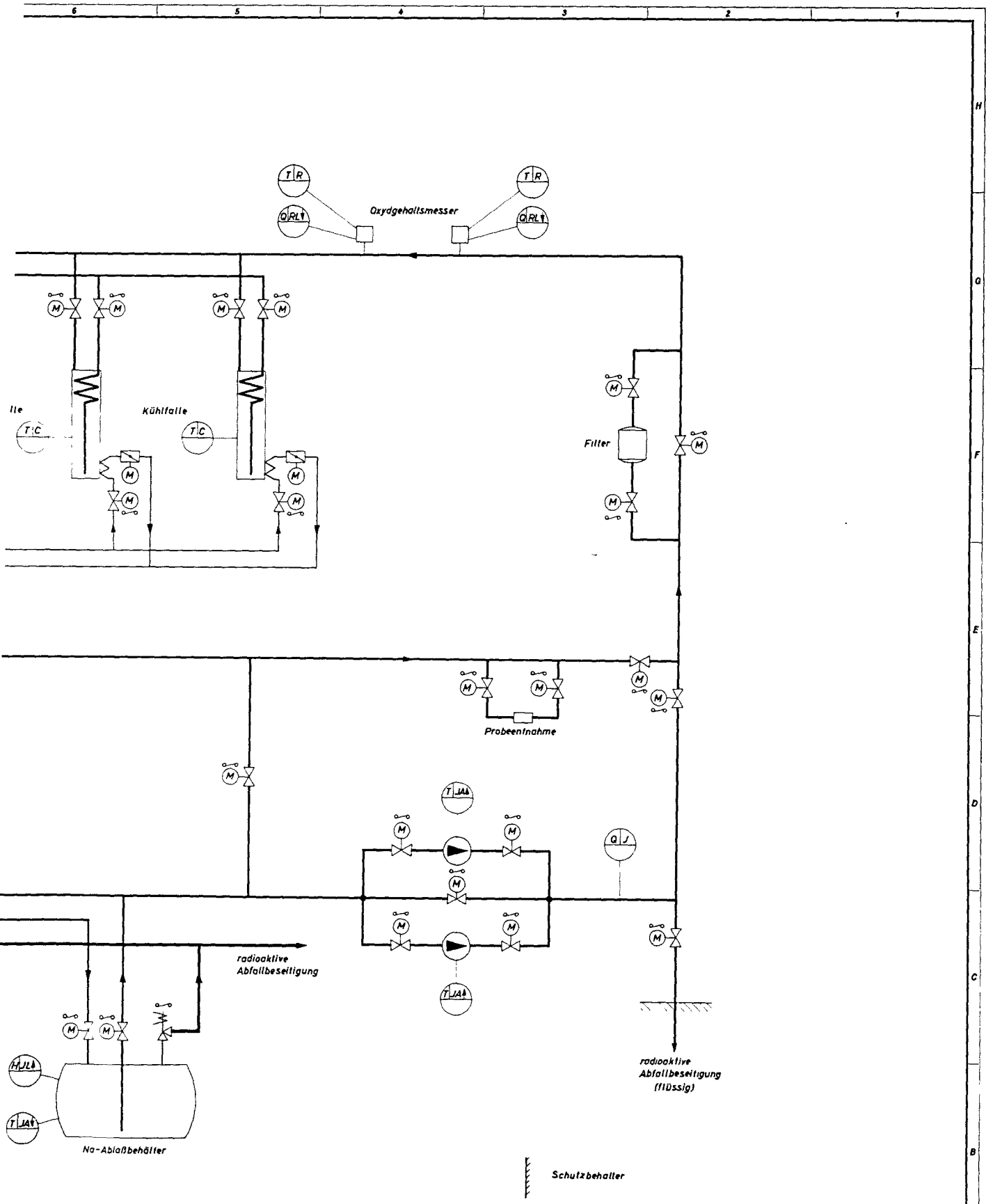
Die Anlageteile des Primärnatrium-Reinigungs- und Ablaßsystems sind in abgeschirmten Zellen innerhalb des Sicherheitsbehälters untergebracht, siehe Zchnng. Nr. 5; die Schaltung zeigt Zchnng.Nr.20. Die Reinigungsanlage besteht aus folgenden Teilen:

- 3 Na-Kühlfallen
- 2 Na-Oxydgehaltsmesser
- 1 Na-Filter
- 2 elektromagnetische Pumpen
- 1 Kohlenstoffalle



Die Zeichnung ist ein technisches Dokument, das die Anordnung und den Aufbau eines Systems darstellt. Es enthält Informationen über die Komponenten, die Verbindungen und die Steuerung des Systems. Die Zeichnung ist in einer technischen Sprache verfasst und ist für die Herstellung und den Betrieb des Systems erforderlich. Die Zeichnung ist ein Dokument, das die Anordnung und den Aufbau eines Systems darstellt. Es enthält Informationen über die Komponenten, die Verbindungen und die Steuerung des Systems. Die Zeichnung ist in einer technischen Sprache verfasst und ist für die Herstellung und den Betrieb des Systems erforderlich.

Prof. Dr. A. B. B.



1000 MWe Schneller Brüter Na1

Teil	Stück	Benennung	Werkstoff	Abmessung	Zeichng. Nr. Norm	Bemerkung
Druckbehälter	1	Druckbehälter	St 35.8	Ø 1000 x 1000	Druckbehälter für Na-Reinigung	
Flammfänger	1	Flammfänger	St 35.8	Ø 1000 x 1000	Flammfänger für Na-Reinigung	
1984	Tag	Name	Werkstoff	Gewissheit für Konstruktion m. h. H.	Zugab. Zeichn.	
17.12.		Schubert		7500 Karlsruhe Postfach 947	Erstellt durch	
Modifiz.	Benennung	Primär-Na-Reinigungs- und Ablafßsystem			Zeichnungs Nr.	20

Änderung	Tag	Name

Das Ablasssystem besteht aus vier Na-Behältern mit je  $30 \text{ m}^3$  Inhalt.

Das Reinigungs- und Ablasssystem hat folgende Aufgaben:

- a) Reinigung des Primärnatriums von Natriumoxyd, von Kohlenstoff und von evtl. gröberer Verunreinigungen.
- b) Lagerung des abgelassenen Natriums beim Absenken des Na-Spiegels im Reaktor.
- c) Lagerung kleinerer radioaktiver Na-Mengen, die durch evtl. Undichtigkeiten im Zwischenwärmeaustauscher aus dem Sekundärkreis in den Primärkreis übergetreten sind und aus diesem abgelassen werden müssen.
- d) Lagerung sonstiger Na-Leckmengen.

Die Reinigung des im Hauptkreislauf befindlichen Natriums erfolgt während des Reaktorbetriebes unabhängig von der elektromagnetischen Pumpe der Reinigungsanlage. Hieraus wird ein Teilstrom des Kühlmittels aus dem Primärkreislauf hinter den Na-Umwälzpumpen abgeleitet und gereinigt dem Zwischenwärmeaustauscher zugeführt.

Alle natriumführenden Rohrleitungen und die Ablassbehälter werden mittels elektrischer Widerstandsheizungen dauernd auf eine Temperatur von ca.  $200^\circ\text{C}$  gehalten. Alle Rohrleitungen und Behälter des Systems sind mit einer Wärmeisolationsschicht versehen.

Die Ventile der gesamten Anlage können von der Schaltwarte aus fernbedient werden. Die Ventile der Reinigungsanlage können außerdem aus dem eine Etage höhergelegenen Bedienungsraum von Hand bedient werden, (s. Zchg.Nr. 5.)

Für die Kühlfallen, die Oxydgehaltmesser, die Kohlenstofffallen und die Filter gilt im wesentlichen das in Abschn. 5.8.1 Gesagte. Die konstruktive Ausbildung dieser Geräte unterscheidet sich wegen der in dieser Anlage auftretenden starken Strahlung von denen des Na-Lager- und Aufbereitungssystems.

### 5.8.3 Sekundärnatrium-Reinigungs- und Ablaßsystem

Das Sekundärnatrium-Reinigungs- und Ablaßsystem ist im Dampferzeugerhaus untergebracht; die Schaltung zeigt Zchg.Nr. 21.

Die Reinigungsanlage besteht aus folgenden Teilen:

- 2 Na-Kühlfallen
- 2 Na-Oxydgehaltmesser
- 1 Na-Filter
- 2 elektromagnetischen Pumpen

Das Ablaßsystem weist vier Na-Behälter mit je  $30 \text{ m}^3$  Inhalt auf.

Die Aufgabe des Systems ist die Reinigung des im Sekundärkreislauf befindlichen Natriums. Die Ablaßbehälter sind für das abgelassene Natrium bei Reparaturarbeiten am Sekundärkreislauf vorgesehen.

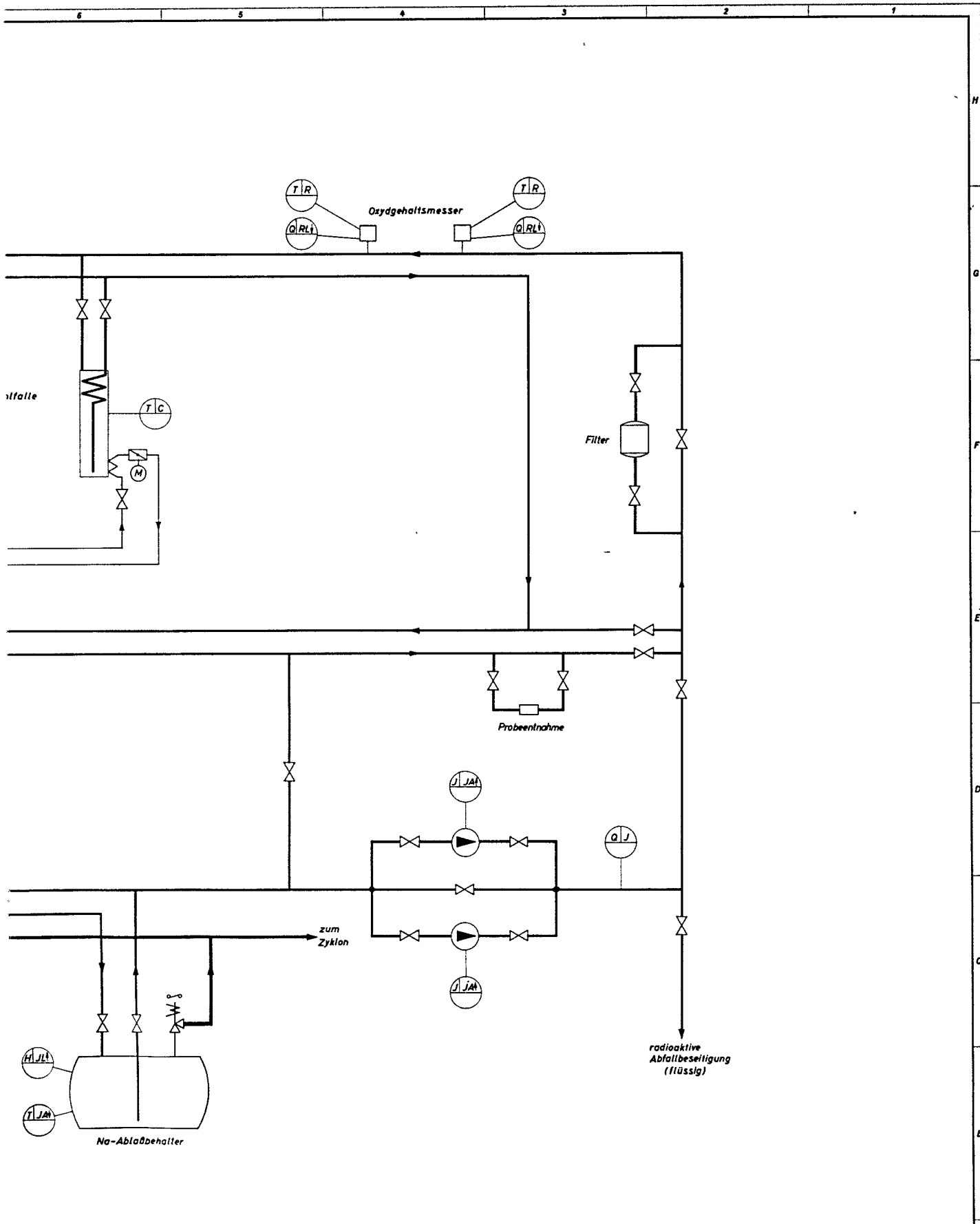
Die Reinigungsanlage arbeitet nach dem gleichen Prinzip wie die Primär-Na-Reinigungsanlage. Die Wartung ist hier jedoch leichter, weil das Sekundärnatrium nicht aktiviert ist.

### 5.8.4 Schutzgaslager und -aufbereitung

Das Schutzgaslager nebst Aufbereitung ist im Nebengebäude, Zchg.Nr. 18, untergebracht; die Schaltung zeigt Zchg.Nr. 22.

Die Argon-Schutzgasversorgung erfolgt über zwei parallelgeschaltete Flaschenbatterien. An der Versorgungsleitung ist auch der  $\text{N}_2$ -Spülschluß angeordnet. Für jede Gasbatterie ist eine gesonderte Zuleitung mit den zugehörigen Ventilen vorgesehen. Das Schutzgas wird durch flüssiges Natrium geperlt, wodurch das Gas von Sauerstoff und Feuchtigkeit gereinigt wird. Eine nachgeschaltete Na-Dampffalle verhindert das Übertragen von Na-Spuren in das gereinigte Gassystem. Zur Sicherheit ist der Gasreinigung ein Auffangbehälter vorgeschaltet, der so groß dimensioniert ist, daß er das ganze Natrium der beiden Reinigungsbehälter aufzufangen vermag. Ein evtl. auftretender Überdruck in den Reinigungsbehältern bzw. in der Zulaufleitung wird über Magnetsicherheitsventile abgeblasen. Das gereinigte Schutzgas wird dem Primär-, Sekundär- und Na-Lagersystem zugeführt.





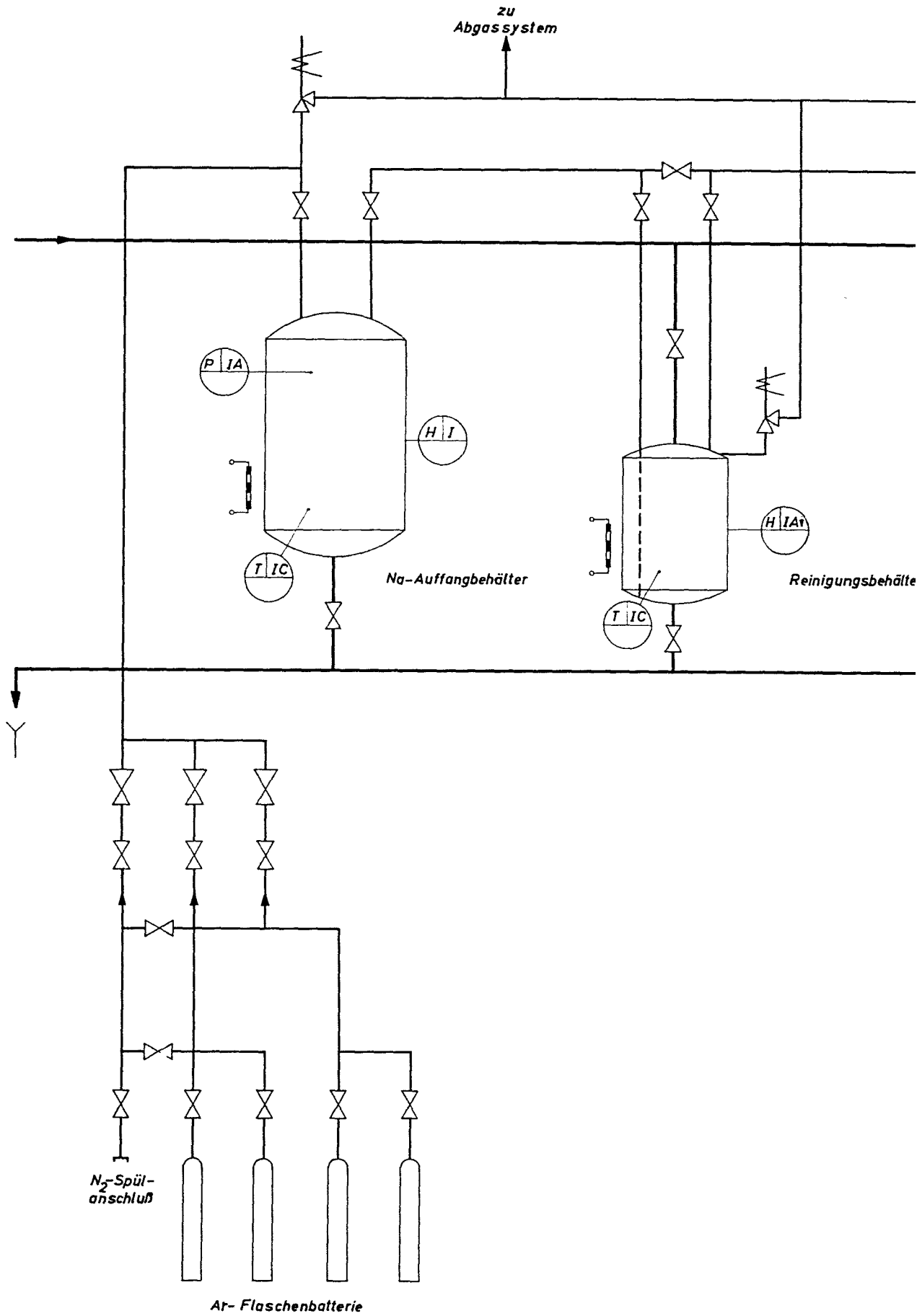
1000 MWe ~Schneller Brüter Na1

Teil	Stück	Benennung				Werkstoff	Abmessung		Zuhohe, Nr. Norm			Bemerkung
		mm	V	VV	VVV	VVVV						
Überfließschleife												
Anschluß max. in µl	1000	ø8	10	4	12							
1966	Tag	Name				Werkstoff	Abmessung		Zuhohe, Zeichn.			Bemerkung
grz.	27.12.	[Signature]										
gepr.												
geg.												
Hersteller		Benennung				Zuhohe, Zeichn.			Bemerkung			
		Sekundär-Na-Reinigung und Lagersystem				Gesellschaft für Kernforschung m. B. H. 7500 Karlsruhe Postfach 917			Erstellt für Erteilt durch			
						Zuhohe, Zeichn.			21			

Änderung	Tag	Name

von Natriumlager  
und Aufbereitung

zu  
Abgasystem

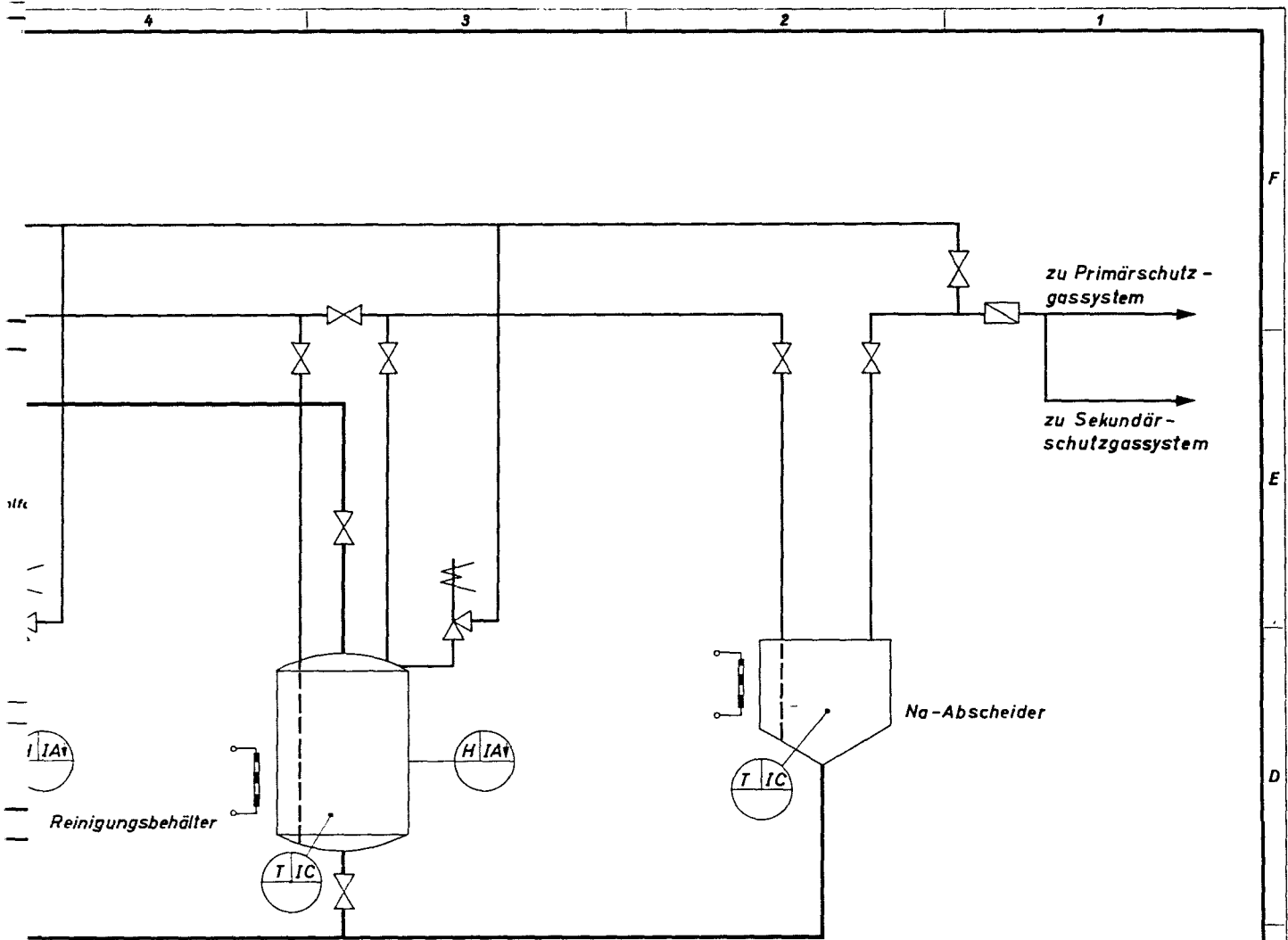


werden, so darf durch den Empfänger oder Dritte auch nicht in anderer Weise  
 mitteilbarkeit verwendet werden. Zusicherungen verpflichten zu Schaden-  
 ersatz und können strafrechtliche Folgen haben.

Paßmaß Abmaß

Rück- stände	Nummer	Änderung





1000 MWe Schneller Brüter Na 1

Teil	Stück	Benennung					Werkstoff	Abmessung	Zeichngs. Nr. Norm					Bemerkung
		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽			Bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	
Oberflächenziehen		~	▽	▽▽	▽▽▽	▽▽▽▽	Freimaßtoleranz	Bis 6	über 6 bis 30	über 30 bis 100	über 100 bis 300	über 300 bis 1000	über 1000 bis 3000	
Raumhöhe max. in µl		1000	40	10	4	1,6		± 0,1	± 0,2	± 0,3	± 0,5	± 0,8	± 1,2	
19 64	Tag	Name					Werkstoff	Gesellschaft für Kernforschung m. b. H. 7500 Karlsruhe Postfach 947	Zugeh. Zeichng.					A
gez.	13. 12.	Schaffner							Ersatz für					
gepr.									Ersatz durch					
ges.									Zeichnungs Nr.					
Maßstab		Benennung					Schutzgaslager und Aufbereitung		22					
Tag		Name												

### 5.8.5 Primär-Schutzgassystem

Die Aufgabe des Primär-Schutzgassystems ist die Aufrechterhaltung einer Ar-Atmosphäre über allen freien Natriumflächen und die Druckhaltung im gesamten Primär-Na-System. Außerdem soll hierdurch die Spülung der Regelstabantriebe gewährleistet werden. Es ist schematisch auf Zchg.Nr. 23 dargestellt.

Die Schutzgasleitung wird vom Schutzgaslager in den Sicherheitsbehälter eingeführt. Hinter dem Abzweig der Probeentnahme wird das Schutzgas den folgenden Stellen zugeleitet:

- a) Reaktorbehälter
- b) Druckausgleichsbehälter
- c) Primär-Na-Pumpen
- d) Primär-Na-Reinigung
- e) Primär-Na-Abläßbehälter
- f) EE-Wechselmaschine
- g) EE-Schleuse

Die Druckhaltung im gesamten System erfolgt durch die in den Zulaufleitungen angeordneten Druckminderventile. Steigt in einem Schutzgasraum der Druck über den eingestellten Wert an, so gelangt das überschüssige Schutzgas über ein anderes Druckminderventil und über Natriumfeinfilter in die Rückspeisepumpen. Diese fördern es in den Druckausgleichsbehälter.

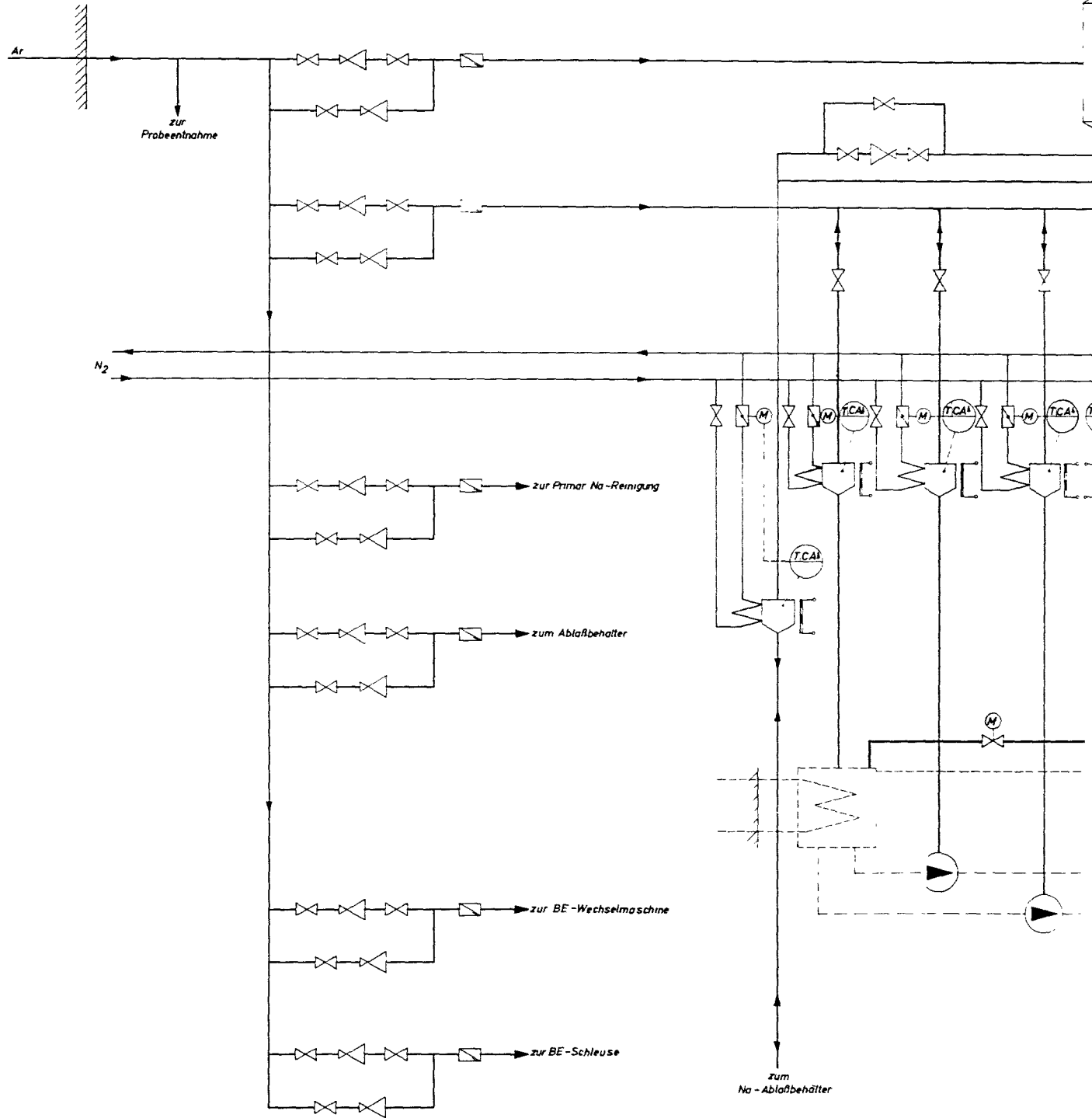
Von dort aus werden der Reaktor und die Ablástanks über Druckminderventile mit Schutzgas versorgt. Diese Ventile sind so eingestellt, daß die Versorgung aus dem Druckausgleichsbehälter vorrangig gegenüber der Versorgung aus der Zulaufleitung erfolgt. Steigt die Gasmenge in der Zulaufleitung oder im Druckausgleichsbehälter dennoch über den zulässigen Wert, so kann sie aus beiden über Sicherheitsventile in das Abgassystem abblasen.

In allen Zulaufleitungen sind Rückschlagklappen angeordnet, die Rückströmen des kontaminierten Schutzgases in die Schutzgasversorgung verhindern.

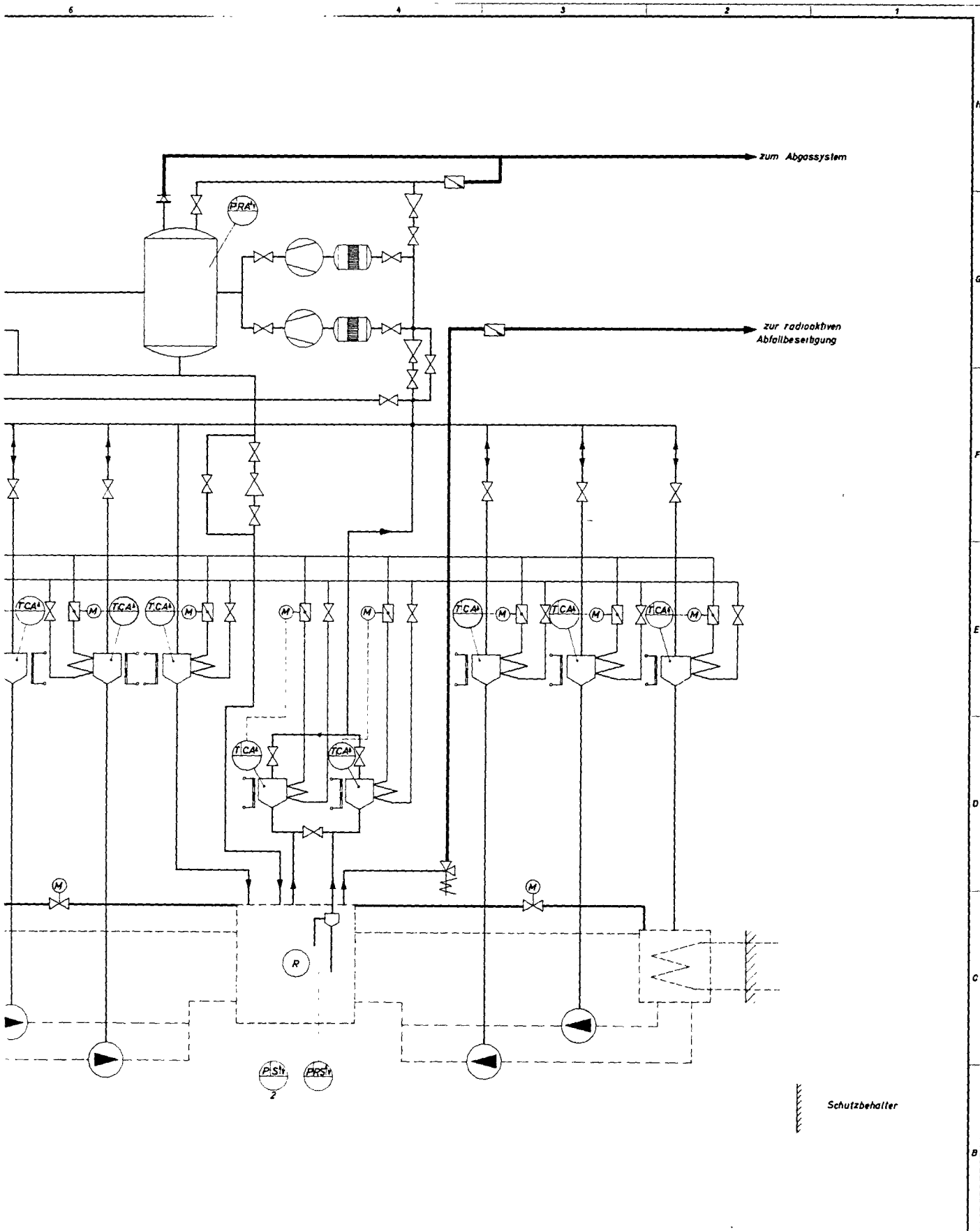
Neben den bisher geschilderten Aufgaben muß das Schutzgassystem die Natriumspiegelabsenkung im Reaktor für den Brennstoffwechsel durchführen.

Dazu wird, nachdem eine bestimmte Menge Natrium aus dem Primärkreislauf in die Natriumablaßbehälter abgelassen worden ist, Schutzgas von erhöhtem Druck aus dem Druckausgleichsbehälter in den Reaktor geleitet. Im Reaktor befindet sich in Höhe des abgesenkten Natriumspiegels eine Schutzgasüberlaufleitung, die über einen Natriumabscheider, eine Natriumdampffalle und ein Druckminderventil zurück zu den Rückspeisepumpen führt. Ist der Natriumspiegel im Reaktor bis zur Mündung der Schutzgasüberlaufleitung abgesunken, fließt das überschüssige Schutzgas durch diese Leitung ab. Der Spiegel kann also nur bis zur Mündung der Schutzgasüberlaufleitung absinken.

Muß der abgesenkte Natriumspiegel bei Beladestörungen sehr schnell angehoben werden, werden die beiden Schnellschlußschieber in den Schutzgas-Druckausgleichsleitungen zwischen Reaktor und Wärmetauscher geöffnet. Die Spiegelhöhen im Reaktor und Zwischenwärmetauschern gleichen sich in diesem Falle in wenigen Sekunden an, im Reaktor steigt dabei der Natriumstand um etwa 4 m. Dieser Natriumstand im Reaktor reicht aus, ein aus dem Kern herausgezogenes Subassembly zu kühlen.



Die hier gezeigten Anlagen sind als Beispiel für die Ausführung von Anlagen zur Erzeugung von Natriummetall dargestellt. Die Ausführung ist an die besonderen Anforderungen der jeweiligen Anlage anzupassen. Die Ausführung ist an die besonderen Anforderungen der jeweiligen Anlage anzupassen. Die Ausführung ist an die besonderen Anforderungen der jeweiligen Anlage anzupassen.

1000 MWe Schneller Brüter Na 1

Teil	Stückzahl	Benennung	Werkstoff	Abmessung		Zustände, Nr. Norm				Bemerkung						
				läng	Ø	läng	Ø	läng	Ø		läng	Ø				
Überfließenventile	10	VV	VVV	Ø 100	100	Ø 100	100	Ø 100	100	Ø 100	Ø 100					
Stückzahl ohne in H	100	Ø	Ø	Ø	Ø	Ø	Ø	Ø	Ø	Ø	Ø					
Toleranzen				Fremdtoleranz		± 0,1		± 0,2		± 0,3						
1246	1	Teig	Alu	Gesellschaft für Kerntechnik in B. H.		Zugab. Zeich.		Ersetzt Nr.		Ersetzt durch						
gpr	12. 11.	Schäfer		1500 Karlsruhe Postfach 947												
gpr	7. 1.	Schäfer														
gpr																
<table border="1"> <tr> <td>Platz</td> <td>Benennung</td> <td>Zeichnungs-Nr.</td> </tr> <tr> <td></td> <td><b>Primär-Schutzgassystem</b></td> <td><b>23</b></td> </tr> </table>										Platz	Benennung	Zeichnungs-Nr.		<b>Primär-Schutzgassystem</b>	<b>23</b>	
Platz	Benennung	Zeichnungs-Nr.														
	<b>Primär-Schutzgassystem</b>	<b>23</b>														

Änderung:   
 Änderung:   
 Tag:   
 Name:

Literaturverzeichnis

- [1] Burgreen, Byrnes und Benforado  
Vibration of Rods Induced by Water in Parallel Flow  
(Transaction of the ASME, Jul. 1958)
  
- [2] Benndorf: TA-Rechenprogramm Nr. 6  
Abmessungen und Zusammensetzung von hexagonalen Kernzellen
  
- [3] Dietrich Zinn: Solid Fuel Reactors
  
- [4] ANL - 6796 Proceedings of the conference on breeding  
economics and safety in large fast power  
reactors: Principles and problems of the  
development of a fast reactor fuel Element  
by W. Häfele; October 7 - 10, 1963
  
- [5] AECD - 3454; S. UNTERMYER; J.T. WEILLS  
Heat Generation in Irradiated Uranium
  
- [6] K. Schramm: Vergleich der möglichen Bauformen und Schal-  
tungen für den Primärkühlkreislauf eines natriumgekühlten  
Schnellen Brutreaktors großer Leistung. TA-K1 Notiz 9/65
  
- [7] P. Keiper: Untersuchung verschiedener Beschickungsprinzi-  
pien für natriumgekühlte Leistungsreaktoren. TA-K1 No-  
tiz 5/65

- [8] A. Müller: Vergleich der Aufwärts- und Abwärtsströmung im Reaktorkern. TA-K1 Notiz 20/65
  
- [9] A. Müller: Vergleich der verschiedenen Niederhaltesysteme für die Subassemblies. TA-K1 Notiz 21/65
  
- [10] H. Spilker: Vergleich verschiedener Bauarten für Zwischenwärmeaustauscher. TA-K1 Notiz 22/65

	<u>Seite</u>
6. Reaktorphysikalische Betrachtungen und Berechnungen	6-2
6.1 Physikalische Optimalisierung	6-2
6.1.1 Zweidimensionale Parameterstudien an Ein- zonen-Cores	6-6
6.1.1.1 Durchführung	6-7
6.1.2 Studien zur Optimalisierung der radialen Leistungsabflachung	6-10
6.1.2.1 Berechnungsmethoden	6-12
6.1.2.2 Berechnungsergebnisse	6-12
6.1.2.3 Auswahl der Volumenaufteilung für den Referenzreaktor	6-14
6.2 Berechnung des Referenzreaktors	6-19
6.2.1 Bestimmung der kritischen Masse, der Brut- raten und der Neutronenflußverteilung	6-19
6.2.1.1 Genauigkeit der eindimensionalen Rechnungen	6-19
6.2.2 Bestimmung des Doppler-Koeffizienten	6-28
6.2.3 Effektive Neutronen-Lebensdauer und $\beta_{\text{eff}}$	6-28
6.2.4 Natrium-Verlust-Effekte	6-29
6.2.4.1 Eindimensionale Störungsrechnungen	6-29
6.2.4.2 Eindimensionale Multigruppen- Diffusions-Rechnungen	6-29
6.2.4.3 Zweidimensionale Multigruppen- Diffusionsrechnungen	6-33
6.2.5 Abbrandrechnungen	6-35
6.2.5.1 Bestimmung eines optimalen, über den ganzen Corequerschnitt konstanten $\eta$	6-35
6.2.5.1.1 Reaktivitätshub und Zeittakt	6-35
6.2.5.1.2 Zur Frage zusätzlicher Beschickungs- zonen	6-39
6.2.5.1.3 Vorläufige Ergebnisse	6-41
6.2.5.1.4 Brennstoffausnutzung pro Beladungs- zyklus	6-41



	<u>Seite</u>
6.2.5.1.5 Diskussion der bisherigen Ergebnisse	6-42
6.2.5.2 Abbrandverhalten mit kombinierten n = 3 - und n = 4 - Gruppen	6-43
6.2.5.2.1 Abgrenzung des Bereiches mit n = 4	6-43
6.2.5.2.2 Die mittlere Brennstoffzusammensetzung des Reaktors	6-46
6.2.5.2.3 Reaktivitätshub $\Delta k_{\text{eff}}$ zwischen dem frischen und abgebrannten Zustand des Reaktors	6-48
6.2.5.3 Der Einfluß von Spaltprodukten auf den Reaktivitätshub beim Abbrand	6-49
6.2.5.3.1 Die Berücksichtigung der Spaltprodukte nach dem russischen 26-Gruppen-Satz	6-49
6.2.5.3.2 Die Spaltproduktkonzentration in Ab- hängigkeit vom Abbrand	6-49
6.2.5.4 Ergebnisse	6-52
6.2.6 Reaktivitätsberechnungen	6-54
6.2.6.1 Ermittlungen des Reaktivitätswertes für ein zentrales Subassembly	6-54
6.2.6.2 Vertauschen zweier Subassemblies aus der inneren und äußeren Core-Zone	6-54
6.2.6.3 Verdampfen des Natriums aus dem zentra- len Subassembly	6-54

## 6. Reaktorphysikalische Betrachtungen und Berechnungen

### 6.1 Physikalische Optimalisierung

Die reaktorphysikalische Auslegung hat drei teilweise einander entgegenstehende Forderungen zu erfüllen. Diese sind

- a. größtmögliche inhärente Sicherheit
- b. größtmögliche Wirtschaftlichkeit
- c. größtmögliche interne und Gesamtbrutrate.

Die inhärente Sicherheit wird durch einen großen negativen Doppler-Koeffizienten und einen möglichst wenig positiven Natrium-Void-Koeffizienten gewährleistet.

Die Wirtschaftlichkeit bedeutet ein kompaktes, einfach aufgebautes Core mit möglichst geringen Kosten für den Brennstoffkreislauf (hoher Ausbrand), geringem Kühlmitteldruckverlust, hohen Betriebstemperaturen und einfachem, nicht zu großem Reaktorbehälter, Reaktordeckel, Abschirmung, Beladeeinrichtung und anderen von der Coreauslegung direkt betroffenen Teilen.

Die interne Brutrate gewährleistet, wenn sie nahe bei 1 liegt, einen geringen Reaktivitätshub über die Standzeit der Brennelemente.

Es gibt im wesentlichen die in der folgenden Liste aufgeführten Variablen, durch deren Einstellung die genannten drei Forderungen erfüllt werden können:

1. Das Reaktorvolumen  $V$  (Durch Wärmetechnik festgelegt, vgl. Abschn. 7.1)
2. Die Anreicherung bzw. kritische Masse (Durch kritische Bedingungen festgelegt)
3. Der Kühlmittelvolumenanteil  $\alpha$  (Durch Druckverlust nach unten begrenzt, vgl. Abschn. A 7.1)
4. Die spezifische Leistung  $q_{\text{spez}}$  (Durch Optimalisierung des Stabdurchmessers festgelegt, vgl. Abschn. 10.1)

5. Der Strukturmaterialanteil  $\beta$  (Durch Ausbrand von  $100000 \frac{\text{Mwd}}{t_0}$  festgelegt)
6. Das Höhen-Durchmesser Verhältnis des Cores  $\left[ \frac{H}{D} \right]_c$  (frei)
7. Besondere Coreformen (Ring, Modular, Zylinder) (frei)
8. Beimischung von Moderatoren  $Be$  (frei)

Wirklich frei verfügbar ist, wenn man von gewissen Grundforderungen wie Brennelementen in Form zylindrischer Stäbe mit Spaltgasplenum,  $100\ 000 \frac{\text{Mwd}}{t_0}$  Ausbrand, gegebenem Strukturmaterial usw. ausgeht, nur die Wahl von:

$(H/D)_c$ , der Coreform,  $Be$  und innerhalb gewisser Grenzen  $\alpha$ .

Im Interesse der Wirtschaftlichkeit wurde ein einfaches zylindrisches Core gewählt.

Die Einstellung der verbleibenden Größen  $\alpha$ ,  $Be$ ,  $(H/D)_c$  erfordert umfangreiche parametrische Studien, wie diese am ausführlichsten in **[1]** beschrieben wurden.

Im Hinblick auf die oben genannten Auslegungsgesichtspunkte ergeben sich die folgenden Forderungen:

Doppler-Koeffizient:  $\alpha$  klein  
 $Be$  groß  
 $(H/D)_c$  groß ( $\approx 1$ )

Void-Koeffizient:  $\alpha$  klein  
 $Be$  groß  
 $(H/D)_c$  klein

Wirtschaftlichkeit:  $\alpha$  groß (Pumpengröße)  
 $Be$  klein  
 $(H/D)_c$  groß (Kompaktheit)  
 $(H/D)_c \leq 1/3$  (Pumpengröße)

Brutrate (intern)	$\alpha$	klein
	$Be$	klein
	$(H/D)_c$	groß

Für die Entscheidung zwischen diesen verschiedenen Auswahlgesichtspunkten wurde als erstes berücksichtigt, daß der Referenzentwurf ja zunächst nur als Ausgangspunkt für eine eingehende System- und Sicherheitsanalyse dienen soll. Er sollte darum sehr auf der Seite hoher Wirtschaftlichkeit und hoher interner Brutrate liegen, während die Sicherheitsfragen das Objekt ausgedehnter Untersuchungen sein und möglicherweise auch noch zu Änderungen der Konstruktion führen werden.

Aus diesem Grunde wurde der zusätzliche Moderatoranteil  $Be = 0$  gesetzt.

$(H/D)_c$  ergibt sich aus der Betrachtung von Doppler- und Void - Koeffizient. Der Dopplereffekt im Sinne einer dauernd und rasch einwirkenden Regelgröße ist dabei wichtiger als der Voideffekt, der nur bei extremen Störfällen beträchtliche Werte annimmt. Ohne Moderatorzusatz ist  $H/D = 1/3$  ein Kompromiß, der beiden Anforderungen hinreichend gerecht wird. Der Dopplereffekt ist fast so groß wie bei einem sehr flachen Core ( $H/D = 1/6$ ) mit 7 % Berylliumzusatz, während der Voideffekt, wie erste dynamische Untersuchungen (vgl. Abschn. 8.3) zeigten, noch ungefährlich ist.

$\alpha$  wird nun so klein gemacht, als dies bei noch erträglichem Kühlmitteldruckverlust  $\Delta p$  möglich ist. Es wurde davon ausgegangen, daß  $\Delta p \approx 5$  atm für das Core einschließlich axialem Blanket und Spaltgasvolumen eine sinnvolle obere Grenze ist. Außerdem ist wegen  $\Delta p \sim \left(\frac{1-\alpha-\beta}{\alpha}\right)^3$   $\alpha$  auch dann in ziemlich engen Grenzen festgelegt, wenn man bei der Wahl von  $\Delta p$  einen gewissen Spielraum offenläßt.

Tab. 6.1-1 zeigt eine Zusammenstellung der für die unter 1. bis 8. aufgeführten Parameter und der für sie festgelegten Werte.

Tabelle 6.1-1

Corevolumen:	$6,2 \text{ m}^3$
Kritische Masse:	2015 kg (Pu 239 + Pu 241)
Maximale Stabileistung:	566 W/cm
Core-Kühlmittelvolumenanteil:	$\alpha = 0,5$
Spezifische Brennstoffleistung:	$q_{\text{sp}} = 1,1 \text{ MW/kg}$ (Pu 239+Pu 241)
Strukturmaterialanteil:	$\beta_{\text{c}} = 0,12$
Volumenverhältnis Hülle/Brennstoff:	$x = 0,25$
Gesamter Strukturmaterial-Volumenanteil:	$\beta_{\text{ges}} = 0,196$
Verhältnis Corehöhe - Coredurchmesser:	$(H/D)_{\text{c}} = 1/3$
Core-Form: Zylinder; 2-Zonen-Core-Bauweise	
Keine Beimischung von moderierendem Material, z.B. BeO	

### 6.1.1 Zweidimensionale Parameterstudien an Einzonen-Cores [10]

#### Aufgabenstellung

Mittels zweidimensionaler Berechnung [5] von 8 Reaktoren sollte ein möglichst großer Bereich physikalisch, technisch und thermodynamisch vernünftig erscheinender 1000 MWe -Reaktoren überstrichen werden, vgl. Abschn. 7.1. Folgende Eigenschaften bzw. Parameter kennzeichnen diese 8 Reaktoren:

1. Es sind immer Einzonen-Core-Reaktoren mit oxydischem Brennstoff (Uran- und Plutoniumoxyd) und Natriumkühlung.
2. Spezifikation der Cores:

Tabelle 6.1-2

Reaktor Nr.	$\alpha$	H/D	$V_{\text{Core}} \text{ cm}^3$
1	0,525	0,7	6
2	0,525	0,7	9
3	0,45	0,7	6
4	0,45	0,7	9
5	0,45	0,4	6
6	0,45	0,4	9
7	0,375	0,4	6
8	0,375	0,4	9

Strukturmaterial:  $\beta_0 = 0,15$ ,  $x = 0,5$

Die Plutoniumzusammensetzung sollte der Zusammensetzung entsprechen, die sich nach langer Betriebszeit im Reaktor einstellt (d.h ca. Pu 239 61,5 % , Pu 240 31,5 % , Pu 241 5 % , Pu 242 2 %; das ist reaktorabhängig; Bestimmungsmethode [9] )

## 3. Spezifikation des Blankets:

Axiales Blanket

$\alpha$  wie im jeweiligen Core.

$\beta_0 = 0,15$  ;  $x = 0,5$   
 Brutmaterial  $U^{238}O_2$  ,

Dicke 40 cm.

Radiales Blanket

a. "Oxydischer Teil"

$\alpha = 0,3$  ;  $\beta_0 = 0,15$  ;  $x = 0,3$

Brutmaterial  $U^{238}O_2$

Dicke 10 cm.

b. "Metallischer Teil"

Brutmaterial  $U^{238}$  - Metall ,

Dicke 30 cm ; alles andere wie unter a.

6.1.1.1. Durchführung

Die Rechnungen mit dem 16-Gruppen-YOM-Satz [3] erwiesen sich als sehr zeitraubend. Deshalb wurden die Berechnungen mit einem durch Kondensation aus dem 16-Gruppen-YOM-Satz [3] gewonnenen 5-Gruppen-satz durchgeführt. Folgende Gruppenzuordnungen wurden bei der Kondensation getroffen:

16-Gruppen-YOM-Satz	5-Gruppensatz	Untere Energiegrenzen KeV
1 - 5	1	500
6 - 10	2	40,7
11 - 13	3	9,1
14 - 15	4	2,1
16	5	0,5

Zur Kondensation wurde für Core, radiales und axiales Blanket jeweils ein der entsprechenden Zusammensetzung angepaßtes und räumlich gemittelttes Spektrum herangezogen.

Diese Spektren stammen aus ein- und zweidimensionalen Rechnungen. Die Prüfung der Güte dieser Kondensation an Kugeln zeigte zufriedenstellende Ergebnisse, wie an folgender Tabelle (einige Beispiele) zu ersehen ist.

Tabelle 6.1-3

Einfluß der Kondensation auf einige integrale Daten  
bei Kugeln

System	Anzahl der Gruppen	$K_{\text{eff}}$	$BR_{\text{int}}$	$BR_{\text{ext}}$
Reaktor 1	16	1,0001	0,766	0,673
mit rad.Blanket +)	5	0,9988	0,764	0,657
Reaktor 2	16	0,9999	0,841	0,589
mit rad.Blanket +)	5	1,0001	0,834	0,584
Reaktor 4	16	1,0001	0,879	0,614
mit rad.Blanket +)	5	1,0031	0,875	0,610
Reaktor 4	16	0,9999	0,882	0,414
mit axial.Blanket +)	5	1,0036	0,877	0,408

+) unter Konstanthaltung der Dicken

Die von Jansen [9] für jedes Core ermittelten Uran- und Plutoniumteilchenzahlen (wie sie etwa in ihrer Zusammensetzung nach langer Betriebszeit vorliegen könnten) erwiesen sich trotz einiger Näherungen als ausgezeichnete erste Schätzungen in Bezug auf Kritikalität. Um jedoch die fest vorgegebenen Corevolumina "kritisch" ( $\Delta k < 1 \text{ ‰}$ ) zu machen, war eine Materialiteration durchzuführen, d.h. man mußte das Verhältnis von U 238 zu  $\sum_{\tau=9}^k Pu^{\tau}$  so verändern, daß  $K_{\text{eff}} = 1$  wird, wobei jedoch die Gesamtzahl der Atome U 238 und  $\sum_{\tau=9}^k Pu^{\tau}$  und das relative Verhältnis der Pu-Isotope untereinander zu erhalten waren.



Tabelle 6.1-4Ergebnisse der zweidimensionalen Rechnungen

Reaktor	$k_{\text{eff}}$	$y = \frac{N(\text{U } 238)}{N(\text{Pu } 239)}$	Brutraten			
			$\text{BR}_{\text{int}}$	$\text{BR}_{\text{ax}}$	$\text{BR}_{\text{rad}}$	$\text{BR}_{\text{gesamt}}$
1	1,005	6,25	0,817	0,147	0,380	1,344
2	1,006	6,87	0,893	0,127	0,315	1,335
3	1,008	7,44	0,939	0,151	0,331	1,421
4	1,002	8,17	1,030	0,132	0,275	1,437
5	1,004	6,90	0,878	0,262	0,253	1,393
6	1,001	7,68	0,971	0,233	0,204	1,408
7	0,997	8,19	1,013	0,269	0,221	1,503
8	0,998	8,88	1,092	0,234	0,179	1,505

Diese Ergebnisse bilden den Ausgangspunkt für Kostenoptimisierungsstudien während der noch durchzuführenden Systemanalyse

### 6.1.2 Studien zur Optimalisierung der radialen Leistungsabflachung

Bei großen abgeflachten Cores kann durch eine Aufteilung in mehrere radiale Zonen verschiedener Brennstoffanreicherung die radiale Leistungsabflachung wesentlich verbessert werden. Man erhält dadurch:

- a. eine höhere mittlere spezifische Leistung bei vorgegebener maximaler Stableistung (in W/cm) und damit kleinere Core-Volumina und kleinere Verdopplungszeiten bei konstanter Gesamtleistung.
- b. einen gleichmäßigeren örtlichen radialen Abbrand in den inneren Core-Zonen.

Dieser Effekt der radialen Leistungsabflachung wird umso günstiger, in je mehr radiale Zonen verschiedener Brennstoffanreicherung das Core aufgeteilt wird.

Der grundsätzliche Einfluß der Volumenaufteilung auf die radiale Leistungsabflachung kann schon an 2-Zonen-Core-Reaktoren untersucht werden. Für eine solche Untersuchung wurden mehrere 2-Zonen-Core-Reaktoren betrachtet, deren Abmessungen nach thermodynamischen Gesichtspunkten durch Vorgabe der maximalen Stableistung sowie der radialen und axialen Leistungsformfaktoren bestimmt wurden, vgl. Abschn. 7.1. Die radialen und axialen Leistungsformfaktoren wurden zunächst vorgeschätzt und in einem in Abschn. 6.1.2.1 und Abschn. 7.1 beschriebenen Rechenverfahren iterativ verbessert.

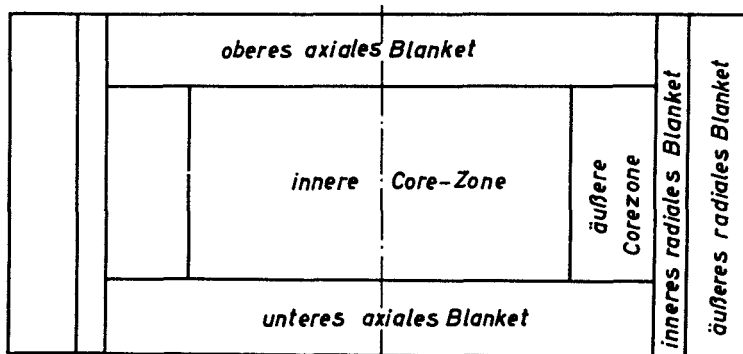


Abb. 6.1-1 Core- und Blanketanordnung

Tabelle 6.1-5

Zusammenstellung der Auslegungsdaten für die 2-Zonen-Core-Reaktoren:

Gesamte elektrische Leistung: 1000 MWe  
 Maximale Stableistung: 600 W/cm  
 Gesamtwirkungsgrad:  $\eta = 0,4$   
 Struktur-und Canningmaterial: Incoloy 800  
 $(H/D)_c$  - Verhältnis: 0,33...

Zusammensetzung der Core- und Blanketzone (Abb.6.1-1)

Zone	$\alpha$	x	$\beta_o$	$\beta_{ges}$	Brennstoff bzw. Brutmaterial	Blanket- Dicke
Innere Core-Zone	0,5	0,25	0,12	0,196	UO <sub>2</sub> /PuO <sub>2</sub> (90°/o th.Dichte)	
Äußere Core-Zone	0,5	0,25	0,12	0,196	UO <sub>2</sub> /PuO <sub>2</sub> (90°/o th.Dichte)	
Innere radiale Blanketzone	0,3	0,25	0,12	0,236	UO <sub>2</sub> (90°/o th.Dichte)	10 cm
Äußere radiale Blanketzone	0,25	0,25	0,12	0,246	U Metall	30 cm
Axiales Blanket	0,5	0,25	0,12	0,196	UO <sub>2</sub> (90°/o th.Dichte)	40 cm

Für das Core-Plutonium wurde folgende Gleichgewichtszusammensetzung angenommen: [11]

63 °/o Pu 239

30 °/o Pu 240

5 °/o Pu 241

2 °/o Pu 242

### 6.1.2.1 Berechnungsmethoden

Die einzelnen Reaktoren wurden mit dem eindimensionalen Multigruppen-Diffusionsprogramm MGP [2] als axial unendlich ausgedehnte Zylinder berechnet. Die Krümmung des Neutronenflusses in axialer Richtung, der in Wirklichkeit axial nur endlich ausgedehnten Reaktoren, wurde durch Eingabe von gruppen- und zonenabhängigen Bucklings berücksichtigt.

Die Leistungsformfaktoren sind in diesem Falle definiert als:

$$(6.1-1) \quad \psi_{\text{ges}} = \frac{\int_{\text{Core}} q(r, z) dV}{q_{\text{max}}(r, z) \cdot V_{\text{Core}}} \quad \text{bzw.}$$

$$\psi_{\text{ges}} = \frac{\int_0^{R_{\text{Core}}} 2r q(r) dr}{q_{\text{max}}(r) \cdot R_{\text{Core}}^2} \cdot \frac{\int_0^{H_{\text{Core}}} q(z) dz}{q_{\text{max}}(z) H_{\text{Core}}} = \psi_{\text{rad}} \cdot \psi_{\text{ax}}$$

$q(r, z)$  = Wärmequellenverteilung in  $\text{W/cm}^3$  Core.

Da die vorliegenden Untersuchungen für ein konstantes Verhältnis  $(H/D)_c$ , konstante Blanketzusammensetzung und Blanketanordnung gelten, kann angenommen werden, daß der axiale Leistungsformfaktor  $\psi_{\text{ax}}$  konstant bleibt und von einem entsprechenden Einzonen-Core-Reaktor (Sonderfall eines 2-Zonen-Core-Reaktors) übernommen werden kann. Die Abhängigkeit von der Materialzusammensetzung der Corezonen wird vernachlässigt. Die Untersuchung erstreckt sich also nur noch auf die Veränderung des radialen Leistungsformfaktors  $\psi_{\text{rad}}$  bei verschiedener Aufteilung der beiden Core-Volumina.

### 6.1.2.2 Berechnungsergebnisse

Alle Reaktoren wurden mit dem 16-Gruppen-Wirkungsquerschnittsatz YOM [3] gerechnet. Für jede der verschiedenen Volumenaufteilungen <sup>+) der beiden Core-Zonen wurde der Reaktor auf ein  $k_{\text{eff}} = 1,015$  iteriert. (vgl. Abb. 6.1-2) Durch mehrmalige gegenläufige Veränderung der Brennstoffanreicherung in den beiden Core-Zonen konnte die Spalt-</sup>

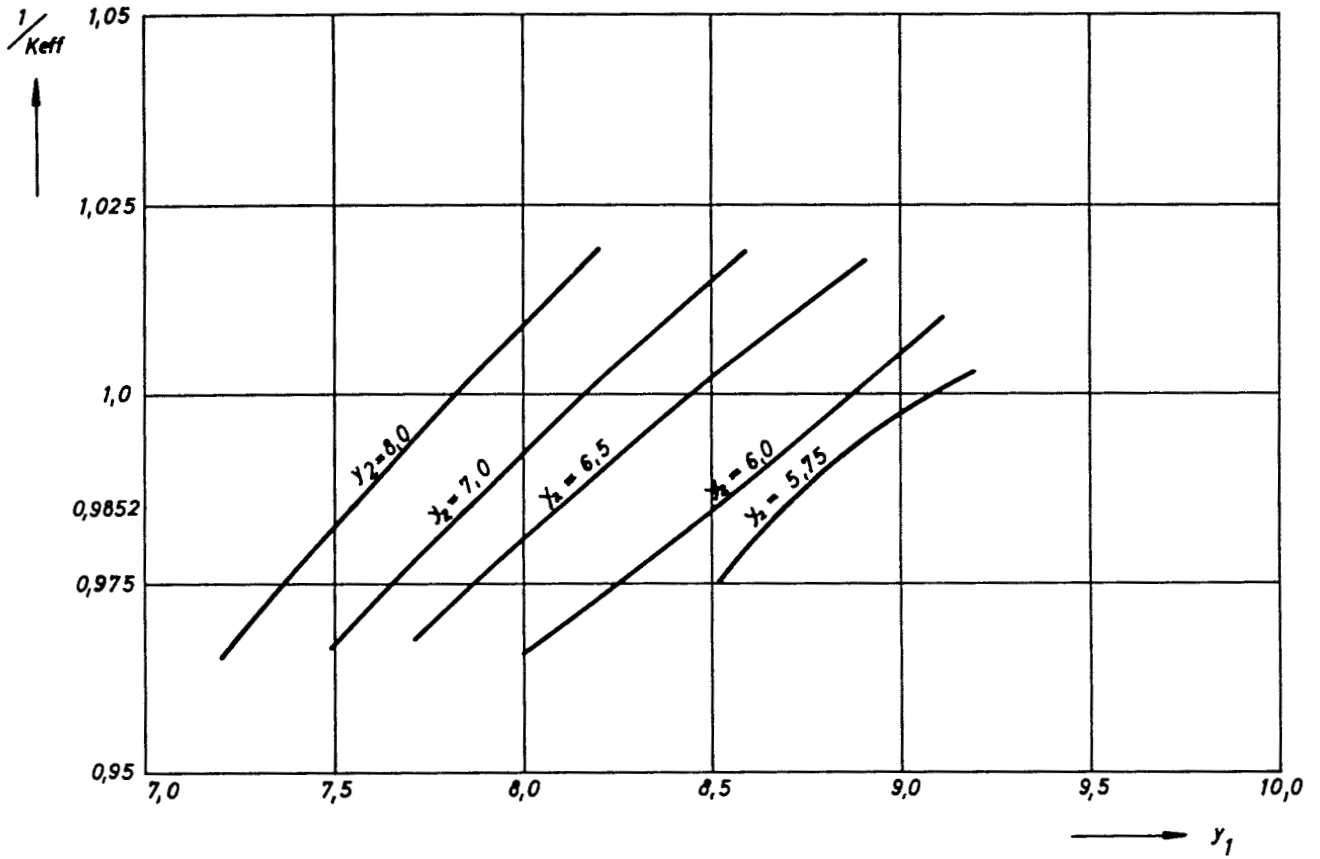


Abb. 6.1-2  $K_{eff}$  als Funktion von  $y_1$  und  $y_2$  bei gleichen Volumina der inneren und äußeren Corezone

ratenverteilung so verschoben werden, daß sich für die vorgegebene Volumenaufteilung ein optimaler radialer Leistungsformfaktor einstellt, vgl. Abb. 6.1-3 und Abb. 6.1-4. Für verschiedene Volumenaufteilungen der beiden Core-Zonen ergab sich die in Abb. 6.1-5 dargestellte Abhängigkeit des jeweils optimalen radialen Leistungsformfaktors. Die interne Core-Bruttrate in Abhängigkeit von der Zonenaufteilung hat den in Abb. 6.1-6 aufgezeichneten Verlauf.

### 6.1.2.3 Auswahl der Volumenaufteilung für den Referenzreaktor

Für den Referenz-Reaktor wurde ein Verhältnis:

$$V_1 / V_{\text{ges}} = 0,5$$

ausgewählt. Für diesen Auslegungspunkt gilt:

$$\begin{aligned} \mathcal{P}_{\text{rad } 1} &= 0,897 \\ \mathcal{P}_{\text{rad } 2} &= 0,745 & \mathcal{P}_{\text{ax}} &= 0,8 \\ \mathcal{P}_{\text{rad ges}} &= 0,82 \end{aligned}$$

Core-Abmessungen:

Radius der inneren Core-Zone :	102,5	cm
Radius des Cores:	143	cm
Core-Höhe:	95	cm

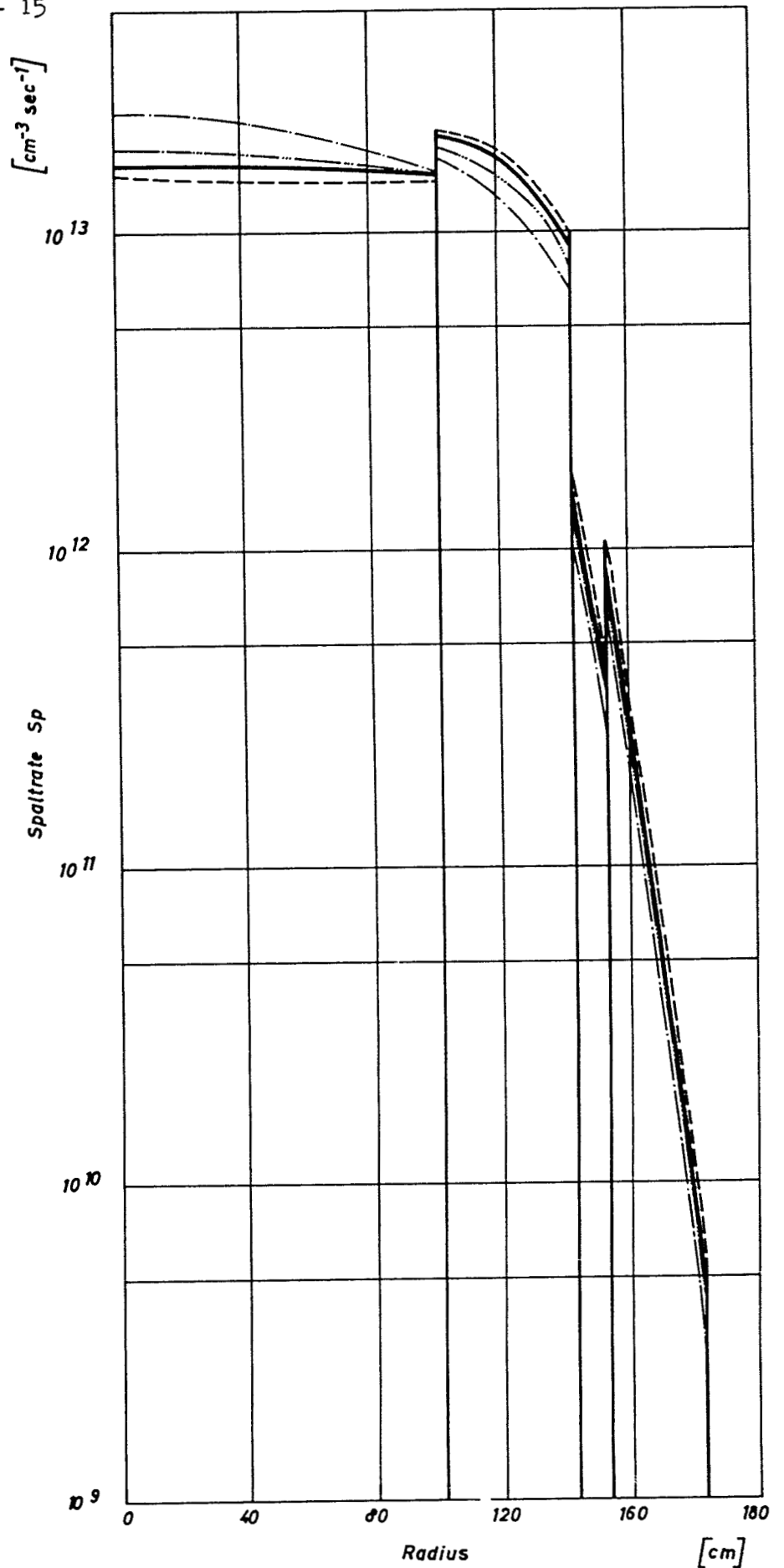
+) \_\_\_\_\_

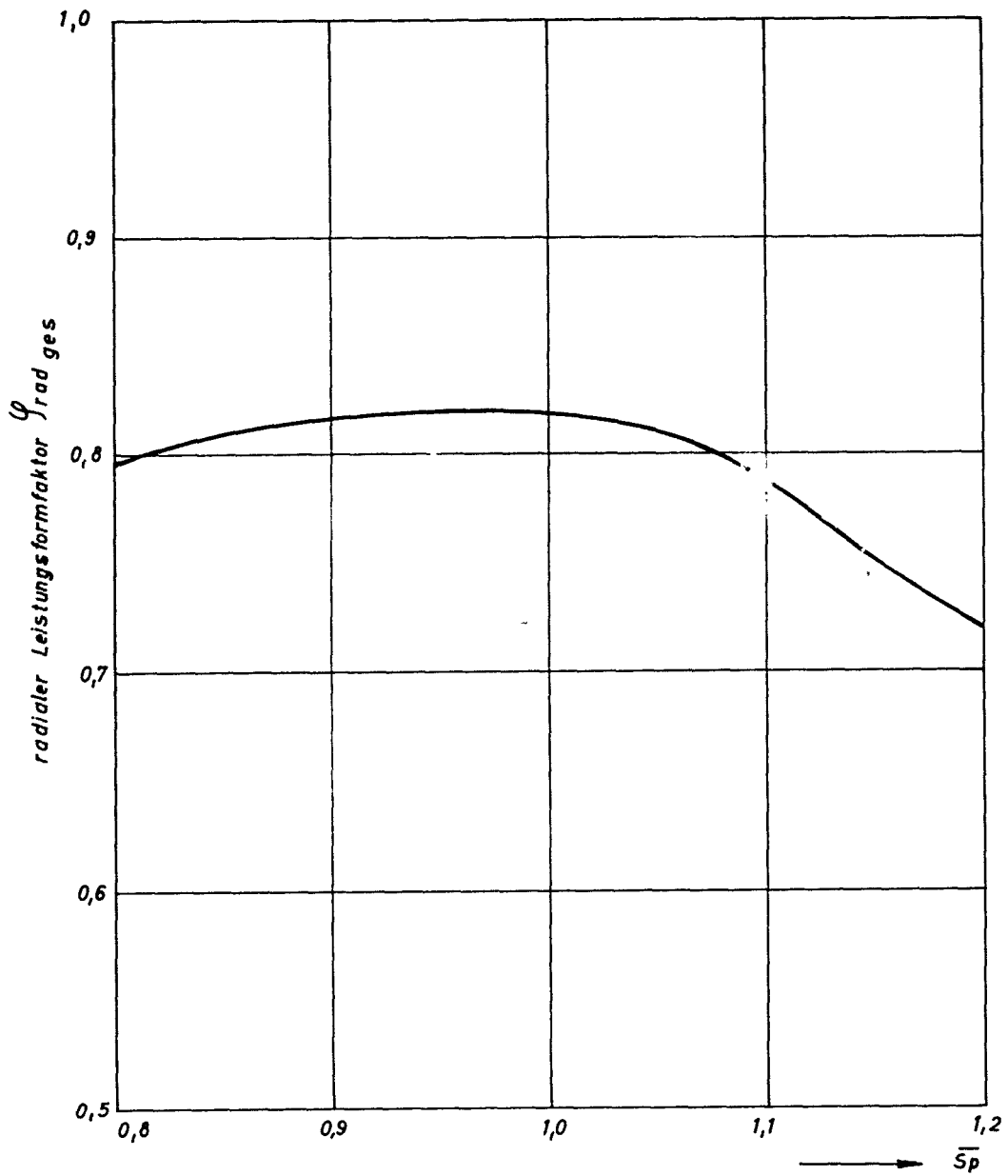
Mit  $K_{\text{eff}} = 1,015$  wurde von vornherein eine Überschußreaktivität für einen mittleren Abbrand berücksichtigt.

	$y_1/y_2$	$\frac{Sp_1 \max}{Sp_2 \max}$
-----	8,07/7,0	1,427
-----	8,55/6,4	0,985
————	8,75/6,0	0,818
-----	9,22/5,75	0,717

Abb. 6.1-3

Verschiebung der radialen  
Spaltratenverteilung bei  
gegenläufiger Veränderung  
von  $y_1$  und  $y_2$   
(auf  $2500 \text{ MW}_{\text{th}}$  normiert)

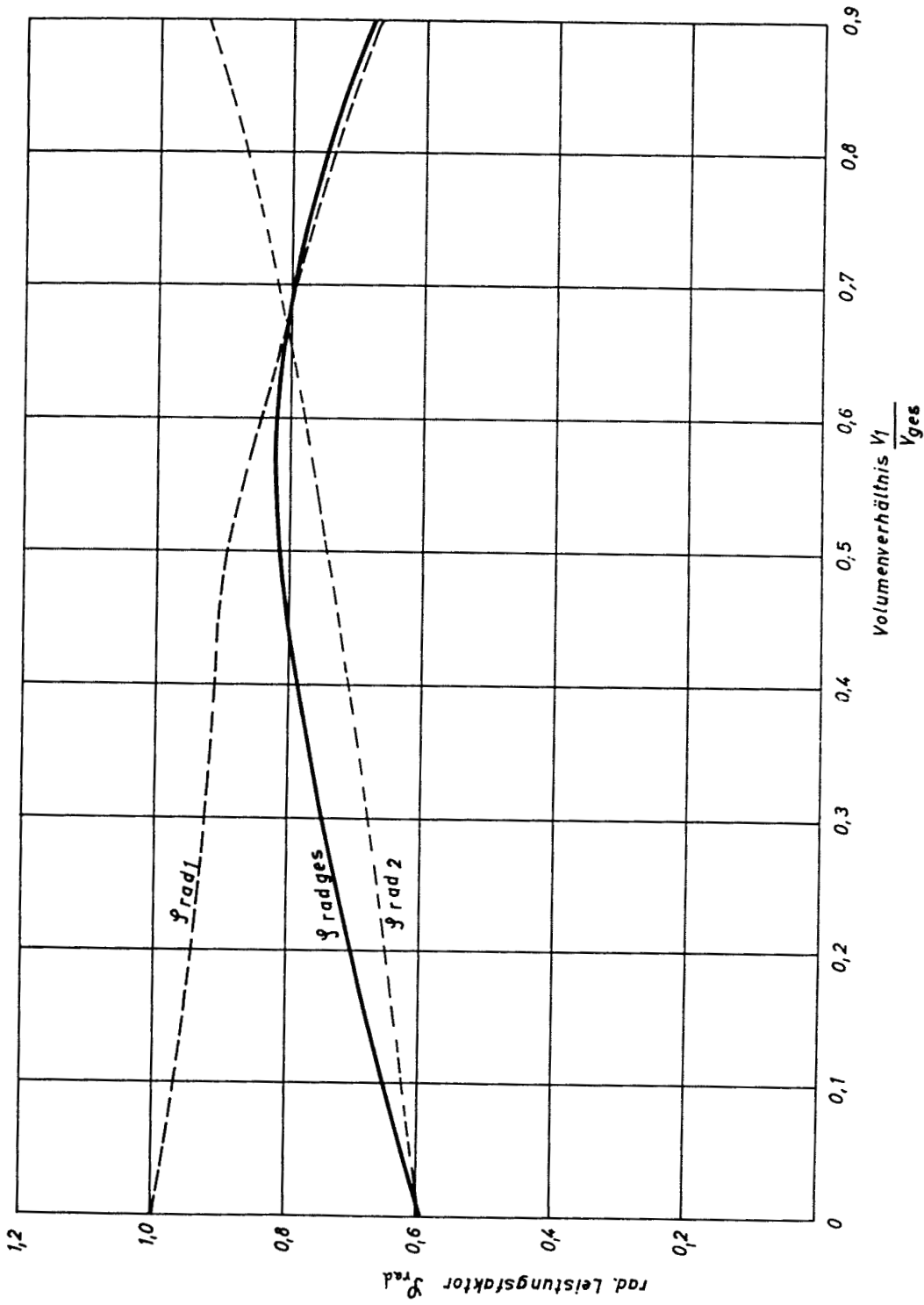




$\bar{S}_p$  = Verhältnis der maximalen Spaltrate der inneren Core-Zone zur maximalen Spaltrate der äußeren Core-Zone.

Abb. 6.1-4 Radialer Leistungsformfaktor als Funktion von  $\bar{S}_p$   
bei konstantem Corevolumenverhältnis  $V_1/V_{ges} = 0,5$





Index

1: 1. Core Zone

2: 2. Core Zone

ges: gesamtes Core

Abb. 6.1-5 Optimaler Leistungsformfaktor  $\varphi_{rad}$  in Abhängigkeit der Volumenaufteilung des Cores

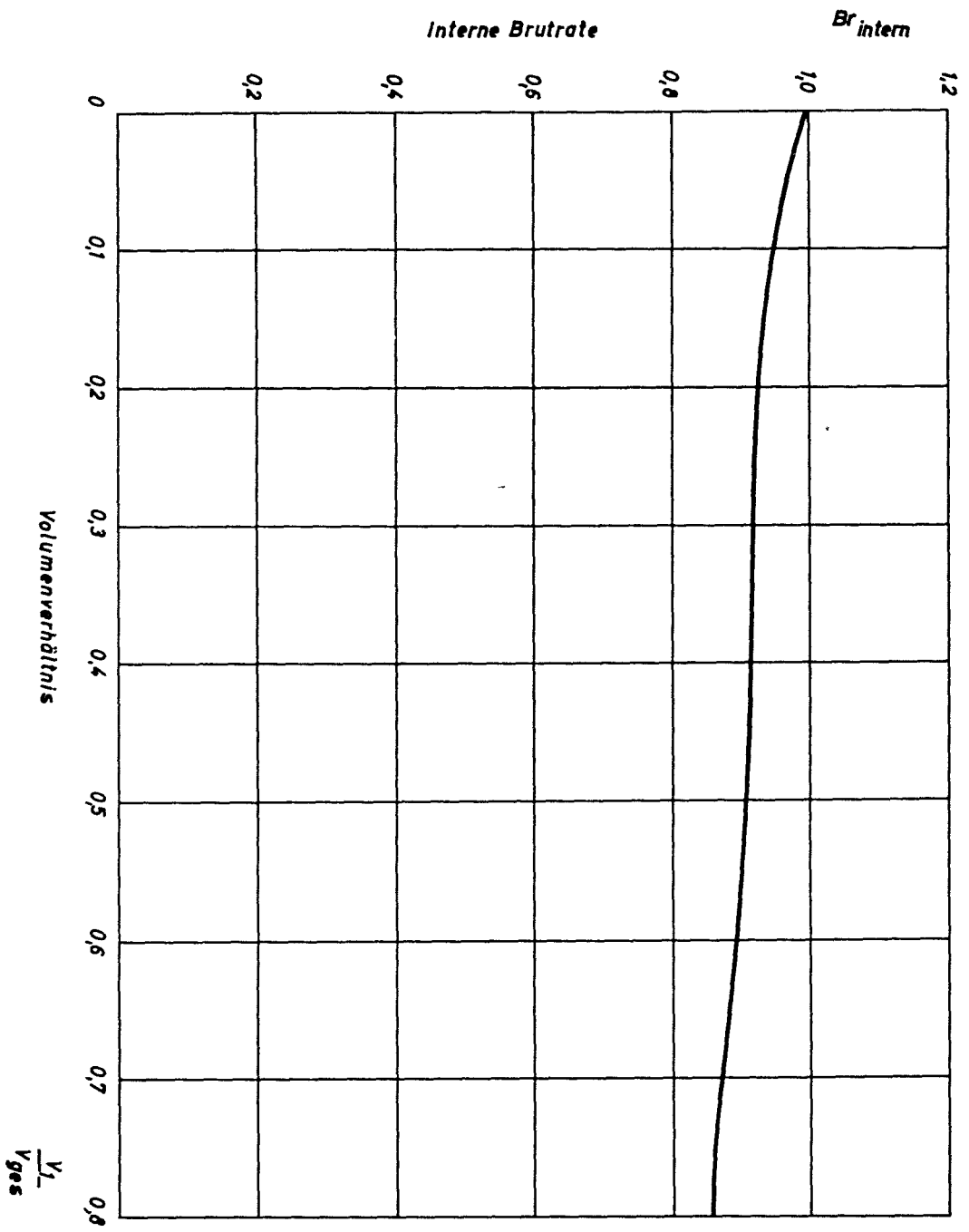


Abb. 6.1-6 Interne Core-Brutrate in Abhängigkeit der Core-Volumenaufteilung

## 6.2 Berechnung des Referenz-Reaktors

### 6.2.1 Bestimmung der kritischen Masse, der Brutraten und der Neutronenflußverteilung

Nach der Festlegung der einzelnen Core-Parameter, vgl. Abschn. 6.1, wurde dieser Referenz-Reaktor mit dem Programm MGP [2] (Eingabe von gruppen- und zonenabhängigen axialen Bucklings) unter Benutzung des 16-Gruppen-YOM-Satzes [3] im Hinblick auf:

$K_{\text{eff}}$  ,  
Neutronenflußverteilung,  
adjungierte Neutronenflußverteilung,  
Spaltratenverteilung,  
Brutraten

durchgerechnet. Um für die thermische Auslegung des Referenz-Reaktors einen Überblick über die in den Blankets erzeugten Wärmeleistungen zu erhalten, wurde der Reaktor gleichzeitig

- a. mit vollkommen abgereichertem Uran in den Blankets
  - b. mit Natururan in den Blankets
  - c. mit einem in Tab. 6.2-1 angegebenen Plutoniumaufbau in den Blankets
- gerechnet (Abb. 6.2-1 und Tab. 7.1 ).

Außerdem wurde der Referenz-Reaktor mit dem Programm MGP [2] und dem 26-Gruppen-Satz von Abagjan et al. [4] durchgerechnet. Die Ergebnisse dieser Berechnungen werden in Tab. 6.2-2 den mit dem 16-Gruppen-YOM-Satz [3] erzielten Werten gegenübergestellt. <sup>+)</sup>

#### 6.2.1.1 Genauigkeit der eindimensionalen Rechnungen:

Um die Genauigkeit der eindimensionalen Multigruppen-Diffusions-Rechnungen überprüfen zu können, wurde eine zweidimensionale S - 2 Rechnung [5] mit einem 5-Gruppen-Satz (Abschn. 6.1.1) durchgeführt.

<sup>+)</sup>  Beide Reaktoren wurden auf  $K_{\text{eff}} = 1,015$  und gleiche Spaltratenverteilung iteriert.

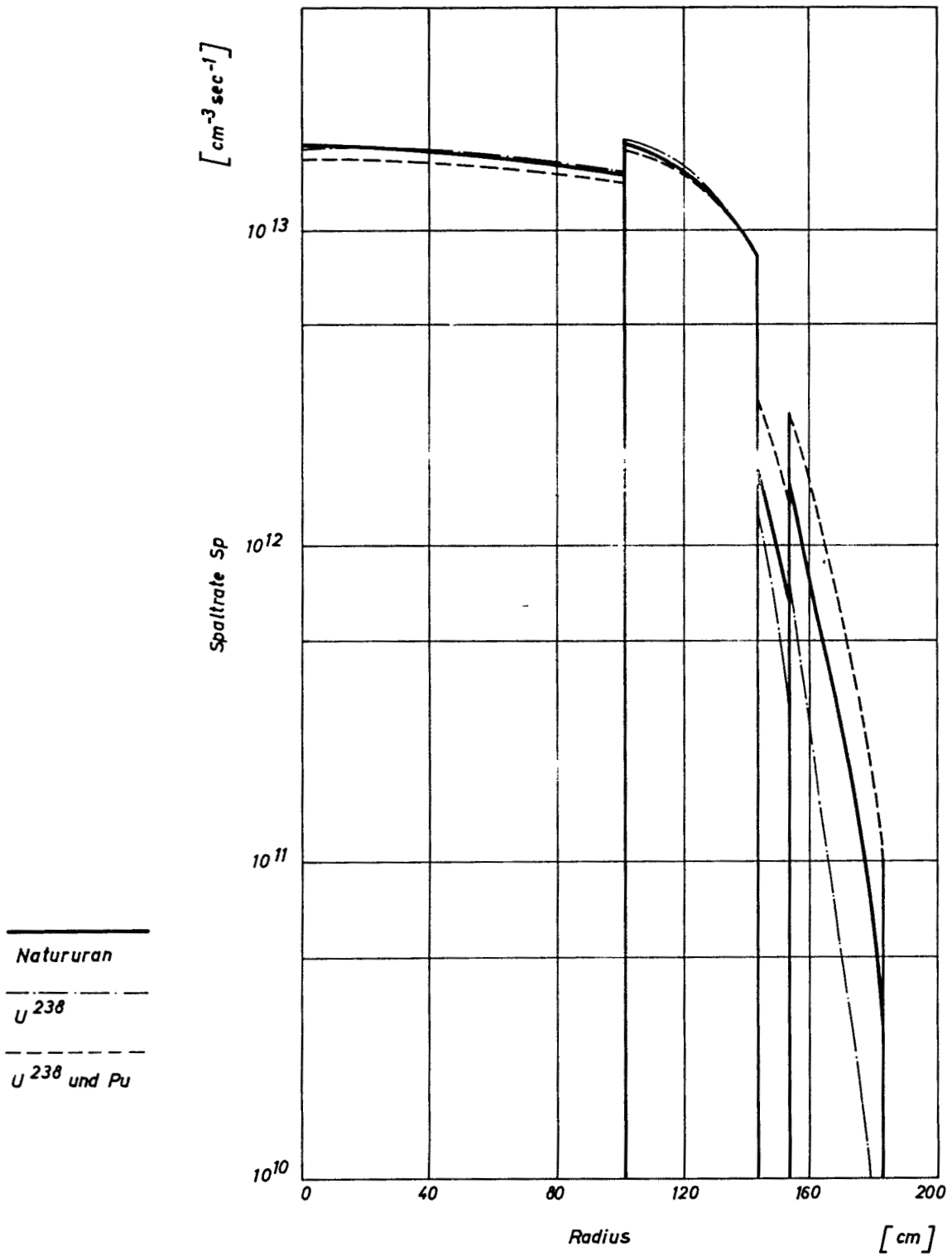


Abb 6.2-1 Die auf  $2500\ MW_{th}$  normierte radiale Spaltratenverteilung bei verschiedener Blanketzusammensetzung

Tabelle 6.2-1

Plutoniumaufbau in den Blankets

Axiales Blanket		Inneres radiales Blanket		Äußeres radiales Blanket	
Pu 239	3,9 ‰	Pu 239	2 ‰	Pu 239	1,5 ‰
Pu 240	0,3 ‰	Pu 240	0,07 ‰	Pu 240	0,05 ‰
Pu 241	0,02 ‰	U 235	0,2 ‰		
U 238	94,5 ‰	U 238	97,7 ‰	U 238	98 ‰

Tabelle 6.2-2

Gegenüberstellung der mit dem 16-Gruppen-YOM-Satz [3] und mit dem 26-Gruppen-Satz [4] errechneten Werte für einen dem Referenzreaktor entsprechenden Reaktor mit vollkommen abgereichertem Uran in den Blankets. (Blanketabmessungen nach Tab.6 1-5)

	16-Gruppen-YOM-Satz [3]	26-Gruppen-Satz [4]
Genauigkeit im Eigenwert:	$10^{-4}$	$10^{-3}$
$k_{\text{eff}}$ :	1,0145	1,0151
Gesamte interne Core-Brutrate:	0,904	0,8916
a. innere Core-Zone:	0,5629	0,5568
b. äußere Core-Zone:	0,3411	0,33475
Brutrate des radialen Blankets:	0,235	0,2156
Verhältnis der maximalen Spaltraten in der inneren u. äußeren Core-Zone:	$\overline{sp} = 1,00$	0,98
Verhältnis der Atomzahlen		
$\frac{N_{238} + N_{240} + N_{242}}{N_{239} + N_{241}}$ pro $\text{cm}^3$ Core :		
a. innere Core-Zone:	8,384	8,3363
b. äußere Core-Zone:	6,1804	5,557
Kritische Masse, 1 Core-Zone		
Pu 239	806 kg	810 kg
Pu 241	64,5 kg	64,8 kg
2 Core-Zone		
Pu 239	1059 kg	1160 kg
Pu 241	84,8 kg	92,9 kg

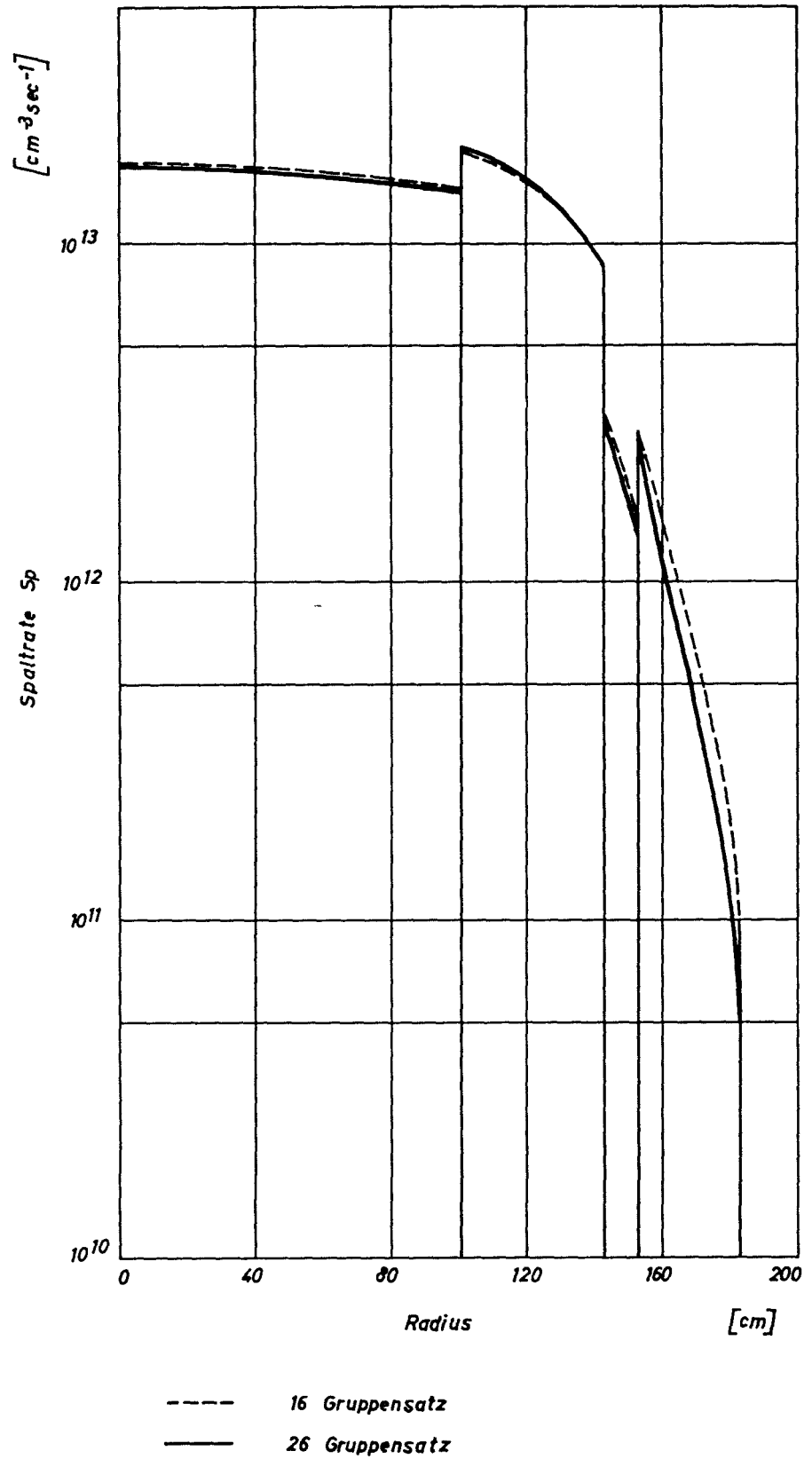
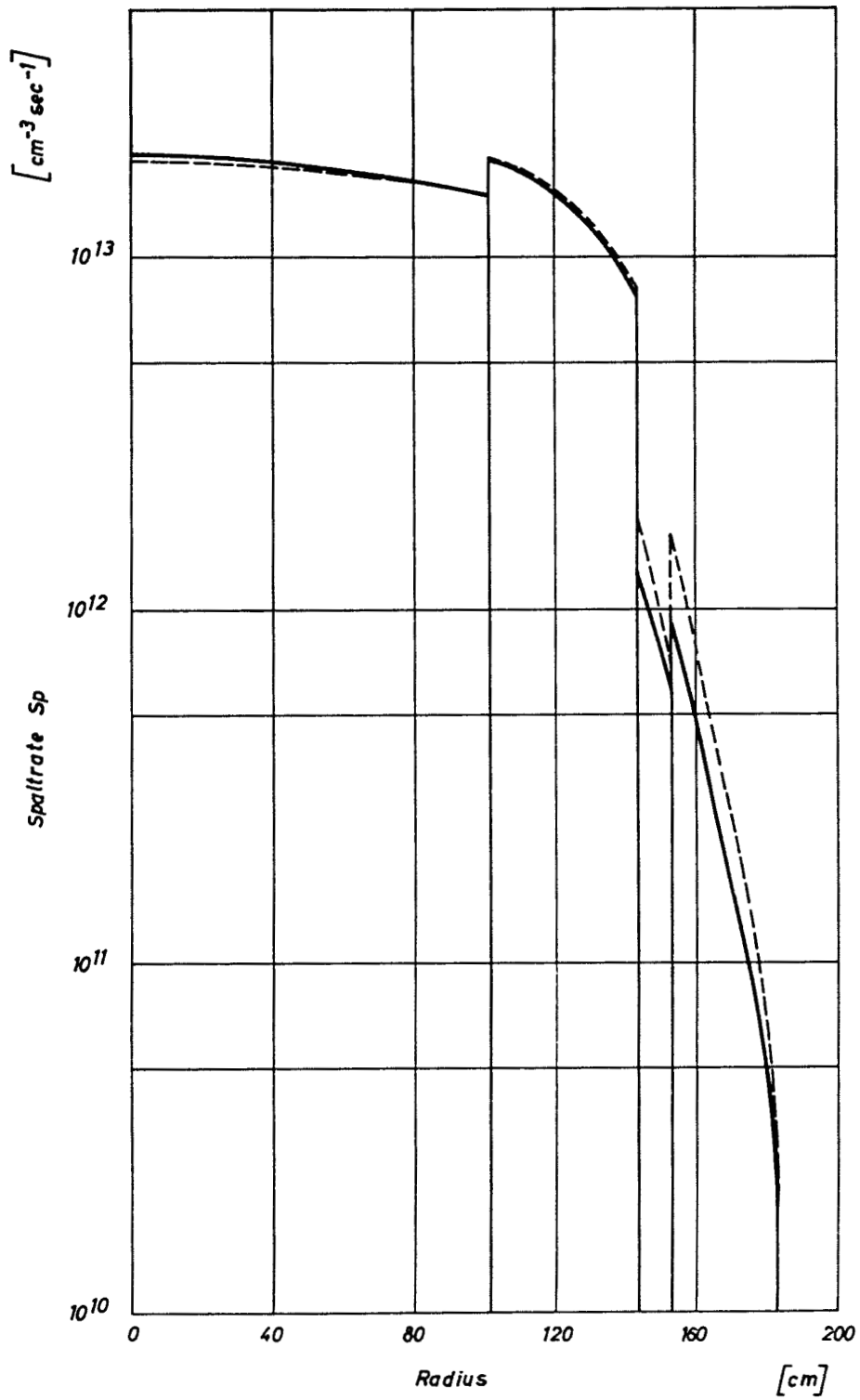


Abb. 6.2-2 Vergleich der radialen Spaltratenverteilung auf  $2500 \text{ MW}_{\text{th}}$  normiert



Vergleich: eindimensionale Rechnung - - - -  
 zweidimensionale Rechnung - - - -  
 im Blanket - Natururan

Abb. 6.2-3 Die auf  $2500 MW_{th}$  normierte radiale Spaltratenverteilung

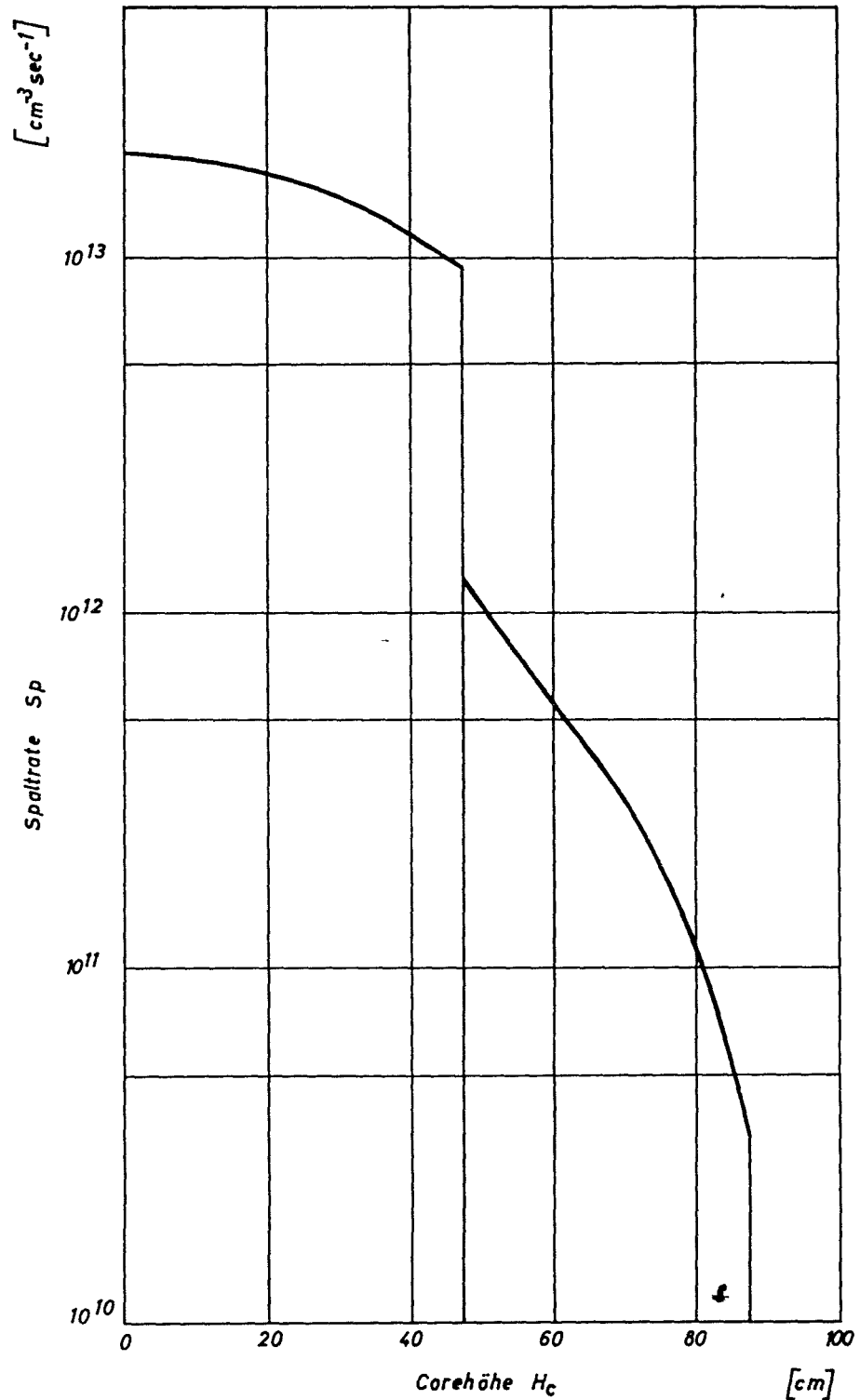
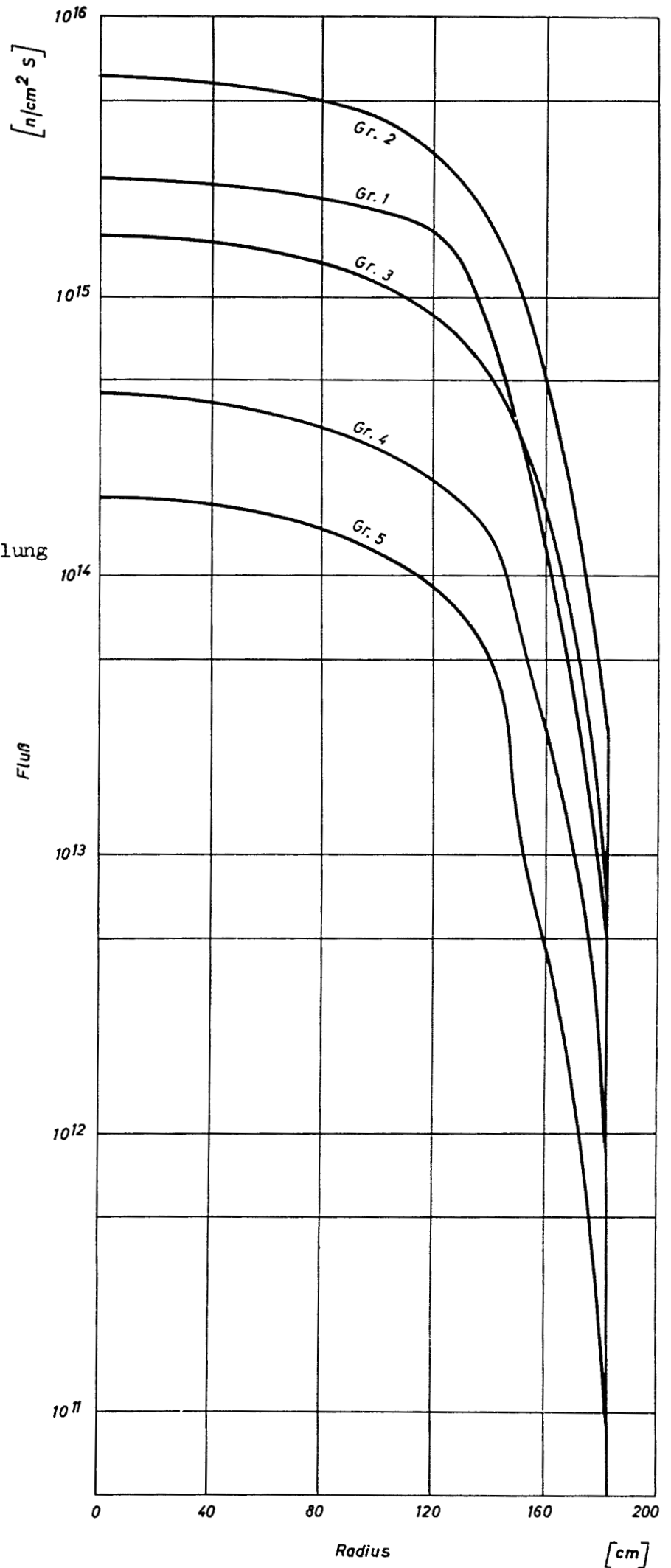


Abb. 6.2-4 Die auf  $2500 MW_{th}$  normierte axiale Spaltratenverteilung längs der Reaktormittellinie  
(zweidimensionale Rechnung mit 5 Gruppen-Satz)



Abb. 6.2-5 a

Die auf  $2500 \text{ MW}_{\text{th}}$  normierte  
radiale Neutronenflußverteilung  
in halber Corehöhe  
(zweidimensionale Rechnung  
mit 5 Gruppen-Satz)



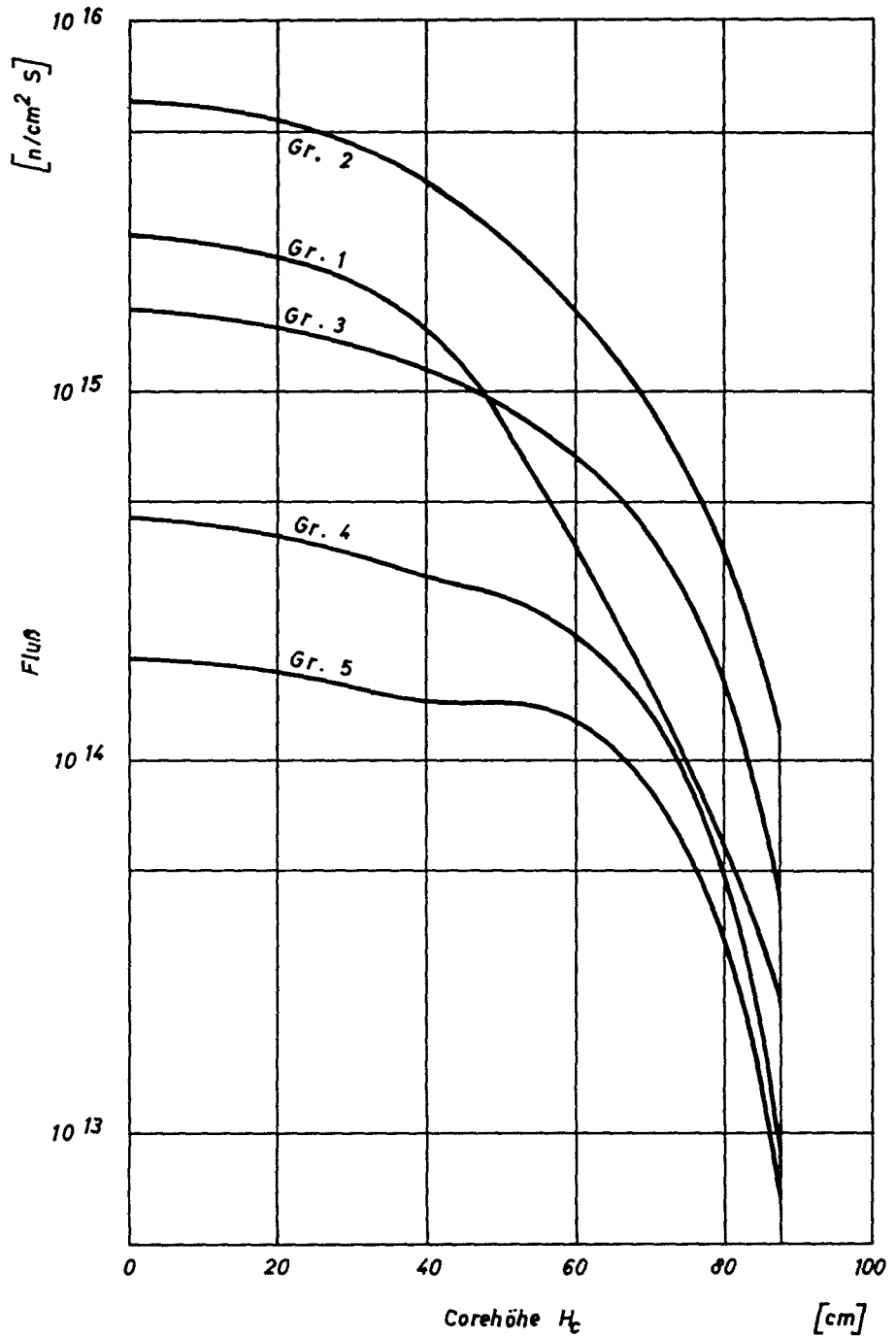


Abb. 6.2-5 b Die auf  $2500 \text{ MW}_{th}$  normierte axiale Neutronenflußverteilung längs der Reaktormittellinie (zweidimensionale Rechnung mit 5 Gruppen-Satz)

Die Ergebnisse der zweidimensionalen S - 2 - Rechnungen werden in Tab. 6.2-3 und den Abb. 6.2-3 bis 6.2-5 den Ergebnissen der eindimensionalen Multigruppen-Diffusionsrechnungen gegenübergestellt.

Tabelle 6.2-3

Vergleich der eindimensionalen und zweidimensionalen  
Rechnungen( Natururan in den Blankets ) +)

	eindimensional (16-Gruppen-YOM-Satz)	zweidimensional (5-Gruppen-Satz)
Genauigkeit im Eigenwert:	$10^{-4}$	$10^{-4}$
$k_{\text{eff}}$ :	1,0163	1,0165
Interne Core-Brutrate:	0,8889	0,886
Brutrate radiales Blanket:	0,2407	0,2461
Brutrate axiales Blanket:	- - -	0,2535
(Gesamtbrutrate)	- - -	1,385
$\overline{sp} =$	0,99	1,05

( $\overline{sp}$  = Verhältnis der maximalen Spaltrate in der inneren Core-Zone zur maximalen Spaltrate in der äußeren Core-Zone )

Für die thermische Auslegung des Referenzreaktors wurden die Ergebnisse der zweidimensionalen S - 2 - Rechnung (Natururan in den Blankets) zugrunde gelegt.

+ ) Blanketabmessungen nach Tab. 6.1-5

### 6.2.2 Bestimmung des Doppler-Koeffizienten

Der Doppler-Koeffizient wurde mit Hilfe des Mehrphasen-Programms 02250 [6] zunächst für eine über das Core konstante mittlere Brennstofftemperatur und für konstante Brennstoffaufheizung ermittelt. Dabei wurden die mit dem Programm MGP [2] und dem 26-Gruppen-Satz [4] errechneten und ausgestanzten Ergebnisse des Referenzreaktors als Eingabe benutzt.

Für eine konstante mittlere Brennstofftemperatur von  $1400^{\circ}\text{K}$  ergibt sich ein Doppler-Koeffizient von

$$\frac{1}{K} \cdot \frac{dk}{dT} = - 8,5 \cdot 10^{-6} \text{ pro } ^{\circ}\text{K}$$

Für die Temperaturabhängigkeit des Doppler-Koeffizienten ergibt sich, wenn man eine  $\frac{1}{T}$  Abhängigkeit voraussetzt

$$\frac{1}{K} \cdot \frac{dk}{dT} = - \frac{1,19 \cdot 10^{-2}}{T}$$

### 6.2.3 Effektive Neutronen-Lebensdauer und $\beta_{\text{eff}}$

Die effektive Lebensdauer der Neutronen und der effektive Anteil der verzögerten Neutronen wurden ebenfalls mit dem Programm 02250 [6] bestimmt. Dabei wurden die mit dem 16-Gruppen-YOM-Satz und dem Programm MGP [2] errechneten und ausgestanzten Ergebnisse des Referenzreaktors als Eingabe verwendet.

Es ergaben sich:

- a. für den effektiven Anteil der verzögerten Neutronen (äquivalent 1 §)

$$\beta_{\text{eff}} = 0,3584 \text{ } ^{\circ}\text{/o}$$

- b. für die effektive Neutronen-Lebensdauer

$$l_{\text{eff}} = 3,38 \cdot 10^{-7} \text{ sec.}$$

## 6.2.4 Natrium-Verlust-Effekte

### 6.2.4.1 Eindimensionale Störungsrechnungen

Grundlage für die ortsabhängigen Störungsrechnungen, d.h. Bestimmung des Einflusses eines ortsabhängigen Natriumverlustes, ist der mit dem Programm MGP [2] und dem 16-Gruppen-YOM-Satz berechnete Referenzreaktor (abgereichertes Uran in den Blankets).

Folgende Fälle wurden untersucht:

- a. Eine Störzone von 1 Liter Volumen, in der das Natrium fehlt, wandert von der Reaktormitte ausgehend radial durch den Reaktor. Die Störzone erstreckt sich dabei axial über die gesamte Reaktorhöhe (Abb. 6.2-6).
- b. Es wurden nacheinander sich radial vergrößernde Störzonen betrachtet, die kein Natrium enthalten und deren Höhe jeweils der Reaktorhöhe entspricht. Für jede dieser Störzonen wurden die Reaktivitätswerte ermittelt (Abb. 6.2-7).
- c. Eine Störzone von 2,8 cm Dicke (ohne Natrium) wandert axial von der Reaktormitte ausgehend durch den Reaktor. Die Störzone erstreckt sich dabei radial über den gesamten Reaktor (Abb.6.2-8).

Bei diesen eindimensionalen Störungsrechnungen werden Flußveränderungen infolge der Störung durchweg vernachlässigt; es werden nur die ungestörten Flüsse benutzt. Außerdem ist bei axialen Rechnungen die radiale Ausdehnung der Störzone bei dem verwendeten Störungsprogramm nicht zu begrenzen. Aus diesem Grunde sind die Ergebnisse in den Fällen b. und c. nur qualitativ zu bewerten.

### 6.2.4.2 Eindimensionale Multigruppen-Diffusions-Rechnungen

Ausgehend von eindimensionalen Berechnungen des Normalfalles (d.h. Natrium ist in allen Zonen enthalten) wurden folgende Störfälle untersucht:

Natrium fehlt in der Core-Zone 1	: Void 1
Natrium fehlt in den Core-Zonen (1+2)	: Void (1+2)
Natrium fehlt in Core-Zone 1 und einem Teil der Core-Zone 2; das Natrium fehlt bis zu einem Radius von 118 cm.	: Void max.

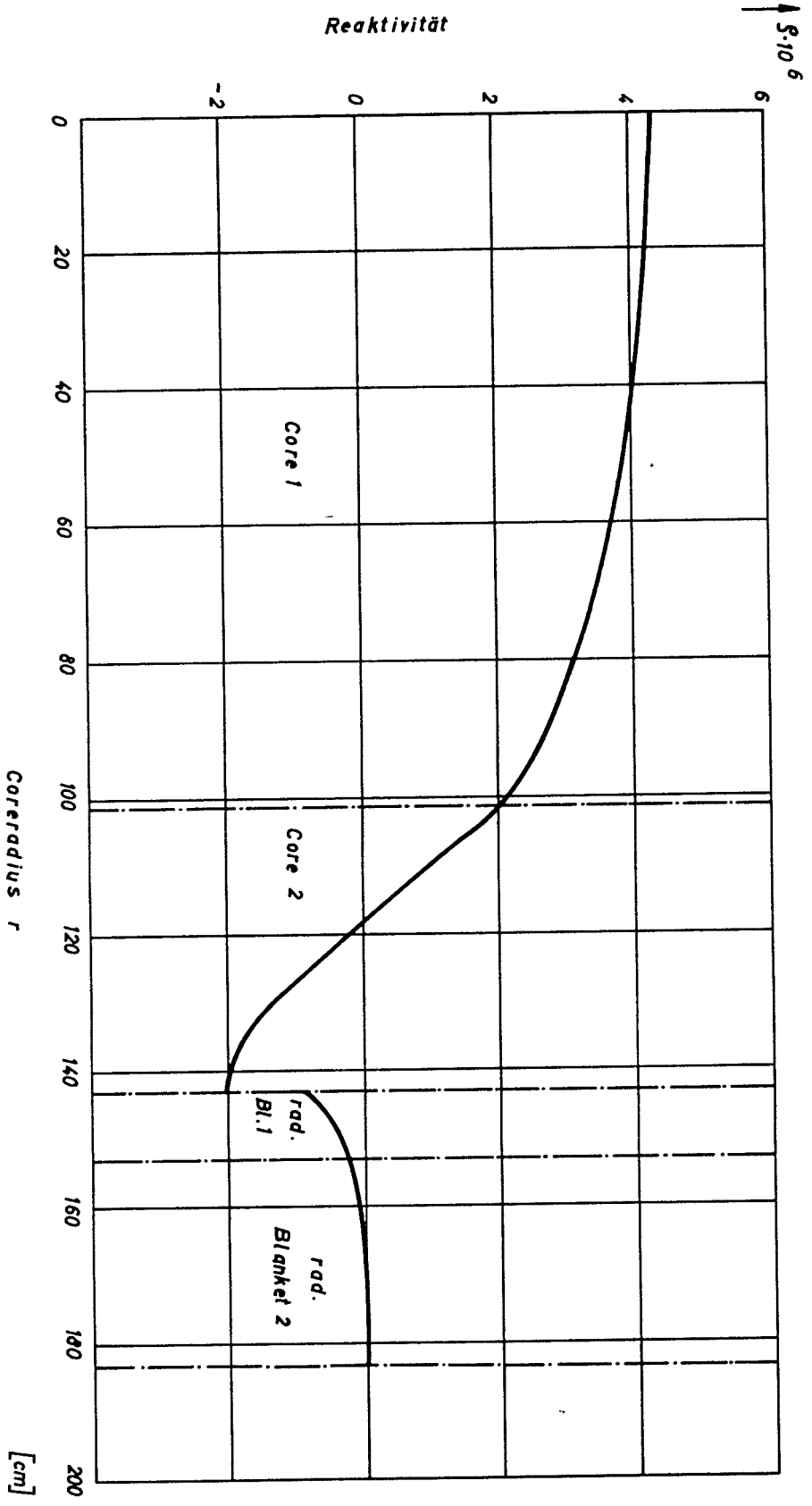


Abb. 6.2-6    Reaktivitätsverlauf  
Störzone von 1 Liter, in der das Natrium fehlt, wandert radial durch den Reaktor

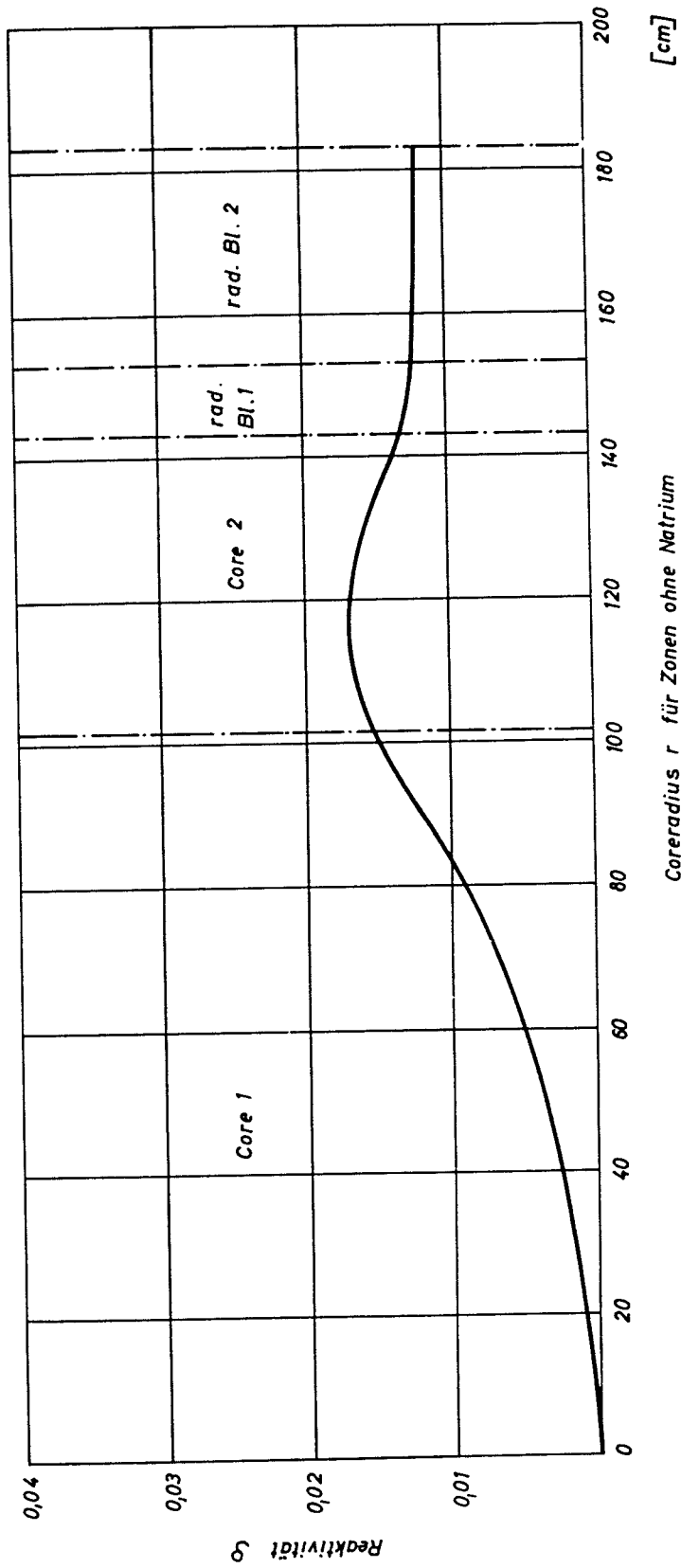


Abb. 6.2-7 Reaktivitätsverlauf

Natrium wird über der ganzen Corehöhe aus radial sich vergrößernden Zonen entnommen

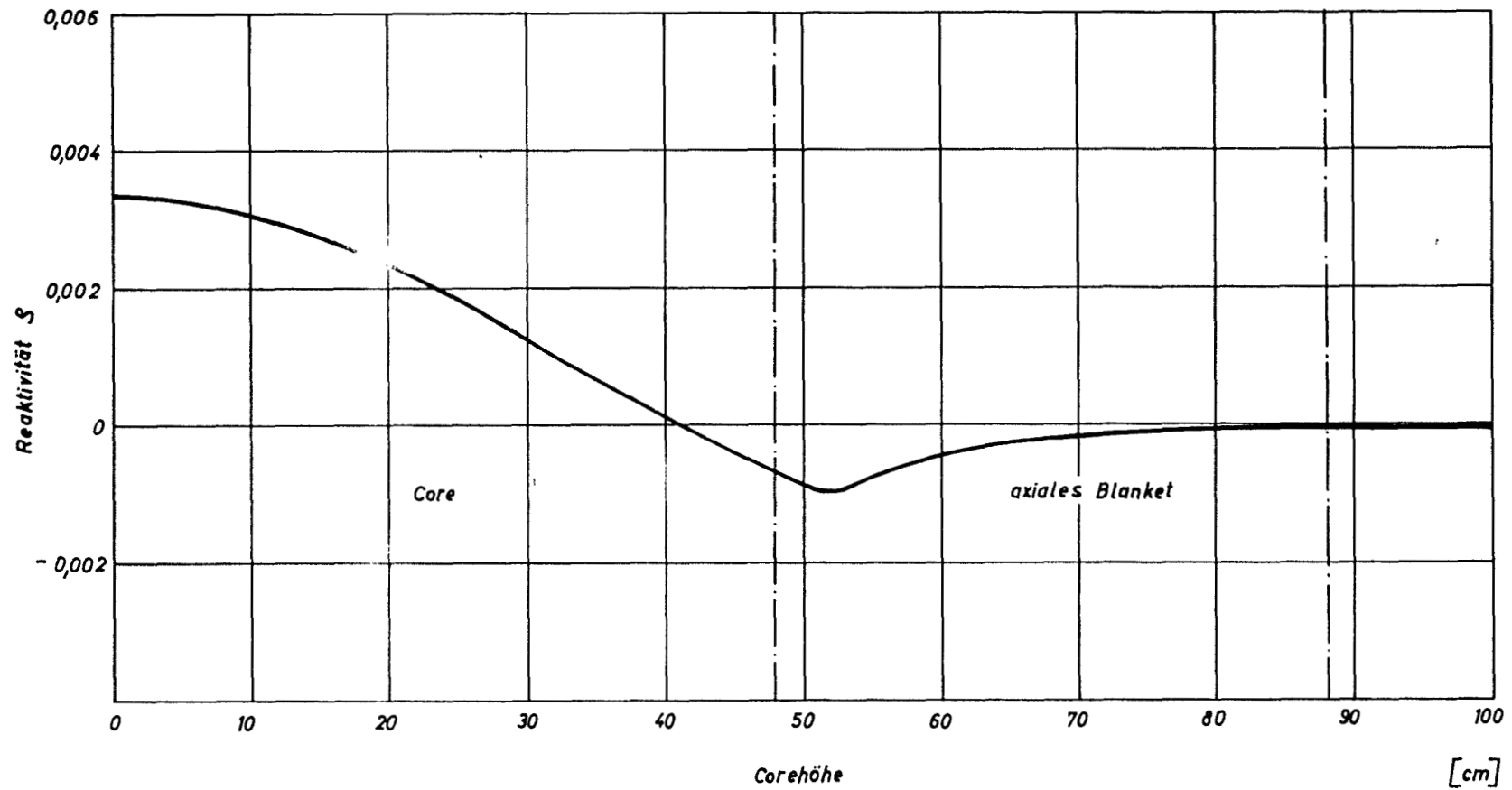


Abb. 6.2-8 Reaktivitätsverlauf  
Natrium wird aus einer flachen sich radial über den gesamten Coreradius erstreckenden Zone entnommen und wandert axial durch den Reaktor.



Dieser Punkt ist durch die Nullstelle der eindimensionalen Störungsrechnung (Abb.6.2-6) bestimmt.

Natrium fehlt im Core und den Blankets : Void ges.

Unter Vorgabe von axialen Bucklings erfolgte die eindimensionale Berechnung des Normalfalles in radialer Richtung. Um den veränderten Ausfluß in axialer Richtung bei den gestörten Fällen zu berücksichtigen, wurde die extrapolierte Höhe, die der Bucklingberechnung zugrunde liegt, nach dem GE-Verfahren [1] um einige Zentimeter vergrößert. Bei dem hier verwendeten Kühlmittelanteil  $\alpha$  also um 4 cm.

Für diese Rechnungen wurde der effektive 26-Gruppen-Konstantensatz von Abagjan, Bondarenko et al [4] benutzt.

#### Ergebnisse

Fall	Void 1	Void (1+2)	Void ges.	Void max.
$\Delta k$	0,01032	0,00641	0,005945	0,011747
$\rho$	2,87 %	1,78 %	1,655 %	3,27 %

Da die Multigruppen-Diffusionsrechnungen mit dem 26-Gruppen-Satz durchgeführt wurden, sind diese Ergebnisse nicht ohne weiteres mit denen der Störungsrechnungen zu vergleichen, die mit dem 16-Gruppen-YOM-Satz erfolgten.

#### 6.2.4.3 Zweidimensionale Multigruppen-Diffusionsrechnungen [14]

Die Berechnung von  $k_{\text{eff}}$  erfolgte mit Hilfe des zweidimensionalen Diffusionscodes "Twenty Grand" [13]. Da der Twenty Grand maximal nur 6-Energiegruppen verarbeiten kann und die Daten des "effektiven" 26-Gruppensatzes [4] benutzt werden sollten, war eine Kondensation des 26-Gruppen-Satzes unumgänglich. Die für die Kondensation benötigten Spektren stammen aus eindimensionalen Zylinderberechnungen und sind räumlich gemittelt. Die "Normal"- und "Natriumverlust"-Fälle (Abschn. 6.2.4.2) lieferten jeweils besondere Spektren.

Im einzelnen lief der Rechenvorgang wie folgt ab:

Entsprechend der jeweiligen Zusammensetzung einer Materialzone wurden die effektiven makroskopischen 26-Gruppen-Querschnitte bestimmt. Mittels des für diese Materialzone zuständig erklärten Spektrums erfolgte die Kondensation auf makroskopische 6-Gruppenquerschnitte.

Bei der Kondensation wurden berücksichtigt:

1. Die Schnellspaltgrenze von U 238
2. Das Ende des Spaltspektrums
3. Die Natrium-Resonanz
4. Das Flußmaximum (7. Gruppe des 26-Gruppen-Satzes)

Zuordnung der Energiegruppen

26-Gruppen-Satz	6-Gruppen-Satz	Untere Energiegrenzen des 6-Gruppen-Satzes
1 - 4	1	1,4 MeV
5 - 8	2	0,1 MeV
9 - 12	3	4,65 KeV
13	4	2,15 KeV
14 - 20	5	10 eV
21 - 26	6	0 eV

Ergebnisse

Tabelle 6.2-4

Fall	Void 1	Void (1+2)	Void ges.	Void max.
$\Delta k$	0,00654	0,00375	-0,00479	0,01108
$\rho$	1,8104 §	1,037 §	-1,326 §	3,066 §

Void max bedeutet: Das Natrium fehlt in einem Bereich, der sich symmetrisch zum Mittelpunkt mit einem Durchmesser von 236 cm und einer Höhe von 84 cm erstreckt. Dieser Bereich ist definiert durch die Nullstellen der eindimensionalen Störungsrechnung (Abb. 6.2-7 und 6.2-8).

### 6.2.5 Abbrandrechnungen [12]

Die Abbrandrechnungen erfolgten auf der Grundlage des bereits mehrfach angewandten zyklischen Abbrandmodells [7] mit  $n = 1, 2, 3, 4$ . ( $n$  Subassemblies sind in Gruppen zusammengefaßt; die Subassemblies einer Gruppe unterscheiden sich im Abbrand jeweils um  $1/n$  des vorgegebenen maximalen Abbrandes. Eine Gruppe gilt als abgebrannt, wenn das am weitesten abgebrannte Subassembly den maximalen Abbrand erreicht hat, als frisch, wenn dieses abgebrannte Subassembly durch ein frisches ersetzt ist. Bei der Entladung bzw. Beladung einer Gruppe ist also jeweils nur ein einziges Subassembly zu entladen, und durch ein frisches zu ersetzen, während die übrigen  $n - 1$  Subassemblies in der Gruppe verbleiben.)

#### 6.2.5.1 Bestimmung eines optimalen, über den ganzen Corequerschnitt konstanten $n$

##### 6.2.5.1.1 Reaktivitätshub und Zeittakt

Um zunächst den Einfluß der Anzahl  $n$  der Subassemblies je Subassembly-Gruppe auf den Reaktivitätshub beim Abbrand und den Zeittakt für die Subassembly-Wechsel zu untersuchen, wird zunächst angenommen, daß  $n$  vom Bestrahlungsort im Reaktor nicht abhängt, d.h. es wird ein über das gesamte Core konstantes  $n$  angenommen.

Es wird die Änderung von  $k_{\text{eff}}$  des Reaktors beim Übergang vom frischen zum abgebrannten Zustand und die hierfür bei vorgegebener Reaktorleistung erforderliche Zeit berechnet. Im frischen Zustand seien alle Subassembly-Gruppen frisch beladen und mögen eine vom Standort unabhängige mittlere Zusammensetzung haben. Im abgebrannten Zustand sei die Subassembly-Gruppe im Corezentrum - maximale Neutronenbestrahlung abgebrannt; alle anderen Subassembly-Gruppen zeigen dann, entsprechend der Ortsabhängigkeit des Neutronenflusses, einen geringeren Abbrand. Nach Erreichen des maximalen Abbrandes in der Subassembly-Gruppe des Corezentrums soll aus allen Subassembly-Gruppen des Cores jeweils das am weitesten abgebrannte Subassembly entladen werden, das ist  $1/n$  des Corevolumens. Mit dieser Annahme gibt die Bestrahlungsdauer für den Abbrand einer Subassembly-Gruppe im Corezentrum das Zeitintervall für zwei aufeinanderfolgende Subassembly-Wechsel an;

es beträgt  $1/n$  der Verweilzeit eines einzelnen Subassemblies in der Gruppe des Corezentrums. Zu den verschiedenen Werten von  $n$  ergeben sich unterschiedliche Änderungen von  $k_{\text{eff}}$  beim Übergang vom frischen zum abgebrannten Reaktor.

Die Werte von  $k_{\text{eff}}$  werden durch eindimensionale Multigruppenrechnungen mit vorgegebenen Bucklings für die  $z$ -Richtung ermittelt. Der Abbrand in der  $z$ -Richtung wird durch eine über  $z$  gemittelte Flußzeit berücksichtigt:

$$\bar{\tau}_{\text{max}} = \tau_{\text{max}} \cdot \rho_{\text{ax}}$$

$\rho_{\text{ax}}$  ist der axiale Flußformfaktor. <sup>+)</sup>

$\tau_{\text{max}}$  ist der von Anfangszusammensetzung und Neutronenspektrum abhängige Flußzeitwert zum vorgegebenen maximalen Abbrand  $A_{\text{max}}$  in MWd/to; für die beiden Zonen gibt es wegen der verschiedenen  $\gamma$ -Werte unterschiedliche Werte von  $\tau_{\text{max}}$ .

Bezeichnet  $N(o)$  die Anfangszusammensetzung eines Subassembly -  $N(o)$  ist ein fünfdimensionaler Vektor mit den Brennstoffkonzentrationen von U 238, Pu 239 bis Pu 242 als Komponenten - und  $N(\tau)$  die Zusammensetzung zur Flußzeit  $\tau$ , so ergibt sich für die Subassemblies einer Gruppe des frischen Reaktors die folgende Zusammensetzung:

Tabelle 6.2-5

n	1.Subassembly	2.Subassembly	3. Subassembly
1	$N(o)$	-	-
2	$N(o)$	$N\left(\frac{1}{2} \bar{\tau}_{\text{max}}\right)$	-
3	$N(o)$	$N\left(\frac{1}{3} \bar{\tau}_{\text{max}}\right)$	$N\left(\frac{2}{3} \bar{\tau}_{\text{max}}\right)$

<sup>+)</sup>  Der Neutronenfluß ist als separierbar vorausgesetzt

Die mittlere Zusammensetzung der Subassembly-Gruppen des frischen Reaktors ist hiernach:

$$(6.2-1) \quad \bar{N}(o) = \begin{cases} N(o) & \text{für } n=1 \\ \frac{1}{2} \left[ N(o) + N\left(\frac{1}{2} \bar{\tau}_{\max}\right) \right] & \text{für } n=2 \\ \frac{1}{3} \left[ N(o) + N\left(\frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max}\right) + N\left(\frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max}\right) \right] & \text{für } n=3 \end{cases}$$

Im abgebrannten Zustand des Reaktors ist die Subassembly-Gruppe im Corezentrum abgebrannt. Die Zunahme der Flußzeit vom frischen bis zum abgebrannten Zustand beträgt für diese Subassemblies im z-Mittel

$$\Delta \tau(o) = \frac{1}{n} \bar{\tau}_{\max}, \quad n = 1, 2, 3$$

Die zugehörige Bestrahlungsdauer ist

$$(6.2-2) \quad \Delta t = \frac{1}{n} \frac{\tau_{\max}}{\rho(o)}, \quad n = 1, 2, 3$$

d.i. das Zeitintervall zwischen zwei aufeinanderfolgenden Subassembly-Wechseln  $\rho(o)$  ist der Neutronenfluß im Corezentrum ( $r = z = o$ ). Der Zeittakt wird durch den Abbrand in  $r = z = o$  bestimmt, so daß in Gl. (6.2-2)  $\tau_{\max}$ , statt  $\bar{\tau}_{\max}$  stehen muß.

In Abhängigkeit vom Standort  $r$  der Subassembly-Gruppen ergibt sich eine mittlere Flußzeitzunahme beim Übergang vom frischen zum abgebrannten Zustand von

$$(6.2-3) \quad \Delta \tau(r) = \frac{1}{n} \bar{\tau}_{\max} \frac{\rho(r)}{\rho(o)}$$

Daher erhält man für die Zusammensetzung der Subassemblies im z - Mittel im abgebrannten Zustand:

Tabelle 6.2-6

n	1.Subassembly	2.Subassembly	3.Subassembly
1	$N(\bar{T}_{\max} \frac{\varphi(r)}{\varphi(o)})$	- - -	- - -
2	$N(\frac{1}{2}\bar{T}_{\max} \frac{\varphi(r)}{\varphi(o)})$	$N(\frac{1}{2}\bar{T}_{\max} (1 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(o)}))$	- - -
3	$N(\frac{1}{3}\bar{T}_{\max} \frac{\varphi(r)}{\varphi(o)})$	$N(\frac{1}{3}\bar{T}_{\max} (1 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(o)}))$	$N(\frac{1}{3}\bar{T}_{\max} (2 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(o)}))$

Hieraus folgt die mittlere Zusammensetzung der Subassembly-Gruppen des abgebrannten Reaktors, abhängig vom Standort r der Gruppen, analog Gl. (6.2-1).

Zur Berücksichtigung der r-abhängigen Brennstoffzusammensetzung bei den Multigruppenrechnungen werden die Zonen 1 und 2 in 6 bzw. 4 Unterzonen eingeteilt und innerhalb derselben die Flußzeit und damit die Brennstoffzusammensetzung konstant angenommen.

Tabelle 6.2-7

Zone	Unterzone	von [cm]	bis [cm]	Subassembly-Zusammensetzung = berechnete Zus.für den Ort r [cm]
I	1	0	10,1	0
	2	10,1	30,3	20,2
	3	30,3	50,5	40,4
	4	50,5	70,7	60,6
	5	70,7	90,9	80,8
	6	90,9	101,0	101,0
II	7	101	108,35	101,0
	8	108,35	123,05	115,7
	9	123,05	136,7	130,4
	10	136,7	143,0	143,0

Die zu den beiden Zuständen des Reaktors - frisch und abgebrannt - gehörende Isotopenzusammensetzung des Brennstoffes wird mit Hilfe eines Abbrandprogrammes zur Berechnung der Brennstoffzusammensetzung [8] in Abhängigkeit von der Flußzeit bei Bestrahlung im zeitlich konstanten Neutronenspektrum und bei zeitlich konstanter Leistung berechnet. Hierbei wird das Spektrum an der inneren Berandung der beiden Zonen zugrunde gelegt. Als weitere Daten des Reaktors sind angenommen:

Tabelle 6.2-8

	Zone 1	Zone 2
Leistungsdichte, maximal	0,577 MW/l	0,576 MW/l
Spezifische Leistung, maximal	$\left\{ \begin{array}{l} 1,38 \text{ MW/kg Pu} \\ = 0,22 \text{ MW/kg (Pu+U)} \end{array} \right.$	$\left\{ \begin{array}{l} 1,05 \text{ MW/kg Pu} \\ = 0,22 \text{ MW/kg (Pu+U)} \end{array} \right.$
Radialer Flußformfaktor $\bar{\varphi}_{\text{rad}}$	0,89	0,75
Axialer Flußformfaktor $\bar{\varphi}_{\text{ax}}$	0,8	0,8
Thermische Leistung	$1,26 \cdot 10^3 \text{ MW}$	$1,06 \cdot 10^3 \text{ MW}$
Thermische Leistung des Cores	$2,32 \cdot 10^3 \text{ MW}$	
Mittlerer maximaler Abbrand	100 000 MWd/to (U+Pu)	

#### 6.2.5.1.2 Zur Frage zusätzlicher Beschickungszonen

Sobald im Corezentrum der maximale Abbrand erreicht ist, wird aus allen Subassembly-Gruppen des Cores jeweils ein Subassembly entladen, so daß infolge der Ortsabhängigkeit des Neutronenflusses der Brennstoff in den entladenen Subassemblies nicht vollständig ausgenutzt ist. Eine bessere Ausnutzung des Brennstoffes ergibt sich bei Einführung zusätzlicher Beschickungszonen, die immer dann entladen werden, wenn die Subassemblies in den heißesten Positionen dieser Zonen abgebrannt sind. Die Einrichtung zusätzlicher Beschickungszonen ist aber nur dann sinnvoll, wenn die Zahl der notwendigen Subassembly-Wechsel in erträglichen Grenzen bleibt. Nimmt man etwa an, daß sich die nach

Gl. (6.2-2) berechneten Zeitintervalle zwischen zwei aufeinanderfolgenden Subassembly-Wechseln durch Einführung von zusätzlichen Beschickungszonen nicht ändern, so hat man die Grenzen dieser Zonen so zu wählen, daß die durch den vorgegebenen maximalen Abbrand definierten Standzeiten bzw.  $\frac{1}{n}$  derselben ganzzahlige Vielfache der entsprechenden Werte von  $\Delta t$  sind. Betrachtet man die Abhängigkeit dieser Standzeiten vom Ort  $r$  (s.folgende Tabelle), so zeigt sich unter Berücksichtigung der berechneten Werte von  $\Delta t$ , daß diese Bedingung nur bei  $r = 131$  cm erfüllt ist. Damit verbleibt für eine 2. Beschickungszone lediglich der Volumenbereich von  $r = 131$  cm bis 143 cm, also von nur 12 cm Dicke. Sie liegt unterhalb der Querschnittsdimension der Subassemblies, so daß sich schon von daher die Einrichtung zusätzlicher Beschickungszonen für ortsunabhängiges  $n$  verbietet.

Tabelle 6.2-9

Standzeiten  $t$  der Subassemblies in Abhängigkeit vom Ort der Bestrahlung ( $n=1$ ) für  $A_{max} = 125\ 000$  MWd/to

Corezone	$r$ [cm]	$t$ [d]
I	0	589
	20,2	595
	40,4	613
	60,6	641
	80,8	681
	101	745
II	101	636
	115	734
	122	813
	130	979
	143	1481



### 6.2.5.1.3 Vorläufige Ergebnisse

Für einen maximalen Abbrand  $A_{\max}$  von  $1,12 \cdot 10^5$  MWd/to (U+Pu) entsprechend einem mittleren Abbrand  $\bar{A}_{\max}$  von 90 000 MWd/to (U+Pu) wurden für ein über das ganze Core konstantes  $n$  die folgenden Daten berechnet:

n	$\Delta k$	$\Delta t$ [d]
1	1,7 ‰	525
2	1,1 ‰	262
3	0,5 ‰	175

$$\Delta k = k_{\text{eff}} \text{ (frisch)} - k_{\text{eff}} \text{ (abgebrannt)}$$

Durch lineare Extrapolation auf

$$A_{\max} = 125\ 000 \text{ MWd/to (U+Pu) entsprechend}$$

$$\bar{A}_{\max} = 100\ 000 \text{ MWd/to (U+Pu)}$$

erhält man:

n	$\Delta k$	$\Delta t$ [d]
1	1,9 ‰	589
2	1,2 ‰	295
3	0,6 ‰	196

Die Zeiten  $\Delta t$  gelten für einen Lastfaktor von 100 ‰. Bei einem Lastfaktor  $d$  werden sie um den Faktor  $1/d$  vergrößert.

### 6.2.5.1.4 Brennstoffausnutzung pro Beladungszyklus

Definiert man als Brennstoffausnutzung pro Beladungszyklus das Verhältnis des über das Corevolumen gemittelten Abbrandes der entladenen Subassemblies zum maximalen Abbrand, so ergibt sich zunächst für die aus der 1.Zone entladenen Subassemblies mit  $\bar{p}_{\text{radial}} = 0,89$

eine Brennstoffausnutzung von 0,89. Für die Subassemblies am Innenrand der 2.Zone ist das Flußzeitverhältnis gegenüber den Subassemblies im Corezentrum 0,79 (= dem Verhältnis des Neutronenflusses am Innenrand der Zone II und Corezentrum). Wegen des kleineren  $\gamma$ -wertes, d.h. größeren Anreicherung, ist aber in Zone II ein vorgegebener Abbrand zu einer früheren Flußzeit erreicht, und zwar um den Faktor  $\tau_{\max}(\text{Zone I}) / \tau_{\max}(\text{Zone II}) = 1,18$ , so daß für die Brennstoffausnutzung in Zone II statt 0,79 der Faktor  $0,79 \cdot 1,18 = 0,93$  <sup>+)</sup>  wirksam wird. Für die Brennstoffausnutzung in Zone II erhält man dann mit  $\bar{\varphi}_{\text{radial}} = 0,75$  den Wert 0,70. Insgesamt ergibt sich für Zone I und II eine Brennstoffausnutzung von  $\frac{1}{2}(0,89 + 0,70) = 0,79$ .

#### 6.2.5.1.5 Diskussion der bisherigen Ergebnisse

1. Die eingangs getroffene Annahme, aus allen Subassembly-Gruppen der beiden Corezonen I und II jeweils das am weitesten abgebrannte Subassembly zu entladen, sobald im Corezentrum der vorgegebene maximale Abbrand erreicht ist, ist zunächst nur eine Voraussetzung zur Vereinfachung der Abbrandrechnungen. Die bisherigen Ergebnisse der Abbranduntersuchungen zeigen aber, daß bei der derzeitigen Konzeption des Reaktors für ein über das ganze Core konstantes  $n$  kein besseres Beladungsschema möglich ist.
2. Von den bisher untersuchten Fällen mit einem über das ganze Core konstanten  $n$  ergibt der durch  $n = 3$  gekennzeichnete Abbrandzyklus den niedrigsten Reaktivitätshub verbunden mit einem für den Reaktorbetrieb geeigneten Zeittakt für die Subassembly-Wechsel. Der Fall  $n = 3$  dient daher als Basis für die weiteren Untersuchungen. Die hier interessanten Daten mit  $n = 3$  seien nochmals zusammengestellt:

---

+) Aufgrund der gleichen Leistungsdichte im Innenrand der beiden Zonen würde man zunächst den Faktor 1,00 erwarten. Da aber der Abbrand schwächer als linear von der Flußzeit abhängt, ergibt sich in Wirklichkeit ein Faktor  $< 1,00$ .

Für einen mittleren maximalen Abbrand:  $\bar{A}_{\max} = 100\ 000\ \text{Mwd/to (U+Pu)}$   
gilt:

Reaktivitätshub zwischen zwei aufeinanderfolgenden  
Subassembly-Wechseln:  $\Delta k = 0,6\ \%$

Zeit zwischen zwei Subassembly-Wechseln  $\Delta t = 196\ \text{d}$

Im übrigen gilt (unabhängig von  $\bar{A}_{\max}$ ):

Brennstoffausnutzung pro Beladungszyklus 0,79

Entladenes Subassembly-Volumen pro  
Beladungszyklus  $\frac{1}{3} V_{\text{Core}}$

#### 6.2.5.2 Abbrandverhalten mit kombinierten $n = 3$ - und $n = 4$ -Gruppen

##### 6.2.5.2.1 Abgrenzung des Bereiches mit $n = 4$

Zur Verbesserung der Brennstoffausnutzung und zur Verringerung des Reaktivitätshubes wird im äußeren Bereich der Corezone II ein Abbrandzyklus mit  $n = 4$  eingeführt, während in Corezone I und dem inneren Bereich der Corezone II  $n = 3$  beibehalten wird. Die Möglichkeit zu dieser Aufteilung ergibt sich aus der Ortsverteilung der Standzeiten (vgl. Tab. 6.2-9). Eine darüber hinausgehende Zonierung ist bei der Größe des gewählten Subassemblies nicht möglich. Bei der Abgrenzung des Bereiches mit  $n = 4$  ist zu beachten:

1. daß sich hierin der Zeittakt der Subassembly-wechsel gegenüber dem Corezentrum nicht ändert und
2. daß der mittlere maximale Abbrand nicht überschritten wird.

Diese Bedingungen sind erfüllt, wenn die beiden Bereiche der Corezone II mit  $n = 3$  und  $n = 4$  gleich dick sind, d.h. wenn die Grenzfläche zwischen beiden den Radius

$$r = 122,75\ \text{cm}$$

hat. Für den inneren Bereich der Corezone II mit  $n = 3$  verbleiben dann insgesamt 45 Subassemblies, also eine durch 3 teilbare Anzahl, für den äußeren Bereich mit  $n = 4$  verbleiben insgesamt 60 Subassemblies,

eine durch 4 teilbare Anzahl.

Die erforderliche Standzeit für ein Subassembly in  $r = 122,75$  cm zur Erreichung eines mittleren maximalen Abbrandes von 100 000 MWd/to (das sind über den axialen Flußformfaktor  $\bar{\varphi}_{ax} = 0,8$  in der Core - mittelebene 125 000 MWd/to) beträgt 830 d. Die erforderliche Zeitdifferenz  $\Delta t^*$  für den Übergang vom frischen in den abgebrannten Zustand einer Vierergruppe an diesem Ort ist ein Viertel dieser Zeit, also

$$\Delta t^* = 208 \text{ d}$$

Der Vergleich mit dem Zeittakt  $\Delta t = 196$  d der Dreiergruppen für das Corezentrum zeigt:

$$\Delta t < \Delta t^*$$

Hiernach läßt sich die Entladung der Vierergruppen an den Zeittakt der Dreiergruppen im Corezentrum anpassen; man verliert dabei in  $r = 122,75$  cm lediglich eine Bestrahlungsdauer von 12 d, das entspricht einer Reduzierung des mittleren Abbrandes um etwa 2100 MWd/to, etwa 2 %.

Für die weiteren Betrachtungen wird ein im ganzen Core konstanter Zeittakt für die Subassembly-Wechsel zugrunde gelegt: Der Beladungs-takt im Corezentrum mit

$$\Delta t = 196 \text{ d}$$

Das Volumen des inneren Bereiches der Corezone II mit  $n = 3$  ist  $0,456 \cdot \frac{V_c}{2}$  groß, das Volumen des äußeren Bereiches  $0,544 \cdot \frac{V_c}{2}$ . Da nun aus der Corezone I und dem inneren Bereich der Corezone II bei jedem Subassembly-Wechsel  $\frac{1}{3}$  des jeweiligen Volumens und aus dem äußeren Bereich der Corezone II  $\frac{1}{4}$  des Volumens entladen wird, beträgt das gesamte entladene Volumen der Subassemblies je Subassembly-Wechsel

$$V_{\text{ges}} = \frac{V_c}{2} \left( \frac{1}{3} + \frac{0,456}{3} + \frac{0,544}{4} \right) = 0,311 V_c$$

gegenüber  $0,333 \cdot V_c$  im Falle mit  $n = 3$  über beide Corezonen, also eine Reduzierung des Volumenausstoßes je Wechsel um  $6,6 \%$ .

Das pro Subassembly-Wechsel entladene Volumen teilt sich auf die einzelnen Volumenbereiche auf wie folgt:

$$\text{Corezone I :} \quad \frac{0,167}{0,311} = 0,54$$

$$\begin{array}{l} \text{Corezone II:} \\ \text{Bereich mit } n = 3 \end{array} \quad \frac{0,076}{0,311} = 0,24$$

$$\begin{array}{l} \text{Corezone II:} \\ \text{Bereich mit } n = 4 \end{array} \quad \frac{0,068}{0,311} = 0,22$$

Zur Berechnung der Brennstoffausnutzung je Abbrandzyklus sind in Corezone II für die beiden Bereiche die jeweiligen radialen Flußformfaktoren zu berücksichtigen. Aus dem Flußverlauf ergeben sich für die beiden Bereiche:

$$\bar{\varphi} \text{ rad} = \begin{cases} 0,90 & \text{für den inneren Bereich} \\ 0,79 & \text{für den äußeren Bereich} \end{cases}$$

gegenüber  $0,75$  in der gesamten Corezone II. Wegen des stärkeren Flußabfalls mit zunehmendem  $r$  ist der Wert für den äußeren Bereich kleiner als der für den inneren Bereich.

Nach den Ausführungen in 6.2.5.1.4 ist die Brennstoffausnutzung in Corezone I  $0,89$ , und die Brennstoffausnutzung im inneren Bereich der Corezone II reduziert sich gegenüber der Corezone I um den Faktor  $0,93$ . Das ergibt für diesen Bereich mit dem entsprechenden radialen Flußformfaktor eine Ausnutzung des Brennstoffes von  $0,93 \cdot 0,9 = 0,84$ . Am Innenrand des äußeren Bereiches mit  $n = 4$  liegt der Abbrand der Subassemblies unmittelbar vor dem Subassembly-Wechsel um  $2 \%$  unter dem maximalen Abbrand, so daß sich mit dem Flußformfaktor für diesen Bereich eine Ausnutzung von  $0,98 \cdot 0,79 = 0,77$  ergibt. Zur Berechnung der mittleren Ausnutzung des Brennstoffes in dem je Subassembly-Wechsel entladenen Volumen hat man die Faktoren  $0,89$ ;  $0,84$  und  $0,77$  für die einzelnen Volumenbereiche des Cores

mit den Anteilen der jeweiligen Bereiche am gesamten entladenen Volumen je Subassembly-Wechsel zu multiplizieren.

Mit den oben ermittelten Volumenanteilen ergibt sich so die mittlere Brennstoffausnutzung je Beladungszyklus zu

$$(0,89 \cdot 0,54 + 0,84 \cdot 0,24 + 0,77 \cdot 0,22) = 0,85$$

Das ist gegenüber der Berechnung in 6.2.5.1.4 für den Fall des im ganzen Core konstanten  $n = 3$  eine Verbesserung um 0,06, d.h. der Schubverlustfaktor (= 1 - Schubnutzungsfaktor) wird von 0,21 auf 0,15 und damit um etwa 30 % reduziert.

#### 6.2.5.2.2 Die mittlere Brennstoffzusammensetzung des Reaktors

Die mittlere Brennstoffzusammensetzung der frischen Subassembly-Gruppen mit  $n = 3$  in der Corezone I ist in Übereinstimmung mit der 3.Gleichung (6.2-1) und mit den dort verwendeten Bezeichnungen

$$(6.2-4) \quad \bar{N}_I = \frac{1}{3} \left\{ N_I(o) + N_I \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \right) + N \left( \frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max I} \right) \right\}$$

Der Index I bezieht sich auf die Corezone I. Entsprechend lautet die mittlere Brennstoffzusammensetzung der frischen Dreiergruppen der Corezone II:

$$(6.2-5) \quad \bar{N}_{II} = \frac{1}{3} \left\{ N_{II}(o) + N_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max II} \right) + N_{II} \left( \frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max II} \right) \right\}$$

Der Index II bezieht sich auf die Corezone II.

Die mittlere Zusammensetzung der frischen Vierergruppen im äußeren Bereich der Corezone II ist

$$(6.2-6) \quad \bar{N}_{II} = \frac{1}{4} \left\{ N_{II}(o) + N_{II} \left( \frac{1}{4} \bar{\tau}_{\max II} \right) + N_{II} \left( \frac{2}{4} \bar{\tau}_{\max II} \right) + N_{II} \left( \frac{3}{4} \bar{\tau}_{\max II} \right) \right\}$$

Entsprechend der Annahmen in 6.2.5.1.1 wird für den "frischen Zustand" des Reaktors angenommen, daß alle Subassembly-Gruppen der beiden Corezonen die durch Gl. (6.2-4), (6.2-5) bzw. (6.2-6) angegebene mittlere Brennstoffzusammensetzung haben. Der 1.Subassembly-Wechsel ist nach den Ausführungen in 6.2.5.2.1 nach Ablauf der Zeit  $\Delta t$  durchzuführen. Während dieses Zeitintervalls beträgt die Flußzeitzunahme der Subassemblies im z-Mittel:

$$\bar{\Delta\tau}(r) = \frac{1}{3} \tau_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)}$$

in Übereinstimmung mit Gl. (6.2-3),  $n = 3$  gesetzt. Damit ergibt sich aus Gl. (6.2-4), (6.2-5) und (6.2-6) für die mittlere Brennstoffzusammensetzung der Subassembly-Gruppen unmittelbar vor dem 1.Subassembly-Wechsel:

In Corezone I,  $n = 3$  :

$$(6.2-7) \quad n_I(r) = \frac{1}{3} \left\{ N_I \left[ \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right] + N_I \left[ \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \cdot \left( 1 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right] \right. \\ \left. + N_I \left[ \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \left( 2 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right] \right\}$$

In Corezone II,  $n = 3$  :

$$(6.2-8) \quad n_{II}(r) = \frac{1}{3} \left\{ N_{II} \left( \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) + N_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \cdot \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right. \\ \left. + N_{II} \left( \frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right\}$$

In Corezone II,  $n = 4$  :

$$(6.2-9) \quad n_{II}(r) = \frac{1}{4} \left\{ N_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max II} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) + N_{II} \left( \frac{1}{4} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right. \\ \left. + N_{II} \left( \frac{2}{4} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \cdot \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right. \\ \left. + N_{II} \left( \frac{3}{4} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right\}$$

Den Zustand unmittelbar vor dem 1.Subassembly-Wechsel mit der durch Gl.(6.2-7), (6.2-8) und (6.2-9) gegebenen mittleren Zusammensetzung des Brennstoffes nennen wir im folgenden kurz den "abgebrannten Zustand" des Reaktors.

#### 6.2.5.2.3 Reaktivitätshub $\Delta k_{\text{eff}}$ zwischen dem frischen und abgebrannten Zustand des Reaktors

Die Änderung von  $k_{\text{eff}}$  des Reaktors beim Übergang vom frischen in den abgebrannten Zustand,  $\Delta k_{\text{eff}}$ , nennen wir den Reaktivitätshub. Die Werte von  $k_{\text{eff}}$  des Reaktors für die beiden Zustände des Reaktors werden wiederum durch eindimensionale Multigruppenrechnungen mit vorgegebenen Bucklings für die z-Richtung ermittelt. Im Hinblick auf die Berücksichtigung der Spaltprodukte in Abschn.6.2.5.3 müssen diese Rechnungen mit dem russischen 26-Gruppen-Satz [4] durchgeführt werden, im Gegensatz zu den Rechnungen unter Abschn. 6.2.5.1, die mit dem 16-Gruppen-YOM-Satz durchgeführt wurden.

Im Rahmen dieser Neuberechnung wurde die Einteilung der Materialzonen im Core zur Berücksichtigung der Ortsabhängigkeit der Brennstoffzusammensetzung im abgebrannten Zustand des Reaktors verbessert. Die neue Einteilung geht aus folgender Tabelle hervor:

Tabelle 6.2-10

Corezone	Unterzone	r [cm]		Subassembly-Zus. aus r [cm]
		von	bis	
I	1	0	30,3	20,2
	2	30,3	60,6	45,45
	3	60,6	80,8	70,7
	4	80,8	102,5	90,9
II	5	102,5	112,63	107,56
	6	112,63	122,75	117,69
	7	122,75	132,88	127,81
	8	132,88	143	137,94



Die Ergebnisse der Multigruppenrechnungen sind in der Tab.6.2-11 enthalten. Das Ergebnis für  $n = 3$  in beiden Corezonen ist ebenfalls mit dem 26-Gruppen-Satz und mit der neuen Einteilung der Unterzonen gerechnet, so daß die Ergebnisse dieser Tabelle miteinander vergleichbar sind.

### 6.2.5.3 Der Einfluß von Spaltprodukten auf den Reaktivitätshub beim Abbrand

#### 6.2.5.3.1 Die Berücksichtigung der Spaltprodukte nach dem russischen 26-Gruppen-Satz

Der russische 26-Gruppen-Satz [4] enthält je einen Gruppenkonstantensatz für die Spaltprodukte von U 235, U 238 und Pu 239. Die neutronenphysikalischen Eigenschaften dieser Spaltprodukte wurden dabei summarisch zu den Gruppenkonstanten eines einzigen Pseudospaltproduktes zusammengefaßt. Dieses Pseudospaltprodukt soll bei Berechnung der Konzentrationen in Abhängigkeit vom Abbrand als radioaktiv stabil behandelt werden.

#### 6.2.5.3.2 Die Spaltproduktkonzentration in Abhängigkeit vom Abbrand

Da im russischen 26-Gruppen-Satz die Spaltprodukte der höheren Pu-Isotope nicht berücksichtigt sind, werden hierfür die gleichen Gruppenkonstanten gesetzt wie für Pu 239. Damit ist aber der Aufbau der Spaltprodukte bei Bestrahlung des Brennstoffes allein durch die Gesamtpaltrate bzw. durch den makroskopischen Spaltquerschnitt des Brennstoffes bestimmt. Es läßt sich nun eine vom Abbrand bzw. von der Flußzeit  $\tau$  abhängige obere und untere Grenze für die Konzentration des Pseudospaltproduktes angeben:

Obere Grenze:

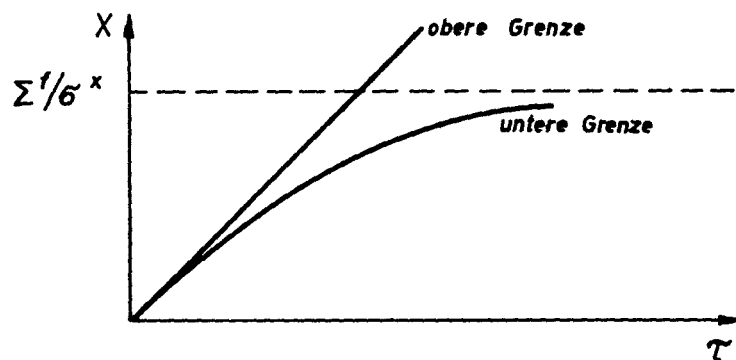
$$(6.2-10) \quad X(\tau) = \Sigma^f \cdot \tau$$

Untere Grenze:

$$(6.2-11) \quad X(\tau) = \Sigma^f \cdot \frac{1}{\sigma_x} (1 - e^{-\sigma_x \cdot \tau})$$

$X(\tau)$  bezeichnet die Konzentration  $\text{cm}^{-3}$  des Pseudospaltproduktes,  
 $\sigma_x$  der über die Energie integrierte mikroskopische Neutronenein-  
 fangquerschnitt des Pseudospaltproduktes  
 $\Sigma^f$  ist der makroskopische Spaltquerschnitt des Brennstoffes  
 (U 238, Pu 239 bis Pu 242).

Die obere Grenze ergibt sich unter der Voraussetzung, daß die durch Neutroneneinfang aus dem primären Spaltprodukt entstehenden Folgeprodukte wiederum den gleichen Einfangquerschnitt für Neutronen haben, d.h. kein Abbau des Einfangquerschnittes durch Neutroneneinfang. Die untere Grenze erhält man unter der Annahme, daß das durch Neutroneneinfang aus dem primären Spaltprodukt entstehende Folgeprodukt keine Neutronen mehr absorbiert. Es ist jedoch prinzipiell nicht ausgeschlossen, daß durch "Verschiebung" des Spaltproduktgemisches große Wirkungsquerschnitte stärker ins Spiel kommen, so daß die "obere" Grenze unter Umständen überschritten werden kann. Die Spaltgasableitung bewirkt jedoch wieder eine Verkleinerung, so daß die Ergebnisse des hier verwendeten "Eingruppen"-Modells zwischen den angegebenen Grenzen erwartet werden dürfen. Qualitativ ergibt sich folgender Verlauf:



Bei den Kritikalitätsrechnungen wird für die Spaltproduktkonzentration einmal die obere Grenze (in Tab. 6.2-11 mit 1 bezeichnet) und dann die untere Grenze (mit 2 bezeichnet) zugrunde gelegt.

Für die Subassembly-Gruppen berechnet sich die mittlere Spaltproduktkonzentration  $X$  für den frischen und  $x$  für den abgebrannten Reaktorzustand im einzelnen wie folgt:

1. Frischer Reaktor mit  $n = 3$  in Corezone I und II

Corezone I

$$(6.2-12a) \quad \bar{x}_I = \frac{1}{3} \left\{ X_I \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \right) + X_I \left( \frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max I} \right) \right\}$$

Corezone II

$$(6.2-12b) \quad \bar{x}_{II} = \frac{1}{3} \left\{ X_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max II} \right) + X_{II} \left( \frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max II} \right) \right\}$$

2. Frischer Reaktor mit  $n = 3$  in Corezone I und Corezone II für  $r \leq 122,75$  cm und  $n = 4$  für  $r \geq 122,75$  cm

In Corezone I gilt Gl (6.2-12a)

In Corezone II gilt für  $r \leq 122,75$  cm Gl.(6.2-12b)

Für  $r \geq 122,75$  cm gilt

$$(6.2-12c) \quad \bar{x}_{II} = \frac{1}{4} \left\{ X_{II} \left( \frac{1}{4} \bar{\tau}_{\max II} \right) + X_{II} \left( \frac{2}{4} \bar{\tau}_{\max II} \right) + X_{II} \left( \frac{3}{4} \bar{\tau}_{\max II} \right) \right\}$$

3. Abgebrannter Reaktor mit  $n = 3$  in Corezone I und II

Corezone I

$$(6.2-13a) \quad \bar{x}_I(r) = \frac{1}{3} \left\{ X_I \left[ \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right] + X_I \left[ \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \left( 1 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right] + X_I \left[ \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \left( 2 + \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right] \right\}$$

Corezone II

$$(6.2-13b) \quad \bar{x}_{II}(r) = \frac{1}{3} \left\{ X_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) + X_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) + X_{II} \left( \frac{2}{3} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \cdot \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right\}$$

4. Abgebrannter Reaktor mit  $n = 3$  in Corezone I und Corezone II  
für  $r \leq 122,75$  cm und  $n = 4$  für  $r \geq 122,75$  cm

In Corezone I gilt Gl. (6.2-13a)

In Corezone II gilt für  $r \leq 122,75$  cm Gl. (6.2-13b)

Für  $r \geq 122,75$  cm gilt:

$$\begin{aligned} \bar{x}_{II}(r) = & \frac{1}{4} \left\{ X_{II} \left( \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) + X_{II} \left( \frac{1}{4} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right. \\ (6.2-13c) \quad & + X_{II} \left( \frac{3}{4} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \cdot \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \\ & \left. + X_{II} \left( \frac{3}{4} \bar{\tau}_{\max II} + \frac{1}{3} \bar{\tau}_{\max I} \cdot \frac{\varphi(r)}{\varphi(0)} \right) \right\} \end{aligned}$$

Es treten hier natürlich die gleichen Argumente auf wie für die Brennstoffzusammensetzung. Bei den mittleren Spaltproduktkonzentrationen ist berücksichtigt, daß  $X_{I,II}$  für  $\tau = 0$  verschwindet.

#### 6.2.5.4 Ergebnisse

Die Abbrandrechnungen wurden für einen mittleren maximalen Abbrand

$$\bar{A}_{\max} = 100\,000 \text{ Mwd/ta (U + Pu)}$$

durchgeführt. Es wurden die folgenden Daten berechnet:

Tabelle 6.2-11

Abbrandzyklus	$\Delta k_{\text{eff}}$		Brennstoffausnutzung	Beladungstakt
	ohne Spaltprodukten	mit		
Zone I : $n = 3$ Zone II :	0,76 ‰	---	79 ‰	196 d
Zone I : $n = 3$ Zone II : $\begin{cases} n = 3 \\ n = 4 \end{cases}$	0,74 ‰	1) 2,5 ‰ 2) 2,3 ‰	85 ‰	196 d

$$\Delta k_{\text{eff}}^k = k_{\text{eff}} (\text{frisch}) - k_{\text{eff}} (\text{abgebrannt})$$

$k_{\text{eff}}$  (frisch) bezieht sich auf den Zustand des Reaktors mit einem minimalen mittleren Abbrand, der dadurch realisiert ist, daß alle Subassembly-Gruppen des Cores je ein frisches Subassembly enthalten und die übrigen Subassemblies in den Dreiergruppen auf  $\frac{1}{3}$  und  $\frac{2}{3}$  bzw. in den Vierergruppen auf  $\frac{1}{4}$ ,  $\frac{2}{4}$  und  $\frac{3}{4}$  der maximal zulässigen Flußzeit abgebrannt sind.

$k_{\text{eff}}$  (abgebrannt) gehört zu dem Zustand des Reaktors unmittelbar vor dem nächsten Subassembly-Wechsel.

In der Spalte der Tab.6.2-11 "mit Spaltprodukten" bezieht sich 1) auf die obere und 2) auf die untere Grenze für die Spaltproduktkonzentrationen (vgl. Abschn. 6.2.5.3.2).

Im Falle  $n = 3$  in Corezone I und II wurden keine Multigruppenrechnungen mit Spaltprodukten durchgeführt.

Anhand der gewonnenen Ergebnisse wird deutlich, daß sich durch Einrichtung eines zusätzlichen Beladungszyklus mit  $n = 4$  im äußeren Bereich der Corezone II unter Beibehaltung des Beladungstaktes für den Reaktor von  $\Delta t = 196$  d

1. der Reaktivitätshub geringfügig verringert,
2. die Brennstoffausnutzung um 6 % vergrößert wird.

Der Einfluß der Spaltprodukte auf den Reaktivitätshub beträgt im Falle gemischter Abbrandzyklen mit  $n = 3$  und  $n = 4$  etwa 1,7 %. Hierbei handelt es sich um eine mittlere Abbranddifferenz von etwa 30 000 Mwd/to.

## 6.2.6 Reaktivitätsberechnungen

### 6.2.6.1 Ermittlungen des Reaktivitätswertes für ein zentrales Subassembly

Der Reaktivitätswert eines in der Mitte der inneren Core-Zone stehenden Subassemblies wurde mit dem Programm MGP [2] ermittelt, indem das zentrale Subassembly aus dem Core herausgenommen wurde und der verbleibende Raum mit Natrium gefüllt wurde. Für den kleinen mit Natrium gefüllten Zylinder wurden die gleichen gruppen - abhängigen Bucklungs wie für die innere Core-Zone angenommen.

Aus der Änderung von  $k_{\text{eff}}$  ergibt sich der Reaktivitätswert von:

$$\rho = 2,498 \cdot 10^{-3} = 0,704 \text{ } \rho$$

### 6.2.6.2 Vertauschen zweier Subassemblies aus der inneren und äußeren Core-Zone

Für den Fall, daß ein zur äußeren Core-Zone gehörendes Subassembly mit dem zentralen Subassembly der inneren Core-Zone vertauscht wird, wurde mit dem Programm MGP [2] ein Wert:

$$\rho = 1,36 \cdot 10^{-3} = 0,383 \text{ } \rho$$

ermittelt.

### 6.2.6.3 Verdampfen des Natriums aus dem zentralen Subassembly

Für diesen Fall wurde nach der oben beschriebenen Methode ein Wert

$$\rho = 0,295 \cdot 10^{-3} = 0,08 \text{ } \rho$$

berechnet.

- [1] GEAP 4418  
Liquid Metal Fast Breeder Reactor Design Study.  
(1000 MWel  $UO_2$ - $PuO_2$  Fueled Plant), Jan.1964.
- [2] M G P  
W.Münzner: Eindimensionales Multigruppen-Diffusionsprogramm,  
IBM 7070 (Programmbeschreibung Nr.11,1964).
- [3] Y O M  
Yiftah, Okrent, Moldauer: Fast Reactor Cross Sections.  
J.J.Schmit, Schroeter: 16 Gruppenwirkungsquerschnitte für schnelle  
Reaktoren, PSB-Notiz Nr.109 (1963).
- [4] Abagjan et al.: Gruppenkonstanten schneller und intermediärer  
Neutronen für die Berechnung von Kernreaktoren (KFK-tr-144).
- [5] Kraetsch: Zweidimensionaler Multigruppen-Sn-Code, IBM 7090, 1964.
- [6] Bachmann: 02250 Programm zur Berechnung von kinetischen Reaktorpara-  
metern, Reaktivitätsänderungen und Dopplerkoeffizienten, IBM 7070  
(Programmbeschreibung Nr. 24,1964).
- [7] W.Häfele, A.Jansen, K.Ott, K.E.Schroeter: Corestudien zu einem  
natriumgekühlten Brutreaktor (SNAB) unter Berücksichtigung des  
Abbrandverhaltens, INR-Bericht Nr.85/64, PSB-Bericht Nr.86/1964.
- A.Jansen, K.Ott, K E.Schroeter: Zum Abbrandverhalten schneller  
Reaktoren, INR-Bericht Nr. 117/64, PSB-Bericht Nr 121,1964.
- A.Jansen, K.Ott: Langzeitverhalten des Brennstoffes in einem  
schnellen Reaktor mit Pu-Rückführung und Brennstoffergänzung,  
INR-Bericht Nr. 118/64, PSB-Bericht Nr. 119/1964.
- [8] Jansen: 01303 IBM 7070 FORTRAN Abbrandprogramm 1964.

- [9] A.Jansen: Methode zur Berechnung der stationären Plutonium-Zusammensetzung  $Pu_{\infty}$ , für zweidimensionale Reaktorstudien an Einzonencores, INR-Bericht Nr. 122/1965, PSB-Bericht Nr. 122.
  
- [10] Kraetsch, Schroeter: INR-Notiz Nr.101 (1964).
  
- [11] Arbeitsblatt A 1/ 1964, Projekt Schneller Brüter.
  
- [12] A.Jansen: INR-Notiz Nr. 99 (1964).
  
- [13] Tobias, Fowler: The Twenty Grand Program for the Numerical Solution of Few Group Neutron Diffusion Equations in Two Dimensions (IBM 7090-Code, 6 Energy Groups Maximum).
  
- [14] Schroeter: INR-Notiz Nr. 102, PSB-Notiz Nr. 154, (1964).



	<u>Seite</u>
7. Thermodynamik und kühlungstechnische Auslegung des Reaktors	7-2
7.1 Allgemeine Betrachtungen zu den wichtigsten kühlungs- technischen Einflußgrößen	7-2
7.2 Thermische Berechnung des Referenz-Reaktors	7-3
7.2.1 Wärmequellenverteilung in Core und Blankets	7-3
7.2.2 Temperaturen von Kühlmittel, BE-Hüllen und Brennstoff des zentralen Kühlkanals. Temperaturgradienten in den Randsubassemblies	7-4
7.2.3 Durchsatzverteilung im Core und radialen Blanket bei verschiedenen Blanket-Zusammensetzungen	7-8
7.2.4 Subassembly-Druckverluste	7-8
7.2.5 Heißkanalfaktoren	7-13
7.2.6 Thermisches Verhalten des heißen Brennelementes und des heißen Kanals	7-14
7.2.6.1 Maximale Brennelement-Temperatur	7-14
7.2.6.2 Heißkanal-Kühlmittelaustrittstemperatur und maximale Hülsentemperaturen	7-17
7.3 Kühlmittelaustreibung aus dem Core-Zentrum infolge eines abrupten Kühlmitteldurchsatzverlustes	7-19

## 7. Thermodynamik und kühlungstechnische Auslegung des Reaktors

### 7.1 Allgemeine Betrachtungen zu den wichtigsten kühlungstechnischen Einflußgrößen

Durch Anwendung rein thermodynamischer Beziehungen und Überlegungen ist es möglich, Reaktor-Cores über den Kühlmittelvolumenanteil  $\alpha$ , das Höhen-Durchmesser Verhältnis  $(H/D)_c$  und das Volumen abhängig von den vier wichtigsten kühlungstechnischen Parametern - der Kühlmittelaufheizung  $\Delta T$ , der Stabileistung  $\lambda$ , dem Druckverlust  $\Delta p_c$  und dem Stabdurchmesser  $D$  - zu dimensionieren.

Die Kühlmittelaufheizung und Stabileistung, der Druckverlust und Stabdurchmesser begrenzen dabei den durch den Kühlmittelvolumenanteil, das Höhen-Durchmesser Verhältnis und Volumen ausreichend beschriebenen und möglichen Core-Bereich.

Im Anhang A 7.1 ist gezeigt, wie diese Zusammenhänge zwischen den einzelnen Parametern allgemein formuliert werden können.

Die Kühlmittelaufheizung ist in vieler Hinsicht eine wichtige Einflußgröße.

Für eine von der sekundären und tertiären wenig abweichende- und damit relativ hohe - primäre Aufheizspanne können folgende Gründe aufgeführt werden:

Verminderung von Wärmespannungen im Primär-Wärmetauscher, Vermeidung von Thermoschocks auf das Core bei abnehmendem Kühlmitteldurchsatz, gutes Stabilitätsverhalten, geringer Durchsatz und damit kleiner Druckverlust, kleine Pumpleistung und konstruktive Aufwendungen.

Für eine kleine primäre Kühlmittelaufheizung sprechen insbesondere der Kühlmittel-Temperatur-Anstieg im heißen Kanal und die geringere Ausbiegung und Beanspruchung der Subassemblies. Außerdem ergeben sich dadurch ein kleinerer Primär-Wärmetauscher und bessere Dampfzustände an der Turbine.

Die mittlere Kühlmittelaufheizung im Core wurde zu  $150^\circ\text{C}$  festgesetzt - unbeschadet einer späteren Optimalisierung- , um

- a. die Aufheizung im heißen Kanal auf  $630^{\circ}\text{C}$  und
- b. die Pumpleistung auf  $\approx 1\%$  der elektrischen Reaktorleistung zu beschränken.

Die mittlere Reaktor-Austrittstemperatur des Kühlmittels von  $580^{\circ}\text{C}$  entspricht den Möglichkeiten der Materialbeanspruchung, der maximale Druckverlust im Subassembly von  $4,25\text{ at}$  gestattet eine günstige konstruktive Auslegung. Die maximale nominelle Stableistung wurde über eine zweidimensionale S - 2 - Rechnung zu  $566\text{ W/cm}$  ermittelt.<sup>+) )</sup>

## 7.2 Thermische Berechnung des Referenz-Reaktors

### 7.2.1 Wärmequellenverteilung in Core und Blankets

Die Wärmequellenverteilung wurde aus den über das eindimensionale Multigruppenprogramm MGP berechneten Spaltraten für jede Reaktorzone gebildet. Durch Integration dieser homogenen Leistungsverteilung in den einzelnen Zonen folgendie anteiligen Leistungen in den Corezonen 1 und 2, radialen Blanketzonen 1 und 2, sowie im axialen Blanket.

Außerdem wurde der Referenz-Reaktor mit dem zweidimensionalen S - 2 Programm gerechnet.

Folgende Blanket-Zusammensetzungen wurden untersucht, vgl.Tab.7.2-1 und Abschn. 6.2.

---

+ ) Aufgrund von Brennstoffüberlegungen wurde die maximale nominelle Stableistung zu  $600\text{ W/cm}$  festgesetzt. Mit zunächst geschätzten Formfaktoren ergab sich über eine eindimensionale Multigruppenrechnung die Core-Größe. Eine abschließende zweidimensionale S - 2 - Rechnung lieferte eine günstigere Flußverteilung, so daß entweder die Reaktorleistung angehoben oder die Stableistung gesenkt werden konnte. Wir entschieden uns für eine kleinere maximale nominelle Stableistung.

- I. Mit dem eindimensionalen Multigruppenprogramm MGP und 16-Gruppen YOM-Satz
- a. Natur-Uran
  - b. 2 % Pu 239, 0,2 % U 235, 0,07 % Pu 240 und 97,7 % U 238.
- II. Mit dem eindimensionalen Multigruppenprogramm MGP und 26-Gruppen satz: U 238
- III. Mit dem zweidimensionalen S - 2 Programm und dem auf 5 Gruppen kondensierten YOM-Satz: Natur-Uran.

Für den Referenz-Reaktor werden Natururan Blankets vorgesehen, vgl. Abschn. 6.2 .

Tab. 7.2-1 Leistungsanteile in den einzelnen Reaktorzonen ( in MWth)

Blanket- Zusammen- setzung	Core- Zone 1	Core- Zone 2	Radial. Blanket 1	Radial. Blanket 2	Axial. Blanket
I a	1292,2	1097,0	26,65	34,15	50,0
I b	1193,1	1064,4	48,70	68,78	125,0
II	1292,5	1130,0	16,17	11,36	50,0
III	2410		42,0		48,0

7.2.2 Temperaturen von Kühlmittel, Brennelement-Hüllen und Brennstoff des zentralen Kühlkanals. Temperaturgradienten in den Randsubassemblies

Die homogene Spaltratenverteilung der zweidimensionalen S - 2 Rechnung liefert nach Normierung und Umrechnung auf heterogene Verhältnisse die örtliche Stableistung im Core und Blanket.

Durch Drosselung des Kühlmittel-Durchsatzes im Core und radialen Blanket wird eine nominelle mittlere Kühlmittel-Austrittstemperatur von 580°C erzielt.

Zur Berechnung der Temperaturverteilung und des Durchsatzes im zentralen Kühlkanal und Brennelement wurden diese in 37 axiale Intervalle unterteilt. Unter Benutzung der Wärmequellenverteilung der zweidimensionalen S - 2 - Rechnung wurden längs des Zentralkanals die Temperaturen von

- a. Kühlmittel
- b. Hülle außen
- c. Hülle innen
- d. Brennstoff-Oberfläche
- e. Brennstoff-Zentrum
- sowie f. Kühlmittelgeschwindigkeiten
- g. Wärmeübergangskoeffizienten Hülle-Kühlmittel
- h. Durchsätze bei vorgegebener Kühlmittelaufheizung
- i. Kühlmittelaufheizung bei vorgegebenem Durchsatz

berechnet. Insbesondere der Fall i. wurde auf einzelne Kühlkanäle in Subassemblies im Bereich der größten Spaltratengradienten - d.h. an der Innen- und Außenseite der zweiten Core-Zone - angewandt, um den Temperaturgradienten innerhalb der Subassemblies und damit deren Beanspruchung infolge von Wärmespannungen ermitteln zu können, vgl. Abb. 7.2-1 und Abschn. 9.2. Dabei wurde keine Kühlmitteldurchmischung innerhalb der Subassemblies berücksichtigt, um die maximal möglichen Spannungen zu ermitteln.

Den in Abb. 7.2-1 dargestellten Temperaturprofilen des Kühlmittels in den Subassemblies - gültig für den Coreaustritt - liegt eine Durchsatzdrosselung der mittleren Subassembly-Kühlkanäle auf  $580^{\circ}\text{C}$  zugrunde, um eine möglichst gleichmäßig hohe Kühlmittel-Austrittstemperatur zu erhalten. In Wirklichkeit wird sich zumindest eine kleine Durchmischung einstellen, die durch besondere konstruktive Maßnahmen, vgl. Abschn. 5.1.2, ohne zu starkes Anwachsen des Druckverlustes, verstärkt werden kann.

Den axialen Temperaturverlauf des zentralen Kühlkanals zeigt Abb. 7.2-2, wobei gleichzeitig die Heißkanaltemperaturen mit aufgetragen sind, vgl. Abschn. 7.2.5.

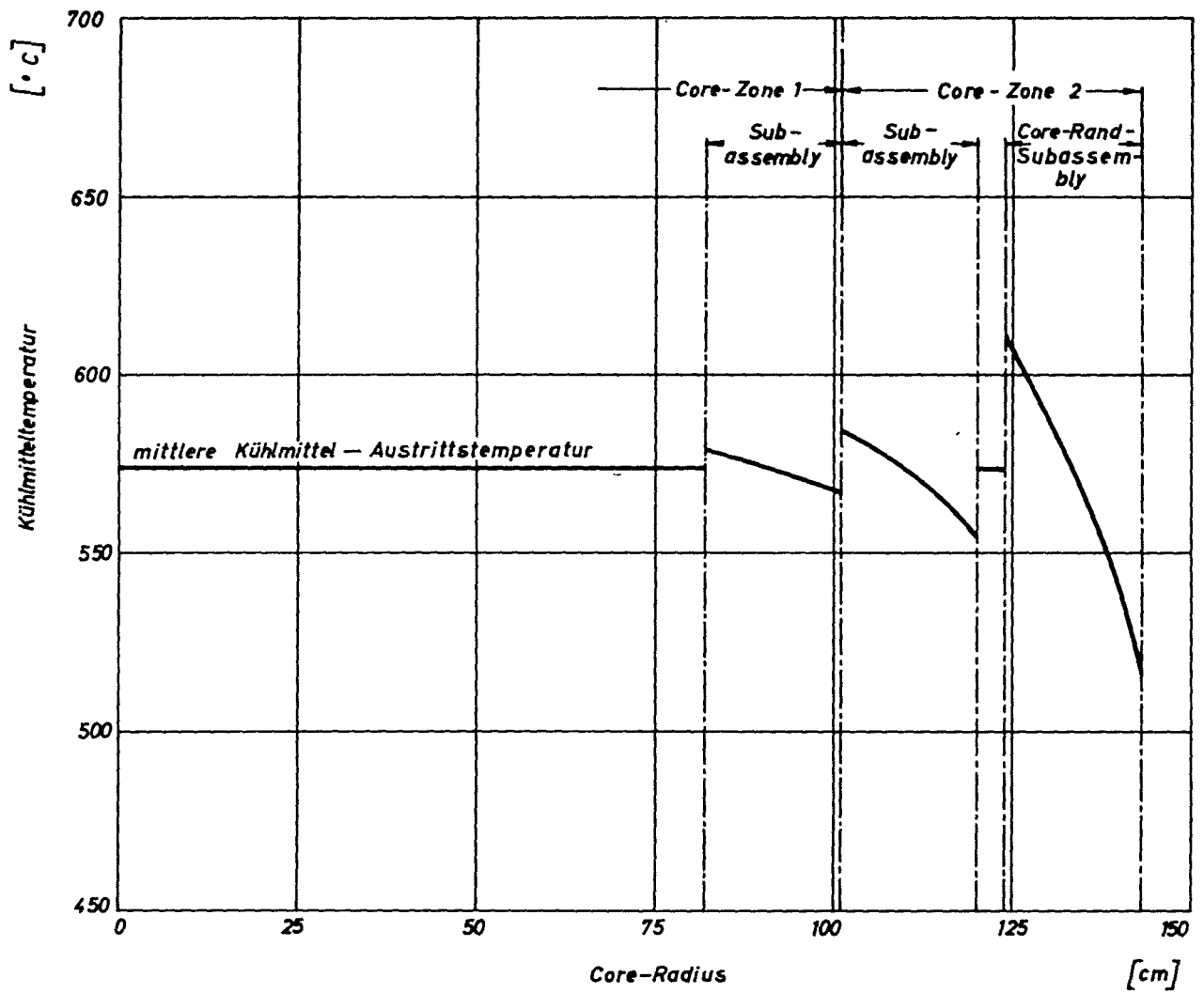


Abb. 7.2-1 Temperaturprofile des Kühlmittels in den Zonen bzw. Core-Randsubassemblies am Core-Austritt

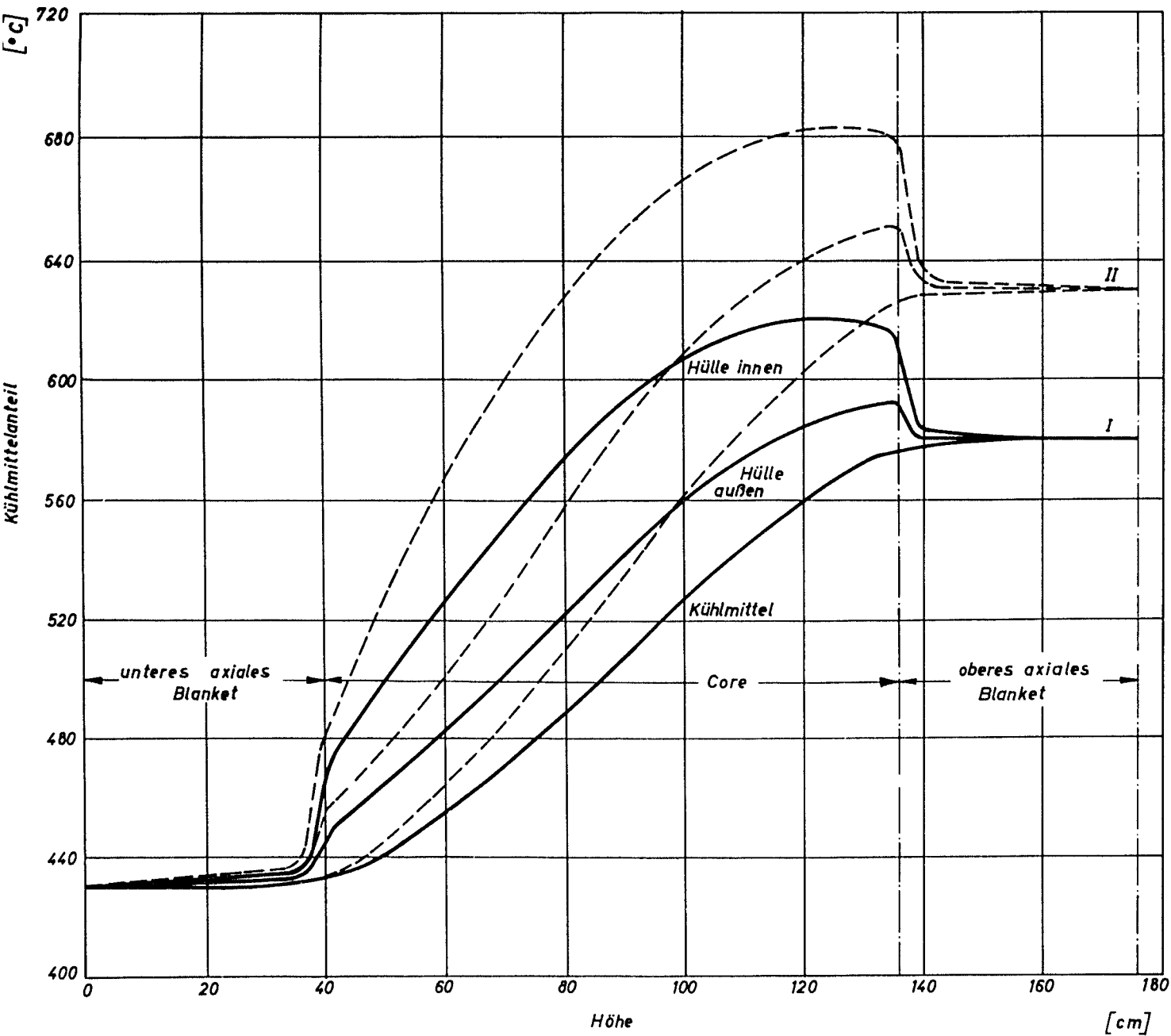


Abb. 7.2-2

Axiale Temperaturprofile des Kühlmittels und der BE-Hülle im:

- I. Zentralkanal ohne Heißkanalfaktoren ( ——— )
- II. Zentralkanal mit Heißkanalfaktoren ( - - - - - )

In Abb. 7.2-3 sind die axialen Temperaturverhältnisse des zentralen Brennelementes dargestellt. Die maximale nominelle Brennstofftemperatur herrscht im Core-Zentrum und wurde zu  $2412^{\circ}\text{C}$  berechnet. Die Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffes wurde nach [1] zu  $0,032 \text{ W/cm}^{\circ}\text{C}$  angenommen. Der Berechnung liegt außerdem ein Wärmeübergangskoeffizient im Spalt zwischen Hülle und Brennstoff von  $0,75 \text{ W/cm}^2 \text{ }^{\circ}\text{C}$  zugrunde. Damit entsteht in der Nähe des Core-Zentrums eine Temperatursprung im Spalt von  $413^{\circ}\text{C}$ .

Allgemein wird die Erfahrung vertreten <sup>+)</sup> , daß die Stabmitte bei  $500 \text{ W/cm}$  Stableistung  $2000^{\circ}\text{C}$  erreicht, wenn dabei kein Spalt zwischen Hülle und Brennstoff berücksichtigt wird.

#### 7.2.3 Durchsatzverteilung im Core und radialen Blanket bei verschiedenen Blanket-Zusammensetzungen

Die Wärmequellenverteilung im Core variiert mit dem Abbrand; insbesondere wird der mit  $2 \%$  angenommene Pu 239 - Aufbau im radialen Blanket, bei einer Durchsatzdrosselung auf konstante mittlere Kühlmittel-Austrittstemperatur, das Durchsatzverhältnis benachbarter Subassemblies am Core-Blanket-Rand von 5,5 auf etwa 2,4 verändern.

Durch Berechnung einzelner über Core und Blanket verteilter Kühlkanäle wurden die Drosselkurven für die in Tab.7.2-1 aufgeführten Blanketzusammensetzungen ermittelt und in Abb. 7.2-4 aufgetragen. Der Abb. 7.2-4 liegt dabei eine Durchsatzdrosselung der mittleren Subassembly-Kühlkanäle auf die Austrittstemperatur von  $580^{\circ}\text{C}$  zugrunde.

#### 7.2.4 Subassembly-Druckverluste

Der größte Druckverlust im Core tritt im Zentralkanal bzw. bei Mehrzonen-Cores im höchst belasteten Kühlkanal auf. Er hängt in erster Linie von den folgenden Parametern ab:

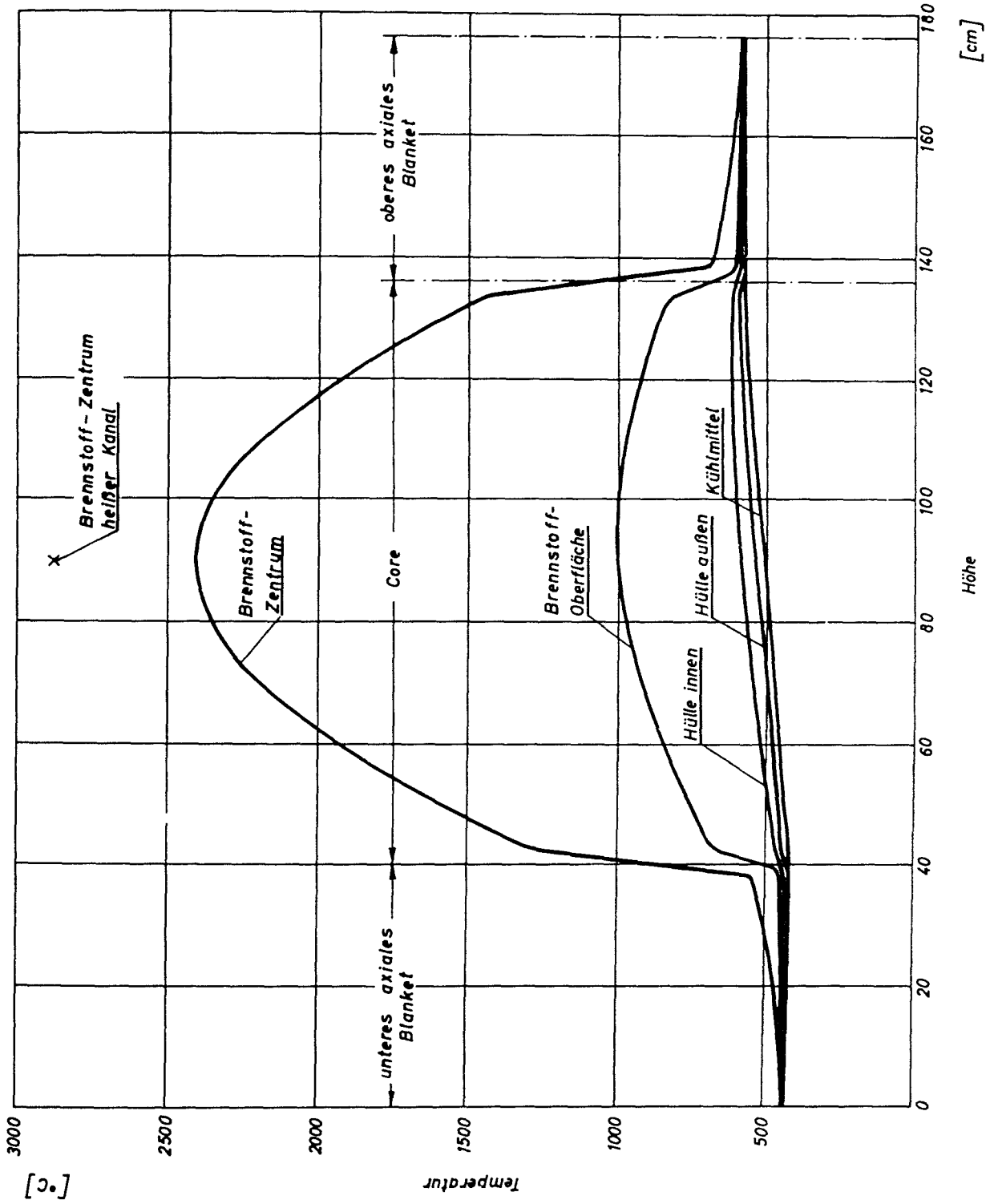
---

<sup>+)</sup>  persönliche Mitteilung von Herrn Dr. Beißwenger, Kernforschungszentrum Karlsruhe



Abb. 7.2-3

Axiale Temperaturprofile im zentralen Brennelement und Kühlkanal



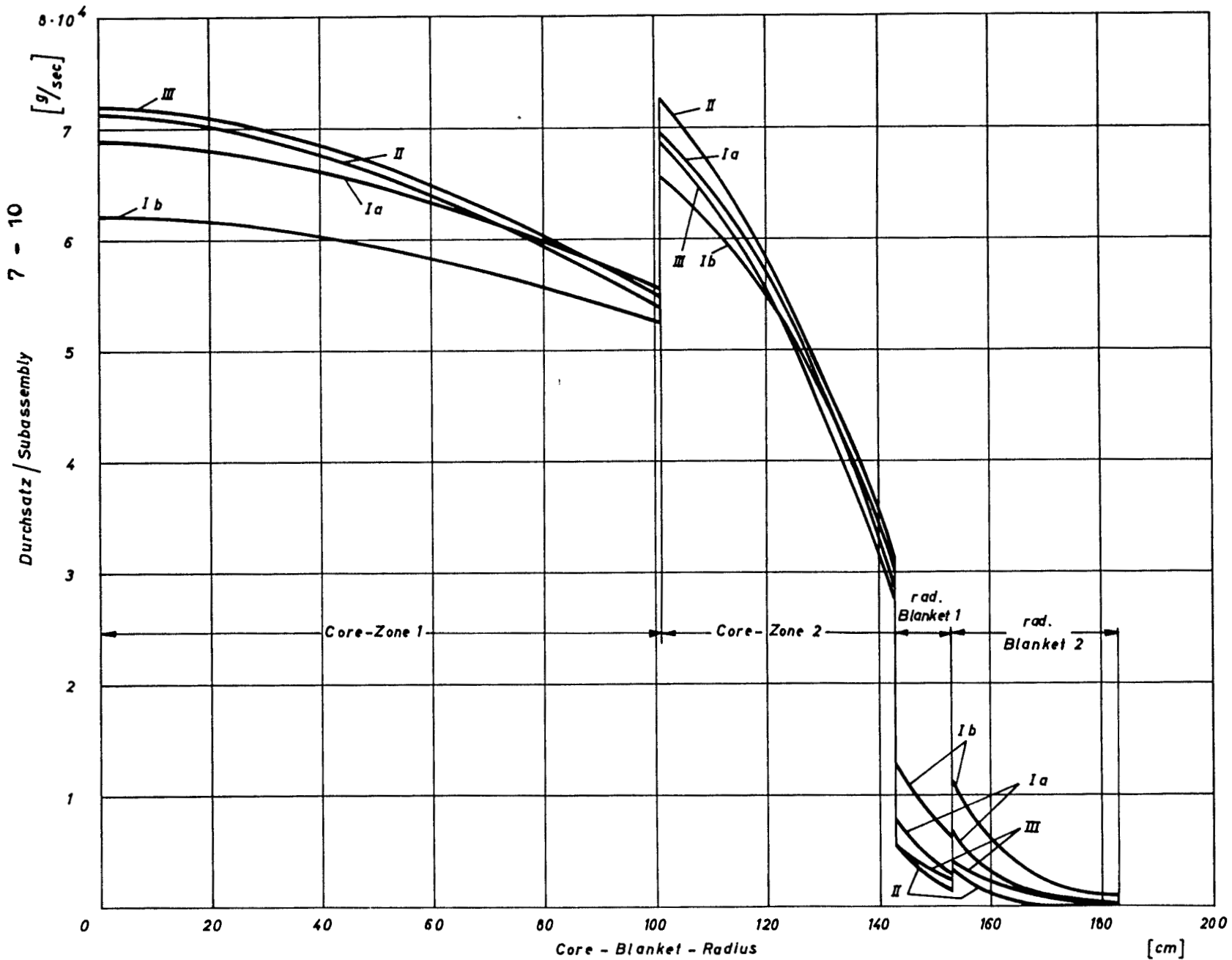


Abb. 7.2-4

Durchsatzdrosselung auf konstante Kühlmittelaustrittstemperatur von  $580^\circ\text{C}$  bei verschiedenen Blanketzusammensetzungen; ein- und zweidimensionale Multigruppenrechnungen. Die Definitionen der Kurven I a, I b, II und III finden sich in Abschn. 7.2.1.

$\alpha_s$  = Kühlmittelvolumenanteil des Subassembly mit Spalt bezogen auf das Subassembly-Volumen mit Spalt

$\alpha_h$  = Kühlmittelvolumenanteil im Subassembly bezogen auf das Subassembly-Volumen mit Spalt

$H_c$  = Core-Höhe

$\chi_{\max}$  = Maximale Stableistung

$D$  = Stabdurchmesser

$\Delta \vartheta$  = Kühlmittelaufheizung

$f$  = Reibungsbeiwert

Die Beziehung zwischen diesen Größen lautet:

$$\Delta p_c = f \frac{8}{\pi^2} \cdot \frac{\varphi_{ax}^2}{c_p^2 \cdot \varphi} \cdot \frac{H_c^3 \cdot \chi_{\max}^2}{D^5 \cdot \Delta \vartheta^2} \left[ \frac{1 - \alpha_s - \beta_0}{\alpha_h} \right]^3$$

In Abb. 7.2-5 wird  $\Delta p_c$  über  $\alpha_s$  aufgetragen,  $H_c$  und  $\chi_{\max}$  variiert. Mit abnehmendem Kühlmittelvolumenanteil nimmt der Druckverlust stark zu.

Der Core-Druckverlust für das Referenz-Core beträgt mit dem Reibungsbeiwert  $f = 0,04$ , der die Stabhalterung ausreichend berücksichtigt, 1,25 at.

Im oberen und unteren axialen Blanket tritt ein Druckverlust von 1,05 at auf, im Bereich des Spaltgasplenums 1,05 at.

Der Subassembly-Eintrittsdruckverlust wurde zu 0,8 at berechnet, während der Austrittsdruckverlust 0,1 at beträgt.

Der gesamte Druckverlust im Subassembly ergibt sich damit zu 4,25 at.

Bei der ausgewählten Kühlmittelaufheizung von  $150^\circ\text{C}$  ist eine Pumpleistung von 11,7 MW im Primärkreis erforderlich, wobei ein Wirkungsgrad von 72 % für Motor und Pumpe angenommen wurde.

Die maximale Kühlmittelgeschwindigkeit im Core beträgt 6,6 m/sec.

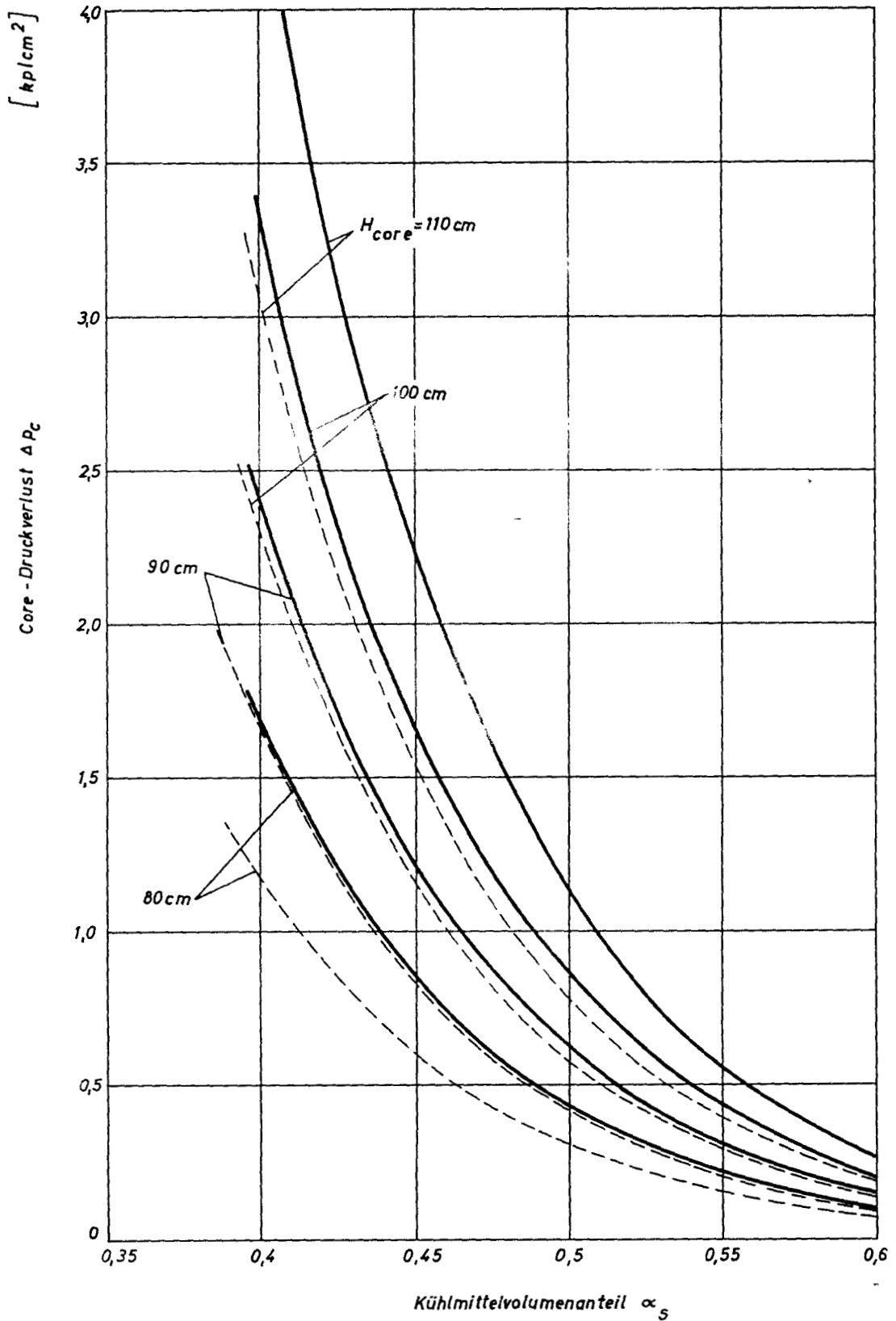


Abb. 7.2-5 Die Abhängigkeit des Core-Kühlmittel-Druckverlustes von dem Kühlmittelvolumenanteil

### 7.2.5 Heißkanalfaktoren

Im Core-Zentrum bzw. an der Grenze zwischen verschiedenen angereicherten Zonen treten maximale nominelle Leistungsdichten auf. Das Referenz-Core besitzt die größte Leistungsdichte im Zentrum, vgl. die Spaltratenverteilung in Abschn. 6.2.1, der heiße Kanal ist daher der Zentralkanal.

Unsicherheiten und Streuungen in den Abmessungen und Dichten, der Strömungsverteilung und Brennstoffzusammensetzung treten statistisch verteilt im Core auf. Die einzelnen Faktoren werden statistisch zusammengesetzt.

Unsicherheiten und Streuungen in der Flußverteilung, den Wärmeübergangsbeziehungen und eine 10 % ige Überleistung beeinflussen das ganze Core. Diese Faktoren werden deshalb multipliziert.

In Tab. 7.2-2 werden die einzelnen Faktoren nach ihrem Einfluß auf die Kühlmittelaufheizung, den Wärmeübergang und auf die Stabilität zusammengestellt. Die einzelnen Faktoren wurden anderen Natrium-gekühlten schnellen Reaktoren entnommen.

Die Liste der Unsicherheitskomponenten soll noch keinen Anspruch auf Vollständigkeit erheben.

Tab. 7.2-2 Heißkanalfaktoren

Unsicherheits- Komponenten	Kühlmittel- Aufheizung	Wärmeübergangs- Koeffizient	Stab- leistung
Abmessungen und Dichten	1,03	1,03	1,03
Strömungsverteilung	1,10	1,03	1,00
Brennstoff-Zusammen- setzung	1,02	1,00	1,02
	1,1062	1,0425	1,036
Flußverteilung	1,04	1,00	1,04
Wärmeübergang	1,00	1,20	1,00
Überleistung	1,10	1,00	1,10
Wärmeleitung des Brennstoffs	1,00	1,00	1,05
Sonstiges	1,05	1,00	1,00
	1,20	1,20	1,20
Insgesamt	1,33	1,25	1,24

### 7.2.6 Thermisches Verhalten des heißen Brennelementes und des heißen Kanals

Die thermische Auslegung orientiert sich am heißen Brennelement und Kühlkanal.

In Abb. 7.2-2 sind die berechneten axialen Temperaturprofile für den heißen Kühlkanal dargestellt.

#### 7.2.6.1 Maximale Brennelement-Temperatur

In Core-Mitte beträgt die Kühlmitteltemperatur im heißen Kanal:

$$T_c = T_e + 1,33 \frac{\Delta T}{2} = 530^\circ\text{C}$$

$$t_e = 430^{\circ}\text{C} \quad \text{Kühlmitteleintrittstemperatur}$$

$$\Delta t = 150^{\circ}\text{C} \quad \text{Kühlmittelaufheizung}$$

Der Heißkanalfaktor 1,33 trägt den lokalen Streuungen der Abmessungen, Brennstoff-Dichte und -Zusammensetzung, Strömungsverteilung, sowie einer Neutronenflußabweichung und zehnpromzentigen Überleistung Rechnung, vgl. Tab. 7.2-2.

Die Stableistung im Core-Zentrum von 566 W/cm liefert den maximalen Wärmefluß an der Hüllen-Oberfläche:

$$Q_{\text{max}} = \frac{\chi_c \cdot 1,24}{d_{\text{ha}} \cdot \pi} = 334 \frac{\text{W}}{\text{cm}^2}$$

$$\chi_c = 566 \text{ W/cm} \quad \text{Stableistung im Core-Zentrum}$$

$$d_{\text{ha}} = 0,67 \text{ cm} \quad \text{Hüllen-Aussendurchmesser}$$

Der Faktor 1,24 berücksichtigt Unsicherheiten und Schwankungen der lokalen Abmessungen, Brennstoff-Dichte und-Zusammensetzung, sowie Abweichungen der Neutronenflüsse, Brennstoffwärmeleitung und eine zehnpromzentige Überleistung, vgl. Tab. 7.2-2.

Der nominelle Wärmeübergangskoeffizient Hülle - Natrium beträgt im Core-Zentrum

$$h_c = 8,4 \text{ W/cm}^2 \text{ }^{\circ}\text{C} ,$$

der minimale

$$h_{c \text{ min}} = \frac{8,4}{1,25} = 6,72 \text{ W/cm}^2 \text{ }^{\circ}\text{C} .$$

Der Faktor 1,25 berücksichtigt Streuungen der Wärmeübergangs-Beziehungen, Strömungsverteilung und Abmessungen.

Damit errechnet sich die Hüllen-Außentemperatur in Core-Mitte zu:

$$T_{ha} = \vartheta_c + \frac{Q_{\max}}{h_c \min} = 580^\circ\text{C}$$

und die Hüllen-Innentemperatur zu

$$T_{hi} = T_{ha} + \frac{\chi_c \cdot 1,24}{d_{hi} \cdot \pi} \cdot \frac{\delta_h}{\lambda_h} = 646^\circ\text{C} ,$$

wobei

$$\begin{aligned} d_{hi} &= 0,600 \text{ cm Hüllen-Innendurchmesser} \\ \delta_h &= 0,035 \text{ cm Hüllen-Wandstärke} \\ \lambda_h &= 0,21 \frac{\text{W}}{\text{cm}^\circ\text{C}} \text{ Wärmeleitfähigkeit der Hülle} \end{aligned}$$

Brennstoff-Oberflächen-Temperatur:

Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen Brennstoff und Hülle, der durch einen Spalt oder Kontaktwiderstand hervorgerufen wird, kann Werte zwischen 0,5 bis 1,5 W/cm<sup>2</sup> °C annehmen.

Der Spalt - Wärmeübergangskoeffizient wurde zu

$$h_s = \frac{\lambda_s}{\mu_s} = 0,75 \text{ W/cm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$$

angenommen;

daraus resultiert eine Brennstoffoberflächen-Temperatur

$$T_{ba} = T_{hi} + \frac{\chi_c \cdot 1,24}{d_b \cdot \pi} \cdot \frac{1,25}{h_s} = 1136^\circ\text{C}$$

mit  $d_b = 0,5926 \text{ cm}$  Brennstoffaußendurchmesser (entspricht einem Spalt von 0,0037 cm.)

Die Stableistung stellt ein Maß für die Temperaturbelastung des Brennstoffs dar.



Erreicht werden heute Stabileistungen

$$\chi = 4 \pi \int_{T_{Ba}}^{T_{Bi}} \lambda (T) dT$$

von 750 W/cm , ohne daß Schmelzen auftritt [2] .

Mit den errechneten Daten beträgt die Zentraltemperatur im heißen Brennelement - unter Benutzung einer temperaturunabhängigen Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_B = 0,032 \text{ W/cm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$  -

$$T_{bi} = \frac{\chi_{\max} \cdot 1,24}{4 \pi \cdot \lambda_B} + T_{ba} = \underline{2876^\circ\text{C}}$$

Zu beachten ist, daß in der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs und im Wärmeübergang des Spaltes zwischen Hülle und Brennstoff noch Reserven enthalten sind. (Bei den hohen Temperaturen steigt die Wärmeleitfähigkeit des  $\text{UO}_2$  -  $\text{PuO}_2$  - Brennstoffs noch etwas an.) Außerdem wird beim erstmaligen Erreichen der Nennleistung der Brennstoff an die Hülle angeedrückt und somit der Temperatursprung im Spalt verringert.

#### 7.2.6.2 Heißkanal-Kühlmittelaustrittstemperatur und maximale Hüllentemperaturen

Der Kühlmittelstrom durch das Core mit Blankets wird auf die konstante Austrittstemperatur von  $580^\circ\text{C}$  gedrosselt. Abweichungen in den nominellen lokalen Abmessungen, der Strömungsverteilung, der Wärmequellendichten führen zu einer erhöhten Kühlmittelaustrittstemperatur

$$T_a = T_c + 1,33 \Delta T = \underline{630^\circ\text{C}}$$

Der Heißkanalfaktor 1,33 berücksichtigt die angeführten Unsicherheitskomponenten.

Die maximale Hüllen-Außentemperatur tritt am Core-Austritt auf und beträgt mit Heißkanalfaktoren

$$T_{ha} = \vartheta_{ca} + \frac{\chi_{ca} \cdot 1,24}{d_{ha} \cdot \pi \cdot \frac{h_{ca}}{1,25}} = 652^{\circ}\text{C}$$

$\chi_{ca} = 290 \text{ W/cm}$  Standleistung am oberen Core-Rand

$\vartheta_{ca} = 627^{\circ}\text{C}$  Kühlmitteltemperatur (heißer Kanal) am oberen Core-Rand

Die höchste kombinierte Druck - und Wärmebeanspruchung der Hülle tritt in etwa  $3/4$  Core-Höhe auf.

An dieser Stelle herrschen im heißen Kanal die folgenden Hüllentemperaturen:

außen:  $T_{ha} = 630^{\circ}\text{C}$

innen:  $T_{hi} = 679^{\circ}\text{C}$  .

### 7.3 Kühlmittelaustreibung aus dem Core-Zentrum infolge eines abrupten Kühlmitteldurchsatzverlustes

Im allgemeinen wird eine Abnahme des Kühlmitteldurchsatzes nicht abrupt erfolgen, sondern mit bestimmten Zeitkonstanten, die darauf beruhen, daß z.B. bei Ausfall der Pumpleistung die Trägheiten des strömenden Kühlmittels und der Antriebsaggregate verzögernd wirken.

Dabei wird zunächst im oberen Blanket- und Core-Bereich Sieden des Kühlmittels auftreten, beginnend bei einem Durchsatzabfall auf 30 % nach etwa 12 sec.

Der entstehende Reaktivitätsbeitrag ist jedoch in diesem Core- und Blanket-Bereich negativ, vgl. Abschn. 6.2.4, außerdem steht genügend Zeit zum Abschalten des Reaktors zur Verfügung.

Ein abrupter Durchsatzverlust kann indessen durch Verstopfen eines Subassemblies (z.B. swelling des Brennstoffs am Kühlmiteleintritt) eintreten, oder auch durch gleichzeitigen Ausfall der Pumpen und des Abschaltsystems mit resultierendem sprunghaftem Ansteigen des Druckverlustes bei Erreichen der Siedetemperatur.

Es muß deshalb der drastische Fall des abrupten Kühlmitteldurchsatzverlustes im Core-Zentrum, bei voller Reaktorleistung untersucht werden. Erste Überlegungen und Berechnungen wurden angestellt. Infolge Verdampfung und Ejektion des Natriums im verstopften zentralen Subassembly ergab sich mit den Void-Koeffizienten nach Abschn. 6.2.4 ein Reaktivitätsanstieg von 5  $\beta$ /sec.

Die Auswirkungen dieser Reaktivitätsänderung auf die Temperaturen eines mittleren Core-Subassemblies werden in Abschn. 8.3.2 untersucht.

[1] Patrassi, Arbeitsbericht A 2/64, KFK

[2] G - 1249, Irradiation Behavior of Ceramic Fuels

	<u>Seite</u>
8. Sicherheitstechnische Untersuchungen	8 - 1
8.1 Allgemeine Sicherheitsbetrachtungen	8 - 2
8.2 Nukleare und thermische Exkursionen	8 - 4
8.2.1 Austreiben eines Regelstabes durch das strömende Kühlmittel	8 - 4
8.2.2 Absturz eines Subassembly beim Beladen	8 - 11
8.3 Kühlmittelausfall in einzelnen Kanälen	8 - 23
8.4 Schlußfolgerungen	8 - 25

## 8. Sicherheitstechnische Untersuchungen

### 8.1 Allgemeine Sicherheitsbetrachtungen

Die Reaktor-Sicherheit ist ein entscheidendes Kriterium bei der Core-Auslegung (vgl. Abschn. 1).

Zur Beurteilung der Sicherheit ist eine detaillierte Sicherheitsanalyse durchzuführen, welche die möglichen Unfälle und deren Auswirkungen erfaßt und kritisch durchleuchtet.

Als mögliche Unfälle sind zu betrachten:

#### 1. Nukleare und thermische Exkursionen

- a. Kontinuierliches Herauslaufen der Regelstäbe aus dem Core
- b. Austreiben eines Regelstabes durch das strömende Kühlmittel bei Leistungsbetrieb
- c. Absturz eines Subassemblies beim Beladen
- d. Startunfall
  - α. des frischen Cores
  - β. des abgebrannten Cores
- e. Unfall durch Zuschalten von Kreislaufkomponenten
- f. Schmelzen des Brennstoffes innerhalb des Can-Hüllrohres (Slumping)
- g. Reaktivitätsänderungen durch Core- Verbiegungen
- h. Partielle und totale Coreschmelze, verbunden mit zweiter Kritizität

#### 2. Ausfall von Wärmesenken

- a. Kühlmittelausfall in einzelnen Kanälen
- b. Kühlmittelverlust im Core
- c. Ausfall der Kühlmittelumwälzpumpen

#### 3. Brüche im Primär- und Sekundärsystem (Wärmetauscherbruch), Gefährdung des Sicherheitsbehälters durch aufprallende Teile bei Schadensfällen (Geschoßwirkung)

4. Freisetzung von chemischer Energie

- a. Natrium-Luft-Reaktionen (Natriumbrand)
- b. Natrium-Wasser-Reaktionen

5. Radiologische Unfälle

- a. Freisetzung von Spaltgasprodukten
- b. Freisetzung von Natriumaktivität

Der Referenzentwurf soll nur qualitativ orientieren und Grundtendenzen aufdecken (vgl. Abschn. 1). Im Rahmen der orientierenden Sicherheitsanalyse berücksichtigen die vorliegenden Untersuchungen daher nur:

Die kontrollierten schweren Unfälle, d. h. Unfälle, bei denen relativ große positive Reaktivitäten in kürzester Zeit im Core wirksam werden oder notwendige Wärmesenken ausfallen. Durch das funktionierende Abschaltssystem und der in der gleichen Richtung wirkenden Doppler-Reaktivität wird eine Corezerstörung vermieden.

Der maximal glaubhafte Unfall, Schmelzen des Cores mit nachfolgender 2. Kritizität wird z. Zt. untersucht. Die Ergebnisse werden im Rahmen der Gesamtanalyse diskutiert werden. Generell sollte angestrebt werden, die bei diesem Unfall freigesetzte Energie durch konstruktive Maßnahmen abzufangen. Als geeignet erscheinen entsprechend placierte Betonumhüllungen des Coretanks unterhalb des Bedienungsflures.

## 8.2 Nukleare und thermische Exkursionen

Den Untersuchungen auf der Analog-Rechenanlage liegt das folgende mathematische Modell zugrunde. Es ist der beschränkten Rechenkapazität optimal angepaßt und umfaßt:

1. Neutronenkinetik  
(Raumunabhängige Reaktorkinetische Gleichungen)
2. Thermodynamik  
(Wärmeleitungsgleichungen im Brennstab)
3. Rückwirkung der Temperaturen auf die Reaktivität

Der Brennstab + Kühlkanal ist eingeteilt in dreißig Volumenelemente zur Eliminierung der Ortsabhängigkeit des partiellen Differentialgleichungssystems. Für die Reaktivitätsrückwirkung werden radial und axial mit Gewichtungsfaktoren gemittelte Brennstab-, Can- und Kühlmitteltemperaturen berücksichtigt. Die verwendeten Temperatur-Koeffizienten, Doppler-Koeffizient, Struktur-Koeffizient und Kühlmittel-Koeffizient werden für den Rechengang auf der Maschine als temperaturunabhängig angesehen.

In Abb. 8.2-1 ist die Reaktivitätsrückwirkung auf den Reaktor schematisch dargestellt.

### 8.2.1 Austreiben eines Regelstabes durch das strömende Kühlmittel

Die Auswirkungen dieses Unfalles werden auf den zentralen und einen mittleren Kühlkanal untersucht. Den Berechnungen liegen folgende Annahmen zugrunde:

1. Der Unfall ereignet sich beim stationären Leistungsbetrieb (1000 MW<sub>e</sub>)
2. Die Störreaktivität besteht aus einer begrenzten Rampe mit der Steilheit  $\frac{d(\delta K)}{dt} = 10 \text{ } \beta/\text{sec}$  und dem Hub  $\delta K_{\text{Stör}} = 1 \text{ } \beta$ . Die Werte ergeben sich bei einer vorläufig angenommenen Regelstabreaktivität von 1  $\beta$ , einer Corehöhe von 1 m und einer max.Kühlmittel-



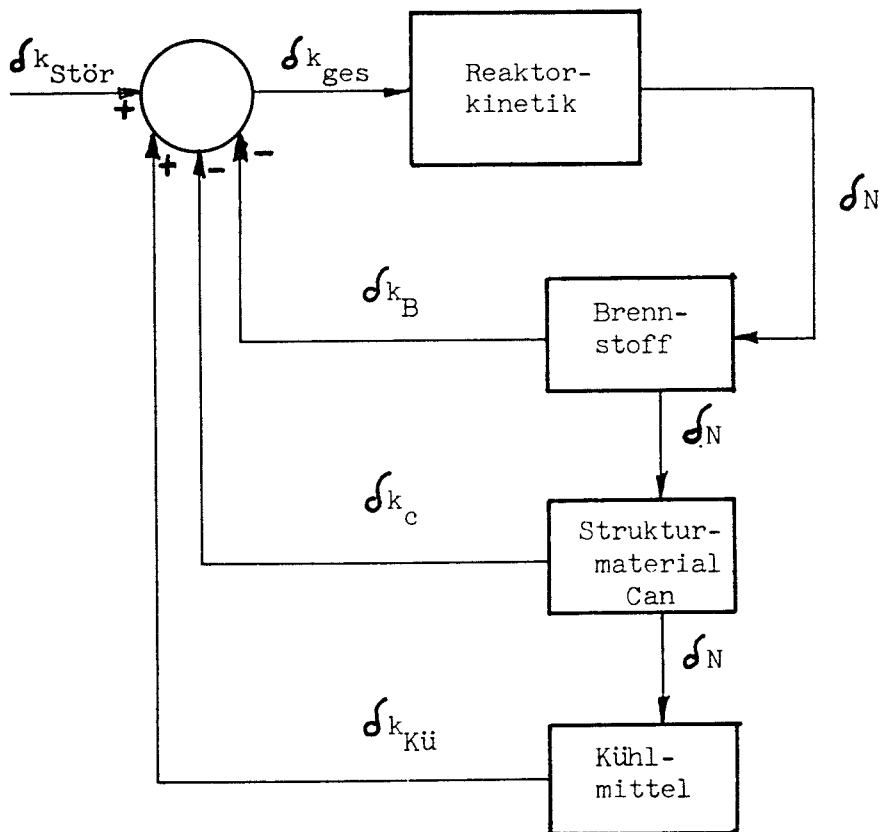


Abb. 8.2-1 Schematische Darstellung der Reaktivitätsrückwirkung

geschwindigkeit von 10 m/sec.

3. Der Reaktor wird 200 msec nach Störungsbeginn durch Schnellschluß (Scram) abgeschaltet. (Eine wesentliche Verkürzung der Scram-Verzögerungszeit wäre durch die Verwendung der Schnell-Abschaltstäbe [1] möglich)

4. Dopplerkoeffizient:  $\alpha_d = - 8,38 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  (vgl. Abschn. 6.2)  
 Strukturkoeffizient:  $\alpha_s = - 2,5 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$   
 Kühlmittelkoeffizient:  $\alpha_k = + 2,7 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  [2]  
 Kühlmittelintrittstemperatur:  $430^{\circ}\text{C}$   
 Aufwärmspanne im Core:  $150^{\circ}\text{C}$   
 Höchste Stableistung im Brennstoff:  
 a. Zentrales Element  $566 \text{ W/cm}$   
 b. Mittleres Element  $452 \text{ W/cm}$   
 Fiktiver Wärmeübergangskoeffizient Brennstoff-Can:  $0,75 \text{ W/cm}^2 \text{ }^{\circ}\text{C}$   
 Wärmeleitfähigkeit im Brennstoff:  $0,032 \text{ W/cm }^{\circ}\text{C}$   
 Weitere geometrische und thermische Daten vgl. Abschn. 4.2.

Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in den Abb. 8.2-2 bis 8.2-5 dargestellt. Es sind graphisch aufgetragen der zeitliche Verlauf von gesamter Reaktivität, Neutronenfluß, max. Brennstoff- und Cantemperatur und der Kühlmittelaustrittstemperatur.

Aus den Kurven der Abb. 8.2-2 ist deutlich die zeitliche Wirkung der negativen Dopplerreaktivität zu erkennen, die sich durch ein langsames Ansteigen und später durch ein Abfallen der Gesamtreaktivität bemerkbar macht. Die Leistungsexkursion (Abb. 8.2-3) wird ca. beim 6,5-fachen Wert - bezogen auf Nennlast - durch den Doppler-Koeffizienten abgefangen.

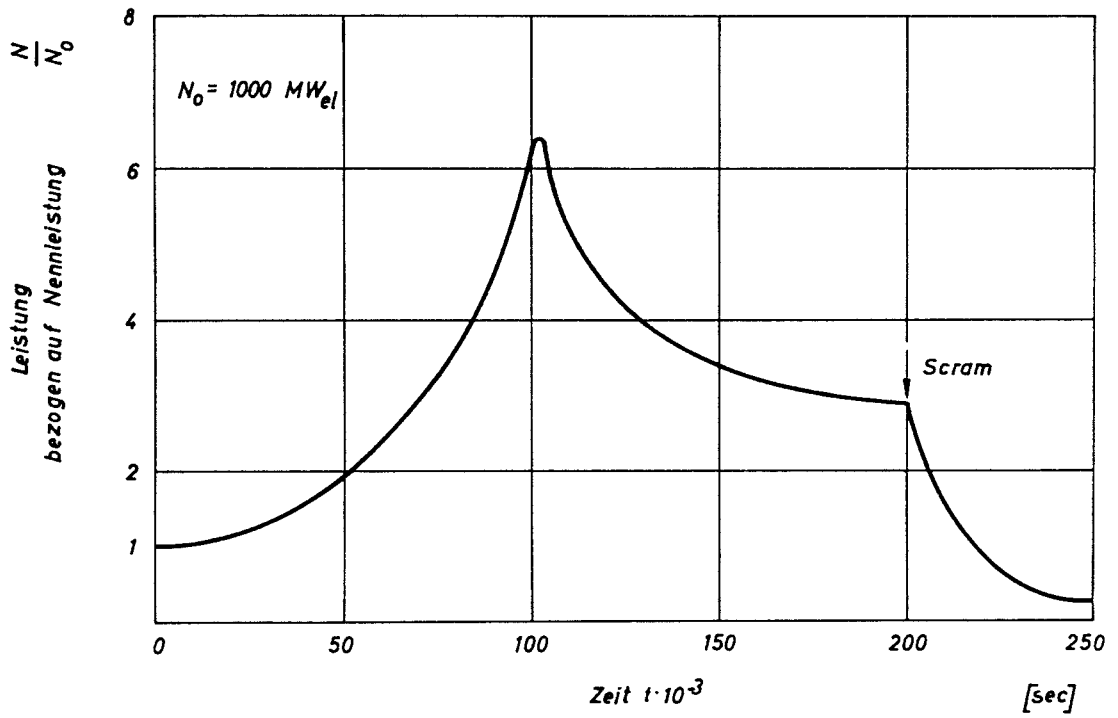


Abb. 8.2-3 Leistungsverlauf beim Austreiben eines Regelstabes

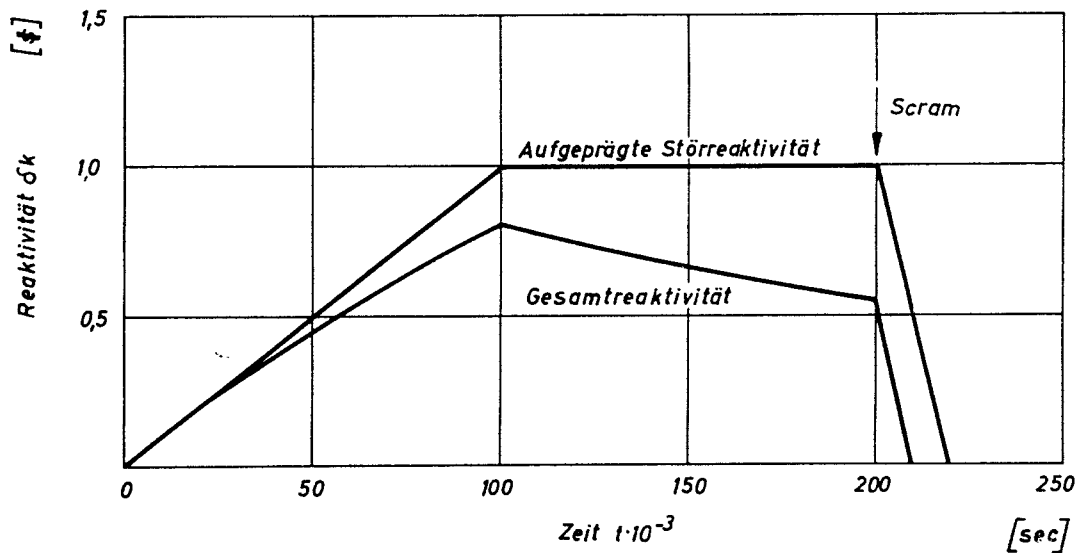


Abb. 8.2-2 Reaktivitätsverlauf beim Austreiben eines Regelstabes

Die Brennstofftemperaturen (Abb.8.2-4) steigen von den stationären Werten ausgehend bis zu Spitzenwerten von ca.  $2.670^{\circ}\text{C}$  an und fallen dann infolge der Schnellabschaltung des Reaktors ab. Die Spitzentemperatur tritt nur kurzzeitig auf ( $< 1 \text{ sec.}$ ). Ein Schmelzen des Brennstoffes in dieser Zeit wird als unwahrscheinlich angesehen [3], kann jedoch nicht ausgeschlossen werden. Ein begrenztes örtliches Schmelzen in der Achse des Zentralstabes führt zu einer Verdampfung des Brennstoffes in diesen Zentren [3]. Hohe Temperaturspitzen werden für die weitere Lebensdauer des Brennelementes an solchen verdampften Zentren vermieden. Der mit der Verdampfung verbundene Druckanstieg kann außerdem eine Reduzierung des Wärmeleitwiderstandes zwischen Brennstoff und Can bewirken und damit eine Senkung des gesamten Temperaturniveaus im Brennstoff zur Folge haben.

Die höchsten Cantemperaturen liegen bei  $635^{\circ}\text{C}$  (Abb. 8.2-5). Bei der Kühlmittelaustrittstemperatur wird in dem gerechneten Zeitintervall der Höchstwert nicht erreicht.

Die Annahme einer Störreaktivität von  $10 \text{ } \$/\text{sec}$  stellt eine Überschätzung dar,

1. weil sie auf einer Kühlmittelgeschwindigkeit von  $10 \text{ m/sec}$ , statt  $6,60 \text{ m/sec}$  basiert,
2. weil die Trägheitskräfte des Regelstabes nicht berücksichtigt werden.

Diese Tatsache führt bezüglich des dynamischen Verhaltens zu ungünstigeren Ergebnissen. Die erhaltenen Resultate stellen somit eine obere Schranke für den Unfallablauf dar. Die realistischen Spitzenwerte beim tatsächlichen Unfall werden unterhalb dieser Schranke bleiben.

Der Einfluß des Doppler-Koeffizienten und die Auswirkung von Reaktivitätsstörungen bis zu  $100 \text{ } \$/\text{sec}$  auf den Unfallverlauf ist in zwei weiteren Parameter-Untersuchungen studiert worden:

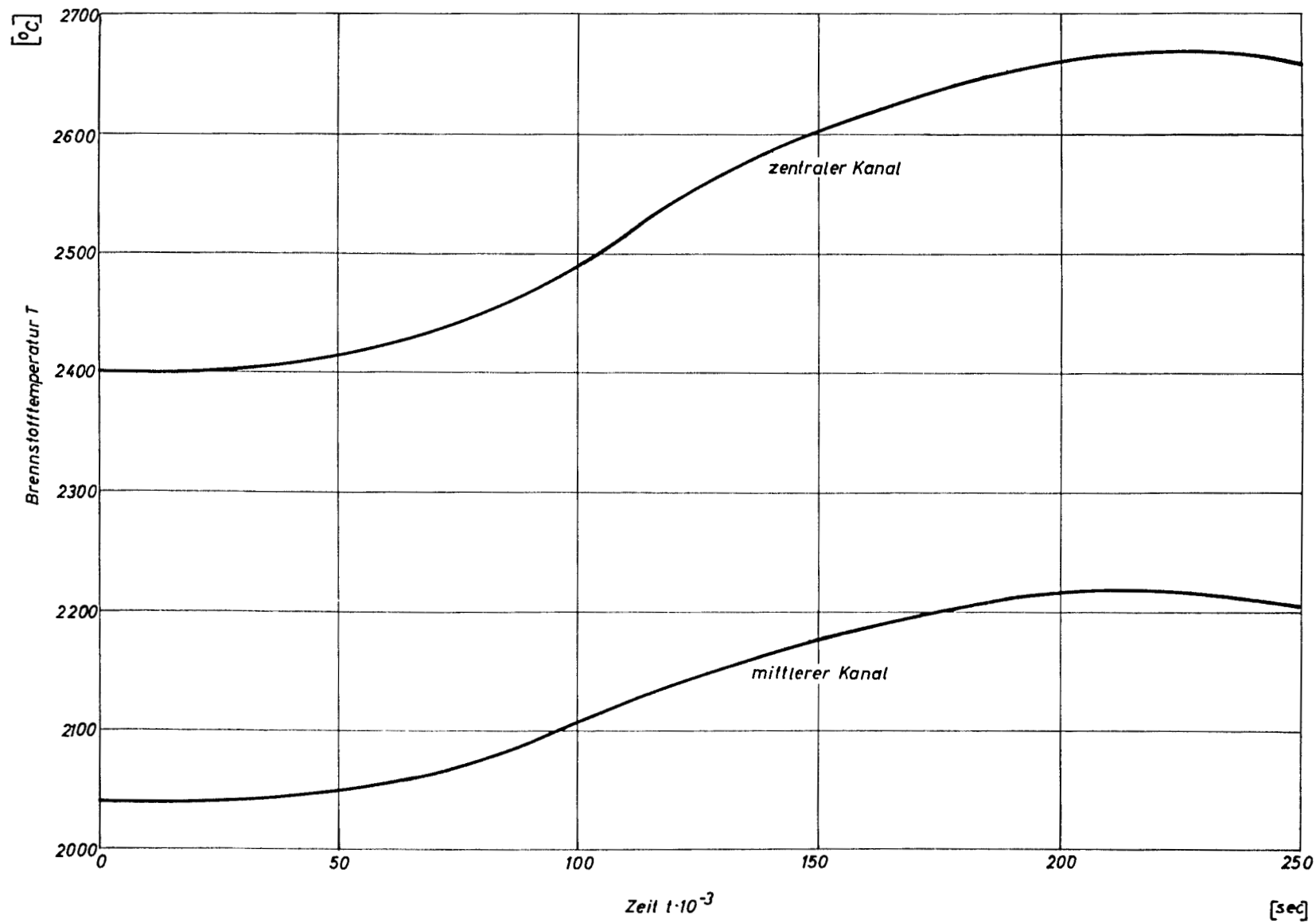


Abb. 8.2-4 Zeitverlauf der höchsten Brennstofftemperatur im mittleren und zentralen Kanal beim Austreiben eines Regelstabes

8 - 10

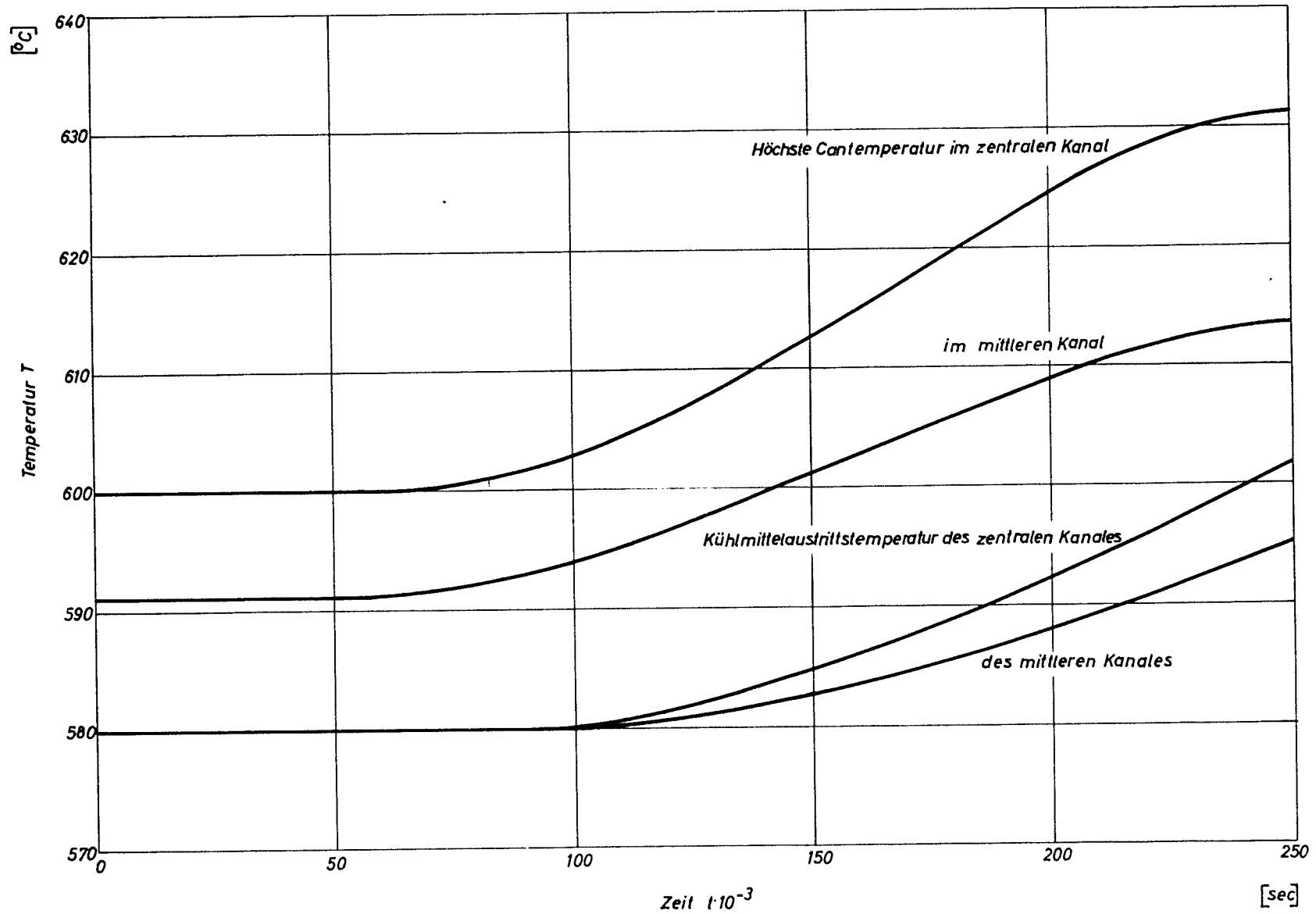


Abb. 8.2-5 Zeitverlauf der Can- und Kühlmittel-Austrittstemperatur im mittleren und zentralen Kanal beim Austreiben eines Regelstabes

1. Parameterstudie des Doppler-Koeffizienten bei konstanter Rampensteilheit der Störreaktivität (10  $\beta$ /sec).
2. Parameterstudie der Rampensteilheit bei konstantem Doppler-Koeffizienten.

Die Ergebnisse sind in den Abb. 8.2-6 bis 8.2-9 dargestellt.

Der bedeutende Einfluß des Dopplerkoeffizienten auf das Übergangsverhalten ist klar zu erkennen. Die Leistungsspitzen der Exkursionen stehen in umgekehrtem Verhältnis zu Größe der Doppler-Koeffizienten. Die höchste Zentralstabtemperatur beträgt bei einer Rampensteilheit von 50  $\beta$ /sec nur ca. 2800°C. Selbst bei 100  $\beta$ /sec, die einer Reaktivität von 10 Regelstäben entsprechen, wird nur eine Spitzentemperatur von  $\approx$  3000°C erreicht. Hierbei ist noch zu berücksichtigen, daß bei diesen Parameterstudien mit einem um 50 % kleineren Doppler-Koeffizienten ( $\alpha_d = 4,19 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ) gerechnet worden ist. Die Spitzentemperatur ist nur kurzzeitig in einem eng begrenzten Raumbereich vorhanden. Ein lokales Schmelzen und Verdampfen des Brennstoffes ist, wie oben erwähnt, möglich, aber die Integrität des Cores dürfte selbst gegenüber diesen unrealistischen, extremen Anforderungen gewahrt bleiben.

### 8.2.2 Absturz eines Subassemblies beim Beladen

Für die Untersuchungen gelten die Voraussetzungen:

1. Der Reaktor ist im Augenblick des Absturzes gerade kritisch. Diese Annahme stellt gegenüber dem unterkritischen Reaktor eine Verschärfung dar, weil die Leistungsexkursionen unmittelbar mit kürzerer Periode erfolgen können. ( $\frac{N}{N_0} = 5 \cdot 10^{-9}$ ;  $N_0$  = Nennleistung)

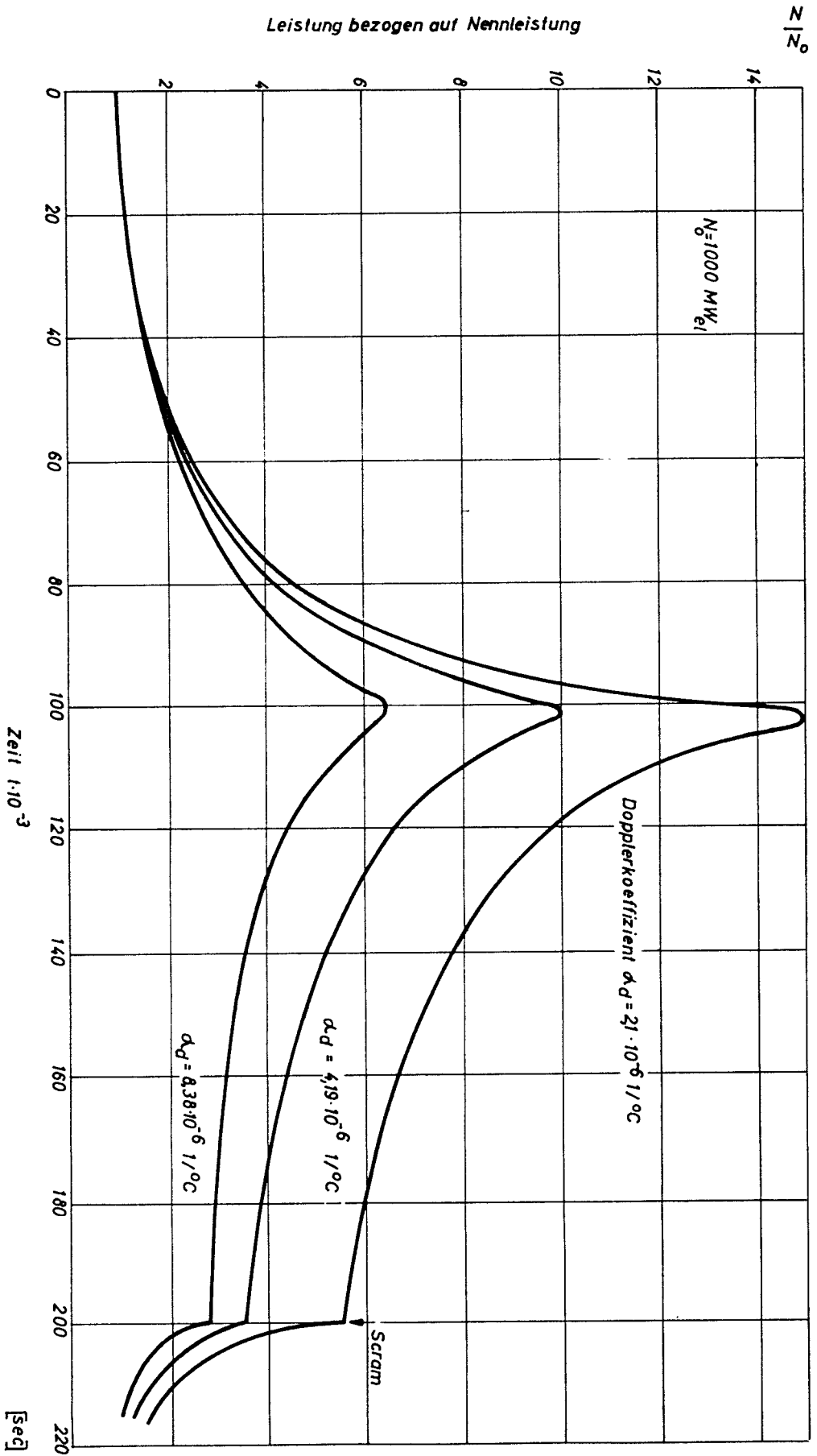


Abb. 8.2-6 Variation des Doppler-Koeffizienten  $\alpha_D$ , Leistungsverlauf beim Austreiben eines Regelstabes



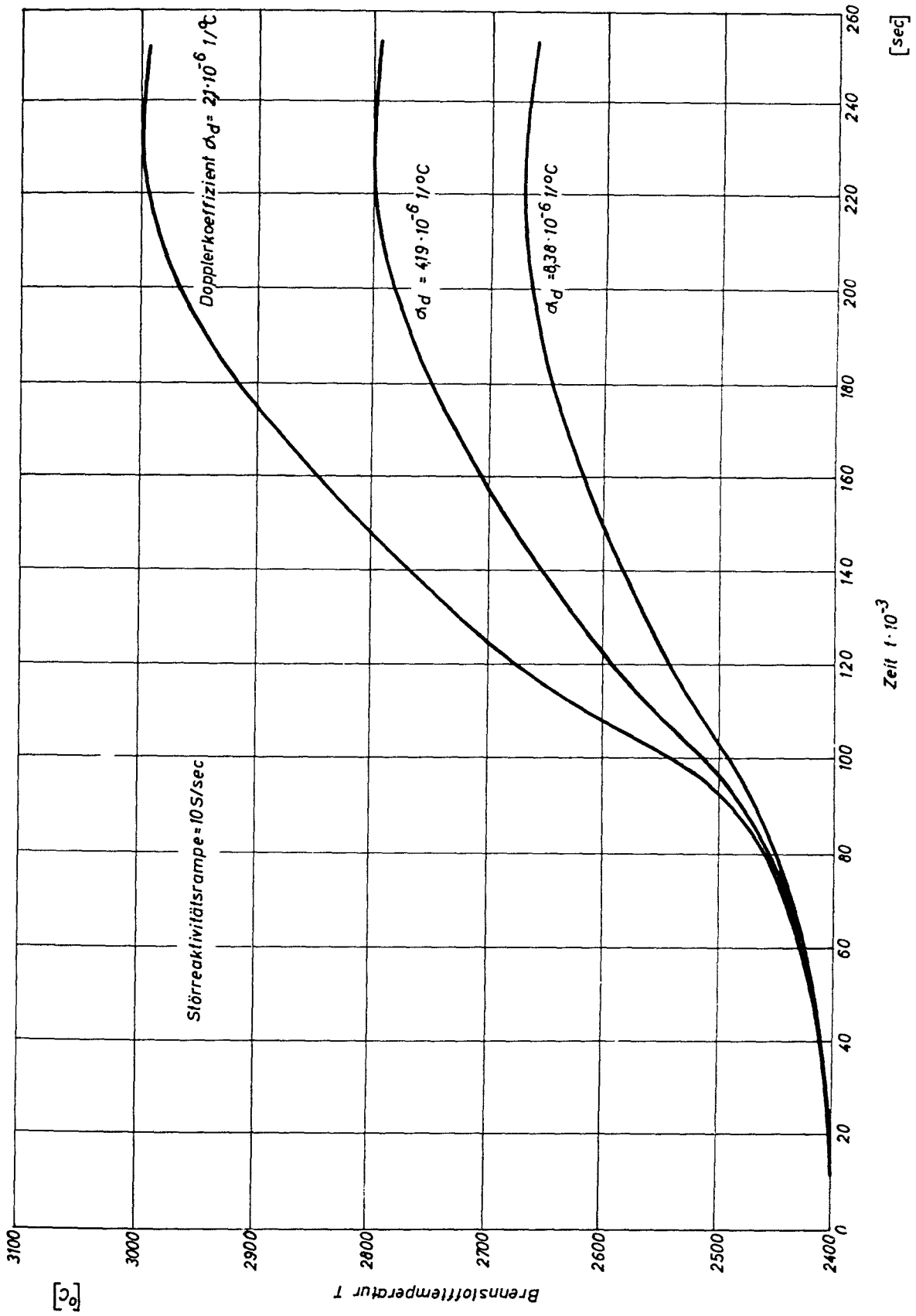


Abb. 8.2-7 Variation des Doppler-Koeffizienten  $\alpha_D$ , Zeitverhalten der höchsten Brennstofftemperatur im zentralen Kanal beim Austreiben eines Regelstabes

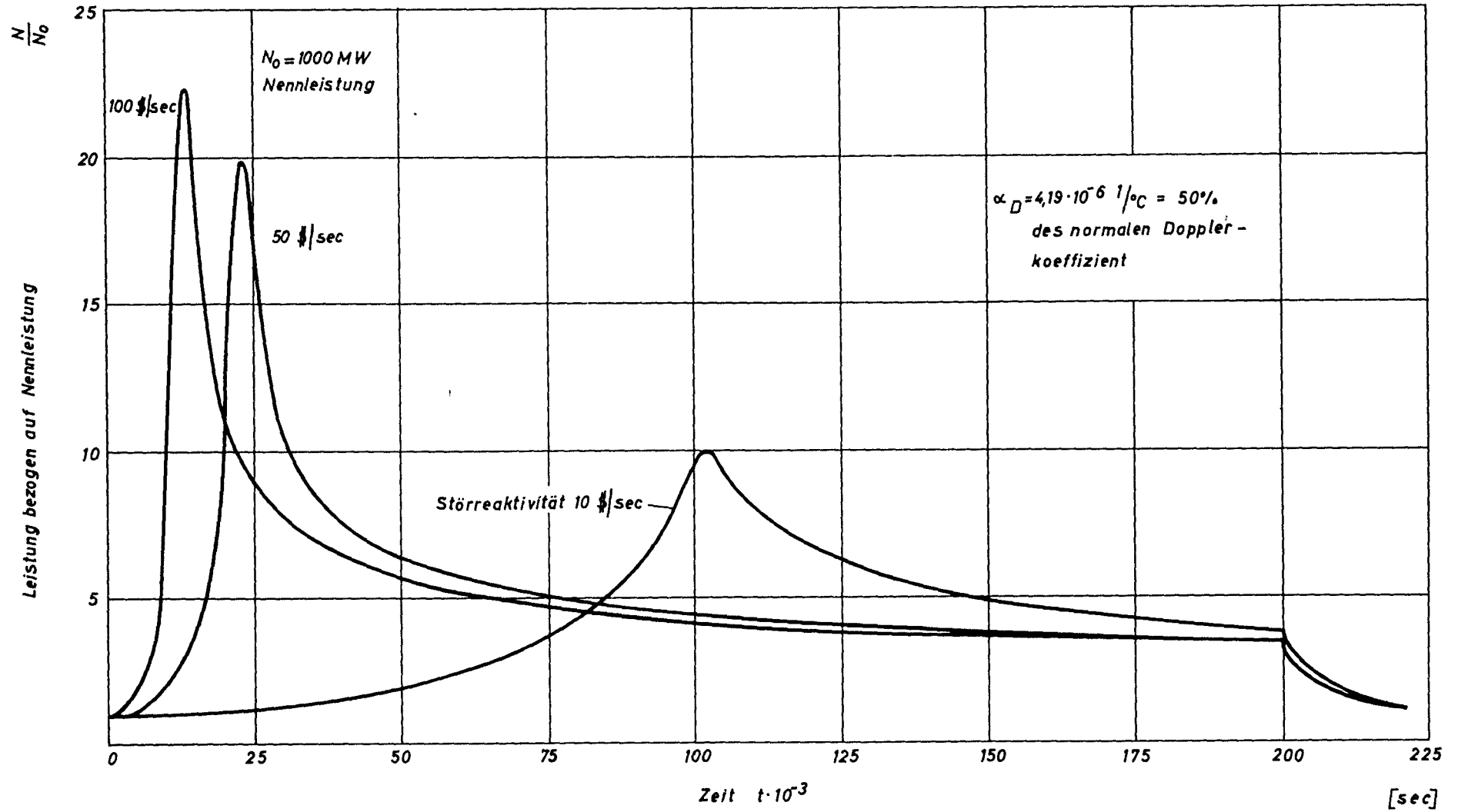


Abb. 8.2-8 Variation der Rampensteilheit, Leistungsverlauf beim Austreiben eines Regelstabes

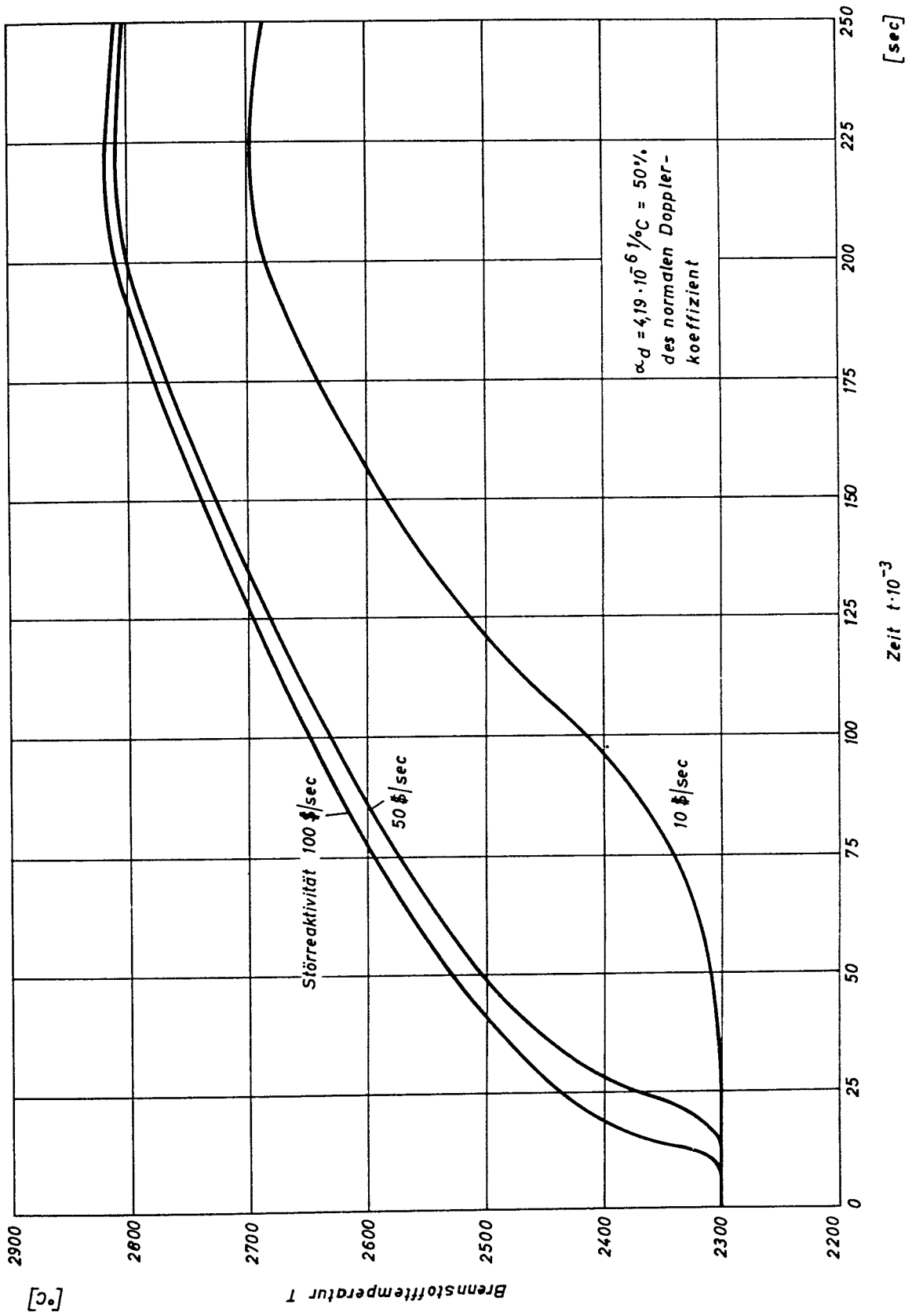


Abb. 8.2-9 Variation der Rampensteilheit, Zeitverlauf der höchsten Brennstofftemperatur im zentralen Kanal beim Austreiben eines Regelstabes

2. Kühlmiteleintrittstemperatur:  $200^{\circ}\text{C}$  = Vorwärmtemperatur des Natriums.

Aufwärmspanne:  $15^{\circ}\text{C}$

Angenommene Nachwärmeleistung im Core: 1 % der Nennleistung.  
(Coreleistung 10 Stunden nach dem Abschalten)

Kühlmitteldurchsatz: 10 % vom Nenndurchsatz.

3. Scramauslösung 200 msec nach Erreichen von 10 % der Nennleistung. (Periodenscram wird nicht berücksichtigt)

4. Doppler-Koeffizient:  $\alpha_d = - 8,38 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ , vgl. Abschn. 6.2

Struktur-Koeffizient:  $\alpha_s = - 2,5 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$

Kühlmittel-Koeffizient  $\alpha_k = + 2,7 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$                       2

Fiktiver Wärmeübergangskoeffizient Brennstoff-Can:  $0,75 \text{ W/cm}^2 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Wärmeleitfähigkeit im Brennstoff:  $0,032 \text{ W/cm }^{\circ}\text{C}$

5. Reaktivität der abstürzenden Subassemblies (Fallzeit 500 msec)

a. 1  $\%$  Reaktivitätshub      2  $\%$ /sec Steilheit der Rampe

b. 2  $\%$  Reaktivitätshub      4  $\%$ /sec Steilheit der Rampe

c. 5  $\%$  Reaktivitätshub      10  $\%$ /sec Steilheit der Rampe

Die Störreaktivität verursacht eine heftige Leistungsexkursion, die zunächst nicht abgefangen werden kann, da die Brennstofftemperatur zu niedrig ist, um vermöge der Dopplerreaktivität zu wirken. Mit einer entsprechenden Zeitverzögerung steigen jedoch die Temperaturen, und die negative Dopplerreaktivität schwächt die Störreaktivität ab, so daß schließlich die Leistungsexkursion abgefangen wird. Das Überschießen der Leistung weit über die Nennleistung hinaus ist charakteristisch für alle nuklearen Exkursionsunfälle, die von einem tiefen Leistungslevel aus starten.

In der Abb. 8.2-10 sind die Leistungsexkursionen dargestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Rampensteilheit ergeben sich verschie-

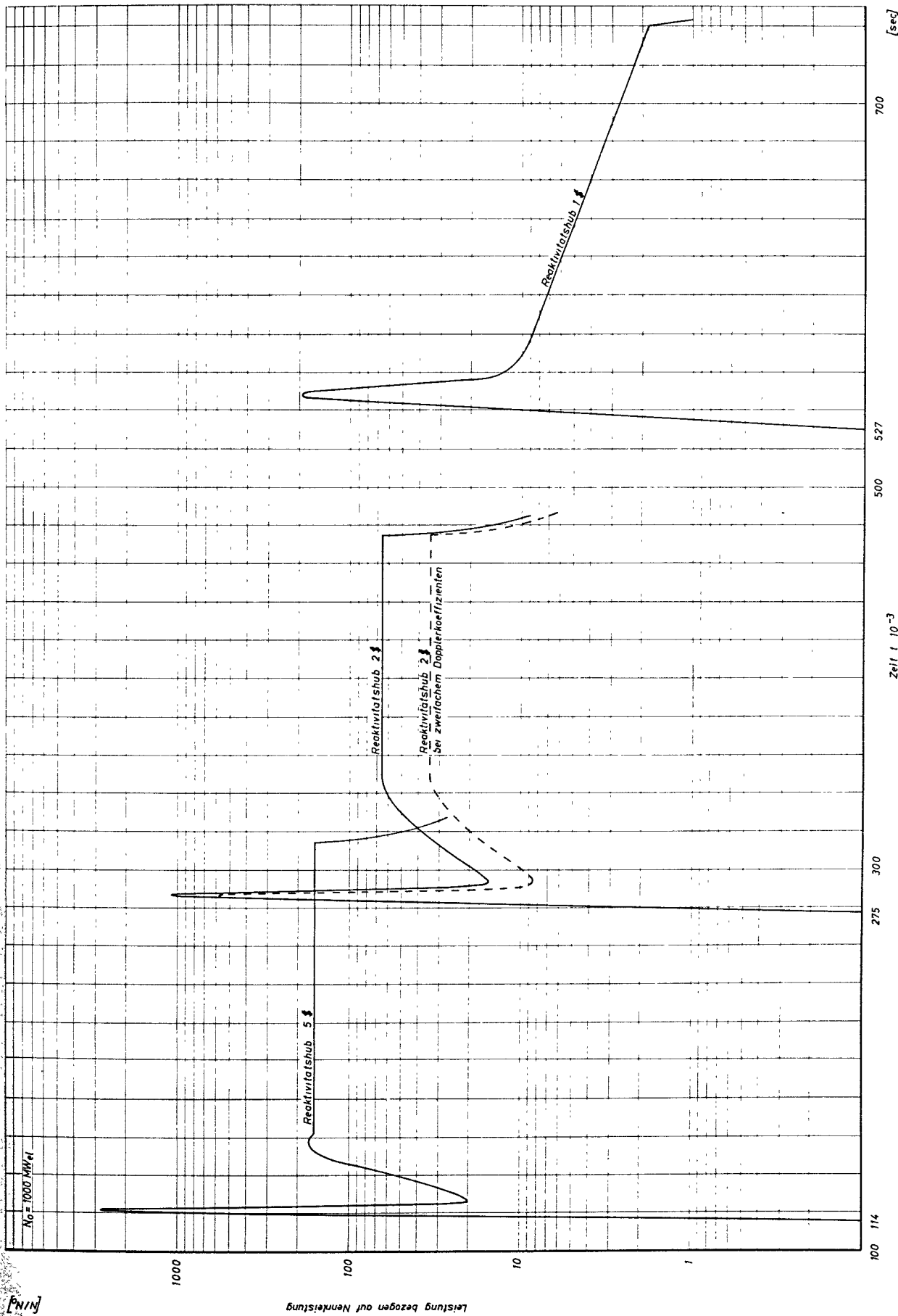


Abb. 8.2-10 Leistungsverlauf beim Beladeunfall

dene Reaktorperioden. Die Leistungsspitzen liegen um die Faktoren  $2,0 \cdot 10^2$ ,  $1,2 \cdot 10^3$  und  $2,8 \cdot 10^3$  höher als die Nennleistung.

Die Exkursionen erstrecken sich über 13 Dekaden. Sowohl aus abbildungstechnischen Gründen als auch wegen des zeitlich verzögerten Temperatureaufbaus ist nur das dynamische Verhalten des besonders interessierenden oberen Leistungsbereiches graphisch dargestellt. Der Brennstofftemperaturverlauf (Abb. 8.2-12) wird durch zwei zeitlich aufeinanderfolgende verschiedene Anstiege charakterisiert. Dieses Verhalten kann durch den Reaktivitätsverlauf geklärt werden (Abb. 8.2-11). Die Temperaturen erreichen nicht ganz die stationären Werte des 1000 MWe Betriebes (Abb. 8.2-12 bis 8.2-14). Die Kühlmitteltemperatur bleibt immer unterhalb des Siedepunktes, auch nach einem größeren Zeitintervall, das in der genannten Abbildung nicht dargestellt ist.

Der Einfluß eines größeren Doppler-Koeffizienten ( $2 \cdot \alpha_d$ ) auf den Unfallablauf ist durch die gestrichelten Kurven kenntlich gemacht. Wie zu erwarten, liegen die Übergangsmaxima von Neutronenfluß und Brennstofftemperatur auf einem tieferen Niveau. Hinsichtlich der unter Punkt 5 der Voraussetzung gemachten Annahmen von Reaktivitätsamplituden der Subassemblies 1  $\beta$ , 2  $\beta$ , 5  $\beta$  muß hervorgehoben werden, daß diese Annahmen äußerst pessimistisch sind. Der wirkliche Reaktivitätswert eines Subassemblies der gewählten Coreauslegung liegt bei ca. 0,7  $\beta$ , vgl. Abschn. 6.2, d. h. bei den durchgeführten Untersuchungen wurde angenommen, daß 1, 3 oder gar 7 Subassemblies gleichzeitig beim Beladen abstürzen. Technisch ist solch ein Mehrfachabsturz zwar nicht möglich, aber die theoretische Untersuchung ist trotzdem wertvoll und aufschlußreich für die Beurteilung der Sicherheitsspanne. Hervorzuheben ist, daß bei den Untersuchungen kein Reaktor-Schnellschluß durch die kurze Reaktorperiode erfolgte.

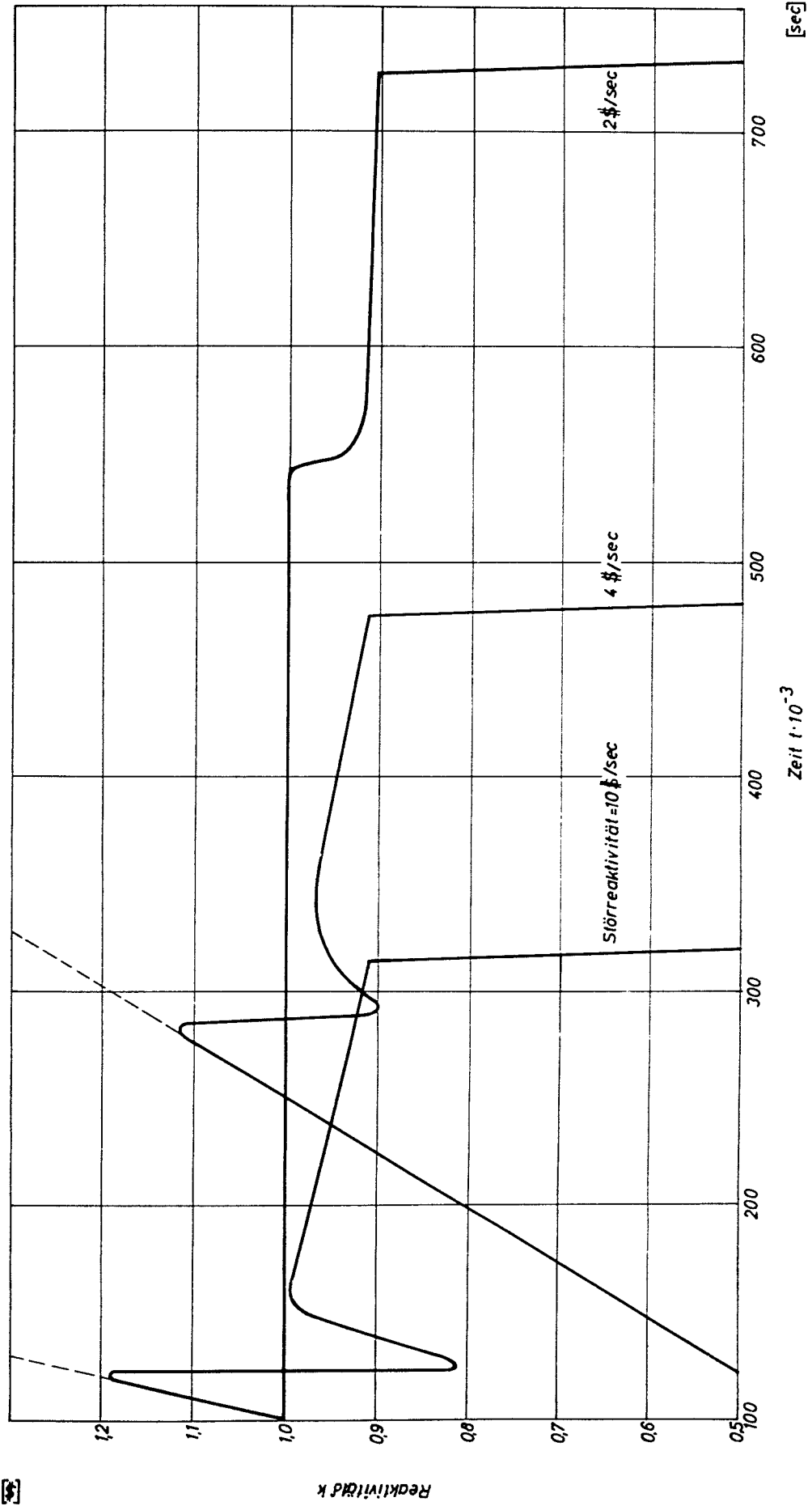


Abb. 8.2-11 Zeitverlauf der Reaktivität beim Beladeunfall

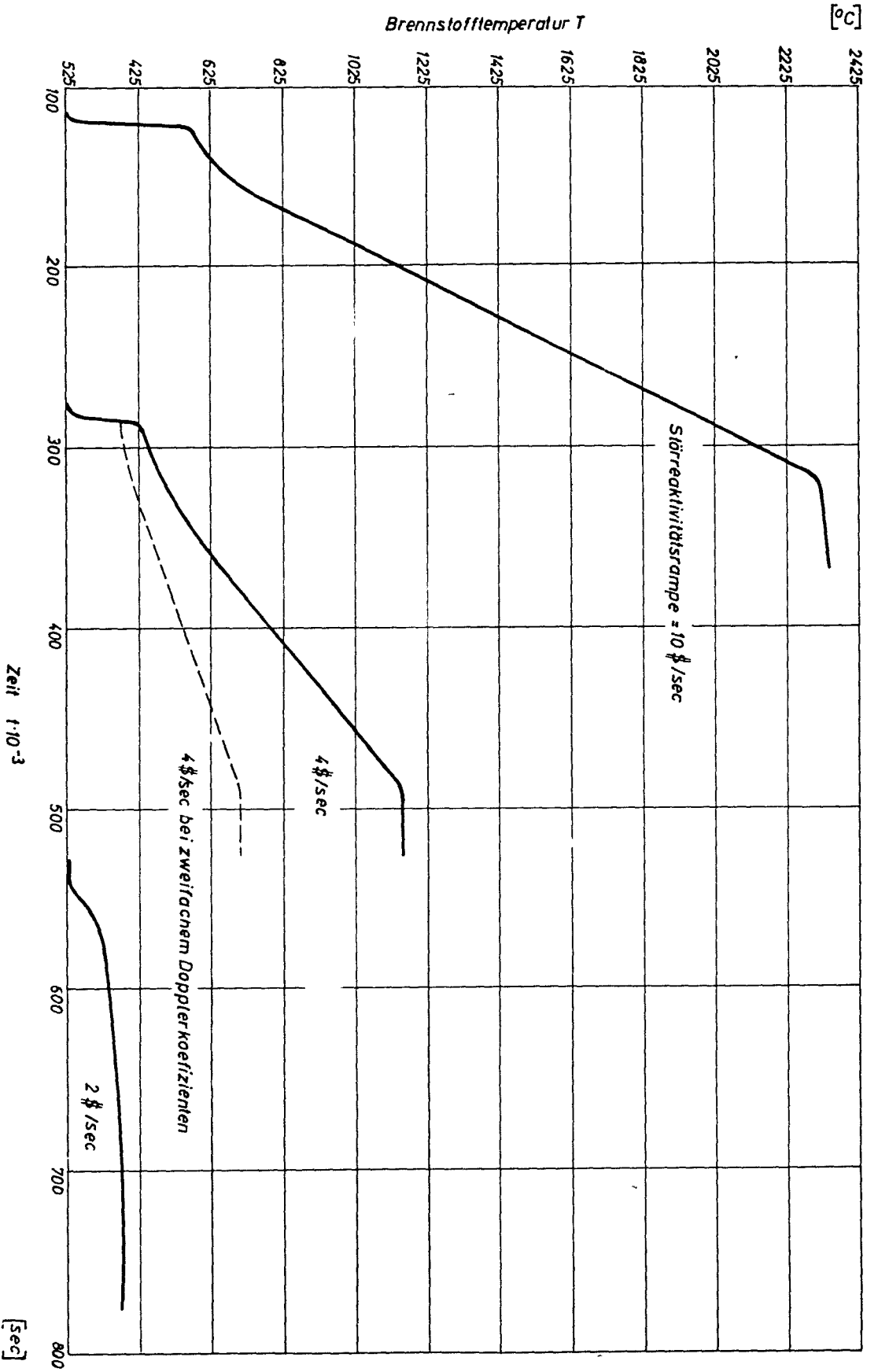


Abb. 8.2-12 Zeitverhalten der höchsten Brennstofftemperatur beim Beladeunfall



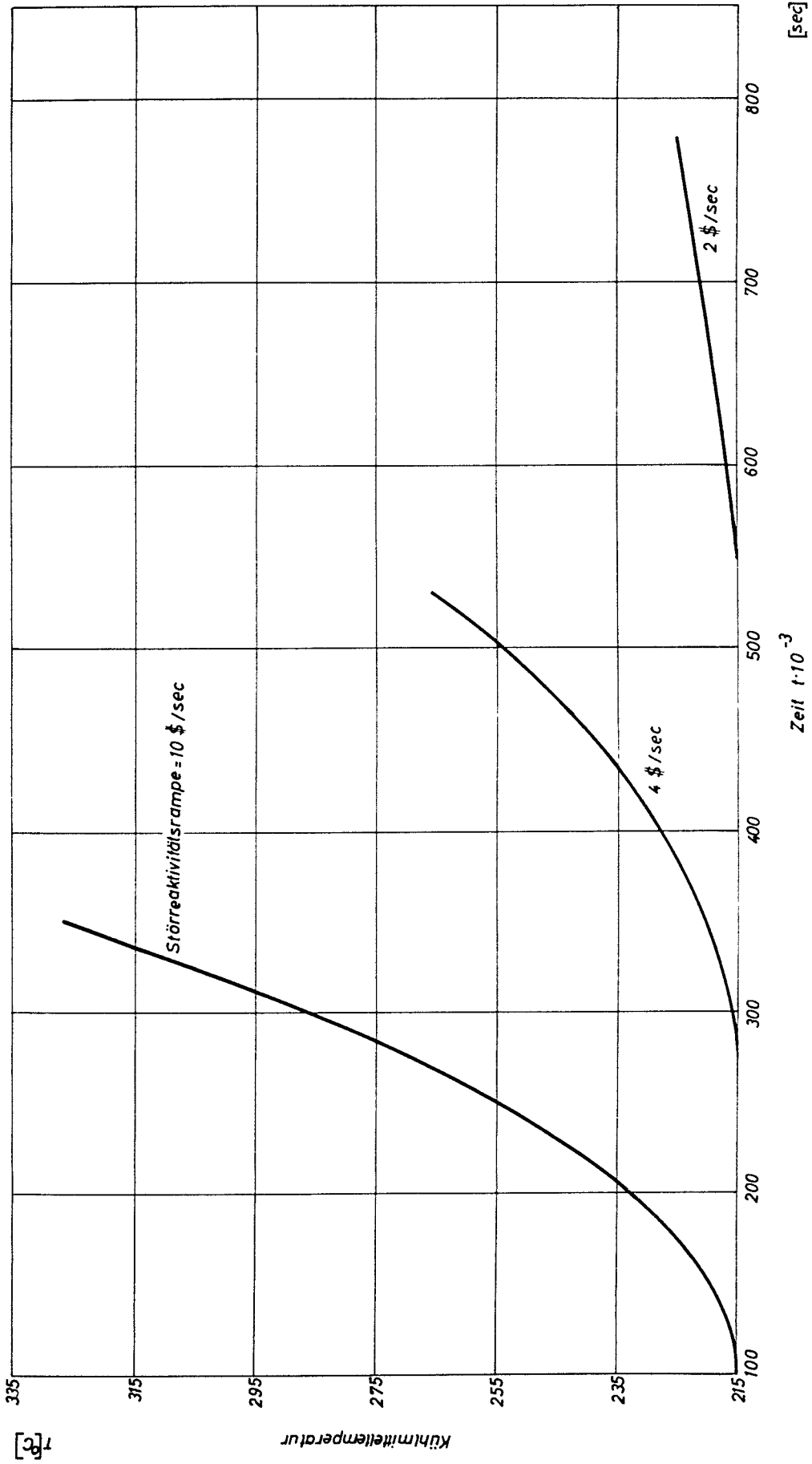


Abb. 8.2-13 Zeitverhalten der Kühlmittelaustrittstemperatur beim Beladeunfall

8 - 22

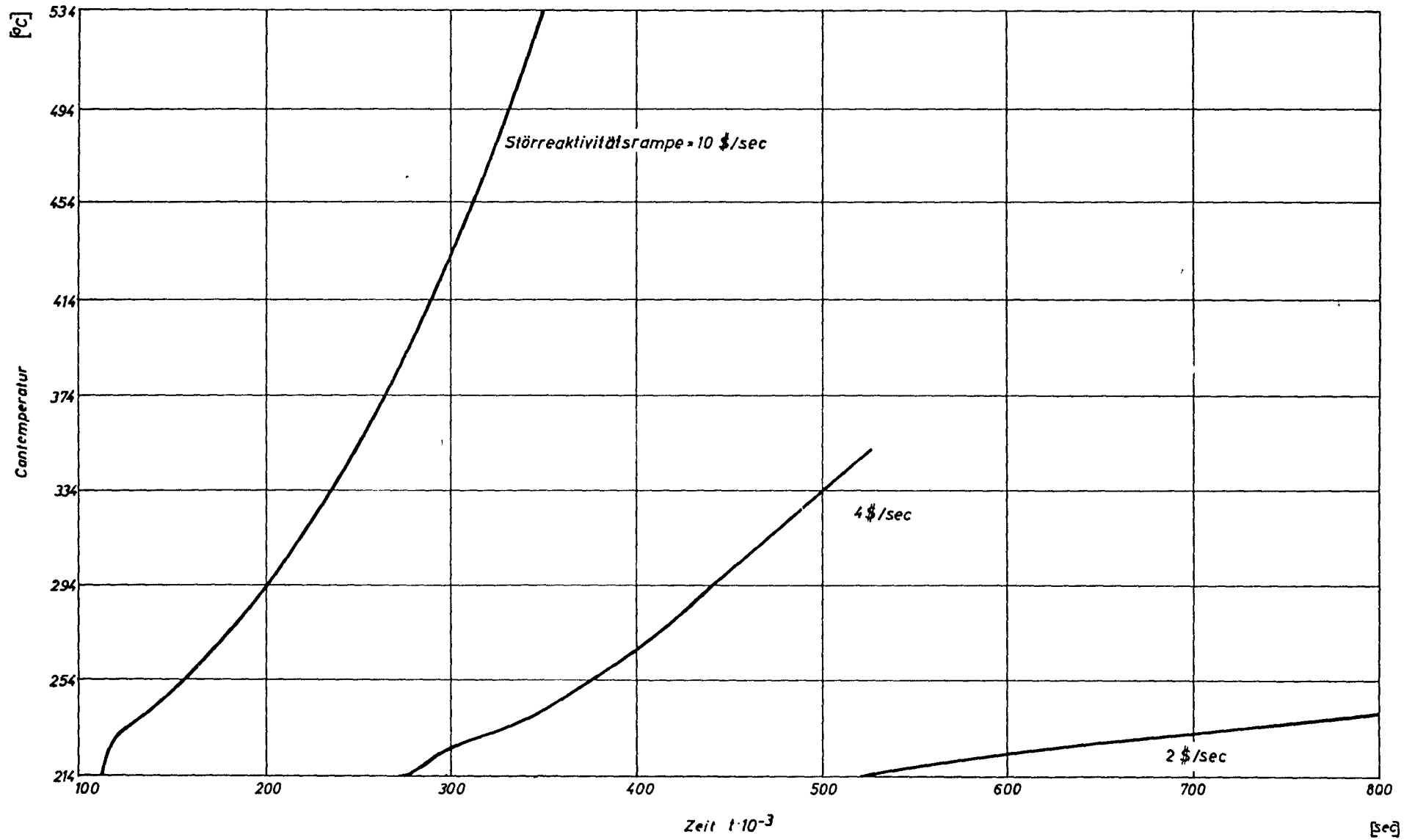


Abb. 8 2-14 Zeitverhalten der höchsten Cantemperatur beim Beladeunfall

### 8.3 Kühlmittelausfall in einzelnen Kanälen

Die beim Austreiben des Natriums im zentralen Subassembly freigesetzte positive Störreaktivität vgl. Abschn. 7.3 wird durch eine Rampe von 5  $\beta$ /sec angenähert und in das in Abschn. 8.2 erwähnte Modell eingegeben. Die Reaktivitätsauswirkung des leergeblasenen Subassemblies auf die anderen Kühlkanäle wird berechnet. Der Temperaturverlauf eines mittleren Kühlkanals ist aus der Abb. 8.3-1 ersichtlich. Die höchste auftretende Brennstofftemperatur liegt bei ca. 2100°C. Selbst beim gleichzeitigen Austreiben des Natriums aus 4 Subassemblies resultieren erst Reaktivitätsstörungen von 20  $\beta$ /sec, die (vgl. Abschn. 8.2) zu keiner Gefährdung des übrigen Cores durch nukleare Exkursionen führen.

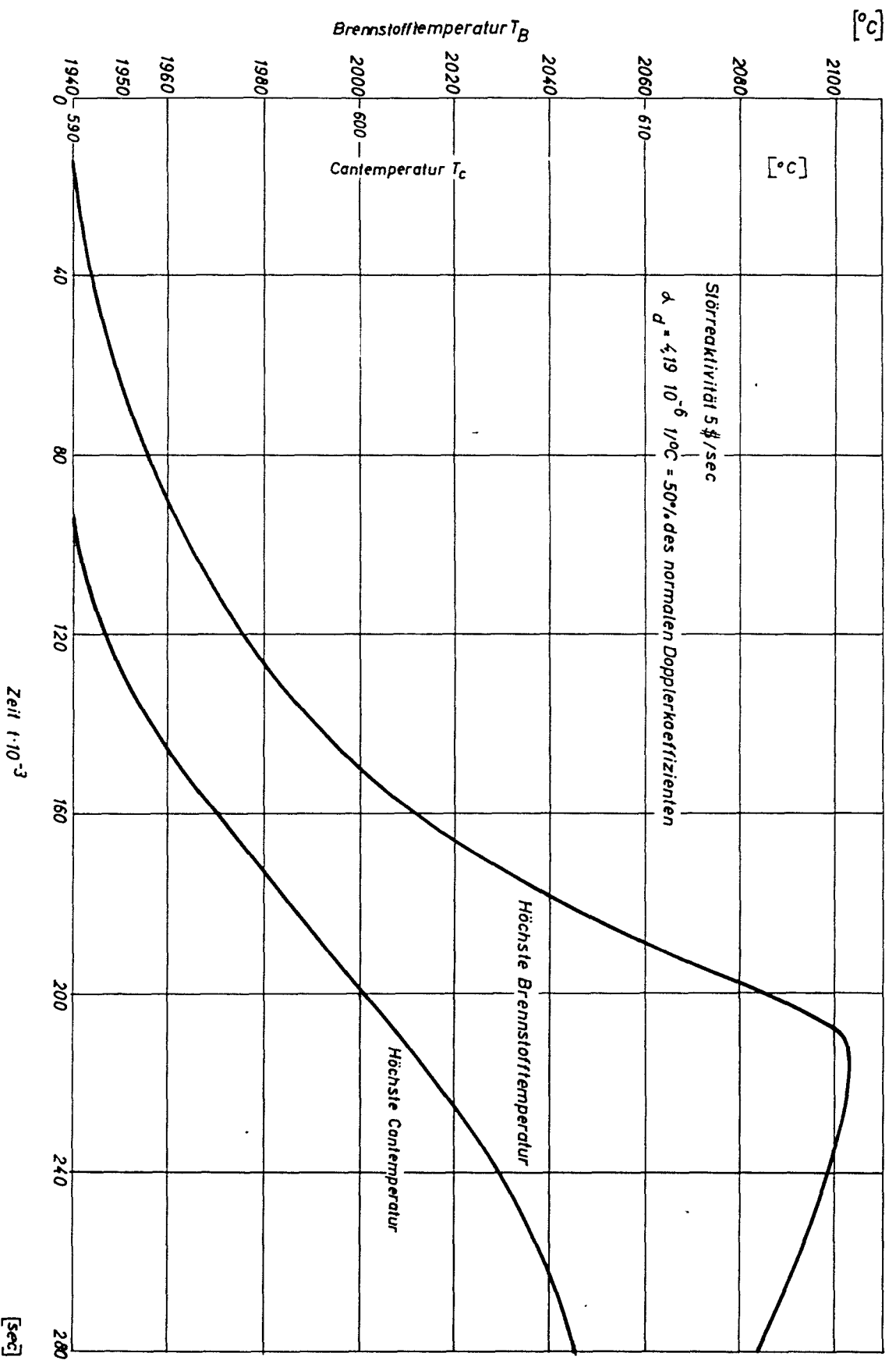


Abb. 3-1 Temperaturverhalten im mittleren Kanal beim Austreiben des Kühlmittels aus dem zentralen Subassembly

#### 8.4 Schlußfolgerungen

In Tab. 8.4-1 sind noch einmal die untersuchten Störfälle am Reaktorsystem zusammengestellt worden.

Die beiden sogenannten kontrollierten Unfälle, Regelstab-Austreibung und Absturz eines Subassembly beim Beladen, sind nur ungefährliche Zwischenfälle. Die vorliegenden Ergebnisse sind unter ungünstigen Annahmen und Voraussetzungen gewonnen worden. Sie erlauben die Aussage, daß das vorliegende Corekonzept über eine genügende innere Sicherheitsspanne verfügt, so daß etwa vorkommende Unfälle dieser Art zu keiner Beschädigung führen.

Der Kühlmittelverlust im Subassembly verursacht eine Rampenstörung von 5  $\text{g}/\text{sec}$ . Die Auswirkung dieser ist eine relativ milde nukleare und thermische Exkursion, die zu keiner Beschädigung des Cores führt.

Tabelle 8.4-1

## Zusammenfassung der untersuchten Unfälle

Unfall	Ursache	Bemerkungen	Folgen	Radiologische Auswirkungen	Diskussion
1. Nukleare und thermische Exkursionen					
a. Austreiben eines Regelstabes	Kupplung zwischen Antriebsstange und Regelstab bricht	Scram erfolgt 200 msec nach Störungsbeginn	Max. Brennstofftemperatur im zentralen Subassembly: ca. 2700°C. Schmelztemperatur wird nur kurzzeitig überschritten (< 1 sec.) Keine Gefährdung der Subassemblies.	Keine	8.2.1
b. Beladeunfall (Absturz eines Subassemblies)	Kupplung am Greifer bricht.	Scram erfolgt 200 msec nach Erreichung von 10 % Nennleistung	Max. Brennstofftemperatur bleibt unterhalb des stationären Wertes für Vollast (2412°C). Siedepunkt des Kühlmittels wird nicht erreicht. Keine Gefährdung der Subassemblies.	Keine	8.2.2
2. Kühlmittelverlust in einzelnen Kanälen.	"Swelling" des Brennstoffes	Scram erfolgt 200 msec nach Störungsbeginn	Reaktivitätsrampenstörung auf den Reaktor 5 \$/sec. Max. Brennstofftemperatur unterhalb der Schmelztemperatur.	Keine	8.3

- [1] Dosch, P.: Design and Experimental Evaluation of an Electromagnetic Acceleration System for Fast Safety Rods.  
Physics and Material Problems of Reactor Control Rods, IAEA, Vienna (1964)
- [2] Okrent, D.; Cohen, K.P.; Loewenstein, W.B.:  
Some Nuclear and Safety Considerations in the Design of Large Fast Power Reactors.  
P/267 Third International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Geneva (1964)
- [3] Mc Nelly, M.J.: Liquid Metal Fast Breeder Reactor Design Study GEAP-4418 (1964)

9. Struktur- und Festigkeitsanalysen	9 - 1
9.1 Beanspruchung und Auslegung der Brennelementhüllen	9 - 3
9.1.1 Allgemeines	
9.1.2 Beanspruchungsmechanismus der Hüllen	9 - 3
9.1.2.1 Temperaturverteilung, gefährdete Stellen	9 - 3
9.1.2.2 Wärmespannungen	9 - 5
9.1.2.3 Innendruck	9 - 6
9.1.3 Verformung durch Kriechen	9 - 6
9.1.3.1 Kriechen unter Innendruck	9 - 7
9.1.3.2 Kriechen unter Wärmespannungen	9 - 8
9.1.4 Zulässiger Innendruck bei Vermeidung von "thermal ratcheting"	9 - 11
9.1.5 Erforderliche Größe des Spaltgasreservoirs	9 - 11
9.1.6 Berechnung für den Auslegungsfall	9 - 14
9.1.6.1 Gegebene Zahlenwerte	9 - 14
9.1.6.2 Wärmespannungen	9 - 15
9.1.6.3 Grenzwerte für den Abbau der Wärmespannungen	9 - 15
9.1.6.4 Spannungsverlauf infolge Innendruck	9 - 15
9.1.6.5 Überprüfung auf schrittweise plastische Dehnung	9 - 16
9.1.6.6 Länge des Gasraumes	9 - 16
9.2 Spannungen und Verformungen im Core	9 - 16
9.2.1 Beanspruchung und Bemessung der Subassembly-Hüllrohre	9 - 16
9.2.2 Fixierung der Subassemblies im Reaktor	9 - 19
9.2.2.1 In Betracht gezogene Möglichkeiten	9 - 19
9.2.2.2 Ausgeführtes Fixierungssystem	9 - 20



	<u>Seite</u>
9.2.3 Temperaturgradient, thermische Verformungen	9 - 22
9.2.4 Auftretende Kräfte und Spannungen	9 - 24
9.3 Thermoschocks in Reaktorkomponenten	9 - 25
9.3.1 Allgemeines	9 - 25
9.3.2 Verfahren zur Bestimmung der maximalen Thermoschockspannung	9 - 25
9.3.3 Thermoschockspannung im Reaktorbehälter	9 - 26

## 9. Struktur- und Spannungsanalysen

### 9.1 Beanspruchung und Auslegung der Brennelementhüllen

#### 9.1.1 Allgemeines

Bei dem Streben nach optimalen Auslegungsparametern für das Core ergeben sich verschiedene zum Teil stark gegenläufige Forderungen, welche sich nur durch einen geschickten Kompromiß miteinander vereinbaren lassen.

Auf der einen Seite werden hoher Abbrand, hohe Kühlmittelaustrittstemperatur und ein möglichst geringer Strukturanteil angestrebt, während man andererseits hohe Brennstoffdichte sowie kurze Brennelemente mit kleinem Spaltgasraum wünscht, welche den Druckverlust des Kühlmittels und die Baulänge der Subassemblies klein halten.

Solange man aus Sicherheitsgründen die entstehenden Spaltgase auf alle Fälle in der BE-Hülle zurückhalten will, bildet deren Belastbarkeit die Grundlage und den Ausgangspunkt für jegliche Kompromißlösung.

Zu fordern ist jeweils gleiche Sicherheit gegen Versagen und damit Kenntnis über die Größe der Gesamtbeanspruchung.

#### 9.1.2 Beanspruchungsmechanismus der Hüllen

Außer durch den Druck der eingeschlossenen Spaltgase, welcher etwa linear mit der Betriebsdauer wächst, wird die rohrförmige BE-Hülle auch noch durch den Wärmefluß belastet. Dieser erzeugt nicht nur Wärmespannungen in der Rohrwand, sondern bewirkt auch einen Anstieg des Temperaturniveaus in derselben, wodurch die Materialfestigkeit abnimmt. (Sehr ausgeprägt gerade bei Stahl als Hüllmaterial.)

##### 9.1.2.1 Temperaturverteilung, gefährdete Stellen

Da Wärmefluß und Wandtemperatur bei zylindrischen Brennelementen nicht an derselben Stelle ihre Höchstwerte erreichen, ist eine Betrachtung der Temperaturverläufe am höchstbelasteten Element erforderlich, wie etwa Abb. 9.1-1 für einen Auslegungsfall (mit zwei

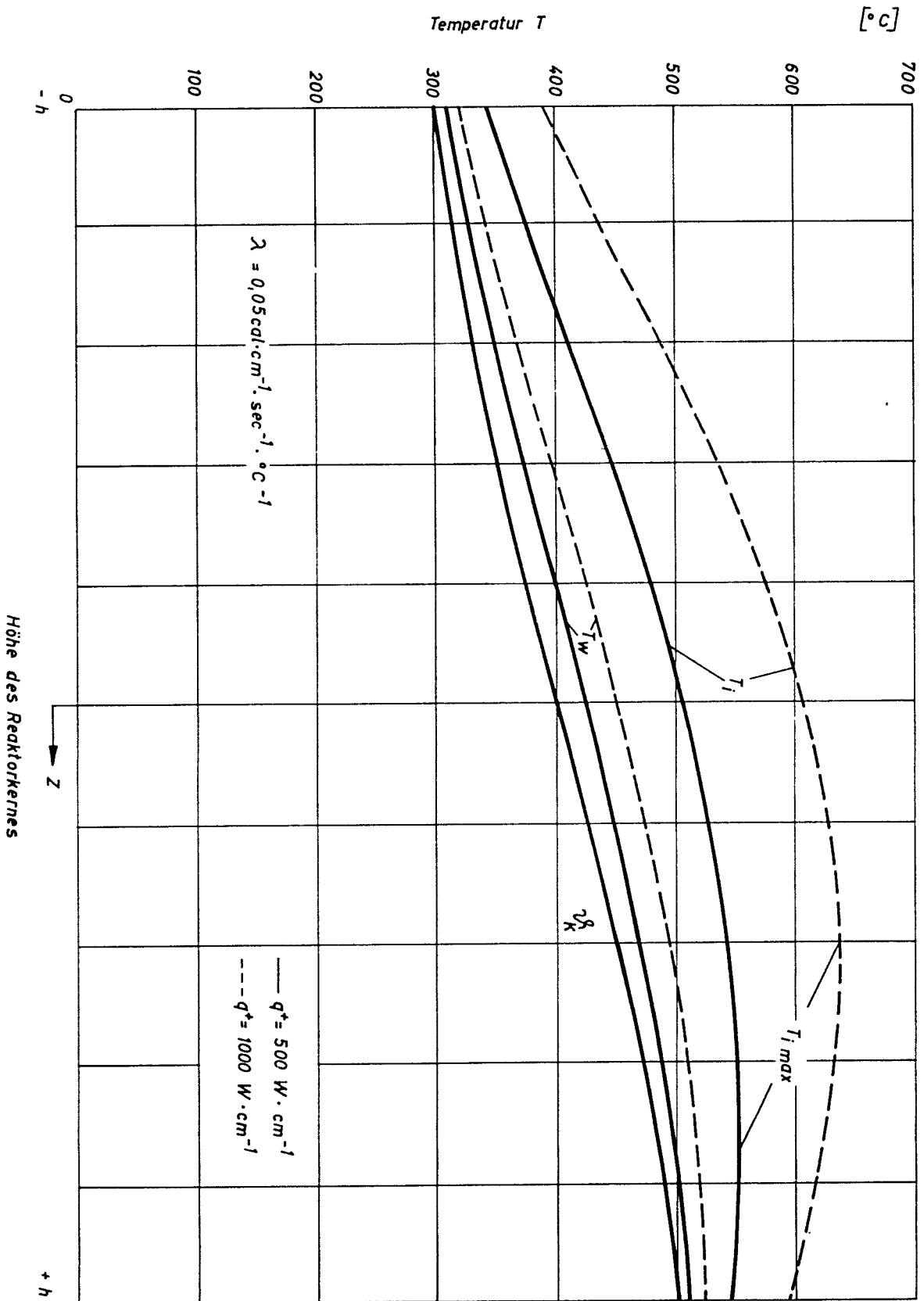


Abb. 9.1-1 axialer Temperaturverlauf des Kühlmittels und der Brennstoffhüllrohre

verschiedenen Stableistungen) zeigt. Man erkennt dabei den Einfluß der Ein- und Austrittstemperatur des Kühlmittels und des axialen Verlaufes der Leistungserzeugung, sowie der Stableistung selbst. Die Wärmespannungen sind immer in Stabmitte am größten, wo  $\Delta T = T_i - T_w$  ein Maximum ist ( $T_i$  = Temperatur an der Innenseite,  $T_w$  an der Außenseite der Wand) Die höchste mittlere Wandtemperatur  $T_m = \frac{T_w + T_i}{2}$ , welche für die Festigkeit bei kombinierter Belastung, und der Höchstwert von  $T_i$ , welcher für die Widerstandsfähigkeit gegen Wärmespannungen maßgebend ist, treten jedoch beide wesentlich näher zum oberen Ende der Spaltzone hin auf. Der gefährdetste Punkt liegt dort, wo das Verhältnis von Materialfestigkeit zu Gesamtspannung am kleinsten ist, also immer irgendwo zwischen Stabmitte und dem Maximum von  $T_i$  bzw.  $T_m$ . Dieses Minimum verläuft aber recht flach, so daß sich seine exakte Ermittlung erübrigt. Aus Abb. 9.1-1 geht hervor, daß man den gefährdeten Punkt im interessierenden Parameterbereich praktisch immer ausreichend genau bei  $3/4$  der Corehöhe annehmen kann. (Dies gilt allerdings nur für die kombinierte Innendruck-Wärmespannungsbeanspruchung bzw. für Wärmespannungen allein; für die Belastbarkeit durch reinen Innendruck dagegen ist die höchste mittlere Wandtemperatur  $T_{m \max}$  maßgebend.)

#### 9.1.2.2 Wärmespannungen

Sie können bei nicht gerade sehr dickwandigen Rohren nach der für ebene Wände mit linearem Temperaturverlauf gültigen Formel

$$(9.1-1) \quad \sigma_a = \sigma_t = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \nu} (T - T_m)$$

berechnet werden, wobei  $\sigma_a$  = Axial-,  $\sigma_t$  = Tangentialspannung,  $E$  = El.-Modul,  $\alpha$  = Wärmeausdehnungszahl,  $\nu$  = Poisson'sche Konstante. Ihr Verlauf ist dann ebenfalls linear, mit Maximalbeträgen an der Innen- und Außenseite

$$(9.1-2) \quad \sigma_{\max} = \pm \frac{E \cdot \alpha \cdot \Delta T}{2 (1 - \nu)}$$

(innen Druck, außen Zug)

Die Radialspannung ist an diesen beiden Stellen gleich Null und dazwischen sehr klein, so daß  $\sigma_a$  bzw.  $\sigma_t$  gleichzeitig als die für die Anstrengung des Materials maßgebende Vergleichsspannung  $\sigma_v$  (z. B. nach Mohr) angesehen werden kann.

Dieses Verfahren liefert bis zu einem Hüllmaterialanteil von etwa  $x = 0,5$  recht brauchbare Werte; dickwandige Rohre interessieren im vorliegenden Fall nicht.

### 9.1.2.3 Innendruck

Er erzeugt in der Wand praktisch gleichförmig über den Querschnitt verteilt Tangentialspannungen

$$(9.1-3) \quad \sigma_t = \frac{p \cdot r}{s}$$

und Axialspannungen

$$(9.1-4) \quad \sigma_a = \frac{p \cdot r}{s}$$

(für dünnwandige Rohre;  $p$  = Innendruck,  $r$  = Innenradius,  $s$  = Wandstärke)

sowie Radialspannungen, welche an der Innenseite gleich dem Innendruck sind und nach außen hin praktisch linear auf Null zurückgehen, im Mittel also

$$(9.1-5) \quad \sigma_r = 0,5 p .$$

Der Mittelwert der Materialanstrengung in der Wand ergibt sich daraus ungefähr zu

$$(9.1-6) \quad \bar{\sigma}_v = p \left( \frac{r}{s} + 0,5 \right) = \frac{p \cdot r_m}{s}$$

### 9.1.3 Verformung durch Kriechen

Die obigen Beziehungen gelten genau genommen nur, solange das Material dem Hooke'schen Gesetz gehorcht. Der gefährdete Punkt liegt

jedoch praktisch immer in einem Temperaturbereich, wo bereits das sog. "Kriechen" des Materials die Hauptrolle spielt. Dadurch wird erstens der Spannungszustand verändert, und zweitens können nach längerer Zeit unzulässig große Dehnungen auftreten. Diese sind es daher auch, welche weitgehend die zulässige Materialbeanspruchung bestimmen.

### 9.1.3.1 Kriechen unter Innendruck

Wichtig ist hier nur der sekundäre Kriechbereich, wo die Dehnungsgeschwindigkeit allein von Spannung und Temperatur abhängt. Die Spannungsabhängigkeit wird dabei üblicherweise durch das Norton'sche Kriechgesetz

$$(9.1-7) \quad \dot{\epsilon} = K \cdot \sigma^m$$

dargestellt ( $\dot{\epsilon}$  = Kriechrate, K und m = Materialkonstanten bei gegebener Temperatur), während man die Temperaturabhängigkeit allgemein nach Larson und Miller in der Form

$$(9.1-8) \quad T_1 ( C - \log \dot{\epsilon}_1 ) = T_2 ( C - \log \dot{\epsilon}_2 )$$

schreibt ( $T_1, T_2$  = absolute Temperaturen, C = Materialkonstante,  $\dot{\epsilon}_1, \dot{\epsilon}_2$  = Kriechrate bei Temperaturen  $T_1$  bzw.  $T_2$ ). Für K ergibt sich daraus eine sehr starke, für m nur eine schwache Änderung mit der Temperatur.

Als Wert für die Spannung  $\sigma$  ist bei mehrachsigen Spannungszuständen immer die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  einzusetzen; die Dehnungsgeschwindigkeiten in den drei Hauptspannungsrichtungen folgen dann nach Söderberg zu

$$(9.1-9) \quad \begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 &= \frac{\dot{\epsilon}_v}{\sigma_v} \left( \sigma_1 - \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} \right) \\ \dot{\epsilon}_2 &= \frac{\dot{\epsilon}_v}{\sigma_v} \left( \sigma_2 - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right) \\ \dot{\epsilon}_3 &= \frac{\dot{\epsilon}_v}{\sigma_v} \left( \sigma_3 - \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \right) \end{aligned}$$

Aus diesen Beziehungen läßt sich eine Näherungsformel herleiten, mit deren Hilfe für Belastung durch reinen Innendruck der zulässige Höchstwert desselben errechnet werden kann, welcher an der heißesten Stelle des Hüllrohres zum Ende der Standzeit  $t_s$  gerade eine bestimmte noch tragbare Aufweitung  $\epsilon_t$ , z. B. 1 %, hervorruft.

Sie lautet

$$(9.1-10) \quad p_{\max} = \frac{s}{r_m} \left[ \frac{1,33 \epsilon_t (m + 1)}{K \cdot t_s} \right]^{\frac{1}{m}}$$

und liefert einen oberen Grenzwert für die Auslegung, da ja die Wärmespannungen noch nicht berücksichtigt sind. Zu beachten ist dabei, daß die durch diesen Innendruck hervorgerufenen Spannungen bei Vorhandensein eines Temperaturgradienten in der Wand nicht mehr gleichförmig verteilt sind. Zwar bleibt die mittlere Vergleichsspannung  $\sigma_v$  nach Gl. (9.1-6) praktisch unverändert erhalten, die Verteilung über den Querschnitt richtet sich jedoch jetzt nach dem Temperaturverlauf, wobei eine überall konstante Kriechrate als Kriterium gilt (Wärmespannungen unberücksichtigt!). Für bekannte Temperaturverteilung und gegebene Werte von  $\sigma_v$  läßt sich der Verlauf von  $\sigma_v \sim \sigma_t$  über den Querschnitt mit Hilfe der aus Gl. (9.1-7) und (9.1-8) gewonnenen Beziehung

$$(9.1-11) \quad \sigma_v (T) = \bar{\sigma}_v \left[ \frac{T}{T_m} \right]^{\frac{T-T_m}{m \cdot T_m}} \left[ K (T_m) \cdot 10^{-C} \right]^{\frac{T-T_m}{m \cdot T_m}}$$

bestimmen.

### 9.1.3.2 Kriechen unter Wärmespannungen

Dieser Vorgang unterscheidet sich in zwei Punkten vom oben beschriebenen:

- a. Die Spannungen werden durch das von ihnen bewirkte Kriechen abgebaut, bleiben also nicht konstant,
- b. die interessierenden Zeiträume sind wesentlich kürzer, und primäres Kriechen muß berücksichtigt werden.

Letzteres tritt insbesondere dann auf, wenn die Wärmespannungen für

für sich allein wirken und bei jedem Abschalten des Reaktors ihre Richtung ändern, so daß jedesmal ein neuer Kriechvorgang beginnt. Es findet dabei ein anfangs immer sehr rascher plastischer Spannungsabbau statt, der bei genügender Größe und häufiger Wiederholung zu Ermüdungsbrüchen führen kann. Wie eine zahlenmäßige Betrachtung der Verhältnisse zeigt, sind bei den zur Diskussion stehenden Stabileistungen und Wandstärken die Wärmespannungen jedoch so gering, daß durch die von ihnen eventuell bewirkten plastischen Wechselverformungen keine Gefahr droht.

Wesentlich wichtiger sind dagegen die sekundären Kriechvorgänge beim Zusammenwirken mechanischer und thermischer Spannungen, wenn also z. B. die Spannungen infolge Wärmedurchgang einem durch den Innendruck bewirkten Grundspannungszustand  $\sigma_c$  überlagert sind. Die Beziehungen für den sich daraus ergebenden zeitlichen Spannungs- und Dehnungsverlauf sind in Abb. 9.1-2 veranschaulicht (für  $m = 6$ ). Es zeigt sich, daß mit wachsender Grundspannung ein immer größerer Teil des überlagerten Eigen Spannungszustandes schon nach kurzer Zeit ( $t < 100$  h) abgebaut wird bzw. sich eine "Grenzspannung" angeben läßt als das Maximum dessen, was von einer (theoretisch) beliebig hohen kombinierten Anfangsspannung nach einer bestimmten Zeit des Abbaues durch Kriechen noch übrig bleibt. (Anfangsspannungen, die darunter liegen, bleiben praktisch voll erhalten.)

Dieser Wert, der sich bei gegebener Anfangsspannung  $\sigma_0$  näherungsweise zu

$$(9.1-12) \quad \sigma_G = \left[ E \cdot K (m - 1) t + \sigma_0^{1-m} \right]^{\frac{1}{1-m}}$$

berechnet (nur gültig, wenn  $\sigma_G > \sigma_0$ ), kann als Ersatz für die sonst bei hohen Temperaturen und längeren Zeiträumen nicht mehr ausreichend definierbare Streckgrenze des Materials dienen.



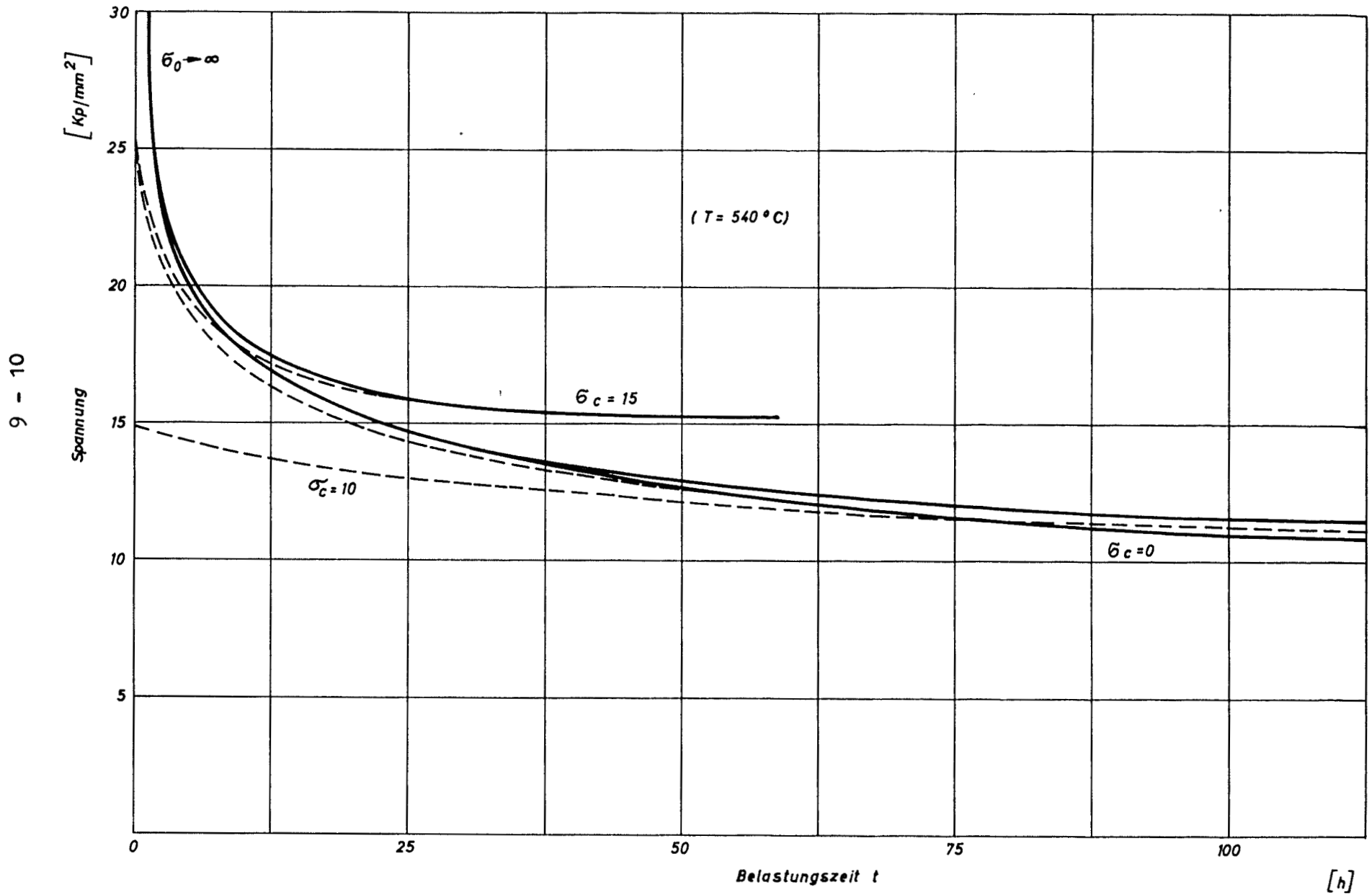


Abb. 9.1 - 2 Abbau von Wärmespannungen über konstanter Grundspannung

Der Abbau bzw. Ausgleich von Eigenspannungen geht so vor sich, daß alle Spannungsanteile, die jenseits der temperatur- und zeitabhängigen Grenzspannungslinie liegen, wegfallen und dafür gleichmäßig verteilt dem Spannungsverlauf unterhalb dieser Grenze überlagert werden, vgl. Abb. 9.1-3, schraffierte Flächen.

#### 9.1.4 Zulässiger Innendruck bei Vermeidung von "thermal ratcheting"

Durch die im Betrieb vorkommenden Leistungsschwankungen, insbesondere auch Abschalten und Wiederanfahen des Reaktors, kann der beschriebene Vorgang bei öfterer Wiederholung zu der Erscheinung des sog. "thermal ratcheting" führen [1] [2], und zwar bereits dann, wenn weder Innendruck noch Wärmespannungen für sich allein gefährlich wären. Dies muß aus Sicherheitsgründen vermieden werden, indem dafür zu sorgen ist, daß die in Abb. 9.1-4 gestrichelt gezeichnete Kurve (nach Verschwinden der Wärmespannungen) die Spannung  $\sigma_G$  nirgends überschreitet. Die dabei maximal mögliche Spannung  $\bar{\sigma}_V$  kann entweder graphisch durch Probieren, oder, exakter, über das in [3] abgeleitete Gleichungssystem ermittelt werden. Daraus folgt nach Gl.(9.1-6) unmittelbar der zulässige Innendruck  $p_z$ . Dieser enthält noch eine gewisse, zahlenmäßig allerdings schwer anzugebende Sicherheit insofern, als eine Aufweitung durch "thermal ratcheting" bis zu einem bestimmten Betrag zugelassen werden könnte.

#### 9.1.5 Erforderliche Größe des Spaltgasreservoirs

Die theoretische Länge eines Reservoirs, das bei gleichem Querschnitt wie die Brennstoffsektion alle Spaltgase aufnimmt, errechnet sich nach der Gleichung für ideale Gase zu

$$(9.1-13) \quad L_R = \frac{L_c \cdot V_s \cdot T_R}{273 \cdot p_z}$$

( $L_c$  = Corehöhe,  $V_s$  = freigesetzte Spaltgasmenge pro  $\text{cm}^3$  Brennstoff,  $T_R$  = absolute Temperatur des Gases im Reservoir.)

Zieht man davon überschlagmäßig 5 % der Corehöhe + 10 cm als den Temperaturverhältnissen entsprechenden Anteil des Porenvolumens im Core und axialen Blanket ab, so ergibt sich die Näherungsformel

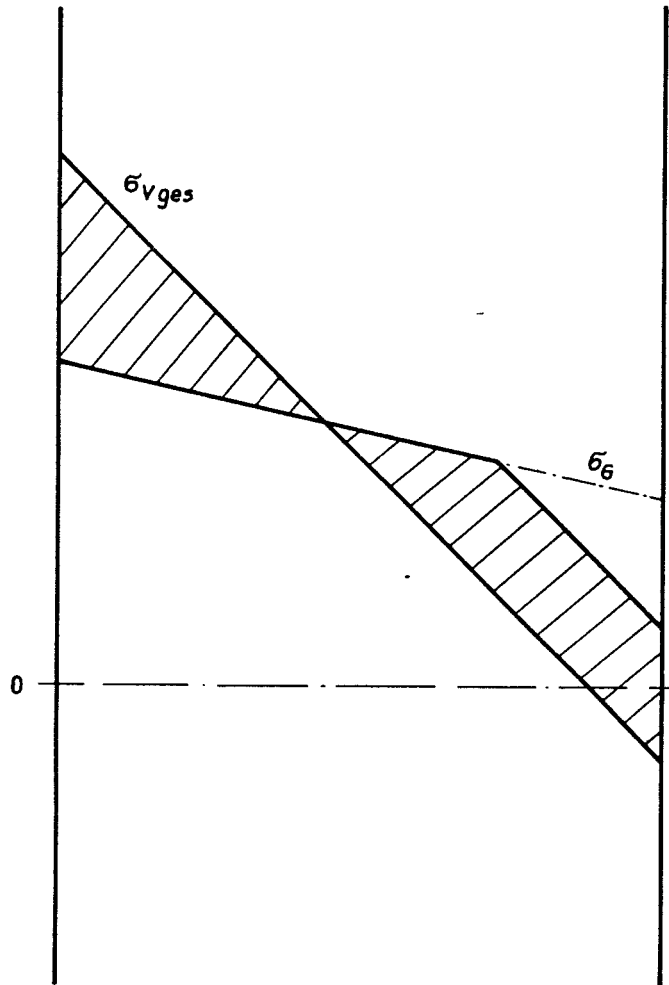


Abb. 9.1 - 3 Ausgleich von Eigenspannungen im Brennstoffhüllrohr

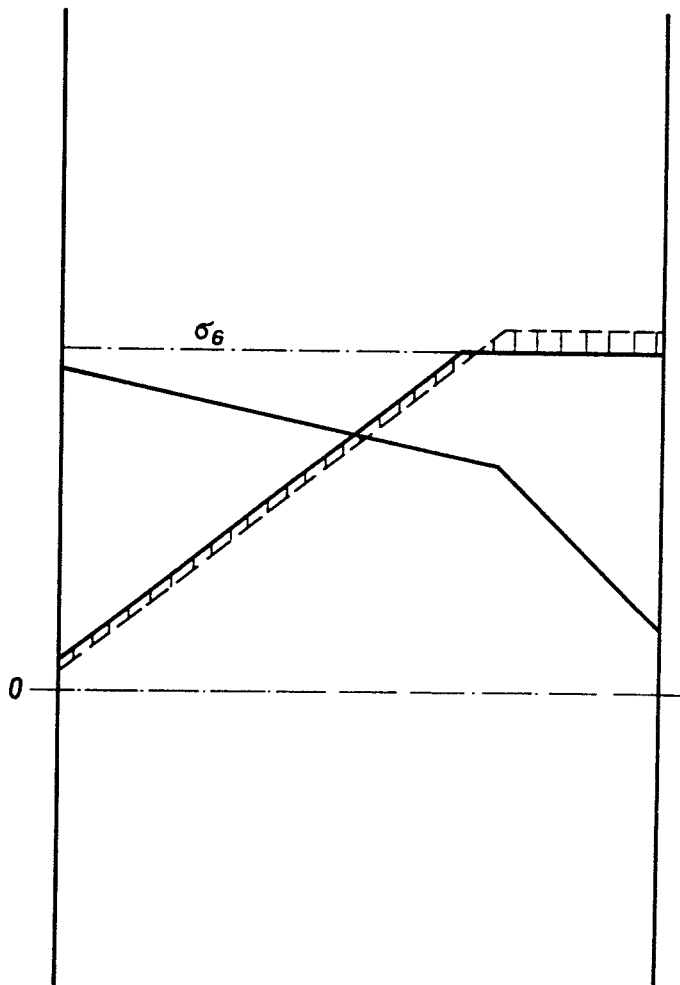


Abb. 9.1 - 4 Spannungszustand im Brennstoffhüllrohr bei abgeschaltetem Reaktor

$$(9.1-14) \quad L_R \approx L_c \left( \frac{V_s \cdot T_R}{273 p_z} - 0,05 \right) - 10$$

für die tatsächlich benötigte Länge des Spaltgasreservoirs.

### 9.1.6 Berechnung für den Auslegungsfall

#### 9.1.6.1 Gegebene Zahlenwerte

(Gültig für die gefährdete Stelle des höchstbelasteten Brennelementes unter Berücksichtigung der Heißkanalfaktoren, vgl. Abschn. 7.2.5)

Kühlmitteltemperatur	$T_K = 580^\circ\text{C}$
Wandtemperatur außen	$T_w = 630^\circ\text{C}$
Wandtemperatur i.d.Mitte	$T_m = 654^\circ\text{C}$
Wandtemperatur innen	$T_i = 679^\circ\text{C}$
	$(\Delta T = 49^\circ\text{C})$

Werkstoffdaten (Incoloy 800):

Warmstreckgrenze im interessierenden Temperaturbereich	$\sigma_{0,2} = 22 \text{ kp/mm}^2$
Kriechtemperatur	$K_{650^\circ} = 5 \cdot 10^{-12}$ $m_{650^\circ} = 6,0$
Wärmeausdehnungszahl	$\alpha_{th} = 16 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
Elast.-Modul	$E = 1,6 \cdot 10^4 \text{ kp/mm}^2$
Poisson'sche Konstante	$\nu = 0,3$

Weitere Annahmen:

Spaltgasfreisetzung 100 %/o, bzw. 28 n cm <sup>3</sup> Gas pro cm <sup>3</sup> Brennstoff	
Temperatur im Spaltgasreservoir	$430^\circ\text{C} = 703^\circ\text{K}$

### 9.1.6.2 Wärmespannungen

Nach Gl. (9.1-2) ergibt sich

$$\sigma'_{\max} = \pm 10,2 \text{ kp/mm}^2$$

während die genaue Beziehung für endliche Wandstärke die Werte

$$\begin{aligned}\sigma'(\text{außen}) &= 9,7 \text{ kp/mm}^2 \\ \sigma'(\text{innen}) &= -10,5 \text{ kp/mm}^2\end{aligned}$$

liefert.

### 9.1.6.3 Grenzwerte für den Abbau der Wärmespannungen

Aus Gl. (9.1-12) sowie (9.1-7) und (9.1-8) ergibt sich für das Ende einer 100-stündigen Betriebsperiode mit Vollast

$$\begin{aligned}\sigma_{G1}(\text{außen}) &= 9,8 \text{ kp/mm}^2 \\ \sigma_{G1}(\text{innen}) &= 6,0 \text{ kp/mm}^2 \quad ;\end{aligned}$$

nach Ablauf der zugehörigen 25-stündigen Abschaltpause (entsprechend  $f_L = 0,8$ ), während der sich in dem betrachteten Canquerschnitt die konstante (Kühlmittel-) Temperatur von  $580^\circ\text{C}$  einstellen soll, ist

$$\sigma_{G2} = \text{const} = 13,8 \text{ kp/mm}^2$$

### 9.1.6.4 Spannungsverlauf infolge Innendruck

Hierzu muß erst die zulässige Größe von  $\bar{\sigma}_v$  geschätzt werden. Ein passender Wert liegt meist bei 80 - 90 % des Mittelwertes von  $\sigma_{G1}$ . Geschätzt:  $\bar{\sigma}_v = 7,0 \text{ kp/mm}^2$ . Damit ergibt sich für die vorliegende Temperaturverteilung nach Gl. (9.1-11)

$$\begin{aligned}\sigma_v(\text{außen}) &= 9,0 \text{ kp/mm}^2 \\ \sigma_v(\text{innen}) &= 5,4 \text{ kp/mm}^2\end{aligned}$$

Zwischen diesen Randwerten kann, ebenso wie bei der Grenzspannung, ein geradliniger Verlauf angenommen werden.

#### 9.1.6.5 Überprüfung auf schrittweise plastische Dehnung (thermal ratcheting)

Abb. 9.1-5 zeigt die einzelnen Teil- und Grenzspannungen sowie den Spannungsverlauf zu Beginn und Ende von Phase 1 und Anfang der Abschaltphase 2. Man sieht, daß in der zweiten Phase die Grenzspannung nicht erreicht wird, d.h., daß der plastische Abbau von Spannungsspitzen auf die erste Phase beschränkt bleibt. Das bedeutet, daß ein der Spannung  $\bar{\sigma}_v = 7,0 \text{ kp/mm}^2$  entsprechender Innendruck von  $p_z = 81 \text{ at.}$  in der Hülle zugelassen werden kann. Wegen des unbekanntes Einflusses der Reaktorstrahlung soll jedoch vorsichtshalber nur ein kleinerer Wert zugelassen werden, nämlich

$$p = 70 \text{ at.}$$

#### 9.1.6.6 Länge des Gasraumes

Daraus resultiert mit Gl.(9.1-13) eine Länge des Spaltgasreservoirs von

$$L_R \approx 80 \text{ cm.}$$

## 9.2 Spannungen und Verformungen im Core

Zum Core gehören in diesem Falle alle Bauteile, welche den Zusammenhalt und die geometrische Form des aus den Einzelementen aufgebauten Reaktorkerns nebst umgebendem Brutmantel bewirken und erhalten. Wegen der bekannten Empfindlichkeit schneller Reaktoren gegenüber Geometrieänderungen müssen die Beanspruchungen dieser Bauteile und ihr Verhalten eingehend studiert werden.

### 9.2.1 Beanspruchung und Bemessung der Subassembly-Hüllrohre

Die Hüllrohre der einzelnen BE-Bündel werden im Betrieb belastet durch

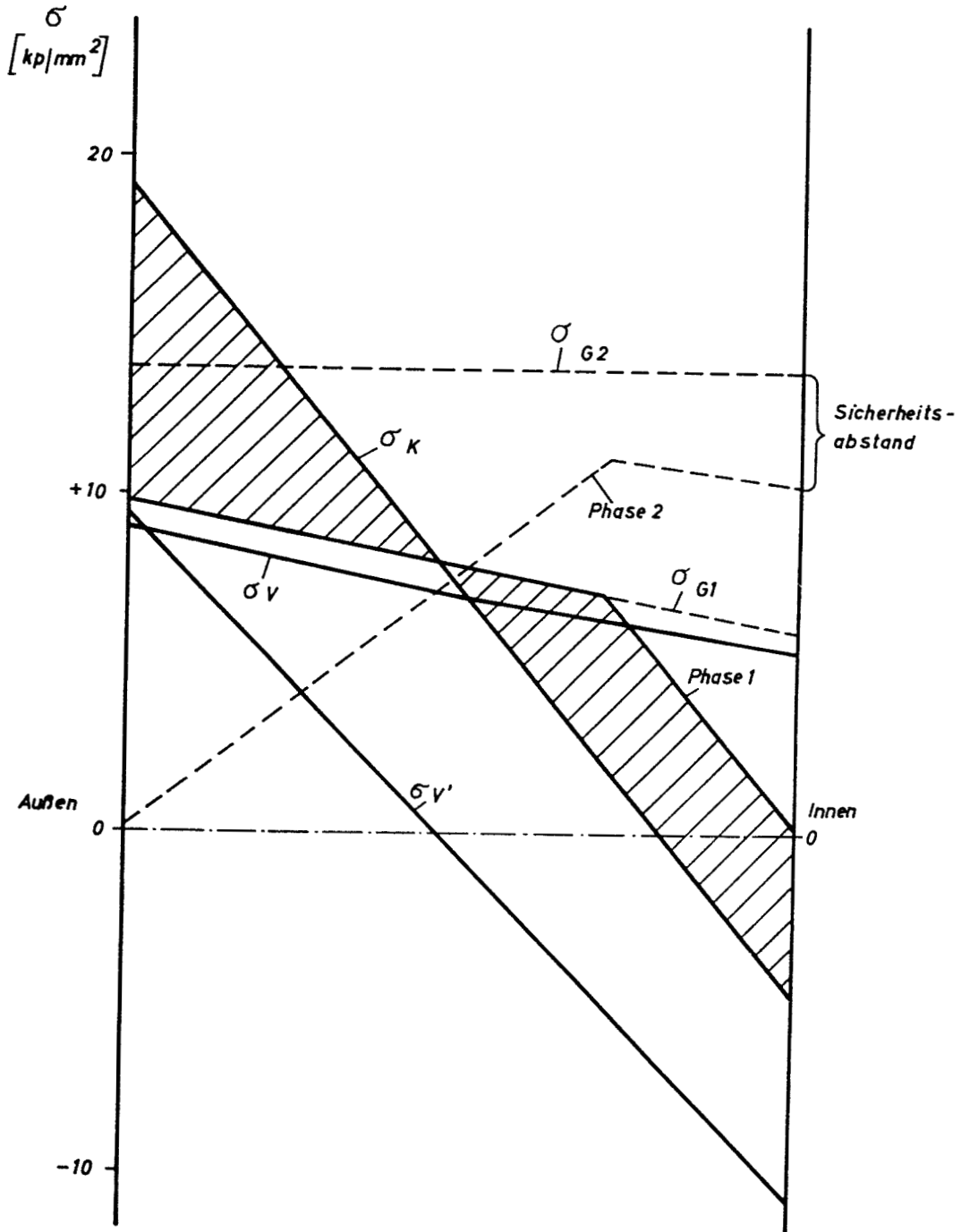


Abb. 9.1 - 5 Spannungsverlauf im Brennstoffhüllrohr bei verschiedenen Betriebszuständen (Überprüfung auf thermal ratcheting)



- a. den inneren Überdruck des hindurchgepumpten Kühlmittels,
- b. die von den Brennelementen und ihren Abstandshaltern ausgeübten Kräfte und
- c. Behinderung ihrer thermischen Verformung als Folge mechanischer Fixierungen.

Die größte und zugleich am wenigsten zu beeinflussende Beanspruchung rührt dabei von Punkt a. her, der deshalb auch zusammen mit b. für die Bemessung der Hüllrohrwand maßgebend ist. Dabei ist für gleichbleibende Strukturmaterialanteil derselben die absolute Größe des Subassemblies ohne Einfluß auf die Spannungen, da Biege- und Widerstandsmoment in der Wand gleichermaßen mit den linearen Abmessungen wachsen, vgl. A 9.2.1. Die Ausbeulung der ebenen Wände ist unter diesen Umständen dem Durchmesser (Schlüsselweite) direkt proportional, bleibt im Verhältnis zu diesem also ebenfalls konstant. Ein ganz erheblicher Unterschied hinsichtlich Beanspruchung und vor allem Verformung besteht dagegen zwischen Hüllrohren von quadratischem und solchen von sechseckigem Querschnitt. Die Biegespannungen in den ebenen Seitenwänden betragen bei letzteren nämlich nur ein Drittel und die Durchbiegung sogar nur 12 % der Werte für den quadratischen Fall (bei gleichem Materialaufwand). Umgekehrt ist bei gleicher Biegespannung der Materialbedarf für das Sechskantrohr um 42 % kleiner, vgl. A 9.2.1. Für die Berechnung ist noch von Bedeutung, daß die Druckdifferenz  $\Delta p$  im Subassembly linear von unten nach oben hin abnimmt, und daß das Material vom Beginn des oberen axialen Blankets ab seine höchste Temperatur und damit seine geringste Festigkeit hat. Dementsprechend existieren zwei gefährdete Stellen, eine am Kühlmiteleintritt mit der höchsten Belastung und eine am Übergang zwischen Core und oberem axialen Blanket.

Die Berechnung nach den in A 9.2.1 abgeleiteten Formeln liefert für den Referenzentwurf mit  $\Delta p = 3,45 \text{ kp/cm}^2$ , einer Seitenlänge von 10,1 cm und 4 mm Wandstärke Spannungen von  $11,1 \text{ kp/mm}^2$  bzw.  $1,9 \text{ kp/mm}^2$  an den erwähnten Stellen und liegt damit genügend tief unter der Streck- bzw. Zeitdehngrenze des vorgesehenen Materials (Incoloy 800).

Die Durchbiegung der Wände beträgt dabei maximal 0,109 mm. Nicht berücksichtigt ist hierin die Belastung durch Abstandshalterkräfte nach Punkt b. Eine einfache Betrachtung über die durch Abstandshalter der vorgesehenen Bauart übertragbaren Kräfte sowie die Anzahl der Berührungspunkte pro Flächeneinheit zeigt jedoch, daß diese Belastung rund eine Größenordnung unter der durch den Kühlmitteldruck bewirkten liegt. Die obigen Ergebnisse werden dadurch also höchstens um etwa 10 % verändert, so daß die gewählten Abmessungen beibehalten werden können.

### 9.2.2 Fixierung der Subassemblies im Reaktor

Diese ist von besonderer Bedeutung für das Reaktivitätsverhalten des Reaktors bei Temperatur- und Durchsatzänderungen sowie für die entstehenden Spannungen bei verhinderter Verformung. Als Forderungen werden erhoben:

- a. Der Reaktivitätskoeffizient der thermischen Verformung darf nicht positiv werden, d.h., bei Erhöhung der Temperaturen und damit auch der Temperaturgradienten im Core darf sich dasselbe nicht zusammenziehen.
- b. Änderungen des Kühlmitteldruckes bzw. -durchsatzes dürfen die Reaktivität überhaupt nicht beeinflussen.
- c. Um das störungsfreie Auswechseln der Subassemblies auch nach längerem Betrieb zu gewährleisten, dürfen diese keinerlei plastische Verformung erfahren. Die thermischen Spannungen müssen daher im Normalfall überall so niedrig bleiben, daß keine nennenswerten Kriechvorgänge stattfinden; sie dürfen außerdem auch bei Leistungs- und Kühlungsstörungen, soweit diese noch keine Beschädigung der Brennelemente hervorrufen, nicht die Streckgrenze des Werkstoffes überschreiten.

#### 9.2.2.1 In Betracht gezogene Möglichkeiten

Es gibt verschiedene mögliche Arten der Fixierung. Sie reichen von der völligen Verspannung aller Elemente, welche keine Verbiegungen

mehr, sondern nur noch axiale und radiale thermische Dehnungen zuläßt (EBR I), bis zur Fixierung der Subassemblies an nur einer einzigen Einspannstelle, etwa an ihrem Fuß, was diesen weitgehend ihre freie Verformungsmöglichkeit beläßt (EBR II). Ersteres ergibt sehr hohe Spannungen, welche im vorliegenden Fall zu unzulässigen plastischen Verformungen führen würden, während letzteres wegen des notwendigen Spiels in der Halterung bedenklich erscheint, da dieses bei den angestrebten kurzen Füßen Raum zu unkontrollierten Verlagerungen in der Brennstoffzone gibt.

Eine Möglichkeit zur Schaffung definierter Verhältnisse ohne Erzeugung allzu großer Biegespannungen in den Subassemblies bietet dagegen beispielsweise das in Abb. 9.2-1 dargestellte Fixierungs- und Verspannungssystem. Es ist gekennzeichnet durch zwei Ebenen, in denen die Subassembly-Hüllrohre an der Außenseite Vorsprünge zur Abstützung gegen ihre Nachbarn aufweisen. Die erste liegt etwa in Mitte der Brennstoffzone oder etwas darunter und verhindert bei anliegenden Vorsprüngen eine Kontraktion des Cores. Die zweite befindet sich in einer solchen Höhe, daß für die äußersten Core-Subassemblies die thermische Ausbiegung und die radiale thermische Dehnung gleich groß sind, vgl. Abschn. 9.2.2.2, und weist zwischen den Vorsprüngen etwas mehr gegenseitigen Abstand auf. Durch radial am äußeren Blanketrand nach innen wirkende Kräfte, die z.B. hydraulisch von besonderen Spannsassemblies erzeugt werden können, läßt sich nun dieser Verband so verspannen, daß praktisch alle Subassemblies darin federnd aneinanderliegen und gleichzeitig die obengenannten Forderungen a. bis c. erfüllt sind.

Da jedoch die Verspannung einen nicht unerheblichen Aufwand erfordert und zudem bei der geplanten Größe des Reaktors kleine Verlagerungen der Elemente ohne Nachteil in Kauf genommen werden können, wurde für die Referenz-Konstruktion ein etwas einfacheres Prinzip gewählt.

#### 9.2.2.2 Ausgeführtes Fixierungssystem

Die Subassemblies haben einen zylindrischen, in der Grundplatte sitzenden Fuß und werden in einer oberhalb der Brennstoffzone liegenden Ebene durch kleine Vorsprünge an den Ecken seitlich gegen

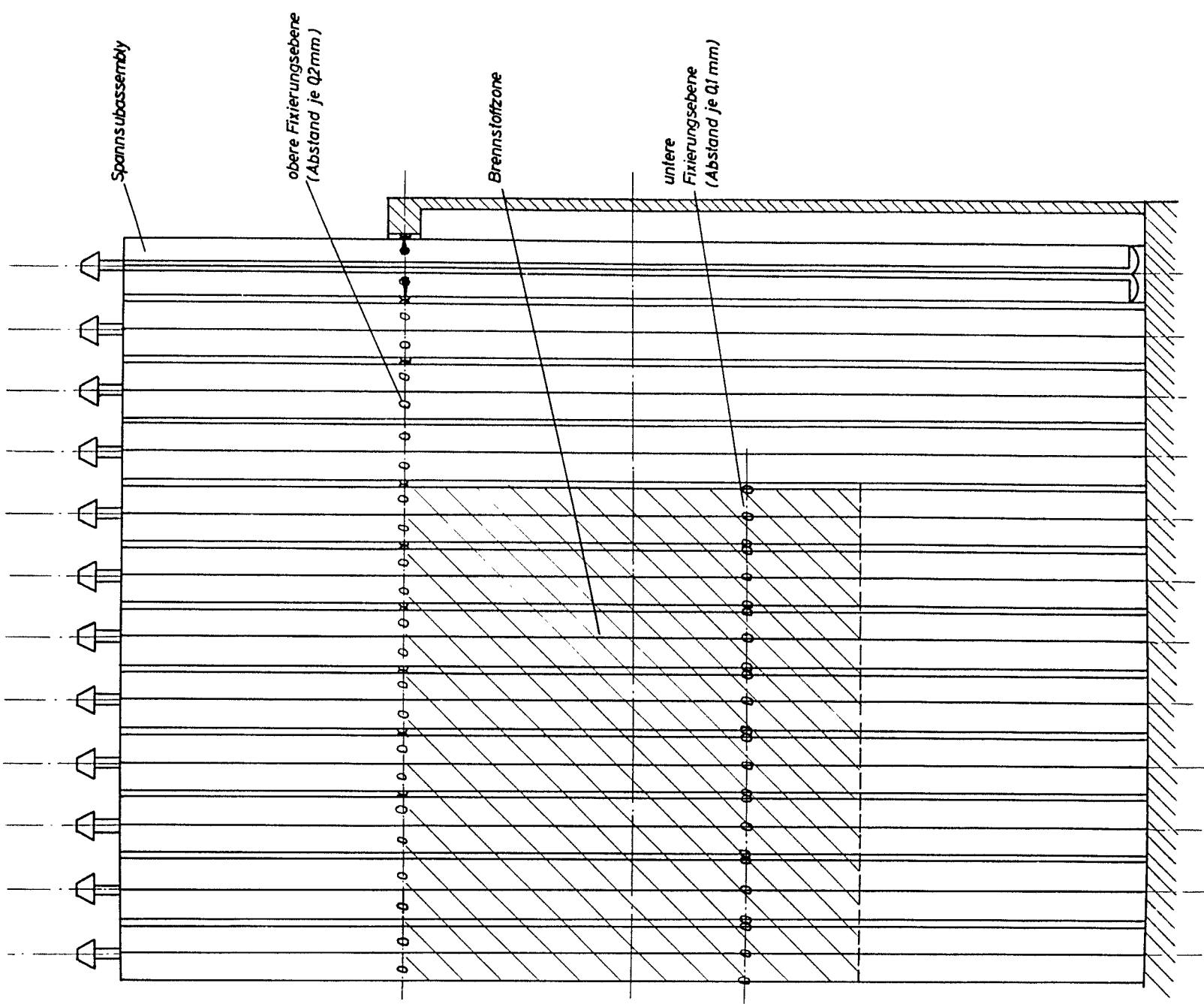


Abb. 9.2 - 1 Zuerst diskutiertes Fixierungssystem der Subassemblies

ihre Nachbarn bzw. gegen die federnd ausgebildeten Abschirmelemente am Rand des radialen Blankets abgestützt. Sowohl die Füße in der Grundplatte als auch die Vorsprünge zwischen ihren Nachbarn weisen ein nominelles Spiel auf, das zum leichten und sicheren Auswechseln erforderlich ist. An den Vorsprüngen wird das nominelle Spiel jedoch kleiner als das Toleranzfeld gewählt, so daß unter Umständen bereits beim Einsetzen der Subassemblies das Core verspannt werden kann. Der Ausgleich erfolgt dabei über die erwähnten federnden Randsubassemblies, welche außerdem den ganzen Verband in seiner Lage halten. Zu diesem Zweck stützen sie sich außen gegen einen festen, das ganze Core zylinderförmig umgebenden Stahlmantel ab, und zwar in einer tiefer liegenden Ebene, so daß sie als Biegefedern wirken.

Das thermische und mechanische Verhalten dieses Verbandes ergibt sich aus den folgenden Betrachtungen.

### 9.2.3 Temperaturgradient, thermische Verformungen

Der radiale Temperaturgradient an einer beliebigen Stelle folgt aus der Temperaturverteilung im Core (Abschn.7.2). Der Gradient und damit die Krümmung ist am stärksten am äußeren Rande des Cores bzw. in der inneren Reihe des radialen Brutmantels. In axialer Richtung wächst er näherungsweise linear vom Eintritt in die Corezone bis zum Austritt aus derselben und bleibt von hier bis zum oberen Ende des Subassemblies konstant, wenn man den radialen Temperatenausgleich vernachlässigt (Abb.9.2-2). Die dadurch hervorgerufenen Durchbiegungen ergeben sich in den beiden Bereichen des angegebenen Koordinatensystems zu

$$(9.2-1) \quad y_I = \alpha_{th} \cdot \frac{G_{max}}{l_c} \cdot \frac{x^3}{6} \quad \text{bezw.}$$

$$(9.2-2) \quad y_{II} = \alpha_{th} \cdot G_{max} \left( \frac{z^2}{2} + l_c \cdot \frac{z}{2} + \frac{l_c^2}{6} \right)$$

Außer der Verformung infolge thermischer Biegung wird durch den Temperaturunterschied  $\Delta T$  zwischen Ein- und Austrittsseite des Cores

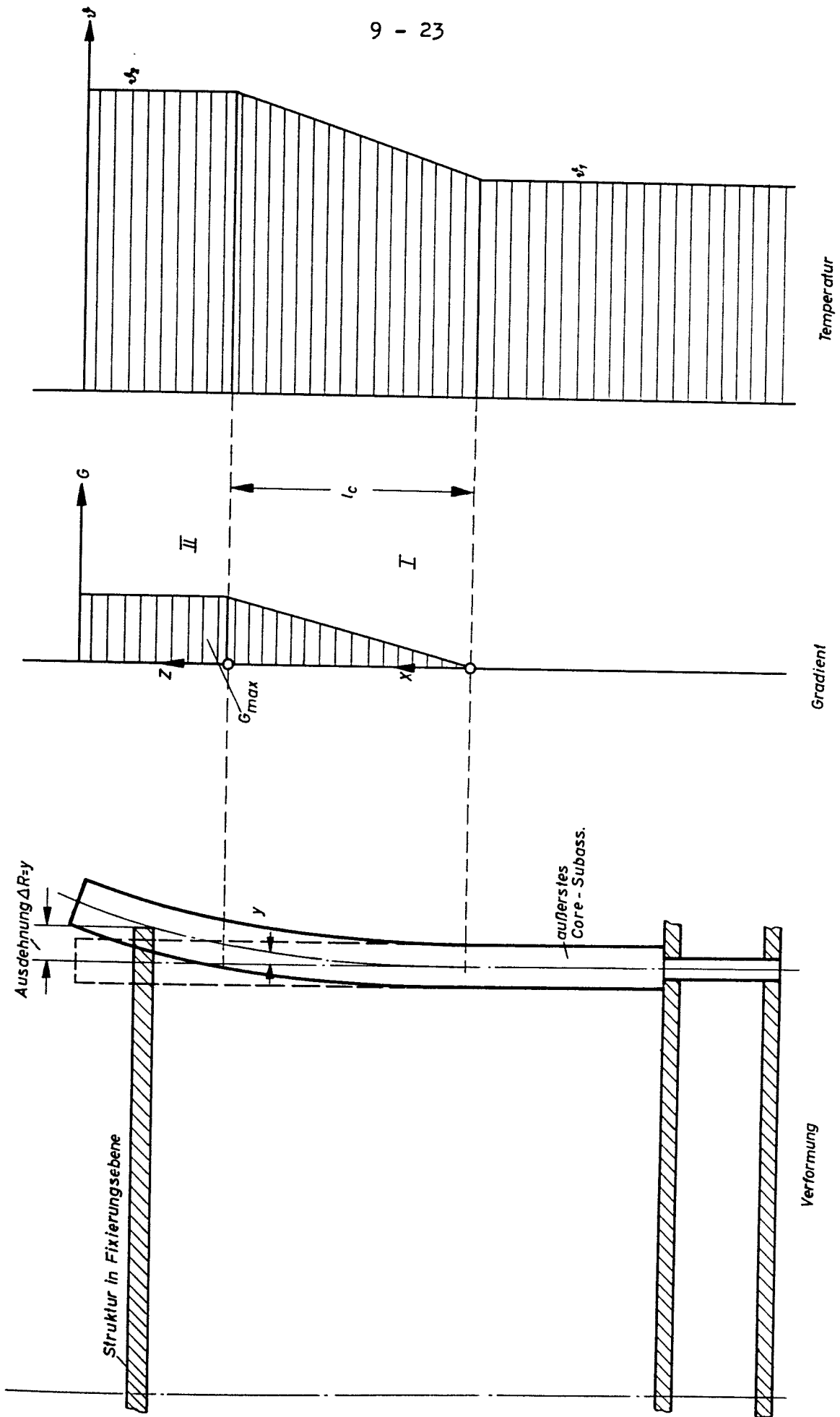


Abb. 9.2 - 2 Thermische Verbiegung des Subassembly am äußeren Corerand

auch noch ein Unterschied in der linearen thermischen Dehnung quer zu den Achsen der Subassemblies bewirkt. Die Subassemblies sind also in ihrem oberen Teil etwas dicker als unten. Bringt man nun in einer bestimmten axialen Höhe, wie vorgesehen, alle Subassemblies durch Vorsprünge gegenseitig zum Anliegen, so addieren sich hier alle diese Querdehnungen zu einer radialen Verschiebung  $\Delta R = \alpha_{th} \cdot R \cdot (\vartheta - \vartheta_1)$  der Subassembly-Querschnitte, welche am Rand des Cores Werte von mehreren Millimetern erreichen kann, je nachdem wie hoch die mittlere Temperatur in dieser Höhe gerade ist. Für die äußersten Rand-Subassemblies des Cores existiert nun gerade ein Wert für die Höhe  $x$  bzw.  $z$ , wo  $y = \Delta R$  ist, d.h., wo die radiale Verschiebung infolge der thermischen Querdehnung genau so groß wird wie die thermische Verbiegung. Eine Fixierung in dieser Höhe beeinflußt also die Biegelinie eines solchen Subassemblies nicht, bewirkt somit auch keine Kräfte oder Spannungen. Für die weiter innen liegenden Subassemblies gilt dies zwar nicht mehr, doch bleiben die Spannungen recht klein, und vor allem sind sämtliche auftretenden Verformungen von der Coremitte weg gerichtet, so daß keinerlei positive Reaktivitätswirkung zu befürchten ist.

#### 9.2.4 Auftretende Kräfte und Spannungen

Im vorliegenden Fall liegt die geeignete Stelle für die Fixierungen rund 9 cm vom oberen Ende der Subassemblies entfernt, und die radiale Verschiebung am Corerand beträgt 4 mm. Die stärkste Biegespannung tritt im Fuß des äußersten Blanket-Subassemblies auf. Wenn man dabei in konservativer Weise annimmt, daß dieses überhaupt keine thermische Krümmung habe, so muß die Verschiebung seines oberen Endes gleich seiner mechanischen Durchbiegung sein. Die Ableitung ergibt dann als Größe der Biegespannung, vgl. A 9.2.4,

$$\sigma = \frac{3 E I \Delta R}{l^2 \cdot w_f}$$

Einsetzen der Zahlenwerte liefert  $\sigma_{max} \approx 230 \text{ kp/cm}^2$ .

Plastische Verformungen sind daher in keinem Fall zu befürchten.

### 9.3 Thermoschocks in Reaktorkomponenten

#### 9.3.1 Allgemeines

Den Thermoschockspannungen ist vor allem im Fall der Flüssigmetallkühlung besondere Aufmerksamkeit zuzuwenden. Die Wärmeübergangszahl zwischen Kühlmittel und der Oberfläche des Bauteils, an der dieses Kühlmittel vorbeiströmt, ist hier sehr hoch. Bei einer schnellen Änderung der Kühlmitteltemperatur nimmt deshalb die angeströmte Seite der Wand fast augenblicklich die Temperatur des heißen (kalten) Natriums an, während die weiter weg liegenden Zonen der Wand wegen der endlichen Wärmeleitfähigkeit ihre ursprüngliche Temperatur zunächst noch beibehalten. Im Falle der Flüssigmetallkühlung wird sich deshalb ein besonders großer Temperaturgradient in der Wand ausbilden, der seinerseits Ursache entsprechend großer Thermoschockspannungen ist. Daraus geht hervor, daß Thermoschockspannungen bei Änderungen des Betriebszustandes auftreten, z. B. während des Anfahr- und Abschaltvorganges eines Reaktors und bei dessen Störfällen (z. B. Scram).

#### 9.3.2 Verfahren zur Bestimmung der max. Thermoschockspannung

Die theoretische Bestimmung der Thermoschockspannungen in der Wand eines Bauteils setzt die Kenntnis der zeitlich veränderlichen Temperaturverteilung über den Querschnitt dieser Wand voraus. Wie sich dieser Temperaturentwurf und -ausgleich in der Wand im Verlauf des Thermoschocks vollzieht, hängt dabei von einer Anzahl von Randbedingungen ab.

Für die Thermoschockberechnung wurden folgende Annahmen getroffen:

1. Eindimensionaler Wärmestrom durch die Wand
2. Unendlich großer Wärmeübergang Kühlmittel - Wand
3. Eine Wandseite isoliert
4. Konstante Temperatur der Wand bei Schockbeginn
5. Linearer Temperaturanstieg
6. Ebene Wand bzw. "dünnwandiger" Zylinder
7. Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes
8. Verbiegen der Wand nicht zugelassen.



Die größte Schockspannung tritt - bei diesen Annahmen - auf der Kühlmittelseite der Wand auf, und zwar am Ende des linearen Temperaturanstieges. Für diese maximale Schockspannung gilt:

$$(9.3-1) \quad \sigma = \frac{\alpha \cdot E}{1 - \nu} \Delta T_o \cdot f_o$$

Hierin ist

$\alpha$	= linearer Ausdehnungskoeffizient	$[1/^\circ\text{C}]$
$E$	= Elastizitätsmodul	$[\text{kp}/\text{cm}^2]$
$\nu$	= Querzahl (Stahl $\nu = 0,3$ )	
$\Delta T_o$	= Aufheizspanne des Thermoschocks	$[^\circ\text{C}]$
$f_o$	= Spannungsfaktor	

Der Spannungsfaktor  $f_o$  wurde in Abb. 9.3-1 in Abhängigkeit von  $\zeta_o$  dargestellt. Die Beziehung zwischen  $f_o$  und  $\zeta_o$  ergibt sich durch Auswertung der Gleichung für die instationäre Temperaturverteilung in der Wand.  $\zeta_o$  entspricht der Fourierzahl; ihre Größe ist für die Stärke eines Thermoschocks charakteristisch.

$$\zeta_o = \frac{a \cdot t_o}{s^2}$$

mit:

$$a = \text{Temperaturleitzahl} = \frac{\text{Wärmeleitzahl } \lambda}{\text{Dichte } \rho \cdot \text{Spez. Wärme } c_p} \quad \left[ \frac{\text{cm}^2}{\text{sec}} \right]$$

$$t_o = \text{Dauer des linearen Temperaturanstieges} \quad [\text{sec}]$$

$$s = \text{Wandstärke} \quad [\text{cm}]$$

Die beiden Nomogramme Abb. 9.3-2 und Abb. 9.3-3 zeigen die Gl. (9.3-1) in einer Form, die ein anschauliches Bild vermittelt von der gegenseitigen Abhängigkeit der Größen, die die maximale Thermoschockspannung bestimmen.

### 9.3.3 Thermoschockspannung im Reaktorbehälter

Ermittelt werden soll die maximale Schockspannung am Natriumeintritt in den Behälter. Es wird dabei angenommen, daß die Temperatur des in den Reaktorbehälter einströmenden Natriums sich innerhalb von 1 min. um die Reaktoraufheizspanne erhöht, d.h. von  $430^\circ$  auf  $580^\circ\text{C}$ . (Ausfall des Sekundärkühlkreises)

Für die Ermittlung der Schockspannung werden folgende Kennwerte des Behälterwerkstoffes (10 Cr Mo Nb 9 10) für die mittlere Schocktemperatur 500°C benötigt:

Elastizitätsmodul	$E = 16\,500$	$\left[ \frac{\text{kp}}{\text{mm}^2} \right]$
Dichte	$\rho = 7,8$	$\left[ \frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \right]$
Wärmeleitfähigkeit	$\lambda = 0,075$	$\left[ \frac{\text{cal}}{\text{cm} \cdot \text{sec} \cdot ^\circ\text{C}} \right]$
Linearer Ausdehnungskoeffizient	$\alpha = 13,9 \cdot 10^{-6}$	$\left[ \frac{1}{^\circ\text{C}} \right]$
Spez. Wärme	$C_p = 0,11$	$\left[ \frac{\text{cal}}{\text{g} \cdot ^\circ\text{C}} \right]$
Temperaturleitzahl	$a = 0,087$	$\left[ \frac{\text{cm}^2}{\text{sec}} \right]$

Für die vorliegende Art des Thermoschocks (Temperaturanstieg um 150°C bei einer linearen Anstiegsgeschwindigkeit von 2,5°C/sec.) und einer Wandstärke von 30 mm wird die maximale Schockspannung zu

$$\sigma = 22 \text{ kp/mm}^2$$

ermittelt. Dieser Wert kann mit Gl. (9.3-1) berechnet werden (der Spannungsfaktor für  $\xi_0 = 0,58$  wird aus Abb. 9.3-1 zu  $f_0 = 0,44$  entnommen). Wird die Thermoschockspannung mit Hilfe des Nomogrammes Abb. 9.3-2 bestimmt, so ist zu berücksichtigen, daß die Werkstoff-Kennwerte, für die das Nomogramm ausgelegt ist, von denen des hier vorliegenden Werkstoffes abweichen. Im Nomogramm sind Korrekturfaktoren für diesen Fall angegeben.

In Anbetracht dessen, daß die ermittelte Schockspannung noch über der Warmstreckgrenze des Werkstoffes liegt ( $\sigma_{s\,500^\circ} = 19 \text{ kp/mm}^2$ ), wurden zwecks Minderung der Schockwirkung in der Behälterkonstruktion drei Schockbleche vorgesehen.

$S_0 = \frac{v \cdot l_0}{g \cdot t}$

$v$  Temperaturleitzahl [cm/sec]  
 $l_0$  Dauer des Temperatur-Anstieges [sec]  
 $g$  Wandstärke [cm]

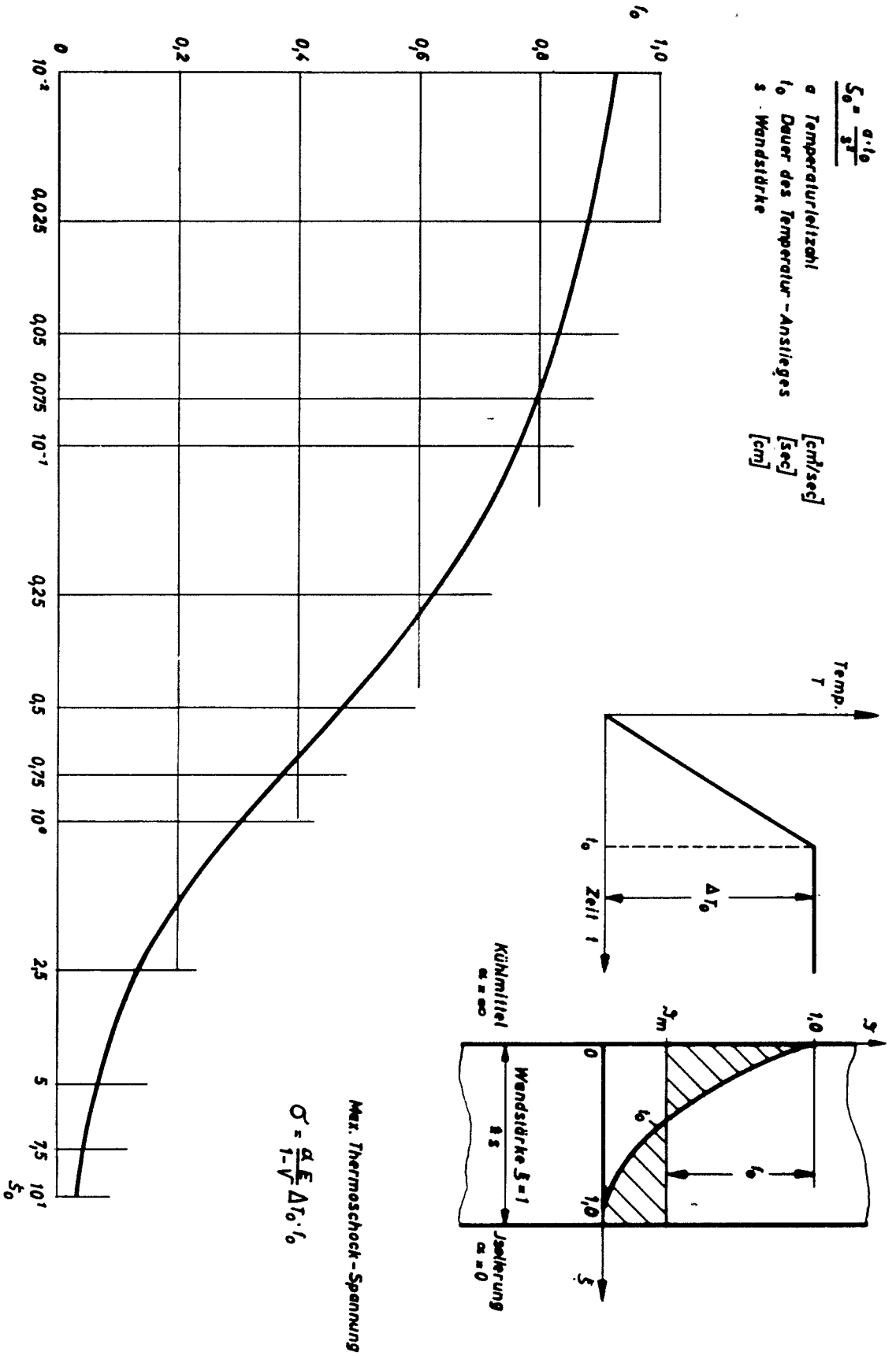


Abb. 9.3-1 Spannungsfaktor  $f_0$

**Thermoschock - Spannung**  
 in ebener Wand  
 (eine Seite Wärmeübergangszahl  $\alpha_1 = \infty$ , andere Seite isoliert,  
 linearer Temperatur-Anstieg)

E-Modul $E$	Temp. Anstieg $\Delta T_0$	Wandstärke $s$	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	Wärmedehnzahl $\alpha$
20	1	10	0,625	10
10	0,5	11	0,69	11
18	0,5	12	0,75	12
17	0,65	13	0,81	13
16	0,8	14	0,875	14
15	0,75	15	0,94	15
14	0,7	16	1,0	16
13	0,65	17	1,06	17
12	0,6	18	1,125	18
11	0,55	19	1,19	19
10	0,5	20	1,25	20

**Beispiel**  
 Gegeben:  
 Temp. Anstieg  $\Delta T_0 = 110^\circ\text{C}$   
 Temp. Spanne  $\Delta T_0 = 110^\circ\text{C}$   
 Wandstärke  $s = 40\text{ mm}$   
 E-Modul  $E = 20000\text{ kg/mm}^2$   
 Temp. leitzahl  $\lambda = 0,042\text{ cal/sec}$   
 Wärmedehnzahl  $\alpha = 16 \cdot 10^{-6} \text{ } 1/^\circ\text{C}$   
 gesuchte Schockspannung nach Diagramm:  
 $\sigma = 28\text{ kp/mm}^2$

(Beispiel mit anderen Werten für  $\alpha, \lambda$  und  $E$  siehe Abb. 9.3-2)

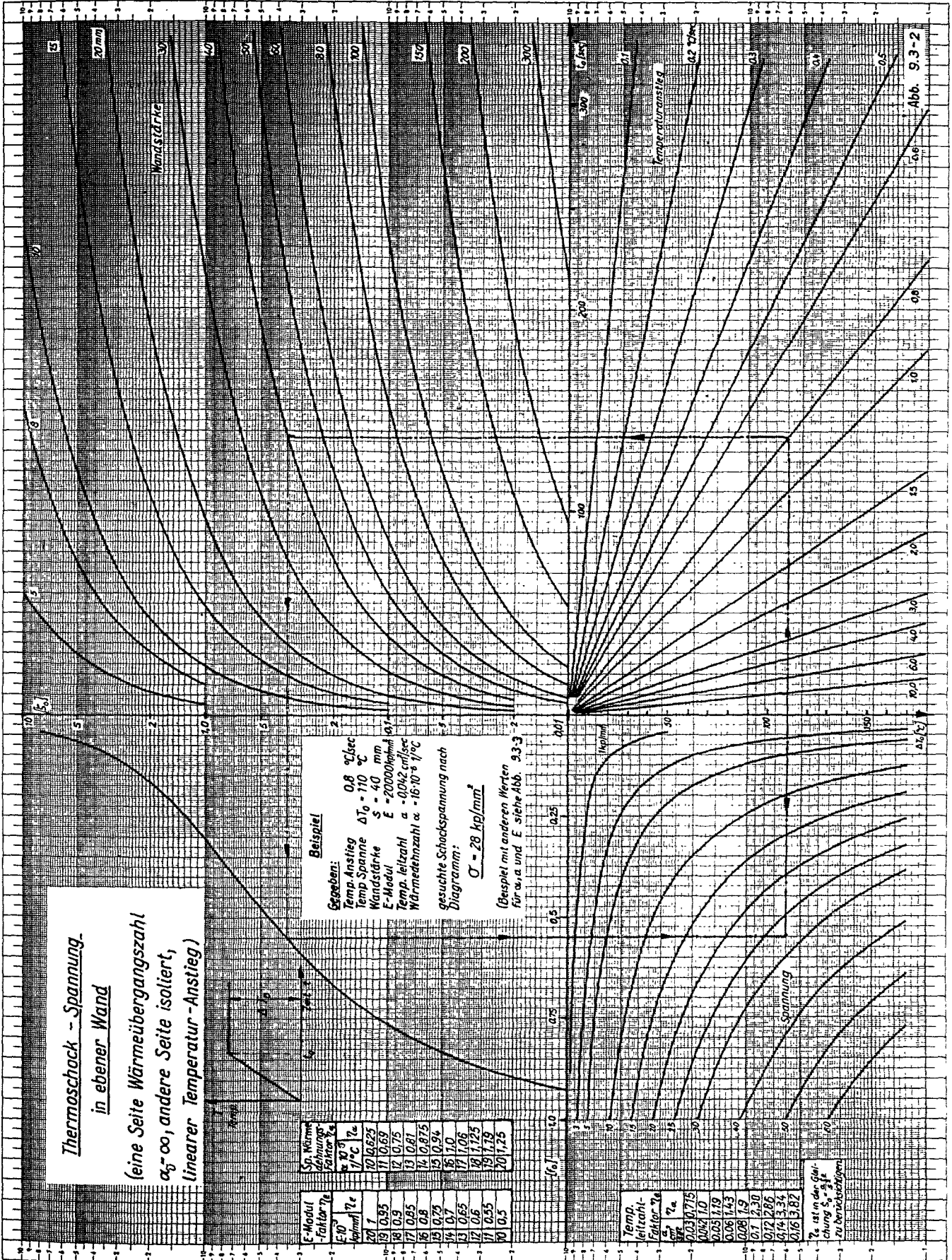
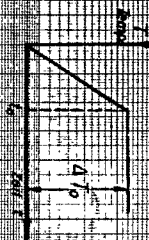


Abb. 9.3-2

# Thermoschock - Spannung in ebener Wand

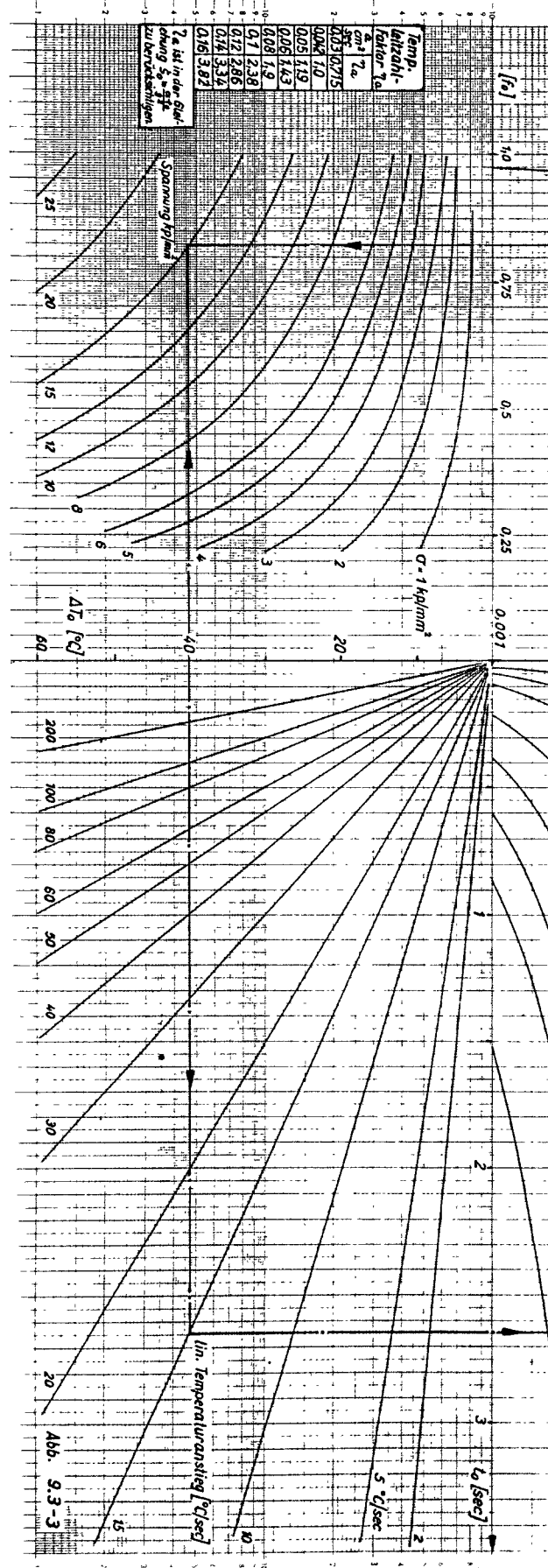


E-Modul		St. Wärmeleitfähigkeit	
Temperaturbereich	Einheit	Temperaturbereich	Einheit
1	101,0	1	17,0
2	100,0	2	17,0
3	99,0	3	17,0
4	98,0	4	17,0
5	97,0	5	17,0
6	96,0	6	17,0
7	95,0	7	17,0
8	94,0	8	17,0
9	93,0	9	17,0
10	92,0	10	17,0

**Gegeben:**  
 Anstieg  $15 \text{ }^\circ\text{C/sec}$   
 Temp. Spanne  $\Delta T_0 = 40 \text{ }^\circ\text{C}$   
 Wandstärke  $s = 20 \text{ mm}$   
 E-Modul  $E = 19000 \text{ kp/cm}^2$   
 Wärmeleitfähigkeit  $\alpha = 17 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}$

**Gesucht:**  
 Schockspannung  $\sigma \text{ kp/cm}^2$

**Lösung:**  
 $\epsilon_0 = \alpha \cdot 0,08 = 1,9 \cdot 10^{-28} = 0,0532$   
 Spannung aus Diagramm  $\sigma_{\text{max}} = 15,2 \text{ kp/cm}^2$   
 Wirkl. Spannung:  $\sigma_{\text{max}} = \epsilon_0 \cdot \Delta T_0 = 0,95 \cdot 10,6 = 10,1 \text{ kp/cm}^2$



2  $\epsilon_0$  ist in der Skizze  
 Lösung  $\epsilon_0 = 9,5 \cdot 10^{-29}$   
 zu berücksichtigen

Abb. 9.3-3

- [1] GEAP 4418
- [2] K.M.Horst: Fast Oxide Breeder-Stress Considerations in Fuel Rod Design, GEAP-3347, 28.3.1960
- [3] G.Schmidt: Betrachtungen über die betriebsmäßige Beanspruchung von Brennelementhüllen, Projekt Schneller Brüter Bericht Nr. 94/1964

## 10. Kosten

10.1 Brennstoffkosten	10 - 2
10.1.1 Festlegung der Grundwerte	10 - 3
10.1.2 Berechnungsgrundlagen	10 - 5
10.1.3 Berechnung der Brennstoffkosten	10 - 11
10.2 Anlagekosten, Versicherungen und Betriebskosten	10 - 14
10.2.1 Direkte Anlagekosten	10 - 14
10.2.1.1 Konventioneller Teil	10 - 14
10.2.1.2 Reaktortechnischer Teil	10 - 16
10.2.2 Indirekte Anlagekosten	10 - 17
10.2.3 Versicherungen	10 - 18
10.2.4 Betriebskosten	10 - 18
10.3 Energiekosten	10 - 19

## 10. Kosten

### 10.1 Brennstoffkosten

Die Berechnung der Brennstoffkosten erfolgt nach den von W. Häfele [5] zusammengestellten Formeln. Der Berechnung liegen die folgenden Voraussetzungen zugrunde.

- 1) Der Brennstoff ist in privatem Besitz.
- 2) Der Brennstoffzyklus ist geschlossen.
- 3) Die Aufbereitungs- und Fabrikationsstätten für Brennelemente sind dem Reaktor räumlich unmittelbar angegliedert, so daß die Transportkosten vernachlässigbar gering sind. +)
- 4) Die Wärmeerzeugung im Blanket wird durch eine Korrektur des Wirkungsgrades berücksichtigt. Die im Core erzeugte Wärmemenge wird zwischen der bei einem Reaktor mit Plutonium im Blanket und der bei einem Reaktor ohne Plutonium im Blanket gemittelt.
- 5) Das axiale Blanket und das Core bilden eine Einheit und werden gemeinsam aufbereitet.
- 6) Beim Beladen soll jeweils  $1/3$  der ersten und  $1/3$  der zweiten Corezone ausgewechselt werden. Das radiale Blanket wird nach  $p$  Corezyklen als ganzes ausgewechselt.

+ ) Es wird zur Zeit geprüft, ob diese Voraussetzung günstiger durch die Annahme einer zentralen Aufbereitungs- und Refabrikations-Anlage ersetzt werden kann.



### 10.1.1 Festlegung der Grundwerte

#### Brennstoffpreis: [1 bis 9]

Die in der Literatur angegebenen Werte für Plutonium schwanken zwischen 10  $\text{£/gr}$  und 6,6  $\text{£/gr}$ . Der letzte Wert ist eine Schätzung für das Jahr 1975. Die Plutoniumkosten werden in den folgenden Rechnungen zu 6,5  $\text{£/gr}$  bzw. 26 DM/gr angesetzt.

#### Zinsen und Steuern: [10 bis 13]

Nach Untersuchungen von EURATOM für 1960/61 ergab sich in der Bundesrepublik für langfristig gebundenes Kapital ein Zinssatz von 7% . Dieser Wert wird für die folgenden Rechnungen ebenfalls benutzt.

Die Steuern für den Brennstoff setzen sich zusammen aus der Körperschaftssteuer, der Gewerbesteuer und der auf die kalkulatorischen Zinsen entfallenden Gewerbeertragssteuer.

Unter der Voraussetzung, daß die Finanzierung mit 50 % Eigenkapital zu 7,5 % verzinst und mit 50 % Fremdkapital zu 6,5 % durchgeführt wird, und daß die Eigenkapitalverzinsung in vollem Umfang als Dividende ausgeschüttet wird, errechnen sich die Steuern zu:

Körperschaftssteuer	1,148 %
Gewerbesteuer	1,57 %

wobei der volle Wert des Inventars als Gewerbekapital angesetzt wird. Das gilt für das durch Kauf erworbene Inventar an Brennstoff. Von dem übrigen Anlagekapital wird 80 % als Gewerbekapital angesetzt, was zu einer Gewerbesteuer von 1,45 % führt, jedoch fällt hier die Grundsteuer in Höhe von etwa 0,08 % an.

Man erhält somit für alle Anlagekomponenten einen Gesamt-Steuer-satz von rund 2,7 %. Die gesamte Kapitalbelastung durch Steuern und Zinsen beträgt 9,7 % .

Abschreibungsdauer und Annuität:

Die Bemessung der Abschreibungsdauer ist eine schwierige Frage. Für den konventionellen Kraftwerksteil kann auf die Betriebserfahrung in herkömmlichen Kraftwerken zurückgegriffen werden; für den Reaktor selbst, vor allem für große Leistungsreaktoren, fehlen jedoch entsprechende Kenntnisse völlig. Es werden heute üblicherweise als kalkulatorische Lebensdauer für Kernkraftwerke 15 Jahre angesetzt, und es ist kaum anzunehmen, daß für einen Na-gekühlten Schnellen Brüter in Erstausführung die Abschreibungsdauer über 15 Jahren liegen wird.

Bei einem jährlichen Zinssatz von 7 %, einem Steuersatz von 2,7 % und einer Abschreibungsdauer von 15 Jahren, beträgt der Annuitätsfaktor 12,9 %.

Aufbereitung und Herstellung der Brenn- und Brutelemente: [1 bis 9]

Die Kosten für die Herstellung der Brennelemente lassen sich schlecht abschätzen. Die Angaben in der Literatur schwanken zwischen 100 und 300  $\text{DM/kg}$  Brennstoff. Für unsere Verhältnisse dürften die Herstellungskosten 1000  $\text{DM/kg}$  Brennstoff betragen.

Die Literaturangaben für die Brennelement-Aufbereitungskosten halten sich in engeren Grenzen; sie liegen zwischen 50 und 120  $\text{DM/kg}$  mit dem Schwerpunkt bei etwa 80  $\text{DM/kg}$  Brennstoff. Eine Abschätzung der Aufbereitungskosten in der AEC-Reference-Plant, die auch vielen anderen Studien zugrunde liegt, ergab für unsere Verhältnisse Kosten von 330  $\text{DM/kg}$  Brennstoff.

Die Herstellungs- und Aufbereitungskosten für das radiale Blanket werden in der Literatur ziemlich einheitlich mit jeweils etwa 50  $\text{DM/kg}$  angegeben. Dementsprechend werden diese Kosten für uns 200  $\text{DM/kg}$  betragen. Hierbei ist jedoch zu beachten, daß die Aufbereitungskosten für das metallische Blanket etwas höher, die Herstellungskosten jedoch etwas niedriger als für das oxydische Blanket sein werden.

Die Herstellungskosten für das axiale Blanket liegen etwas höher, da das Core und das axiale Blanket eine Einheit bilden und zusammen in ein Hüllrohr gefüllt, verschweißt und assembliert werden müssen.

Die Herstellungskosten für das axiale Blanket betragen 240 DM/kg. Aufbereitet wird das axiale Blanket zusammen mit dem Core, was bei Aufbereitungsanlagen, deren Durchsatz sich nach der kritischen Masse richtet, zu einem höheren Durchsatz führt, gleichzeitig aber zu einer Erhöhung der aufzubereitenden Menge. In den oben angegebenen Aufbereitungskosten für das Core ist die gleichzeitige Aufbereitung des axialen Blankets schon berücksichtigt.

### 10.1.2 Berechnungsgrundlagen [5]

Die Brennstoffkosten setzen sich aus folgenden Einzelposten zusammen:

$K'_{\text{interest}}$	= Kapitalkosten für den Brennstoff im Reaktor
$K''_{\text{interest}}$	= Kapitalkosten für den Brennstoff in der Aufbereitung, Herstellung und im Lager
$K_{\text{refabr.}}$	= Kosten für die Herstellung neuer Brennelemente
$K_{\text{repro}}$	= Kosten für die Aufbereitung der Brennelemente einschließlich des axialen Blankets
$K_{\text{firstcore}}$	= Kapitalkosten für die erste Corefüllung einschließlich des axialen Blankets
$K_{\text{first Blanket}}$	= Kapitalkosten für die erste Füllung des radialen Blankets
$K_{\text{refabr.Bl.}}$	= Kosten für die Herstellung neuer Brutelemente
$K_{\text{repro Bl.}}$	= Kosten für die Aufbereitung der Brutelemente
$K_{\text{Pu}}$	= Gewinn aus dem erbrüteten Plutoniumüberschuß

Verwendete Formelzeichen

$a$	$= 0,129$	$a^{-1}$	Annuitätsfaktor
$a_M$	$= 10^5$	$\frac{\text{MWd}}{\text{to Brennstoff}}$	Abbrand
$b$	$= 1,239/0,945/1,0814$	$\frac{\text{MWth}}{\text{kg spaltb. Pu}}$	spez. Leistung
Zone 1/Zone 2/Mittelwert			
$BR_a$	$= 1,139$		Brutrate für Core und axiales Blanket
$BR_{\text{ges}}$	$= 1,384$		Gesamtbrutrate des Reaktors
$M_{\text{Bl ax}}$	$= 15400$	kg	Brutstoff im axialen Blanket
$M_{\text{Bl rad}}$	$= 13600/45800$	kg $\text{UO}_2/\text{kg U}$	Brutstoff im radialen Blanket
$M_{\text{Pu core}}$	$= 1000/1154$	kg Zone 1/kg Z.2	Spaltbares Plutonium im Core
$n$	$= 15$	a	Abschreibungszeit
$P$	$= 4$		Anzahl Corezyklen pro Blanketzyklus
$t_w$	$= 328$	d	Laderhythmus
$t_{\text{ST}}$	$= 985$	d	Standzeit
$y$	$= 8,75/6,45$	$\frac{\text{UO}_2}{\text{PuO}_2}$	Volumenverhältnis 1.Zone/2.Zone

$Z_1$	= 1000	DM/kg Brennstoff	Kosten für die Brennelement-herstellung
$Z_{1B}$	= 240	DM/kg Brutstoff	Kosten für die Herstellung des axialen Blankets
$Z_2$	= 330	DM/kg Brennstoff	Kosten für die Brennelement-aufbereitung
$Z_3$	= 200	DM/kg Brutstoff	Herstellungskosten für das radiale Blanket
$Z_4$	= 200	DM/kg Brutstoff	Aufbereitungskosten für das radiale Blanket
$\alpha$	= 26	DM/gr Pu	Plutoniumpreis
$\beta$	= 0,097	$a^{-1}$	Zinssatz + Steuersatz
$\delta$	= 0,8		Lastfaktor
$\eta_c$	= 0,43	$\frac{MW_{el\ ges}}{MW_{th\ core\ ges}}$	korrigierter effektiver Wirkungsgrad bezogen auf das gesamte Core
$\eta_{c1}$	= 0,807	$\frac{MW_{el\ ges}}{MW_{th\ core1}}$	korrigierter effektiver Wirkungsgrad bezogen auf die erste Corezone
$\eta_{c2}$	= 0,917	$\frac{MW_{el\ ges}}{MW_{th\ core2}}$	korrigierter effektiver Wirkungsgrad bezogen auf die zweite Corezone

Der Annuitätsfaktor errechnet sich zu:

$$(10.1-1) \quad a = \frac{\beta}{1-(1+\beta)^{-n}}$$

Kapitalkosten für den Brennstoff im Reaktor:

$$(10.1-2) \quad K'_{\text{interest}} = \frac{\alpha \cdot \beta}{87,6 \cdot d \cdot b \cdot \eta_c} \quad \text{Pfg/kWhe}$$

Kapitalkosten für den Brennstoff in der Aufbereitung, Herstellung und im Lager:

$$K''_{\text{interest}} = \frac{\alpha \cdot \beta}{87,6 \cdot d \cdot b \cdot \eta_c} \cdot \frac{tw}{t_{ST}} \quad \text{Pfg/kWhe}$$

$$\text{mit: } t_{ST} = \frac{a_M(1+y)}{10^3 \cdot b \cdot d}$$

$$tw = t_{ST} \cdot (\text{Anteil des Cores, der pro Beladung ausgewechselt wird})$$

$$(10.1-3) \quad K''_{\text{interest}} = \frac{\alpha \cdot \beta \cdot tw \cdot 10^3}{87,6 \cdot \eta_c \cdot a_M(1+y)} \quad \text{Pfg/kWhe}$$

Kosten für die Herstellung neuer Brennelemente

$$(10.1-4) \quad K_{\text{refabr}} = \frac{Z_1 \cdot 10^2}{24 \cdot a_M \cdot \eta_c} \cdot \left( 1 + \frac{M_{\text{Bl.ax}} \cdot Z_{1B}}{M_{\text{Pu core}}(1+y) \cdot Z_1} \right) \quad \text{Pfg/kWhe}$$

Kosten für die Aufbereitung der Brennelemente einschließlich des axialen Blankets.

$$(10.1-5) \quad K_{\text{repro}} = \frac{Z_2 \cdot 10^2}{24 \cdot a_M \cdot \eta_c} \cdot \left( 1 + \frac{M_{\text{Bl.ax.}}}{M_{\text{Pu core}}(1+y)} \right) \quad \text{Pfg./kWhe}$$

Kapitalkosten für die erste Corefüllung einschließlich der Kosten für die letzte Aufbereitung

$$(10.1-6) \quad K_{\text{first core}} = \frac{(1+y) \cdot a}{87,6 \cdot \delta \cdot \eta_c \cdot b \cdot 10^3} \cdot \left[ Z_1 + Z_2(1+\beta)^{-n} + \frac{M_{\text{Bl. ax}}(Z_{1B} + Z_2 \cdot \langle 1 + \beta \rangle^{-n})}{M_{\text{Pu core}}(1+y)} \right]$$

Kapitalkosten für die erste Füllung des radialen Blankets

$$(10.1-7) \quad K_{\text{first Blanket}} = \frac{Z_3 \cdot a}{87,6 \cdot \delta \cdot \eta_c \cdot b \cdot 10^3} \cdot \frac{M_{\text{Bl. rad}}}{M_{\text{Pu core}}}$$

Pfg/kWhe

Kosten für die Aufbereitung und Herstellung der Brutelemente

$$(10.1-8) \quad K_{\text{repro Bl}} + K_{\text{refabr. Bl}} = \frac{(Z_3 + Z_4) \cdot 10^2}{\eta_c \cdot 24 \cdot a_M} \cdot$$

$$\frac{M_{\text{Bl. rad}}}{M_{\text{Pu core}}(1+y)} \cdot \frac{1}{P} \quad \text{Pfg/kWhe}$$

Gewinn aus dem Erbrüteten Plutoniumüberschuß (negative Kosten)

$$(10.1-9) \quad -K_{\text{Pu}} = \frac{\alpha(BR_{\text{ges}}-1)}{\eta_c \cdot 240} - \frac{(P-1) \cdot \frac{t_{\text{ST}}}{2 \cdot 365} \cdot \alpha \cdot \beta \cdot (BR_{\text{ges}} - BR_a)}{\eta_c \cdot 240} -$$

$$(K_{\text{repro Bl}} + K_{\text{refabr. Bl}})$$

Das optimale Verhältnis von Corezyklen pro Blanketzyklus erhält man, wenn man die Ableitung von  $K_{\text{Pu}}$  nach  $P$  null setzt und nach  $P$  auflöst. Man erhält dann

$$(10.1-10) \quad P = P_{\text{opt}} = \sqrt{\frac{(Z_3 + Z_4) \cdot 10^3 \cdot \frac{M_{\text{Bl. rad}}}{M_{\text{Pu core}}(1+y)}}{a_M \cdot \frac{t_{\text{ST}}}{2 \cdot 365} \cdot \alpha \cdot \beta \cdot (BR_{\text{ges}} - BR_a)}}$$

Kosten die während des Betriebs anfallen und von der spezifischen Leistung abhängen, sind die Kapitalkosten für den Brennstoff im Reaktor  $K'_{\text{interest}}$  und die Kosten für die Herstellung neuer Brennelemente  $K_{\text{refabr.}}$ . Setzt man die Ableitung dieser Kosten zu null und löst nach  $b$  auf, so erhält man die, vom wirtschaftlichen Standpunkt aus gesehen, optimale spezifische Leistung zu:

$$(10.1-11) \quad b_{\text{opt}} = \sqrt{\frac{\alpha \cdot \beta \cdot H \cdot a_M \cdot \chi(1+y)}{10^8 \cdot k_1 \cdot \delta \cdot 3,6}} \quad \frac{W}{\text{cm}}$$

In dieser Gleichung steht  $k_1$  für die Kosten der Brennelementherstellung DM/Brennelementstab. Für schnelle Reaktoren ist der Durchmesser der Brennelementstäbe klein. In gewissen Grenzen kann man die Herstellungskosten der Stäbe als unabhängig vom Radius ansehen. Es gilt dann

$$(10.1-12) \quad k_1 = Z_1 \cdot H \cdot \pi \cdot R^2 \cdot \rho_F \cdot 10^{-3} = \frac{Z_1 \cdot H \cdot \chi(1+y)}{b \cdot 10^3} \quad \frac{\text{DM}}{\text{Stab}}$$

Mit  $H$  = Corehöhe cm

$R$  = Brennelementstab- Radius ohne Hülle cm

$\rho_F$  = Brennstoffdichte  $\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}$

Ferner gilt:

$$(10.1-13) \quad \pi \cdot R^2 = \frac{(1+y) \cdot \chi}{b \cdot 10^3 \cdot \rho_F} \quad \text{cm}^2$$

Löst man diese Gleichung nach  $R$  auf und setzt die optimale spezifische Leistung nach Gleichung (10.1-11) ein, so erhält man den optimalen Stabradius zu:

$$(10.1-14) \quad R_{\text{opt}} = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot \rho_F}} \sqrt{\frac{10^2 \cdot k_1 \cdot 3,6 \cdot \delta \cdot \chi(1+y)}{\alpha \cdot \beta \cdot H \cdot a_M}} \quad \text{cm}$$



Nach Gl. (1Q1-12) erhält man:

$$\text{Für die erste Corezone:} \quad k_1 = 296,1 \quad \frac{\text{DM}}{\text{Stab}}$$

$$\text{Für die zweite Corezone:} \quad k_1 = 253,7 \quad \frac{\text{DM}}{\text{Stab}}$$

Damit erhält man nach Gl. (1Q1-14):

$$\text{Für die erste Corezone:} \quad R_{\text{opt}} = 0,32 \quad \text{cm}$$

$$\text{Für die zweite Corezone:} \quad R_{\text{opt}} = 0,28 \quad \text{cm}$$

Aus Gründen der Herstellung der Brennelemente und aus beladetechnischen Gründen sollen die Brennelementstäbe für beide Corezonen den gleichen Durchmesser haben. Der mittlere optimale Brennelementstab- Radius beträgt dann ohne Hülle:

$$\underline{R_{\text{opt}} = 0,3 \text{ cm}}$$

### 10.1.3 Berechnung der Brennstoffkosten

Die Berechnung der Brennstoffkosten erfolgte nach den vorhergehenden Formeln. Die einzelnen Kosten-Posten wurden für die y-Werte der ersten und zweiten Zone getrennt berechnet und diese Teilergebnisse dann addiert, für die verschiedenen b-Werte gilt entsprechend das gleiche.

Die Brennstoffkosten ergaben sich wie folgt:

$$\begin{aligned} K'_{\text{interest}} &= 0,0774 \\ K'_{\text{interest}} &= 0,0257 \\ K'_{\text{refabr.}} &= 0,1162 \\ K_{\text{repro}} &= 0,0588 \\ K_{\text{first core}} &= 0,0372 \\ \hline \end{aligned}$$

Kosten für Core

$$+ \text{ axiales Blanket} \quad 0,3153$$

Kosten für Core + axiales Blanket	=	0,3153	
$K_{\text{first Bl}}$	=	0,0218	
			<hr/>
		0,3371	
- $K_{\text{Pu}}$	= -	0,0416	
			<hr/>
Brennstoffkosten:	=	<u>0,2955</u>	Pfg/kWhe

Es errechnet sich:  $P_{\text{opt}} = 4 \frac{\text{Corezyklen}}{\text{Blanketzyklus}}$

Um die Abhängigkeit der Brennstoffkosten vom Plutoniumpreis aufzuzeigen, wurden die Brennstoffkosten errechnet für  $\alpha = 24$  DM/gr;  $\alpha = 26$  DM/gr;  $\alpha = 32$  DM/gr;  $\alpha = 40$  DM/gr bei sonst gleichen Verhältnissen. Die Ergebnisse sind in Tab. 10.1-1 zusammengefaßt.

Tabelle 10.1-1

Abhängigkeit der Brennstoffkosten vom Plutoniumpreis

Bezeichnung	$\alpha = 24 \text{ DM/gr}$	$\alpha = 26 \text{ DM/gr}$	$\alpha = 32 \text{ DM/gr}$	$\alpha = 40 \text{ DM}$
$K'_{\text{interest}}$	0,0696	0,0774	0,0928	0,1160
$K''_{\text{interest}}$	0,0232	0,0257	0,0309	0,0386
$K_{\text{refabr}}$	0,1162	0,1162	0,1162	0,1162
$K_{\text{repro}}$	0,0588	0,0588	0,0588	0,0588
$K_{\text{first Core}}$	0,0372	0,0372	0,0372	0,0372
	<hr/> 0,3050	<hr/> 0,3153	<hr/> 0,3359	<hr/> 0,3668
$K_{\text{first Bl}}$	0,0218	0,0218	0,0218	0,0218
	<hr/> 0,3268	<hr/> 0,3371	<hr/> 0,3577	<hr/> 0,3886
$- K_{\text{Pu}}$	- 0,0360	- 0,0416	- 0,0584	- 0,0823
	<hr/>	<hr/>	<hr/>	<hr/>
Brennstoffkosten	<u>0,2908</u>	<u>0,2955</u>	<u>0,2993</u>	<u>0,3063</u>
P	4	4	4	3

## 10.2 Anlagekosten, Versicherungen und Betriebskosten

Eine erste Unterteilung der Anlagekosten erfolgt nach direkten und indirekten Kosten. Die direkten Kosten lassen sich weiterhin unterteilen in Kosten für den konventionellen Teil und solche für den reaktortechnischen Teil der Anlage.

Die Ermittlung der Kosten erfolgte im engen Kontakt mit dem RWE und unter Mithilfe der Firmen Mannesmann AG., Phönix-Rheinrohr AG., Dingler AG., KSB, Babcock, Ruhrstahl, Degussa.

### 10.2.1 Direkte Anlagekosten

#### 10.2.1.1 Konventioneller Teil

10<sup>3</sup> DM

#### Außenanlagen

Zufahrtsstraßen, Eisenbahnanschluß 3.000,-

#### Baukosten

Freianlagen: Schornstein, Einlaufbauwerk, Straßenbau, Entwässerung, Rohrkanäle, meteorolog. Mast, Umzäunung usw. 17.950,-

Nebengebäude: Lager, Werkstatt, Gaslager, Beseitigung radioaktiven Abfalls 2.100,-

Turbinengebäude mit Turbinenfundament 22.000,-

Dampferzeugerhaus 4.500,-

Reaktorgebäude: einschl. Stahl Container, Hilfsgebäude, Schaltwarte mit Verwaltungsteil, Zuführung vom Reaktor zum Dampferzeugerhaus 29.850,-

---

79.400,-

	<u>10<sup>3</sup> DM</u>
Übertrag	79.400,-
Insgemein ca. 10 bis 15 %	<u>10.600,-</u>
<u>Baukosten</u>	<u>90.000,-</u>
<u>Turbine-Generator-Einheit, einschl. Kondensation</u>	60.000,-
<u>Wasserseitige Einrichtungen:</u>	19.600,-
Kühl- und Speisewasser-Aufbereitung, -Behälter, Vorwärmung, Speisewasserpumpen und Dampfleitungen	
<u>Elektrische Einrichtungen:</u>	48.000,-
Schaltwarte, Kabel, Schalteinrichtungen, Instru- mentierung, Maschinentransformator (7 Pole)	
<u>Sonstige Einrichtungen:</u>	30.000,-
Krane, Aufzüge, Druckluft- und Vakuumsystem, Signal-, Ruf- und Fernmeldeeinrichtungen, Feuer- schutz, Fahrzeuge, Trinkwasseranlage usw.	
	<u>157.600,-</u>
<u>Unvorhergesehenes 10 %</u>	<u>15.000,-</u>
<u>Technische Einrichtungen</u>	<u>172.600,-</u>

	<u>10<sup>3</sup> DM</u>
Baukosten	90.000,-
Technische Einrichtungen	<u>172.600,-</u>
<u>Direkte Anlagekosten des konventionellen Teils</u>	262.600,-
<u>10.2.1.2 Reaktortechnischer Teil</u>	
<u>Reaktor-Ausrüstung:</u>	20.750,-
Reaktorkessel einschl. Deckel, Regelung, Beschickung, Beton-Abschirmung	
<u>Reaktor-Kühlsystem:</u>	29.100,-
Pumpen und Antriebe, Zwischenwärmetauscher, Rohre, Isolation	
<u>Zwischenkühlsystem:</u>	46.000,-
Pumpen und Antriebe, Dampferzeuger und Überhitzer, Rohre, Ventile, Isolation	
<u>Kühlmittel:</u>	2.100,-
Natrium einschl. Vorrat	
<u>Reaktorhilfssysteme</u>	10.000,-
<u>Weitere Ausrüstungen:</u>	9.000,-
Instrumentierung, Kontrolle, Überwachung	
	<u>116.950,-</u>
<u>Unvorhergesehenes</u>	<u>83.050,-</u>
<u>Direkte Anlagekosten des reaktortechnischen Teils</u>	200.000,-

10<sup>3</sup>DM

Direkte Anlagekosten des konventionellen Teils	262.600,-
Direkte Anlagekosten des reaktortechnischen Teils	200.000,-
<u>Direkte Anlagekosten</u>	<u>462.600,-</u>

### 10.2.2 Indirekte Kosten

Die Zinsen während der Bauzeit und Inbetriebnahme betragen 7 %. Während der Bauzeit steigt der Kapitalbedarf und damit die Kapitalkosten linear an, so daß während der gesamten Bauperiode mit dem halben Zinssatz gerechnet werden kann. Während der Inbetriebnahme ist jedoch der volle Zinssatz einzusetzen. Die Bauzeit beträgt 3 1/2 Jahre, die Inbetriebnahme 1 Jahr.

10<sup>3</sup>DM

Direkte Anlagekosten	462.600,-
Ingenieurleistungen, Entwurf, Inspektion 15 %	69.400,-
	<u>532.000,-</u>
Kosten für Bauland und dessen Erschließung	1.500,-
	<u>533.500,-</u>
Zinsen während der Bauzeit 3,5 % über 3,5 a	65.400,-
	<u>598.900,-</u>
Zinsen während der Inbetriebnahme 7 %	41.900,-
	<u>640.800,-</u>
<u>Direkte und indirekte Kosten</u>	<u>640.800,-</u>

### 10.2.3 Versicherungen <sup>+) [14]</sup>

Die Versicherungskosten liegen für konventionelle Kraftwerke unter 0,5 % der reinen Anlagekosten. Für die konventionelle Versicherung der Reaktor-Anlage kann 0,5 % der reinen Anlagekosten angesetzt werden. In der "Deckungsvorsorge-Verordnung" zum Atomgesetz (vom 22.2.1962) ist die Höhe der Deckungsvorsorge für den Betrieb von "Atomanlagen" festgelegt. Diese Höhe ist abhängig von der genehmigten Leistung und der Bevölkerungsdichte im Umkreis des Reaktors. Es sei für unseren Fall angenommen, die "Nukleare Haftpflichtversicherung" verursache Kosten in Höhe von 0,5 % der reinen Anlagekosten.

Die Gesamtkosten für Versicherungen liegen also bei 1 % der reinen Anlagekosten.

	10 <sup>3</sup> DM
Gesamtsumme der direkten Kosten	640.800.-
Versicherungskosten: 1 %	6.400.-
	<hr/>
	647.200.-

<sup>+) Nach Rücksprache mit RWE</sup>

### 10.2.4 Betriebskosten

#### Löhne und Gehälter:

Die Gesamtbelegschaft von 120 Angestellten und Arbeitern teilt sich auf wie folgt:

Direktion:	5
Reaktorbetrieb:	50
Werkstatt:	30
Technisches Büro:	15
Hilfsdienst:	20

	10 <sup>3</sup> DM
<u>Jährliche Lohn- und Gehaltskosten:</u>	1.800.-
<u>Sonderausgaben:</u> 20 % einschließlich Prämien, Krankengeld, Ferien usw.	360.-
Betriebsmittel, Wartung und Instandhaltung	10.000.-
	<hr/>
	12.160.-



10.3 Energiekosten

Die Einheitskosten werden aus den jährlichen Kosten wie folgt ermittelt:

$$K_e = \frac{K_a}{87,6 \cdot 10^3 \cdot \delta \cdot L} \quad \text{Pfg/kWhe}$$

$$K_a = \text{jährliche Kosten} \quad \text{DM/a}$$

$$K_e = \text{Einheitskosten} \quad \text{Pfg/kWhe}$$

$$L = \text{installierte elektrische Leistung} \quad \text{MWe}$$

$$\delta = \text{Lastfaktor} = 0,8$$

	Kosten 10 <sup>6</sup> DM	Annuität %	jährl. Kosten 10 <sup>6</sup> DM/a	Einheitskosten Pfg/kWhe
Anlagekosten	640,8	12,9	82,663	1,1795
Versicherungen			6,400	0,0913
<b>Fixe Kosten</b>			<b>89,063</b>	<b>1,2708</b>
Betriebskosten			12,159	0,1735
Brennstoffkosten			20,709	0,2955
<b>Variable Kosten</b>			<b>32,868</b>	<b>0,4690</b>
<b>Fixe Kosten</b>				<b>1,2708</b>
<b>Energiekosten</b>				<b>1,7398</b>

Die Abhängigkeit der Energiekosten vom Lastfaktor ist aus Tab. 10.3-1 ersichtlich.

Tabelle 10.3-1

Lastfaktor	0,9	0,85	0,8	0,75	0,7
Energiekosten Pfg/kWhe	1,5613	1,6450	1,7398	1,8467	1,9691

Literaturverzeichnis

- [1] GEAP - 3880 Comparative study of PuC - UC and PuO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> as fast reactor fuel.  
Part II - Economic considerations  
By G.D. Collins; November 15, 1962
- [2] GEAP - 3876 Plutonium fuel fabrication and reprocessing for fast ceramic reactors.  
By E.L.Zebroski; February 1, 1962
- [3] GEAP - 4028 A fuel reprocessing plant for fast ceramic reactors.  
By H.W.Alter; February 1, 1962
- [4] GEAP - 4414 Reactor safety and considerations of fuel cycle economics for fast reactors  
By K.Cohen; November 11, 1963
- [5] ANL - 6796 Proceedings of the conference on breeding economics and safety in large fast power reactors: Principles and problems of the development of a fast reactor fuel element.  
By W.Häfele; October 7-10, 1963
- [6] TID - 7025 Guide to nuclear power cost evaluation  
Kaisers Engineers Division.  
Vol. 1,2,3,4,5, Suppl.,
- [7] GEAP - 4418 Liquid metal fast breeder reactor design study.  
General Electric
- [8] WCAP - 3251 Liquid metal fast breeder reactor design study.  
Westinghouse Electric
- [9] CEND- 200 Liquid metal fast breeder reactor design study.  
Combustion Engineering Inc.; June 6, 1964

- [10] Atom und Strom Grundlagen für die Berechnung der Strom-  
erzeugungskosten von Kernkraftwerken.  
Von W.Gersten u.a.  
6. Jahrgang, Folge 6/7, Juni/Juli 1960
- [11] Atom und Strom Der Einfluß von Zinssatz, Steuern und  
Abschreibungsdauer auf die Höhe der  
Stromerzeugungskosten in Kernkraftwerken.  
Von Klaus-Dieter Fischer  
9. Jahrgang, Folge 9, September 1963
- [12] Die Atomwirtschaft Kapitaldienst und wirtschaftliche  
Lebensdauer bei Atomkraftwerken  
Von H. Gudehus
- [13] EUR/C/4191/3/60f Les perspectives de l'energie nucleaire.  
Michaelis, H.  
20. Juli 1961
- [14] Bundesgesetzblatt Teil 1, 1962, Nr. 7  
Verordnung über die Deckungsvorsorge  
nach dem Atomgesetz

# I n h a l t s v e r z e i c h n i s

## A Anhang

- A 2.1 Wärmetechnische Auslegungsdaten ausgeführter und geplanter Reaktoranlagen mit Na-Kühlung
  
- A 7.1 Thermische Bestimmung von Ein- und Mehrzonen-Cores
  
- A 9.2.1 Spannungen und Durchbiegung der Subassembly-Hüllrohrwände
  - A 9.2.1.1 Belastungsschema
  - A 9.2.1.2 Formeln für Spannung und Durchbiegung
  - A 9.2.1.3 Vergleich zwischen quadratischem und sechseckigem Hüllrohr-Querschnitt
  - A 9.2.3 Berechnung der thermischen Verformungen
  - A 9.2.4 Mechanische Spannungen

A n h a n g 2.1

Wärmetechnische Auslegungsdaten ausgeführter  
und geplanter Reaktoranlagen mit Na-Kühlung

D o u n r e a y

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor	
	Thermische Leistung	72	MW
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	NaK	
	Reaktor-Eintrittstemperatur	210	°C
	Reaktor-Austrittstemperatur	350	°C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	NaK	
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	330	°C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	200	°C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	193	°C
	Dampf Temperatur	270	°C
	Dampfdruck	10,5	at
	Zwischenüberhitzung	nein	
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>			
	mittl. log. Temperaturdifferenz	14,4	°C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	20	°C
<u>Literatur:</u>	Directory of Nuclear Reactors (Vol IV)		

A 2.1 - 3  
H a l l a m

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	graphit moderiert. therm. Reaktor
	Thermische Leistung	240 MW
	Brennstoff	U-Metall m.10 % Mo
	Abbrand	15000 MWd/t max
	max. Stableistung	630 W/cm
	Hüllmaterial	Austenit
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	321 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	507 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	480 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	292 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	151 °C
	Dampf Temperatur	441 °C
	Dampfdruck	56 at
	Zwischenüberhitzung	nein
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	28 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	29 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	95 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	108 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	91 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	150 °C
<u>Literatur:</u>	Direktory of Nuclear Reaktors (Vol IV)	

E B R 2

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	62,5 MW
	Brennstoff	Fissium 2,5 % Mo
	Abbrand	2 at %
	max. Stableistung	379 W/cm
	Hüllmaterial	Austenit
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	371 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	473 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	466 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	307 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	288 °C
	Dampf Temperatur	440 °C
	Dampfdruck	88 at
	Zwischenüberhitzung	nein
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	25,6 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	64 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	24 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	47,7 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	68 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	100 °C
<u>Literatur:</u>	Direktory of Nuclear Reactors (Vol IV)	



F e r m i

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	200 MW
	Brennstoff	U-Metall m. 10 %
	Abbrand	2 at %
	max. Stableistung	250 W/cm
	Hüllmaterial	Zirconium
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	288 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	426 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	408 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	270 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	171 °C
	Dampf Temperatur	405 °C
	Dampfdruck	42 at
	Zwischenüberhitzung	nein
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	16 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	16 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	52 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	64 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	39 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	140 °C
<u>Literatur:</u>	Direktory of Nuclear Reactors (Vol IV)	

K N K

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	heterogener ther- mischer Reaktor
	Thermische Leistung	58 MW
	Brennstoff	UO <sub>2</sub>
	Abbrand	10 000 MWd/t U <sub>mittel</sub>
	max. Stableistung	566 W/cm
	Hüllmaterial	8 Cr Ni Mo Nb 16
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	410 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	560 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	535 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	315 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	235 °C
	Dampf Temperatur	505 °C
	Dampfdruck	80 at
	Zwischenüberhitzung	nein
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	52,5 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	95 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	62 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	88 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	47 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	130 °C
<u>Literatur:</u>	KNK-Bericht	

R a p s o d i e

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	10      MW
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	460      °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	550      °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	535      °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	315      °C
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	15      °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	15      °C
<u>Literatur:</u>	CEA Nr. 2193	

B N 50

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	elektr. Leistung	50      MW
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	315      °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	450      °C

B N 350

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	elektr. Leistung	350 MW
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	300 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	500 °C

B N 1000

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	elektr. Leistung	1000 MW
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Austrittstemperatur	650 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	630 °C

P F F B R

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	150 MW
	Brennstoff	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>
	Abbrand	5 at %
	max. Stableistung	345 W/cm
	Hüllmaterial	Austenit
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	315 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	482 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	438 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	271 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	162 °C
	Dampftemperatur	411 °C
	Dampfdruck	64 at
	Zwischenüberhitzung	nein
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	44 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	44 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	26 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	66 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	58 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	130 °C
<u>Literatur:</u>	APDA - 124 APDA - 136	

L F R - Combustion

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	2500 MW
	Brennstoff	UC-PuC
	Abbrand	100 000 MWd/t av.
	max. Stabileistung	1330 W/cm
	Hüllmaterial	Austenit 19-9 DL
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	454 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	593 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	565 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	399 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	302 °C
	Dampftemperatur	538 °C
	Dampfdruck	168 at
	Zwischenüberhitzung	ja
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	40 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	55 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	87 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	106 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	64 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	130 °C
<u>Literatur:</u>	CEND 200 (Vol I)	

General Electric

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	2500
	Brennstoff	UO <sub>2</sub> + PuO <sub>2</sub>
	Abbrand	100 000 MWd/t av.
	max. Stableistung	745 W/cm
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	600 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	430 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	566 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	383 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	270 °C
	Dampfatemperatur	538 °C
	Dampfdruck	252 at
	Zwischenüberhitzung	ja
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	40 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	47 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	61 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	113 °C
<u>Literatur:</u>	GEAP - 4418 (Vol I)	

L M F B R - Westinghouse

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	2500 MW
	Brennstoff	UC-PuC
	Abbrand	100 000 MWd/t av.
	Stableistung	394 W/cm
	Hüllmaterial	Austenit 316 L
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	650 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	536 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
<u>Literatur:</u>	W CAP - 3251	



Allis Chalmers

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	2500 MW
	Brennstoff	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>
	Abbrand	100 000 MWd/t av.
	max. Stableistung	430 W/cm
	Hüllmaterial	Austenit 316 SS
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	510 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	650 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	560 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	340 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	246 °C
	Dampftemperatur	538 °C
	Dampfdruck	170 at
	Zwischenüberhitzung	ja
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	124 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	166 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	64 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	73 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	105 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	165 °C
<u>Literatur:</u>	ACNP - 64 503	

S E F O R 20 MW

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Experimentierreaktor
	Thermische Leistung	20 MW
	Hüllmaterial	Austenit
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	371 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	438 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Wärmetauscher-Eintrittstemp.	382 °C
	Wärmetauscher-Austrittstemp.	315 °C
<u>Zwischenwärmetauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	56 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	56 °C

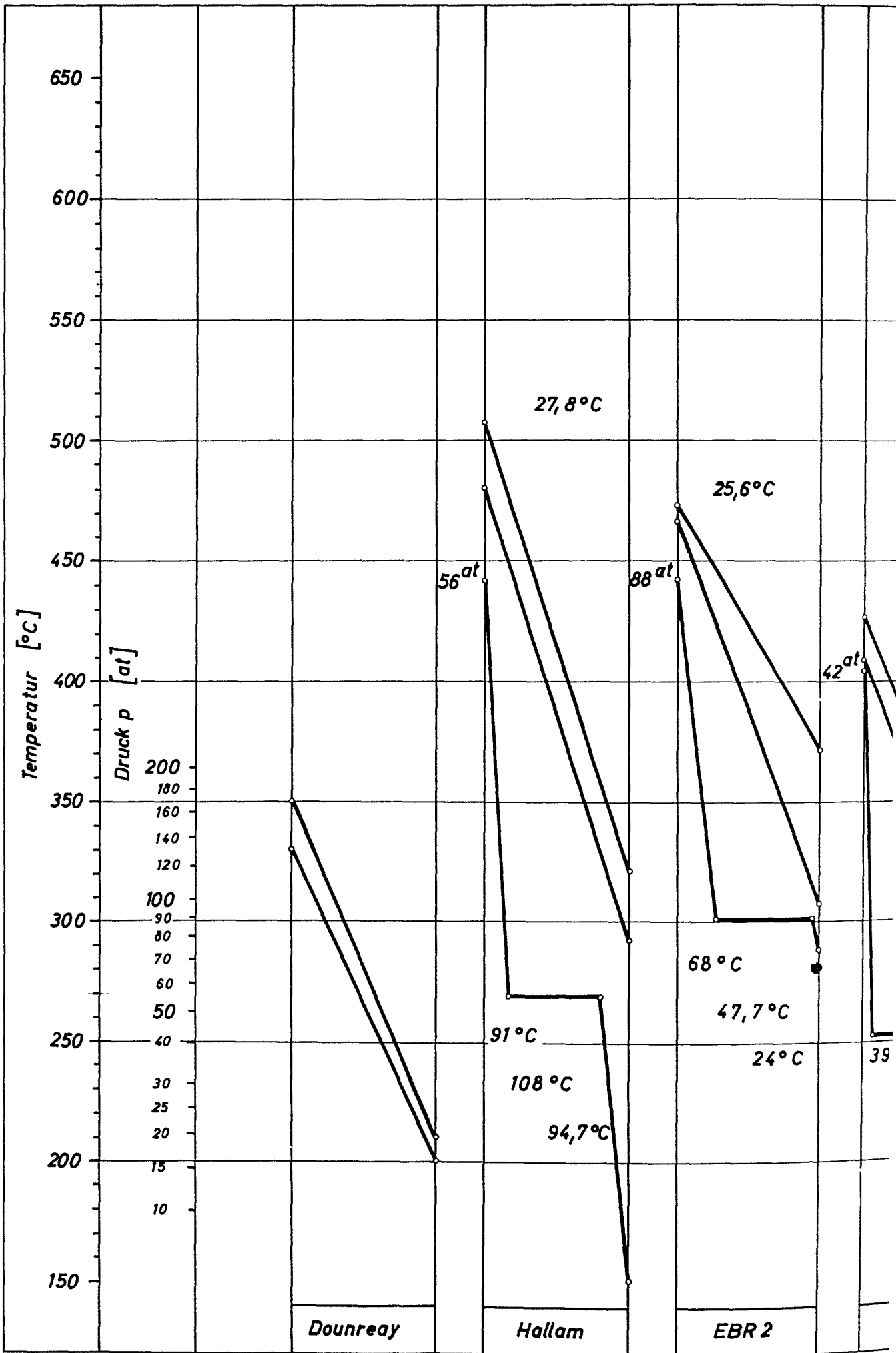
1000 MW-Frankreich

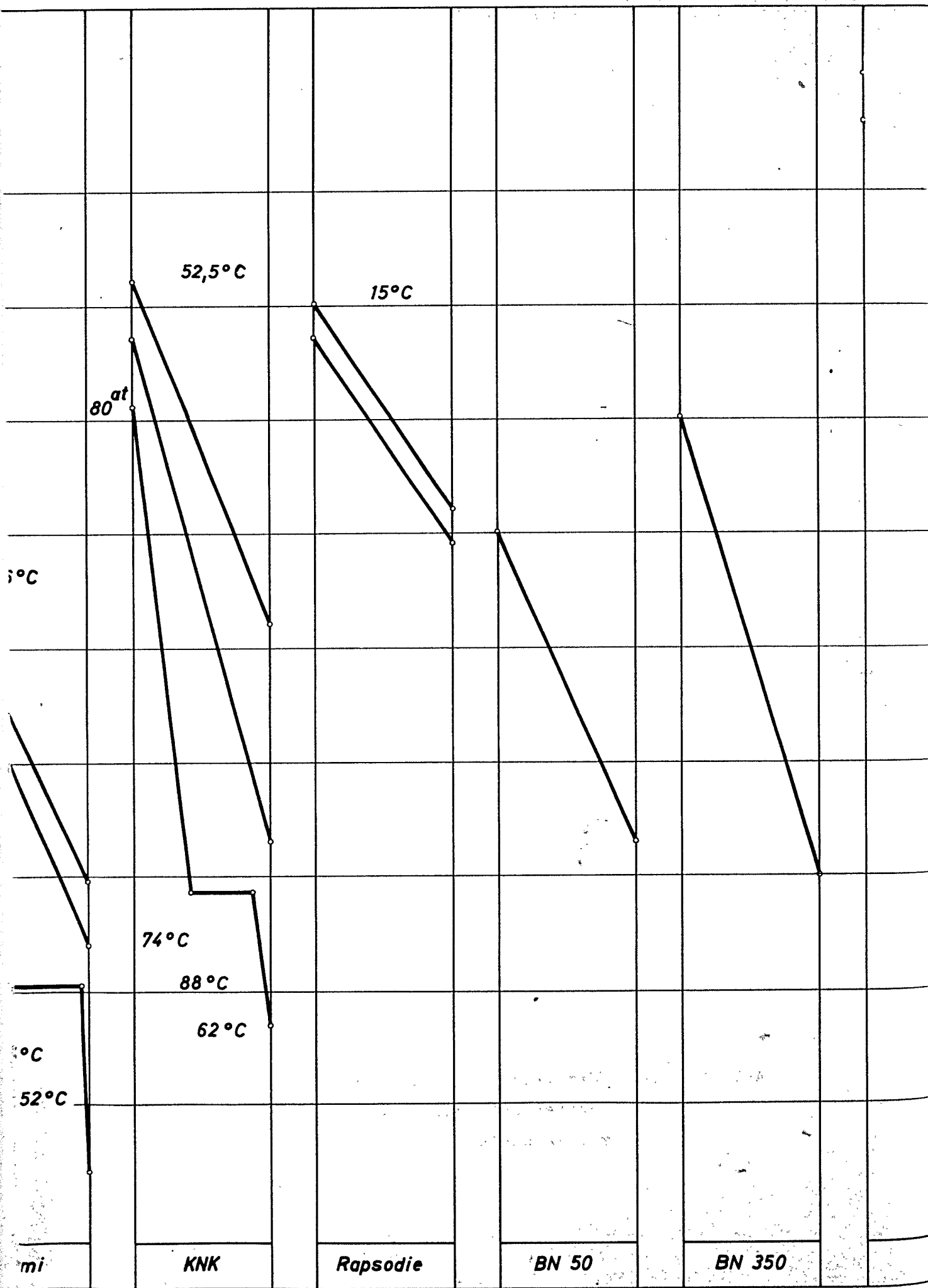
<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	2500 MW
	Brennstoff	UO <sub>2</sub> 'PuO <sub>2</sub>
	Abbrand	100 000 MWd/t
	max. Stableistung	500 W/cm
	Hüllmaterial	Inconel X
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	400 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	600 °C
<u>Literatur:</u>	CEA - R 2554	

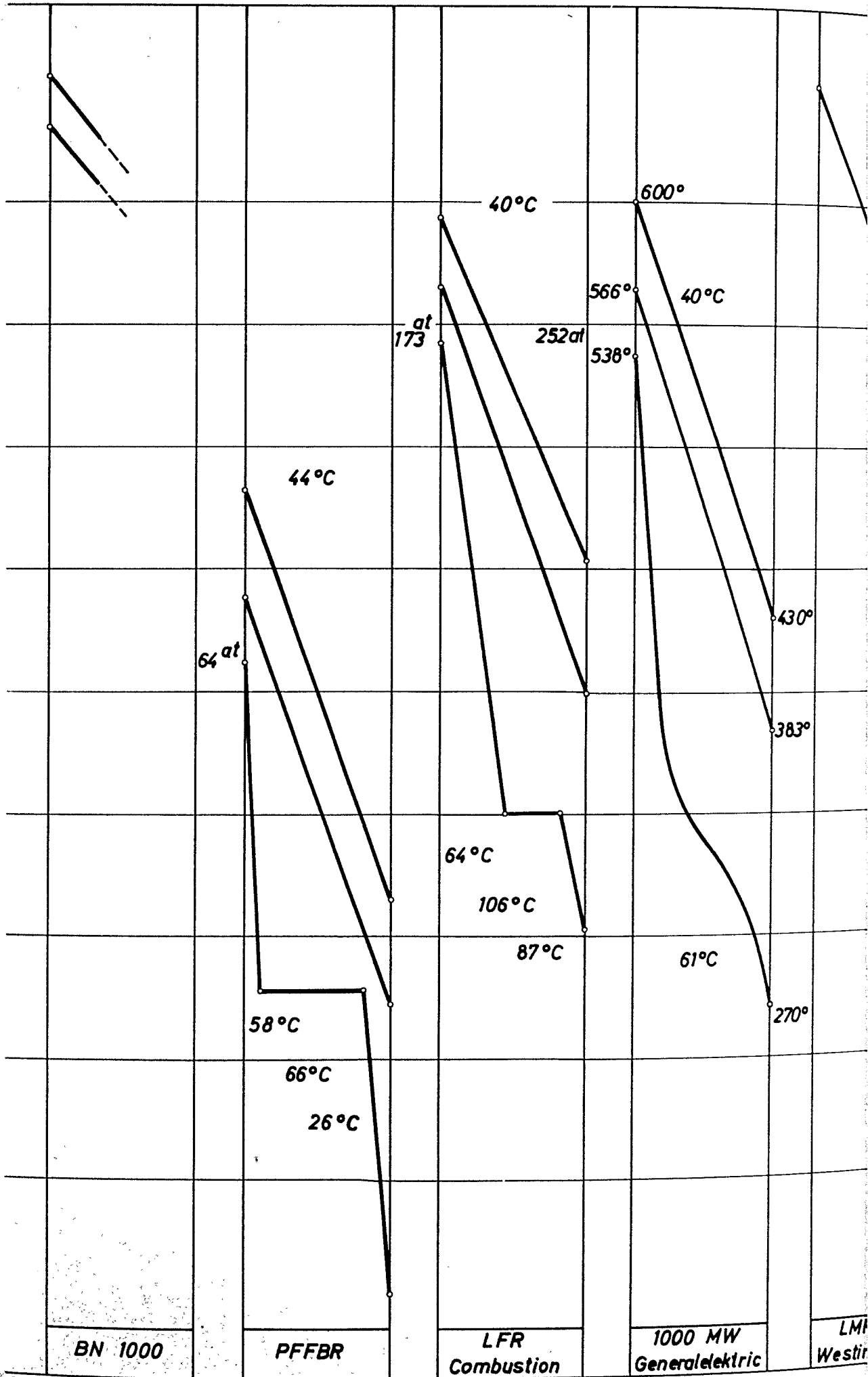
S B N A - 1

<u>Reaktor:</u>	Reaktortyp	Schneller Brutreaktor
	Thermische Leistung	2500 MW
	Brennstoff	UO <sub>2</sub> -PuO <sub>2</sub>
	Abbrand	100 000 MWd/t av.
	max. Stableistung	566 W/cm
	Hüllmaterial	Incoloy 800
<u>Primärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Reaktor-Eintrittstemperatur	430 °C
	Reaktor-Austrittstemperatur	580 °C
<u>Sekundärkreis:</u>	Kühlmittel	Na
	Dampferzeuger-Eintrittstemperatur	560 °C
	Dampferzeuger-Austrittstemperatur	360 °C
<u>Tertiärkreis:</u>	Speisewassertemperatur	286 °C
	Dampftemperatur	540 °C
	Dampfdruck	170 at
	Zwischenüberhitzung	ja
<u>Zwischenwärmeaustauscher:</u>		
	mittl. log. Temperaturdifferenz	40 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	70 °C
<u>Dampferzeuger:</u>	mittl. log. Temperaturdifferenz ECO	55 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Verdampfer	81 °C
	mittl. log. Temperaturdifferenz Überhitzer	58 °C
	max. Temperaturdifferenz an den Heizflächen	125 °C

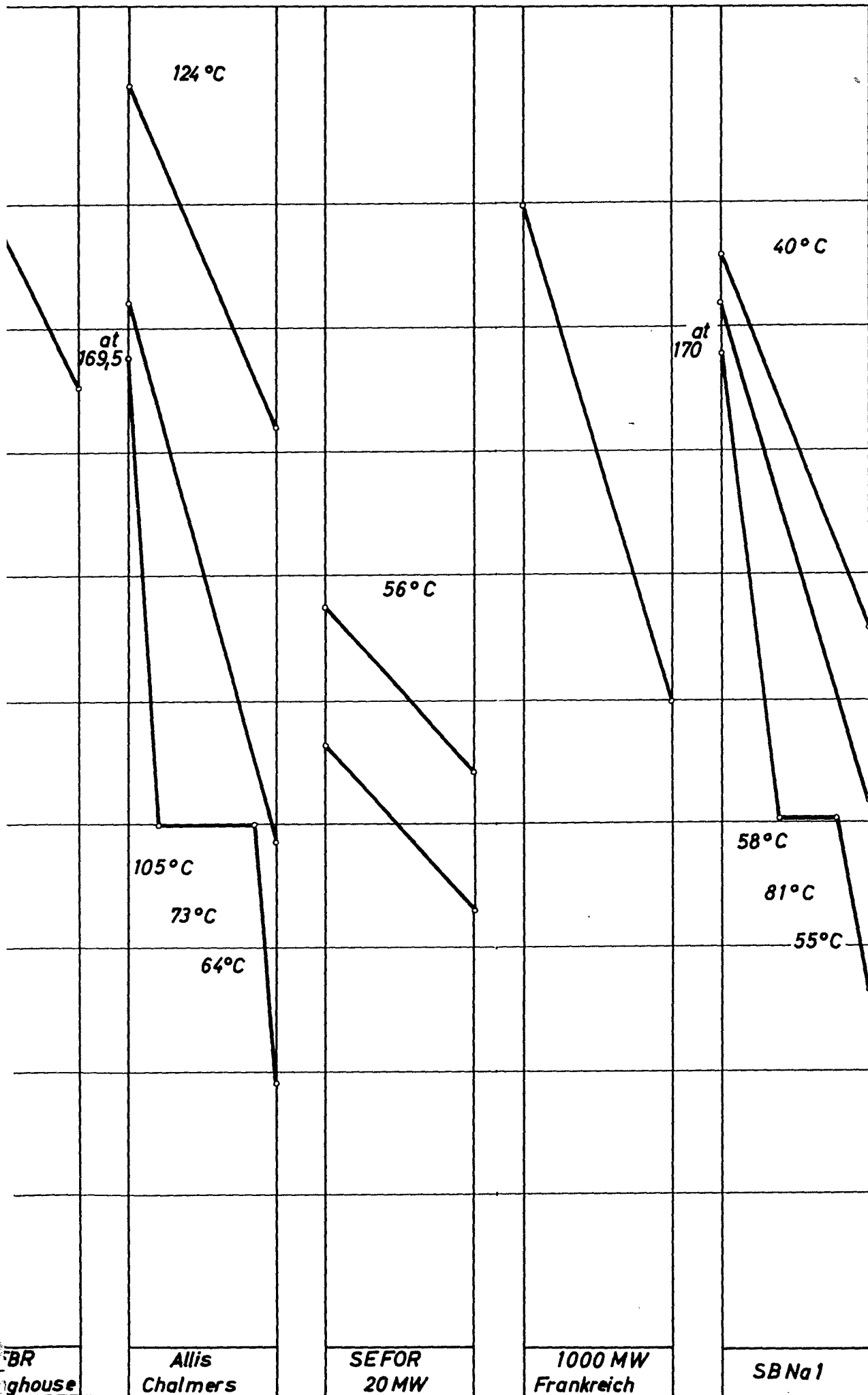
Abb. A 2.1-1 Wärmetechnische Auslegungsdaten ausgeführter und geplanter Reaktoranlagen mit Na-Kühlung











BR  
Lighthouse

Allis  
Chalmers

SEFOR  
20 MW

1000 MW  
Frankreich

SB Na1

A 7.1-1

Anhang 7.1

Thermische Bestimmung von Ein- und Mehrzonen-Cores

A 7.1 Thermische Bestimmung von Ein- und Mehrzonen-Cores.

Bereits in Abschn. 7.1 wurde hingewiesen, daß die ein Core ausreichend beschreibenden Größen

$\alpha$  Kühlmittelvolumenanteil im Core

$\left(\frac{H}{D}\right)_c$  Höhen-Durchmesser-Verhältnis des Cores

$V_c$  Volumen des Cores oder dessen Höhe  $H_c$

auf die wichtigsten kühlungstechnischen Parameter

$\Delta \vartheta$  Kühlmittelaufheizung

$\chi$  Stableistung

$\Delta p_c$  Druckverlust im Core als Funktion der Strömungs-Geschwindigkeit

und den Stabdurchmesser  $D$  zurückgeführt werden können, um den thermisch und technisch interessanten und möglichen Core-Bereich abzugrenzen.

Für Einzonen-Cores gelten die folgenden Beziehungen:

Das Höhen-Durchmesser-Verhältnis

$$(A 7.1-1) \quad \left(\frac{H}{D}\right)_c^2 = \frac{\varphi_{ax} \varphi_{rad} \chi_{max} c^3 D \alpha^3}{Q_{th} (1-\alpha-\beta_o)^2},$$

wobei

$$c = \frac{\Delta p_c}{f \cdot \frac{\rho}{2} v_{max}^2} = \frac{H_c}{D_h}$$

ein für den Core-Druckverlust  $\Delta p_c$  und die Geschwindigkeit  $v$  charakteristischer Parameter ist;

$Q_{th}$  = thermische Core-Leistung

$D_h$  = hydraulischer Durchmesser eines Kühlkanals

$\beta_o$  = Strukturmaterial-Volumenanteil (ohne BE-Hülle)

Das Core-Volumen:

$$(A 7.1-2) \quad V_c = \frac{Q_m \cdot \frac{\pi}{4} \cdot D^2}{\varphi_{ax} \varphi_{rad} (1-\alpha-\beta_o) \chi_{max}}$$

Die Kühlmittelaufheizung ist von  $\Delta p$ ,  $\chi_{\max}$  und  $D$  über die Beziehung

$$(A 7.1-3) \quad \Delta \mathcal{V} = \frac{\varphi_{\max}}{\rho \cdot v_{\max} \frac{\pi}{4} c_p} \cdot \frac{c \cdot \chi_{\max}}{D}$$

abhängig.

Mit den drei Größen  $\alpha$ ,  $(H/D)_c$  und  $V_c$  kann ein dreidimensionaler Raum gedacht werden, in dem ein Bereich durch die thermischen Parameter  $\Delta \mathcal{V}$ ,  $\chi_{\max}$  und  $c$  sowie dem Stabdurchmesser  $D$  abgegrenzt wird, in welchem sich alle Reaktoren befinden, die innerhalb der folgenden Parameterintervalle liegen:

Maximale Stableistung	$\chi_{\max}$	:	500 - 750	W/cm
Kühlmittelaufheizung	$\Delta \mathcal{V}$	:	100 - 200	°C
Core-Druckverlust	$\Delta p_c$	:	2 - 4	at
Brennstabdurchmesser	$D$	:	6 - 7,5	mm

außerdem soll der Kühlmittelvolumenanteil  $\alpha$  innerhalb 0,35 - 0,6 und das Höhen-Durchmesser Verhältnis  $(H/D)_c$  innerhalb 0,2 - 0,9 liegen. Die Begrenzung des Kühlmittelanteils auf einen Mindestwert von 35 % erfordert der mit fallendem  $\alpha$  stark ansteigende Druckverlust, vgl. Abb. 7.2-5.

In der  $(H/D)_c$ ,  $\alpha$  - Ebene wird der interessierende Bereich durch die maximalen bzw. minimalen  $c, D$  und  $\chi$ -Werte aufgespannt, wie Gl.(A 7.1-1) unmittelbar zeigt, vgl. Abb. A 7.1-1.

Nach Gl.(A 7.1-3) besitzen die Grenzkurven gleichzeitig konstante Aufheizspannen.

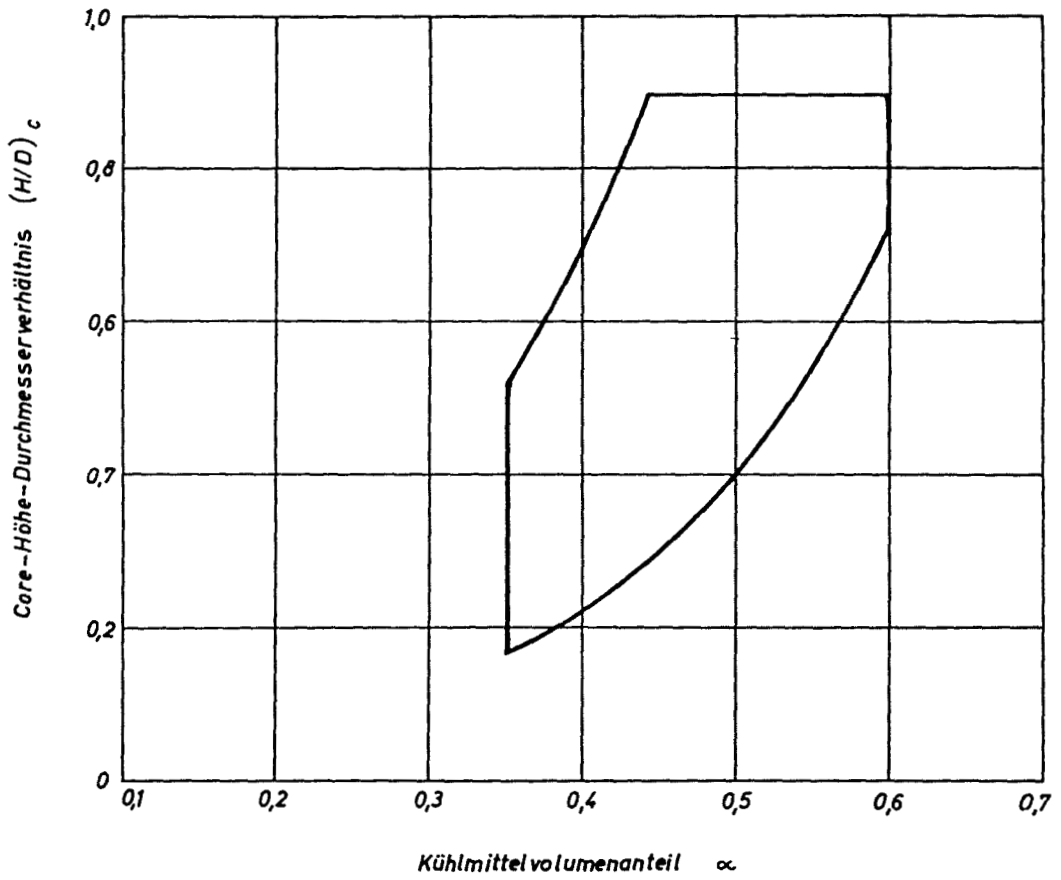


Abb. A 7.1-1 Thermisch und technisch interessanter Core-Bereich in der  $(H/D)_c, \alpha$  - Ebene

Die Kühlmittelgeschwindigkeit kann dabei nur wenig variiert werden, da sie über  $c$ , mit der dritten Potenz in die Aufheizspanne eingeht.

In der dritten Dimension, dem Core-Volumen, Gl.(A 7.1-2), wird der Reaktorbereich durch Extremwerte des Quotienten  $D^2/\chi$  begrenzt.

$\chi$  und  $D$  orientieren sich dabei an den Grenzen der Aufheizspanne und des im Parameter  $c$  enthaltenen Druckverlustes.

$\chi$  und  $D$  sind deshalb als Funktionen von  $c$  und  $\Delta V^g$  zu extremalisieren.

Aus Gl.(A 7.1-1) und (A 7.1-3) ergibt sich  $\chi = \chi(\Delta V^g, c)$  sowie  $D = D(\Delta V^g, c)$ :

$$(A 7.1-4) \quad \chi = \frac{Q_{th} \cdot \rho \cdot v_{max} \cdot \pi/4 \cdot c_p}{(\varphi_{ax} \varphi_{rad}) \cdot \varphi_{ax}} \cdot \frac{(H/D)_c (1-\alpha-\beta_0)}{\sqrt{\alpha^3}} \cdot \frac{\sqrt{\Delta V^g}}{c^2}$$

$$(A 7.1-5) \quad D = \frac{Q_{th}}{\varphi_{rad} \cdot \rho \cdot v_{max} \cdot \pi/4 \cdot c_p} \cdot \frac{(H/D)_c (1-\alpha-\beta_0)}{\sqrt{\alpha^3}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\Delta V^g} c}$$

Mit Gl. (A 7.1-2), (A 7.1-4) und (A 7.1-5) folgt das Core-Volumen bei gegebenem  $(H/D)_c$  und  $\alpha$  als Funktion von der Kühlmittelaufheizung  $\Delta V^g$  allein:

$$(A 7.1-6) \quad V_c = \frac{\pi}{4} \left[ \frac{Q_{th}}{\varphi_{rad} \cdot \rho \cdot v_{max} \cdot \pi/4 \cdot c_p} \right]^3 \cdot \frac{(H/D)_c}{\sqrt{\alpha^3}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\Delta V^g}}$$

In den Abb. A 7.1-2 und A 7.1-3 werden mit Hilfe dieser Beziehungen berechnete Schnitte durch den Volumenbereich bei konstantem  $\alpha$  bzw.  $(H/D)_c$  dargestellt und für weitere zweidimensionale Multigruppenstudien verwendet.

Zweck dieser Untersuchung ist, nach Abschluß der zweidimensionalen Multigruppen-Rechnungen, den gesamten thermisch und technisch interessanten Core-Bereich der Inter- bzw. Extrapolation bezüglich der Optimalisierung zugänglich zu machen.

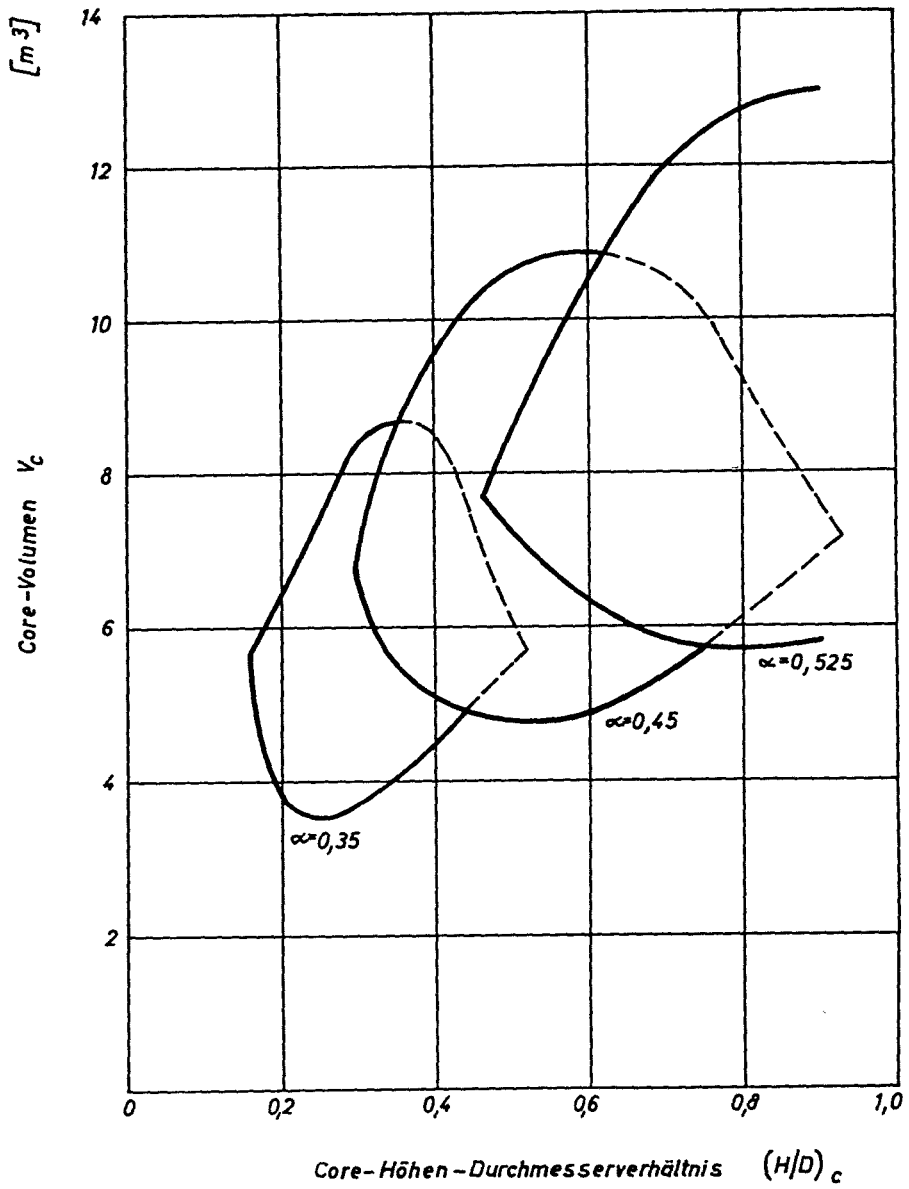


Abb. A 7.1-2 Thermisch und technisch interessanter Core-Bereich in der  $V_c, (H/D)_c$  - Ebene mit dem Kühlmittelvolumenanteil  $\alpha$  als Parameter ( $\alpha$  stellt die dritte Dimension des Core-Bereichs dar)

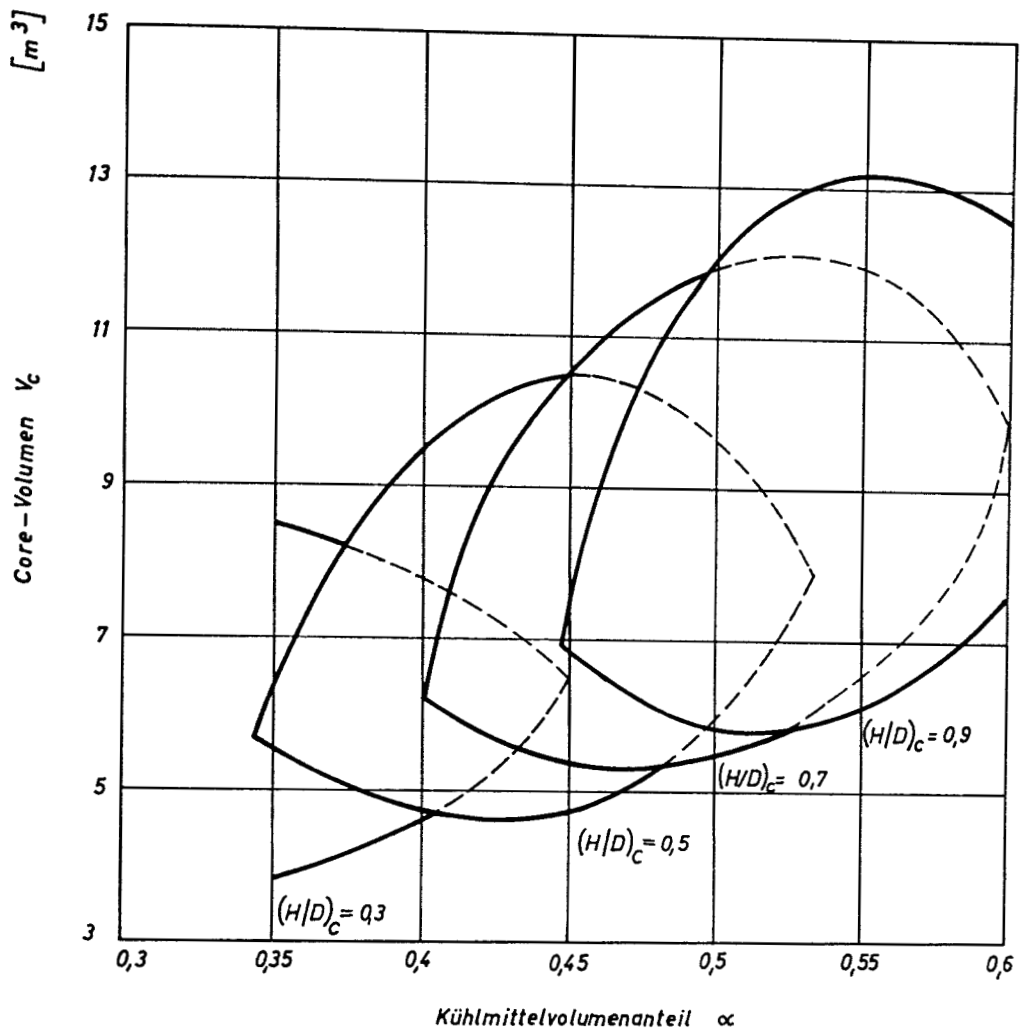


Abb. A 7.1-3 Thermisch und technisch interessanter Core-Bereich in der  $V_c$ ,  $\alpha$ -Ebene mit dem Höhen-Durchmesser-Verhältnis  $(H/D)_c$  als Parameter ( $(H/D)_c$  stellt die dritte Dimension des Core-Bereichs dar)



Die Volumenvariation in den vorgegebenen Parameter-Intervallen ist beträchtlich. Der thermisch interessante Core-Bereich ist echt dreidimensional.

Für zwei- und n-Zonen-Cores muß für die Core-Bestimmung ein iterativer Prozeß anhand der folgenden modifizierten Gleichungen angewandt werden.

Infolge der angestrebten Zonen-Aufheizung sind die Verhältnisse der Zonendurchmesser  $D_2/D_1$  bis  $D_n/D_{n-1}$  bekannt.

Mit der Durchmesser-Beziehung für die einzelnen Zonen, z.B. für die innerste Zone

$$(A 7.1-7) \quad D_1 = \frac{Q_1 \cdot D^2}{\varphi_{ax} \cdot \varphi_{rad1} \cdot \chi_{1max} \cdot H (1 - \alpha_1 - \beta_0)}$$

und zunächst geschätzten Werten für  $H$ ,  $Q_1$ , sowie angenommenen Formfaktoren  $\varphi_{ax}$  und  $\varphi_{rad1}$ , wird  $D_1$  und über das vorgegebene Verhältnis  $D_n/D_1$  der äußere Core-Durchmesser  $D_n$  berechnet.

Aus der folgenden Gleichung

$$(A 7.1-8)$$

$$\left(\frac{H}{D_n}\right)^2 = \frac{\varphi_{ax} \cdot H^3}{D^2} \cdot$$

$$\frac{\prod_{n=1}^n (1 - \alpha_n - \beta_0) \varphi_n \chi_n}{Q_1 \prod_{2}^n (1 - \alpha_n - \beta_0) \varphi_n \chi_n + \sum_{2}^{j=n-1} \left\{ Q_j \prod_{1}^{i=j-1} [(1 - \alpha_i - \beta_0) \varphi_i \chi_i] \cdot \prod_{j+1}^{k=n} [(1 - \alpha_k - \beta_0) \varphi_k \chi_k] \right\} + Q_n \prod_{1}^{n-1} (1 - \alpha_n - \beta_0) \varphi_n \chi_n}$$

(wobei  $\varphi \equiv \varphi_{rad}$ ;  $\chi \equiv \chi_{max}$ )

ergibt sich bei gegebenem Höhen-Durchmesser-Verhältnis des Cores,  $(H/D_n)_c$  und zunächst ebenfalls geschätzten Leistungsanteilen  $Q_n$  die Core-Höhe  $H$  und damit der Core-Durchmesser  $D_n$ .

Mit der neuen Höhe  $H$  und veränderten Werten  $Q_n$  wird wieder in Gl.(A 7.1-7) bzw. in analoge Gleichungen für andere Zonen eingegangen, usw.

Das Verfahren konvergiert bei 2-Zonen-Cores sehr rasch.

Anhang 9.2

- A 9.2.1 Spannungen und Durchbiegungen der Subassembly-Hüllrohrwände
  - A 9.2.1.1 Belastungsschema
  - A 9.2.1.2 Formeln für Spannung und Durchbiegung
  - A 9.2.1.3 Vergleich zwischen quadratischem und sechseckigem Hüllrohrquerschnitt
  
- A 9.2.3 Berechnung der thermischen Verformungen

A 9.2.1 Spannungen und Durchbiegungen der Subassembly-HüllrohrwändeA 9.2.1.1 Belastungsschema

Die ebenen Wände der Subassembly-Hüllrohre stellen festigkeitsmäßig schmale rechteckige Platten dar, welche an den beiden Längsseiten sowie an der unteren Schmalseite fest eingespannt sind, während die obere Schmalseite frei ist. Der innere Überdruck des durchströmenden Kühlmittels wirkt auf sie in Form einer von unten nach oben linear bis auf Null abnehmenden Flächenlast. Vernachlässigt man die Einspannung der unteren Schmalseite, welche die Festigkeit erhöht, dann läßt sich der so erhaltene sog. Plattenbalken in eine beliebige Anzahl paralleler, an beiden Enden eingespannter und durch gleichmäßige Streckenlast beanspruchter Streifen (Einzelbalken) zerlegen. Bei einer angenommenen Breite von 1 cm ist diese Streckenlast gleich dem örtlichen Differenzdruck  $\Delta p$ .

A 9.2.1.2 Formeln für Spannung und Durchbiegung

Nach [1], S.887, hat das maximale Biegemoment die Größe

$$M_{\max} = \frac{\Delta p \cdot a_m^2 \cdot 1}{12}$$

( $a_m$  = mittlere Seitenlänge des Hüllrohrquerschnitts),

während sich die größte Biegespannung daraus zu

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{W} = \frac{\Delta p \cdot a_m^2}{1 \cdot S^2 \cdot 2}$$

ergibt (  $S$  = Wandstärke des Hüllrohres).

Die Durchbiegung ergibt sich, ebenfalls nach [1], zu

$$f = \frac{\Delta p \cdot a_m^4 \cdot (1 - \nu^2)}{32 E \cdot S^3}$$

wobei der leicht versteifende Einfluß der verhinderten Querdehnung berücksichtigt ist.

Da bei maßstäblicher Vergrößerung des Hüllrohrquerschnittes das Verhältnis  $a_m/S$  konstant bleibt, ändert sich die Spannung überhaupt nicht und die Durchbiegung lediglich linear mit den Abmessungen (Schlüsselweite).

#### A 9.2.1.3 Vergleich zwischen quadratischem und sechseckigem Hüllrohrquerschnitt

Bei gleicher Querschnittsgröße verhält sich der Umfang eines Sechsecks zu dem eines Quadrates wie 0,93 : 1, so daß zur Erreichung gleichen Hüllrohrquerschnittes ( $\approx$  Umfang  $\cdot$  Wandstärke) die Wandstärke  $S$  beim Sechseck um 8% größer wird, d.h.

$$\frac{S_6}{S_4} = 1,08 .$$

Außerdem gilt unter Vernachlässigung dieses Wandstärkenunterschiedes

$$\frac{a_{m 6}}{a_{m 4}} = 0,62 ,$$

so daß schließlich das Verhältnis der Spannungen bei sechseckigem bzw. quadratischem Hüllrohrquerschnitt

$$\frac{\sigma_6}{\sigma_4} = \left( \frac{S_4}{S_6} \cdot \frac{a_{m 6}}{a_{m 4}} \right)^2 = 0,33$$

wird.

Für gleiche Spannung wie beim quadratischen Hüllrohr kann demnach die Wandstärke des Sechskantrohres um den Faktor  $\sqrt{0,33} = 0,58$  kleiner gewählt werden, was einer Verringerung des Materialbedarfs um 42% entspricht.

Für das Verhältnis der Durchbiegung ergibt sich

$$\frac{f_6}{f_4} = \left( \frac{a_{m 6}}{a_{m 4}} \right)^4 \cdot \left( \frac{S_4}{S_6} \right)^3 = 0,118$$

### A 9.2.3 Berechnung der thermischen Verformungen

Mit dem angegebenen Koordinatensystem, vgl. Abb. 9.2-2, ergibt sich der radiale Temperaturgradient zu

$$G_I = G_{\max} \cdot \frac{x}{l_c}$$

$$G_{II} = G_{\max} = \text{const.}$$

Die Krümmung folgt aus dem Gradienten zu

$$\frac{1}{\rho} = y'' = \alpha_{\text{th}} \cdot G ;$$

daraus leitet sich die radiale Durchbiegung in beiden Bereichen ab:

$$y_I = \alpha_{\text{th}} \cdot \frac{G_{I \max}}{l_c} \cdot \frac{x^3}{6} + C_1 x + C_2$$

$$y_{II} = \alpha_{\text{th}} \cdot G_{\max} \cdot \frac{z^2}{2} + D_1 z + D_2$$

Aus den Randbedingungen - senkrechte Tangente und  $y = 0$  für  $x = 0$  sowie gleiche Neigung und Durchbiegung am Übergang von I nach II - ergibt sich schließlich

$$y_I = \alpha \cdot \frac{G_{\max}}{l_c} \cdot \frac{x^3}{6}$$

$$y_{II} = \alpha \cdot G_{\max} \left( \frac{z^2}{2} + l_c \cdot \frac{z}{2} + \frac{l_c^2}{6} \right) ,$$

entsprechend der in Abb. 9.2-2 gezeigten Durchbiegungskurve.

### A 9.2.4 Mechanische Spannungen

Eine obere Grenze für die bei der Ausbiegung des oberen Subassembly-Endes um  $\Delta R$  auftretenden Spannungen erhält man, wenn der Fuß als

starr angesehen und sein Spiel in der Grundplatte vernachlässigt wird. Es entsteht dadurch das Modell eines unten starr eingespannten und oben ausgebogenen Balkens von der Länge  $l$  und dem Trägheitsmoment  $J$ .

Mit der Beziehung

$$f = \Delta R = \frac{P \cdot l^3}{3 E J}$$

[1], erhält man die an der Durchbiegungsstelle wirkende Kraft

$$P = \frac{3 E J \Delta R}{l^3}$$

und das an der Einspannstelle wirkende Biegemoment

$$M_b = P \cdot l = \frac{3 E J \Delta R}{l^2} .$$

Die Biegespannung wird dann einfach

$$\sigma = \frac{M_b}{W_f} = \frac{3 E J \Delta R}{l^2 \cdot W_f} ,$$

wobei  $W_f$  das Widerstandsmoment des Fußes bedeutet.

#### Literatur

[1] Hütte, Bd. 1, 28. Auflage